

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/>

To je izvirna različica zaključnega dela.

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

Kastigar, J., 2016. Analiza nabrekanja temeljnih tal globokega vkopa Dragučova. Magistrsko delo. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo. (mentorica Petkovšek, A., somentor Maček, M.): 61 str.

Datum arhiviranja: 06-07-2016

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 original version of final thesis.

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

Kastigar, J., 2016. Analiza nabrekanja temeljnih tal globokega vkopa Dragučova. Master Thesis. Ljubljana, University of Ljubljana, Faculty of civil and geodetic engineering. (supervisor Petkovšek, A., co-supervisor Maček, M.): 61 pp.

Archiving Date: 06-07-2016

Univerza  
v Ljubljani

Fakulteta za  
*gradbeništvo in  
geodezijo*



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

**MAGISTRSKI ŠTUDIJSKI  
PROGRAM DRUGE STOPNJE  
GRADBENIŠTVO  
SMER NIZKE GRADNJE**

Kandidat:

**JANEZ KASTIGAR**

**ANALIZA NABREKANJA TEMELJNIH TAL  
GLOBOKEGA VKOPA DRAGUČOVA**

Magistrsko delo št.: 20/II.GR

**GROUND SWELLING ANALYSIS OF THE DEEP CUT  
DRAGUČOVA**

Graduation – Master Thesis No.: 20/II.GR

**Mentorica:**

doc. dr. Ana Petkovšek

**Somentor:**

asist. dr. Matej Maček

Ljubljana, 07. 06. 2016

### **STRAN ZA POPRAVKE, ERRATA**

Stran z napako	Vrstica z napako	Namesto	Naj bo

## **IZJAVA O AVTORSTVU**

Podpisani **JANEZ KASTIGAR** izjavljam, da sem avtor magistrske naloge z naslovom: »**ANALIZA NABREKANJA TEMELJNIH TAL GLOBOKEGA VKOPA DRAGUČOVA**«.

Izjavljam, da je elektronska oblika povsem enaka tiskani različici.

Izjavljam, da dovoljujem objavo elektronske različice v digitalnem repozitoriju.

Ljubljana, 13.5.2015

Janez Kastigar

## **BIBLIOGRAFISKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK**

<b>UDK:</b>	<b>624.131.1(497.4)(043)</b>
<b>Avtor:</b>	<b>Janez Kastigar dipl. inž. grad. (UN)</b>
<b>Mentor:</b>	<b>doc. dr. Ana Petkovšek, uni. dipl. inž. geol.</b>
<b>Somentor:</b>	<b>asist. dr. Matej Maček, uni. dipl. inž. grad.</b>
<b>Naslov:</b>	<b>Analiza nabrekanja temeljnih tal globokega vkopa Dragučova</b>
<b>Obseg in oprema:</b>	<b>61 str., 12 pregl., 49 sl.</b>
<b>Ključne besede:</b>	<b>AC globoki vkop, analiza, nabrekanje, mehčanje, materialni model</b>

### **Izvleček**

Magistrska naloga obravnava nabrekanje temeljnih tal v globokem avtocestnem vkopu Dragučova, kjer so se kmalu po izgradnji začele pojavljati neravnine na vozišču v obliki neenakomernih dvižkov. V uvodnem delu naloge je na kratko opisana zgodovina geoloških raziskav in gradnje vkopa. V nadaljevanju so predstavljene metode za prepoznavanje nabrekalnega potenciala in teorija računanja vertikalnih deformacij z nelinearno analizo in modelom »Soft soil«, ki ga uporablja program PLAXIS. V osrednjem delu naloge so najprej predstavljeni rezultati laboratorijskih preiskav miocenskega laporja, s katerimi smo določili osnovne geotehnične lastnosti, nabrekalni potencial in izmerili nabrekalne deformacije in nabrekalni tlak. Rezultate laboratorijskih meritev smo uporabili pri nelinearni analizi vertikalnih deformacij, s katero smo računali dvižke temeljnih tal od začetka gradnje vkopa. Nato smo z enakimi parametri izdelali še materialni model vkopa, s katerim smo določili dvižke temeljnih tal in pričakovani časovni razvoj deformacij. Rezultate nelinearne analize in materialnega modela smo primerjali in ugotovili zadovoljivo ujemanje velikosti napovedanih deformacij. Ocenili smo delež že mobiliziranih nabrekalnih deformacij in čas mobilizacije preostalega deleža le teh.

**BIBLIOGRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT**

**UDC:** 624.131.1(497.4)(043)  
**Author:** Janez Kastigar B.E. (Civil)  
**Supervisor:** assist. prof. Ana Petkovšek, Ph.D.  
**Cosupervisor:** assist. Matej Maček, Ph. D.  
**Title:** Ground swelling analysis of the deep cut Dragučova  
**Notes:** 61 p., 12 t., 49 fig.  
**Key words:** Highway deep cut, analysis, swelling, softening, material model

**Abstract**

The master thesis analyses swelling deformation that appeared in the deep motorway cut at Dragučova near Maribor. Soon after construction the deformation appeared as a pavement differential heave in the longitudinal and transversal direction. In the introduction the thesis presents geological investigation for the design and the history of the deep cut construction. It continues with the introduction of the methods for the recognition of swelling potential and with the theoretical background of a nonlinear analysis of vertical strain and the Soft soil model used by the programme PLAXIS. In the main part of the thesis the results, gathered with the experimental work and including index properties, swelling potential, swelling deformation and swelling pressure, are presented. These results were used for conventional computation of nonlinear vertical deformations and as input for the deep cut material model made in PLAXIS. The calculation results of vertical swelling deformations determined by using the two methods are in good agreement. Finally, the ratio of already mobilized heave and the time development of the expected deformation in the future are estimated.

## **ZAHVALA**

Iskreno se zahvaljujem mentorici doc. dr. Ani Pekovšek in somentorju asist. dr. Mateju Mačku za pomoč in pri izdelavi magistrske naloge. Obenem bi se zahvalil še zaposlenim v laboratoriju katedre za mehaniko tal za pomoč pri opravljanju laboratorijskih raziskav.

Posebaj bi se rad zahvalil svoji družini, ki mi je stala ob strani in me podpirala skozi celoten študij.

**KAZALO VSEBINE**

<b>STRAN ZA POPRAVKE, ERRATA</b>	<b>I</b>
<b>IZJAVA O AVTORSTVU</b>	<b>II</b>
<b>BIBLIOGRAFIKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK</b>	<b>III</b>
<b>BIBLIOGRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION</b>	<b>IV</b>
<b>ZAHVALA</b>	<b>V</b>
<b>KAZALO VSEBINE</b>	<b>VI</b>
<b>KAZALO PREGLEDNIC</b>	<b>VIII</b>
<b>KAZALO SLIK</b>	<b>IX</b>
<b>1 UVOD</b>	<b>1</b>
<b>2 ZGODOVINA GRADNJE VKOPA DRAGUČOVA</b>	<b>3</b>
<b>3 PREPOZNAVANJE NABREKALNEGA POTENCIALA</b>	<b>6</b>
<b>3.1 Splošno</b>	<b>6</b>
<b>3.2 Indeksne preiskave</b>	<b>7</b>
3.2.1 Indeksne preiskave v povezavi z oceno nabrekanja	8
<b>3.3 Zemljinska sukcijska in ocena nabrekljivosti</b>	<b>9</b>
3.3.1 Prispevek sukcijske h trdnosti zemljin	9
3.3.2 Retencijska krivulja (SWRC)	11
3.3.3 Ocena nabrekljivosti na podlagi sukcijske	11
3.3.4 Ocena nabrekljivosti na podlagi SWRC	12
<b>3.4 Adsorpcija vode po Enslin-Neff in metilen modro pri prepoznavanju nabrekljivosti</b>	<b>14</b>
<b>3.5 Mehanske preiskave za določitev nabrekljivosti</b>	<b>16</b>
<b>4 TEORIJA RAČUNANJA VERTIKALNIH DEFORMACIJ</b>	<b>18</b>
<b>4.1 Nelinearna analiza vertikalni deformacij</b>	<b>18</b>
<b>4.2 Računanje vertikalnih deformacij z modelom »soft soil«</b>	<b>20</b>
4.2.1 Računanje nabrekalnih deformacij	20
4.2.2 Kriterij plastičnega tečenja	21
<b>5 EKSPERIMENTALNO DELO</b>	<b>24</b>
<b>5.1 Opis materialov v raziskavi</b>	<b>24</b>
<b>5.2 Opis postopkov raziskav</b>	<b>24</b>



<b>6</b>	<b>REZULTATI PREISKAV</b>	<b>26</b>
<b>6.1</b>	<b>Indeksne lastnosti</b>	<b>26</b>
<b>6.2</b>	<b>Določitev retencijske krivulje</b>	<b>29</b>
<b>6.3</b>	<b>Ocena nabrekljivosti iz rezultatov indeksnih raziskav</b>	<b>31</b>
6.3.1	Ocena nabrekljivosti na podlagi konsistenčnih mej	31
6.3.2	Ocena nabrekljivosti na podlagi retencijske krivulje	31
6.3.3	Ocena nabrekljivosti na podlagi metilen modro in adsorpcije vode	32
<b>6.4</b>	<b>Povzetek analize nabrekljivosti z uporabo indeksnih kazalnikov</b>	<b>34</b>
<b>6.6</b>	<b>Rezultati direktnih meritev - prosto nabrekanje vzorca pri ničnem tlaku</b>	<b>35</b>
<b>6.7</b>	<b>Rezultati direktnih meritev - nabrekanje in obremenjevanje intaktnega vzorca</b>	<b>37</b>
<b>6.8</b>	<b>določitev deviške konsolidacijske krivulje</b>	<b>38</b>
<b>7</b>	<b>RAČUN VERTIKALNIH DEFORMACIJ TEMELJNIH TAL GLOBOKEGA VKOPA DRAGUČOVA</b>	<b>40</b>
<b>7.1</b>	<b>Nelinearna analiza vertikalnih deformacij</b>	<b>40</b>
<b>7.2</b>	<b>Materialni model</b>	<b>44</b>
7.2.1	Program PLAXIS	44
7.2.2	Kalibracija materialnega modela	44
7.2.3	Materialni model globokega vkopa Dragučova	49
<b>7.3</b>	<b>Rezultati Materialnega modela</b>	<b>53</b>
7.3.1	Dvižek temeljnih tal	53
7.3.2	Časovni razvoj dviganja temeljnih tal	54
7.3.3	Vpliv bokov	56
<b>8</b>	<b>ZAKLJUČEK</b>	<b>57</b>
<b>VIRI</b>		<b>59</b>

**KAZALO PREGLEDNIC**

Preglednica 3.1: Klasifikacija nabrekljivosti na bazi plastičnosti	8
Preglednica 3.2: Metoda WES ocenjevanja nabrekljivosti zemljin po smernicah UFC 2004	12
Preglednica 3.3: Klasifikacija nabrekljivih zemljin po R.G. McKeen, (1992)	13
Preglednica 6.1: Indeksne lastnosti miocenskega laporja	26
Preglednica 6.2: Ocena nabrekanja miocenskega laporja po Holtz in Gibbsu (1956)	31
Preglednica 6.3: Postopek WES ocenjevanja nabrekljivosti zemljin po smernicah UFC 2004	32
Preglednica 6.4: Rezultati ocenjevanja nabrekljivosti po različnih postopkih	34
Preglednica 6.5: Koeficient konsolidacije in nabrekanja intaktnega ter židkega preizkušanca	39
Preglednica 7.1: Parametri materialnega modela	47
Preglednica 7.2: Sidranje opornih zidov	50
Preglednica 7.3: Prilagojena vrednost kohezije in horizontalne vodoprepustnosti	51
Preglednica 7.4: Definirane faze gradnje modela globokega vkopa Dragučova	51

## KAZALO SLIK

Slika 2.1: Lokacija globokega vkopa Dragučova	3
Slika 2.2: Globoki vkop Dragučova, smer S	3
Slika 2.3: Lokacije vgrajenih inklinometrov na OZ-5	4
Slika 2.4: Lidar posnetek deformacij vozišča	5
Slika 3.1: Cassagrandejev modificiran diagram za prepoznavanje nabrekljivih zemljin	8
Slika 3.2: Koeficient efektivne napetosti na podlagi eksperimentalno potrjenih zvez	10
Slika 3.3: Retencijska krivulja za značilne zemljine. D60 pomeni velikost sita pri presejku 60%, IP je indeks plastičnosti in P0,063 delež finih zrn.	11
Slika 3.4: Prirejen diagram prepoznavanja nabrekljivih zemljin po McKeen, (1992)	13
Slika 3.5: Zveza med vrednostjo metilen modra in nabrekalnim tlakom, določena na oligocenskih in miocenskih sedimentih.	14
Slika 3.6: Diagram za hitro prepoznavanje potencialne nabrekljivosti	15
Slika 4.1: Določanje koeficienta nabrekanja $C_H$	19
Slika 4.2: Določanje koeficienta konsolidacije ( $C_c$ ) in nabrekanja ( $C_s$ )	19
Slika 4.3: Porušni kriterij modela »soft soil« v $p' - \tilde{q}$ ravnini	22
Slika 4.4: Porušni kriterij modela »soft soil« v $\sigma'_1 - \sigma'_2 - \sigma'_3$ prostoru	23
Slika 5.1: Vzorec miocenskega laporja iz globokega vkopa Dragučova, uporabljen v raziskavi	24
Slika 6.1: Fazni diagram miocenskega laporja v naravnem stanju	27
Slika 6.2: Določanje meje krčenja z opazovanjem zniževanja količnika por med sušenjem	27
Slika 6.3: Retencijska krivulja miocenskega laporja (sukcija - $S_r$ )	29
Slika 6.4: Retencijska krivulja miocenskega laporja (sukcija - $w$ )	29
Slika 6.5: Retencijska krivulja miocenskega laporja (matrična sukcija - $S_r$ )	30
Slika 6.6: Retencijska krivulja miocenskega laporja (matrična sukcija - $w$ )	30
Slika 6.7: Ocena nabrekanja miocenskega laporja po Cassagrandeju (1948)	31
Slika 6.8: R.G. McKeenova klasifikacija nabrekljivih zemljin z vrednostmi retencijske krivulje miocenskega laporja	32
Slika 6.9: Ocena nabrekalnega potenciala laporja po A. Petkovšek (2002)	33
Slika 6.10: Rezultati preizkusa nabrekanja pri ničnem tlaku	35
Slika 6.11: Nabrekalni dvižek vzorca miocenskega laporja med korakom prosto nabrekanje (3)	36
Slika 6.12: Edometerski modul stisljivosti določen pri bremenski stopnji 4,5 - 1600 kPa pred in po nabrekanju	36

Slika 6.13: Rezultati preizkusa nabrekanja in obremenjevanja	37
Slika 6.14: Krivulja stisljivosti židkega vzorca	38
Slika 6.15: Naleganje premice koeficienta Cs židkega vzorca na intaktnem vzorcu	38
Slika 7.1: Dvižek temeljnih tal vkopa z upadom vpliva razbremenitve po globini na podlagi Steinbrennerjevega diagrama	40
Slika 7.2: Računska vlaga pri 100% zasičenosti ter računski vlaga po Steinbrennerju in merjene vrednosti v laporju z globino	41
Slika 7.3: Računska vlaga po globini ob upoštevanju oziroma neupoštevanju vpliva sukcije	42
Slika 7.4: relativna vertikalna deformacija temeljnih tal vkopa	43
Slika 7.5 Van Genuchtenova retencijska krivulja sukcija - količnik por	45
Slika 7.6: Van Genuchtenova retencijska krivulja sukcija - stopnja zasičenosti	46
Slika 7.7: Materialni model edometerskega preizkusa	46
Slika 7.8: Deformacije materialnega modela edometerskega preizkusa	48
Slika 7.9: Primerjava meritev nabrekanja miocenskega laporja; edometer - materialni model	48
Slika 7.10: Primerjava časovnega razvoja nabrekanja miocenskega laporja; edometer - materialni model	49
Slika 7.11: Prečni prerez profila P596	49
Slika 7.12: Materialni model globokega vkopa Dragučova	52
Slika 7.13: Deformiran model vkopa pri času $t = \infty$	53
Slika 7.14: Skupni dvižek temeljnih tal v osi vkopa pri času $t = \infty$	53
Slika 7.15: Skupni dvižek temeljnih tal vkopa pri času $t = \infty$	54
Slika 7.16: Časovni razvoj nabrekanja temeljnih tal z anizotropijo vodoprepustnosti	55
Slika 7.17: Časovni razvoj nabrekanja temeljnih tal brez anizotropije vodoprepustnosti	55
Slika 7.18: Deformirano stanje modela vkopa neskončne širine	56
Slika 7.19: Dvižek temeljnih tal v osi vkopa neskončne širine	56

## 1 UVOD

Načrtovanje globokih vkopov v mehkih kamninah, ki vsebujejo glino ali v visoko prekonsolidiranih glinah je poseben izziv. V nasprotju z nasipi, kjer lahko z izbiro nasipnega materiala vplivamo na mehanske lastnosti in jih prilagodimo zahtevam konstrukcije nasipa, moramo pri načrtovanju vkopov znati prepoznati lastnosti materiala in le tem prilagoditi konstrukcijo za zavarovanje vkopa.

Pri gradnji globokih vkopov, so geološka tla izpostavljena spremembam, ki nastopijo zaradi:

- razbremenitve – zmanjšanja totalnih napetosti,
- trajnih in sezonsko pogojenih sprememb vlage zaradi spremenjenih klimatskih razmer in
- spremenjenega toka podzemne vode.

Kadar so temeljna tla zgrajena iz kamnin, npr. apnenca, gradnja globokega vkopa ne vpliva bistveno na trdnostno deformacijsko obnašanje tal v vkopu. V mehkih kamninah, ki vsebujejo glino ali v visoko prekonsolidiranih glinah, pa kombinacija vplivov razbremenitve in atmosferskih vplivov povzroči mehčanje tal, ki počasi prodira v globino. Mehčanje ne poteka enakomerno, temveč je odvisno od majhnih sprememb sestave in prepustnosti tal. Zaradi ekvilibracija vlage oz. sukcije, ki sta gonilo mehčanja, tla izgubljajo začetno trdnost in se deformirajo - nabrekajo. Mehčanje lahko traja v vkopih tudi več desetletij. Posledice se kažejo v porušitvah stabilnosti na vkopnih brežinah in neenakomernih deformacijah temeljnih tal v dnu vkopa. Te se na začetku lahko javljajo kot nabrekalni dvižki, v času obratovanja ceste pa se nato lahko pojavijo tudi posedki.

Pri projektiranju globokih vkopov v mehkih kamninah moramo upoštevati spremembe zaradi razbremenitve ter se nanje ustrezno odzvati z ustrezno konstrukcijo in prilagojenim časovnim planom gradnje.

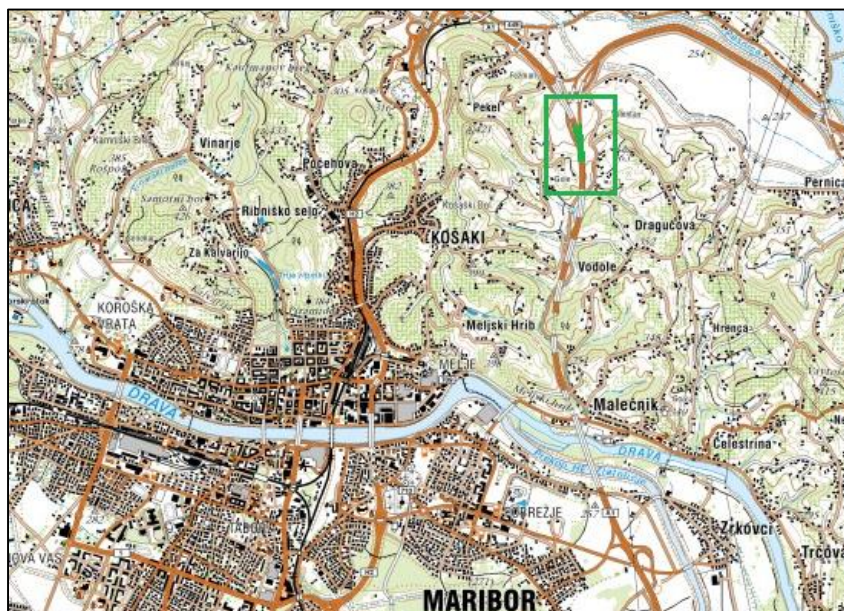
V Sloveniji je bilo v preteklih 70 letih zgrajenih več globokih vkopov, v katerih je prišlo do nepričakovanih deformacij in porušitev. Med bolj znanimi primeri so npr. deformacije strojnice HE Moste (Šuklje, 1980, Majes, 2006, Petkovšek, 2010), porušitev globokega AC vkopa pri Vranskem (Petkovšek, 2010), dvižki tira v globokem železniškem vkopu Stanjevci itd. Trenutno so predmet geotehničnih raziskav veliki dvižki AC vozišča v globokem vkopu Dragučova pri Mariboru (Maček et al, 2011).

V tej nalogi bomo obravnavali nabrekljivost miocenskega laporja v temeljnih tleh globokega AC vkopa v Dragučovi. Na osnovi rezultatov laboratorijskih meritev bomo poskušali izdelati materialni model z uporabo programske opreme PLAXIS. Rezultat materialnega modela bo poskus napovedi razvoja

volumenskih deformacij v dnu vkopa od začetka gradnje dalje. Na ta način bomo poiskovali določiti kolišen del deformacij se je zgodil med gradnjo, kolikšen se je zgodil do danes in kolikšen del se bo še izvršil v prihodnje.

## 2 ZGODOVINA GRADNJE VKOPA DRAGUČOVA

Globoki vkop Dragučova je dolg 520 m in globok 40 m. Nahaja se na AC odseku Maribor - Lenart, kjer se AC razcepi na tri krake: proti Šentilju, Lendavi in Ptujju (slika 2.1 in 2.2). Dograjen je bil leta 2009.



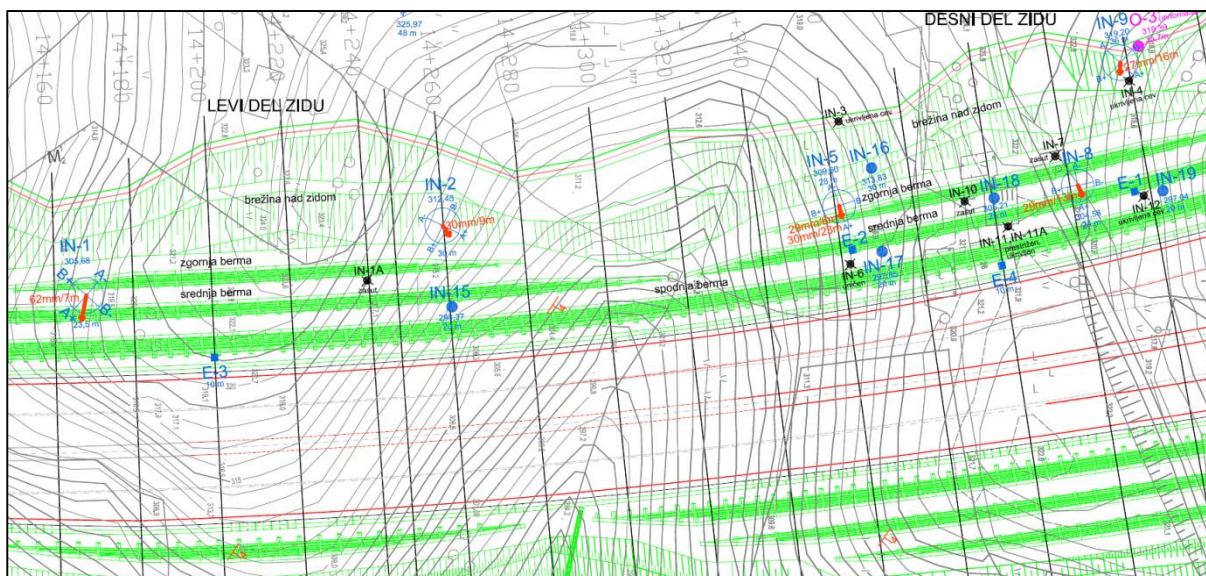
Slika 2.1: Lokacija globokega vkopa Dragučova (Vir: [www.geopedia.si](http://www.geopedia.si))



Slika 2.2: Globoki vkop Dragučova, smer S (Vir: [www.dars.si](http://www.dars.si))

Geološko-geotehnično poročilo, izdelano za potrebe PGD projekta gradnje tega odseka, opisuje območje v katero je vkopan AC odsek, kot gričevnat svet, katerega gradijo klastične kamnine miocenske starosti. V miocenskih plasteh se menjavajo laporji, gline, meljevci in peščenjaki. Podzemna voda je vezana na meljno peščene plasti, prisotne zlasti blizu površine terena, medtem, ko naj bi bila temeljna tla iz laporja v dnu vkopa suha.

Za potrebe IP in PGD projekta so bile izvedene raziskave z vrtanjem, »in situ« meritve v vrtnah in preiskave trdnosti odvzetih vzorcev. Predhodne geološke raziskave niso vključevale preiskav za identifikacijo občutljivosti materialov na mehčanje. Podporna konstrukcija, dimenzionirana na podatke trdnostnih raziskav, je bila sestavljena iz sidranih prečnih nosilcev in ukrepov za zagotavljanje protierozijske zaščite. Podobne konstrukcije so bile že uporabljene v številnih globokih vkopih v hribinah, vendar ne v podobnih geoloških razmerah. Geotehnični strokovnjaki, vključeni v geotehnični konzilij DARS, so odsvetovali gradnjo globokega vkopa in na razcepu Dragučova priporočali gradnjo pokrite galerije oz. predora, vendar je bil predlog gradnje v predoru zavrnjen zaradi prometne varnosti. Zaradi geotehničnih opozoril, je bil na vkopnih brežinah vgrajen sistem za monitoring med gradnjo, ki je vključeval meritve pomikov v inklinometrih in na površinskih geodetskih točkah ter meritve sidrnih sil.



