

Univerza
v Ljubljani

Fakulteta
*za gradbeništvo
in geodezijo*



MAGISTRSKO DELO

MAGISTRSKI ŠTUDIJSKI PROGRAM DRUGE STOPNJE GRADBENIŠTVO

Ljubljana, 2022

Univerza
v Ljubljani

*Fakulteta za
gradbeništvo in
geodezijo*



Kandidat/-ka:

Magistrsko delo št.:

Master thesis No.:

Mentor/-ica:

Predsednik komisije:

Somentor/-ica:

Član komisije:

Ljubljana, _____

STRAN ZA POPRAVKE, ERRATA

Stran z napako

Vrstica z napako

Namesto

Naj bo

BIBLIOGRAFSKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK

UDK: 624.131.8:524.152(043.3)
Avtor: Nick Bratina, dipl. inž. grad. (UN)
Mentor: doc. dr. Boštjan Pulko
Naslov: Numerično modeliranje jet-grouting (JG) slopov za zaščito gradbenih jam
Tip dokumenta: Magistrsko delo
Obseg in oprema: 107 str., 38 pregl., 70 sl.
Ključne besede: jet-grouting, gradbene jame, numerično modeliranje, PLAXIS 2D, konstitutivni modeli, materialno mehčanje, upogibna togost, natezna trdnost.

Izvilleček

Magistrska naloga obravnava numerično modeliranje opornih konstrukcij za zaščito gradbenih jam iz slopov, izdelanih po tehnologiji injektiranja pod visokimi pritiski – jet-grouting (JG). Namen dela je prikazati vpliv prerazporeditve napetosti in redukcije upogibne togosti v razpokanih JG slopih. Naloga se osredotoča predvsem na upogiben odziv razpokanih slopov. Najprej so opisani uveljavljeni postopki injektiranja in pripadajoči kontrolni parametri izvedbe. V nadaljevanju so predstavljene pričakovane materialne lastnosti JG kompozita in empirični izrazi za njihovo oceno. Predstavljeni so različni elasto-plastični materialni modeli, ki so v uporabi za oceno materialnega obnašanja JG kompozita. Predstavljen je napredni Concrete konstitutivni model, ki je zaradi implementacije deformacijskega utrjevanja in mehčanja primeren za modeliranje betonov. Izpeljani so matematični izrazi za določitev računske geometrije JG opornih konstrukcij, ki so primerni za numerično reševanje problemov ravninskega deformacijskega stanja za analizo po metodi končnih elementov (Plaxis 2D). Izpeljani so analitični izrazi za določitev mejne nosilnosti in upogibne togosti armiranih in nearmiranih JG prerezov. Mejna nosilnost prereza je določena po pristopu nemškega standarda DIN 4093:2005-11, ki je edini standard na področju projektiranja JG konstrukcij skladen z Evrokodi. Raziskovalni del naloge temelji na uspešno izvedenem projektu A-Tower v Ljubljani. Prvotna JG oporna konstrukcija je bila izdatno dimenzionirana, zato smo za analizo vpliva razpokanja slopov zasnovo varovanja gradbene jame modificirali. Materialni parametri JG kompozita so določeni na podlagi rezultatov standardnega enoosnega tlačnega preizkusa in preizkusa natezne trdnosti na dveh, iz slopov odvzetih vzorcih. Primerjali smo upogiben odziv slopov pri uporabi različnih konstitutivnih modelov in pristopov pri modeliranju slopov. Prikazane in razložene so razlike, med različnimi načini izračuna notranjih statičnih količin. Preučili smo vpliv privzete vrednosti Youngovega elastičnega modula JG kompozita na odziv slopa. Preverilo se je vpliv modeliranja armature v primeru armiranih slopov ter vpliv trenja po plašču pri uporabi različnih kontaktnih elementov. V analiziranih prečnih profilih smo, v skladu z veljavnim standardom, izvedli dimenzioniranje armiranih in nearmiranih JG slopov v kritičnih prerezihi.

BIBLIOGRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT

UDC: 624.131.8:524.152(043.3)
Author: Nick Bratina, B.Sc.
Supervisor: Assist. Prof. Boštjan Pulko, Ph.D.
Title: Numerical modelling of jet-grouting (JG) columns for deep excavation support
Document type: Master Thesis
Notes: 107 p., 38 tab., 70 fig.
Keywords: jet-grouting, deep excavations, numerical modeling, PLAXIS 2D, constitutive models, strain softening, flexural stiffness, tensile strength.

Abstract

This master thesis deals with numerical modelling of jet-grouting (JG) columns for deep excavation support. The purpose of work is to demonstrate the effect of redistribution of stresses and reduction of flexural stiffness in cracked JG columns. The thesis focuses mainly on the flexural response of cracked JG columns. First, the established jet-grouting procedures and the associated quality control parameters are described. Then, the expected material properties of JG composite and empirical correlations for their evaluation are presented. Different elasto-plastic material models used to assess the material behaviour of JG composite are briefly described and the advanced Concrete constitutive model, suitable for modelling of cast concrete due to implementation of strain hardening and softening, is presented. Appropriate mathematical expressions are derived to determine the computational geometry of JG retaining structures for use in plane strain numerical analyses using finite element method (Plaxis 2D). The analytical expressions for the load-bearing capacity and flexural stiffness of reinforced and unreinforced JG column cross sections are derived and presented. The ultimate capacity is determined according to the German standard DIN 4093:2005-11, which is the only standard in the field of JG design complying with Eurocodes. The computational part of the thesis is based on the successfully executed A-Tower project in Ljubljana. The implemented JG retaining structure was designed with high margin of safety, so the initial design was numerically modified in order to analyse the effect of JG cracking on the structural behaviour. The material parameters of JG composite were determined based on two standard uniaxial compression and tensile strength tests results on specimens taken at the construction site. The flexural responses of JG columns were compared using different constitutive models and different approaches regarding structural modelling. The differences due to different approaches for calculating bending moments are shown and discussed. The influence of adopted value of Young's modulus on the behavior of the JG columns was also analysed, as well as the influence of steel bars reinforcement and JG shaft friction when using different interface elements. In the analysed transverse profiles, the dimensioning of reinforced and unreinforced JG columns in the critical cross-sections was also carried out according to valid standards.

ZAHVALA

Iskreno se zahvaljujem mentorju doc. dr. Boštjanu Pulku za usmeritve in pomoč pri izdelavi tega magistrskega dela. Prav tako cenim vse koristno znanje, ki mi ga je predal med mojim ukvarjanjem z nesojeno prvo izbrano temo zaključnega dela.

Srčna hvala staršema, da sta mi omogočila študij. Cenim vajino potrpežljivost.

Hvala Sari za vso podporo tekom študija.

KAZALO VSEBINE

STRAN ZA POPRAVKE, ERRATA	I
BIBLIOGRAFSKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK	II
BIBLIOGRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT	III
ZAHVALA.....	III
1 UVOD	1
2 TEORETIČNA IZHODIŠČA	3
2.1 Uporabljeni standardi.....	3
2.2 Določila standarda Evrokod 7.....	3
2.2.1 Projektna stanja in projektni pristopi.....	3
3 TEHNOLOGIJA JET GROUTING.....	8
3.1 Splošno	8
3.1.1 Priprava, projektiranje in kontrola kakovosti	8
3.1.2 Področja uporabe.....	9
3.2 Tehnologija izvedbe.....	11
3.2.1 Splošno	11
3.2.2 Parametri izvedbe jet groutinga.....	12
3.2.3 Načrtovanje premera JG slopov	13
3.3 Trdnostne in deformacijske lastnosti JG kompozita	14
3.3.1 Tlačna trdnost.....	14
3.3.2 Tlačna lomna energija	16
3.3.3 Natezna trdnost.....	17
3.3.4 Natezna lomna energija	18
3.3.5 Strižna trdnost	18
3.3.6 Elastični modul.....	20
4 NUMERIČNO MODELIRANJE JET GROUTING SLOPOV.....	21
4.1 Geometrijske karakteristike JG slopa.....	21
4.1.1 Izpeljava izrazov	21
4.1.2 Vhodni parametri računskega modela	23
4.2 Materialni modeli za opis JG kompozita	24
4.2.1 Mohr - Coulomb materialni model.....	24
4.2.2 Concrete materialni model	29
4.3 Končni elementi za plošče (Plates).....	33

4.4	Kontaktne končne elemente (Interfaces)	36
5	PROJEKTIRANJE JET GROUTING KONSTRUKCIJ.....	38
5.1	DIN 4093:2015-11	38
5.2	Nosilnost prereza JG slopa	41
5.2.1	Nearmiran prerez	42
5.2.2	Armiran prerez.....	44
6	RAČUNSKI PRIMER: GRADBENA JAMA ZA OBJEKT A TOWER V LJUBLJANI	47
6.1	Tehnično poročilo	47
6.1.1	Splošno	47
6.1.2	Inženirsko geološke razmere	48
6.1.3	Modeliranje zemljin.....	49
6.1.4	Obtežbe.....	49
6.1.5	Sidranje.....	50
6.1.6	Kontrola kakovosti in monitoring.....	51
6.1.7	Faznost izvedbe	51
6.2	Izvedenost materialnih parametrov JG kompozita	53
6.2.1	Enosni tlačni preizkus.....	53
6.2.2	Cepilni natezni preizkus	56
6.2.3	Podatki privzeti iz literature	56
6.3	Numerični model	57
6.3.1	Računski profili	57
6.3.2	Modeliranje JG slopa.....	59
6.3.3	Načini določitve notranjih sil v JG slopih	62
7	ANALIZA REZULTATOV	64
7.1	Vpliv izbire materialnega modela slopa	64
7.1.1	Upogibna togost slopa	64
7.1.2	Osne sile	65
7.1.3	Upogibna obremenitev	68
7.2	Vpliv togosti	79
7.3	Vpliv modeliranja armature.....	88
7.4	Vpliv kontaktnih elementov.....	92
7.5	Dimenzioniranje JG slopov.....	99
7.5.1	Nearmiran slop	99
7.5.2	Armiran slop	102

8	ZAKLJUČEK.....	106
VIRI.....		108

KAZALO SLIK

Slika 1: Področja uporabe tehnologije jet grouting [13].....	10
Slika 2: Shematski prikaz uveljavljenih tehnologij jet grouting [14].	12
Slika 3: Pričakovani premer slopa glede na sestavo tal za enofazno (levo) in dvofazno tehnologijo (desno) [14].	13
Slika 4: Enosna tlačna trdnost in sposobnost rušenja za različne tipe zemljin [2].	14
Slika 5: Krivulja napetost – deformacija JG kompozita: primerjava z osnovno zemljino (levo) in betonom (desno) [2], [12].	15
Slika 6: Shema poteka predlagane napredne metodologije določevanja trdnosti JG elementov [12]	16
Slika 7: Shematski prikaz za izpeljavo enačb za geometrijske karakteristike posameznega JG slopa (barvna šrafura).....	21
Slika 8: Zveza med napetostjo in deformacijo v modelu Mohr-Coulomb [17].	24
Slika 9: Mohr-Coulomb porušni kriterij s pogojem Tension cut-off predstavljen z Mohrovim diagramom [18].	25
Slika 10: MC kriterij tečenja v prostoru glavnih napetosti (levo) in v π -ravnini (desno) [18].	26
Slika 11: Možni scenariji vračanja napetostnega stanja na ploskev tečenja [5].	28
Slika 12: Ploskve tečenja in porušna ovojnica.	31
Slika 13: Normalizirana napetostna pot v tlaku [17].	32
Slika 14: Materialno mehčanje v natezni coni [17].	33
Slika 15: Pozitivne smeri osi lokalnega koordinatnega sistema plošče v programu PLAXIS [17].	34
Slika 16: Dopustna napetostna stanja na prikazu Mohrovega diagrama [20].....	39
Slika 17: Shematski prikaz razpokanega prereza z obravnavanimi simboli.....	41
Slika 18: Gradbena situacija varovanja gradbene jame objekta A-TOWER v Ljubljani [21].....	47
Slika 19: Geološki profil na lokaciji gradnje objekta [21].	48
Slika 20: Shema računske faznosti gradnje.	52
Slika 21: Izkop gradbene jame [22].	53
Slika 22: Odvisnost sila – pomik iz rezultatov enosnega tlačnega testa za slop JG-61 (a) in JG-72 (b)...	55
Slika 23: Numerični model v profilu B1.	57
Slika 24: Numerični model v profilu B5.	58
Slika 25: Numerični model v modificiranem profilu B5_2.mod.	58
Slika 26: Parametri linearno elastičnega materialnega modela (LE).....	59
Slika 27: Parametri materialnega modela MC. Levo MC TCO (brez natezne trdnosti), desno MC (z natezno trdnostjo).....	60
Slika 28: Parametri materialnega modela Concrete.....	61
Slika 29: Numerični modeli JG slopa. Cluster (a), Plate (b) in Liner (c).	62
Slika 30: Potek horizontalnih pomikov (levo) in ukrivljenosti slopa (desno) glede na materialni model... 64	64
Slika 31: Ovojnice osnih sil za izbran model slopa premera D = 1,0 m v profilu B5.	66
Slika 32: Ovojnice upogibnih momentov za izbran model slopa premera D = 1,0 m v profilu B1.	68
Slika 33: Ovojnice glavnih napetosti na zračnem (levo) in zalednem robu (desno) za izbran model slopa premera D = 1,0 v profilu B1.	70
Slika 34: Ovojnice upogibnih momentov za izbran model slopa premera D = 2,0 m v profilu B1.	70
Slika 35: Ovojnice upogibnih momentov za izbran model slopa premera D = 1,0 m v profilu B5.	71

Slika 36: Ovojnice glavnih napetosti na zračnem (levo) in zalednem robu (desno) za izbran model slopa premera $D = 1,0$ v profilu B5.	72
Slika 37: Ovojnice upogibnih momentov za izbran model slopa premera $D = 2,0$ m v profilu B5.	73
Slika 38: Ovojnice upogibnih momentov za izbran model slopa premera $D = 2,0$ m v modificiranem profilu B5_1.mod.	74
Slika 39: Ovojnice glavnih napetosti na zračnem (levo) in zalednem robu (desno) za izbran model slopa premera $D = 2,0$ v profilu B5_1.mod.	75
Slika 40: Ovojnice upogibnih momentov za izbran model slopa premera $D = 2,0$ m v modificiranem profilu B5_2.mod.	76
Slika 41: Ovojnice glavnih napetosti na zračnem (levo) in zalednem robu (desno) za izbran model slopa premera $D = 2,0$ m v modificiranem profilu B5_2.mod.	77
Slika 42: Osne napetosti v razpokanem prerezu za LE (a), MC (b), CONC (c) in MC TCO (d) materialni model.	78
Slika 43: Potek upogibnih momentov vzdolž slopa premera $D = 1,0$ (levo) in $D = 2,0$ m (desno) za različne module elastičnosti JG kompozita.	80
Slika 44: Razvoj parametra normalizirane tlačne deformacije z večanjem elastičnega modula za slop premera $D = 1,0$ m in elastičnim modulom $E = 1,25$ GPa (a), $E = 2,5$ GPa (b), $E = 5,0$ GPa (c), $E = 10,0$ GPa (d).	81
Slika 45: Normirana krivulja največjega ($M_{Ed, max}$) in najmanjšega ($M_{Ed, min}$) upogibnega momenta v odvisnosti od elastičnega modula.	81
Slika 46: Ukrivljenost vzdolž slopa $D = 1,0$ m (levo) in $D = 2,0$ m (desno) pri različnih togostih JG kompozita.	82
Slika 47: Potek upogibnih momentov vzdolž slopa premera $D = 1,0$ m (levo) in $D = 2,0$ m (desno) za različne module elastičnosti JG kompozita.	82
Slika 48: Razvoj parametra normalizirane tlačne deformacije z večanjem elastičnega modula za slop premera $D = 1,0$ m in elastičnim modulom $E = 1,25$ GPa (a), $E = 2,5$ GPa (b), $E = 5,0$ GPa (c), $E = 10,0$ GPa (d).	83
Slika 49: Normirana krivulja največjega ($M_{Ed, max}$) in najmanjšega ($M_{Ed, min}$) upogibnega momenta v odvisnosti od elastičnega modula.	83
Slika 50: Ukrivljenost vzdolž slopa $D = 1,0$ m (levo) in $D = 2,0$ m (desno) pri različnih togostih JG kompozita.	84
Slika 51: Potek upogibnih momentov vzdolž slopa premera $D = 1,0$ m (levo) in $D = 2,0$ m (desno) za različne vrednosti modula elastičnosti JG kompozita.	85
Slika 52: Razvoj cone mehčanja v nategu (razpokanja) z večanjem elastičnega modula za slop premera $D = 2,0$ m in elastičnim modulom $E = 1,25$ GPa (a), $E = 2,5$ GPa (b), $E = 5,0$ GPa (c), $E = 10,0$ GPa (d).	85
Slika 53: Razvoj cone mehčanja (razpokanja) z večanjem elastičnega modula za slop premera $D = 1,0$ m in elastičnim modulom $E = 1,25$ GPa (a), $E = 2,5$ GPa (b), $E = 5,0$ GPa (c), $E = 10,0$ GPa (d).	86
Slika 54: Normirana krivulja največjega ($M_{Ed, max}$) upogibnega momenta v odvisnosti od elastičnega modula.	86
Slika 55: Ukrivljenost vzdolž slopa $D = 1,0$ m (levo) in $D = 2,0$ m (desno) pri različnih togostih JG kompozita.	87
Slika 56: Primerjava ovojnice upogibnih momentov v slopu z in brez armature. $E = 1,25$ GPa (levo), $E = 5,0$ GPa (sredina) in $E = 10,0$ GPa (desno).	89

Slika 57: Primerjava ovojnice upogibnih momentov v slopu z in brez modelirane armature za različne elastične module. $E = 1,25$ GPa (levo), $E = 5,0$ GPa (sredina) in $E = 10,0$ GPa (desno).	90
Slika 58: Natezna osna sila v armaturni palici (a) in primerjava vertikalnih napetosti v zadnji računski fazi za armiran (b - levo) in nearmiran slop (b - desno).	91
Slika 59: Shematski prikaz za izpeljavo statičnega momenta plašča.	92
Slika 60: Ovojnica upogibnih momentov glede na uporabljene kontaktne elemente za slop premera $D = 1,0$ m (levo) in $D = 2,0$ m (desno).	95
Slika 61: Ovojnica upogibnih momentov glede na uporabljene kontaktne elemente za slop premera $D = 1,0$ m (levo) in $D = 2,0$ m (desno).	96
Slika 62: Ovojnica upogibnih momentov glede na uporabljene kontaktne elemente za slop premera $D = 1,0$ m (levo) in $D = 2,0$ m (desno).	97
Slika 63: Ovojnica projektnih osnih sil (levo) in prečnih sil (desno) vzdolž JG slopa.	100
Slika 64: Ovojnica projektnih upogibnih momentov (levo) in ekscentričnosti osne sile (desno) vzdolž JG slopa.	100
Slika 65: Ovojnica projektnih robnih osnih napetosti vzdolž JG slopa.	101
Slika 66: Geometrijske karakteristike prečnega prereza nearmiranega slopa.	101
Slika 67: Interakcijski diagram nosilnosti nearmiranega prereza.	102
Slika 68: Ovojnica projektnih osnih sil (levo) in prečnih sil (desno) vzdolž JG slopa.	102
Slika 69: Ovojnica projektnih upogibnih momentov (levo) in ekscentričnosti osne sile (desno) v JG slopu.	103
Slika 70: Interakcijski diagram nosilnosti prereza (a) in kontrola nosilnosti prereza (b).	104

KAZALO PREGLEDNIC

Preglednica 1: Delni faktorji za vplive ali učinke vplivov.....	6
Preglednica 2: Delni faktorji za parametre zemljin.....	6
Preglednica 3: Delni faktorji odpornosti za podporne konstrukcije.....	6
Preglednica 4: Tipične vrednosti jet grouting tehnoloških parametrov [11], [15].	12
Preglednica 5: Enoosna tlačna trdnost JG betona izvedenega z enofazno tehnologijo v različnih tipih zemljin [12].	15
Preglednica 6: Vrednost G_{t0} v odvisnosti od velikosti zrna agregata [16].	18
Preglednica 7: MC parametri in enoosne tlačne trdnosti JG zemljine v različnih tipih temeljnih tal [12].	19
Preglednica 8: Vrednosti korelacijskega faktorja β glede na tip zemljine [12].	20
Preglednica 9: Materialni parametri MC modela.	24
Preglednica 10: Vhodni parametri za Concrete materialni model (v mag. d. so merodajni sivo označeni parametri).	29
Preglednica 11: Parametri plošče iz izotropno elastičnega materiala.	34
Preglednica 12: Privzete vrednosti materialnih parametrov zemljin.....	49
Preglednica 13: Stalne obtežbe.	49
Preglednica 14: Koristne in začasne obtežbe.	50
Preglednica 15: Karakteristike geotehničnih sider.	50
Preglednica 16: Materialne in geometrijske karakteristike prostega dela sidra.	51
Preglednica 17: Materialne in geometrijske karakteristike veznega dela sidra.....	51
Preglednica 18: Debelina nadomestne stene in računska elastična togost JG slopa po modelu »Cluster«.	61
Preglednica 19: Elastična togost in teža JG slopa po modelu »Liner« oz. »Plate«	62
Preglednica 20: Seznam analiziranih modelov JG slopa.....	63
Preglednica 21: Ovojnice osnih sil za izbran model slopa premera $D = 1,0$ m v profilu B5.	66
Preglednica 22: Osne sile v drugi in tretji računski fazi za izbran model slopa premera $D = 1,0$ m v profilu B5.	67
Preglednica 24: Največji pozitivni ($M_{Ed,max}$) in negativni ($M_{Ed,min}$) upogibni momenti za izbran model slopa premera $D = 1,0$ m v profilu B1.....	68
Preglednica 25: Največji pozitivni ($M_{Ed,max}$) in negativni ($M_{Ed,min}$) upogibni momenti za izbran model slopa premera $D = 2,0$ m v profilu B1.....	71
Preglednica 26: Največji pozitivni ($M_{Ed,max}$) in negativni ($M_{Ed,min}$) upogibni momenti za izbran model slopa premera $D = 1,0$ m v profilu B5.....	72
Preglednica 27: Največji pozitivni ($M_{Ed,max}$) in negativni ($M_{Ed,min}$) upogibni momenti za izbran model slopa premera $D = 2,0$ m v profilu B5.....	73
Preglednica 28: Največji pozitivni ($M_{Ed,max}$) in negativni ($M_{Ed,min}$) upogibni momenti za izbran model slopa premera $D = 2,0$ m v profilu B5_1.mod 74	74
Preglednica 28: Največji pozitivni ($M_{Ed,max}$) in negativni ($M_{Ed,min}$) upogibni momenti za izbran model slopa premera $D = 2,0$ m v profilu B5_2.mod.	76
Preglednica 31: Delež armature v skupni togosti nerazpokanega prereza glede na premer slopa in elastični modul JG kompozita.	88
Preglednica 32: Primerjava upogibnih elementov v slopu z in brez armature pri različnih vrednostih elastičnega modula.	89

Preglednica 33: Primerjava upogibnih elementov v slopu z in brez armature pri različnih vrednostih elastičnega modula JG kompozita.	90
Preglednica 34: Strižna trdnost ojačanih kontaktnih elementov glede na obodno zemljino.	94
Preglednica 35: Največji in najmanjši upogibni momenti glede na uporabljen kontaktni element in premer slopa.....	95
Preglednica 36: Največji in najmanjši upogibni momenti glede na uporabljen kontaktni element in premer slopa.....	96
Preglednica 37: Največji in najmanjši upogibni momenti glede na uporabljen kontaktni element in premer slopa.....	97
Preglednica 38: Izkoriščenost prereza in pojav plastifikacije po analiziranih profilih.	104

1 UVOD

Globinska stabilizacija tal z injektiranjem pri zelo visokih tlakih – jet grouting (JG) je ena izmed najbolj vsestranskih in učinkovitih metod za izboljšanje lastnosti temeljnih tal. Tehnologija jet grouting je velikokrat najprimernejša izbira za začasno varovanje gradbenih jam [1]. JG slopi se med izdelavo običajno armirajo s posamezno armaturno palico in, po doseženi tlačni trdnosti JG kompozita, sidrajo z začasnimi geotehničnimi sidri v zaledje. Slopi opornih konstrukcij so izpostavljeni velikim horizontalnim zemeljskim pritiskom. Zaradi velikih upogibnih obremenitev in majhnih nateznih trdnosti JG kompozita lahko v slopih pričakujemo nastanek nateznih razpok. Ob tem se razpokanim prerezom zniža njihova togost, redistribucija napetosti po prerezu pa močno vpliva predvsem na momentno linijo. Območja v slopu z večjo togostjo prevzamejo nase večje upogibne obremenitve. Zaradi vpliva togosti na upogibne obremenitve je pri projektiranju sidranih podpornih konstrukcij ključnega pomena določitev materialnih lastnosti JG kompozita povezanih s togostjo in (natezno) trdnostjo JG slopov. Parametra sta vse prej kot lahko določljiva, saj sta poleg pogojev tal, odvisna še od tehnologije izvedbe in izkušenj izvajalca [2].

V kolikor se pri projektiranju uporabi numerična orodja za analizo po metodi končnih elementov (MKE), se je potrebno odločiti za primeren računski model JG slopa [3]. V praksi je bila pred razvojem kompleksnejših materialnih modelov pogosta 2D analiza na enostavnem linearno elastičnem linijskem modelu slopa. V kolikor se pričakuje razpokanje slopa, se lahko privzame togost razpokanega prereza. Namesto upoštevanja celotnega prereza z upogibno togostjo EI , se upošteva le nerazpokan del prereza. Po teoriji nosilcev efektivna višina prereza na elastično upogibno togost vpliva s tretjo potenco. Ob predpostavki, da zaradi velike ekscentričnosti obremenitve pravokotni prerez razpoka vse do globine armaturne palice, se togost razpokanega prereza zmanjša na velikost $EI/8$. Običajno se v izračunih dopusti precej manjša redukcija računske togosti. SIST EN 1998-1:2005 [4] predlaga, da se togost razpokanih prerezov določi kot polovica oziroma tretjina začetne elastične togosti nerazpokanega prereza. S tem se na smiseln način zadosti kontrolam nosilnosti pri dimenzioniranju prerezov. V kolikor bi računali s polno togostjo, bi bili zaradi velikih upogibnih momentov prerezi izdatno dimenzionirani.

Obsežnost razpok vzdolž slopa variira glede na upogibne obremenitve. Skladno s tem se JG slop lahko modelira odsekoma z linijskimi elementi različnih togosti. Pri izvedbi prvih izkopnih faz razpokanja JG slopa praviloma še ni, zato so prerezi nerazpokani s polno togostjo. Ko so programska orodja omogočala upoštevanje poslabšanja materialnih lastnosti, se je v modele vpeljalo fazno redukcijo togosti elementov. Če pri linijskem modeliranju JG slopov vprašanje togosti še lahko smiselno razčlenimo, pa ostaja problem zaradi neupoštevanja debeline linijskega elementa. Brez upoštevanja ugodnega vpliva trenja po plašču so namreč dobljeni rezultati praviloma konservativni [3].

Primernejši pristop je uporaba ploskovnega modela JG slopa z ustrezno debelino nadomestnega pravokotnega prereza. Tudi tu se pojavi vprašanje izbire ustreznega materialnega modela. V praksi razširjena uporaba elasto-plastičnega Mohr-Coulomb materialnega modela v primeru razpokanja JG slopov ne predstavlja dobrega približka dejanskega obnašanja JG strukture. Večina MKE programov namreč »ohrani« natezne napetosti v odprti razpoki v velikosti podane natezne trdnosti materiala. Ker odprta razpoka ne prenaša nateznih napetosti, v računskih analizah pogosto povsem zanemarimo natezno trdnost JG strukture, čeprav jo material izkazuje.

Realnejši mehanizem pojava razpok je lahko računsko modeliran le z uporabo naprednejših materialnih modelov. Tak je konstitutivni model [5], ki je v programu PLAXIS implementiran pod imenom Concrete [18]. Model je bil razvit za potrebe modeliranja oblog iz brizganega betona v predorogradnji, uporaben pa je tudi za opis obnašanja betonov in JG strukture.

Cilj naloge je pokazati razlike in razložiti vzroke, ki izhajajo iz načina modeliranja upogibno obremenjenih razpokanih JG slopov. V nalogi so predstavljeni tudi postopki in priporočila za dimenzioniranje JG slopov. Pri armiranih JG slopih se običajno postopa po principih, kot veljajo za armiranobetonske konstrukcije. Pri nearmiranih prerezih kontrola nosilnosti nearmiranih JG slopov ni določena s standardom in je v inženirski praksi v precejšnji meri prepuščena presoji projektanta.

2 TEORETIČNA IZHODIŠČA

2.1 Uporabljeni standardi

Pri izdelavi magistrske naloge so bili za potrebe določitve vplivov, modeliranja numeričnega modela, analiz in dimenzioniranja konstrukcije uporabljeni sledeči predpisi Evrokod:

- Evrokod 0 (SIST EN 1990: 2004): Osnove projektiranja konstrukcij [6],
- Evrokod 1 (SIST EN 1991-1-1: 2004): Vplivi na konstrukcije – 1-1. del: Splošni vplivi – Prostorninske teže, lastna teža, koristne obtežbe stavb [7],
- Evrokod 2 (SIST EN 1992-1-1: 2004): Projektiranje betonskih konstrukcij – 1-1. del: Splošna pravila in pravila za stavbe [8],
- Evrokod 7 (SIST EN 1997-1: 2005): Geotehnično projektiranje – 1. del: Splošna pravila [9].

2.2 Določila standarda Evrokod 7

2.2.1 Projektna stanja in projektni pristopi

Pri projektiranju geotehničnih konstrukcij je potrebno preveriti vsa mejna stanja opredeljena v Evrokodu 7. Mejna stanja se lahko pojavijo ali v tleh ali v konstrukciji ali pa kot kombinirana odpoved konstrukcije in tal.

Vplivi

Vplivi so definirane količine (sile, pomiki konstrukcije), ki jih ne izračunamo iz računskega modela. Projektne vrednosti vplivov F_d izračunamo po enačbi:

$$F_d = F_k \times \gamma_F \quad (1)$$

kjer sta:

F_k ... karakteristična vrednost vpliva,

γ_F ... delni varnostni faktor za obtežbo.

Ravnamo se po načelu istega vira, ki določa, da uporabimo za stalne vplive, ki izvirajo iz istega vira, pa čeprav lahko delujejo eni ugodno in drugi neugodno, isti delni faktor.

Karakteristične in projektne vrednosti geotehničnih parametrov

Lastnosti tal dobimo lahko neposredno iz geotehničnih preiskav, iz preiskav posredno preko teoretičnih ali empiričnih korelacij ali iz drugih ustreznih podatkov (npr. iz povratnih analiz meritev posredkov ali porušitev tal). Vrednosti, ki jih dobimo iz rezultatov preiskav in drugih podatkov, je treba interpretirati ustrezno glede na obravnavano mejno stanje. Karakteristično vrednost geotehničnega parametra izberemo kot varno oceno vrednosti, ki vpliva na pojav mejnega stanja. Izbira karakterističnih vrednosti geotehničnih parametrov mora

temeljiti na dobljenih vrednostih iz laboratorijskih in terenskih preiskav, dopolnjenih z uveljavljenimi izkušnjami in mora upoštevati:

- geološke in druge spremljajoče informacije, kot so podatki iz prejšnjih projektov,
- spremenljivost vrednosti merjene lastnosti in druge informacije, npr. iz obstoječega znanja,
- obsežnost terenskih in laboratorijskih preiskav,
- vrsto in število vzorcev,
- razsežnost območja tal, ki vpliva na obnašanje konstrukcije v obravnavanem mejnem stanju,
- zmožnost konstrukcije, da prenese obremenitev iz šibkih na trdnejša področja v tleh.

Postopek izbire karakterističnih vrednosti začnemo z izmero vrednosti mehanskih lastnosti, ki ji sledi izbira karakteristične vrednosti kot varne (predvidene) ocene vrednosti, ki vpliva na obravnavano mejno stanje, vključujoč vse razpoložljive dodatne informacije. Karakteristična vrednost je nižja (ali višja) od povprečne oziroma najbolj verjetne vrednosti. Za vsak izračun mora biti uporabljena najbolj neugodna kombinacija spodnjih in zgornjih vrednosti neodvisnih parametrov.

Projektne vrednosti geotehničnih parametrov X_d izračunamo po enačbi:

$$X_d = X_k \times \gamma_M \quad (2)$$

kjer sta:

X_k ... karakteristična vrednost parametra,

γ_M ... delni varnostni faktor za karakteristike materiala.

Mejna stanja nosilnosti

Preveriti je potrebno, da projektne vrednosti učinkov vplivov nikoli ne presežejo projektnih nosilnosti oziroma projektnih vrednosti odpornosti. Veljati mora:

$$E_d \leq R_d \quad (3)$$

kjer so:

E_d ... projektna vrednost učinka vplivov, $E_d = E_k \times \gamma E$,

R_d ... projektna vrednost odpornosti, $R_d = R_k \times \gamma R$,

γE , γR ... delna faktorja varnosti.

V okviru mejnih stanj nosilnosti po EC7 moramo preveriti, da ne pride do mejnih stanj:

- EQU: izguba statičnega ravnotežja konstrukcije ali tal kot togega telesa, pri čemer trdnosti materialov konstrukcije in tal niso pomembne pri zagotavljanju odpornosti,
- STR: notranja odpoved ali pretirana deformacija konstrukcije ali konstrukcijskih elementov vključno s temelji, piloti, kletnimi stenami itd., kjer je za zagotavljanje odpornosti pomembna trdnost zemljine ali kamnine,
- GEO: odpoved ali pretirana deformacija tal, pri čemer je za zagotavljanje odpornosti pomembna trdnost zemljine ali kamnine,
- UPL: izguba ravnotežja konstrukcije ali tal zaradi dviga kot posledica vodnega pritiska (vzgon) ali drugih navpičnih vplivov,
- HYD: hidravlični lom tal, notranja erozija in tvorba podzemnih poti vode v tleh kot posledica hidravličnih gradientov.

Projektni pristopi

EC7 določa za kontrolo mejnih stanj pri geotehničnem projektiranju 3 projektne pristope – projektni pristop 1, 2 in 3. Projektni pristopi se med seboj razlikujejo glede vrednosti in načina upoštevanja delnih varnostnih faktorjev pri geotehničnih vplivih in odpornostih. V pregled. 1–3 so prikazani nabori delnih faktorjev pri uporabi posameznih projektnih pristopov.

Delni faktorji:

$A1, A2$ – delni faktorji za vplive ali učinke vplivov

$M1, M2$ – delni faktorji za parametre zemljin

$R1, R2, R3, R4$ – delni faktorji za odpornosti

V okviru projektnega pristopa 1 je, razen v primeru osno obremenjenih pilotov in sider, potrebno preveriti, da ne bo prišlo do mejnega stanja porušitve ali prekomernih deformacij za naslednje kombinacije naborov delnih faktorjev:

Kombinacija 1: $A1 "+" M1 "+" R1$ (4)

Kombinacija 2: $A2 "+" M2 "+" R1$ (5)

* "+" pomeni "v kombinaciji z". Pri kombinacijah 1 in 2 se delni faktorji uporabijo za vplive in parametre trdnosti tal.

V okviru projektnega pristopa 2 je potrebno preveriti, da ne bo prišlo do mejnega stanja porušitve ali prekomernih deformacij za naslednje kombinacije naborov delnih faktorjev:

Kombinacija: $A1 "+" M1 "+" R2$ (6)

* "+" pomeni "v kombinaciji z". Pri tem pristopu se uporabil delni faktorji za vplive ali za učinke vplivov ter za odpornosti tal.

V okviru projektnega pristopa 3 je potrebno preveriti, da ne bo prišlo do mejnega stanja porušitve ali prekomernih deformacij za naslednje kombinacije naborov delnih faktorjev:

$$\text{Kombinacija: (A1* ali A1+) "+" M2 "+" R3} \quad (7)$$

* "+" pomeni "v kombinaciji z". Pri tem pristopu se uporabijo delni faktorji za vplive ali za učinke vplivov za vplive * ki izvirajo iz konstrukcij, + za geotehnične vplive ter za parametre trdnosti tal.

Preglednica 1: Delni faktorji za vplive ali učinke vplivov.

Vpliv		Nabor	
		A1	A2
Stalni	neugodni	1,35	1,0
	ugodni	1,0	1,0
Spremenljivi	neugodni	1,5	1,3
	ugodni	0	0

Preglednica 2: Delni faktorji za parametre zemljin.

Parameter zemljine	Nabor	
	M1	M2
Strižni kot φ'	1,0	1,25
Efektivna kohezija c'	1,0	1,25
Nedrenirana strižna trdnost c_u	1,0	1,4
Enosna tlačna trdnost q_u	1,0	1,4
Prostorninska teža γ	1,0	1,0

Preglednica 3: Delni faktorji odpornosti za podporne konstrukcije.

Odpornost	Nabor		
	R1	R2	R3
Nosilnost $\gamma_{R,v}$	1,0	1,4	1,0
Zdrs $\gamma_{R,h}$	1,0	1,1	1,0
Odpornost zemljine $\gamma_{R,e}$	1,0	1,4	1,0

Za numerično analizo podpornih konstrukcij direktna uporaba projektnega pristopa PP2, kot jo velewa EC7, ni možna. Za uporabo je primernejši pristop PP1. Začnemo z računom mejnega stanja uporabnosti s karakterističnimi vrednostmi trdnostnih karakteristik zemljin in konstrukcij ter gladine podzemne vode. Sledi kontrola mejnega stanja nosilnosti.

Mejno stanje nosilnosti preverimo po PP1 po obeh kombinacijah z uporabo en. (4) in (5) ter pripadajočih naborov delnih faktorjev za kontrolo mejnih stanj v konstrukciji (STR) ter geotehničnih mejnih stanj (GEO) (pregl. 1, 2 in 3).

Pri kombinaciji 1 (*AI, MI, RI*) množimo kar učinke vplivov, kar pomeni množenje notranjih sil v konstrukciji (oziroma geotehničnih sidrih, podpornih ali razpornih elementih) z delnim faktorjem. Tako glede na trajanje vpliva uporabimo delni faktor $\gamma_G = 1,35$ v primeru stalnih vplivov in $\gamma_Q = 1,5$ v primeru spremenljivih vplivov. Ko učinek vpliva tvori kombinacija stalnih in spremenljivih vplivov, je primeren delni faktor sestavljen po spodnjem izrazu:

$$\gamma_{G+Q} = 1,35(1 - \eta) + 1,50\eta \quad (8)$$

$\eta \in [0,1]$... delež spremenljive obtežbe k skupnemu učinku vplivov.

Največkrat pri numeričnih analizah z uporabo MKE karakteristično vrednost spremenljive obtežbe pomnožimo z delnim faktorjem $\gamma_Q/\gamma_G = 1,5/1,35 = 1,11$, nato pa dobljene notranjske statične količine oziroma napetosti pomnožimo s faktorjem $\gamma_G = 1,35$.

Za izračun po kombinaciji 2, neugodno delujoče spremenljive vplive pomnožimo s faktorjem $\gamma_Q = 1,30$ ter reduciramo strižno trdnost tal po spodnjih enačbah:

$$c'_d = \frac{c'_k}{\gamma_c} = \frac{c'_k}{1,25} \quad (9)$$

$$\varphi'_d = \frac{\varphi'_k}{\gamma_\varphi} = \frac{\varphi'_k}{1,25} \quad (10)$$

$$c'_{ud} = \frac{c'_{uk}}{\gamma_c} = \frac{c'_{uk}}{1,40} \quad (11)$$

Mejna stanja uporabnosti

V okviru mejnih stanj uporabnosti je potrebno izpolniti spodnjo zahtevo:

$$E_d \leq C_d \quad (12)$$

kjer sta:

E_d ... projektna vrednost učinka vplivov (npr. pomik, zasuk ...),

C_d ... mejna projektna vrednost učinka vpliva (npr. mejni pomik, zasuk ...).

3 TEHNOLOGIJA JET GROUTING

3.1 Splošno

Tehnologija jet grouting (JG) že pol stoletja predstavlja pomemben ukrep na področju izboljšanja temeljnih tal. Gre za vgrajevanje injekcijske mase pod visokimi pritiski (od 300 do 700 barov) v temeljna tla. Na začetku z vrtnim dletom zvrtnemo vrtno do predvidene globine, nato pa med izvlekom in ob sočasnem vrtenju vrtnega drogova iz šob pod visokim pritiskom brizgamo injekcijsko maso v erodirana tla. Pod visokimi pritiski se osnovna struktura temeljnih tal razbije in izpira. Zaradi rotiranja drogova se v tleh ustvari cilindričen JG slop. Po končanem strjevanju in vezanju ustvarjen kompozit injekcijske mase in zemljine izkazuje bistveno boljše geomehanske lastnosti kot temeljna tla. V skladu z izbranim tehnološkim postopkom se lahko v proces pod visokim pritiskom dovaja še vodo in/ali stisnjen zrak. Običajno se izmenično izvaja vsak drugi pilot, v primeru nevezanih zemljin pa vsak tretji ali četrti pilot [10].

Zahteve za utrjevanje in izboljšanje lastnosti zemljine z injektiranjem po metodi jet grouting so povzete v standardu SIST EN 12716: 2002 – Izvedba posebnih geotehničnih del – Injektiranje pod visokimi pritiski [11] in v tehničnih pogojih (TPSG).

3.1.1 Priprava, projektiranje in kontrola kakovosti

V fazi pred izdelavo projekta izvedbe injektiranja morajo biti znani podrobni geološki profili in mehanske lastnosti zemljin, hidrogeološke razmere, zunanji pogoji (sosednji objekti, vodi, omejitve), sprejemljive deformacije konstrukcije in namen predvidenega injektiranja. V projektu za izvedbo injektiranja je potrebno definirati [10]:

- namen injektiranja,
- pogoje, ki vplivajo na posamezne delovne faze izvedbe,
- zahteve in željene dosežene rezultate,
- utemeljitev osnove za dotično izbiro postopkov in parametrov injektiranja,
- postopek injektiranja,
- parametre injektiranja,
- zahteve glede injekcijske mase in izplake,
- kontrolo kakovosti med izvajanjem injektiranja.

Med zahteve in predvidene rezultate elementov injektiranja spadajo: geometrija, položaj in nagib osi elementov izvedenih z injektiranjem in sprejemljive tolerance, minimalne dimenzije injektiranih elementov in mehanske ter fizikalne lastnosti injektiranih elementov (tlačna trdnost, elastični modul, vodoprepustnost ...).

Zagotavljanje kakovosti JG slopov je v smislu premera in geomehanskih lastnosti kompozita zaradi velikega števila tehnoloških parametrov in nezanesljivega poznavanja temeljnih tal zahtevno. Kontrola kakovosti izvedbe se vrši v vseh stopnjah od priprave do izvedbe. Najprej se pregleda projekt izvedbe injektiranja, nato pa sledi kontrola opreme in preverba skladnosti vgrajenega materiala. V fazi izvedbe se opravi kontrola

rojstnih listov elementov injektiranja in sprotna kontrola kakovosti injekcijske mase (SIST EN 445: 1998) ter izplak. Sočasno se nepretrgoma spremlja parametre injektiranja in učinke gradnje na okolico. Preveriti je potrebno tudi doseganje bistvenih projektno predvidenih rezultatov elementov injektiranja.

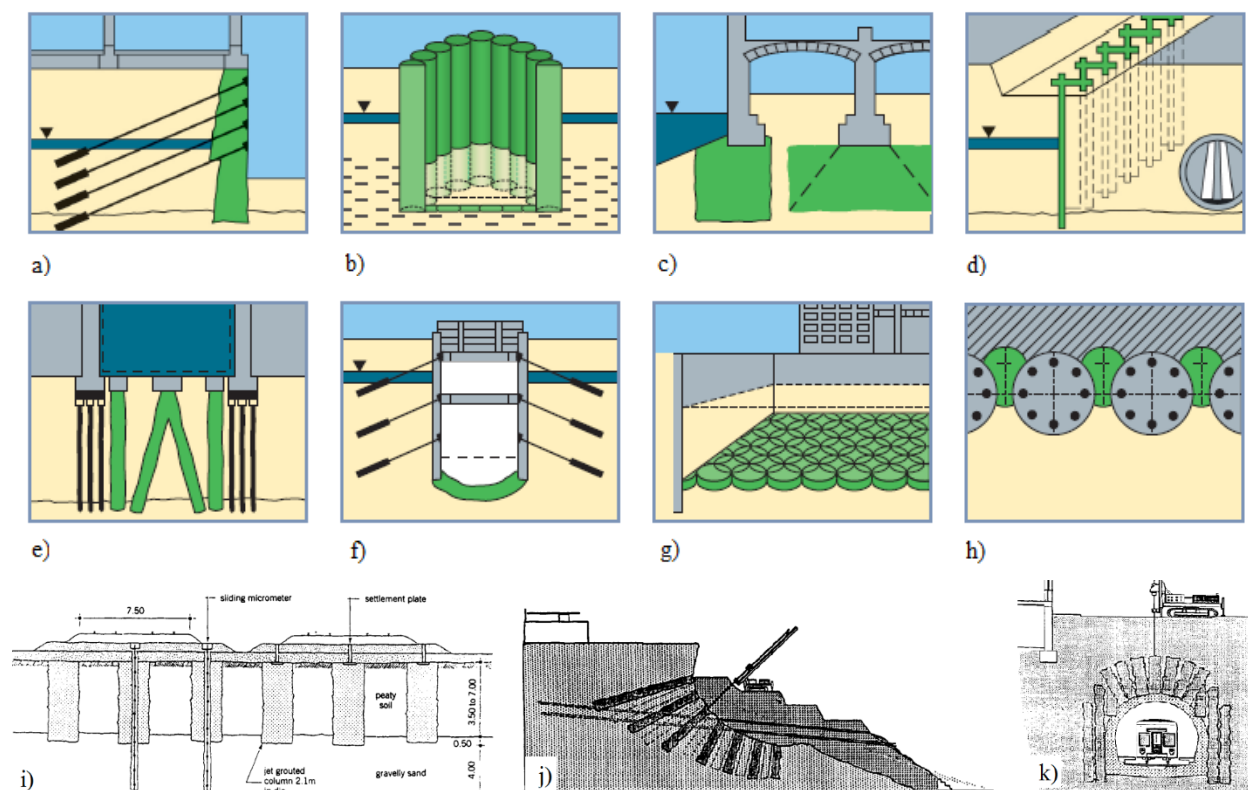
Z izvedbo poskusnega polja injektiranja s pomočjo opazovanja in meritev dobimo usmeritve pri določitvi pogojev izvedbe za glavni objekt (za katerega se izdeluje projekt izvedbe injektiranja). Izvedba poskusnega polja poteka v enakih razmerah (geološki profil, geotehnične lastnosti zemljine, hidrogeološke razmere), kot jih pričakujemo za glavni projekt izvedbe injektiranja. Poskusni slop, predviden za kontrolo, se odkoplje in vizualno oceni obliko ter izmeri dimenzije. Odvzame se vzorce valjev za laboratorijsko testiranje mehanskih lastnosti JG kompozita.

Raziskave mehanskih lastnosti se izvajajo po končanem vezanju, z ozirom na zahteve konstrukcije in vpliv zemljine na čas vezanja. Raziskave tlačnih trdnosti se izvajajo na valjastih vzorcih jedra z razmerjem višine in premera $h/d = 2,0$, lahko pa se meritve opravijo neposredno na terenu (penetrometer, presiometer). Naprednejše metode vključujejo uporabo ultrazvoka, ki posredno določi tlačno trdnost prek hitrosti strižnega oz. tlačnega valovanja [12].

3.1.2 Področja uporabe

Uporabnost tehnologije jet grouting je zaradi njene enostavnosti, avtomatiziranosti in hitre izvedbe pogosta za [1]:

- trajno ali začasno zaščito gradbenih jam v obliki sidranih slopov (a),
- globoko temeljenje z vodnjaki (b),
- podbetoniranje in ojačitev obstoječih temeljev objektov (c),
- tesnilne zavesa za zvišanje vodotesnosti temeljnih tal, nasipov in pregrad (d),
- globoko temeljenje na pilotih (e),
- nepropustne obloge (f),
- nepropustni čepi za preprečitev hidravličnega loma v gradbenih jamah (g),
- zapolnitveni čepi med posameznimi piloti v pilotni steni (h),
- izboljšanje nosilnosti in strižnih karakteristik temeljnih tal ali pospešitev konsolidacije (i),
- injektiranje pri izgradnji tunelov in vkopov (nosilnost in/ali vodotesnost) (j),
- sanacije in stabilizacije brežin (k),
- protierozijska zaščita in vodonepropustnost obal, nasipov, brežin,
- priprava vrtin in injektiranje veznega dela za vgradnjo sider.



Slika 1: Področja uporabe tehnologije jet grouting [13].

V primeru ovirane gradnje zaradi bližine objektov in prometnic ali na splošno zahtevnega urbanističnega načrtovanja je tehnologija jet grouting zelo primerna projektna rešitev. Dovoljuje vertikalno zaščito gradbenih jam v vseh tipih zemljin brez izrazitega vpliva na bližnje objekte (zanemarljive vibracije, okretnost strojne opreme). Podpiranje gradbene jame se zagotovi z izvedbo JG slopov, ki jih zaradi dokaj majhne upogibne in strižne nosilnosti dodatno sidramo v enem ali več nivojih. Sidramo lahko direktno v slope ali preko sidrnih gred. Stabilnost konstrukcije zagotovimo z vpetjem slopa v temeljna tla. Globina vpetja je odvisna od strižne odpornosti oz. velikosti pasivne cone temeljnih tal glede na projektno obremenitev. Pri JG slopih večjega premera se običajno odločimo za nearmirano izvedbo, pri manjših premerih pa je smiselno armiranje slopov. Odločitev glede armiranja je ponavadi odvisna od nivoja obremenitev na konstrukcijo. Praksa je, da se slop armira centrično s klasično rebrasto armaturo (posamezna palica ali šop palic) večjega premera. Običajno se uporabi palice $\varnothing 32\text{--}40$, lahko pa se armira s standarnimi vroče valjanimi jeklenimi profili. Postopek armiranja JG slopa opisuje standard SIST EN 12716 [11]. Takoj po končanem injektiranju v še svežo injekcijsko maso v sredino slopa vtisnemo armaturno palico. Alternativno lahko armaturo vgradimo skozi vrtnalno drogove s ponovnim povrtavanjem, nato pa drogove dvignemo iz vrtine. Če armiramo naknadno, je potrebno v sredino slopa izvrtati luknjo, v katero se položi armatura, rezo pa zatesni s cementnim vezivom.