Slika 2.3: Lokacije vgrajenih inklinometrov na OZ-5

(Vir: PID objekta; Vkop OZ-5 km 14+080 do km 14+600 na trasi AC KOPER - LENDAVA)

Kmalu po začetku gradnje vkopa so kontrolne meritve pokazale povečane horizontalne deformacije v inklinometrih (slika 2.3) in hitro naraščanje sidrnih sil. Med odpiranjem vkopa so se med plastmi pojavljale odprte dolge razpoke, v napovedano »suhih« temeljnih tleh pa so se pojavljale vlažne cone. Na odseku 14+300 se je sprožil zemeljski plaz.

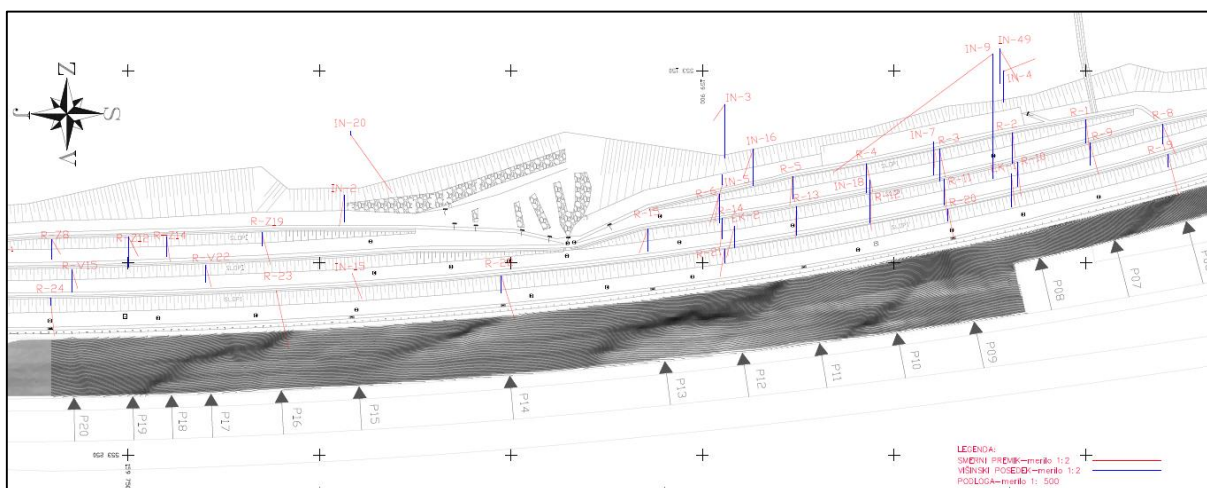
Dodatne vrtnine so pokazale, da so trdni laporji in zaglinjeni peščenjaki med gradnjo postopno izgubljali začetno trdnost. Po prvem letu gradnje so bili horizontalni pomiki reda velikosti 5 do 15 mm na mesec. Z vgradnjo dodatnih sider so se deformacije omejile na ca 4 mm na mesec. Sidrne sile so kljub temu



naraščale nad projektne vrednosti. Izjema so bila le sidra, vgrajena v zadnji fazi gradnje, potem ko je bila podporna konstrukcija vzdolžno ojačana z dodatno armirano betonsko grede.

Zaradi mehčanja hribine na brežinah vkopa, ki ga projekt ni upošteval, so bila potrebna obsežna dodatna dela, ki so zajemala izvedbo armirano betonske grede v dolžini nekaj sto metrov, povečanje števila sider iz 417 na 717, oziroma povečanje skupne dolžine sider iz 8336 m na 18545 m (Maček et al, 2011).

Med gradnjo se je vkop postopoma poglobljajal, zato vplivi mehčanja na dno vkopa med gradnjo niso bili vidni, čeprav so bili pričakovani. Kmalu po odprtju AC, so se na vozni površini začele pojavljati neravnine, ki so jih sprva, brez resnih geotehničnih analiz, nekateri pripisovali posledicam nastanka globoke drsne ploskve pod pilotno steno z izravnim robom na vozišču. Meritve lidar (slika 2.3) in podrobnejša analiza meritev do leta 2015 pa kažejo, da so neravnine najverjetneje posledica dvižkov zaradi nabrekanja.



Slika 2.4: Lidar posnetek deformacij vozišča

(Vir: pridobljeno pri FGG, Katedra za mehaniko tal z laboratorijem)

V letu 2016 se načrtujejo dodatne vrtine za vzpostavitev novih opazovanj na brežinah in na vozišču, zaradi velikih neravnin pa je na poškodovanem odseku avtoceste omejena hitrost vožnje.

### 3 PREPOZNAVANJE NABREKALNEGA POTENCIALA

#### 3.1 Splošno

Za napovedovanje velikosti in časovnega razvoja mehčanja ter nabrekanja v mehkih kamninah in visoko prekonsolidiranih glinah nimamo na voljo namenskih raziskav, ki bi ustrezno simulirale primerljiva dogajanja v naravi. Potrebno je izvesti serijo različnih vrst preiskav, jih ovrednotiti v luči načrtovanih sprememb napetostnega stanja med in po izgradnji, rezultate pa dodatno nadgraditi s primerljivimi izkušnjami. Preiskave za prepoznavanje mehčanja oz. nabrekljivosti delimo na:

- **indeksne**, kjer raziskujemo temeljne lastnosti zemljine, kot so mineralna sestava, plastičnost, kationska izmenjalna kapaciteta, specifična površina, vlaga in preko njih posredno ugotavljamo nabrekljivost in nabrekalni potencial zemljine in
- **mehanske**, kjer nabrekalne deformacije in nabrekalni tlak neposredno merimo pod kontroliranimi pogoji, pod znanimi totalnimi napetostmi in pri znani sukciji.

Pri obravnavi nabrekanja moramo terminološko opredeliti pojme, ki so povezani z nabrekanjem (Petkovšek et al, 2010):

- **Nabrekljivost** je lastnost zrna ali združbe zrn v hribinski masi, da ob navzemanju vode ali ob znižanju efektivne napetosti pri nespremenjeni vlagi povečajo svoj volumen. Tudi če se vlaga ne spremeni, se zaradi spremembe napetostnega stanja, spremeni sukcija.
- **Nabrekanje:** je proces, ki poteka v zemljini ob spremembi razmer v geološkem okolju in se odraža v povečanem volumnu (npr. dvižku tal) ali povečanih tlakih na oviro (konstrukcijo).
- **Nabrekalni potencial:** je zmožnost, da se v zemljini sproži proces nabrekanja in je direktno odvisen od sukcije. Visok nabrekalni potencial imajo lahko tudi zemljine, ki ne vsebujejo nabrekajočih mineralov glin, imajo pa zelo visoko sukcijo.
- **Nabrekalna deformacija:** je prirastek volumna zaradi nabrekanja, ki jo lahko izrazimo kot linearni nabrekalni dvižek ali nabrekalno volumensko ekspanzijo. Velikost nabrekalne deformacije je odvisna od nabrekalnega potenciala in zunanje obremenitve. Pri dovolj visoki zunanji obremenitvi (totalnem tlaku) nabrekljiva zemljina ne bo spremenila volumna, tudi če ima visok nabrekalni potencial.
- **Nabrekalni tlak:** je tlak, s katerim vzdržujemo konstantni volumen zemljine ob navzemanju vode ali zniževanju sukcije. Velikosti nabrekalnega tlaka in nabrekalne deformacije nista v neposredni zvezi. Nekatere zemljine, na primer oligocenska sivica, lahko razvijejo zelo visoke nabrekalne tlake ob relativno majhnih deformacijah in obratno.

### 3.2 Indeksne preiskave

Nabrekljivost zemljine izvira iz njene mineralne sestave in strukture. V zemljinah, ki vsebujejo nabrekljive minerale glin, je tveganje, da bo prišlo do volumskih deformacij ob spremembi vlage, vselej prisotno. Hkrati pa vemo, da zemljine z gosto strukturo težijo k rahljanju, zemljine z rahlo strukturo pa k zgoščanju. Prisotnost v zemljini prisotnih nabrekljivih mineralov glin najprej identificiramo z mineraloškim raziskavami ter kazalniki aktivnosti zrn. Ti so:

- Specifična površina zrn ( $A_s$ )
- Aktivnost ( $A_c$ )
- Kationska izmenjalna kapaciteta (CEC)
- Permanentni strukturni naboj na površini
- Adsorpcija za vodo ( $w_A$ ) itd.

Izkušnje kažejo, da so geološke napovedi nabrekanja, kadar temeljijo samo na podatkih mineraloške analize, za geotehnično rabo premalo zanesljive in jih je treba vedno dopolniti z direktnimi meritvami, vselej v povezavi z merjenjem vlage in gostote (strukture) v različnih stanjih zgoščenosti in saturacije materiala.

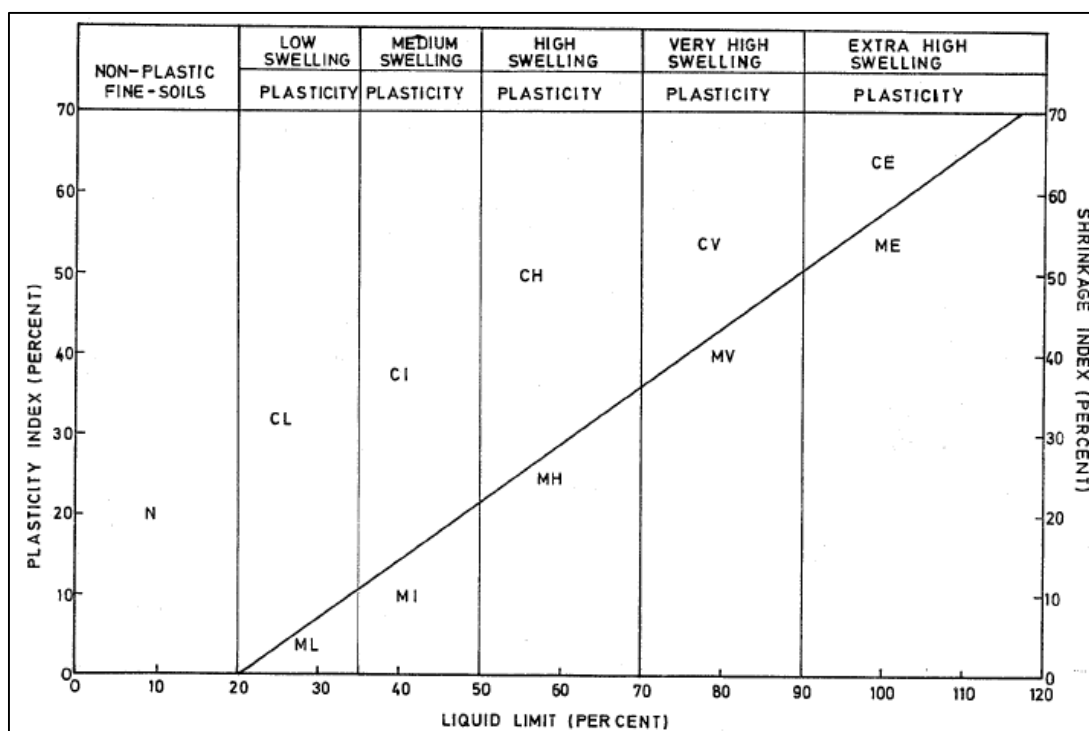
V geotehniko je določanje vlažnosti ( $w$ ) s sušenjem pri 105 °C najbolj razširjena preiskava. V tej vlažnosti so zajeti vsi tipi vode. Medzrnska (kapilarna), adsorpcijska in medpaketna voda. V posebnih primerih (npr. prisotnost sadre) je v vlago vključen tudi del kristalno vezane vode. Ker je v zemljinah, ki vsebujejo nabrekajoče minerale, delež medpaketne in adsorpcijske vode neprimerno večji kot v inertnih zemljinah, lahko vrsto mineralov glin ali nabrekalni značaj glinenih zemljin prepoznamo posredno, z merjenjem količine vode, ki jo zemljina zadrži pri karakterističnih stanjih plastičnosti, sukucije, nedrenirane trdnosti in podobno. Zato pri indeksnih preiskavah preverjamo vse geotehnične indikatorje morebitne aktivnosti zrn, kot so:

- gostota zemljine, vlaga, gostota zrnja in s tem povezani poroznost in zasičenje ( $\rho, \rho_s, w, e, S_r$ ),
- Atterbergove meje plastičnosti ( $I_p, w_p, w_L$ ),
- zemljinska sukucija ( $u_a - u_w$ ) in retencijska krivulja,
- adsorpcija vode po Enslin - Neff ( $w_A$ ),
- adsorpcija organskega barvila metilen modro ( $MB_f$ ).

### 3.2.1 Indeksne preiskave v povezavi z oceno nabrekanja

Večino indeksnih lastnosti zemljin določamo s klasičnimi laboratorijskimi preiskavami, iz družine standardov SIST-TS CEN ISO/TS 17892.

Atterbergove meje plastičnosti so pomemben indikator nabrekljivosti. Različni avtorji so raziskovali zveze med Atterbergovimi mejami in nabrekalnim potencialom (Seed, Woodward in Lundgren (1963), Da Nilov (1964)). Casagrande (1948) je oceno nabrekljivosti zemljin povezal s kazalniki plastičnosti, Dumbeltona (1968) pa je metodo modificiral, tako da zdaj omogoča prepoznavanje potencialne nabrekljivosti vzporedno s klasifikacijo zemljine (slika 3.1).



Slika 3.1: Cassagrandejev modificiran diagram za prepoznavanje nabrekljivih zemljin  
(povzeto po Dakshanamurthy in Raman, 1973)

Preglednica 3.1: Klasifikacija nabrekljivosti na bazi plastičnosti  
(Holtz in Gibbs, 1956, povzeto po A. Petkovšek, 2006)

Meja krčenja [%]	Meja židkosti [%]	Indeks plastičnosti [%]	Potencialne volumenske spremembe
> 15	20 - 35	< 18	Nizke
10 - 15	35 - 50	15 - 28	Srednje
7 - 12	50 - 70	25 - 41	Visoke
< 11	> 70	> 35	Zelo visoke

Holtz in Gibbs (1956) sta predlagala zvezo med plastičnostjo in potencialno nabrekljivostjo zemljine, prikazano v preglednici 3.1. Te zveze ni moč uporabiti za kraške gline, v katerih je visoka plastičnost posledica vsebnosti koloidov železovih in aluminijevih oksidov (Petkovšek et al, 2010).

### 3.3 Zemljinska sukcijska in ocena nabrekljivosti

Zemljinska sukcijska je mera za energijo [J/kg], s katero zemljina zadržuje vodo in je značilnost nezasičenih zemljin. Sukcijo lahko opišemo tudi kot natezno napetost oziroma negativni tlak porne vode [kPa]. Pojavi se lahko zaradi kapilarnosti, adsorpcije, ki je posledica velikega površinskega naboja na zrnih gline ali kombinacije obeh. K sukcijski dodatno prispevajo v vodi raztopljene soli.

Sukcijska je tudi absolutna vrednost vodnega potenciala [m vodnega stolpca]. Potenciali se od točke do točke razlikujejo in povzročajo gibanje vode iz točk z višjim potencialom v smeri proti točkam z nižjim potencialom. Med vrste potencialov spadajo:

- matrični potencial ( $\Psi$ ); vključuje adsorpcijo in kapilarne sile,
- osmotski potencial ( $\Pi$ ); prispevek v vodi raztopljenih soli,
- gravitacijski potencial ( $Z$ ); prispevek pomika vode iz ene na drugo višino,
- tlačni potencial ( $P$ ); prispevek pomika vode iz tlaka 0 na tlak  $\neq 0$  pri konstantni višini,

med kombinacije potencialov pa:

- vodni potencial ( $\Psi + \Pi$ ); njegova pozitivna vrednost predstavlja sukcijsko,
- celotni potencial ( $P + \Pi + Z$ ); predstavlja delo na enoto količine, potrebno za izotermni in reverzibilni pomik neskončno majhnega volumna čiste vode pri standardnem tlaku,
- hidravlični potencial ( $P + Z$ ); njegov gradient pove smer toka vode in je sorazmeren s hitrostjo vode.

#### 3.3.1 Prispevek sukcijske k trdnosti zemljin

V zasičenih zemljinah je strižna trdnost zemljine odvisna od efektivne normalne napetosti, strižnega kota in navidezne kohezije. Po Terzaghiju (1936) je efektivna napetost podana kot razlika med totalno napetostjo in pornim tlakom po enačbi:

$$\sigma' = \sigma - u, \quad (3.1)$$

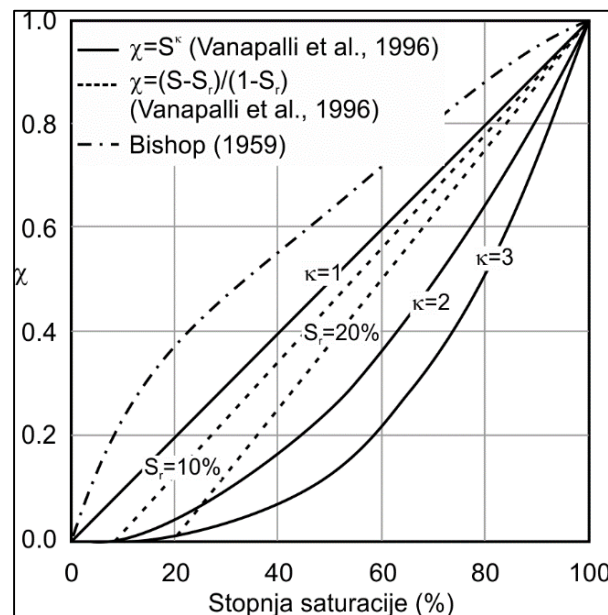
kjer je  $\sigma'$  efektivna napetost,  $\sigma$  totalna napetost in  $u$  porni tlak. V nezasičenih zemljinah sukcija pomembno prispevka k trdnosti in deformabilnosti zemljine. Prispevek sukcije k trdnosti zemljine lahko obravnavamo na tri različne načine:

- s popravkom efektivnih napetosti,
- s sukcijo, kot neodvisno spremenljivko in
- sukcijsko napetostjo.

Za našo obravnavo je pomembna predvsem metoda popravljenih efektivnih napetosti, ker jo uporablja programska oprema s katero smo definirali materialni model, ki bo predstavljen v poglavju 6. To metodo je predstavil Bishop (1959), ki je Terzaghijevo enačbo za izračun efektivnih napetosti modificiral tako, da je dodal člen, ki upošteva vpliv matrične sukcije:

$$\sigma' = (\sigma - u_a) + \chi(u_a - u_w), \quad (3.2)$$

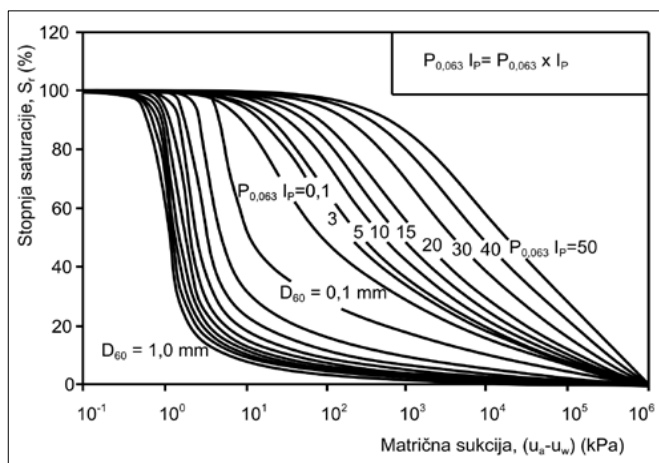
kjer je  $(u_a - u_w)$  matrična sukcija,  $\chi$  koeficient, ki ima vrednost 1 pri zasičeni zemljini in 0 pri suhi zemljini. V preteklosti je več avtorjev definiralo zvezo med koeficientom  $\chi$  in stopnjo zasičenosti (slika 3.2). V našem primeru bo  $\chi$  med vrednostjo 1 in 0 definiran tako kot je to zapisal Bishop (1959).



Slika 3.2: Koeficient efektivne napetosti na podlagi eksperimentalno potrjenih zvez  
(Vanapalli in Fredlund, 2000)

### 3.3.2 Retencijska krivulja (SWRC)

Temeljna zveza, ki povezuje vlago in sukucijo v zemljini se imenuje retencijska krivulja. Vlaga se lahko podaja kot volumetrična, gravimetrična ali kot stopnja zasičenja. Vsaka zemljina ima značilno retencijsko krivuljo (slika 3.3), katere potek je odvisen od mineralne sestave, zrnivosti, zgoščenosti in preteklih napetostnih stanj.



Slika 3.3: Retencijska krivulja za značilne zemljine.  $D_{60}$  pomeni velikost sita pri presejku 60%,  $I_p$  je indeks plastičnosti in  $P_{0,063}$  delež finih zrn. (Zapata, 2005)

Za opis retencijske krivulje so v uporabi različni empirični modeli. Mi bomo izpostavili model Van Genuchtna (1980), ker je bil ta uporabljen pri definiranju našega materialnega modela, ki bo predstavljen v poglavju 7.2. Enačba Van Genuchtnovega modela je:

$$S_r = S_{rR} - (S_{rS} - S_{rR}) \cdot \left[ \frac{1}{(1 + (a_{VG} \cdot \Psi)^{n_{VG}})^{m_{VG}}} \right], \quad (3.3)$$

kjer predstavlja  $S_{rR}$  rezidualno saturacijo,  $S_{rS}$  saturacijo pri zasičenosti (običajno 100%),  $a_{VG}$  in  $n_{VG}$  oblikovna parametra določena po metodi najmanjših kvadratov ter  $m_{VG} = 1 - n_{VG}^{-1}$ .

### 3.3.3 Ocena nabrekljivosti na podlagi sukucije

Smernice ameriškega ministrstva za obrambo (UFC, 2004, TM 5-818-7) upoštevajo sukucijo pri vrednotenju nabrekljivosti. Prva izmed navedenih metod v tem standardu je metoda WES »consolidometer swell test« (preglednica 3.2). Ta metoda je bila izdelana na podlagi enoosnih nabrekalnih preskusov glin in glinavcev iz območja ZDA.

Preglednica 3.2: Metoda WES ocenjevanja nabrekljivosti zemljin po smernicah UFC 2004

(povzeto po Petkovšek, 2006)

Ocena potencialnega nabrekanja	Potencialni nabrekalni dvižek (%)	Meja židkosti (%)	Indeks plastičnosti (%)	Sukcija v naravnem stanju (kPa)
Nizko	< 0,5	< 50	< 25	< 144
Srednje	0,5 - 1,5	50 - 60	25 - 35	144 - 383
Visoko	> 1,5	> 60	> 35	> 383

Postopek temelji na raziskavah glin in različnih glinavcev iz območja ZDA. Za zemljine z oznako "nizko" smernice pravijo, da nadaljnje raziskave načeloma niso potrebne, ko je meja židkosti nižja od 40% in indeks plastičnosti nižji od 15%, razen če gre za konstrukcije, zelo občutljive na deformacije. Posebnost smernic (UFC, 2004, TM 5-818-7) je aneks B, v katerem je podrobno obrazložena karakterizacija nabrekalnega obnašanja zemljin z uporabo zemljinske sukucije. Zveza med nabrekalnimi dvižki in sukucijo je določena z enačbo:

$$\frac{\Delta H}{H} = \frac{e_1 - e_0}{1 + e_0} = \frac{C_\tau}{1 + e_0} \log \frac{\tau_{m0}}{\tau_{mf}}, \quad (3.4)$$

kjer je  $\Delta H$  potencialni dvig temeljnih tal,  $H$  debelina nabrekljive zemljine,  $e_1$  in  $e_0$  končni in začetni količnik por,  $\tau_{m0}$  in  $\tau_{mf}$  pa začetna in končna matrična sukucija brez obremenitve.  $C_\tau$  je sukucijski indeks in je določen po enačbi 5:

$$C_\tau = \frac{\alpha G_s}{100B}, \quad (3.5)$$

kjer je  $\alpha$  kompresijski faktor,  $G_s$  specifična gostota ( $\gamma_s/\gamma_w$ ) in  $B$  parameter nagiba retencijske krivulje.

Podatki o sukuciji se uporabljajo tudi za boljšo rabo zemljin pri gradnji nasipov in nasutih pregrad, pri ocenjevanju volumenske stabilnosti glin in mehkih kamnin, za nadzorovanje gibanja vode na velikih plazovih in drugje. Pri ocenjevanju volumske stabilnosti ima sukucija v povezavi z retencijsko krivuljo pomembno vlogo, saj identificira območja vlage v zgoščenih zemljinah, v katerih je pričakovati intenzivno navzemanje vode, povezano z nabrekanjem.

### 3.3.4 Ocena nabrekljivosti na podlagi SWRC

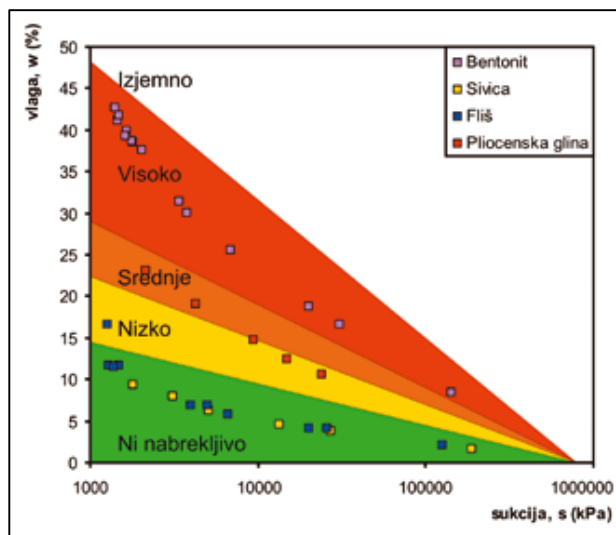
Retencijsko krivuljo uporabljamo v različne namene, na primer v agronomiji za potrebe namakanja, v hidrogeologiji, za računanje toka vode in napajanja vodonosnikov, uporabljamo pa jo tudi pri



ocenjevanju nabrekljivosti. McKeen (1992), je izdelal klasifikacijski diagram na osnovi poteka retencijske krivulje v coni rezidualne vlage, oziroma pri sukciyah nad 1000 kPa, kar okvirno ustreza vlagi na meji plastičnosti večine zemljin, kjer je večina vode vezana na adsorpcijski obroč. Diagram zemljine razvršča v 5 kategorij na osnovi treh kazalnikov, prikazanih v preglednici 3.3. Prirejen McKeenov diagram je prikazan na sliki 3.4.