3.2 Tehnologija izvedbe

3.2.1 Splošno

Izbira ustrezne tehnologije jet grouting postopka je odvisna od sestave tal in željenih premerov slopov. Razvitih je bilo mnogo postopkov tehnologije jet grouting, ki jih lahko uvrstimo v eno od treh skupin tehnologij izvedbe [14]:

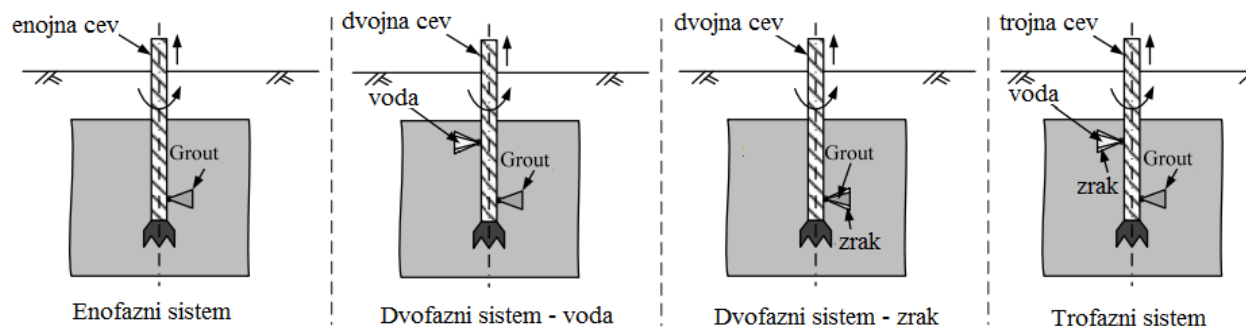
- enofazna tehnologija (T1),
- dvofazna tehnologija (T2/B kombinacija z vodo in T2/S kombinacija z zrakom),
- trifazna tehnologija (T3).

Pri tehnologiji T1 se pod pritiskom injektira samo injekcijska masa (grout), ki poleg same sestavine kompozita predstavlja tudi sredstvo za rušenje raščene strukture tal. Potrebno je le enostavno drogovje z enojno dovodno cevjo. Tehnologija je zmožna le delne zamenjave temeljnih tal in je najbolj primerna v nekoherentnih granuliranih zemljinah.

Pri tehnologiji T2/B se iz šobe, ki je postavljena nad šobo za injekcijsko maso, pod visokim pritiskom dovaja voda. Ta služi za rušenje in rezanje raščenih tal ter mešanju, ob tem pa se del erodiranega materiala izpira na površje. Voda ima tudi funkcijo zmanjševanja viskoznosti cementne mešanice, kar poveča vplivno območje erodiranja/injektiranja. S tem se omogoči izvedba JG slopov večjih premerov. V že erodirano in izprano zemljino injekcijsko maso dovajamo pod znatno nižjim pritiskom. S tem izvedba groutinga ne sloni več na razpoložljivi moči črpalke in drogovja za injektiranje cementne mase. Ker injekcijska masa ne opravlja več zgornje funkcije, je lahko pritisk v injekcijski šobi manjši. Pri tehnologiji T2/S se skozi isto šobo dovajata tako injekcijska masa kot stisnjen zrak. Skupen dovod stisnjenega zraka in injekcijske mase ojača rušilno moč in mešanje cementne mešanice z erodirano zemljino. Drogovje ima dvojno dovodno cev za večfazno dovajanje sredstev. Dvofazna tehnologija omogoča višjo stopnjo zamenjave temeljnih tal in je najprimernejša v koherentnih zemljinah.

Tehnologija T3 je v principu podobna T2/S. V skupni šobi se injekcijska masa dovaja pod nizkim pritiskom, ki jo pospešuje stisnjen zrak. Višje postavljena šoba dovaja vodo pod visokim pritiskom, ki služi razbijanju strukture raščenih tal in izpiranju zemljine. Združuje prednosti obeh različic dvofaznega sistema injektiranja. Drogovje ima trojno dovodno cev za večfazno dovajanje sredstev. Trofazna tehnologija je zmožna visoke stopnje zamenjave temeljnih tal.

Enofazna in dvofazna tehnologija z vodo ob primerni opreми omogočata sočasno vrtnje in injektiranje brez vmesnega dvigovanja in spuščanja drogovja. Proces injektiranja pri trofazni in dvofazni tehnologiji z zrakom časovno sledi procesu vrtnja.



Slika 2: Shematski prikaz uveljavljenih tehnologij jet grouting [14].

3.2.2 Parametri izvedbe jet groutinga

Bistveni parametri pri izvedbi injektiranja so:

- sestava injekcijske mase,
- vodocementni faktor v/c ,
- velikost injektirnih šob,
- pritisk injekcijske mase,
- hitrost iztekanja oziroma poraba injekcijske mase,
- rotacijska hitrost injektirnih šob,
- hitrost izvlačanja injektirnih šob,
- kote injektiranja (kota začetka in konca injektiranja).

Preglednica 4: Tipične vrednosti jet grouting tehnoloških parametrov [11], [15].

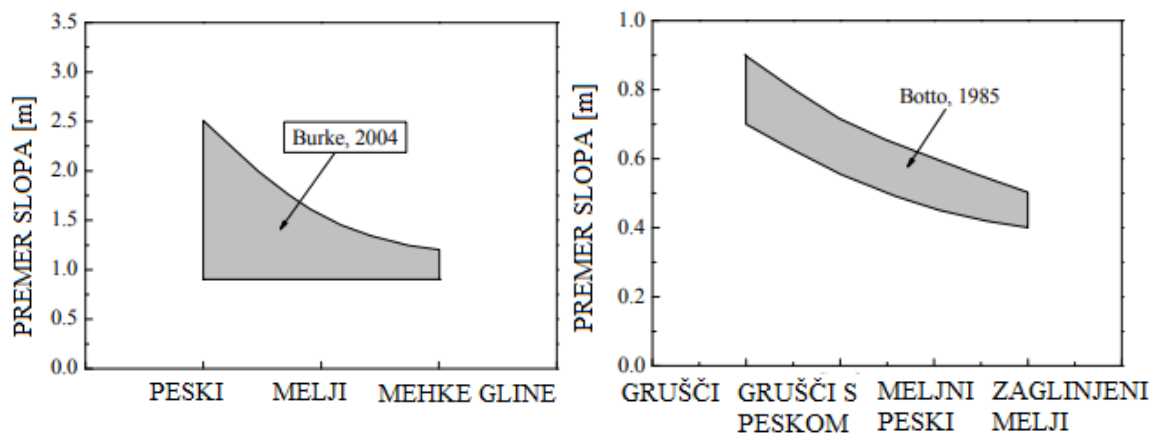
Tehnološki parameter		Enofazno T1	Dvofazno – voda T2/B	Dvofazno – zrak T2/S	Trofazno T3
Pritisk [MPa]	injek. masa	30–50	5–7 (>2)	30–50	5–7 (>2)
	voda	-	30–60	-	30–60
	zrak	-	-	0,2–1,7	0,2–1,7
Pretok [l/min]	injek. masa	50–450	50–200	50–450	50–200
	voda	-	50–150	-	50–150
	zrak	-	-	3000–12000	3000–12000
Velikost šobe [mm]	injek. masa	1,0–4,0	5,0–10,0	2,0–7,0	5,0–10,0
	voda	-	1,5–3,0	-	1,5–3,0
Število šob	injek. masa	1–6	1–3	1–2	1–3
	voda	-	1–2	-	1–2
Rotacijska hitr. [rpm]		7–20	7–15	2–20	7–15
Hitr. dvigovanja [cm/min]		15–100	6–15	10–30	6–15

Poraba cementa	[t/m']	0,2–0,5	0,5–1,5	0,3–1,0	0,5–2,0
	[t/m ³]	0,4–1,0	0,15–0,6	0,15–0,55	0,15–0,65

Največkrat se uporabljajo vodo-cementne injekcijske mase, pri strožjih zahtevah glede vodotesnosti pa tudi vodo-cementno-bentonitne mase. Injekcijski masi se lahko primeša tudi ostale materiale (bentonit, polnila, elektrofilterski pepel) in dodatki za zmanjšanje količine vode, stabilizatorji, plastifikatorji, dodatki za zmanjševanje prepustnosti itd. Vodocementni faktor se giblje med 0,5 in 1,5. Vodocementni faktor (v/c) mešanice vpliva na njeno pretočnost in končno trdnost. V slabo ali srednje zgoščenih in dobro granuliranih zemljinah uporabimo višji v/c faktor (nad okrog 0,9 in več). V koherentnih in zelo zgoščenih zemljinah je faktor v/c nižji (spodnja meja okrog 0,3) [1].

3.2.3 Načrtovanje premera JG slopov

Izkušnje s terena kažejo, da se tudi z isto opremo in z enakimi tehnološkimi parametri, premeri slopov v temeljnih tleh različnih sestav zelo razlikujejo. Sposobnost rušenja in rezanja raščenih tal je odvisna od strižne trdnosti zemljine in je najvišja v debelozrnatih tleh ter najnižja v visokoplastičnih glinah z visoko kohezijo. V splošnem velja, da se z večanjem vsebnosti glinenih delcev pričakovan premer slopa zmanjšuje. Pri enofaznem sistemu injektiranja je vplivno območje erodiranja majhno, zato omogoča le izvedbo slopov majhnega premera (40–80 cm). Dvofazni sistem z dodatno šobo za vodo in/ali zrak poveča največji premer slopov za od 30 % do 70 %. Trofazni sistem zaradi učinkovitega procesa erodiranja omogoča izvedbo slopov velikih premerov (140–200 cm). Pričakovani premer slopa glede na tip zemljine je viden na sl. 3. Večji premeri slopov se dobijo z večjimi pritiski in/ali povečanjem števila prehodov šobe na istem mestu (zmanjšanje hitrosti dvigovanja oz. povečanje hitrosti vrtenja drogova). Z večanjem gostotnega stanja zemljine (N_{SPT}) potrebujejo počasnejši izvek drogova. Variabilnost premera slopa redko preseže 10 %, razen v primeru debelozrnatih zemljin. Kjer je največje zrno zemljine napram premeru šobe veliko, se lahko injekcijski curek odbije od največjih zrn in se s tem lokalno zmanjša radij penetracije.



Slika 3: Pričakovani premer slopa glede na sestavo tal za enofazno (levo) in dvofazno tehnologijo (desno) [14].

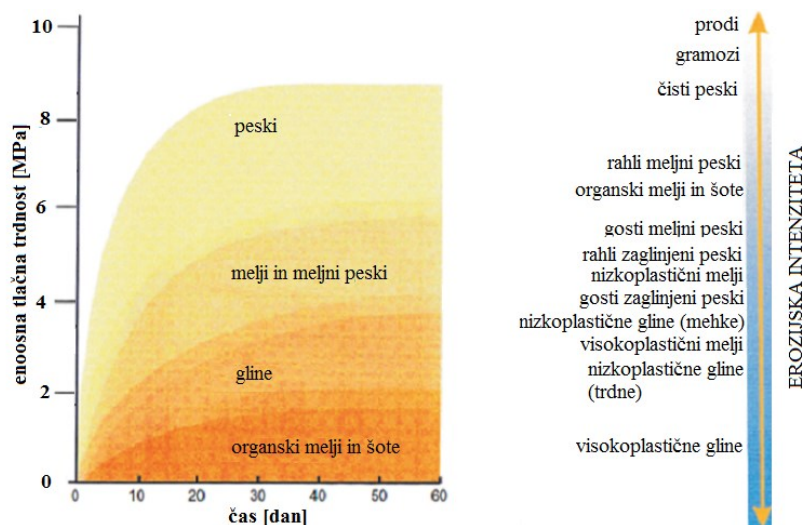
Od sestave tal je odvisna tudi interakcija med injekcijsko maso in zrni zemljine. V debelozrnatih zemljinah (gruščih) je izraženo predvsem prehajanje injekcijske mase skozi pore v zemljini. V peskih in koherentnih zemljinah (melji in gline) je pomembnejši proces mešanja in zamenjave zemljine z injekcijsko maso. Obstoječe metode za določitev pričakovanega premera slopa v fazah projektiranja se delijo na empirično osnovo in teoretično ozadje. Empirične metode so se razvile na podlagi regresijskih analiz na podatkih

terenskih meritev izvedenih projektov. Vključeni so le nekateri tehnološki parametri (pritiski in pretoki injektiranih substanc, hitrost injektiranja), medtem ko so ostali parametri (velikost šob, vpliv stisnjenega zraka, rotacijska hitrost, lastnosti injekcijske mase) ter mehanske in fizikalne lastnosti zemljine izpuščeni. Zaradi specifičnosti lastnosti tal so empirične metode omejene uporabnosti. Teoretične metode temeljijo na teoriji turbulentnega toka tekočin in erozivnosti zemljin. Wang s sodelavci [14] je predstavil tri modele za fizikalni opis jet groutinga v različnih zemljinah. Model pronicanja je primeren za dobro propustne zemljine (grušči, čisti peski) in opiše prehod injekcijske mase med porami v zemljini. Model rušenja je primeren za slabo vodoprepustne zemljine (meljni peski, melji in gline) in poskuša zaobjeti stopnjo penetracije injekcijske mase v zemljino in trajanje interakcije.

3.3 Trdnostne in deformacijske lastnosti JG kompozita

3.3.1 Tlačna trdnost

V gruščih in peskih so mogoče visoke trdnosti JG betona (kompozita), medtem ko se trdnost z večanjem glinenega deleža zmanjšuje. Na nizko trdnost močno vpliva vsebnost organskih primesi v zemljini in količina raztopljene soli v porni vodi. Pri enaki porabljeni količini cementa na enoto volumna in pri isti sestavi tal je trdnost odvisna od v/c faktorja. Vsebnost vode je že v principu višja pri kohezivnih zemljinah zaradi slabe sposobnosti dreniranja. Z večanjem v/c faktorja se zmanjšuje končna trdnost in obratno. Pri enaki količini cementa, izbira trofazne in predvsem dvofazne tehnologije z zrakom privede do najmanjših tlačnih trdnosti JG kompozita, kot posledica višje vsebnosti zračnih por. Najvišje tlačne trdnosti se doseže z enofazno tehnologijo [15]. Ne glede na tip zemljine je tlačna trdnost višja pri večji dodani količini cementa. Ostali parametri, ki vplivajo na končno tlačno trdnost kompozita so zrnavostna sestava tal, heterogenost tal, gostotno stanje zemljine, plastičnost in vlažnost zemljine, višina podtalnice in kinetična energija injektiranja [12].



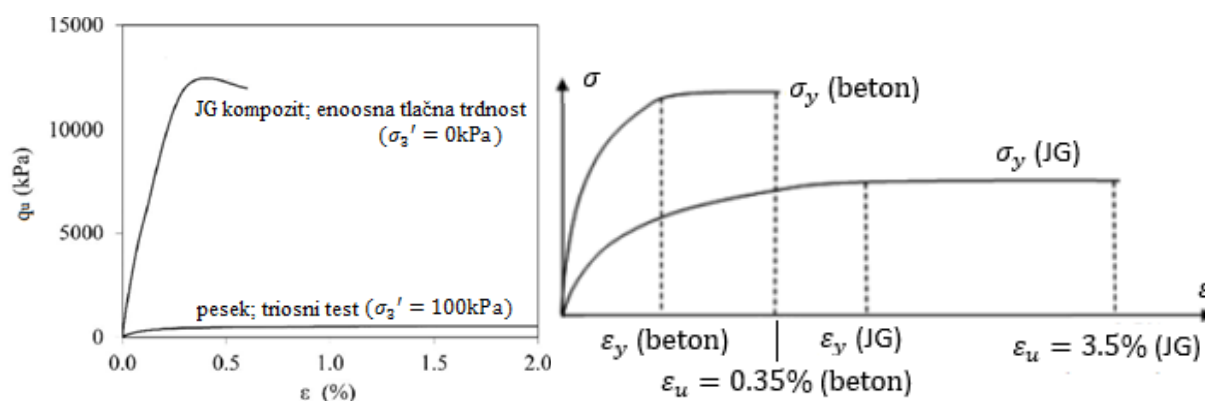
Slika 4: Enoosna tlačna trdnost in sposobnost rušenja za različne tipe zemljin [2].

Tipični razponi enoosne tlačne trdnosti jet groutinga v različnih tipih temeljnih tal so predstavljeni v pregl. 5. V pregl. 7 [12] so zbrani rezultati tlačnih trdnosti iz triosnih testov na odvzetih vzorcih.

Preglednica 5: Enoosna tlačna trdnost JG betona izvedenega z enofazno tehnologijo v različnih tipih zemljin [12].

Tip zemljine	Enoosna tlačna trdnost [MPa]	
	maksimalni razponi	običajni razponi
Grušči	17–21	10–17
Peski	14–17	7–14
Melji in gline	8–12	4–7
Organske zemljine, šote	0,7–7	0,4–4

Mehanske karakteristike JG kompozita so bistveno boljše kot karakteristike temeljnih tal. Na sl. 5 - levo je viden ogromen prirast enoosne tlačne trdnosti in togosti JG kompozita po končanem vezanju injektirane zemljine v peskih. Na sl. 5 - desno je prikazana znatno večja duktilnost JG kompozita v primerjavi z nearmiranim betonom.



Slika 5: Krivulja napetost - deformacija JG kompozita: primerjava z osnovno zemljino (levo) in betonom (desno) [2], [12].

Postopek standardnega enoosnega tlačnega preizkusa je predpisan s standardom SIST EN 12390-3:2002. Preizkus se opravi na valjastih preizkušancih standardnih dimenzij. Tlačno trdnost preizkušanca izračunamo po spodnji enačbi:

$$f_c = \frac{F}{A_c} \quad (13)$$

kjer so:

f_c ... tlačna trdnost [MPa],

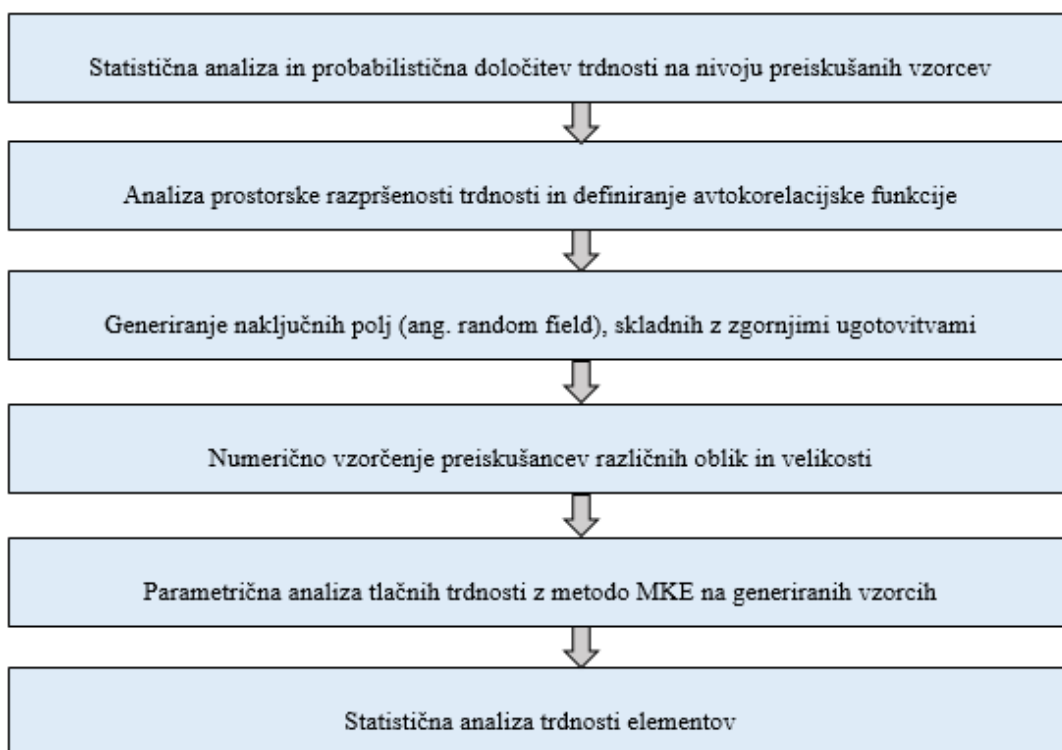
F ... porušna sila [N],

A_c ... nominalna površina prečnega prereza [mm^2].

V procesu injektiranja se rušenje zemljine skupaj z mešanjem z injekcijsko maso in cementacijo dogaja le na ozkem vplivnem območju tik ob injektirni šobi. V novonastalem kompozitu je še vedno močno prisotna heterogena osnovna zemljina. Velja tudi, da se lastnosti JG materiala z oddaljevanjem od osi injektiranja zelo spremenijo. Naključen razpored in spreminjanje mehanskih lastnosti je viden iz rezultatov tlačnih trdnosti na preizkušancih standardnih dimenzij naključno vzorčenih znotraj slopa. Značilna je velika

statistična razpršenost. Zaradi tega je določitev karakterističnih vrednosti z uporabo semiprobabilistične metode (s 5 % kvantilo) direktno iz statistične porazdelitve trdnosti preizkušancev velikokrat neprimerna. V določenih primerih privede do neutemeljenih konservativnih vrednosti karakteristične trdnosti, ki so neprimerne za nadaljnjo uporabo. V naravi se napetosti v heterogenem materialu razporedijo po conah z boljšimi mehanskimi karakteristikami, zaobidejo pa šibkejša cone. Diskretno vzorčeni vzorci standardnih dimenzij niso reprezentativni, zato je potrebna računska metodologija, ki zaobjame prostorsko razporeditev lastnosti.

V članku [12] je predlagana metodologija za določitev statistične porazdelitve enosne tlačne trdnosti JG elementov različnih oblik in velikosti na osnovi rezultatov laboratorijsko določenih tlačnih trdnosti standardnih vzorcev. Tako iz vrednotene karakteristične vrednosti tlačnih trdnosti so primerne za nadaljnjo uporabo v fazah projektiranja JG konstrukcij.



Slika 6: Shema poteka predlagane napredne metodologije določevanja trdnosti JG elementov [12] .

3.3.2 Tlačna lomna energija

Lokalna tlačna lomna energija G_c je definirana z absorbirano energijo na enoto razpokane tlačne cone [16]:

$$G_c = \frac{E_{frac}}{A} \quad (14)$$

kjer sta:

A ... površina razpokane tlačne cone, kar enaka ploščini prečnega prereza preizkušanca A_c ,

E_{frac} ... absorbirana energija v coni tlačnih razpok.

Absorbirano energijo se v splošnem določi kot ploščino pod krivuljo napetost – pomik od trenutka, ko je presežena tlačna trdnost materiala do hipne tlačne porušitve. Pri tem v poštev pridejo le plastične deformacije, zato se elastične razbremenitve ne vključi. Naklon premice je določen kot sekantna togost pri obtežbi $F = 0,4f_c$.

3.3.3 Natezna trdnost

Natezno trdnost JG kompozita lahko določimo iz empiričnih zvez. Natezno trdnosti f_t lahko določimo na podlagi enoosne tlačne trdnosti JG kompozita q_u po spodnjih enačbah [12]:

$$f_{ctm} = -0,8q_u^{0,8} \quad \text{za koherentne zemljine} \quad (15)$$

$$f_{ctm} = -0,4q_u^{0,3} \quad \text{za nekoherentne zemljine} \quad (16)$$

Evrokod standard SIST EN 1992-1-1:2005 [8] predlaga določitev natezne trdnosti betonov običajnih trdnosti $\leq C50/60$ po spodnjih enačbah:

$$f_{ctm} [\text{MPa}] = 0,3f_{ck} [\text{MPa}]^{2/3} \quad (17)$$

$$f_{ctk,0.05} [\text{MPa}] = 0,7f_{ctm} \quad (18)$$

$$f_{ctk,0.95} [\text{MPa}] = 1,3f_{ctm} \quad (19)$$

kjer so:

f_{ctm} ... srednja vrednost natezne trdnosti,

$f_{ctk,0.05(0.95)}$... 5% (95%) fraktila natezne trdnosti

f_{ck} ... karakteristična tlačna trdnost betona

Natezna trdnost f_t se v laboratoriju določi z indirektnim nateznim testom (tri oz. štiritočkovni upogibni test, cepilni test). Postopek določanja cepilne natezne trdnosti betona s standardnim cepilnim testom je opisan v standardu SIST EN 12390-6. Cepilno natezno trdnost f_{ct} določimo po enačbi:

$$f_{ct,sp} = \frac{2F}{\pi \cdot l \cdot d} \quad (20)$$

kjer so:

f_{ct} ... cepilna natezna trdnost [MPa],

F ... porušna sila [N],

l ... dolžina raznosa sile [mm],

d ... nazivna dimenzija prečnega prereza [mm].

Cepilna natezna trdnost je višja od enoosne. Uporabimo lahko predlaga sledečo zvezo [16]:

$$f_t = 0,9f_{ct,sp} \quad (21)$$

3.3.4 Natezna lomna energija

Lomna energija pomeni potrebno energijo za širjenje površinske enote natezne razpoke. Določimo jo iz upogibnega preizkusa nosilca z zarezo. Izvrednotimo jo kot ploščino pod krivuljo sila – povos, normirano na površino efektivnega prereza nosilca nad zarezo. Če s preizkusi ne razpolagamo, se natezna lomna energija lahko oceni po enačbi [16]:

$$G_t = G_{t0} \cdot (f_{cm}/f_{cm0})^{0,7} \quad (22)$$

kjer so:

$$f_{cm0} = 10,0 \text{ MPa},$$

G_t ... natezna lomna energija. Lahko se jo določi tudi v laboratoriju.

Vrednost G_{t0} je odvisna od velikosti največjega zrna agregata.

Preglednica 6: Vrednost G_{t0} v odvisnosti od velikosti zrna agregata [16].

d_{max} [mm]	G_{t0} [Nmm/mm ²]
8	0,025
16	0,030
32	0,058

3.3.5 Strižna trdnost

V pregl. 7 so po različnih avtorjih zbrane tlačne trdnosti JG strukture in pripadajoči Mohr-Coulomb parametri strižne trdnosti (c' , ϕ') [12]. Več o Mohr-Coulomb-ovem kriteriju porušitve je v poglavju 4.2.1. Vzorci, na katerih so bile opravljene triosne preiskave, so bili odvzeti iz JG slopov, izvedenih v različnih zemljinah. Triosni test je bil izveden za primer brez celičnega tlaka, ki ustreza pogoju enoosnega tlaka ($q_u = \sigma'_1$ [$\sigma'_3 = 0$]) in za primer s celičnim tlakom, ki ustreza pogoju osno-simetrične kompresije ($\sigma'_1 > \sigma'_2 = \sigma'_3 = 200 \text{ kPa}$). Celični tlak je ranga velikosti največjih pričakovanih bočnih napetostih v temeljnih tleh. Iz preglednice je razvidno, da tlačna trdnost v osnosimetričnem napetostnem stanju ni bistveno višja od enoosne trdnosti. Prispevek strižnega kota (notranjega trenja) k celotni strižni odpornosti materiala je majhen, kar je logično, ker je nizko tudi razmerje med bočno napetostjo in kohezijo. V praksi je prikladnejše, če trdnost JG kompozita opišemo le z enoosno tlačno trdnostjo betona, medtem ko ugoden strižni prispevek

k nosilnosti zanemarimo. Enoosna tlačna trdnost krhkega materiala q_u je ob predpostavki linearne MC porušne ovojnice (sl. 9) in z uporabo trigonometričnih zvez določena po spodnjem izrazu:

$$q_u = \frac{2c' \cdot \cos\phi'}{(1 - \sin\phi')} \quad (23)$$

Pri tem se kohezijo c' in strižni kot ϕ' materiala določi iz rezultatov triosne preiskave:

$$c' = \frac{q_u}{\left(2 \cdot \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi'}{2}\right)\right)} ; \quad \phi' = \arcsin^{-1}\left(\frac{\sigma'_1 - \sigma'_3 - q_u}{\sigma'_1 + \sigma'_3 - q_u}\right) \quad (24)$$

Preglednica 7: MC parametri in enoosne tlačne trdnosti JG zemljine v različnih tipih temeljnih tal [12].

Avtor	Zemljina	ϕ' [deg]	c' [MPa]	qc [MPa] pri $\sigma'_3 = 0$ kPa	qc [MPa] pri $\sigma'_3 = 200$ kPa
Bzówka (2009)	peski	58,2	2,3	16,1	18,4
Croce & Flora (1998)	meljasti peski	26,1	3,2	10,3	10,6
Mongiovi <i>et al.</i> (1991)	gramozi	52	2,1	12,2	13,7
Mongiovi <i>et al.</i> (1991)	gline	42	0,3	1,3	2,2
Mitchell <i>et al.</i> (1981)	gline	39,5	0,58	2,5	3,2
Yahiro <i>et al.</i> (1982)	peski in gline	28,5	0,7	2,4	2,7
Yu (1994)	glineno-meljasti peski	40,6	1,1	4,8	5,5
Fang <i>et al.</i> (1994a)	meljasti peski	35	4,2	16,1	16,7
Fang <i>et al.</i> (1994b)	glineno-meljasti peski	42	4,2	18,9	19,7
Fang & Chung (1997)	gline in meljasti peski	38,6	0,8	3,3	4,0
Fang <i>et al.</i> (2004)	melji in peski	38,7	0,7	2,9	3,6
Nikbakhtan & Osanloo (2009)	gline in peski	45	0,6	2,9	3,9
		25	0,77	2,4	2,7

*Zaradi zaokrožitvenih napak, parametri strižne trdnosti niso enaki, kot če bi jih izvednotili po izrazu (24)

Iz zgornje preglednice je razvidno, da v večini primerov pri določitvi strižnega kota JG kompozita ne moremo izhajati neposredno iz strižne trdnosti temeljnih tal, v katerih je bil slop izveden. Ne glede na to, v praksi običajno privzamemo, da sta strižna kota jet groutinga in temeljnih tal enaka [12].

3.3.6 Elastični modul

Elastični modul E_0 JG kompozita je definiran z začetno tangentno ali tudi sekantno togostjo pri dogovorjeni napetosti (običajno pri 40 % ali 50 % tlačne trdnosti) ali osni deformaciji ($\varepsilon = 0,1 \%$) materiala. Običajno se ga določi iz rezultatov enoosne tlačne preiskave. Mnogi avtorji [12] so z eksperimenti poskušali določiti korelacijski faktor β med elastičnim modulom in tlačno trdnostjo JG betona:

$$E_0 = \beta q_u \quad (25)$$

Korelacijski faktor elastičnega modula za jet grouting v različnih zemljinah je predstavljen v pregl. 8:

Preglednica 8: Vrednosti korelacijskega faktorja β glede na tip zemljine [12].

Avtor	Definicija E	Zemljina	β
Mongiovi <i>et al.</i> (1991)	tangentna	gramozi	280–1000
Lunardi (1992)	sekantna pri $0,4q_u$	gramozi in peski	500–1200
Nanni <i>et al.</i> (2004)	tangentna	gramozi in peski	440–1000
Croce <i>et al.</i> (1994)	tangentna	gramozi s peskom	210–670
Croce & Flora (1998)	sekantna pri $\varepsilon = 0,1 \%$	meljasti peski	220–700
Nanni <i>et al.</i> (2004)	tangentna	meljasti peski	330–830
Fang <i>et al.</i> (2004)	tangentna pri $0,5q_u$	meljasti peski	300–750
Fang <i>et al.</i> (2004)	tangentna pri $0,5q_u$	meljasti peski/meljne glin	100–300
Lunardi (1992)	sekantna pri $0,4q_u$	melji in glin	200–500

Mnogo nižje elastične module JG kompozita navaja avtor [2] v poročilu obširne raziskave:

$$E = 650q_u^{0,3} \quad \text{šibki JG kompoziti} \quad (26)$$

$$E = 800q_u^{0,5} \quad \text{v peskih} \quad (27)$$

$$E = 500q_u^{2/3} \quad \text{v glinah} \quad (28)$$

Za elastični modul velja ista ugotovitev kot pri tlačni trdnosti – da je konstanten in neodvisen od velikosti bočnih napetosti. Elastični modul JG kompozita je v glavnem odvisen le od tipa zemljine. S povečevanjem deleža debelih zrn agregata z visokim elastičnim modulom v betonski mešanici modul elastičnosti betona v splošnem narašča [12].

Laboratorijsko vrednotenje elastičnega modula E poteka v skladu s standardom ISO 6784: 1982. Najenostavneje ga je določiti kot sekantni modul iz delovnega diagrama betona pri vrednosti $0,4f_{ck}$.

4 NUMERIČNO MODELIRANJE JET GROUTING SLOPOV

4.1 Geometrijske karakteristike JG slopa

4.1.1 Izpeljava izrazov

Sledi izpeljava in navedba enačb za izračun geometrijskih karakteristik JG slopa v obliki, primerni za vnos v poljuben 2D MKE program.

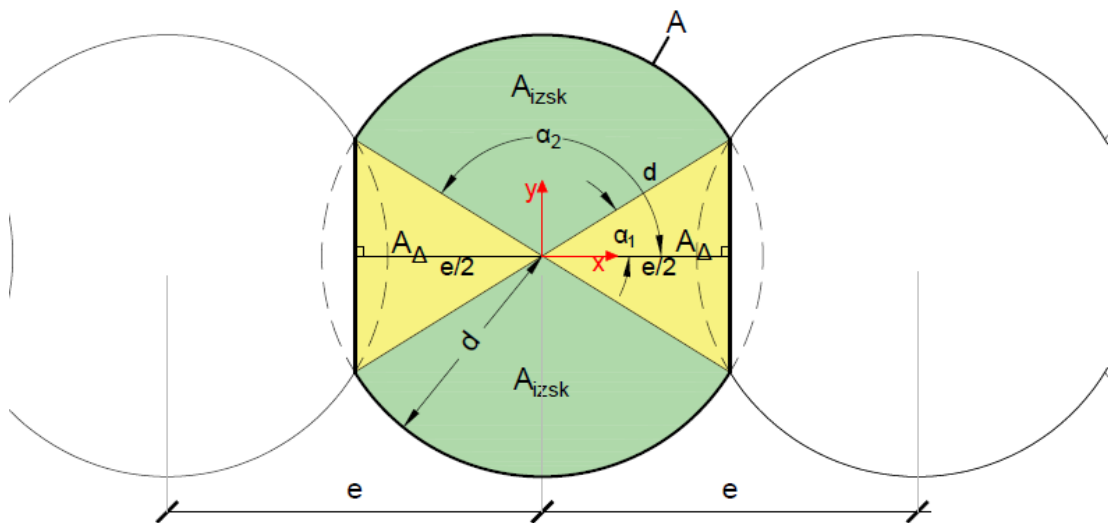
Diskretne togosti, ki jih predstavljajo posamezni slopi, pretvorimo (razmažemo) na konstantno zvezno togost zidu na tekoči meter. S tem pretvorimo prostorski model v ravninski model.

d ... polmer JG slopa [m],

e ... medosna razdalja JG slopov [m],

E ... Youngov elastični modul JG betona [kN/m²],

A ... prečni prerez JG slopa [m²].



Slika 7: Shematski prikaz za izpeljavo enačb za geometrijske karakteristike posameznega JG slopa (barvna šrafura).

Ploščina prereza slopa je vsota ploščine dveh trikotnikov in dveh krožnih izsekov:

$$A = 2A_{\Delta} + 2A_{izsk} \quad (29)$$

$$A_{\Delta} = (e/2)\sqrt{d^2 - (e/2)^2} ; A_{izsk} = \frac{(\alpha_2 - \alpha_1)}{2} d^2 \quad (30)$$

$$\alpha_1[\text{rad}] = \arccos((e/2)/d) ; \alpha_2[\text{rad}] = \pi - \alpha_1 \quad (31)$$

$\bar{A}$ [m²/m'] ... prečni prerez JG slopa na tekoči meter:

$$\bar{A} = \frac{A}{e} \quad (32)$$

I_y [m⁴] ... vztrajnostni moment slopa okoli močne osi y:

$$I_y = \int_A y^2 dA ; dA = x(y)dy \quad (33)$$

Izsek definira krožnica. Vztrajnostni moment slopa razčlenimo na del, ki pripada pravokotniku in na del, ki pripada obema krožnima izsekoma:

$$x^2 + y^2 = d^2 \rightarrow x = \sqrt{d^2 - y^2} \quad (34)$$

$$\begin{aligned} I_y &= I_{y, \text{D}} + I_{y, \square} = \int_A y^2 dA = 2 \int_{y_{\min}}^{y_{\max}} y^2 x(y) dy + e \frac{2y_{\min}^3}{3} \\ &= 2 \int_{y_{\min}}^{y_{\max}} y^2 \sqrt{d^2 - y^2} dy + e \frac{2y_{\min}^3}{3} \end{aligned} \quad (35)$$

Določeni integral rešimo z matematičnim programom Wolfram Mathematica in dobimo izraz za vztrajnostni moment I_y in nato še odpornostni moment W_y prereza slopa:

$$\begin{aligned} I_y &= 4 \cdot 0.125d^4 \left(\arcsin\left(\frac{y_{\max}}{d}\right) - \arcsin\left(\frac{y_{\min}}{d}\right) \right. \\ &\quad \left. - 0.25 \left(\sin\left(4 \arcsin\left(\frac{y_{\max}}{d}\right)\right) - \sin\left(4 \arcsin\left(\frac{y_{\min}}{d}\right)\right) \right) \right) + e \frac{2y_{\min}^3}{3} \end{aligned} \quad (36)$$

$$y_{\min} = \sqrt{d^2 - (e/2)^2} \leq y \leq y_{\max} = d \quad (37)$$

$$W_y = \frac{I_y}{d} \quad (38)$$

$\bar{I}_y$ [m⁴/m'] ... vztrajnostni moment JG slopa na tekoči meter:

$$\bar{I}_y = \frac{I_y}{e} \quad (39)$$

Veljati mora pogoj, da se dejanska osna in upogibna togost slopa (na tekoči meter) ujema z računsko (modelno) togostjo.

$$E\bar{A} = E_{rač} A_{rač} = E_{rač} \cdot h \quad (40)$$

$$E\bar{I}_y = E_{rač} I_{y,rač} = E_{rač} \cdot h^3/12 \quad (41)$$

Iz en. (40) izrazimo h in vstavimo v en. (41). Dobimo računske vrednosti elastičnega modula $E_{rač}$ in debeline nadomestne stene – pravokotnega poligona (ang. cluster) h , ki služi za potrebe izrisa konture slopa v numeričnem modelu:

$$E_{rač} = \sqrt{\frac{(E\bar{A})^3}{12E\bar{I}_y}} \quad (42)$$

$$h = \frac{E\bar{A}}{E_{rač}} \quad (43)$$

Jedro prereza določimo iz predpostavke, da je napetost na robu prereza $\sigma = 0$:

$$\sigma = \frac{M_y}{W_y} + \frac{N}{A} = 0 ; M_y = N \cdot e_y \quad (44)$$

$$e_y = \frac{W_y}{A} \quad (45)$$

4.1.2 Vhodni parametri računskega modela

Spodaj so zbrani vhodni parametri, ki so potrebni za računski model v programu PLAXIS 2D. Slop je lahko linijski (KE za plošče) ali ploskovni v obliki nadomestne stene (ploskovni KE za RDS).

Linijski model (»Liner«)

$E\bar{A}$ [kN/m'] ... osna togost prereza. En. (40).

$E\bar{I}$ [kNm²/m'] ... upogibna togost prereza. En. (41).

Specifično težo konstrukcije $\bar{w}$ [kN/m/m'] določimo kot razliko v specifični teži med okoliško zemljino in JG strukturo na tekoči meter širine stene:

$$\bar{w} = \frac{(\gamma_{JG} - \gamma_{zemljine})}{e} \quad (46)$$

Ploskovni model nadomestne stene (»Cluster«)

h ... debelina nadomestne stene. En. (43).

E ... elastični modul JG kompozita

4.2 Materialni modeli za opis JG kompozita

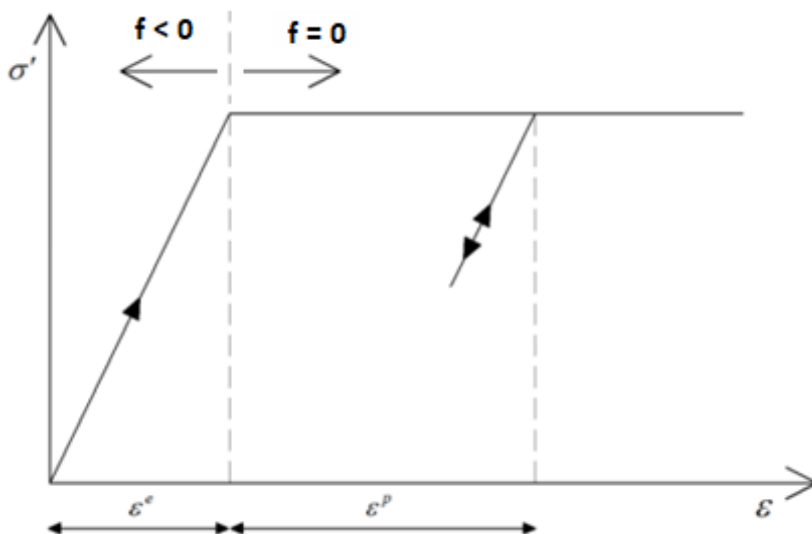
4.2.1 Mohr-Coulomb materialni model

Mohr-Coulomb-ov (MC) materialni model opiše obnašanje zemljine z linearno elastično – idealno plastično zvezo. Gre za preprost konstitutivni materialni model, ki velja za prvi približek dejanskega obnašanja zemljin. MC model je primeren za opis porušitve/tečenja krhkih materialov, ki izkazujejo izrazito večjo tlačno trdnost napram natezni trdnosti (zemljine, kamnine, beton ...), oz. izkazujejo porušitev v skladu z Mohr-Coulomb porušnim kriterijem. Uporaba modela je primerna v situacijah, ko prevladuje monotono obremenjevanje zemljin. Materialni parametri so napetostno neodvisni:

Preglednica 9: Materialni parametri MC modela.

Št.	Parameter	Opis
1	E [kPa]	Youngov elastični modul
2	ν	Poissonov količnik
3	ϕ [°]	strižni kot
4	ψ [°]	kot razmikanja
5	c' [kPa]	Kohezija
6	σ_t [kPa]	Tension cut-off (natezna
7	$\gamma_{unsat(sat)}$ [kN/]	specifična teža

Začetni elastični del modela je opisan z linearno elastičnim obnašanjem. Privzeta je linearna izotropna elastičnost (vhodna parametra E in ν). Perfektno plastični del temelji na Mohr-Coulomb-ovem kriteriju porušitve in je osnovan na neasociativni teoriji elasto-plastičnosti. Model definira 6 neasociativnih funkcij plastičnega potenciala G ($G_i \neq F_i$). Model ne upošteva utrjevanja/mehčanja materiala, pogoj plastičnega tečenja pa ni odvisen od velikosti plastičnih deformacij ($f = f(\sigma)$) [17].



Slika 8: Zveza med napetostjo in deformacijo v modelu Mohr-Coulomb [17].

Mohr-Coulomb-ov (MC) kriterij porušitve

Coulombov porušni kriterij pravi, da se porušitev materiala zgodi v tisti porušni ravnini, kjer največja strižna napetost doseže strižno trdnost τ_f , ki je odvisna od efektivne normalne napetosti, delujoče na porušno ploskev. Porušna ovojnica je v splošnem nelinearna, a se zaradi poenostavitve največkrat privzame linearno zvezo, imenovano Coulombov zakon [18]:

$$|\tau_f'| = c' + \sigma_f' \tan \phi' \quad (47)$$

kjer so:

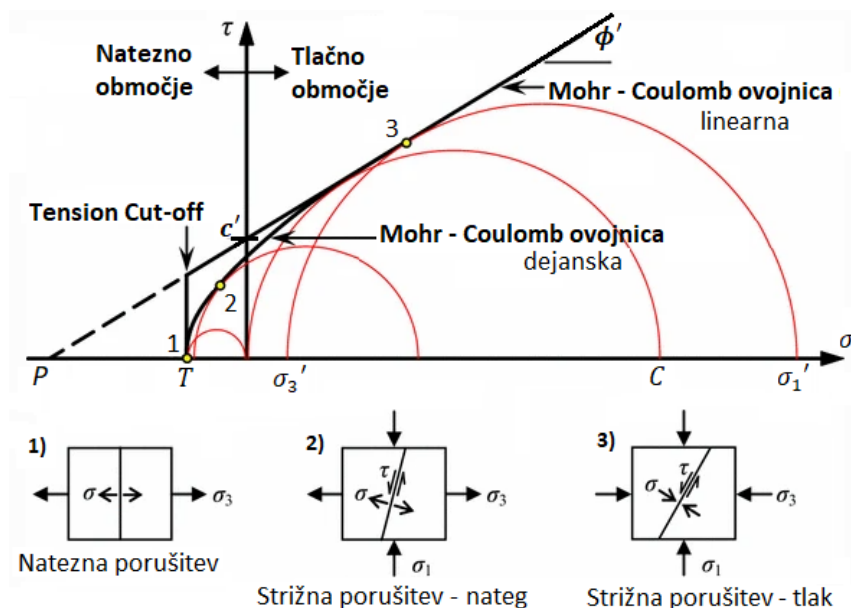
τ_f' ... strižna trdnost materiala na porušni ploskvi,

c' ... efektivna kohezija (strižna trdnost),

ϕ' ... efektivni kot notranjega trenja (strižni kot),

σ_f' ... efektivna normalna napetost na porušni ploskvi.

MC kriterij porušitve/pogoj tečenja je generalizacija Coulombovega zakona na večosno napetostno stanje. Mohrov pogoj sloni na predpostavki, da je porušitev odvisna le od največje in najmanjše glavne napetosti (σ_1, σ_3), pri čemer srednja napetost σ_2 nima vpliva. V Mohrovi ravnini (σ_n, τ) je Mohrov kriterij običajno izražen z linearno porušno ovojnico. Porušna napetostna stanja so grafično prikazana z Mohrovimi krogi, ki se porušne ovojnice tangencialno dotikajo. Krajevni vektor dotikališča Mohrovega kroga s porušno ovojnico predstavlja strižno trdnost τ_f in normalno efektivno napetost σ_f' na porušni ravnini.



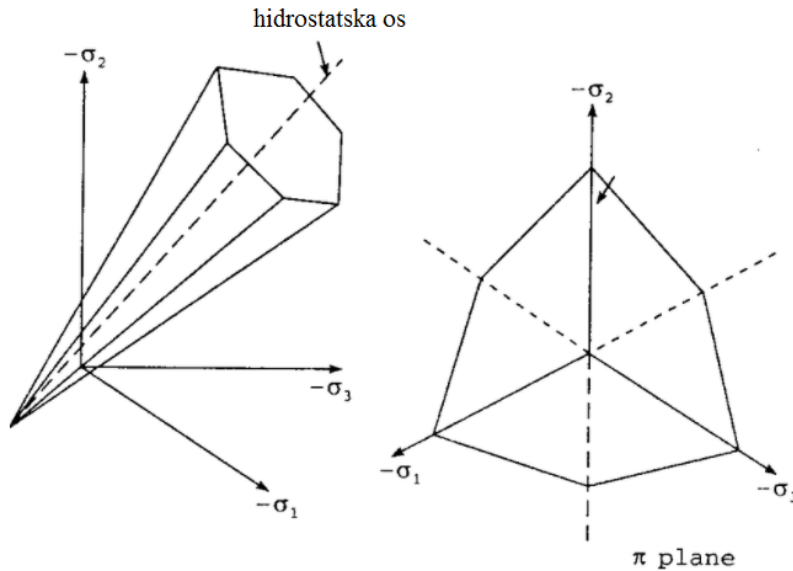
Slika 9: Mohr-Coulomb porušni kriterij s pogojem Tension cut-off predstavljen z Mohrovim diagramom [18].

Plastično tečenje Mohr-Coulomb modela je v 3D napetostnem prostoru glavnih napetosti definirano s šestimi funkcijami pogoja tečenja [17]:

$$\begin{aligned}
 F_{1a} &= \frac{1}{2}(\sigma'_2 - \sigma'_3) + \frac{1}{2}(\sigma'_2 + \sigma'_3)\sin\phi' - c'\cos\phi' \leq 0 \\
 F_{1b} &= \frac{1}{2}(\sigma'_3 - \sigma'_2) + \frac{1}{2}(\sigma'_3 + \sigma'_2)\sin\phi' - c'\cos\phi' \leq 0 \\
 F_{2a} &= \frac{1}{2}(\sigma'_3 - \sigma'_1) + \frac{1}{2}(\sigma'_3 + \sigma'_1)\sin\phi' - c'\cos\phi' \leq 0 \\
 F_{2b} &= \frac{1}{2}(\sigma'_1 - \sigma'_3) + \frac{1}{2}(\sigma'_1 + \sigma'_3)\sin\phi' - c'\cos\phi' \leq 0 \\
 F_{3a} &= \frac{1}{2}(\sigma'_1 - \sigma'_2) + \frac{1}{2}(\sigma'_1 + \sigma'_2)\sin\phi' - c'\cos\phi' \leq 0 \\
 F_{3b} &= \frac{1}{2}(\sigma'_2 - \sigma'_1) + \frac{1}{2}(\sigma'_2 + \sigma'_1)\sin\phi' - c'\cos\phi' \leq 0
 \end{aligned} \tag{48}$$

Izpolnjena enakost $F_i = 0$ za vseh 6 pogojev plastičnega tečenja predstavlja v prostoru glavnih napetosti šest ravnin, ki skupaj sestavljajo površino tečenja. Plastične (nepovratne) deformacije v zemljini nastanejo, ko se napetostno stanje dotakne površine tečenja. Napetostna stanja znotraj ploskve tečenja ($F < 0$) so elastična in sledijo pravilom Hookovega zakona za izotropsko linearno elastičnost. Enako velja za elastične (povratne) deformacije.

Kriterij tečenja v prostoru glavnih napetosti predstavlja nepravilno šeststrano piramido. V oktaedrski ravnini (normala v smeri hidrostatske osi $\sigma'_1 = \sigma'_2 = \sigma'_3$) predstavlja nepravilni šesterokotnik z enako dolgimi stranicami. Pogoju izotropije narekuje tri simetrijske osi.



Slika 10: MC kriterij tečenja v prostoru glavnih napetosti (levo) in v π -ravnini (desno) [18].

Rankinov pogoj tečenja (Tension cut-off)

Za zemljine z neničelno kohezijo $c' > 0$, MC model v materialu dovoli pojav nateznih napetosti, kar je vidno na Mohrovem diagramu na sl. 9. Večja kot je kohezija materiala, večje natezne napetosti dovoljuje MC ovojnica. Teoretična izotropna natezna trdnost je definirana s presečiščem Mohrove porušne ovojnice z osjo glavnih napetosti in je označena s točko P ($P = c' \cdot \cot\phi$). Praviloma je eksperimentalno določena enoosna natezna trdnost T precej manjša. Omejitev nateznih napetosti v materialu (ang. Tension cut-off oz. TCO) predstavlja modifikacijo klasičnega MC kriterija porušitve [18].

MC porušni kriterij (strižna porušitev) velja, ko je izpolnjen pogoj:

$$\sigma'_1 > (C_0 - m \cdot T) = \sigma'_1{}^* \quad (49)$$

kjer so:

$$m = \frac{C_0}{T_0} = \frac{1 + \sin\phi}{1 - \sin\phi} \quad (50)$$

C (C_0) ... dejanska (teoretična) enoosna tlačna trdnost materiala ($\sigma'_1 = C \approx C_0$, $\sigma'_3 = 0$),

T (T_0) ... dejanska (teoretična) enoosna natezna trdnost materiala ($\sigma'_1 = 0$, $\sigma'_3 = T$),

$\sigma'_1{}^*$... glavna tlačna napetost, ki pripada Mohrovem krogu, tangencialnem na MC ovojnico in na enoosno natezno trdnost.