Preglednica 3.3: Klasifikacija nabrekljivih zemljin po R.G. McKeen, (1992)

Kategorija	$(\Delta h/\Delta w)$	Ch	$\Delta H$ (%)	Nabrekanje
I	< 6	- 0,227	10	Izjemno
II	6 - 10	- 0,227 do - 0,12	5,3	Visoko
III	10 - 13	- 0,12 do - 0,04	1,8	Srednje
IV	13 - 20	- 0,04 do 0	---	Nizko
V	> 20	0	---	Ni nabrekljivo



Slika 3.4: Prirejen diagram prepoznavanja nabrekljivih zemljin po McKeen, (1992)

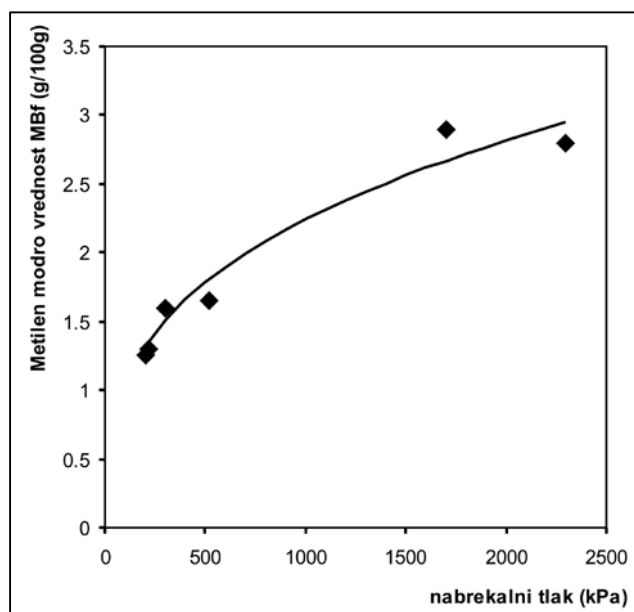
(povzeto po Petkovšek, Maček in Majes, 2010)

Petkovšek, Maček in Majes, (2010) so raziskali splošno uporabnost McKeenovega diagrama. V diagram so vstavili vrednosti retencijskih krivulj bentonita, sivice, fliša in pliocenske gline. Ugotovili so, da McKeenov diagram dobro opiše nabrekljivost bentonita in pliocenske gline, sivico in fliš pa uvršča med materiale, ki ne ali malo nabrekajo. Fliš in sivica sta v naravi v trdnem konsistentnem stanju in ju po standardih za opisovanje zemljin (SIST ISO) lahko opišemo kot kamnini. Njuna naravna vlaga je daleč pod mejo plastičnosti in se običajno giblje okoli meje krčenja. Zaključili so, da je gonilo nabrekanja v flišu in sivici ekvilibracija sukcije med naravno vlago in točko rezidualne vlage. Sivica in fliš sta primera, ki kažeta, da zgolj raba retencijske krivulje kot take ne zadošča za prepoznavanje nabrekljivega potenciala, ampak jo je treba uporabljati v povezavi s sukciyo v naravnem stanju in možnih sprememb sukcije, upoštevaje tudi:

- indikatorje nabrekanja (dvižka, potenciala, tlaka), ki so kar indeksni kazalniki lastnosti zemljin (meja plastičnosti, indeks plastičnosti, adsorpcija, metilen modro, retencijska krivulja),
- sedanja ter pričakovana nova (totalna, efektivna) napetostna stanja ter
- sedanji ter pričakovani novi negativni tlak porne vode oziroma sukcije.

### 3.4 Adsorpcija vode po Enslin-Neff in metilen modro pri prepoznavanju nabrekljivosti

Metodo za določanje kapacitete finih zrn za adsorpcijo vode je odkril Enslin leta 1933. Metoda je bila deležna številnih dopolnitev in je danes znana pod imenom Enslin Neff test adsorpcije vode (DIN 18132). Test je enostaven, hiter in bolj natančen od Atterbergovega testa za določanje meje židkosti, saj zanj potrebujemo zelo majhne količine materiala (do 3 grame), ki jih vstavimo v testno napravo. To pomeni pomeni, da se izognemo težavam, ki so povezane z velikostjo, geometrijo in rokovanjem vzorca. Z eksperimenti je bila potrjena neposredna zveza med adsorpcijo vode ( $w_A$ ) in retencijsko krivuljo ter drugimi kazalniki, kot sta meja židkosti in MB (Petkovšek, 2009 ...). Adsorpcija vode ( $w_A$ ) je prva točka na deviški retencijski krivulji. To pomeni, da je možno na osnovi enostavnega testa z določitvijo ( $w_A$ ) ugotoviti tudi, kakšen bo nabrekalni potencial zemljine.

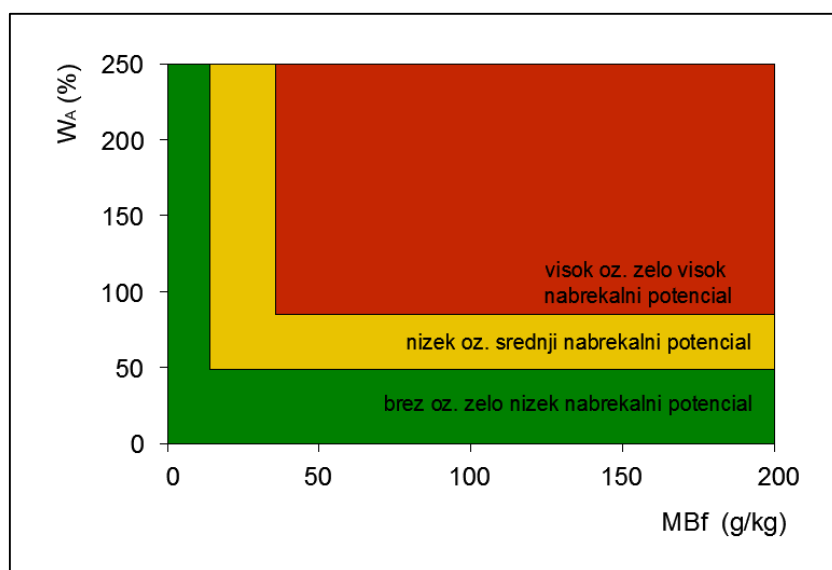


Slika 3.5: Zveza med vrednostjo metilen modra in nabrekalnim tlakom, določena na oligocenskih in miocenskih sedimentih. (Chiapone et al., 2010)

Z metodo metilen modro merimo kationsko izmenjalno kapaciteto (adsorpcijo) mineralov glin za organsko barvilo metilen modro. Adsorpcijska sposobnost za MB je v neposredni korelaciji z nabrekljivostjo. To je potrdila Chiapone (2004), ki je raziskovala zvezo med metilen modro in

nabrekalnim tlakom na zemljinah iz različnih plazov v Italiji in jo z usmerjenimi raziskavami tudi našla (slika 3.5).

MB je v široki uporabi področju gradbeništva, livarstva in proizvodnje kamenega agregata., Petkovšek (2002) je izdelala empirični diagram za hitro prepoznavanje potenciala nabrekljivosti (slika 3.6). V diagramu sta sočasno upoštevana kazalnika metilen modro in adsorpcije vode po Enslin Neff. Empirični diagram prikazan na sliki 3.5 je primeren tako za zemljine kot za kamnine.



Slika 3.6: Diagram za hitro prepoznavanje potencialne nabrekljivosti  
(Petkovšek et al., 2002)

### 3.5 Mehanske preiskave za določitev nabrekljivosti

Mehanske preiskave vključujejo direktno merjenje nabrekalnega tlaka in nabrekalnih deformacij. V slabo prepustnih materialih, preiskave potekajo dlje časa, zato jih izvajamo potem, ko je bil z indeksnimi kazalniki potrjen sum na nevarnost nabrekanja.

Med napredne naprave za merjenje nabrekalnega tlaka in nabrekalnih deformacij spada sukcijski edometer, ki pa je zaradi visoke cene v uporabi le v bogatih laboratorijih. Zato se za operativno rabo še vedno uporabljajo edometri, v katerih preiskave potekajo na štiri glavne načine, opisane tudi v ASTM standardih:

- prosto nabrekanje pri ničnem tlaku (FST - free swelling test),
- nabrekalni tlak pri konstantnem volumnu (CVT - constant volume test),
- nabrekanje pod znanim tlakom (SUL - swelling under load) in
- nabrekanje in obremenjevanje (SLT - swelling load test).

Ker je rezultat vsake meritve odvisen od postopka merjenja, bomo z uporabo naštetih postopkov na istem materialu izmerili različne vrednosti nabrekalnega tlaka ali nabrekalne deformacije. Zato je treba pri podajanju izmerjenih vrednosti precizno opisati pogoje, pri katerih je raziskava potekala.

#### **Prosto nabrekanje pri ničnem tlaku (FST)**

V standardni kalup nabiti preizkušanelec potopimo v vodo, nabrekalno deformacijo pa merimo z mikrometrsko urico, nameščeno na kovinsko ploščo na površini preizkušanca. Ta postopek je v redni rabi pri vrednotenju uporabnosti zemljin za konstrukcijske nasipe, meja med uporabnimi in neuporabnimi zemljinami pa je v srednje-evropskem geološkem okolju ocenjena z linearnim dvižkom, ki se giblje med 3 in 4%.

#### **Nabrekalni tlak pri konstantnem volumnu (CVT)**

Pri CVT testu naravno vlažno zemljino ali kamnino (lahko pa tudi nabito zemljino) v kalupu zalijemo in z dodajanjem uteži preprečujemo deformacijo. Nabrekalni tlak imenujemo tlak, pri katerem potopljen vzorec ne kaže več želje po nabrekanju. Vzorec nato razbremenimo na naravni tlak in z merjenjem deformacij po razbremenitvi ocenimo še nabrekalne deformacije.

#### **Nabrekanje pod znanim tlakom (SUL)**

Pri SUL testu nezasičeno zemljino najprej obremenimo do izbranega totalnega tlaka in jo nato zalijemo. Merimo deformacije (nabrekanje ali kolaps) pri znanem totalnem tlaku. Pri tem testu lahko določimo

tudi nabrekalni tlak, tako da vzorec obremenimo do tlaka, ki stisne vzorec nazaj na volumen nezasičenega vzorca pri naravnem stanju.

### **Nabrekanje in obremenjevanje (SLT)**

SLT test se od FST testa razlikuje samo v tem, da najprej v nezasičenem stanju izvedemo obremenilno razbremenilni preizkus do izbranega totalnega tlaka, šele nato vzorček saturiramo in najprej opazujemo nabrekalne deformacije, nato pa izvajamo kompresijo saturiranega vzorca. Razlika volumna saturiranega in nesaturiranega vzorca pri naravnem tlaku služi za oceno nabrekalne deformacije. Tlak, pri katerem ima saturiran vzorec enak volumen kot nesaturiran vzorec pri naravnem tlaku, pa nam služi za oceno nabrekalnega tlaka. Poudariti je treba, da so pri visoko prekonsolidiranih zemljinah nabrekalni tlaki zelo visoki, pri nekaterih sivicah tudi preko 1500 kPa. Zato se priporoča kombinacija različnih postopkov merjenja tlakov in deformacij, z interpretacijo katerih se nato poskušajo določiti karakteristične vrednosti nabrekalnega tlaka in deformacij kot tudi zmanjšanje trdnosti zaradi nabrekanja.

## 4 TEORIJA RAČUNANJA VERTIKALNIH DEFORMACIJ

### 4.1 Nelinearna analiza vertikalni deformacij

Nelinearna analiza vertikalnih deformacij izhaja iz osnovne definicije vertikalne deformacije:

$$\varepsilon_i = \frac{\varepsilon_i}{100} = \frac{\Delta H_i}{H_i}, \quad (4.1)$$

kjer je  $\varepsilon_i$  vertikalna deformacija sloja  $i$ ,  $\varepsilon_{i\%}$  vertikalna deformacija sloja  $i$  v procentih,  $H_i$  debelina sloja  $i$  in  $\Delta H_i$  sprememba debeline sloja  $i$ . To enačbo preuredimo in tako dobimo izraz za računanje spremembe debeline  $i$ -tega sloja temeljnih tal:

$$\Delta H_i = \varepsilon_i H = \frac{\varepsilon_i H}{100}. \quad (4.2)$$

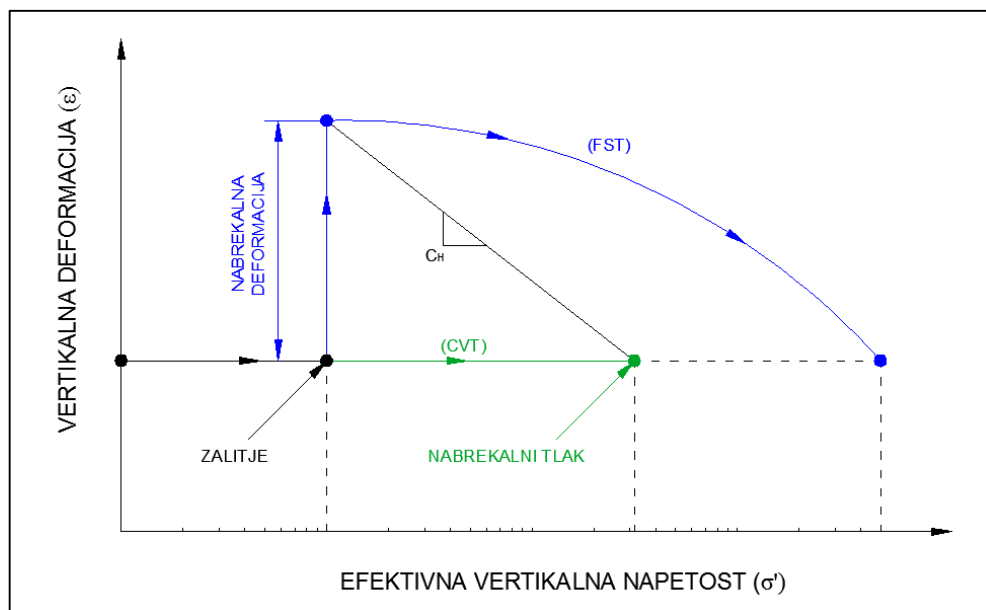
Med nabrekanjem je vertikalna deformacija posameznega sloja odvisna od spremembe vlage oziroma močenja in spremembe vertikalne napetosti v času močenja. D. Nelson et al, (2015), so definirali to odvisnost z uporabo koeficienta nabrekanja. Enačbo 6.1 so tako preuredili v:

$$\frac{\varepsilon_{i\%}}{100} = C_H \log \left[ \frac{\sigma_{CV}''}{\sigma_i''} \right], \quad (4.3)$$

kjer je  $C_H$  koeficient nabrekanja, določen na podlagi FST in CVT (slika 4.1),  $\sigma_{CV}''$  merjen nabrekalni tlak pri CVT in  $\sigma_i''$  totalna vertikalna napetost na sredini sloja. Končni izraz za izračun dviga temeljnih tal so avtorji dobili tako, da so enačbo 4.2 vstavili v enačbo 4.3, dobljeno pa integrirali po posameznih slojih temeljnih tal. Tako so dobili izraz za dvižek:

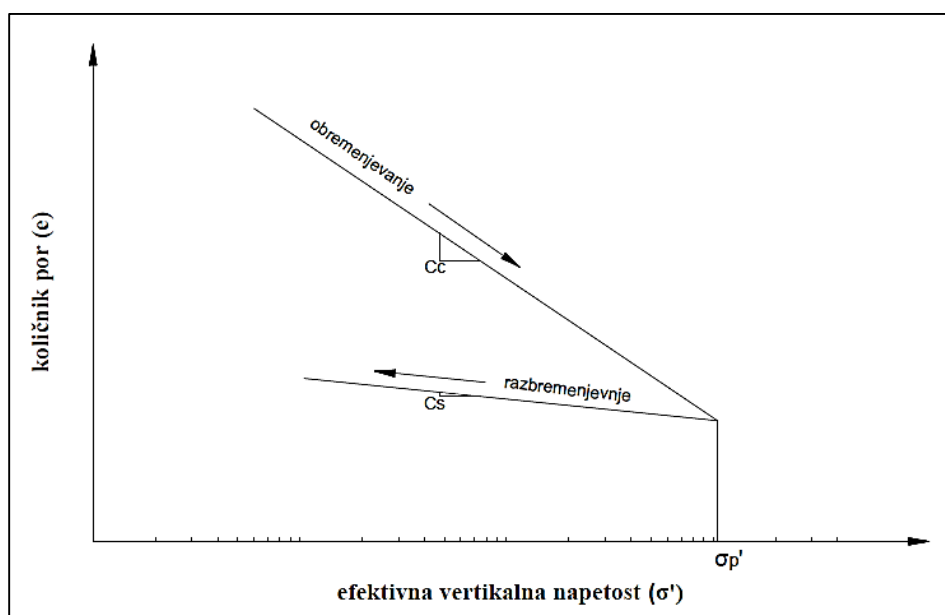
$$\rho = \sum_{i=1}^n \Delta H_i = \sum_{i=1}^n \left\{ C_H H_i \log \left[ \frac{\sigma_{CV}''}{\sigma_i''} \right] \right\}, \quad (4.4)$$

Ker je  $C_H$  definiran na podlagi logaritemske zveze, velja enačba 4.4 dokler je efektivna vertikalna napetost manjša od nabrekalnega tlaka.



Slika 4.1: Določanje koeficienta nabrekanja  $C_H$

(prirejeno po Nelson et al, 2015)



Slika 4.2: Določanje koeficienta konsolidacije ( $C_c$ ) in nabrekanja ( $C_s$ )

Pri nelinearni analizi verikalnih deformacij nismo omejeni zgolj na rabo koeficienta nabrekanja. Pri računu vertikalnih deformacij med nabrekanjem lahko uporabimo tudi koeficient nabrekanja ( $C_s$ ), pri čemer se izraz 4.4 spremeni saj je  $C_s$  dobljen na podlagi rezultatov edometerskih presikav prikazanih na  $e - \sigma'$  diagramu, medtem ko je  $C_H$  dobljen na podlagi rezultatov edometerskih presikav prikazanih na  $\varepsilon - \sigma'$  diagramu. Izraz za računanje dvižkov s koeficientom  $C_s$  je:

$$\rho = \sum_{i=1}^n \Delta H_i = \sum_{i=1}^n \left\{ \frac{C_s H_i \log \left[ \frac{\sigma'_\alpha}{\sigma'_\beta} \right]}{1 + e_{\alpha i}} \right\}, \quad (4.5)$$

kjer je  $\sigma'_\alpha$  efektivna vertikalna napetost pred razbremenitvijo,  $\sigma'_\beta$  efektivna vertikalna napetost po razbremenitvi,  $e_{\alpha i}$  koeficient por  $i$ -tega sloja pred nabrekanjem. Med izrazoma 4.4 in 4.5 lahko izpostavimo dve ključni razliki:

- izraz 4.4 uporablja totalne napetosti, izraz 4.5 pa efektivne napetosti,
- izraz 4.5 vsebuje dodaten člen v imenovalcu  $(1+e)$ , ki izhaja iz dejstva, da je  $C_s$  dobljen na podlagi  $e - \sigma'$  diagrama.

## 4.2 Računanje vertikalnih deformacij z modelom »soft soil«

### 4.2.1 Računanje nabrekalnih deformacij

Model »soft soil« izhaja iz družine »cam clay« modelov in je v prvi vrsti namenjen analizi konsolidacije mehkih zemljin. V modelu »soft soil« se izraz za izračun dvižka posameznega sloja glasi:

$$\varepsilon_v^e - \varepsilon_v^{e0} = -\kappa^* \ln \left( \frac{p' + c \cot \varphi}{p^0 + c \cot \varphi} \right), \quad (4.6)$$

Kjer je  $\varepsilon_v^e$  deformacija sloja po razbremenitvi,  $\varepsilon_v^{e0}$  deformacija sloja pred razbremenitvijo,  $\kappa^*$  modificiran koeficient nabrekanja,  $p'$  efektivna sferna napetost na sredini sloja po razbremenitvi,  $p^0$  efektivna sferna napetost na sredini sloja pred razbremenitvijo,  $c$  kohezija materiala in  $\varphi$  strižni kot materiala. Opazimo, da razlike med izrazom 4.6 in 4.5 na prvi pogled obsegajo: računanje deformacij namesto dvižka, negativen predznak, raba naravnega logaritma, dodatni člen s kohezijo in strižnim kotom ter uporaba modificiranega koeficienta sekundarne konsolidacije, ki je enak:

$$\kappa^* = \frac{2C_s}{2,3(1+e)}, \quad (4.7)$$

Večina teh razlik izhaja iz matematičnega izpeljevanja posameznih členov.  $\varepsilon_v^e - \varepsilon_v^{e0}$  lahko preprosto povzamemo kot  $\varepsilon_i$ , tako je iz temeljne zveze 4.1 očitno zakaj v izrazu 4.6 navidezno manjka  $H$ . Negativen predznak izhaja iz dejstva, da sta napetostni stanji v naravnem logaritmu zapisani obratno, kot v izrazu nelinearne analize. Vpliv naravnega logaritma je zajet v  $\kappa^*$  s številom 2,3. Ta namreč



predstavlja razmerje med desetiškim in naravnim logaritmom ( $2,3 \cdot \log(x) \approx \ln(x)$ ). Prav tako je v koeficientu  $\kappa^*$  zajet navidezno manjkajoč člen  $1/(1+e)$ . Če sedaj izraz 4.6 preuredimo na podlagi napisanega in ga zapišemo za vse sloje temeljnih tal, dobimo:

$$\rho = \sum_{i=1}^n \Delta H_i = \sum_{i=1}^n \left\{ \frac{2C_s H_i \log \left[ \frac{p^0 + c \cot \varphi}{p' + c \cot \varphi} \right]}{1 + e_i} \right\}, \quad (4.8)$$

Na podlagi enačbe 4.5, po kateri računa nelinearni model in enačbe 4.8 po kateri računa »soft soil« model lahko zdaj bolj jasno razberemo razliko med enim in drugim. Opazimo, da »soft soil« uporablja sferne napetosti, ki predstavljajo povprečno vrednost normalnih napetosti ( $p = (\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3)/3$ ). Tem napetostim pred in po razbremenitvijo doda še vpliv kohezije in strižnega kota in dobljeno vrednost pomnoži še s faktorjem 2.

#### 4.2.2 Kriterij plastičnega tečenja

Porušni kriterij modela »soft soil« je definiran z enačbo:

$$f = \bar{f} - p_p, \quad (4.9)$$

kjer je  $\bar{f}$  funkcija napetostnega stanja efektivne vertikalne napetosti ( $p'$ ) in strižne napetosti ( $\tilde{q}$ ) ter  $p_p$ , prekonsolidacijska napetost. Natančneje:

$$\bar{f} = \frac{\tilde{q}^2}{M^2(p' + c \cot \varphi)} + p', \quad (4.10)$$

$$p_p = p_p^0 \exp\left(\frac{-\varepsilon_v^p}{\lambda^* - \kappa^*}\right), \quad (4.11)$$

kjer je  $M$  funkcija koeficienta bočnih napetosti  $K_0^{nc}$  v normalno konsolidiranem materialu,  $\tilde{q}$  strižna napetost v odvisnosti od normalnih napetosti in parametra  $\alpha$ , parameter  $\alpha$  funkcija strižnega kota in  $\lambda^*$  modificiran koeficient primarne konsolidacije.

Natančen izraz za računanje parametra  $M$  je zapisal Brinkgreve (1994), ki poleg  $K_0^{nc}$  vsebuje še  $v_{ur}$ ,  $\lambda^*$   $\kappa^*$ , vendar je vpliv  $K_0^{nc}$  tako velik, da model »soft soil« pri izračunu uporabi aproksimacijo v obliki:

$$M \approx 3,0 - 2,8K_0^{nc}. \quad (4.12)$$

Parametri  $\tilde{q}$ ,  $\alpha$  in  $\lambda^*$  so v matematični obliki zapisani kot:

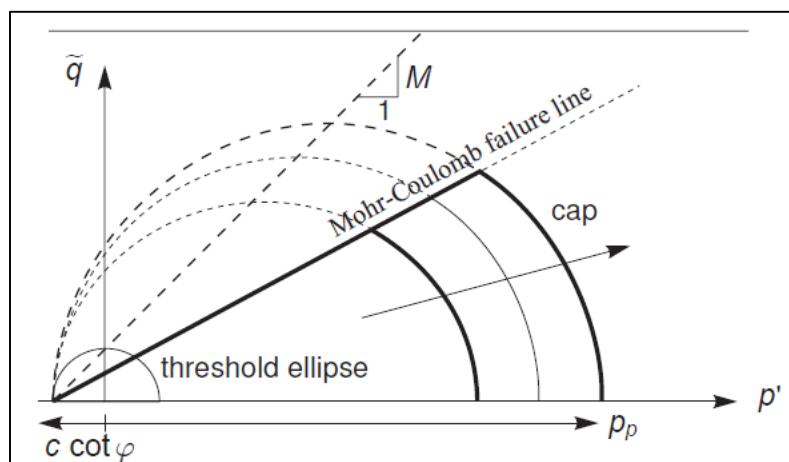
$$\tilde{q} = \sigma'_1 + (\alpha - 1)\sigma'_2 + \alpha\sigma'_3, \quad (4.13)$$

$$\alpha = \frac{(3 + \sin \varphi)}{(3 - \sin \varphi)} \text{ in} \quad (4.14)$$

$$\lambda^* = \frac{c_c}{2,3(1 + e)}. \quad (4.15)$$

Vrednost funkcije  $f = 0$  opisuje elipso v  $p' - \tilde{q}$  ravnini. Mejne vrednosti efektivnih sfernih napetosti predstavljata vrednosti  $p'_{\min} = c \cot(\varphi)$  in  $p'_{\max} = p_p$ . Parameter  $M$  predstavlja linijo, ki ima izhodišče na krožnici pri vrednosti  $f(p' = c \cot(\varphi), \tilde{q} = 0)$  in potuje pod naklonom, ki povezuje točke  $f'(p', \tilde{q}) = 0$  vseh potencialnih elips. S parametrom  $M$  tako vplivamo na višino elipse oziroma na vrednost  $\tilde{q}_{\max}$ . Mejne vrednosti zemljine, ki ne ležijo na elipsi so definirane po splošno znanem Mohr-Coulombovem porušnem kriteriju, ki predstavlja premico z izhodiščem pri  $f(p' = c \cot(\varphi), \tilde{q} = 0)$ . Mohr-Coulombova linija in elipsa funkcije  $f = 0$  definirata mejne vrednosti strižne trdnosti materiala, kot je to prikazano na sliki 4.3.