Rankinov pogoj tečenja v nategu (natezna porušitev) velja, ko je izpolnjen pogoj $\sigma'_1 < \sigma'_1{}^*$. V prostoru glavnih napetosti predstavlja Tension cut-off dodatne tri Rankinove ravnine, ki so pravokotne na smeri glavnih napetosti. MC kriterij s pogojem Tension cut-off v prostoru glavnih napetosti je predstavljen na sl. 11 in je definiran s spodnjimi pogoji [17].

$$\begin{aligned} F_{t1} &= \sigma'_1 - \sigma'_t < 0 \\ F_{t2} &= \sigma'_2 - \sigma'_t < 0 \\ F_{t3} &= \sigma'_3 - \sigma'_t < 0 \end{aligned} \quad (51)$$

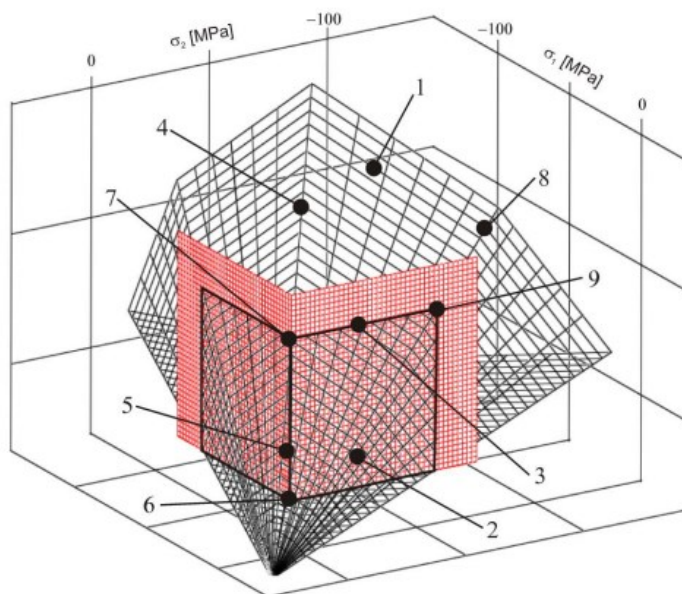
Vračanje napetosti

V primeru, da poskusno napetostno stanje krši pogoj plastičnega tečenja ($F > 0$) "vračamo" napetosti nazaj na ploskev tečenja. Vračanje napetosti se lahko izvrši na spodnje možne ploskve tečenja:

- MC 1 ploskev,
- Rankinova ploskev σ_1 ,
- MC 1 ploskev in Rankinova σ_1 ploskev,
- MC 1 & MC 2 ploskvi (triosna kompresija),

- Rankinovi ploskvi σ_1 in σ_2 (triosna kompresija),
- Rankinove ploskve σ_1 , σ_2 in σ_3 (vrnitev v vogal Rankinovih ploskev),
- MC 1 & MC 2 ploskvi in Rankinovi ploskvi σ_1 in σ_2 (triosna kompresija),
- MC 1 & MC 3 ploskvi (triosna ekstenzija),
- MC 1 & MC 3 ploskvi in Rankinovi ploskvi σ_1 in σ_2 (triosna ekstenzija).

Strategija vračanja napetosti (algoritem) je opisana v literaturi [5]. Na sl. 11 so v 3D prostoru glavnih napetosti prikazane ploskve tečenja v tlaku (MC porušni kriterij) in ploskve tečenja v nategu (Rankinov pogoj). Prikazani so scenariji plastične korekcije vrnitve poskusnega napetostnega stanja nazaj na ploskev tečenja.



Slika 11: Možni scenariji vračanja napetostnega stanja na ploskev tečenja [5].

4.2.2 Concrete materialni model

Materialni model Concrete je bil razvit za potrebe modeliranja brizganega betona v predorogradnji in drugih področjih uporabe betonov, pri katerih je časovni razvoj trdnostnih in deformabilnostnih materialnih karakteristik ključen. Z uporabo Concrete materialnega modela se v splošnem lahko izognemo dodatnim kontrolam napetosti oz. nosilnosti, saj z upoštevanjem materialne nelinearnosti dobimo realistično distribucijo napetosti. Model je implementiran v programu PLAXIS [17]. Konstitutivni zakon modela zmore vključiti spodnje lastnosti:

- Mohr-Coulomb pogoj porušitve v tlačni coni in Rankinov pogoj porušitve s Tension cut-off v natezni coni,
- časovni razvoj trdnosti, togosti in duktilnosti (največja plastična deformacija) materiala,
- deformacijsko utrjevanje materiala v tlaku,
- deformacijsko mehčanje materiala v tlaku in nategu,
- napetostno in togostno odvisno lezenje,
- napetostno neodvisno krčenje,
- napetostno odvisna duktilnost materiala.

V pregl. 10 so naštetni vsi vhodni parametri materialnega modela Concrete [5], [17]. Magistrska naloga obravnava analizo JG slopov v začasni gradbeni jami, zato zanemarimo vplive reologije (krčenje, lezenje betona). Izkop gradbene jame se izvrši, ko jet grouting masa doseže primerno trdnost. Iz tega razloga so v nadaljevanju izpuščeni vsi parametri, ki so potrebni za opis časovnega razvoja trdnosti, togosti, duktilnosti ... V preglednici 10 so predstavljene orientacijske vrednosti za JG kompozite.

Preglednica 10: Vhodni parametri za Concrete materialni model (v mag. d. so merodajni sivo označeni parametri).

Št.	Parameter	Opis	Priporočena vrednost za JG	Enota
1	E_{28}	Elastični modul pri določeni starosti betona t_{hydr}	Glej poglavje 3.3.6	MPa
2	ν	Poissonov količnik	0,2	-
3	$f_{c,28}$	Enoosna (vrhunska) tlačna trdnost pri starosti t_{hydr}	iz enoosnega tlačnega testa	MPa
4	$f_{t,28}$	Enoosna natezna trdnost pri starosti t_{hydr}	$0,1f_{c,28}$	MPa
5	ψ	Kot razmikanja	$0 < \phi_{max} - 30 < 10$	°
6	E_1/E_{28}	Razmerje med elastičnim modulom pri času t_1 in t_{hydr}		-
7	$f_{c,1}/f_{c,28}$	Razmerje med tlačno trdnostjo pri času t_1 in t_{hydr}		-
8	f_{con}	Normalizirana začetna tlačna trdnost	0,20	-
9	f_{cfn}	Normalizirana tlačna trdnost ob porušitvi	0,70	-

10	f_{cun}	Normalizirana rezidualna tlačna trdnost	0,01	-
11-13	ε_{cp}^p	Enoosna plastična deformacija ob dosegu tlačne trdnosti v času 1h, 8h in 24h	$-2,75 \cdot 10^{-3}$ (pri 24h)	-
14	G_c	Absorbirana (lomna) energija od dosežene vrhunske tlačne trdnosti do hipne porušitve	5,0	MN/m
15	f_{tun}	Razmerje med rezidualno in vrhunsko natezno trdnostjo	0,01	-
16	G_t	Absorbirana (lomna) energija od dosežene vrhunske natezne trdnosti do porušitve	0,05	MN/m
17	L_{eq}	Ekvivalentna dolžina končnega elementa	(v MKE določeno avtomatsko)	m
18	a	Prirastek plastične deformacije ε_{cp} zaradi prirastka hidrostatskih napetosti p'	16,0	-
19	ϕ_{max}	Največji strižni kot	37,0	°
20	ϕ^{cr}	Razmerje med deformacijo zaradi lezenja in elastično deformacijo		-
21	t_{50}^{cr}	Čas pri 50% deformaciji zaradi lezenja		dan
22	$\varepsilon_{\infty}^{shr}$	Končna deformacija zaradi krčenja		-
23	t_{50}^{shr}	Čas pri 50% deformaciji zaradi krčenja	28–100	dan
24	γ_{fc}	Varnostni faktor za tlačno trdnost	tehnični predpis	-
25	γ_{ft}	Varnostni faktor za natezno trdnost	tehnični predpis	-
26	t_{hydr}	Čas hidratacije (običajno 28 dni)	28	dan

Konstitutivni model je osnovan na teoriji elasto-plastičnosti z upoštevanjem deformacijskega mehčanja in utrjevanja. Osnovni princip elasto-plastičnosti pravi, da lahko deformacije ε razdelimo na elastični ε^e in na plastični ε^p del, ter če je merodajno, še na reološki del (lezenje ε^{cr} , krčenje ε^{shr}). Podobno velja tudi za prirastke deformacij $\dot{\varepsilon}$.

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon\}^e + \{\varepsilon\}^p + \{\varepsilon\}^{cr} + \{\varepsilon\}^{shr} \quad ; \quad \{\dot{\varepsilon}\} = \{\dot{\varepsilon}\}^e + \{\dot{\varepsilon}\}^p + \{\dot{\varepsilon}\}^{cr} + \{\dot{\varepsilon}\}^{shr} \quad (52)$$

V nadaljevanju velja pozitiven zapis nateznih napetosti. Napetost σ_1 predstavlja največjo (natezno) glavno napetost, σ_3 pa najmanjšo (tlačno) glavno napetost ($\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$).

Materialni model uporablja Mohr-Coulomb pogoj tečenja F_c za deviatorično obremenjevanje v tlaku ter Rankinov pogoj tečenja F_t v natezni coni. Pogoja tečenja sta formulirana kot funkciji enoosne napetosti na meji tečenja f_{cy} (tlačni trdnosti) in enoosni meji tečenja v nategu f_t (natezni trdnosti). Prednost ločenega pogoja tečenja je v njegovi enostavnosti, saj sta mehčanje v tlaku in nategu opisana enolično in sta medsebojno neodvisna. Izraz za oba pogoja tečenja:

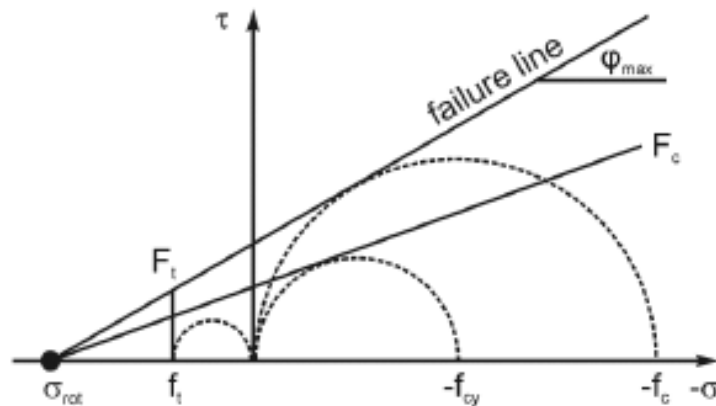
$$F_c = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} + \frac{\sigma_1 + \sigma_3 - 2\sigma_{rot}}{2} \cdot \frac{f_{cy}}{2\sigma_{rot} + f_{cy}} \quad (53)$$

$$F_t = \sigma_1 - f_t$$

kjer je:

σ_{rot} ... presečišče MC porušne ovojnice s hidrostatsko osjo (glej točko na abscisi na sl. 12):

$$\sigma_{rot} = \frac{f_c}{2} \cdot \left(\frac{1}{\sin \phi_{max}} - 1 \right) \quad (54)$$



Slika 12: Ploskve tečenja in porušna ovojnica.

Tlačna cona

Krivulja tlačna napetost – deformacija je razdeljena na 4 dele. Časovna odvisnost pripadajočih parametrov je pogojena z normalizirano tlačno napetostjo σ_3/f_c in normaliziranim parametru tlačnega utrjevanja/mehčanja $H_c = \varepsilon_3^p / \varepsilon_{cp}^p$, kjer je ε_3^p glavna tlačna plastična deformacija določena iz pogoja tečenja F_c .

Prvi del je opisan s kvadratično funkcijo in predstavlja deformacijsko utrjevanja materiala po dosegu njegove tlačne trdnosti f_c , drugi del pa predstavlja linearno deformacijsko mehčanje materiala do porušitve. Mehčanje je posledica porušitve kemijskih vezi med zrnji materiala. To kohezijsko mehčanje je v modelu simulirano z vzporedno premaknitvijo MC porušne ovojnice. Sivo obarvana ploskev na sl. 13 predstavlja absorbirano (lomno) energijo G_c . Lomno energijo zmore material prenesti od trenutka, ko je presežena njegova tlačna trdnost, do tlačne porušitve H_{cf} (preden se formirajo tlačne razpoke). Tretji del predstavlja linearno mehčanje po porušitvi materiala, za katero velja pogoj, da energija pri elastični razbremenitvi ni večja od absorbirane energije plastičnih deformacij v razpoki. Zapis pogoja v matematični obliki [5]:

$$\varepsilon_{cp}^p \cdot (H_{cu} - H_{cf}) = \frac{2f_c(f_{cfn} - f_{cun})}{E} \quad (55)$$

kjer so:

ε_{cp}^p ... enoosna tlačna deformacija ob poružitvi,

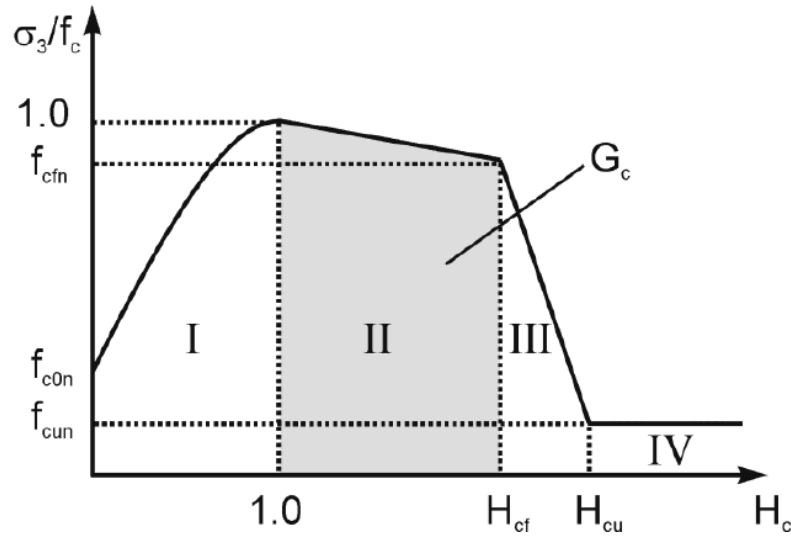
H_{cf} ... vrednost normaliziranega parametra tlačnih deformacij ob tlačni poružitvi,

H_{cu} ... vrednost normaliziranega parametra tlačnih deformacij ob padcu trdnosti na rezidualno vrednost,

E ... Youngov elastični modul.

S tem pogojem se v numerični analizi izognemo t.i. *snap-back* pojavu. Snap-back v napetostni poti na nivoju napetostne točke predstavlja zmanjšanje napetosti pri hkratnem zmanjšanju deformacije. V primeru, ko z MKE rešujemo probleme s pomiki kot neznankami, snap-back nima konvergentne rešitve.

Četrti del predstavlja konstantno rezidualno trdnost materiala.



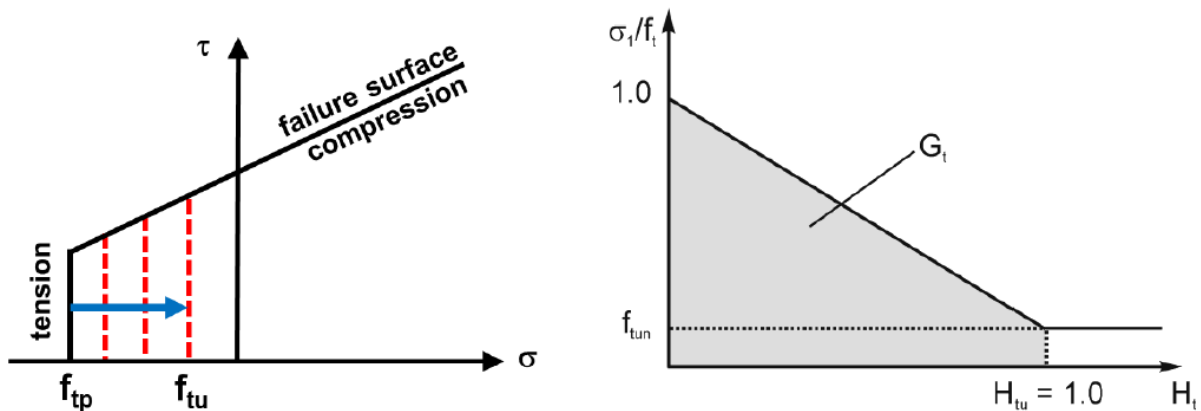
Slika 13: Normalizirana napetostna pot v tlaku [17].

Trenutna enoosna meja tečenja v tlaku f_{cy} , mobilizirana prek normaliziranega tlačnega parametra H_c , je definirana z enačbami:

$$\begin{cases} f_{cy,I} \\ f_{cy,II} \\ f_{cy,III} \\ f_{cy,IV} \end{cases} = \begin{cases} f_c \cdot (f_{c0n} + (1 - f_{c0n})(2H_c - H_c^2)) \\ f_c \cdot \left(1 + (f_{cfn} - 1) \left(\frac{H_c - 1}{H_{cf} - 1}\right)\right) \\ f_c \cdot \left(f_{cfn} + (f_{cun} - f_{cfn}) \left(\frac{H_c - H_{cf}}{H_{cu} - H_{cf}}\right)\right) \\ f_c \cdot f_{cun} \end{cases} \quad (56)$$

Natezna cona

Obnašanje materiala v natezni coni je linearno elastično do dosega natezne trdnosti f_t . Sledi faza linearnega deformacijskega mehčanja, ki je odvisna od normaliziranega parametra nateznega mehčanja $H_t = \varepsilon_1^p / \varepsilon_{tu}^p$. Z ε_1^p označimo glavno natezno plastično deformacijo, določeno iz pogoja tečenja F_t . Z ε_{tu}^p označimo vrhunsko enoosno plastično natezno deformacijo, ki je odvisna od absorbirane (lomne) energije G_t . Ta predstavlja ploščino pod krivuljo napetost – deformacija, od dosežene vrhunske trdnosti do padca na rezidualno trdnost (sl. 14 - desno). Mehčanje v nategu je v modelu simulirano z vzporednim premikom Rankinove porušne ploskve (sl. 14 - levo). Po natezni porušitvi sledi faza konstantne rezidualne natezne trdnosti.



Slika 14: Materialno mehčanje v natezni coni [17].

Trenutna enoosna natezna trdnost f_{ty} , mobilizirana prek normaliziranega nateznega parametra H_t , je definirana z enačbo:

$$\left\{ f_{ty,I} \right\} = \left\{ \begin{array}{l} f_t \cdot (1 + (f_{tun} - 1) \cdot H_t) \\ f_t \cdot f_{tun} \end{array} \right. \quad (57)$$

Kalibracija parametrov

Časovno odvisne trdnostne in togostne vhodne parametre ($f_{c,28}, E_{28}, \varepsilon_{cp}^p$) določimo s standardnim enoosnim tlačnim preizkusom na betonih različnih starosti. Podobno določimo tudi parametre, ki opišejo obliko krivulje napetost – deformacija v tlaku ($f_{cf,n}, f_{cun}$ in $G_{c,28}$) in sicer na strjenem betonu. Za določitev prirastka plastičnih deformacij a , je potrebna izvedba triosne preiskave na strjenem betonu [17].

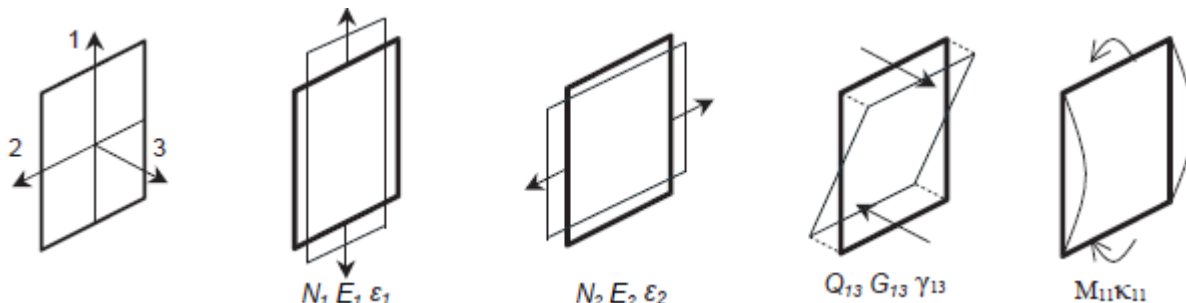
Obstaja obsežna zbirka priporočil in korelacij, ki izhajajo iz opravljenega eksperimentalnega dela številnih avtorjev [5]. V pregl. 10 so zbrane priporočene vrednosti (razponi) parametrov za JG kompozit. Umerjanje vhodnih parametrov z eksperimentalnimi rezultati se lahko izvede tudi s povratno analizo numeričnega modela v izbranem programskem okolju.

4.3 Končni elementi za plošče (Plates)

Elemente plošč se uporablja pri modeliranju tankih sten, plošč in lupin. PLAXIS 2D [17] pri matematični formulaciji elementov plošč (*Plates*) uporablja Mindlin – Uflyand teorijo plošč. Ta strižna teorija 1. reda

upoštevata vpliv strižnih deformacij na pomike. Normala, ki je sprva pravokotna na srednjo ploskev, ostane po deformaciji ravna, a ne več nujno pravokotna nanjo [19]. Matematično rečeno, zasuk normale na srednjo ploskev φ_1 okoli lokalne osi 2, ni definiran s prvim odvodom pomika w v smeri lokalne osi 3:

$$\varphi_1 \neq \frac{dw}{dx_1} \quad \text{oz.} \quad \varepsilon_{13} \neq 0$$



Slika 15: Pozitivne smeri osi lokalnega koordinatnega sistema plošče v programu PLAXIS [17].

Preglednica 11: Parametri plošče iz izotropno elastičnega materiala.

Št.	Parameter	Opis
1	EA_1 [kN/m']	osna togost
2	EA_2 [kN/m']*	izvenravninska togost
3	EI [kNm ² /m']	upogibna togost
4	ν	Poissonov količnik
5	w [kN/m/m']	specifična teža

* v primeru anizotropne plošče ($\nu = 0$)

Konstitutivne enačbe enakomerno debele homogene izotropsko elastične plošče za ravninsko napetostno stanje se v PLAXIS 2D zaradi okolja ravninskega deformacijskega stanja ($\varepsilon_{12} = \varepsilon_{32} = \varepsilon_{22} = 0$) dodatno poenostavijo. Konstitutivne enačbe v matričnem zapisu:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{13} \end{bmatrix} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ \nu & 0 \\ 0 & k \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ 2\varepsilon_{13} \end{bmatrix} \quad (58)$$

Notranje statične količine so določene iz deformacij plošče:

$$\begin{aligned}
 N \equiv N_1 &= \frac{EA_1}{1 - \nu^2} \varepsilon_{11} \\
 Q \equiv Q_{13} &= k \frac{EA_1}{1 + \nu} \varepsilon_{13}^* = 2kGA_1 \varepsilon_{13}^* \\
 M \equiv M_1 &= \frac{EI}{1 - \nu^2} \kappa_{11} = D\kappa_{11}
 \end{aligned} \tag{59}$$

Za anizotropno ploščo ($\nu = 0$) velja:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{13} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} EA_1/d_{eq} & 0 & 0 \\ 0 & EA_2/d_{eq} & 0 \\ 0 & 0 & k \frac{E}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ 2\varepsilon_{13} \end{bmatrix} \tag{60}$$

$$\begin{aligned}
 N \equiv N_1 &= EA_1 \varepsilon_{11} \\
 Q \equiv Q_{13} &= kEA_1 \varepsilon_{13}^* \\
 M \equiv M_1 &= EI \kappa_{11}
 \end{aligned} \tag{61}$$

kjer so:

ε_{13}^* ... strižna deformacija z vključenimi dodatnimi členi za realnejši opis obnašanja plošče v strigu,

d_{eq} ... debelina nadomestne plošče. PLAXIS plošče poljubnih prečnih prerezov (EA, EI) pretvori na nadomesten pravokotni prerez z debelino $d_{eq} = \left(\frac{12EI}{EA} \right)^{0.5}$,

k ... strižni korekcijski faktor. Prečne strižne napetosti (vzdolž debeline plošče) niso konstantne po prerezu, ampak so parabolične. Faktor k lahko določimo kot obratno vrednost strižnega oblikovnega koeficienta prečnega prereza (iz strižnega prereza) [19]. Iz pravokotnega prečnega prereza sledi privzeta vrednost strižnega faktorja $k = 5/6$,

D ... upogibna togost plošče: $D = Ed_{eq}^3 / (12(1 - \nu^2))$,

κ ... matematična ukrivljenost prereza plošče, izračunana iz prvega odvoda zasuka φ_1 : $\kappa_{11} = \frac{\partial \varphi_1}{\partial x_1}$,

G ... strižni modul materiala: $G = E/2(1 + \nu)$.

Moment po klasični teoriji nosilcev dobimo iz ukrivljenosti nosilca po izrazu:

$$M = \kappa \cdot EI \tag{62}$$

Ker so KE za plošče ploskovni elementi z izrazito dimenzijo tudi v izvenravninski smeri, program PLAXIS prilagodi vhodno vrednost upogibne togosti EI . S tem se upošteva pretvorba iz 1D linijskega elementa v 2D ploščo:

$$EI = EI/(1 - \nu^2) \quad (63)$$

kjer sta:

EI ... upogibna togost JG stene (na tekoči meter),

ν ... Poissonov količnik JG kompozita.

4.4 Kontaktni končni elementi (Interfaces)

V PLAXIS 2D [17] je numerična interakcija na kontaktu med konstrukcijo in okoliško zemljino formulirana s posebnimi kontaktni končnimi elementi, imenovanimi *Interfaces*. Ti so brez fizične debeline, avtomatsko privzet parameter virtualne debeline vpliva le na velikost elastičnih deformacij. Osnovani so na elasto-idealno plastičnem konstitutivnem zakonu. Uporabljen je Mohr-Coulomb-ov kriterij porušitve. Kriterij plastičnosti je odvisen od velikosti strižne napetosti $|\tau|$. Če velja:

$$|\tau| < -\sigma_n \cdot \tan\varphi_{inter} + c'_{inter} \quad (64)$$

, je interface v elastičnem stanju. Relativno na stično ploskev so možni majhni elastični pomiki v paralelni (zdrs) in v prečni smeri (širjenje in ožanje vrzeli). Če velja:

$$|\tau| = -\sigma_n \cdot \tan\varphi_{inter} + c'_{inter} \quad (65)$$

, je dosežena strižna trdnost interface elementa s čimer se ustvarijo pogoji za razvoj nepovratnih (plastičnih) relativnih pomikov.

Pri tem so:

$\varphi_{inter}, \varphi_{soil}$... strižni kot kontakta oziroma okoliške zemljine:

$$\tan\varphi_{inter} = R_{inter} \cdot \tan\varphi_{soil} \leq \tan\varphi_{soil} ,$$

c'_{inter}, c'_{soil} ... adhezija kontakta oziroma kohezija okoliške zemljine:

$$c'_{inter} = R_{inter} \cdot c'_{soil} \leq c'_{soil} ,$$

σ_n ... efektivna normalna napetost,

$\psi_{inter}, \psi_{soil}$... kot razmikjanja kontakta oziroma zemljine:

$$\psi_{inter} = \begin{cases} 0^\circ, R_{inter} < 1,0 \\ \psi_{inter} = \psi_{soil}, R_{inter} = 1,0 \end{cases} ,$$

R_{inter} ... redukcijski faktor trdnosti in togosti.

Pri določitvi lastnosti kontakta se lahko navezujemo na zbirko parametrov okoliške zemljine z opcijo *From adjacent soil*, ali pa na poljubno zbirko parametrov z opcije *Custom*.

Pri določitvi redukcijskega faktorja R_{inter} lahko v programu izbiramo med dvema opcijama. Z izbiro opcije *Rigid*, privzamemo tog stik, kjer velja, da je trdnost kontakta enaka trdnosti okoliške zemljine ($R_{inter} = 1,0$). V naravi je kontakt med konstrukcijo in zemljino šibkejši in bolj deformabilen od okoliške zemljine, zaradi česar praviloma velja $R_{inter} < 1,0$. S hrapavostjo kontaktne površine faktor narašča, pri popolnoma gladkih je enak 0. Z opcijo *Manual* sami določimo faktor redukcije.

Stik jet groutinga z okoliško zemljino je zaradi tehnologije izvedbe (injektiranje pod pritiskom, erodiranje temeljnih tal in načeloma dobrega mešanja komponent) bolj ali manj tog. Kljub vsemu lahko zaradi različne togosti JG in okoliške zemljine pride do medsebojnega zdrsa. Z izbiro faktorja $R_{inter} = 0,99$ omogočimo zdrs pri polni strižni nosilnosti. S kontaktnimi elementi modeliramo podajen stik z omejeno nosilnostjo med JG konstrukcijo in zaledno zemljino. Zaledni zemljini dovolimo, da zrsne ob konstrukciji pri strižni napetosti, ki je manjša od njene strižne trdnosti.

5 PROJEKTIRANJE JET GROUTING KONSTRUKCIJ

Evrokod standardi ne pokrivajo projektiranja nosilnih jet grouting konstrukcij. Dimenzioniranje prerezov poteka v skladu s standardom SIST EN 1992 [8] za betonske konstrukcije ali po DIN4093:2015-11 [20] za JG slope.

5.1 DIN 4093:2015-11

DIN 4093:2015-11: Izboljšanje tal z injektiranjem veziv – Uporaba metod jet grouting, globokega mešanja in injektiranja [20] je nemški standard, ki obravnava projektiranje nosilnih nearmiranih konstrukcij iz izboljšanih tal, zgrajenih z injektiranjem pod pritiski (JG). Vsebuje še priporočila glede njihovega načrtovanja in preizkušanja.

Karakteristične napetosti oziroma notranje sile v JG slopu se lahko določijo ob predpostavki linearno-elastičnega materiala. Pri tem je potrebno upoštevati spodnje navedbe in omejitve trdnosti JG kompozita podane na sl. 16:

- pri računu vzdolžnih normalnih napetosti je potrebno zanemariti natezno trdnost betona;
- zaradi ekscentrične obtežbe lahko pride do razpokanja prereza;
- površina razpokanega dela prečnega prereza se ne upošteva pri računu strižnih napetosti.

Projektne napetosti in notranje statične količine se določi v skladu s standardom SIST EN 1997-1 [9].

Karakteristično tlačno trdnost JG kompozita $f_{m,k}$ se določi na cilindričnih preizkušancih, katerih razmerje med višino in premerom znaša $h/d = 2,0$. Kontrola ustreznosti JG zemljine se določi z iz vrednotenjem srednje tlačne trdnosti $f_{m,mean}$ in minimalne tlačne trdnosti $f_{m,min}$, na vsaj 4 preizkušancih:

$$f_{m,k} \leq \begin{cases} f_{m,min} \\ \alpha \cdot f_{m,mean} \\ 10 \text{ MPa} \end{cases} \quad (66)$$

$\alpha = 0,6$ za $f_{m,mean} \leq 4,0 \text{ MPa}$,

$\alpha = 0,75$ za $f_{m,mean} \geq 12,0 \text{ MPa}$.

Za vmesne vrednosti je dovoljena interpolacija.

Alternativno se lahko karakteristična tlačna trdnost določi na statistični osnovi rezultatov vsaj 10 preizkušancev:

$$f_{m,k} \leq \begin{cases} e^{(\mu - k \cdot \sigma)} \\ 10 \text{ MPa} \end{cases} \quad (67)$$

kjer so:

μ ... srednja vrednost naravnega logaritma slučajne spremenljivke tlačne trdnosti,

σ ... standardni odklon naravnega logaritma slučajne spremenljivke tlačne trdnosti,

$k = 1,28 \dots 90$. centil slučajne spremenljivke tlačne trdnosti.

Projektna tlačna trdnost $f_{m,d}$ se določi iz karakteristične tlačne trdnosti $f_{m,k}$ po izrazu:

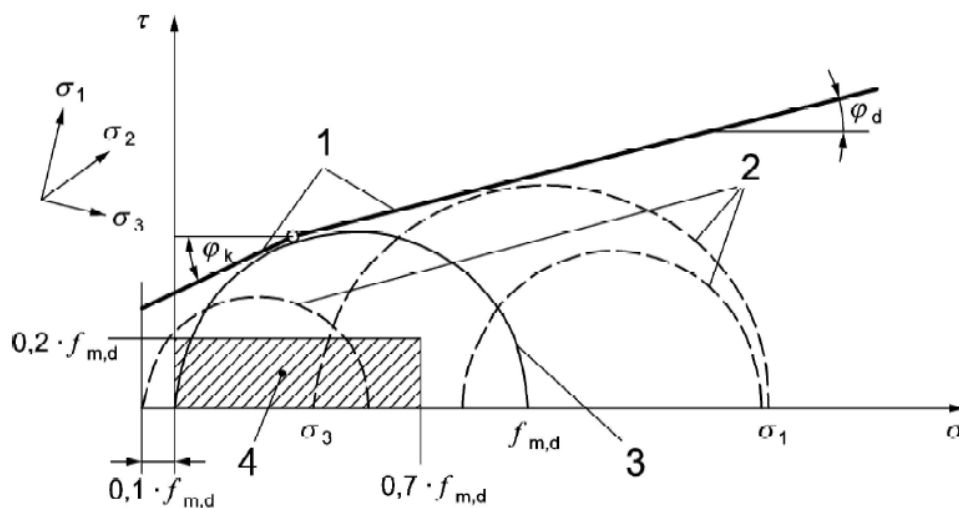
$$f_{m,d} = 0,85 f_{m,k} / \gamma_m \quad (68)$$

kjer sta:

0,85 ... faktor dolgotrajnih vplivov na tlačno trdnost JG kompozita. Ne upoštevamo faktorja $\alpha_{cc,pl}$ za nearmiran beton iz EN 1992, saj injektirana zemljina izkazuje veliko duktilnost,

γ_m ... delni varnostni faktor za tlačno trdnost JG betona (1,5 za stalna in začasna mejna stanja ter 1,3 za nezgodna projektna stanja).

Splošna kontrola napetosti se opravi s pomočjo Mohrovega diagrama v prostoru glavnih napetosti, ki je predstavljeno na sl. 16. Kontrolo dopustnih tlačnih in strižnih napetosti se lahko izvede istočasno ali ločeno.



Slika 16: Dopustna napetostna stanja na prikazu Mohrovega diagrama [20].

Legenda:

1 – Porušna ovojnica;

2 – Dopustna napetostna stanja v prostoru projektnih glavnih napetosti σ_1, σ_3 (Mohrovi krogi pod porušno ovojnico);

3 – Napetostno stanje pri enoosnem tlačnem testu ($\sigma_1 = f_{m,d}, \sigma_3 = 0$);

4 – šrafirano pravokotno območje predstavlja razpon dovoljenih projektnih napetostnih stanj za ločeno kontrolo normalnih in strižnih napetosti. Veljajo omejitve:

$$\begin{aligned}
 &\text{glavna tlačna napetost: } \sigma_{1,d} \leq 0,7f_{m,d}; \\
 &\text{strižna napetost: } \tau_d \leq 0,2f_{m,d}; \\
 &\text{glavna natezna napetost: } \sigma_{3,d} \leq 0,1f_{m,d}.
 \end{aligned}
 \tag{69}$$

pri tem sta:

ϕ_d ... projektni strižni kot JG kompozita. Privzame se, da je karakteristični strižni kot enak strižnemu kotu zemljine: $\tan\phi_d = \tan\phi_k/\gamma_\phi$,

γ_ϕ ... delni varnostni faktor za strižni kot, odvisen od izbranega projektnega pristopa. (SIST EN 1997-1:2005 Aneks A [9]).

Standard podaja dodatne napotke v primeru podpornih konstrukcij iz nearmiranih JG slopov. Ti morajo v primeru, da je prečni prerez slopa manjši od $A < 1,7 \text{ m}^2$ izpolnjevati dodatne pogoje:

- pri JG slopih s prečnim prerezom $A < 0,3 \text{ m}^2$ je prepovedana ekscentrična obtežba, konstrukcija mora biti projektirana na način, da slop prenaša le centrično vertikalno obtežo. Vodoravna obtežba zaradi delovanja temeljnih tal iz EN 1997-1:2009, 7.3.2.4 ni dovoljena,
- pri JG slopih s prečnim prerezom $0,3 < A < 1,7 \text{ m}^2$ so ekscentrične obtežbe dovoljene, a mora ostati prečni prerez v celoti v tlaku in
- projektirana dimenzija slopa mora biti večja od 40 cm. Samostoječi (nepodprti) slopi morajo imeti premer najmanj 60 cm.

V primeru da je lice JG slopa odkopano, znaša v odsotnosti natančnejše kontrole stabilnosti zgornja meja vitkosti slopa $\lambda \leq 15$,

kjer so:

$$\lambda = l_u/i,$$

l_u ... uklonska dolžina elementa,

$$i \text{ ... vztrajnostni polmer: } i = \sqrt{I/A},$$

I, A ... vztrajnostni moment in površina prečnega prereza slopa.

5.2 Nosilnost prereza JG slopa

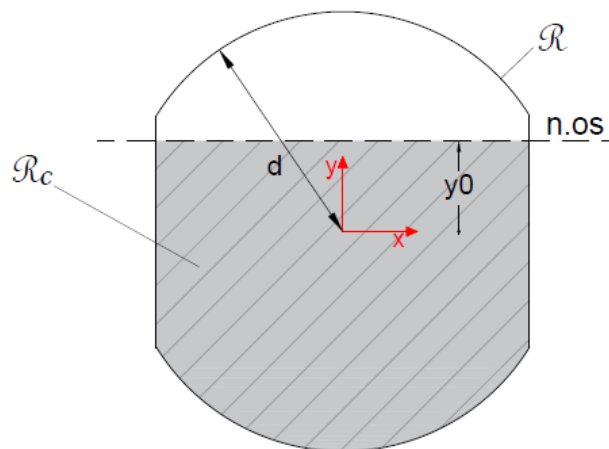
V nadaljevanju je podrobneje predstavljeno obnašanje osno-upogibno obremenjenega prečnega prereza JG slopa z zanemarljivo majhno natezno trdnostjo, ki temelji na delu avtorjev [3]. Upogibno obremenitev lahko pretvorimo v ekscentrično tlačno osno silo N . Ta deluje na ekscentrični razdalji $e[m] = M/N$ od težišča prereza. O mali ekscentričnosti govorimo, ko je ekscentričnost znotraj jedra prereza. Tedaj se nevtralna os nahaja izven prečnega prereza, ki je v celoti v tlaku. Ko se ekscentričnost poveča in dotakne oboda jedra prereza, je nevtralna os tangentna na obod prereza. Z nadaljnjim povečanjem ekscentričnosti nevtralna os seka prečni prerez. Tedaj govorimo o veliki ekscentričnosti. Ker predpostavimo, da material nima natezne trdnosti, v tem trenutku prerez (računsko) razpoka. Efektivna (nerazpokana) površina in vztrajnostni moment prereza se začneta z večanjem ekscentričnosti zmanjševati.

V primeru nearmiranih razpokanih prečnih prerezov JG slopov s privzeto Bernoullijevo hipotezo ravnih prerezov, je velikost ekscentrične tlačne sile direktno sorazmerna tlačni napetosti najbolj obremenjenega robnega vlakna [3]. Deformacijska ravnina prereza je izražena glede na robno deformacijo in lego nevtralne osi. Tako lahko za poljuben prerez in projektno tlačno trdnost materiala $f_{m,d}$ določimo osno-upogibno nosilnost prereza v odvisnosti od ekscentričnosti osne sile.

Z izvednotenjem osno – upogibne nosilnosti prereza pri celotnem razponu ekscentričnosti, lahko konstruiramo interakcijski diagram nosilnosti prereza za preverbo mejnega stanja nosilnosti.

Izpeljava izrazov

Pravokotni koordinatni sistem ima izhodišče v težišču nerazpokanega prečnega prereza slopa. Najprej definiramo območje (bruto) prečnega prereza slopa $\mathcal{R} \subseteq \mathbb{R}^2$. Nerazpokani del (tlačna cona) prereza $\mathcal{R}_c \subseteq \mathcal{R}$ je odvisen od lege nevtralne osi y_0 [m]. Predpostavimo, da nevtralna os leži v prerezu (deformacijske ravnine velike ekscentričnosti), oziroma izven njega (def. ravnine male ekscentričnosti v tlaku). Velja $y_0 \in [-d, \ll d)$. Pri $y_0 = d$ govorimo o nerazpokanemu prerezu, s približevanjem $y_0 = -d$ pa se matematično bližamo popolnoma razpokanemu prerezu. Z d [m] označimo polmer krožnega prečnega prereza JG slopa.



Slika 17: Shematski prikaz razpokanega prereza z obravnavanimi simboli.

5.2.1 Nearmiran prerez

Natezno trdnost materiala zanemarimo, natezne napetosti f_t pa so enake 0. V tem primeru obremenitev določa lego nevtralne osi prereza, kar neposredno določa globino razpokanosti. V vsakem prerezu vzdolž JG slopa so znani upogibni moment M_{yd} [kNm], tlačna osna sila N_d [kN] in prečna sila V_d [kN]. Najprej iz obremenitev izračunamo ekscentričnost e [m]:

$$e = M/N \quad (70)$$

Jedro prereza e_{jedro} izračunamo po en. (45). V primeru, da je ekscentričnost v jedru prereza ($e \leq e_{jedro}$), upoštevamo celoten nerazpokan prerez. Če ekscentričnost pade izven jedra prereza ($e > e_{jedro}$), moramo računati po principu razpokanega prereza, ki je predstavljen v nadaljevanju.

Funkcijski predpis ekscentričnosti obremenitve e , v odvisni od lege nevtralne osi je izpeljan iz njegove definicije. Velja količnik med normiranim statičnim momentom tlačnih napetosti na težišče nerazpokanega prečnega prereza in normirano tlačno osno silo (rezultanto tlačnih napetosti):

$$e(y_0) = \frac{M_{yd}}{N_d} = \frac{\iint_{\mathcal{R}_c} y(y + y_0)/(d + y_0) dx dy}{\iint_{\mathcal{R}_c} (y + y_0)/(d + y_0) dx dy} \quad (71)$$

kjer je:

$$(x, y) \in \mathcal{R}_c \subseteq \mathbb{R}^2.$$

V nadaljevanju je odpornost prereza definirana na osnovi lege nevtralne osi, ki je neznanka. Funkcija lege nevtralne osi pri znani ekscentričnosti $y_0(e)$ je definirana z inverzom zgornje funkcije ekscentričnosti. Neznana vrednost y_0 je ničla funkcije h :

$$y_0 \in \mathbb{R}, h(y_0) = e(y_0) - e = 0 \quad (72)$$

kjer je:

e ... znana ekscentričnost.

Funkcijski predpis normirane tlačne osne odpornosti prereza $\bar{N}_{Rd}$ [m²], v odvisnosti od lege nevtralne osi:

$$\bar{N}_{Rd}(y_0) = \iint_{\mathcal{R}_c} (y + y_0)/(d + y_0) dx dy \quad (73)$$

Računski napetosti v robnem tlačnem f_c [kPa] in nateznem vlaknu f_t [kPa] znašajo:

$$\begin{aligned} f_c &= N_d / \bar{N}_{Rd}(y_0) \\ f_t &= 0 \end{aligned} \quad (74)$$

Mejna tlačna osna odpornost prereza N_{Rd} [kN] je določena iz tlačne trdnosti materiala in normirane tlačne osne odpornosti prereza:

$$N_{Rd}(y_0) = f_{m,d} \cdot \bar{N}_{Rd}(y_0) \quad (75)$$

kjer je:

$f_{m,d}$ [kPa] ... projektna tlačna trdnost JG kompozita, določena skladno z DIN 4093.

Mejna upogibna odpornost prereza $M_{y,Rd}$ [kNm] je povezana s tlačno odpornostjo prek ekscentričnosti:

$$M_{y,Rd}(y_0) = e \cdot N_{Rd}(y_0) \quad (76)$$

Mejna strižna odpornost prereza V_{Rd} [kN] je odvisna od površine nerazpokanega prereza:

$$V_{Rd}(y_0) = 0,2 \cdot f_{cd} \cdot A_c(y_0) \quad (77)$$

kjer je:

A_c [m²] ... površina nerazpokanega prečnega prereza, definirana s ploskvijo $\mathcal{R}_c \subseteq \mathbb{R}^2$ (sl. 17).

Vztrajnostni moment I_{yc} [m⁴] razpokanega prereza določimo po spodnjem izrazu:

$$I_{yc}(y_0) = \iint_{\mathcal{R}_c} y^2 dx dy \quad (78)$$

V primeru nerazpokanega prereza ($e \leq e_{jedro}$), je lega nevtralne osi znana, zato se enačbe za izračun napetosti [kPa] v robnih vlaknih poenostavijo. Velja:

$$\begin{aligned} f_c &= -\frac{N_d}{A} - \frac{M_{yd}}{W_y} \\ f_t &= -\frac{N_d}{A} + \frac{M_{yd}}{W_y} \end{aligned} \quad (79)$$

kjer so:

W_y [m³] ... odpornostni moment nerazpokanega prereza $W_y = \frac{I_y}{d}$,

$A [m^2], I_y [m^4]$... površina in vztrajnostni moment bruto prečnega prereza, definiranega s ploskvijo $\mathcal{R} \subseteq \mathbb{R}^2$ (sl. 17):

Interakcijski diagram tlačno-upogibne in strižne odpornosti prereza dobimo tako, da zgornje funkcije $N_{Rd}(y_0), M_{Rd}(y_0)$ in $V_{Rd}(y_0)$ izvednotimo za celotno definicijsko območje ekscentričnosti $e \in [0, d]$.

5.2.2 Armiran prerez

Izračun osno-upogibne mejne odpornosti armiranih prerezov JG slopa temelji na principu dimenzioniranja AB prerezov. Ker poznamo le deformacijo ε_{c2} , ki jo določimo s standarnim enoosnim tlačnim testom, uvedemo poenostavitve. V diagramu deformacij privzamemo, da robna tlačna točka prereza predstavlja vrtilišče vseh deformacijskih ravnin male ekscentričnosti v tlaku. Predpostavimo torej, da sta mejna deformacija betona (ε_{c2}) in deformacija pri največji doseženi napetosti betona (ε_{cu2}) enaki. Mejna tlačna deformacija $\varepsilon_{c2} [\%]$ in natezna deformacija $\varepsilon_{t2} [\%]$ sta izraženi z en. (80). Z $E_{JG} [kPa]$ označimo elastični modul JG kompozita.

$$\varepsilon_{c2} = \frac{f_{m,d}}{E_{JG}} \quad ; \quad \varepsilon_{t2} = \frac{0,1f_{m,d}}{E_{JG}} \quad (80)$$

Definiranje deformacijske ravnine:

$$\varepsilon_c [y, y_0] = \varepsilon_{c2} \left(\frac{y_0 - y}{y_0 + d} \right) \quad (81)$$

Definiranje napetostne ravnine brez upoštevanja natezne trdnosti materiala:

$$\sigma_c [y, y_0] = \begin{cases} \varepsilon_c [y, y_0] \geq 0 ; & \varepsilon_c [y, y_0] \cdot E \\ & ; 0 \end{cases} \quad (82)$$

Definiranje napetostne ravnine z upoštevanjem natezne trdnosti materiala:

$$\sigma_{c,t} [y, y_0] = \begin{cases} \varepsilon_c [y, y_0] \leq -\varepsilon_{t2} ; & 0 \\ & ; \varepsilon_c [y, y_0] \cdot E \end{cases} \quad (83)$$

En. (84) definira silo v armaturi $F_s [MN]$. Ker je armatura nameščena v težišče prereza, se izrazi poenostavijo (velja $y = 0$). Upošteva se nosilnost armature v nategu in tlaku.

$$F_s [y_0] = \begin{cases} |\varepsilon_c [0, y_0]| \geq \varepsilon_{sy} ; & A_s f_{sd} \varepsilon_c [0, y_0] \\ & ; \varepsilon_c [0, y_0] A_s E_s \end{cases} \quad (84)$$

kjer so:

$A_s [m^2]$... prečni prerez armature

f_{sd} [MPa] ... projektna natezna trdnost armature

E_s [MPa] ... elastični modul armature ($E_s = 210$ GPa)

ε_{sy} [%] ... deformacija na meji tečenja armature: $\varepsilon_{sy} = \frac{f_{sd}}{E_s}$

Tlačno osno odpornost N_{Rd} in upogibno odpornost prereza $M_{y,Rd}$ dobimo z integracijo tlačnih napetosti po celotnem prerezu, definiranim s ploskvijo $\mathcal{R} \subseteq \mathbb{R}^2$. Pri tem se k tlačni osni odpornosti prereza vključi še prispevek armature. V izrazih ni upoštevana natezna trdnost materiala. Armatura k upogibni nosilnosti prispeva zanemarljivo malo, poleg tega integriramo v težišču prereza (sila v armaturi nima ročice). Preznak "-" je zaradi uskladitve z zapisom nosilnosti za nearmiran prerez.

$$N_{Rd}(y_0) = \iint_{\mathcal{R}} \sigma_c[y, y_0] dx dy + F_s[y_0] \quad (85)$$

$$M_{y,Rd}(y_0) = \iint_{\mathcal{R}} -y \cdot \sigma_c[y, y_0] dx dy$$

Podobni izrazi veljajo tudi za odpornost prereza z upoštevanjem natezne trdnosti materiala:

$$N_{t,Rd}(y_0) = \iint_{\mathcal{R}} \sigma_{c,t}[y, y_0] dx dy + F_s[y_0] \quad (86)$$

$$M_{y,t,Rd}(y_0) = \iint_{\mathcal{R}} -y \cdot \sigma_{c,t}[y, y_0] dx dy$$

Interakcijski diagram odpornosti prereza konstruiramo tako, da en. (86) iz vrednotimo pri vseh možnih pozicijah nevtralne osi $y_0 \in (-d, \gg d]$.

Mejna projektna strižna odpornost betonskega prereza $V_{Rd,c}$ [kN] brez strižne armature je v EC2 [8] določena z izrazom:

$$V_{Rd,c} = \max \left\{ \begin{aligned} & [C_{Rd,c} \cdot k \cdot \sqrt[3]{100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck} [MPa]} + k_1 \cdot \sigma_{cp}] \cdot b_w \cdot d \\ & (v_{min} + k_1 \cdot \sigma_{cp}) \cdot b_w \cdot d \end{aligned} \right. \quad (87)$$

kjer so:

$$C_{Rd,c} = \frac{0,18}{\gamma_c} = \frac{0,18}{1,5} = 0,12 \dots \text{reducirana natezna trdnost betona,}$$

$$k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d [mm]}} \leq 2,0 \dots \text{koeficient višine prereza,}$$

$$\rho_l = \frac{A_{sl}}{b_w \cdot d} \leq 0,02 \dots \text{delež ustrezno zasidrane vzdolžne armature,}$$

A_{sl} [mm²] ... prečni prerez vzdolžne natezne armature zaradi upogiba,

$k_1 = 0,15$... priporočena vrednost,

σ_{cp} [MPa] = $\frac{N_{Ed}}{A_c} < 0,2 \cdot f_{cd}$ [MPa] ... prispevek osne sile k strižni nosilnosti betona,

b_w [mm] ... min. širina nateznega dela prereza. Privzeta je medosna razdalja med slopi ($b_w = a$),

d [mm] ... statična višina nerazpokanega prereza ($d = h/2$). Za h glej en. (43),

A_c ... prečni prerez betonskega elementa,

$\nu_{min} = 0,035 \cdot \sqrt{k^3} \cdot \sqrt{f_{ck}}$ [MPa] ... vpliv koeficienta trdnostnega razreda betona.