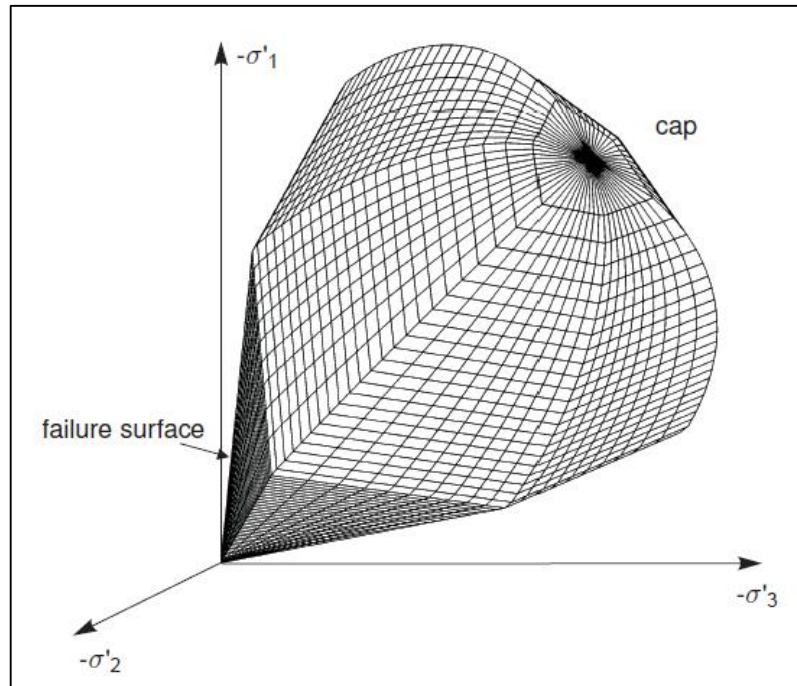
Meja, ki jo definira Mohr-Coulombov porušni kriterij je nepremična in predstavlja strižno porušitev zemljine. Meja, ki jo definira vrednost funkcije  $f = 0$  je pomična in predstavlja plastifikacijo zaradi povečane prekonsolidacijske napetosti.



Slika 4.3: Porušni kriterij modela »soft soil« v  $p' - \tilde{q}$  ravnini

(Vir: PLAXIS Material Models Manual, 2015)

Mejne vrednosti strižne trdnosti materiala lahko prikažemo tudi v prostoru na podlagi enačbe 4.13, kjer namesto vrednosti  $\tilde{q}$  vstavimo vrednosti  $\tilde{q}_{\max}$ , ki jih definirata Mohr-Coulomb in vrednost funkcije  $f = 0$  (slika 4.4).



Slika 4.4: Porušni kriterij modela »soft soil« v  $\sigma'_1 - \sigma'_2 - \sigma'_3$  prostoru

(Vir: PLAXIS Material Models Manual, 2015)

## 5 EKSPERIMENTALNO DELO

### 5.1 Opis materialov v raziskavi

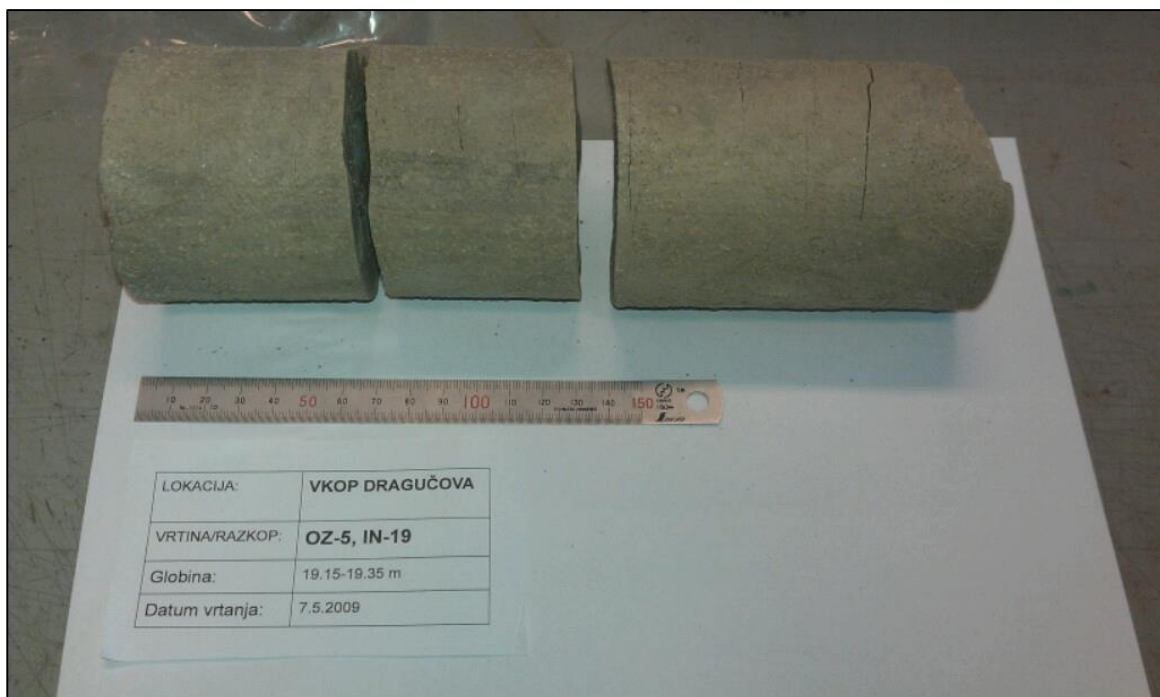
V okviru magistrske naloge smo oktobra, novembra in decembra leta 2015 v laboratoriju za mehaniko tal na UL FGG izvedli preiskave, s katerimi smo želeli ugotoviti nabrekljivost laporja iz AC vkopa v Dragučovi. Vzorec laporja za raziskavo je bil odvzet iz vrtine IN - 19, na globini 19.15 - 19.35 m, 7.5.2009, ko je bila gradnja vkopa v zaključni fazi (slika 5.1).

### 5.2 Opis postopkov raziskav

Nevarnost nabrekanja smo ugotavljali z indeksnimi raziskavami in direktnimi meritvami. Indeksne preiskave smo izvajali na:

- naravnih, intaktnih vzorcih, odvzetih iz vrtine in
- pregnetenih preizkušancih.

Direktne meritve smo izvajali v edometru na naravnih, intaktnih vzorcih, z uporabo metode merjenja nabrekalnega tlaka pri konstantnem volumnu (CVT- constant volume test) in merjenja nabrekalnih deformacij pri 4.5 kPa in nato obremenjevanja (SLT), po ASTM D 4546 – 03.



Slika 5.1: Vzorec miocenskega laporja iz globokega vkopa Dragučova, uporebljen v raziskavi

Indeksne raziskave so vključevale določitve naravne vlažnosti ( $w_0$ ), gostote ( $\rho$ ), gostote zrnja ( $\rho_s$ ), Atterbergovih meje plastičnosti ( $w_s$ ,  $w_L$ ,  $w_P$ ), adsorpcijo po Enslin-Neff ( $w_a$ ) in vrednost metilen modro (MBf) po standardih, navedenih v referencah.

Posebej smo opravili raziskave za določitev meje krčenja. Meja krčenja se po ASTM D določi na židki pasti, ki jo počasi sušimo in opazujemo spreminjanje volumna. Tako dobimo odvisnosti med vlažnostjo ( $w$ ) in količnikom por ( $e$ ).

Retencijsko krivuljo smo določali z uporabo Decagon Dew Point potenciometra WP4-T, ki deluje na principu merjenja temperature rosišča hlajenega ogledalca po navodilih proizvajalca opreme. Retencijsko krivuljo smo merili na intaktnih in pregnetenih preizkušancih v fazi sušenja in vlaženja.

## 6 REZULTATI PREISKAV

### 6.1 Indeksne lastnosti

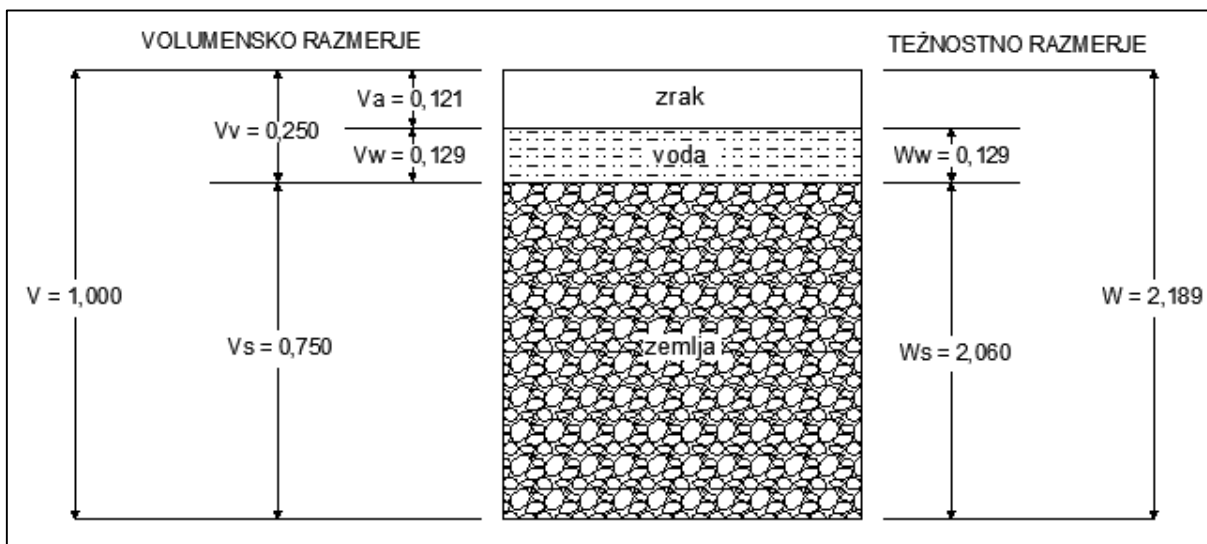
Vlažnost in gostoto smo eksperimentalno določali preizkušancem intaktnega laporja, in preizkušancem laporja, ki smo jih pred preiskavo pregnetli. Rezultate pregnetenih preizkušancev smo na določenih mestih primerjali z rezultati naravnih, zato da bi lahko bolje razumeli vpliv prekonsolidacije in mehčanja. Rezultati indeksnih preiskav intaktnega laporja so podani v preglednici 6.1, kjer so vsi parametri povezani z vlago in gostoto podani v obliki povprečne vrednosti.

Preglednica 6.1: Indeksne lastnosti miocenskega laporja

Parameter	Dobljen po	Vrednost
Naravna vlažnost $w_0$ [%]	SIST-TS CEN ISO/TS 17892-1:2004	6,2
Gostota $\rho$ [g/cm <sup>3</sup> ]	SIST-TS CEN ISO/TS 17892-2:2004	2,19
Suha gostota $\rho_d$ [g/cm <sup>3</sup> ]	SIST-TS CEN ISO/TS 17892-2:2004	2,06
Gostota zrnja $\rho_s$ [g/cm <sup>3</sup> ]	SIST-TS CEN ISO/TS 17892-3:2004	2,76
Količnik por e		0,34
Delež por n [%]		25
Stopnja zasičenosti $S_r$ [%]		51
Meja krčenja $w_s$ [%]	ASTM D 4943 - 02	25
Meja plastičnosti $w_p$ [%]	SIST-TS CEN ISO/TS 17892-12:2004	19
Meja židkosti $w_L$ [%]	SIST-TS CEN ISO/TS 17892-12:2004	53
Indeks plastičnosti $I_p$ [%]	SIST-TS CEN ISO/TS 17892-12:2004	34
Metilen modro MBf [g/kg]	SIST EN 933-9:2009	47
Adsorpcija vode $w_a$ [%]	DIN 18132: 1995-12	98

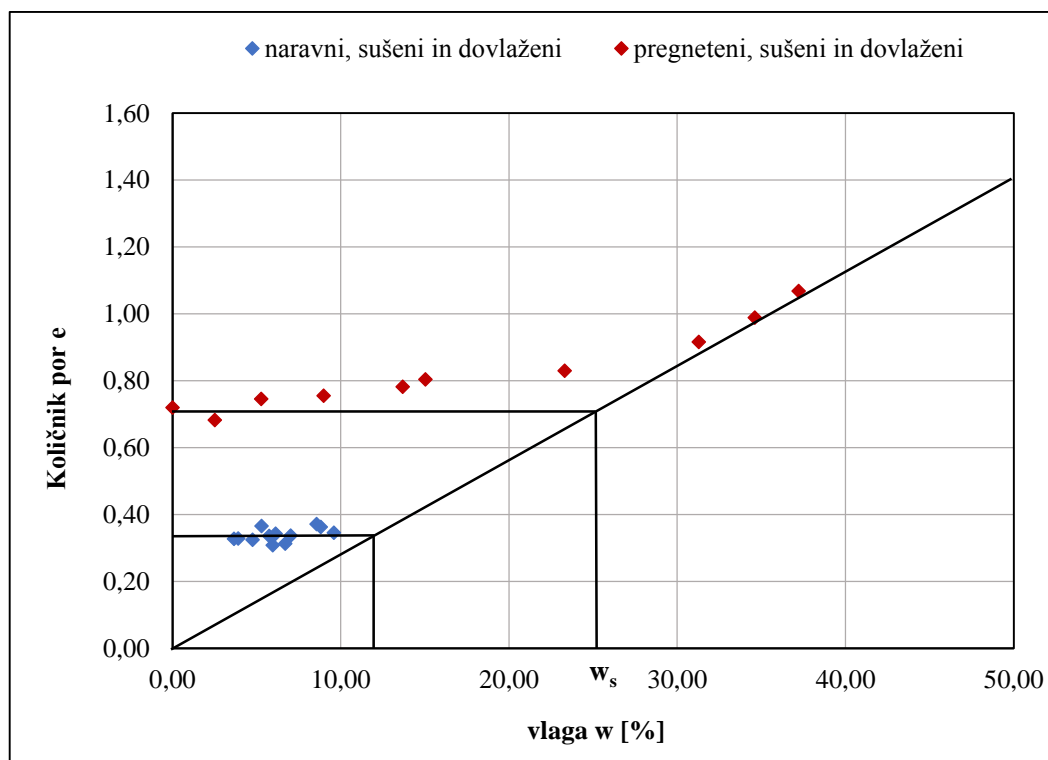
### Klasifikacija materiala

Po USCS klasifikaciji je vzorec mastna glina (CH), ki se nahaja v trdnem konsistenčnem stanju. Fazna razmerja so prikazana na sliki 6.1. V naravnem stanju je stopnja saturacije približno 52 %.



Slika 6.1: Fazni diagram miocenskega laporja v naravnem stanju

### Določitev krčenja med sušenjem



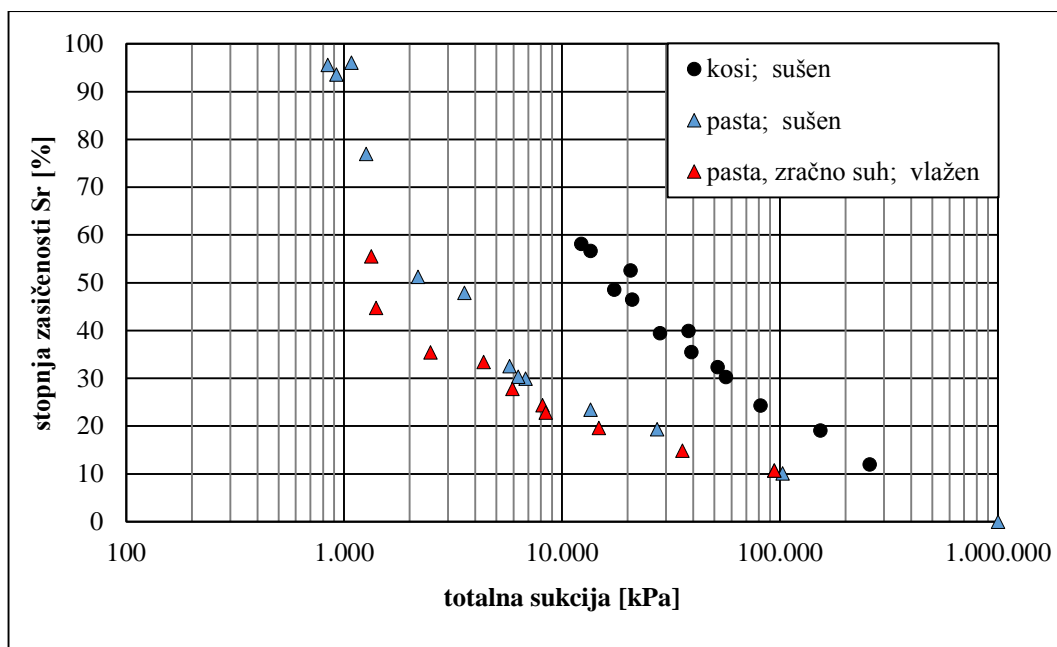
Slika 6.2: Določanje meje krčenja z opazovanjem zniževanja količnika por med sušenjem

Na sliki 6.2 je prikazan eksperimentalno določen diagram krčenja naravnih in pregnetenih preizkušancev. V primeru, ko smo vlažili intaktne preizkušance, je do popolne saturacije prišlo že pri vlagi 12%. V primeru, ko smo preizkušance dovlačili do meje židkosti, pregnetli in nato sušili, je do vstopa zraka v pore prišlo pri 25% vlagi. Ta razlika je posledica vpliva strukture, ustvarjene v laporju zaradi vplivov visoke prekonsolidacije. Podatki meritev na vlaženem laporju so obremenjeni z napako, ki je posledica nastajanja razpok v preizkušancu.

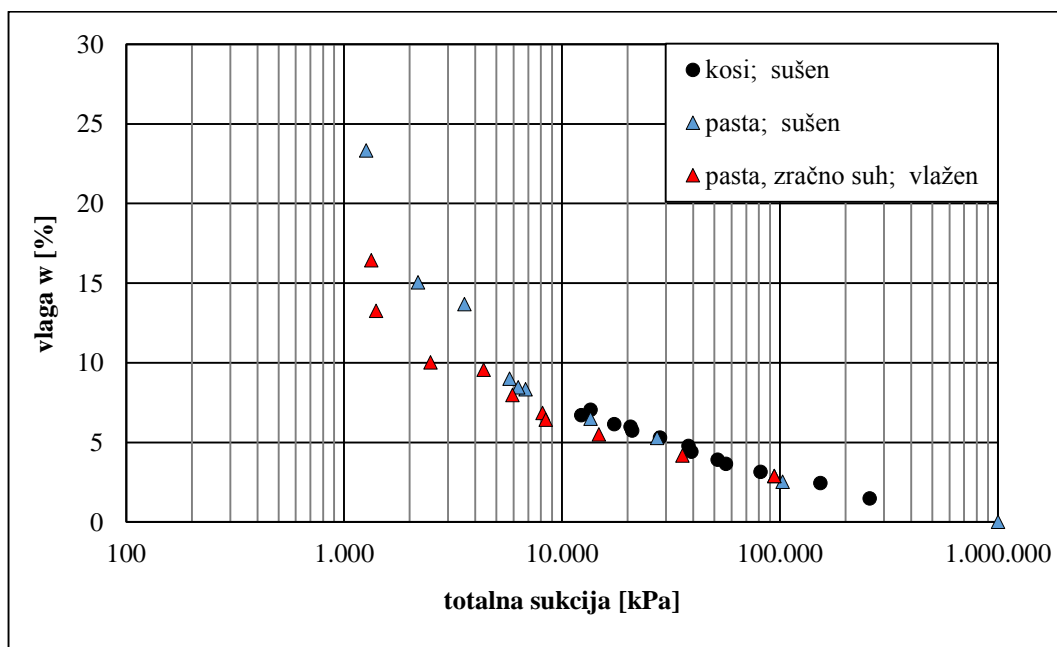


## 6.2 Določitev retencijske krivulje

Retencijske krivulje so prikazane v diagramu sukcija – stopnja zasičenosti in sukcija – gravimetrična vlaga. (sliki 6.3 in 6.4).



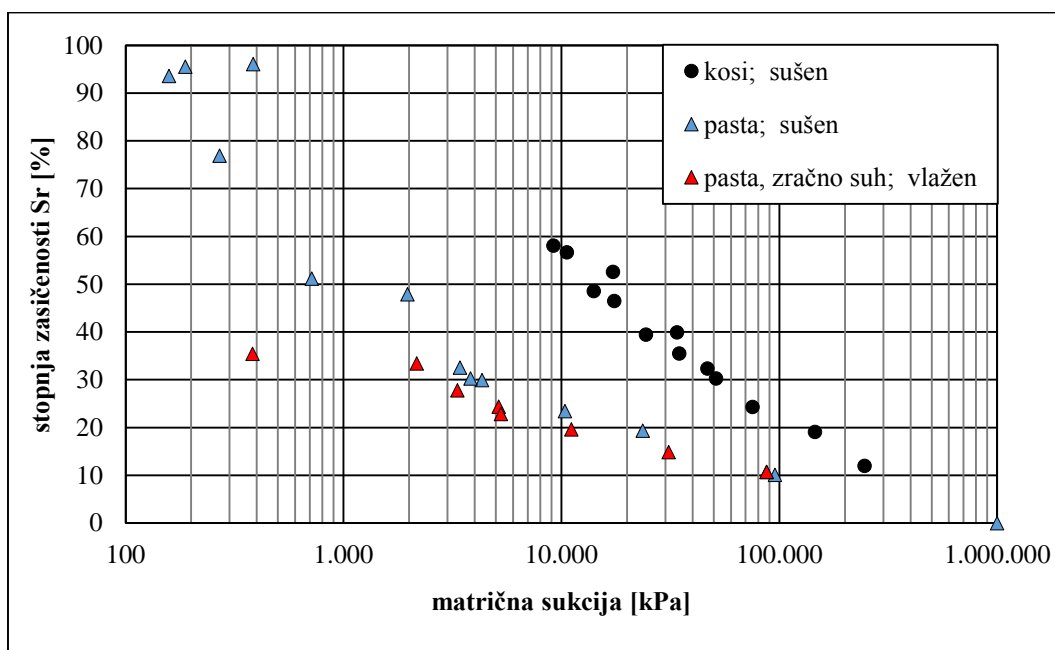
Slika 6.3: Retencijska krivulja miocenskega laporja (sukcija - Sr)



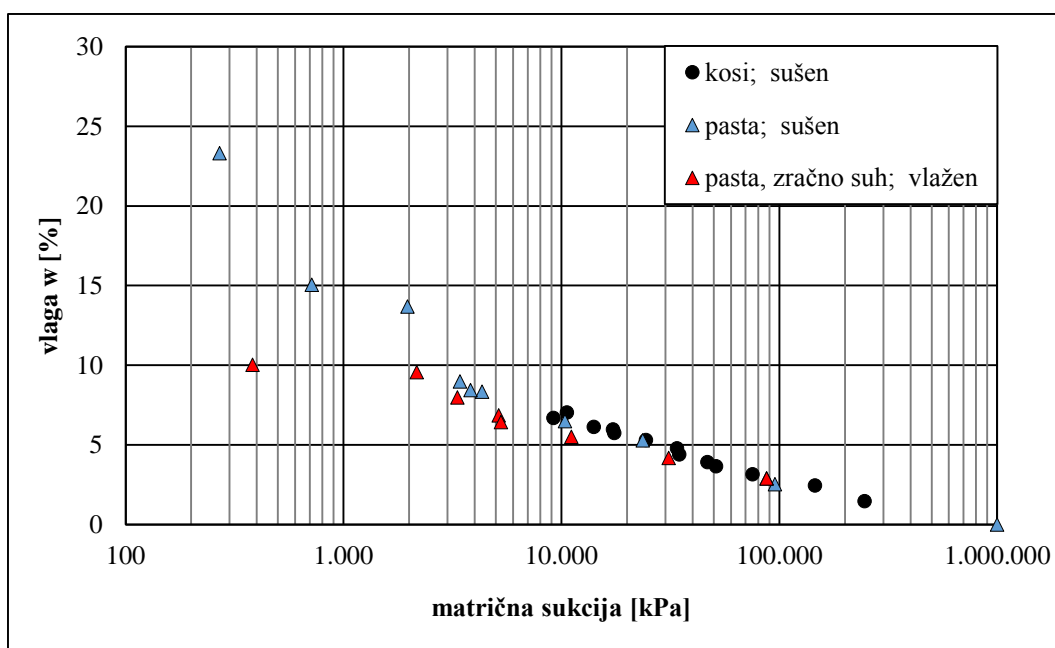
Slika 6.4: Retencijska krivulja miocenskega laporja (sukcija - w)

V naravnem stanju ima lapor stopnjo zasičenosti 51% in vlago ca 6%. Temu stanju ustreza izjemno visoka sukcija, okoli 13000 kPa. Na diagramu 6.3 vidimo, da sta retencijski krivulji naravnih kosov in

paste preizkušanca zelo različni. To je direktna posledica vpliva strukture. Na sliki 6.4 pa vidimo, da je točka rezidualne vlage pri razmeroma nizkih vlagah, kar kaže na mineraloško sorazmerno malo aktiven material, kar ni skladno z indeksnima kazalnikoma adsorpcije vode in metilen modro. Zato smo izmerili velikost ozmotske sukcije in retencijske krivulje prikazali še v diagramih z zvezo med matrično sukcijo in saturacijo oz. vlago (slika 6.5 in 6.6).



Slika 6.5: Retencijska krivulja miocenskega laporja (matrična sukcija - Sr)

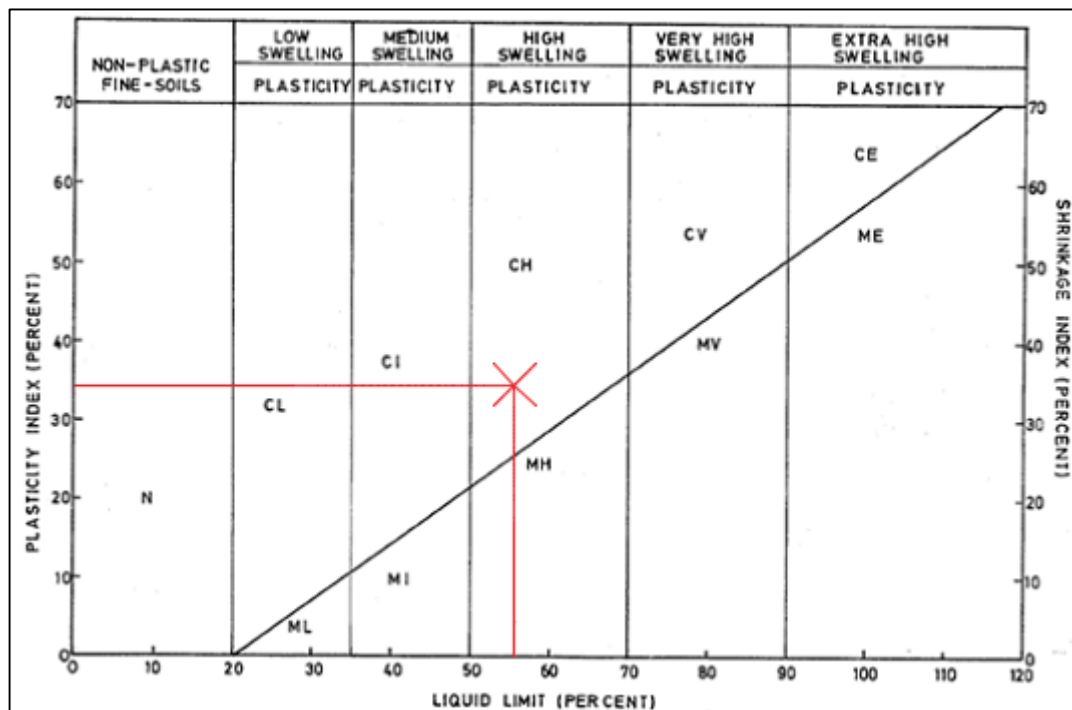


Slika 6.6: Retencijska krivulja miocenskega laporja (matrična sukcija - w)

### 6.3 Ocena nabrekljivosti iz rezultatov indeksnih raziskav

#### 6.3.1 Ocena nabrekljivosti na podlagi konsistenčnih mej

Po Cassagrandeju, je preiskovani lapor visoko nabrekljiv (slika 6.7). Med visoko nabrekljive zemljine ga uvršča tudi klasifikacija po Holtz in Gibbsu (preglednica 6.2).



Slika 6.7: Ocena nabrekanja miocenskega laporja po Cassagrandeju (1948)

Preglednica 6.2: Ocena nabrekanja miocenskega laporja po Holtz in Gibbsu (1956)

Meja krčenja [%]	Meja židkosti [%]	Indeks plastičnosti [%]	Potencialne volumenske spremembe
> 15	20 - 35	< 18	Nizke
10 - 15	35 - 50	15 - 28	Srednje
7 - 12	50 - 70	25 - 41	Visoke
< 11	> 70	> 35	Zelo visoke

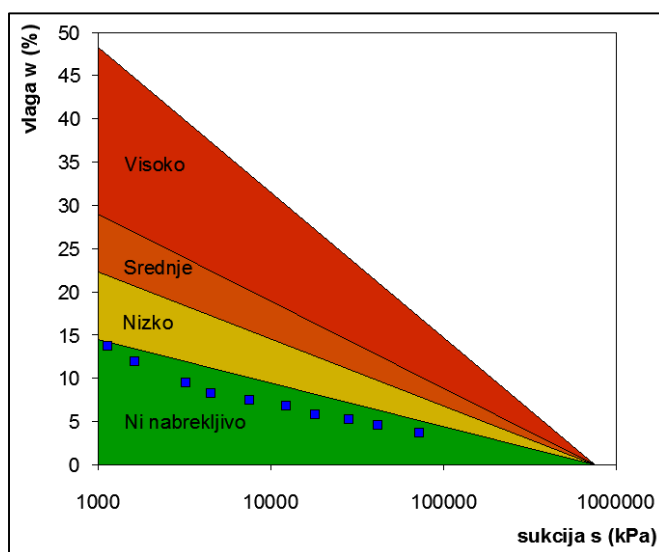
#### 6.3.2 Ocena nabrekljivosti na podlagi retencijske krivulje

V preglednici 6.3 vidimo, kako pomemben je prispevek sukcije pri ocenjevanju nabrekljivosti visoko prekonsolidiranih glin, saj je naravna sukcija laporja več kot desetkrat višja od mejne sukcije za oceno visoke nabrekljivosti.

Preglednica 6.3: Postopek WES ocenjevanja nabrekljivosti zemljin po smernicah UFC 2004

Ocena potencialnega nabrekanja	Potencialni nabrekalni dvizek (%)	Meja židkosti (%)	Indeks plastičnosti (%)	Sukcija v naravnem stanju (kPa)
Nizko	< 0,5	< 50	< 25	< 144
Srednje	0,5 - 1,5	50 - 60	25 - 35	144 - 383
Visoko	> 1,5	> 60	> 35	> 383

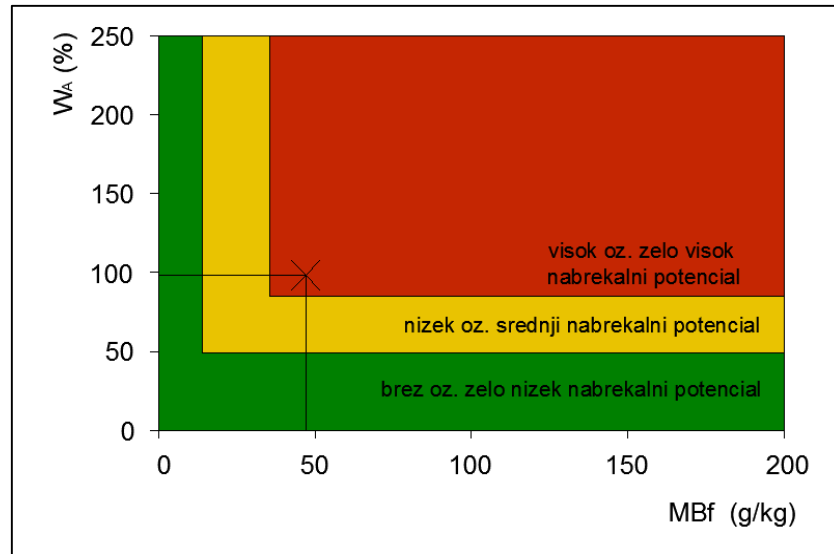
V poglavju 3.2.3 smo že povdarili ugotovitve Petkovšek et al (2010), da McKeenova klasifikacija ni primerna za visoko prekonsolidirane zemljine. To smo potrdili tudi z našimi raziskavami (slika 6.8). Ker se lapor v naravi nahaja v trdnem stanju, je njegova naravna vlažnost pod mejo plastičnosti, meja krčenja, kot je ugotovljena za pregnetene zemljine, pa za vrednotenje laporja ni merodajna. Gonilo nabrekanja je, torej tako kot pri sivici in flišu, tudi v miocenskem laporju, ekvibracija izjemno visoke naravne sukcije, čeprav za izmerjeno naravno vlago ni moč nesporno ugotoviti, ali leži v coni desaturacije ali v coni rezidualne vlage.



Slika 6.8: R.G. McKeenova klasifikacija nabrekljivih zemljin z vrednostmi retencijske krivulje miocenskega laporja

### 6.3.3 Ocena nabrekljivosti na podlagi metilen modro in adsorpcije vode

Ocena nabrekalnega potenciala miocenskega laporja je podana na sliki 6.9. Opazimo, da je miocenski lapor po A. Petkovšek (2002) ocenjen, kot material z visokim nabrekalnim potencialom, kar dobro sovпада z oceno Cassagrandeja (slika 6.7) ter Holtz in Gibbsa (preglednica 6.2), pa tudi UFC 2004 (preglednica 6.3).



Slika 6.9: Ocena nabrekalnega potenciala laporja po A. Petkovšek (2002)

## 6.4 Povzetek analize nabrekljivosti z uporabo indeksnih kazalnikov

Končna ocena nabrekljivosti miocenskega laporja je podana po kriterijih, prikazanih v preglednici 6.4.

Preglednica 6.4: Rezultati ocenjevanja nabrekljivosti po različnih postopkih

Kazalci	Dobljeni po	Ocena
Nabrekanje	Cassagrand (1948)	visoko
Potencialne volumenske spremembe	Holtz in Gibbs (1956)	visoke
Nabrekanje	UFC, 2004, TM 5-818-7 Metoda WES	od srednje do zelo visoko
Nabrekanje	R.G. McKeen, (1992)	ni nabrekanja
Nabrekalni potencial	A. Petkovšek (2002)	visok

V preglednici 6.4 vidimo, da trije od petih uporabljenih postopkov ocenjujejo lapor kot visoko nabrekljiv, postopek z meritvijo sukcije kot zelo nabrekljiv (relativno na postavljeno mejo), postopek po McKeenu pa ne prepozna nabrekljivosti laporja. To je posledica tega, da je McKeen klasifikacijo utemeljil na preiskavah glin, pri katerih so vlage v območju rezidualne vlage zelo visoke. Preiskovani lapor pa ima značaj izjemno visoko prekonsolidirane glin, zato imata njegovi retencijski krivulji popolnoma drugačen potek (glej sliko 6.3). Pri enaki stopnji saturacije, je sukcija pregnetenega vzorca nekje med 1000 in 2000 kPa, sukcija laporja pa več kot 10000 kPa.

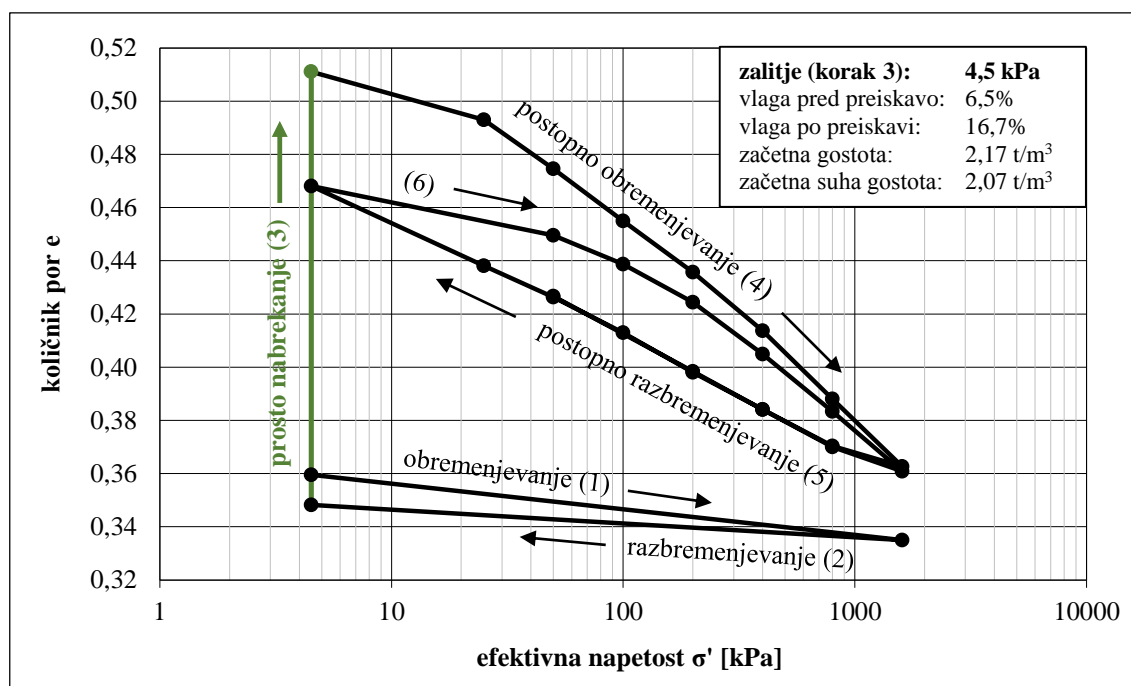
Iz opisanega je vidno, da je pri uporabi indeksnih kazalnikov nabrekljivosti potrebna velika pazljivost. Metode morajo biti izbrane selektivno, ob upoštevanju teoretičnih ozadij, na katerih so bile utemeljene.

Raziskave indeksnih lastnosti in retencijska krivulja laporja kažejo, da je miocenski lapor v vkopu Dragučova visoko do zelo visoko nabrekljiv, vendar pa je visoka nabrekljivost posledica kombinacije vplivov prisotnih glinenih mineralov in visoke prekonsolidacije. Glede na to, da indeksni kazalniki narekujejo visoko nabrekljivost, so potrebne mehanske preiskave nabrekanja in nabrekalnih tlakov.

## 6.5 Rezultati direktnih meritev - prosto nabrekanje vzorca pri ničnem tlaku

Rezultati edometrske preiskave linearnega nabrekanja so podani na sliki 6.10. Na sliki so prikazani posamezni koraki pri izvajanju raziskave in izmerjeni količniki por v posameznih korakih, kjer je prikazano spreminjanje količnika por v odvisnosti od efektivne napetosti med naslednjimi koraki:

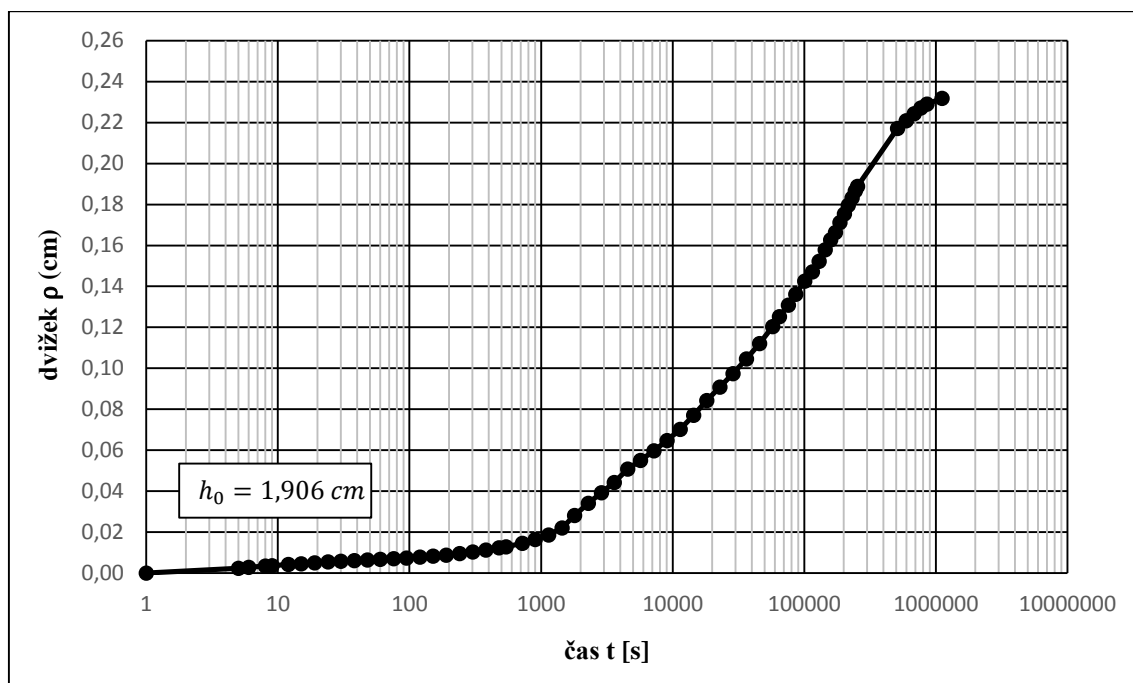
- obremenjevanje (1); 4.5 - 1600 kPa,
- razbremenjevanje (2), 1600 - 4.5 kPa,
- **prosto nabrekanje (3), 4,5 kPa,**
- postopno obremenjevanje (4); 4.5 - 1600 kPa,
- postopno razbremenjevanje (5); 1600 - 4.5 kPa,
- postopno obremenjevanje (6); 4.5 - 1600 kPa.



Slika 6.10: Rezultati preizkusa nabrekanja pri ničnem tlaku

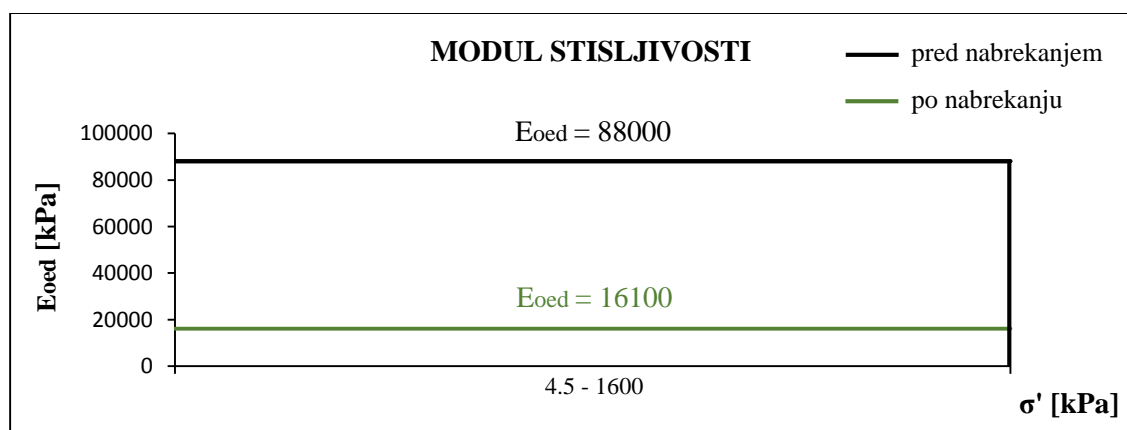
Kako nabrekljiv je material je lepo razvidno iz koraka prosto nabrekanje (3), kjer se pri minimalni obremenitvi količnik por spremeni iz 0,348 na 0,511. Še bolj zgovorno je razmerje med točkama na koncu koraka obremenjevanje v nesaturiranem (1) ter postopno obremenjevanje v saturiranem stanju (4) in (6). Na tem mestu zaznamo absolutno trajno povečanje količnika por v vrednosti 0,03, kar predstavlja približno 2,3% volumsko deformacijo pri normalni vertikalni obremenitvi 1600 kPa.

Časovni razvoj in velikost dvižkov materiala med prostim nabrekanjem je prikazan na sliki 6.11. Vzorec z začetno višino  $h_0 = 1,906$  cm se je dvignil za 0,232 cm. Povečanje volumna med prostim nabrekanjem je torej 12,2%.



Slika 6.11: Nabrekalni dvižek vzorca miocenskega laporja med korakom prosto nabrekanje (3)

Na podlagi rezultatov meritev smo izračunali še edometerski modul stisljivosti pri bremenski stopnji 4,5 - 1600 kPa med koraki (1) in (4). Iz slike 6.12 je viden velik padec edometerskega modula po nabrekanju, kar je posledica navzemanja vode in mehčanja materiala med nabrekanjem.



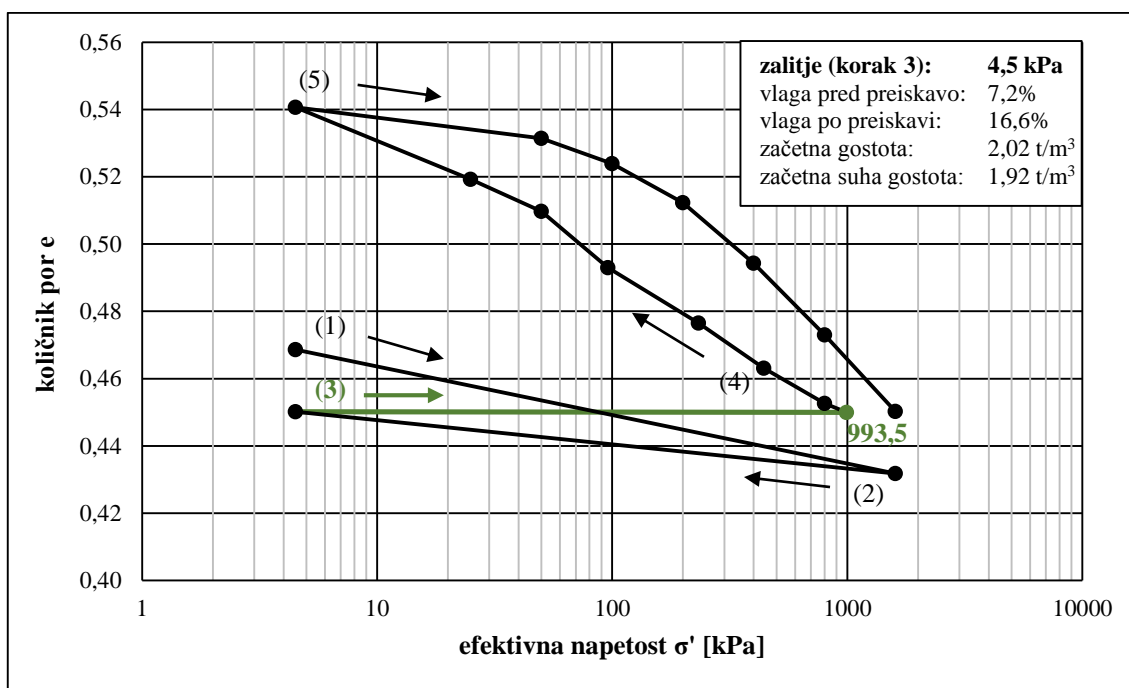
Slika 6.12: Edometerski modul stisljivosti določen pri bremenski stopnji 4,5 - 1600 kPa pred in po nabrekanju



## 6.6 Rezultati direktnih meritev - nabrekanje in obremenjevanje intaktnega vzorca

Rezultati preiskave so na sliki 6.13, kjer je prikazano spreminjanje količnika por  $e$  v odvisnosti od efektivne napetosti med naslednjimi koraki:

- obremenjevanje (1); 4,5 - 1600 kPa, (v suhem),
- razbremenjevanje (2); 1600 - 4,5 kPa, (v suhem),
- **nabrekanje in obremenjevanje (3); 4,5 - 993,5 kPa (zalitje in vzdrževanje konstantnega volumna),**
- postopno razbremenjevanje (4); 1600 - 4,5 kPa,
- postopno obremenjevanje (5); 4,5 - 1600 kPa.