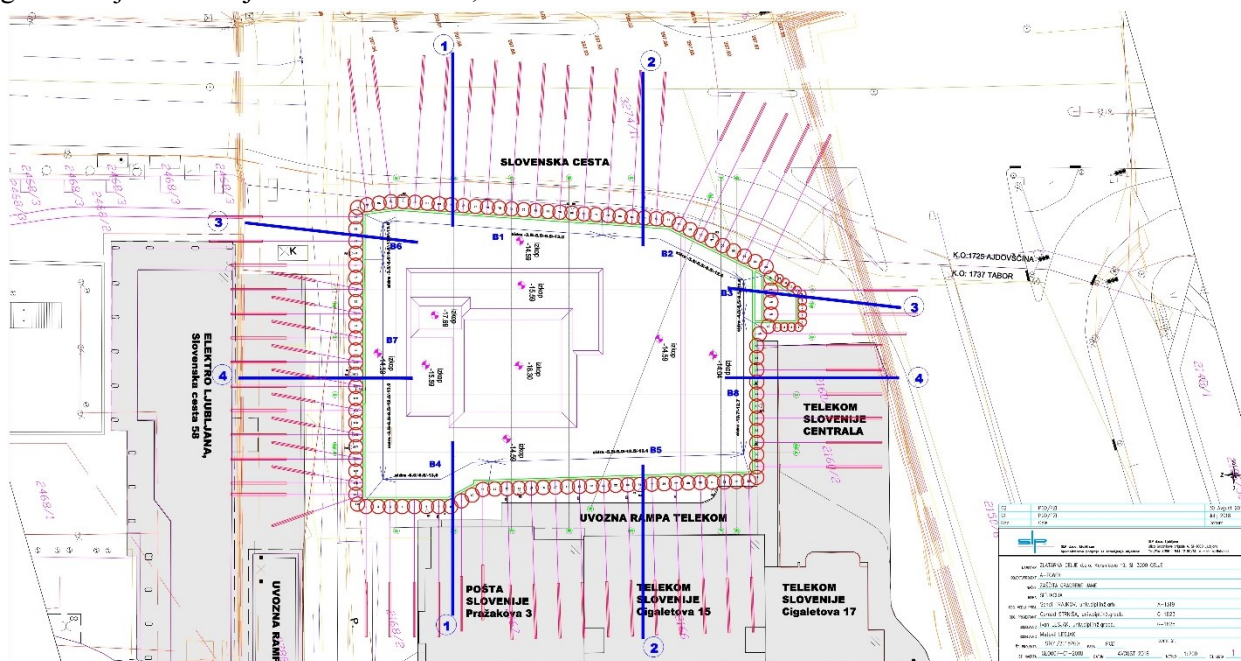
6 RAČUNSKI PRIMER: GRADBENA JAMA ZA OBJEKT A TOWER V LJUBLJANI

6.1 Tehnično poročilo

Za poslovni objekt A-TOWER se je za investitorja Zlatarna Celje d.o.o. izvedel projekt zaščite gradbene jame. Projektant je bilo podjetje SLP d.o.o., ki je projektno dokumentacijo za izvedbo (PZI) izdelalo v avgustu 2018. Za izdelavo raziskovalnega dela magistrske naloge sem razpolagal s tehničnim poročilom in zasnovo varovanja gradbene jame [21]. Grafični del načrta varovanja je predstavljen v prilogah. Zaščito gradbene jame je izvedlo podjetje Keller Grundbau GmbH.

6.1.1 Splošno

Namen projekta je bila izgradnja novega poslovnega objekta (hotela) »A Tower«, ki leži med Slovensko cesto na zahodu, Pražakovo cesto na jugu, centralo Telekom na severu in Stolpnico Telekoma ter Pošto Slovenije na vzhodu. Bližina obstoječe stolpnice Telekom je prikazana na gradbeni situaciji na sl. 18. Objekt ima 22 nadstropij (višine 81,0 m) in tehnično etažo ter štiri kleti. Dno talne plošče je na globini od -14,04 do -18,3 m pod koto ureditve 0,00 = 298,2 m.n.v., ki približno sovпада s koto terena. Okvirne dimenzije gradbene jame znašajo L/B/H=55/40/18,5 m.



Slika 18: Gradbena situacija varovanja gradbene jame objekta A-TOWER v Ljubljani [21].

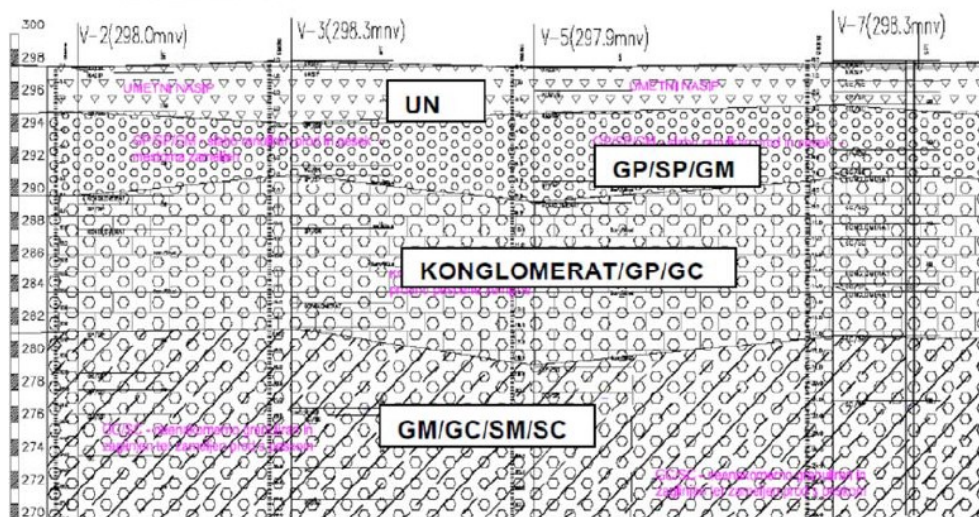
Varovanje gradbene jame je bilo izvedeno z jet grouting slopi (JG) velikega premera. Projektiran premer je znašal 2,0 m, medosni razmak med slopi pa 1,7 m. Os JG slopov poteka 1,0 m od obodne stene kleti sosednjega objekta. Vsak drugi JG slop se sidra z geotehničnimi 4 vrvmi sidri, ki se prenapnejo na silo $P_0 = 600$ kN. Geotehnična sidra segajo pod obodne objekte in pod Slovensko ter Pražakovo ulico. V konglomeratu se je v fazi izkopa, pred sidranjem, izvedla cca 30 cm debela armirano betonska stena iz torkret betona C20/25, armirana z armaturno mrežo Q196.

6.1.2 Inženirsko geološke razmere

Področje predvidene gradnje predstavlja del obsežnega Ljubljanskega polja. Celotno polje je tektonska udorina z dnom iz neprepustnih klastičnih sedimentov permoarbonske starosti, ki je zapolnjena s pretežno savskimi rečnimi sedimenti kvartarne starosti. Gre za pretežno nevezan rečni nanos, ki je mestoma sprijet v konglomerat. Lečasti vložki meljne glin predstavljajo ostanke vršajev, ki so jih nanесли okoliški potoki, ali pa rečne nanose v preteklih lagunah mrtvih rokavov Save. Debelina kvartarnih sedimentov je zelo različna in sega vse do globine 100 m.

Področje je ravno, omejeno z asfaltiranimi površinami obodnih cest. Pod cesto do globine 4,5 m potekajo komunalni vodi. Pred gradnjo je bilo na lokaciji urejeno makadamsko parkirišče za osebne avtomobile. Vsi okoliški objekti so podkleteni. V preteklosti je bil teren nasut z umetnim nasipom iz grušča in gradbenih odpadkov v debelini do 3,5 m.

Geološki profil je dokaj homogen in je prikazan na sl. 19. Pod umetnim nasipom (UN), pod katerim se mestoma nahaja humus, je plast slabo vezanega proda in peska (GP/SP/GM), ki je pretežno brez koherentnih primesi ali pa le malo zameljen. Od globine cca 7 m je cca 10 m debela plast, v kateri na celotni lokaciji prevladujejo konglomerirani prodi in peski (KONGLOMERAT/GP/GC). Mestoma je konglomerat zelo močno vezan. Pod globino 17 m se do preiskanih globin nahajajo zaglinjene in zameljene prodno peščene zemljine (GM/GC/SM/SC). Mestoma je zaznati zelo tanke plasti glin in konglomerata. Talna voda je na globini cca. 21 m.



Slika 19: Geološki profil na lokaciji gradnje objekta [21].

6.1.3 Modeliranje zemljin

Opis obnašanja zemljin temelji na elasto-plastičnih modelih in sicer sta uporabljena enostavni Mohr-Coulomb (MC) in naprednejši Hardening Soil (HS) materialni model. Privzeto je linearno elastično obnašanje betona. Uporabljene karakteristične vrednosti parametrov zemljin in betona so privzete iz GG poročila.

Preglednica 12: Privzete vrednosti materialnih parametrov zemljin.

Parameter		UN (1)	GP/SP/GM (2)	GP/GC/KONG (3)	GM/GC (4)	Beton
Mat. model		MC	HS	HS	HS	LE
Tip izračuna		drenirano	drenirano	drenirano	drenirano	non porous
γ_{unsat}	[kN/m ³]	20	21	21,5	21	24
E, E_{50}^{ref}	[MPa]	40	60	150	50	$3,0 \cdot 10^4$
E_{oed}^{ref}	[MPa]	40	60	150	50	-
E_{ur}^{ref}	[MPa]	-	180	320	150	-
m	/	-	0,5	0,5	0,5	-
p_{ref}	[kPa]	-	100	100	100	-
c'	[kPa]	1,0	1,0	1,0	1,0	-
ϕ'	[°]	35	38	41	33	-
ψ'	[°]	5	8	11	3	-
ν_{ur}	/	0,2	0,2	0,2	0,2	0,1
OCR	/	-	1,0	1,0	1,0	-

6.1.4 Obtežbe

Vir stalne obtežbe, ki deluje na obodu gradbene jame so okoliške zgradbe. Koristna obtežba izhaja iz naslova obtežbe prometnih površin in gradbene mehanizacije.

Preglednica 13: Stalne obtežbe.

TELEKOM – STOLPNICA	$g_2 = 300 \text{ kN/m}^2$		TELEKOM – CENTRALA	$g_2 = 50 \text{ kN/m}^2$	
Plošče	25,0 x 0,25 x 14	87,5	Plošče	25,0 x 0,25 x 3	18,75
Temeljna plošča	25,0 x 2,0	50,0	Tlak	3,0 x 2	6,0
Tlak	3,0 x 15	45,0	Koristna obt.	3,0 x 2	6,0
Koristna obt.	3,0 x 15 x 0,7	31,5	Stene	(1,20 + 4,0) x 2	10,4
Stene	(1,20 + 4,0) x 14	73,8	SKUPAJ [kN/m ²]		41,15
Antena	ocenjeno	13,0			
	SKUPAJ [kN/m ²]	299,8			

ELEKTRO – STOLPNICA	$g_2 = 250 \text{ kN/m}^2$ (previdna ocena)	
Plošče	25,0 x 0,25 x 10	62,5
Tlak	3,0 x 10	30,0
Koristna obt.	3,0 x 10	30,0
Stene	(1,2 + 4,0) x 10	52,0
	SKUPAJ [kN/m ²]	174,5

ELEKTRO – GARAŽA	$g_2 = 50 \text{ kN/m}^2$	
Plošče	25,0 x 0,25 x 3	18,75
Tlak	3,0 x 3	9,0
Koristna obt.	2,5 x 2	5,0
Stene	5,0 x 2	10,0
	SKUPAJ [kN/m ²]	42,75

Preglednica 14: Koristne in začasne obtežbe.

Obtežba prometnih površin	q [kN/m ²]
Gradbiščni promet - težka gradbena mehanizacija	30,0
Cestni promet	15,0
Pešci	5,0

6.1.5 Sidranje

Po projektu so bila predvidena začasna prednapeta geotehnična sidra. Večvrvna sidra iz visoko vrednega jekla $f_{p0,1k} / f_{pk} = 1670 / 1860 \text{ N/mm}^2$ ($f_{p0,1k}$ – meja plastičnosti, f_{pk} – natezna trdnost) so sestavljena iz jeklenih pletenih pramen z nominalnim premerom $\varnothing 15,7 \text{ mm}$ (0,62") in nominalno površino prečnega prereza 150 mm^2 . Zaščiteni so z enojno protikorozijsko zaščito. Predviden zunanji premer injekcijske mase veznega dela sider znaša $D = 0,25 \text{ m}$.

Preglednica 15: Karakteristike geotehničnih sider.

Število pramen	A_p [mm ²]	P_{pk} [kN]	$P_{p,max}$ [kN]	$P_{pv,max}$ [kN]	$P_{0,min}$ [kN]	$P_{0,max}$ [kN]	P_{min} [kN]	P_{max} [kN]
4	600	1116	837	949	335	670	335	781
5	750	1395	1046	1186	419	837	419	977

kjer so:

A_p ... nazivna površina prečnega prereza kabla sidra,

P_{pk} ... natezna trdnost pramena,

$P_{p,max}$... maksimalna preskusna sila pri preiskavi sidra,

$P_{pv,max}$... maksimalna preskusna sila pri preiskavi sidra,

$P_{0,min}, P_{0,max}$... minimalna in maksimalna sila zaklinjanja,

P_{min}, P_{max} ... minimalna oz. maksimalna sila tekom življenjske dobe sidra.

Prosti del sider je bil modeliran z ukazom *Create node-to-node anchor*, nato pa so bili entiteti v materialni zbirki Anchors (slov. sidro) pripisani parametri iz pregl. 16 ter določeno elastično obnašanje. Elementu je bila v postopku izračuna določena sila prednapetja.

Preglednica 16: Materialne in geometrijske karakteristike prostega dela sidra.

Sidro	$A [m^2]$	$f_y [MPa]$	$f_u [MPa]$	$P_y [kN]$	$P_u [kN]$	$E [GPa]$	$EA [MN]$	$L_{spac} [m]$
4x Ø15,7	0.0006	1670	1860	1002	1116	210	126	3,4
5x Ø15,7	0.00075	1670	1860	1252	1395	210	158	3,4

Vezni oz. sidrni del je bil modeliran z ukazom *Create embedded beam row*, nato pa so bili entiteti v materialni zbirki Embedded beam row pripisani parametri iz pregl. 17. V oknu *Behavior* (slov. obnašanje), je bila izbrana opcija *Grout body* (sidro iz injekcijske mase) in elastično obnašanje. Maksimalno vzdolžno trenje po plašču na tekoči meter sidra $T_{skin,max}$ je bilo določeno izkustveno za primerljive prode in glede na premer veznega dela sidra.

Preglednica 17: Materialne in geometrijske karakteristike veznega dela sidra.

$E [GPa]$	$\gamma [kN/m^3]$	Prerez	$D [m]$	$L_{spac} [m]$	Potek T_{skin}	$T_{skin,start(end),max} [kN/m]$	Bočna nosilnost [kN]	Odpornost po konci [kN]
8,0	2 (relat.)	polno, okrogel	0,25	3,4	linearen	400	∞	0,0

6.1.6 Kontrola kakovosti in monitoring

Napenjalni testi so potekali po SIA normah. Na 6 sidrih se je izvedel test nosilnosti. Na 22 sidrih se je izvedel celovit preizkus, na vseh ostalih pa enostavni napenjalni preizkus in sicer pri sili $P_{pl} = 1,25 \cdot P_0 = 750 \text{ kN}$. S projektom je bila predvidena izvedba vsaj enega testnega JG slopa s preverjanjem izvedenega premera po celotni dolžini in odvzemom karakterističnega vzorca za kontrolo dosežene tlačne trdnosti slopa. Tekom izvedbe je bila opravljena občasna kontrola doseženih premerov JG slopov in dosežene trdnosti. Ob centrali Telekom se je z lokalnim izkopom preverila globina temelja in izvedenega JG slopa.

Doseganje in kontroliranje ustrezne kvalitete in geometrije izvedbe JG elementov je bilo zagotovljeno z metodo injektiranja ACI (Acoustic Column Inspector) v kombinaciji z inklinometrijskimi meritvami. Monitoring gradbene jame je obsegal meritve repernih točk postavljenih na objektih po obodu jame in spremljanje pomikov z inklinometri.

6.1.7 Faznost izvedbe

Gradbena dela za izkop gradbene jame so potekala v naslednjih fazah:

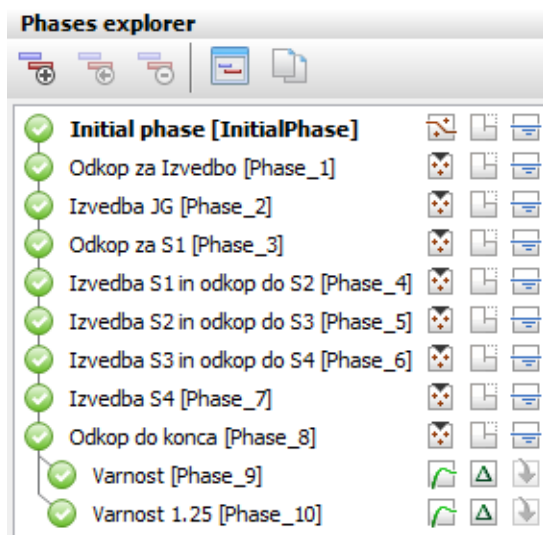
- odkop jarka širine 1,0 m in globine 0,5 m po liniji izvedbe jet groutinga. Po potrebi odbijanje glave slopa do kote projekte kote vrha JG stene,

- izvedba vseh JG slopov po tehnologiji Keller SOILCRETE Sistem Duplex (dvofazni grouting sistem),
- izvedba inklinometrov in vgradnja repernih točk za spremljavo pomikov JG stene,
- odkop gradbene jame do prvega nivoja sider s frezanjem površine in pripravo ležišč za sidera,
- vrtanje in vgradnja vseh sider v odkopanem nivoju. Nato napenjanje in zaklinjanje sider,
- po napenjanju sider celotnega nivoja odkopa se izkop poglobi do naslednjega nivoja sider,
- po vsakem odkopu do naslednjega nivoja se izvedejo meritve inklinacij in kontrola reperjev.

Postopek se nadaljuje do končne globine izkopa. Izkopni nivoji se po obodu jame prilagajajo nivojem sider, zato so globine izkopnih nivojev zapisane z intervalom:

- nivo od -4,0 do -4,5 m,
- nivo od -6,0 do -7,0 m,
- nivo od -8,5 do -10,0 m,
- nivo od -13,0 do -13,5 m,
- izkop do končne globine.

Končni izkop se izvede 0,5 m pod dnem temeljne plošče. Sledi izvedba tamponskega nasipa in podložnega betona.



Slika 20: Shema računske faznosti gradnje.

Gradbena jama je bila uspešno izvedena, pomiki JG stene in obodnih zgradb so bili majhni in niso vplivali na sosednje objekte. Na sl. 21 je prikazana do dna izvedena gradbena jama.



Slika 21: Izkop gradbene jame [22].

6.2 Izvrednotenje materialnih parametrov JG kompozita

6.2.1 Enosni tlačni preizkus

Enosna tlačna preizkusa smo opravili na UL FGG na dveh vzorcih JG kompozita, ki sta bila odvzeta po mokrem postopku med izvedbo slopov JG-61 in JG-72. Lokacija odvzema je bila v središču prereza slopa. Vzorca sta izkazovala večjo količino injekcijske mase in manjšo količino proda. Injekcijska masa ima manjšo tlačno trdnost, kot mešanica s prodom, zaradi česar so rezultati najverjetneje konservativni glede na obod JG slopa. Ocenjujemo, da je vzorec JG-61 bolj reprezentativen. Postopek standardnega enosnega tlačnega preizkusa je bil opravljen na valjastih preizkušancih nestandardnih dimenzij $l/d = 200/100$ mm. Rezultati enosnega tlačnega preizkusa so predstavljeni v obliki sila – pomik na sl. 22, iz katerega smo določili parametre obnašanja JG kompozita v plastični coni. Vz dolžne deformacije se je merilo tudi z dvema merilnima lističema (strain gage). Iz dobljenih podatkov je bila konstruirana krivulja napetost – deformacija, iz katere smo določili togostne in trdnostne parametre.

Enosna tlačna trdnost

Tlačna trdnost vzorca JG-61 je znašala $f_c = 8,6$ MPa, vzorca JG-72 pa $f_c = 5,3$ MPa. Statistična obdelava za določitev karakteristične tlačne trdnosti na le dveh vzorcih ni smiselna. Zaradi visoke standardne deviacije bi dobili močno podcenjeno vrednost karakteristične tlačne trdnosti, ki ne bi bila uporabna za projektiranje, saj bi vodila do neekonomične zasnove slopa. Groba ocena srednje tlačne trdnosti JG

kompozita znaša $f_{cm} = 7,0$ MPa. Iz običajnih razponov trdnosti iz literature sklepamo, da znaša karakteristična tlačna trdnost nekje v razponu med 5,0 in 8,0 MPa. V nadaljevanju privzamemo konservativno trdnost $f_{ck} = 5,0$ MPa.

Tlačne napetosti f_{con}, f_{cfn} so določene iz krivulje sila – pomik in nato normirane s tlačno trdnostjo f_c . Normalizirana začetna tlačna trdnost velikosti $f_{con} = 0,2$ je bila izbrana na podlagi priporočil proizvajalca programske opreme in podatkov iz literature. Normalizirana tlačna trdnost pri porušitvi znaša za vzorec JG-61 $f_{cfn} = 0,65$, za vzorec JG-72 pa $f_{cfn} = 0,85$. Ocenimo $f_{cfn} = 0,7$. Za normalizirano rezidualno tlačno trdnost betona predpostavimo $f_{cun} = 0,1$. Z majhno, vendar neničelno vrednostjo privzamemo, da popolnoma porušen vzorec v tlaku nosi vsaj toliko, kot nosijo temeljna tla (prodi).

Plastična deformacija (duktilnost)

Ob znani višini vzorca l lahko plastični pomik ob dosegu tlačne trdnosti u_{cp}^p pretvorimo na ekvivalentno deformacijo po spodnjem izrazu:

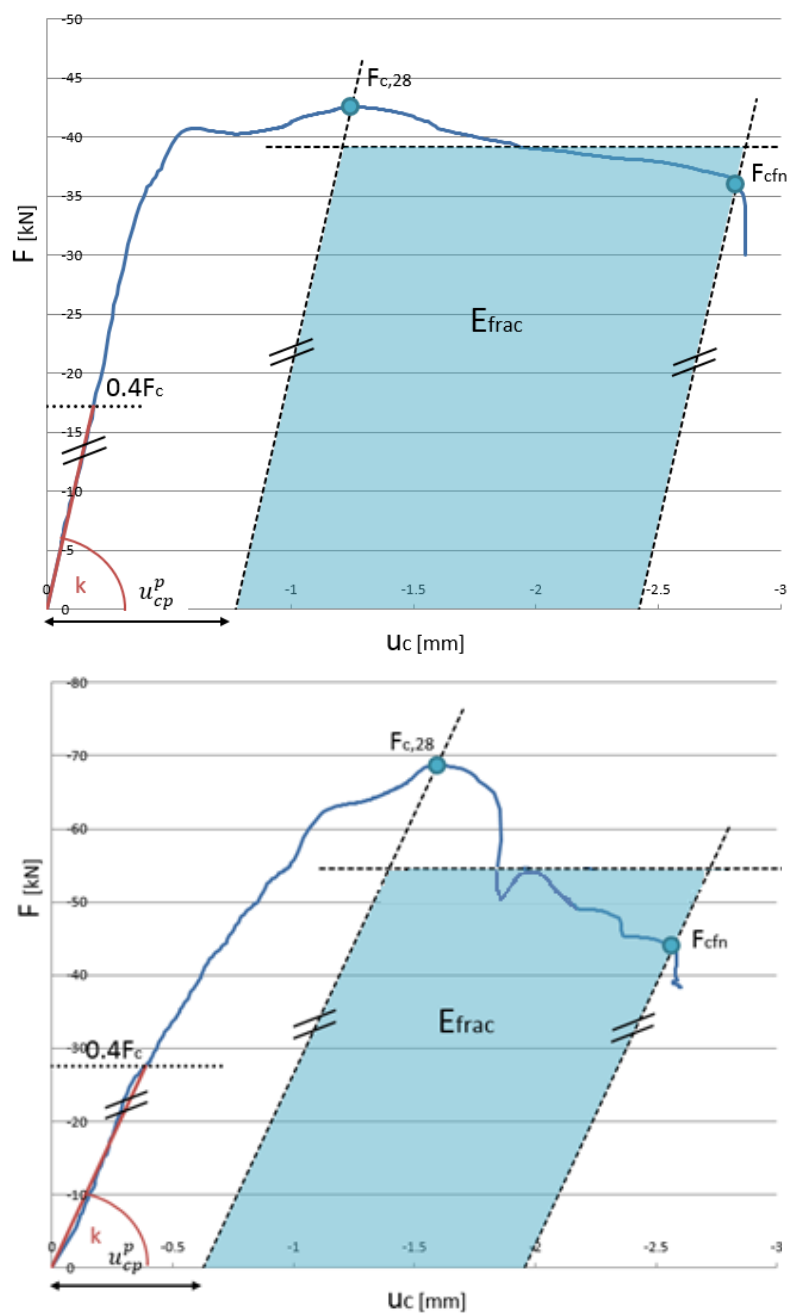
$$\varepsilon_{cp}^p = \frac{u_{cp}^p}{l} \quad (88)$$

Iz vrednotena deformacija vzorca znaša $\varepsilon_{cp}^p = -3,1 \cdot 10^{-3}$, (JG-61) oz. $-3,8 \cdot 10^{-3}$ (JG-72). Privzamemo plastično deformacijo ob dosegu tlačne trdnosti $\varepsilon_{cp}^p = -3,2 \cdot 10^{-3}$.