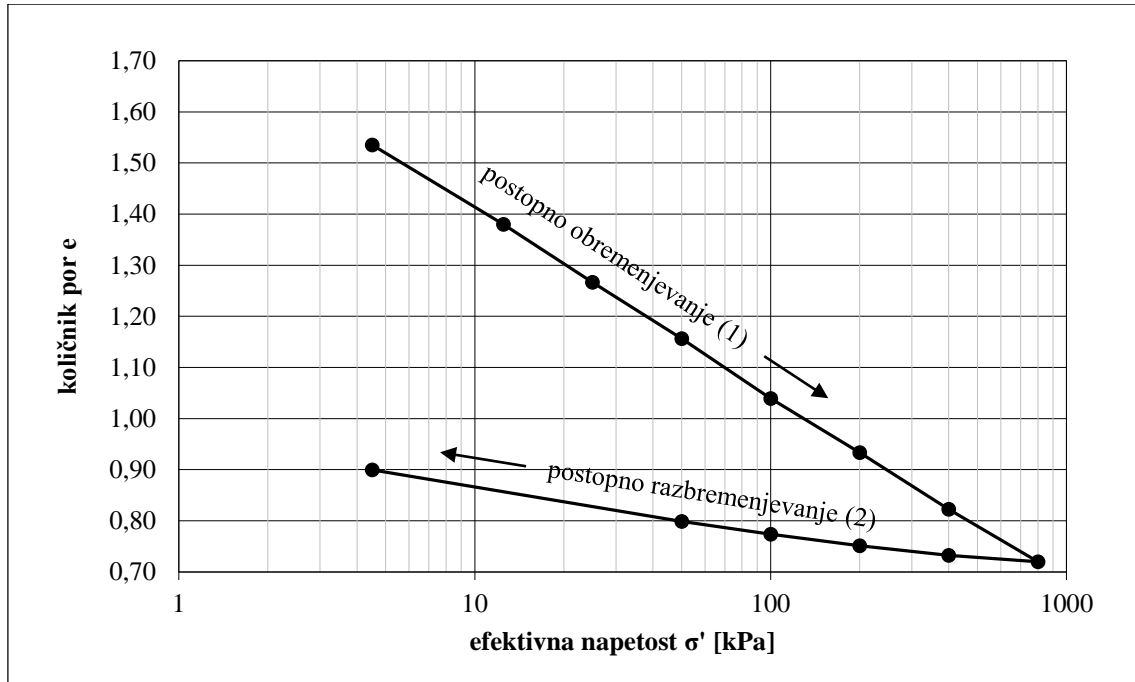


Slika 6.13: Rezultati preizkusa nabrekanja in obremenjevanja

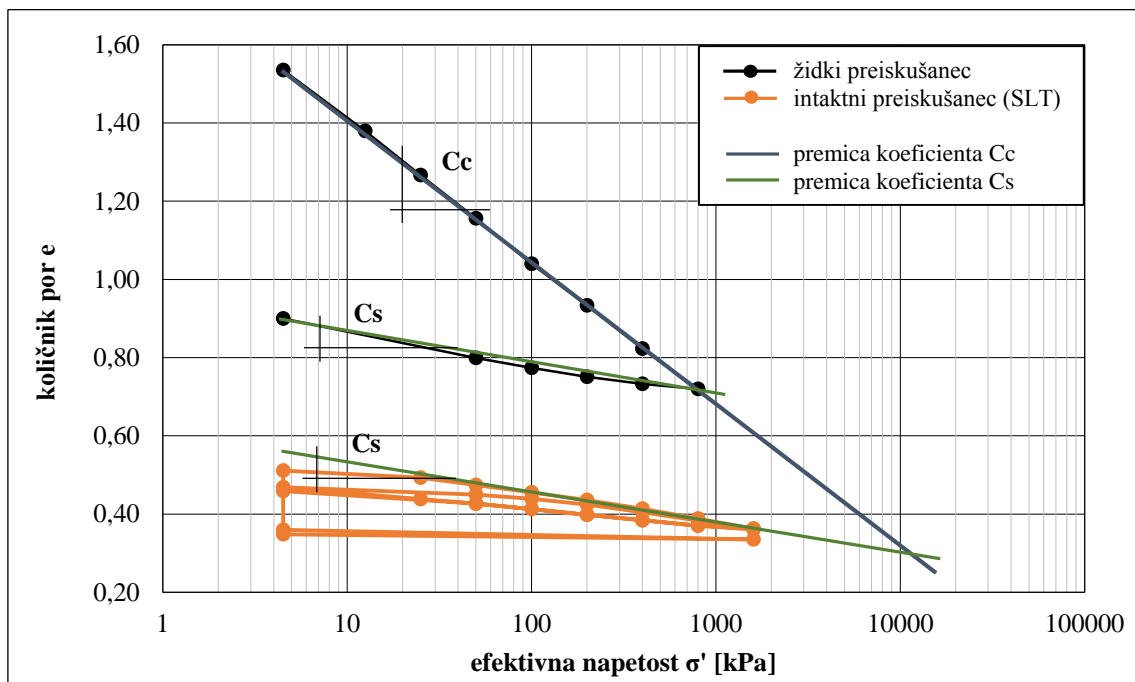
Ključnega pomena pri tej preiskavi je dogajanje po zalitju vzorca (korak 3), ko nabrekanje preprečujemo z nanašanjem vertikalne obtežbe. Za preprečitev dvizkov, je bil potreben totalni tlak 993,5 kPa, kar predstavlja hkrati tudi nabrekalni tlak. Pričakovali bi, da se bo pri ponovnem obremenjevanju, krivulja 5 dotaknila krivulje 1 oz. 4 pri tlaku 993,5 kPa, pa se ne. To je posledica razpada strukture laporja v času nabrekanja, kar smo pojasnili že pri analizi diagramov krčenja in retencijskih krivulj.

## 6.7 določitev deviške konsolidacijske krivulje

Na židkem preizkušancu je bilo izvedeno postopno obremenjevanje (korak od 4,5 kPa do 800 kPa) in postopno razbremenjevanje (800 kPa do 4,5 kPa). Rezultati preiskave so podani na sliki 6.14.



Slika 6.14: Krivulja stisljivosti židkega vzorca



Slika 6.15: Naleganje premice koeficienta  $C_s$  židkega vzorca na intaktnem vzorcu

Ta preiskava je potrebna za definiranje materialnega modela, ki bo predstavljen v poglavju 7.2. Služi kot dokaz, da je koeficient nabrekanja  $C_s$  židkega vzorca enak koeficientu konsolidacije  $C_c$  intaktnega vzorca (slika 6.15 in preglednica 6.5).

Preglednica 6.5: Koeficient konsolidacije in nabrekanja intaktnega ter židkega preizkušanca

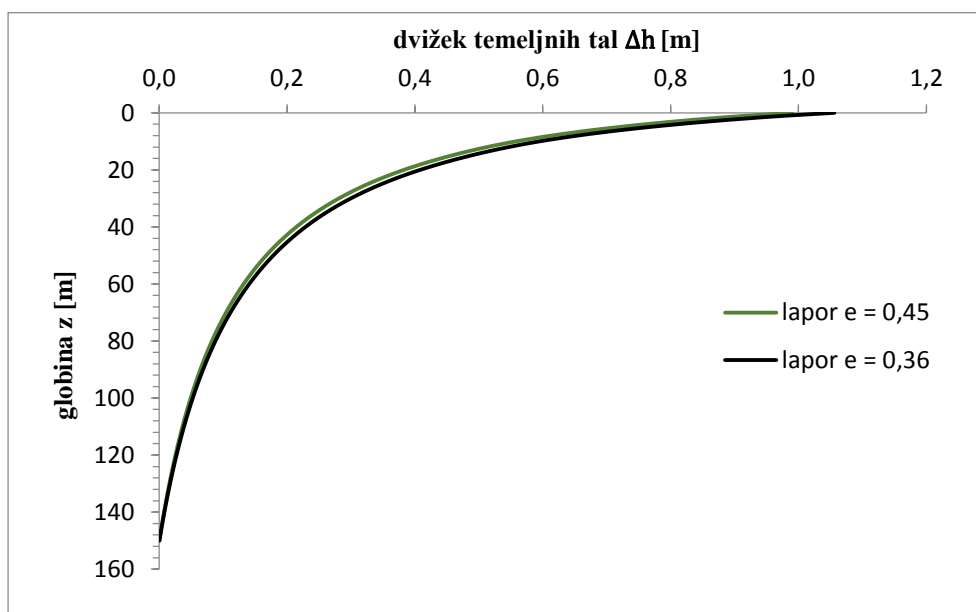
<b>INTAKTNI PREIZKUŠANEC</b>		
$C_c$	(25-1600 kPa)	0,070
<b>ŽIDKI PREIZKUŠANEC</b>		
$C_c$	(4,5-800 kPa)	0,327
$C_s$	(4,5-800 kPa)	0,072

Slika 6.15 potrjuje veliko stopnjo prekonsolidacije miocenskega laporja. Iz krivulj lahko okvirno ocenimo prekonsolidacijsko napetost, ki znaša okvirno 10200 kPa.

## 7 RAČUN VERTIKALNIH DEFORMACIJ TEMELJNIH TAL GLOBOKEGA VKOPA DRAGUČOVA

### 7.1 Nelinearna analiza vertikalnih deformacij

Nelinearno analizo smo izvedli z enačbo 4.5, ob upoštevanju, da je  $\sigma'_\alpha$  enak merjenemu nabrekalnemu tlaku nad vodo in  $\sigma'_\alpha$  pod nivojem talne vode in upoštevanju upada vpliva razbremenitve po globini na podlagi Steinbrennerjevega diagrama ter predpostavki, da so temeljna tla v celoti sestavljena iz miocenskega laporja. Da bi zajeli vpliv raztrosa vrednosti količnika por, je bil izračun narejen pri dveh stopnjah prekonsolidacije miocenskega laporja. Najprej smo vertikalne deformacije določali pri  $e = 0,360$ , kar predstavlja prekonsolidiran miocenski lapor SLT preiskave iz poglavja 6.5, nato pa pri  $e = 0,45$ , kar predstavlja prekonsolidiran miocenski lapor CVT preiskave iz poglavja 6.6. Začetno efektivno napetostno stanje pod temeljnimi tlemi  $\sigma'_\alpha = 748$  kPa so generirali višje ležeči sloji laporja, skupne debeline 34 m in povprečne prostorninske teže 22 kPa. Končno napetostno stanje  $\sigma'_\beta = 25$  kPa pa je generirala voziščna konstrukcija debeline 1 m in prostorninske teže 25 kPa. Rezultati dviga temeljnih tal vkopa po končanem nabrekanju ( $t = \infty$ ) so podani na sliki 7.1.

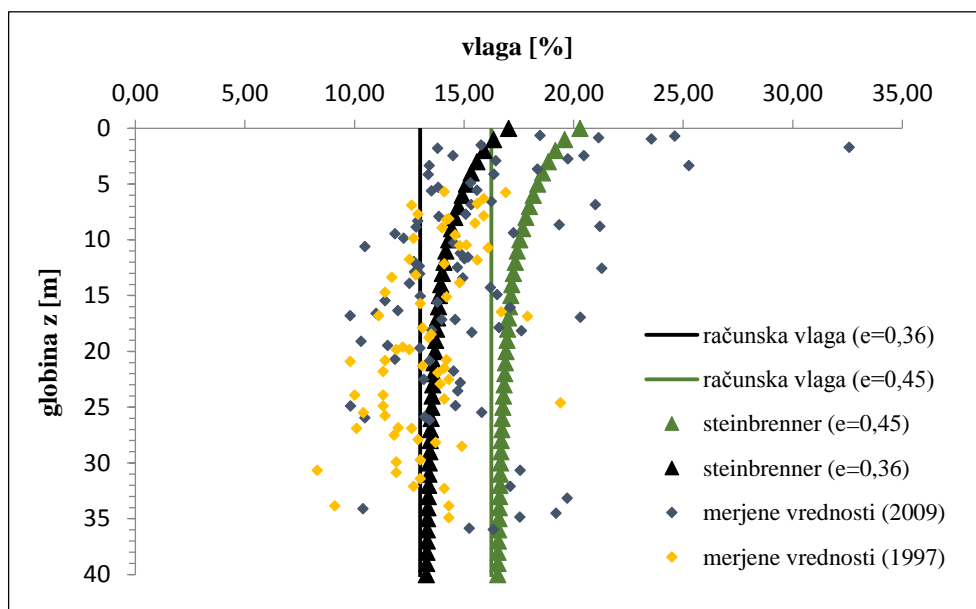


Slika 7.1: Dvižek temeljnih tal vkopa z upadom vpliva razbremenitve po globini na podlagi Steinbrennerjevega diagrama

Dvižek na površini temeljnih tal je enak 0,99 m pri  $e = 0,45$  in 1,06 m pri  $e = 0,36$ . 0,99 m in 1,06 m predstavljata računski vrednosti dviga temeljnih tal, ki sta tako visoki, ker vpliv razbremenitve sega do globine 150 m in več. Ti dve vrednosti za nas načeloma nista zanimivi, saj ne poznamo sestave tal na večjih globinah. Prav tako ne upoštevata dejstva, da se dvižki, ki izvirajo iz večjih globin na površini

dna vkopa ne bodo poznali, saj se bodo dvignile tudi brežine skupaj s celotnim območjem. Rezultati slike 7.1 so zanimivi predvsem iz vidika vpliva prekonsolidacije oz. raztrosa obnašanja materialov. Opazimo, da le ta za preiskani material nima velikega računskega vpliva na končno vrednost dviga temeljnih tal, saj sta razvoj dvižkov po globini in končna vrednost pri enem in drugem količniku por povsem identična.

Da bi lahko bolje ocenili globino ekvibracije vlage, ki predstavlja gonilo nabrekanja in ocenili primernost naših rezultatov, smo izračunali količnik por in vlago po nabrekanju. Slika 7.2 prikazuje računsko vlago pri  $e_i = 0,36$  in  $e_i = 0,45$  ter 100% zasičenosti, izračunano spreminjanje vlage z globino in merjene vrednosti spreminjanja vlage v laporju z globino iz leta 1997, ko je bil globoki vkop v fazi projektiranja ter leta 2009, ko je bila gradnja v zaključni fazi in je bil odvzet tudi preiskani vzorec laporja.

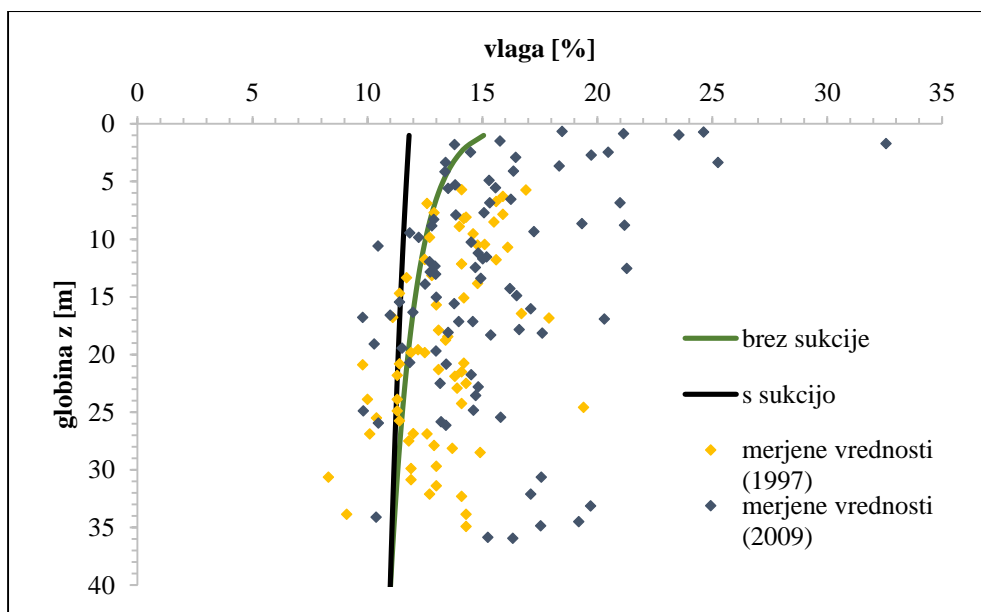


Slika 7.2: Računska vlaga pri 100% zasičenosti ter računsko vlaga po Steinbrennerju in merjene vrednosti v laporju z globino

Meji računskih vlag pri  $e = 0,36$  in  $e = 0,45$  zajemata doberšen del raztrosa merjenih vrednosti. Računski trend padanja vlage z globino prav tako ustreza trendu merjenih vrednosti. Torej, računске vrednosti spreminjanja vlage z globino relativno dobro zajamejo raztros merjenih vrednosti. Poleg tega lahko opazimo, da računске vrednosti pri  $e = 0,36$  dobro opisujejo razstros merjenih vrednosti iz leta 1997, kar pomeni, da lahko smatramo preiskan lapor kot reprezentativen vzorec naravnega laporja iz območja vkopa. Iz grafa na sliki 7.2 lahko razberemo vpliv gradnje globokega vkopa na vlažnost temeljnih tal, ta se je namreč v povprečju dvignila, zato lahko po gradnji na območju vkopa najdemo laporje višjih vlažnosti, katerih raztros lahko do neke mere opišemo zgolj z kombinacijo računskih vrednosti pri

$e = 0,36$  in  $e = 0,45$ . Območje, ki ga računске vlage ne opisujejo najboljše je prvih nekaj metrov pod površino.

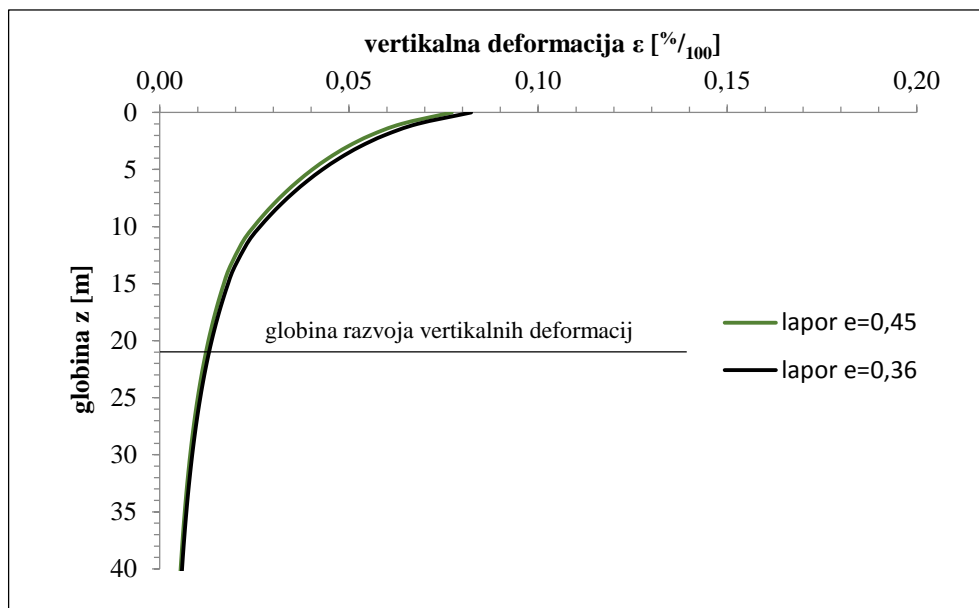
Na tem mestu smo želeli raziskati še vpliv sukcije. V ta namen smo izračunali spreminjanje vlage z globino v odvisnosti od efektivnih napetosti prvotnega stanja (brez razbremenitve), kjer v enem primeru upoštevamo sukcijo v drugem pa ne (slika 7.3). Uporabili smo podatke SLT vzorca, pri čemer smo predpostavili, da je material na površini zasičen z vodo in uravnotežen z okoljem, tako da ne nabreka več, torej je začetni količnik por znašal 0,511 in da koeficient konsolidacije  $C_c$ , ki opisuje odvisnost med efektivno napetostjo in količnikom por enak  $C_c$  intaktnega vzorca (preglednica 6.5).



Slika 7.3: Računska vlaga po globini ob upoštevanju oziroma neupoštevanju vpliva sukcije

Opazimo, da računška linija, ki ne upošteva sukcije bolj nalega trendu merjenih vrednosti v laporju. Na podlagi tega smo se odločili, da vrojene sukcije pri konvencionalnem in modelnem izračunu ne bomo upoštevali oziroma bo ta enaka 0.

Iz grafa na sliki 7.2 smo določili globino ekvilibracije vlage. Opazimo, da se vlaga močnejše spreminja do globine 7,5 m. V nadaljevanju lahko določeno stopnjo spreminjanja še opazimo do globine 15 m, globlje pa je spreminjanje vlage zanemarljivo (<1%). Glede na to, da izkušnje v podobnem materialu kažejo na globino ekvilibracije vlage približno 7 m in da je miocenski lapor slabo prepusten material, bi lahko globino ekvilibracije v nekem smiselnem časovnem okviru ocenili na 7 - 8 m, vendar je v našem primeru geološki prostor na teh globinah relativno slabo raziskan, zato smo se odločili, da zajamemo vpliv vertikalnih deformacij do globine 21 m.



Slika 7.4: relativna vertikalna deformacija temeljnih tal vkopa

Na sliki 7.4 so prikazane vertikalne deformacije temeljnih tal, le te lahko tolamčimo kot relativne dvižke posameznih 1 m debelih slojev. Torej, ob upoštevanju omejitve globine razvoja vertikalnih deformacij na 21 m ocenimo končni dvižek temeljnih tal na 0,62 in 0,67 m glede na stanje pred začetkom gradnje.

## 7.2 Materialni model

### 7.2.1 Program PLAXIS

Materialni model globokega vkopa Dragučova je bil narejen s pomočjo programskega orodja PLAXIS. To je orodje za nelinearno, časovno odvisno in anizotropno analizo mehanskega obnašanja zemljin in kamnin. Deluje na principu metode končnih elementov (MKE) in vsebuje vrsto materialnih modelov. Posamezni materialni modeli potrebujejo različne vhodne podatke in nudijo različne stopnje natančnosti rezultatov glede na geotehnični izziv, zato je njihova uporabnost omejena, uporabnikovo znanje o teoretičnem ozadju pa zelo pomembno.

Miocenski lapor smo klasificirali, kot visoko plastično glino v trdnem konsistentnem stanju. Kalibracija materialnega modela je bila izvedena po modelu »hardening soil« in modelu »soft soil«. Slednja se je izkazala za bolj natančno zato je bila le ta obravnavana v poglavju 4 in bo obravnavana tudi v nadanjevanju.

### 7.2.2 Kalibracija materialnega modela

Kalibracija modela »soft soil« je potekala tako, da smo v programu PLAXIS definirali materialni model, ki ponazarja laboratorijski preizkus prostega nabrekanja miocenskega laporja. Namen kalibracije je prilagoditi določene parametre modela »soft soil« do te mere, da se rezultati materialnega modela laboratorijskega preizkusa čim bolj približajo rezultatom realnega laboratorijskega preizkusa. Uporaba prilagojenih parametrov nam namreč zagotavlja večjo natančnost rezultatov materialnega modela globokega vkopa.

Pri kalibraciji smo prilagajali naslednje parametre:

- Poissonov količnik ( $\nu_{ur}$ ),
- kohezija in strižni kot ( $c, \varphi$ ),
- koeficient nabrekanja ( $C_s$ ),
- Van Genuchtenovi oblikovni parametri  $a_{VG}$ ,  $n_{VG}$  in  $m_{VG}$  (v PLAXISu  $g_a, g_n, g_c$ ).

#### Kohezija in strižni kot

Da imata ta dva parametra v »soft soil« modelu določen vpliv na razvoj deformacij smo pokazali v poglavju 4. Ravno zaradi tega vpliva na potek deformacij smo kohezijo spustili na minimalno vrednost in njen vpliv nadomestili s prilagajanjem prekonsolidacijske napetosti (POP) in Poissonovega količnika. Strižni kot je ostal nespremenjen.



### Poissonov količnik

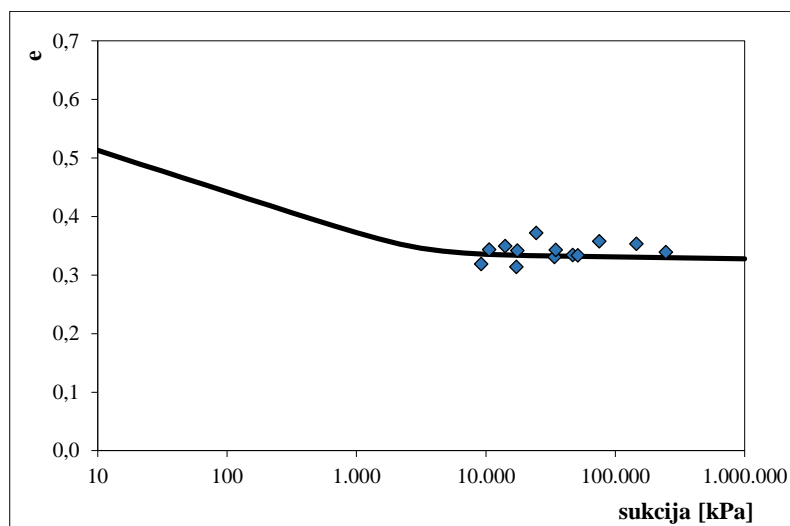
Poissonov količnik je v programu PLAXIS elastična konstanta, ki nima bistvenega vpliva pri normalno konsolidiranih materialih. V primeru obravnavanja prekonsolidiranih materialov postane ta parameter zelo pomemben, saj preko njega uravnavamo razmerje med vertikalnimi in horizontalnimi spremembami napetosti. Poissonov količnik smo postopoma večali do te mere, da je nadomestil vpliv zanemarjene kohezije.

### Koeficient nabrekanja

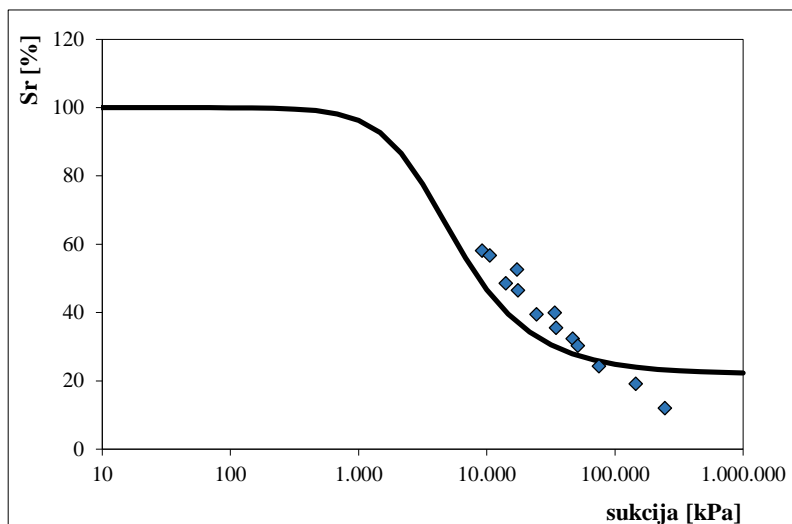
V PLAXISovem priročniku »Material Models Manual« je navedeno, da poda model »soft soil« bolj realno napoved deformacij kadar uporabljamo koeficient  $C_s$ , ki je nekoliko nižji od merjenega. Naš koeficient  $C_s$  smo torej prilagodili tako, da smo ga postopoma nižali in opazovali njegov vpliv na končne rezultate. Izkazalo se je, da nas je manjšanje koeficienta  $C_s$  res približevalo merjenim vrednostim.

### Van Genuchtenovi oblikovni parametri

Van Genuchtenove parametri smo dobili empirično z iskanjem najboljše možne kombinacije retencijskih krivulj, ki povzemajo merjene vrednosti matrične sukcije iz poglavja 6.2. Sprva smo Van Genuchtenovo krivuljo optimalno prilagodili grafu sukcija - količnik por (slika 7.5). To smo storili na podlagi vodila, da matrična sukcija ne povzroči prevelikih deformacij na suhem koncu in da popravek ефективne napetosti ni bil prevelik oziroma premajhen, saj bi sicer dobili skrčke oziroma divžke. Nato pa smo prilagajali graf sukcija - zasičenost (slika 7.6), pri čemer smo pazili, da je ostala krivulja na grafu sukcija - količnik por praktično nespremenjena.



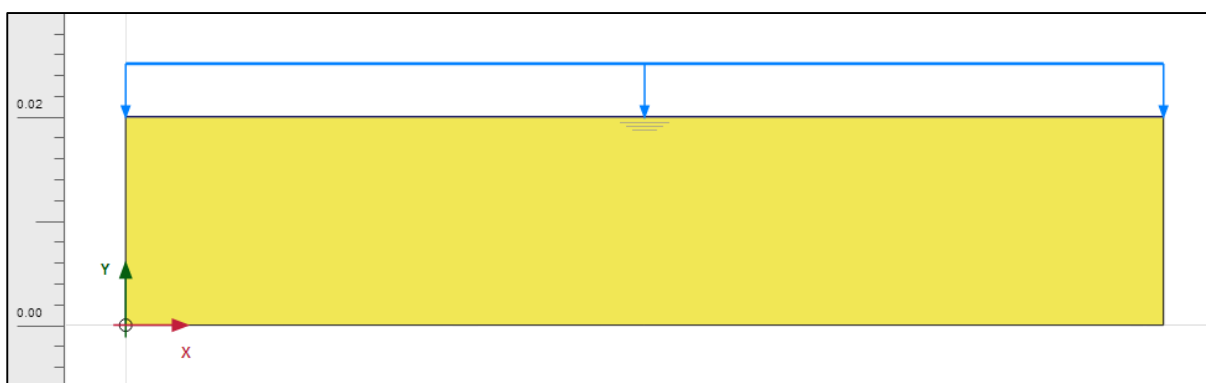
Slika 7.5 Van Genuchtenova retencijska krivulja sukcija - količnik por



Slika 7.6: Van Genuchtnova retencijska krivulja sukcija - stopnja zasičenosti

Materialni model edometerskega preizkusa (slika 7.7) smo definirali v programu tako, da je meje določal prerez skozi središče preizkušanca SLT preizkusa, pri čemer smo višino zaokrožili na 2 cm. Meji na levem in desnem robu smo označili kot zaprti in neprepustni, spodnjo kot nepomično in prepustno, zgornjo pa kot odprto in prepustno. Tako smo modelu onemogočili bočne deformacije, omogočili vertikalne deformacije na zgornjem robu in omogočili vertikalno dreniranje iz obeh strani. Na ta način smo v modelu definirali take pogoje, kot so vladali v edometru.

Material smo sprva definirali na podlagi parametrov ugotovljenih iz laboratorijskih preiskav, pri čemer smo matrično sukcijsko vrednost vnesli s parametrom  $h_{ref}$ , kot negativni porni tlak (v metrih vodnega stolpca) na zgornjem in spodnjem robu.



Slika 7.7: Materialni model edometerskega preizkusa

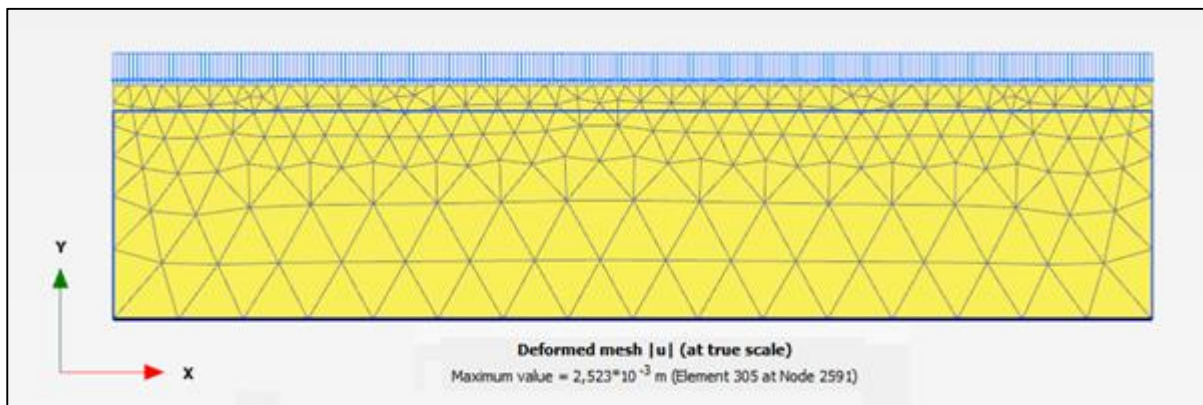
Obremenjevanje modela je potekalo po enakih korakih kot pri laboratorijskem preizkušancu. Ker sukcija pri obremenjevanju pada, pri razbremenjevanju pa narašča, smo vrednost parametra  $h_{ref}$  med prvimi cikli obremenjevanja spreminjali. Zalitje smo definirali tako, da smo po prvem ciklu obremenitve

definirali dodatnih 5 stopenj pri obremenitvi 4,5 kPa. Med prvimi štirimi smo vrednost  $h_{ref}$  postopoma spustili na 0, med peto pa definirali 30 dni konsolidacije, zato da se je negativni porni tlak dokončno disipiral in pretvoril v dvižek.

Preglednica 7.1: Parametri materialnega modela

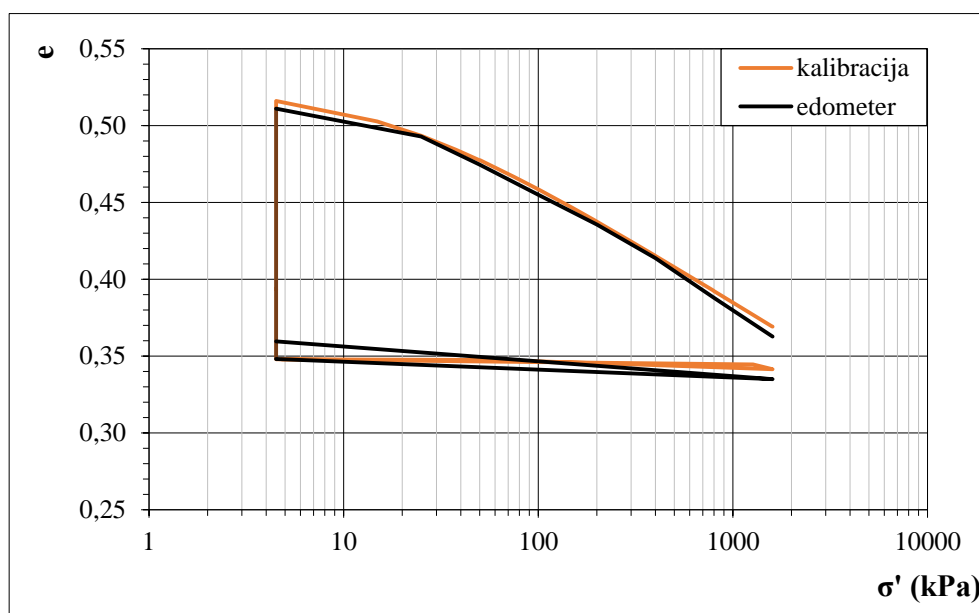
SPLOŠNO		
$\gamma_{sat}$	22,0	kN/m <sup>3</sup>
$\gamma_{unsat}$	22,0	kN/m <sup>3</sup>
$e_{init}$	0,36	
PARAMETRI		
$C_c$	0,367	
$C_s$	0,038	
<b>POP</b>	10200	kPa
$c'_{ref}$	1	kN/m <sup>2</sup>
$\phi'$	28,5	°
$\psi$	0	°
$v'_{ur}$	0,32	
$K_0^{nc}$	0,5228	
PARAMETRI TOKA		
<b>Model</b>	Van Genuchten	
$S_{res}$	0,220	
$S_{sat}$	1,000	
$g_n$	1,956	
$g_a$	0,00316	1/m
$g_l$	1,250	
$k_x$	1,70E-06	m/ dan
$k_y$	1,70E-06	m/ dan

Po končanem modeliranju smo se lotili kalibracije modela. Po nekaj iteracijah prilagajanja prej omenjenih parametrov, smo prišli do končnih vrednosti (preglednica 7.1), ki so dale zadovoljive rezultate. Maksimalna nabrekalna deformacija modela preizkušanca je znašala 2,5 mm oziroma 12% (slika 7.8). Delež deformacije je bil torej popolnoma enak kot v laboratoriju. Z doseženo natančnostjo smo bili zadovoljni, saj nam bo ta omogočala, da bo izračun, na podlagi teh parametrov, podal dobro oceno deformacij, pri materialnem modelu globokega vkopa.



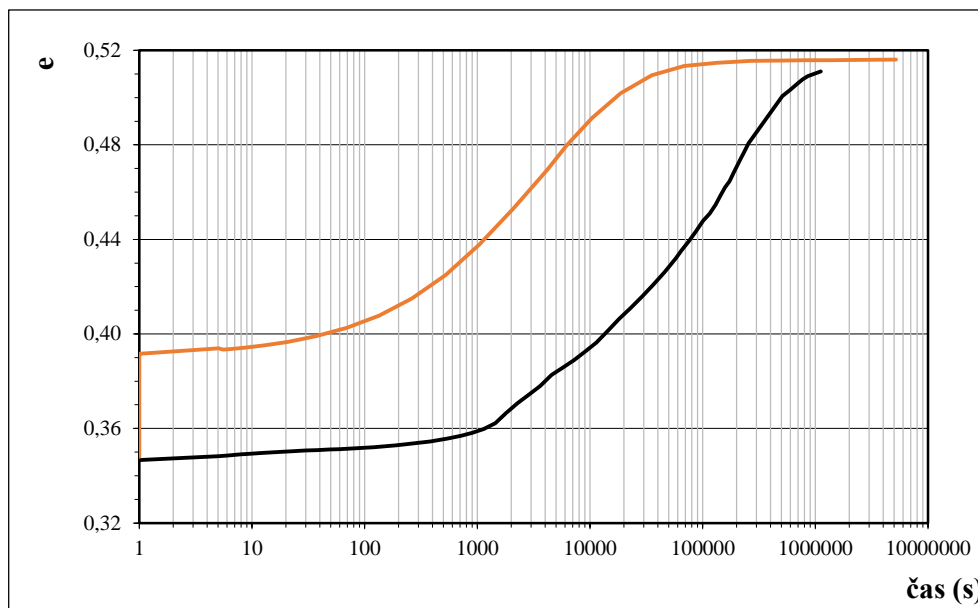
Slika 7.8: Deformacije materialnega modela edometerskega preizkusa

Na sliki 7.9 je prikazana primerjava med laboratorijskimi meritvami prostega nabrekanja, ki smo jih prikazali na sliki 6.10 in materialnem modelu preizkušanca. Tu še bolj nazorno vidimo, da odstopanja med modelom in laboratorijskim preizkusom obstajajo, vendar so zanemarljiva.



Slika 7.9: Primerjava meritev nabrekanja miocenskega laporja; edometer - materialni model

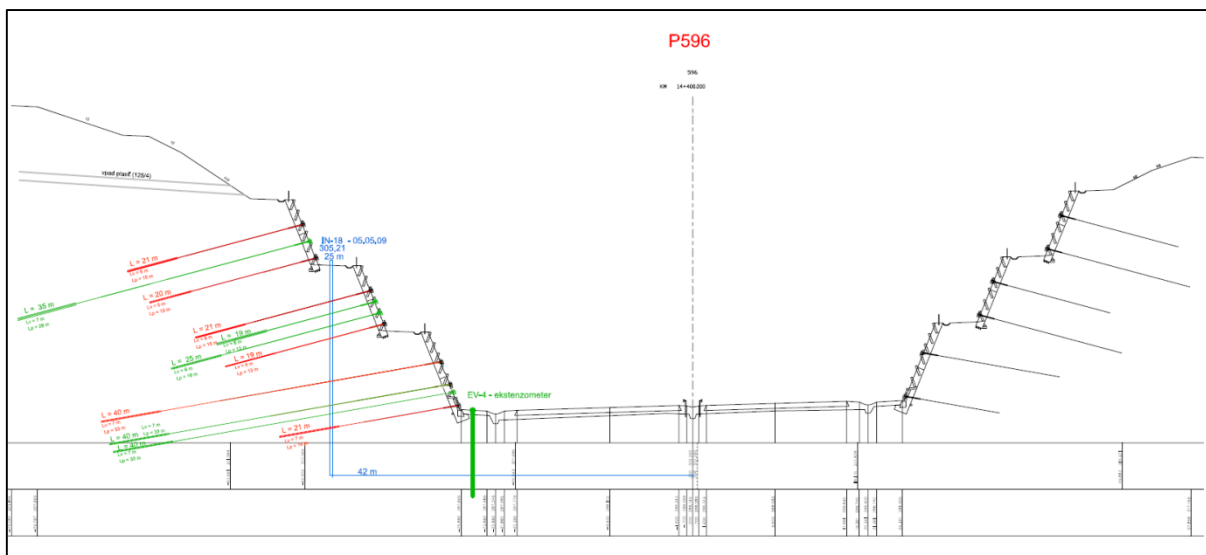
Na tem mestu je potrebno poudariti dve stvari. Kot prvo, PLAXIS potek napetosti med disipiranjem sukcije ne prikaže pravilno, zato smo napetosti med nabrekanjem popravili na bremensko stopnjo 4,5 kPa, pri kateri smo vrednost  $h_{ref}$  spustili na 0 kPa. Program PLAXIS del sukcije disipira hipno, zato lahko zaznamo hipne deformacije velikosti približno 1/4 končnega pomika. Približno 3/4 končnega pomika pa se pravilno vrši z disipacijo sukcije na 0 kPa (slika 7.10).



Slika 7.10: Primerjava časovnega razvoja nabrekanja miocenskega laporja; edometer - materialni model

### 7.2.3 Materialni model globokega vkopa Dragučova

Materialni model globokega vkopa Dragučova je bil zasnovan na podlagi geometrije kritičnega profila P596 (slika 7.11) na stacionaži 14+400 km.



Slika 7.11: Prečni prerez profila P596

Globina vkopa v osi profila je 35 m. Na levi in desni strani so brežine zaščitene s tremi nivoji sidranih armirano betonskih gred z vmesnimi bermami. Višina opornega zidu na zgornjem in srednjem nivoju je 8 m, brežina na katero nalega pa leži v naklonu 2,7:1. Višina opornega zidu spodnjega nivoja je 10 m,

naklon brežine na katero nalega pa prav tako 2,7:1. Berme med posameznimi nivoji so širine 4,0 m, izvedene 4,5% naklonu.

Med 18 mesečnim izkopom se je v vsak posamezni segment sproti vgradilo dva nivoja prednapetih sider. Zaradi prevelikih horizontalnih pomikov leve strani vkopa, se je v nadaljnjih 14 mesecih, v vse oporne zidove leve strani, postopoma vgradilo dodatna dva nivoja močnejših prednapetih sider z manjšim medsebojnim razmikom. Podrobnosti sidranja zajema preglednica 7.2.

Preglednica 7.2: Sidranje opornih zidov

LEVI DEL							
	št. vrvi	togost sidra [kN]	togost veznega dela [kN]	razmak [m]	dolžina sidra [m]	naklon [°]	vgrajeno na višini (od dna zidu) [m]
zgornji oporni zid	3	90000	18000	5	15+6	15	5,5
	5	150000	90000	1,7	28+7	15	3,5
	3	90000	18000	5	15+5	15	1,5
srednji oporni zid	4	120000	24000	5	15+6	15	5,5
	5	150000	90000	1,7	13+6	15	4,0
	5	150000	90000	1,7	19+6	15	3,0
spodnji oporni zid	4	120000	24000	5	13+6	15	1,5
	5	150000	37000	4	33+7	10	7,0
	5	150000	75000	2	33+7	10	4,5
spodnji oporni zid	5	150000	75000	2	33+7	10	3,5
	5	150000	37000	4	14+7	10	2,0
DESNI DEL							
	št. vrvi	togost sidra [kN]	togost veznega dela [kN]	razmak [m]	dolžina sidra [m]	naklon [°]	vgrajeno na višini (od dna zidu) [m]
zgornji oporni zid	3	90000	18000	5	8+6	15	5,5
	3	90000	18000	5	11+6	15	1,5
srednji oporni zid	4	120000	24000	5	8+6	15	5,5
	4	120000	24000	5	11+6	15	1,5
spodnji oporni zid	5	150000	37000	4	10+6	10	7,0
	5	150000	37000	4	7+4	10	2,0

Miocenski lapor, ki zavzema celoten profil materialnega modela smo sprva definirali s kalibriranimi parametri, ko so podani v preglednici 7.1, vendar se je izkazalo, da je za pravilno delovanje modela take velikosti potrebna večja kohezija, saj so učinkovite napetosti zaradi lastne teže pri vkopu precej večje kot pri laboratorijske vzorcu. »In situ« in laboratorijske meritve vodoprepustnosti iz tega območja naj bi nakazovale na veliko anizotropijo (Maček et al, 2011), zato smo se odločili, da naredimo dva modela. V enem smo upoštevali anizotropijo zgolj pod nivojem podzemne vode, v drugem pa po celotnem

profilu vkopa. Na ta način smo dobili dva različna razvoja deformacij po času, ki smo ju med seboj primerjali. Vrednosti spremenjenih parametrov prikazuje preglednica 7.3.

Preglednica 7.3: Prilagojena vrednost kohezije in horizontalne vodoprepustnosti

PARAMETRA		
$c'_{ref}$	20	kN/m <sup>2</sup>
$k_x$	1,70E-03	m/ dan

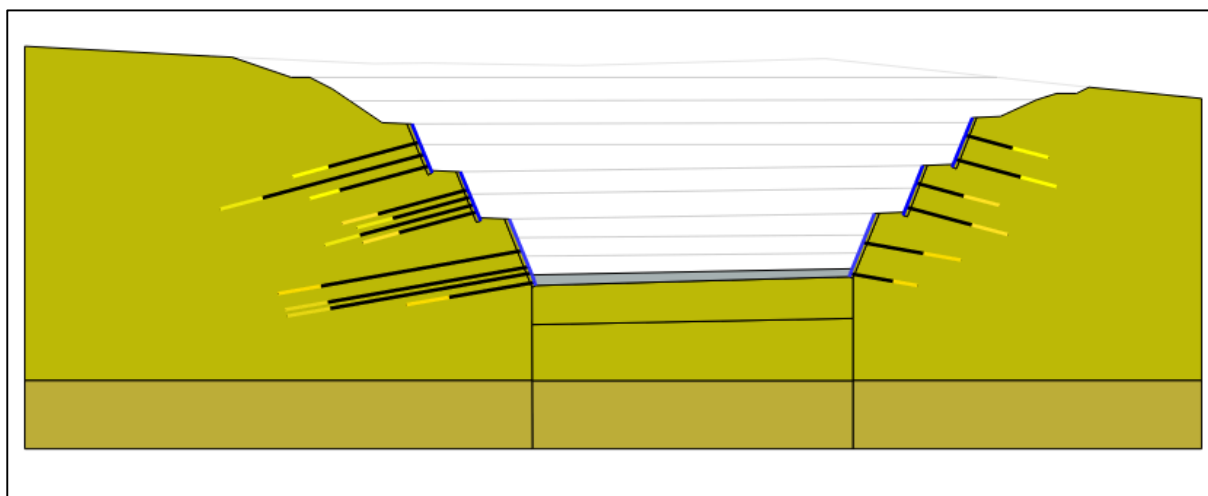
Nivo podtalne vode v splošnem ni znan, zato smo ga ocenili s pomočjo nadmorske višine bližnjega vodotoka, na globino 15 m pod temeljnimi tlemi vkopa. Gradnjo globokega vkopa smo definirali v 26 korakih, ki jih povzema preglednica 7.4.

Preglednica 7.4: Definirane faze gradnje modela globokega vkopa Dragučova

Faza gradnje modela vkopa	Način računanja	Opis
<b>Initial phase</b>	K0 procedure	Nastavljeno upoštevanje sukucije, staged construction in steady ground water flow. Definiran prepusten rob »hade« na nivoju podtalnice, na robu območja modela pod nivojem podtalnice s parametrom $h_{ref} = 271$ in na brežinah ( $h_{ref} = 320$ , $h_{ref} = 316$ ).
<b>Phase 0</b>	Plastic	Nastavljeno drenirano stanje, izbris vseh pomikov in deformacij iz prejšnje faze. Izbris prepustnega roba »hade« na nivoju podtalnice.
<b>Phase 1</b>	Plastic	Nastavljeno nedrenirano stanje, izbris vseh pomikov in deformacij iz prejšnje faze. Definirali izkop 1. segmenta prečnega profila vkopa in nastavljen prepusten rob na globini izkopa ( $h_{ref} = 316$ ).
<b>Phase 2</b>	Consolidation	Konsolidacija $t = 30$ dni, povzema vpliv časa izkopa 1. segmenta prečnega profila vkopa.
<b>Phase 3</b>	Plastic	Definiranje izkopa 2. segmenta prečnega profila vkopa in prestavljen prepusten rob na novo globino izkopa ( $h_{ref} = 316$ ).
<b>Phase 4</b>	Plastic	Definiranje izkopa 3. segmenta prečnega profila vkopa in prestavljen prepusten rob na novo globino izkopa ( $h_{ref} = 316$ ).
<b>Phase 5</b>	Consolidation	Konsolidacija $t = 60$ dni, povzema vpliv časa izkopa 2. in 3. segmenta prečnega profila vkopa.
<b>Phase 6</b>	Plastic	Definiranje izkopa 4. segmenta prečnega profila vkopa in prestavljen prepusten rob na novo globino izkopa ( $h_{ref} = 316$ ).
<b>Phase 7</b>	Plastic	Definiranje izkopa 5. segmenta prečnega profila vkopa in prestavljen prepusten rob na novo globino izkopa ( $h_{ref} = 316$ ).
<b>Phase 8</b>	Consolidation	konsolidacija $t = 20$ dni, povzema vpliv časa vgradnje podpornih zidov in prvotnih sider zgornjega nivoja.
<b>Phase 9</b>	Plastic	Definiranje podpornih zidov in prvotnih sider na zgornjem nivoju.
<b>Phase 10</b>	Consolidation	konsolidacija $t = 120$ dni, povzema vpliv časa izkopa 4. in 5. segmenta prečnega profila vkopa.
<b>Phase 11</b>	Plastic	Definiranje izkopa 6. segmenta prečnega profila vkopa in prestavljen prepusten rob na novo globino izkopa ( $h_{ref} = 316$ ).

<b>Phase 12</b>	Plastic	Definiranje izkopa 7. segmenta prečnega profila vkopa in prestavljen prepusten rob na novo globino izkopa ( $h_{ref} = 316$ ).
<b>Phase 13</b>	Consolidation	konsolidacija $t = 20$ dni, povzema vpliv časa vgradnje podpornih zidov in prvotnih sider srednjega nivoja.
<b>Phase 14</b>	Plastic	Definiranje podpornih zidov in prvotnih sider na srednjem nivoju.
<b>Phase 15</b>	Consolidation	Konsolidacija $t = 120$ dni, povzema vpliv časa izkopa 6. in 7. segmenta prečnega profila vkopa.
<b>Phase 16</b>	Plastic	Definiranje izkopa 8. segmenta prečnega profila vkopa in prestavljen prepusten rob na novo globino izkopa ( $h_{ref} = 316$ ).
<b>Phase 17</b>	Plastic	Definiranje izkopa 9. segmenta prečnega profila vkopa in prestavljen prepusten rob na novo globino izkopa ( $h_{ref} = 316$ ).
<b>Phase 18</b>	Plastic	Definiranje izkopa 10. segmenta prečnega profila vkopa in prestavljen prepusten rob na novo globino izkopa ( $h_{ref} = 316$ ).
<b>Phase 19</b>	Plastic	Definiranje izkopa 11. segmenta prečnega profila vkopa in prestavljen prepusten rob na novo globino izkopa ( $h_{ref} = 316$ ).
<b>Phase 20</b>	Consolidation	Konsolidacija $t = 20$ dni, povzema vpliv časa vgradnje podpornih zidov in prvotnih sider spodnjega nivoja.
<b>Phase 21</b>	Plastic	Definiranje podpornih zidov in prvotnih sider na spodnjem nivoju.
<b>Phase 22</b>	Consolidation	Konsolidacija $t = 120$ dni, povzema vpliv časa izkopa 8., 9., 10. in 11. segmenta prečnega profila vkopa.
<b>Phase 23</b>	Plastic	Definiranje gradnje voziščne konstrukcije in dodatnih sider
<b>Phase 24</b>	Consolidation	Konsolidacija $t = 510$ dni, povzema vpliv časa vgrajevanja dodatnih sider in gradnje voziščne konstrukcije.
<b>Phase 25</b>	Consolidation	Izračun končnega dvižka in časa konsolidacije.

Končna oblika materialnega modela globokega vkopa Dragučova je prikazana na sliki 7.12.

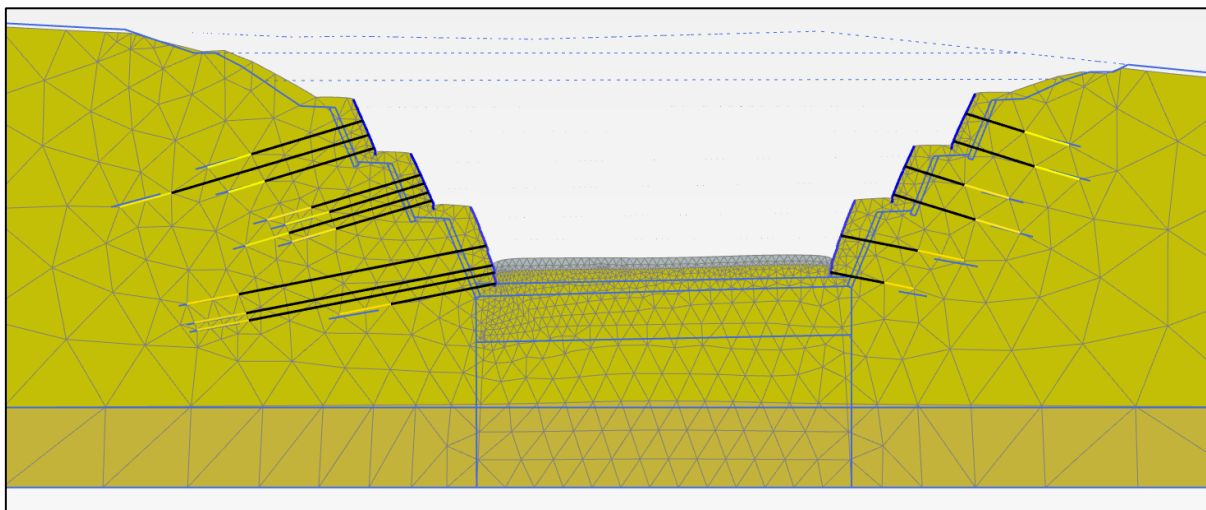


Slika 7.12: Materialni model globokega vkopa Dragučova



### 7.3 Rezultati Materialnega modela

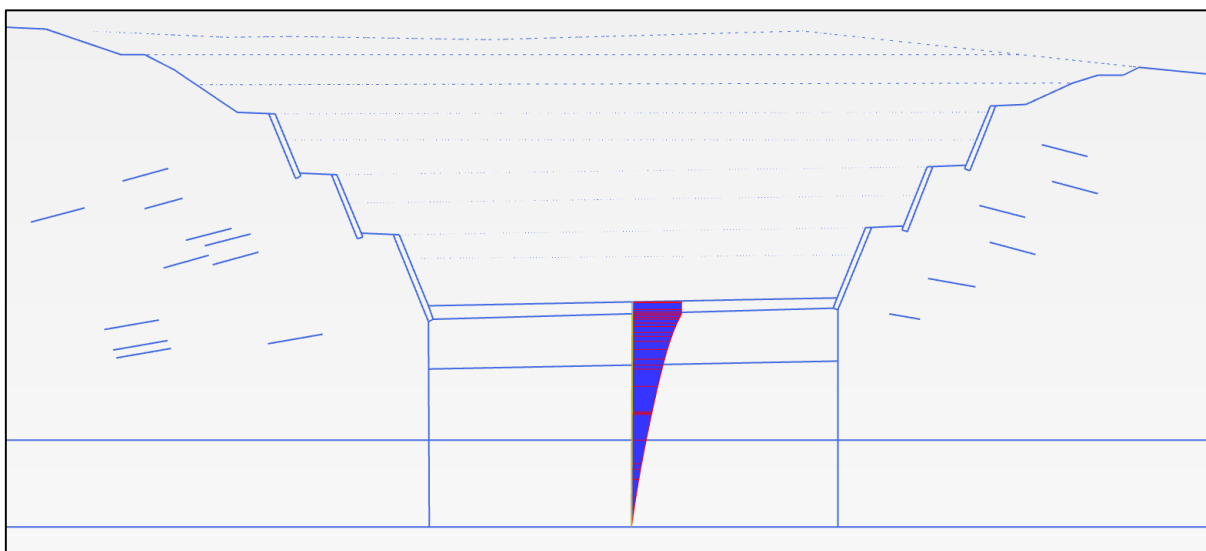
Deformirano stanje modela vkopa pri času  $t = \infty$  nam podaja slika 7.13.



Slika 7.13: Deformiran model vkopa pri času  $t = \infty$  (5x povečava deformacij)

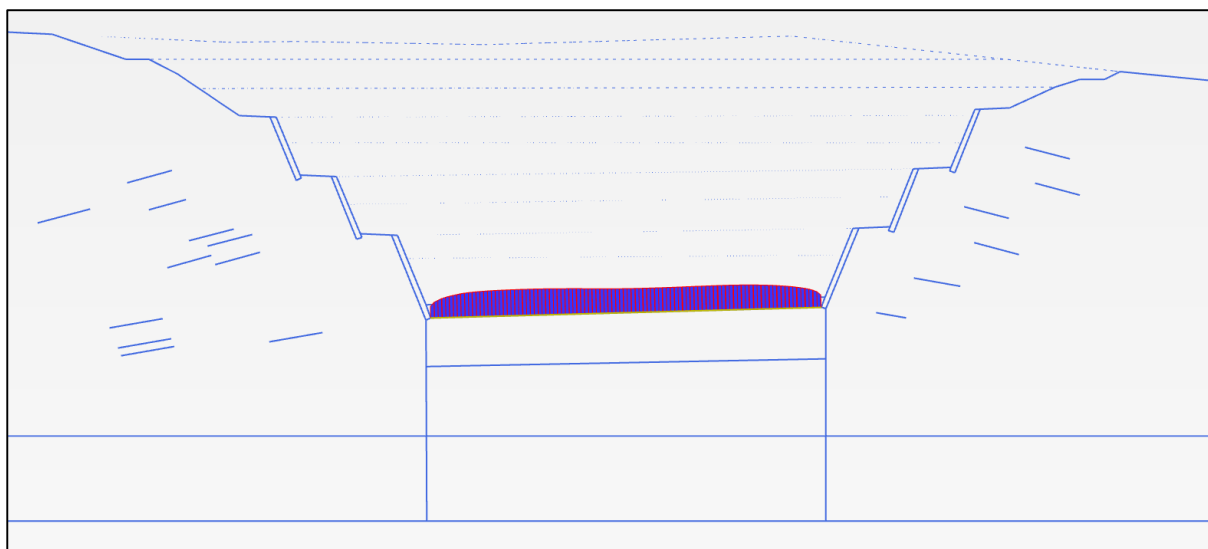
#### 7.3.1 Dvižek temeljnih tal

Dvižek temeljnih tal na sredini vkopa pri času  $t = \infty$  je znašal 0,62 m (slika 7.14). Ta rezultat se zelo dobro ujema s konvencionalnim izračunom, ki smo ga predstavili v poglavju 7.1. Tako lahko sklepamo, da je rezultat dober in model primeren za računanje končnih vertikalnih deformacij nabrekanja.



Slika 7.14: Skupni dvižek temeljnih tal v osi vkopa pri času  $t = \infty$

Slika 7.15 prikazuje dvige temeljnih tal celotnega vkopa. Opazimo, da se na sredini leve in desne strani vkopa zgodi večji pomik kot v osi vkopa. Največji pomik znaša 0,68 cm in se izvrši na sredini leve strani vkopa. To je posledica nabrekanja brežin, čigar vpliv ne seže do osi, zato je viden zgolj na eni in drugi polovici temeljnih tal vkopa. Vpliv nabrekanja oziroma horizontalnega pomika brežin na dvig temeljnih tal ni bistven, obravnavamo ga zgolj zato, da razložimo nenavadno obliko poteka dviga temeljnih tal vkopa.



Slika 7.15: Skupni dvižek temeljnih tal vkopa pri času  $t = \infty$

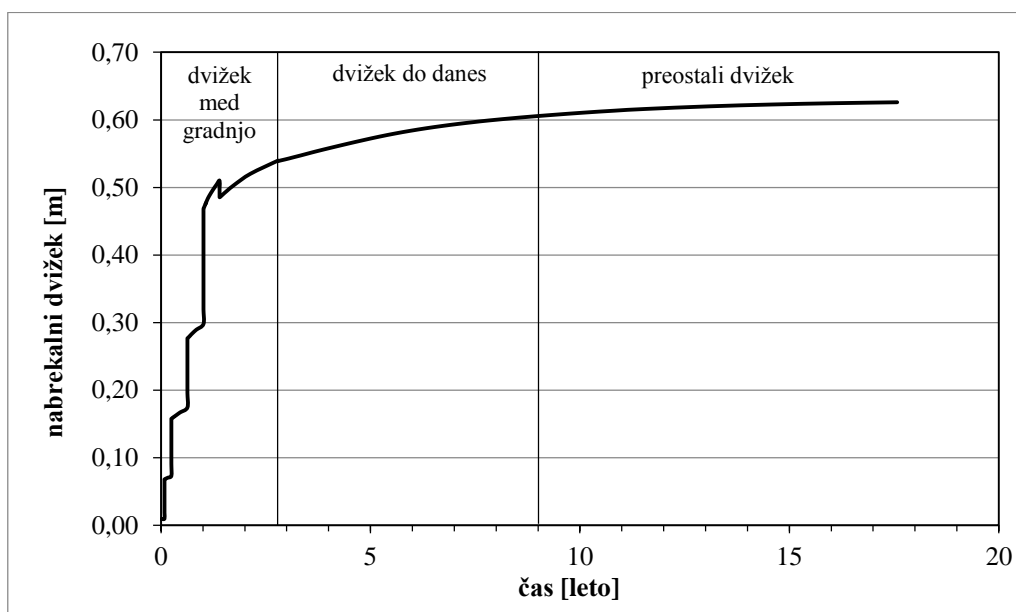
### 7.3.2 Časovni razvoj dviganja temeljnih tal

Na sliki 7.16 in 7.17 je prikazan časovni razvoj dviganja temeljnih tal z in brez upoštevanja anizotropije vodoprepustnosti. Oba grafa smo razdelili z dvema mejama, ki definirata območja:

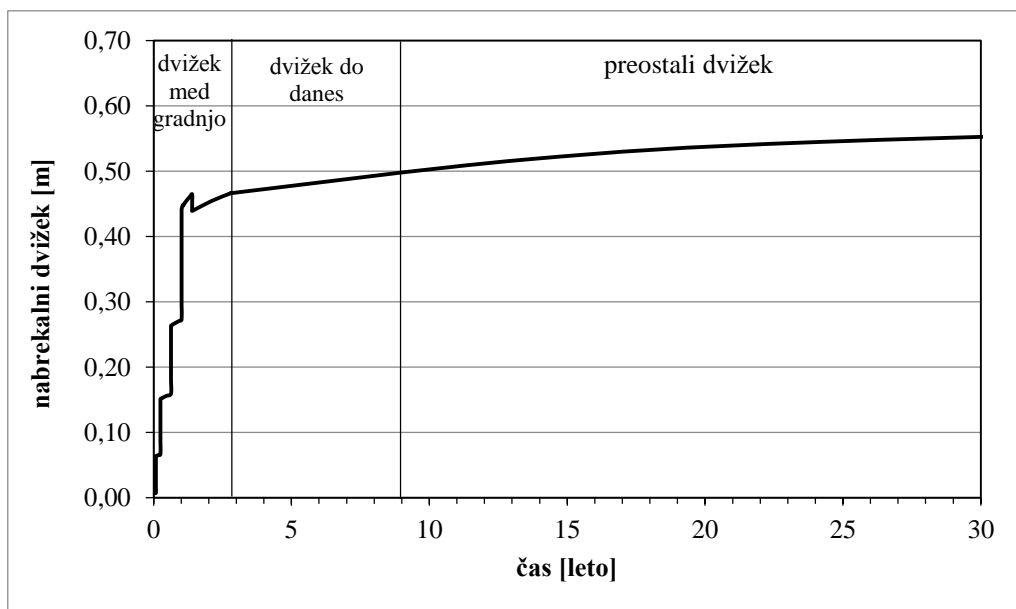
- dvižka, ki se je izvršil med gradnjo ( $t = 3$  leta),
- dvižka, ki se je izvršil do danes ( $t = 9$  let) in
- dvižka, ki še preostane ( $t = \infty$ )

V primeru upoštevanja anizotropije vodoprepustnosti znaša končni čas konsolidacije 17,5 let, pri čemer so se med gradnjo tla dvignila za 0,54 m, do danes še nadaljnih 0,06 m, kar pomeni, da bo preostali dvižek znašal zgolj še 0,02 m. V primeru izotropne vodoprepustnosti znaša končni čas konsolidacije 280 let, pri čemer so se med gradnjo tla dvignila za 0,47 m, do danes še nadaljnih 0,03 m, kar pomeni da bo preostali dvižek znašal še 0,12 m.

Torej, ob upoštevanju anizotropije vodoprepustnosti po celotnem profilu vkopa je napoved dviga temeljnih tal 0,02 m v nadaljnih 8 letih. Ob upoštevanju anizotropije vodoprepustnosti zgolj pod nivojem podtalne vode pa 0,12 m v naslednjih 271 letih. Resnica je najverjetneje nekje vmes. V vsakem primeru preostali dvižek ni bistven. Bistveno je, da se je v enem in drugem primeru večji del nabrekalnih deformacij izvršil že med gradnjo globokega vkopa.



Slika 7.16: Časovni razvoj nabrekanja temeljnih tal z anizotropijo vodoprepustnosti



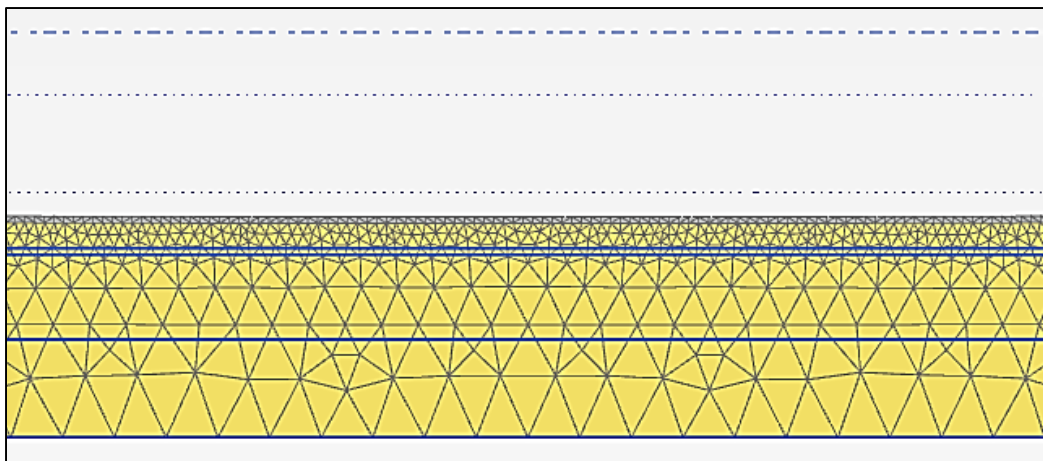
Slika 7.17: Časovni razvoj nabrekanja temeljnih tal brez anizotropije vodoprepustnosti

Stopničast potek razvoja dvižkov v območju med gradnjo ni pravilen. Pojavi se zaradi tega, ker program PLAXIS razbremenitev ne pretvori v celoti v sukucijo (negativne presežne porne tlake). To je posledica

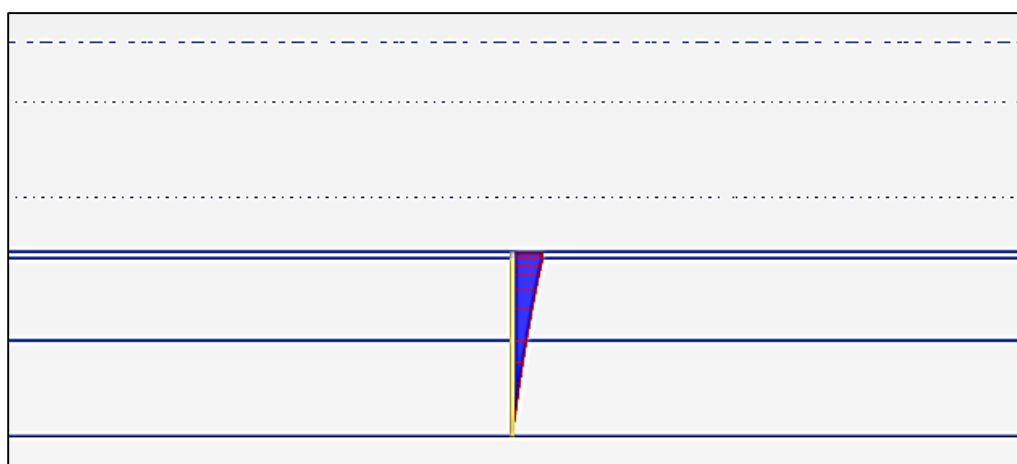
vrednosti  $\nu_u$  (Poissonovega količnika v nedreniranem stanju) in vrednosti Skemptonovega parametra  $B$ , ki nista 0,5 in 1. Deloma pa je manjša vrednost sukcije posledica nepopolne stopnje zasičenosti ( $S_r = 99,5\%$ ). Kljub temu je razviden trend konsolidacije, ki nakazuje na pravilen potek razvoja deformacij po času.

### 7.3.3 Vpliv bokov

Dodatno smo želeli razdelati vpliv bokov na končni dvižek temeljnih tal globokega vkopa, zato smo naš model na novo definirali z neskončno širino in ga v celoti odkopali v enaki meri, kot je bil odkopan globoki vkop Dragučova. Deformirano stanje prikazuje slika 7.18, dvižek temeljnih tal v osi pa slika 7.19. Vrednost dviga temeljnih tal vkopa neskončne širine je znašala 0,72 m. To pomeni, da boki imajo določen vpliv, saj nam vertikalno deformacijo zaradi razbremenitve zmanjšajo za približno 15%.



Slika 7.18: Deformirano stanje modela vkopa neskončne širine (5x povečava deformacij)



Slika 7.19: Dvižek temeljnih tal v osi vkopa neskončne širine

## 8 ZAKLJUČEK

Globoki vkop Dragučova je izveden v gričevnatem svetu slovenskih gor, zgrajenem iz miocenskega laporja in vmesnih plasti meljevcev, glinavcev in peščenjakov. Že med gradnjo so se pojavljale težave na vkopnih brežinah zaradi plazov, deformacij in naraščanja sidrnih sil v prednapetih trajnih zemeljskih sidrih. Kmalu po dograditvi, so se na vozišču tačele pojavljati deformacije v obliki neenakomernih dvižkov.

V magistrski nalogi smo se osredotočili na obravnavo temeljnih tal globokega vkopa in eksperimentalno ter računsko razlago vzrokov dvižkov. Nabrekalni potencial oziroma nabrekljivost smo ugotavljali posredno, z laboratorijskimi raziskavami indeksnih kazalnikov. Materialu smo določili gostoto, vlago, gostoto zrnja in s tem povezano poroznost in zasičenje, Atterbergove meje plastičnosti, zemljinsko sukcijsko in retencijsko krivuljo, Enslin - Neffovo adsorpcijo vode in adsorpcijo organskega barvila metilen modro. Na podlagi izmerjenih indeksnih kazalnikov smo ocenili nabrekalni potencial z uporabo metod po Cassagrandeju (1948), Holtz in Gibbso (1956), metodi WES ameriškega standarda 2004, TM 5-818-7, McKeenu (1992) in A. Petkovšek (2002). Večina uporabljenih metod je miocenski lapor prepoznala kot visoko do zelo visoko nabrekljiv, pri čemer je visoka nabrekljivost najverjetneje posledica kombinacije vplivov prisotnih glinenih mineralov in visoke stopnje prekonsolidacije.

V nadaljevanju smo velikost nabrekanja merili v edometru. Med prostim nabrekanjem, pri nizkem vertikalnem tlaku je bila izmerjena 12% vertikalna deformacija in 2,3% deformacija pri vertikalnem tlaku 1600 kPa. Za vzdrževanje konstantnega volumna pri vlaženju je bil potreben vertikalni tlak 992,5 kPa. Ta vrednost ustreza prvotnemu napetostnemu stanju, kateremu je bil izpostavljen preiskani vzorec, pred začetkom gradnje.

V računskem delu naloge smo izvedli nelinearno analizo vertikalnih deformacij temeljnih tal pri 100% zasičenosti. Pri tem smo upoštevali vpadanje vpliva razbremenitve po globini z uporabo Steinbrennerjevih diagramov. S programom PLAXIS smo izdelali materialni model vkopa. Programske vrednosti dviga temeljnih tal smo primerjali z rezultati konvencionalnega izračuna. Z materialnim modelom smo ocenili še časovni potek razvoja deformacij ter delež že mobiliziranih dvižkov.

Pri nelinearni analizi smo ob predpostavki 100% zasičenosti ocenili dvižek tal na 0,99 m in 1,06 m. Ti dve vrednosti nista zajemali vpliva ocenjene globine ekvibracije vlage, kjer se bo nabrekanje dejansko vršilo. Zato smo račun omejili na globino 21 m pod temeljna tla vkopa in dobili vrednosti dvižka 0,62 in 0,67 m.

Z Materialnim modelom programa PLAXIS smo, pri času  $t = \infty$ , v osi vkopa dobili dvižek 0,62 m. Časovni razvoj deformacij smo določili z in brez upoštevanja anizotropije vodoprepustnosti. Ob upoštevanju anizotropije vodoprepustnosti po celotnem profilu vkopa je napoved dvižkov temeljnih tal 0,02 m v nadaljnjih 8 letih, ob upoštevanju anizotropije pa 0,12 m v naslednjih 271 letih. Resnica je najverjetneje nekje vmes. Preostali dvižek ni posebno pomemben, saj se bodo deformacije podanega reda lahko kompenzirale z vzdrževalnimi deli na vozišču.

V zaključnem komentarju bi poudarili, da se porazdelitev računskih deformacij v dnu obravnavanga profila ne ujema z Lidar posnetki dejanskih deformacij vozišča. Posnetki Lidar prikazujejo situacijo pri času  $t = 8$  let, medtem ko PLAXIS podaja deformacije pri času  $t = \infty$ . To bi bila možna razlaga za neskladnost, saj model predpostavlja, da je celoten vkop sestavljen iz homogenega laporja, torej ne zajema vpliva prioritetnih poti toka vode v heterogeni zemljini. Naloga kaže, da je heterogenost in anizotropnost geološkega prostora, zaradi plasti različnih lastnosti, tako velika, da le ta odločujočega vpliva na dejanski razvoj nabrekalnih deformacij.

## VIRI

### Članki

Dakshanamurthy, V., Raman, V. 1973. A simple method of identifying an expansive soil. J-STAGE, 13, 1: 97 - 104.

Holtz, W.G. & Gibbs, H. J. 1956: Engineering properties of expansive clays, Transactions of the American society of civil engineering. 121: 641-677.

McKeen, R. G. 1992: A model for predicting expansive soil behavior. V: 7th International Conference on Expansive Soils, Dallas, Dallas, ZDA 1: 1-6 (izsek članka).

Maček, M., Pulko, B., Petkovšek, A. 2011. A contribution to improve the understanding of softening in stiff overconsolidated clays and marls. V: European Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering. Geotechnics of hard soils - weak rocks : proceedings of the 15th European conference on soil mechanics and geotechnical engineering in Athens, 2011. Amsterdam : IOS Press: p. 629 – 634.

Petkovšek, A., Maček, M., Majes, B. 2010. Prispevek k boljšemu prepoznavanju nabrekalnega potenciala v zemljinah in mehkih kamninah. Geologija 53,2: 181-195.

Petkovšek, A. 2006. Stabiliziranje zemljin pri gradnji avtocest v severovzhodni sloveniji. V: Zbornik referatov. MEGRA 2006, Gornja radgona. DRC, Ljubljana: 12-34.

Petkovšek, A. 2006. Zemljinska sukcija: Nekaj primerov uporabe v geotehnikih. V: Zbornik referatov. Razprave 5. posvetovanje slovenskih geotehnikov, Nova gorica. Slovensko geotehniško društvo Maribor: 283-292.

Venapalli, S. K., Fredlund, D. G. 2000. Comparison of different procedure to predict unsaturated soil shear strength. Geotechnical Special Publication 99: 195 – 159.

Zapata, C. E., Andrei, D., Witczak, M. W. & Houston, W. N. 2005: Incorporation of environmental effects in pavement design. V: International Workshop on Water in Pavements-wip 2005, Madrid.

## Visokošolska dela

Maček, M. 2006. Sukcija zemljin. Diplomski naloga. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo (samozaložba M. Maček): 68 str.

Maček, M. 2011. Vplivi matrične sukcije na pomike plazju slano blato. Doktorska disertacija. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo (samozaložba M. Maček): 210 str.

## Standardi

SIST-TS CEN ISO/TS 17892-1:2004. Geotehnično preiskovanje in preskušanje - Laboratorijsko preskušanje zemljin - 1. del: Ugotavljanje vlažnosti.

SIST-TS CEN ISO/TS 17892-2:2004. Geotehnično preiskovanje in preskušanje - Laboratorijsko preskušanje zemljin -2. del: Ugotavljanje gostote drobnozrnatih zemljin.

SIST-TS CEN ISO/TS 17892-3:2004. Geotehnično preiskovanje in preskušanje - Laboratorijsko preskušanje zemljin - 3. del: Ugotavljanje gostote zrn - Metoda s piknometrom.

SIST EN 933-9:2009. Preskusi geometričnih lastnosti agregatov - 9. Del: Ugotavljanje finih delcev - Preskus z metilen modrim.

SIST-TS CEN ISO/TS 17892-12:2004. Geotehnično preiskovanje in preskušanje - Laboratorijsko preskušanje zemljin - 12. del: Ugotavljanje Atterbergovih meja plastičnosti.

ASTM D 4943 – 02. Standard Test Method for Shrinkage Factors of Soils by the Wax Method.

ASTM D 4546 – 03. Standard Test Methods for One-Dimensional Swell or Settlement Potential of Cohesive Soils.

DIN 18132:2012-04. Versuche und Versuchsgeräte - Bestimmung des Wasseraufnahmevermögens.

## Spletni priročnik

Plaxis B.V. 2015. PLAXIS Material Models Manual.

[www.plaxis.nl/files/files/2D-3-Material-Models.pdf](http://www.plaxis.nl/files/files/2D-3-Material-Models.pdf) (pridobljeno 22. 03. 2016.)



### **Projektna dokumentacija**

Štern, K. 2007. Podatki tehničnega opazovanja. Dopolnilne geotehnične raziskave na območju povečanih pomikov - OZ-5. Projektna dokumentacija vkopa OZ-5 km 14+080 do km 14+600. Ljubljana, SCT d.d.

Štern, K. 2009. Podatki tehničnega opazovanja. 12. periodično poročilo. Projekt izvedenih del vkopa OZ-5 km 14+080 do km 14+600. Ljubljana, SCT d.d.