Prirast plastične deformacije je ocenjen po priporočilih iz literature, privzeta je vrednost $a = 16$.

Lomna energija v tlaku

Absorbirana energija v coni tlačnih razpok je ocenjena iz krivulje sila – pomik in predstavlja površino obravnavanega območja. Ta znaša $E_{frac} = 71,2$ kNmm (JG-61) oz. $63,4$ kNmm (JG-71). Ob znani površini prečnega prereza vzorca A_c , lokalno tlačno lomno energijo iz vrednotimo po en. (14). Iz vrednotena energija vzorca znaša $G_c = 8,9$ kN/m (JG-61) oz. $7,9$ kN/m (JG-72). Privzamemo tlačno lomno energijo $G_c = 8,4$ kN/m.



Slika 22: Odvisnost sila – pomik iz rezultatov enoosnega tlačnega testa za slop JG-61 (a) in JG-72 (b).

Modul elastičnosti

Izvednoten je bil sekantni modul elastičnosti pri napetosti $0,4f_c$. Določili smo ga tako iz krivulje sila – pomik kot tudi iz krivulje napetost – deformacija iz meritev z lokalnimi merilci deformacij (ne prikazujemo). Zaradi natančnejših meritev v začetnem delu obremenjevanja smo uporabili slednji pristop. Elastični modul znaša $E = 4,3 \text{ GPa}$ (JG-61) oz. $4,2 \text{ GPa}$ (JG-71).

Modul elastičnosti betona je predvsem funkcija togosti osnovnih sestavin. S povečevanjem deleža grobih zrn agregata in velikosti največjega zrna agregata v betonski mešanici se povečuje tudi modul elastičnosti. Vzorci so bili odvzeti na območju z večjo vsebnostjo injekcijske mase in manjšo količino proda, zato ocenjujemo, da je izmerjen modul verjetno nekoliko podcenjen. Na podlagi arhivskih podatkov (pregl. 8) lahko v prodih pričakujemo module elastičnosti jet grouting kompozita v velikosti do $1000f_c$. V nadaljevanju se pokaže, da je višja vrednost elastičnega modula bolj neugodna, zato se odločimo za konservativnejši modul elastičnosti $E = 5,0 \text{ GPa}$.

6.2.2 Cepilni natezni preizkus

Poleg vzorcev za tlačne preiskave sta bila na istih mestih vzeta še vzorca za natezne preiskuse. Natezna trdnost f_t je bila ocenjena indirektno s cepilnim nateznim testom. Test je bil opravljen na dveh valjih dimenzij $l/d = 200/100 \text{ mm}$.

Enoosna natezna trdnost

Cepilna natezna trdnost materiala je bila izvednotena po en. (20) in znaša $f_{ct,sp} = 553,0 \text{ kPa}$ (JG-61) oz. $548,0 \text{ kPa}$. (JG-72). Povprečna cepilna natezna trdnost znaša $f_{ct,sp} = 551,0 \text{ kPa}$. Enoosna natezna trdnost je izvednotena po en. (21) in znaša $f_t = 495 \approx 500 \text{ kPa}$.

Natezna lomna energija

Jet grouting je bil izveden v prodih. Prodiki so premera $D > 32 \text{ mm}$. Po en. (22) in z uporabo pregl. 6 izvednotimo natezno lomno energijo, ki znaša $G_t \approx 0,04 \text{ kN/m}$.

Pri zelo krhkih materialih se lahko pojavijo numerične težave, zato je privzeta vrednost spodnja še sprejemljiva meja.

6.2.3 Podatki privzeti iz literature

Specifična teža

Privzeta je bila specifična teža jet groutinga $\gamma = 23,0 \text{ kN/m}^3$.

Strižna trdnost

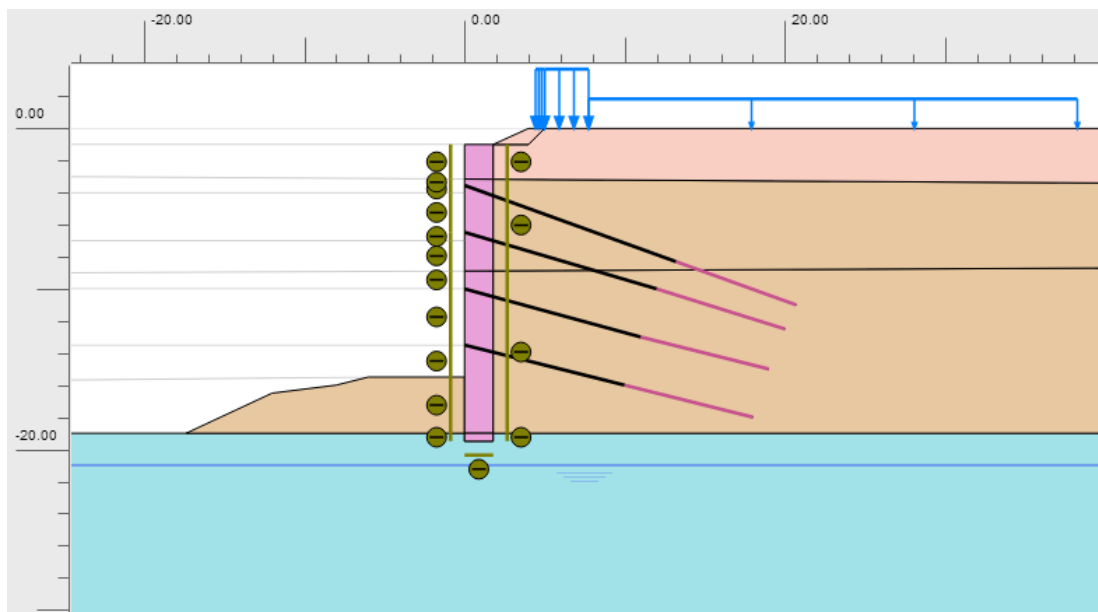
Predpostavili smo, da je strižni kot jet groutinga enak strižnemu kotu zemljine, v kateri je bilo izvedeno injektiranje. Privzet je bil strižni kot za grušče $\phi' = 37^\circ$. Kohezija je ob poznanem strižnem kotu in enoosni tlačni trdnosti materiala določena po en. (24). V primeru privzete enoosne tlačne trdnosti jet groutinga $f_{ck} = 5,0 \text{ MPa}$ znaša kohezija $c' = 1246 \text{ kPa}$.

6.3 Numerični model

6.3.1 Računski profili

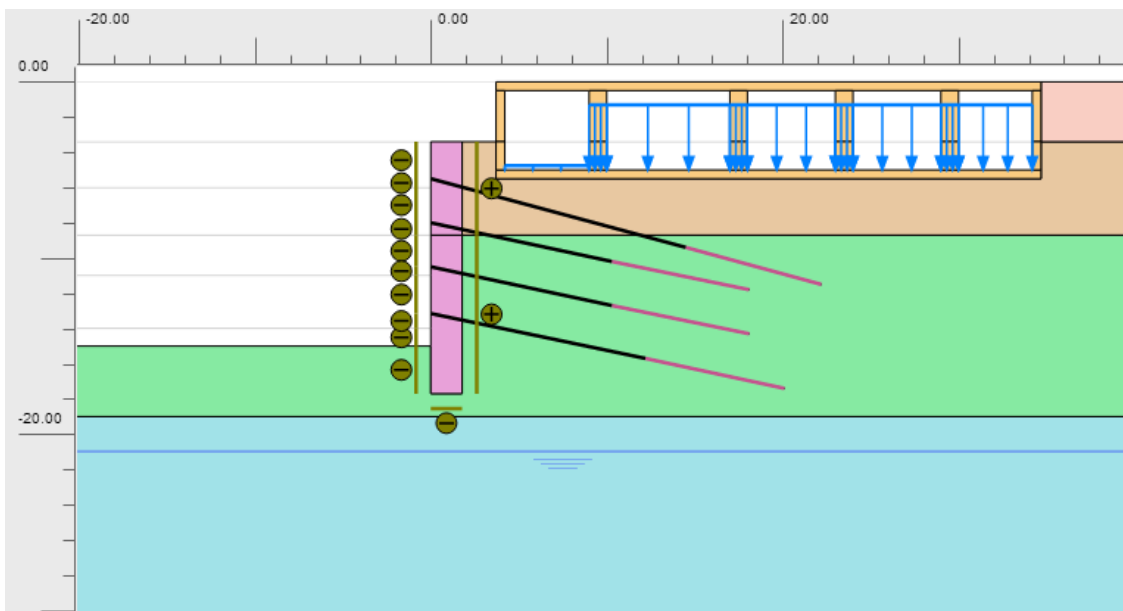
Analiza zaščite gradbene jame je bila izvedena v profilu B1 (ob Slovenski cesti) in v profilu B5 (ob stolpnici Telekom). Obravnavali smo primer zaščite z armiranimi slopi premera $D = 1,0$ m in nearmiranimi slopi premera $D = 2,0$ m. Po projektu [21] je bila zaščita gradbene jame izvedena s slednjimi.

Profil B1 v geološkem smislu gradi plast slabo vezanih prodov in peskov (GP/SP/GM). Pri zasnovi varovanja jame uporabljena 4-vrvna sidra s silo prednapetja $P_0 = 600$ kN. Prosti del meri v dolžino 8,0 m. Pri prvem oz. drugem nivoju sider znaša dolžina veznega dela 15,0 m oz. 12,0 m, odklon od horizontale pa je 20° . Pri spodnjih dveh nivojih znaša dolžina veznega dela 10,0 m, odklon pa je 15° . Sidran je vsak drugi slop, medosna razdalja med sidri znaša 3,4 m. Kota vrha JG slopa je na -1,5 m, kote sider pa so na globinah -3,5 m, -6,5 m, -9,5 m in -13,0 m. Dno izkopa je na globini -15,1 m, dno JG slopa pa na -19,0 m. Numerični model profila B1 je prikazan na sl. 23.



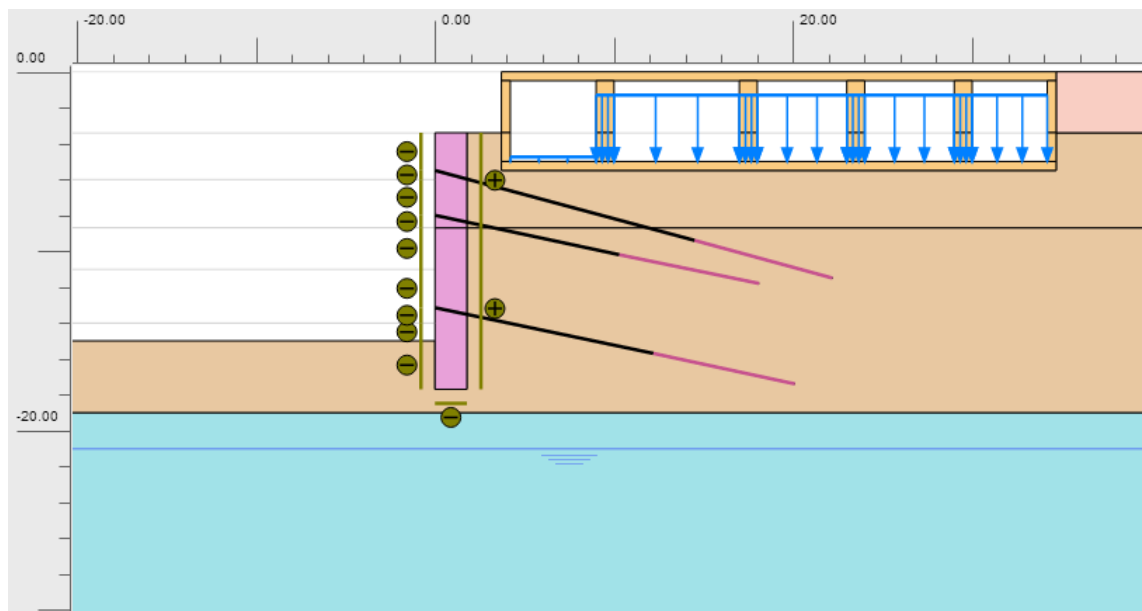
Slika 23: Numerični model v profilu B1.

Profil B5 v geološkem smislu gradi plast konglomeriranega proda in peska (GP/GC). Pri zasnovi varovanja jame so bila uporabljena 5-vrvna sidra s silo prednapetja $P_0 = 600$ kN. Prosti del v dolžino meri 8,0 m. Pri prvem nivoju sider znaša dolžina veznega dela 15,0 m, odklon od horizontale pa je 15° . Pri spodnjih treh nivojih znaša dolžina veznega dela 10,5 m, odklon pa je 12° . Sidran je vsak drugi slop, medosna razdalja med sidri znaša 3,4 m. Kota vrha JG slopa je na -3,4 m, kote sider pa so na globinah -5,5 m, -8,0 m, -10,5 m in -13,1 m. Dno izkopa je na globini -15,1 m, dno JG slopa pa na -19,0 m. Numerični model profila B5 je prikazan na sl. 24.



Slika 24: Numerični model v profilu B5.

Izvedli smo še analize na dveh modifikacijah profila B5. V prvi modifikaciji (numerični model ni prikazan) smo v geološkem profilu plast konglomeriranega proda in peska zamenjali s plastjo slabo vezanih prodom in peskov (GP/SP/GM). V drugi modifikaciji smo dodatno pri konstrukcijski zasnovi odstranili tretje nivo sider. Numerični model druge modifikacije profila B5 je prikazan na sl. 25.



Slika 25: Numerični model v modificiranem profilu B5_2.mod.

6.3.2 Modeliranje JG slopa

Materialni modeli

Obnašanje JG strukture oziroma slopov smo opisali in med seboj primerjali z uporabo štirih različnih materialnih (konstitucijskih) modelov:

- linearno elastičen materialni model. V nadaljevanju oznaka »LE«,
- Mohr-Coulomb – Tension cut-off (TCO) pri 0 kPa. V nadaljevanju oznaka »MC TCO«,
- Mohr-Coulomb z omejeno natezno trdnostjo Tension cut-off (TCO) pri $f_{ctk} = 500$ kPa. V nadaljevanju oznaka »MC«,
- Concrete model. V nadaljevanju oznaka »CONC«.

General	Parameters	Groundwater	Interfaces	Initial
Property	Unit	Value		
Stiffness				
E	kN/m ²	4.83600E6		
ν (nu)		0.200000		
Alternatives				
G	kN/m ²	2.01500E6		
E_{oed}	kN/m ²	5.37333E6		
☒ Advanced				
Set to default values				☒
Stiffness				
E_{inc}	kN/m ² /m	0.00000		
γ_{ref}	m	0.00000		

Slika 26: Parametri linearno elastičnega materialnega modela (LE).

Mohr-Coulomb model je elastično-idealno plastičen materialni model. Z modelom v analizi trdnost materiala v tlaku ni omejena. Natezne napetosti omejimo z natezno trdnostjo (TCO) na karakteristično natezno trdnost materiala, kot smo jo določili v poglavju 6.2.2. Z nično vrednostjo materialnega parametra TCO pa v celoti zanemarimo natezno trdnost materiala in preprečimo pojav nateznih napetosti.

Nastanek razpoke v integracijskih točkah KE je pogojen z natezno trdnostjo (TCO). Pri tem se v razpoki ohrani strižna trdnost. V primeru TCO je strižna trdnost na območju majhnih napetosti enaka koheziji materiala (glej MC porušno ovojnico na sl. 9).

Material v razpoki se plastificira, kar pomeni, da mu togost pade na nič.

General	Parameters	Groundwater	Interfaces	Initial		General	Parameters	Groundwater	Interfaces	Initial	
Property		Unit	Value			Property		Unit	Value		
Stiffness						Stiffness					
E'		kN/m ²	4.83600E6			E'		kN/m ²	4.83600E6		
ν' (nu)			0.200000			ν' (nu)			0.200000		
Alternatives						Alternatives					
G		kN/m ²	2.01500E6			G		kN/m ²	2.01500E6		
E _{oed}		kN/m ²	5.37333E6			E _{oed}		kN/m ²	5.37333E6		
Strength						Strength					
c' _{ref}		kN/m ²	1246.00			c' _{ref}		kN/m ²	1246.00		
φ' (phi)		°	37.0000			φ' (phi)		°	37.0000		
ψ (psi)		°	7.00000			ψ (psi)		°	7.00000		
Advanced						Advanced					
Set to default values				☒		Set to default values				☐	
Stiffness						Stiffness					
E' _{inc}		kN/m ² /m	0.00000			E' _{inc}		kN/m ² /m	0.00000		
γ _{ref}		m	0.00000			γ _{ref}		m	0.00000		
Strength						Strength					
c' _{inc}		kN/m ² /m	0.00000			c' _{inc}		kN/m ² /m	0.00000		
γ _{ref}		m	0.00000			γ _{ref}		m	0.00000		
Tension cut-off				☒		Tension cut-off				☒	
Tensile strength		kN/m ²	0.00000			Tensile strength		kN/m ²	500.000		

Slika 27: Parametri materialnega modela MC. Levo MC TCO (brez natezne trdnosti), desno MC (z natežno trdnostjo).

Concrete materialni model zna dodatno opisati mehčanje v nategu in utrjevanje/mehčanje v tlaku. Z mehčanjem materiala v nategu je opisan nastanek in širjenje razpoke, kjer natezna trdnost ob dosegu porušne natezne deformacije pada vse do rezidualne natezne trdnosti (običajno nična vrednost).

General	Parameters	Groundwater	Interfaces	Initial
Property	Unit	Value		
Stiffness				
E_{28}	kN/m ²	4.83600E6		
ν (nu)		0.200000		
Strength				
Compression				
$f_{c,28}$	kN/m ²	5000.00		
f_{c0n}		0.200000		
f_{cfn}		0.700000		
f_{cun}		0.100000		
$G_{c,28}$	kN/m	12.0000		
φ_{max}	°	37.0000		
ψ	°	7.00000		
γ_{fc}		1.00000		
Tension				
$f_{t,28}$	kN/m ²	500.000		
f_{tun}		0.0100000		
$G_{t,28}$	kN/m	0.0400000		
γ_{ft}		1.00000		
Time dependency				
Time dependent behaviour		☐		
Stiffness				
E_1/E_{28}		1.00000		
Strength				
$f_{c,1}/f_{c,28}$		1.00000		
Ductility				
ϵ_{cp}^p		-2.75000E-3		
a		16.0000		
Shrinkage				
Shrinkage behaviour		☐		
ϵ_{∞}^{shr}		0.00000		
$t_{50,shr}^p$	day	0.00000		
Creep				
Creep behaviour		☐		
φ^{cr}		0.00000		
t_{50}^{cr}	day	0.00000		

Slika 28: Parametri materialnega modela Concrete.

Numerični modeli slopa

2D numerični model slopa je ploskovna entiteta v obliki nadomestne stene. V nadaljevanju ga označujemo z izrazom »Cluster«. Sestoji iz ploskovnih KE, ki jim skladno z izbranim materialnim modelom pripišemo potrebne materialne karakteristike JG kompozita (glej sl. 26–28).

Dimenzija numeričnega modela slopa in njegova elastična togost sta odvisni od premera obravnavanega slopa. Računski modul elastičnosti $E_{rač}$ je za privzet modul elastičnosti materiala $E = 5,0$ GPa izveden po en. (42), debelina h nadomestne stene (Clustra) pa po en. (43). Numerični model slopa je prikazan na sl. 29(a). V pregl. 18 so zbrani materialni in geometrijski vhodni parametri za modeliranje slopa premera $D = 1,0$ in $2,0$ m.

Preglednica 18: Debelina nadomestne stene in računski elastični togost JG slopa po modelu »Cluster«.

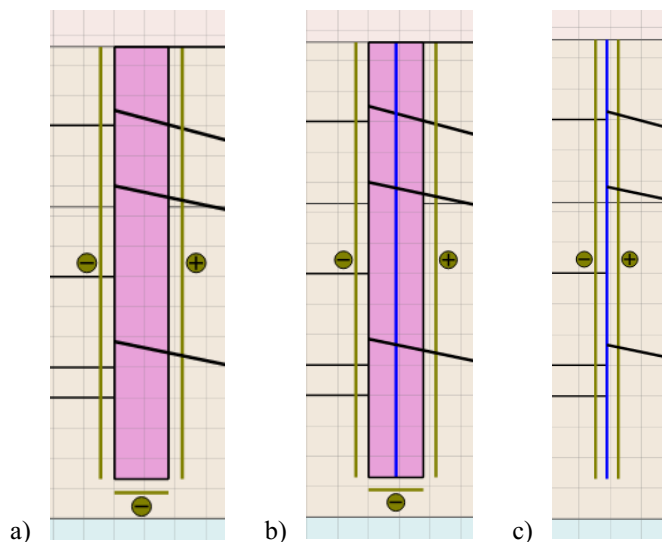
$E = 5,0$ GPa	$D = 1,0$ m ($e = 0,8$ m)	$D = 2,0$ m ($e = 1,7$ m)
Ime modela	Cluster	Cluster
Materialni model	LE, MC, MC TCO, CONC	LE, MC, MC TCO, CONC
h [m]	0,90	1,78
$E_{rač}$ [GPa]	4,88	4,84

Linijski numerični model slopa pripravimo kot nadomestni nosilec. V nadaljevanju ga označujemo z izrazom »Liner«. Sestoji iz KE za plošče (*Plates*). Več o teh v poglavju 4.3. Elementu pripišemo nadomestno elastično osno EA in upogibno togost EI slopa, ki ju izračunamo po en. (40) in (41). V pregl. 19 sta za model Liner prikazani nadomestni togosti in teža (na tekoči meter) slopa premera $D = 1,0$ in $2,0$ m.

Preglednica 19: Elastična togost in teža JG slopa po modelu »Liner« oz. »Plate«.

$E = 5,0 \text{ GPa}$	$D = 1,0 \text{ m } (e = 0,8 \text{ m})$		$D = 2,0 \text{ m } (e = 1,7 \text{ m})$	
Ime modela	Liner	Plate	Liner	Plate
Materialni model	LE	LE, MC, MC TCO, CONC	LE	LE, MC, MC TCO, CONC
$EA \text{ [MN/m']}$	4398	44,0	8610	86,1
$EI \text{ [MNm}^2\text{/m']}$	297	3,0	2274	22,7
$w \text{ [kN/m/m']}$	3,5	0,0	6,9	0,0

Model je bil uporabljen z namenom, da se ugotovi vpliv ugodnega zalednega trenja in trenja v pasivni coni ob vpetju JG slopov na upogibno obremenitev. Linijski element namreč nima dimenzije, zato trenje vpliva le na osno silo, ugodnega vpliva na upogibno obremenitev pa ni. Več o ročici trenjskih sil v poglavju 6.7. Numerični modeli slopa so prikazani na sl. 29(c).



Slika 29: Numerični modeli JG slopa. Cluster (a), Plate (b) in Liner (c).

6.3.3 Načini določitve notranjih sil v JG slopih

Notranje statične količine v slopih so določene na dva različna načina:

- z integracijo izračunanih napetosti po prerezi JG slopa. Upogibni momenti so izračunani glede na središčno linijo nadomestne stene (poligona). Rezultat so t.i. rezultirajoči momenti in sile. V nadaljevanju bo uporabljen izraz »način Cluster« oziroma krajše oznaka »C«.

- s pomožnim elastičnim elementom (ploščo) z reducirano nadomestno togostjo, ki služi za neposreden izračun NSK iz ukrivljenosti središčne osi JG slopa. V nadaljevanju bo uporabljen izraz »način Plate« oziroma krajše oznaka »P«.

Model za način Plate pripravimo z modifikacijo modela Cluster. Po središčni liniji JG slopa vstavimo pomožni element (ploščo). Kot pomožni element uporabimo KE za plošče (*Plates*), ki mu pripišemo reducirano nadomestno togost JG slopa. Za redukcijski faktor izberemo poljubno število, ki je dovolj majhno, da togost pomožne plošče ne vpliva na dejansko togost slopa, in dovolj veliko, da se izognemo numeričnim težavam. V našem primeru smo izbrali faktor 100. V pregl. 19 sta za model Plate prikazani reducirani togosti in teža (na tekoči meter) slopa premera $D = 1,0$ in $2,0$ m.

Dejanske NSK v slopu dobimo tako, da NSK iz izpisa za ploskovni element (Plate) pomnožimo z redukcijskim faktorjem togosti. Za prikaz modela glej sl. 29(b). Ta način določitve NSK je pogosta praksa v primeru 2D oz. 3D konstrukcij, oziroma nujnost, če programska oprema ne omogoča določitve NSK z integracijo izračunanih napetosti po prerezi elementov.

V pregl. 20 so zbrani vsi analizirani modeli JG slopov. Kombinirani so bili iz štirih materialnih modelov (LE, MC TCO, MC in Concrete) in dveh načinov določitve NSK (načina Cluster in Plate). Dodatno je bil analiziran še LE linijski model (Liner).

Preglednica 20: Seznam analiziranih modelov JG slopa.

Materialni model	Način določitve NSK	Ime modela
	Liner	LE - L
LE	Cluster	LE - C
	Plate	LE - P
MC TCO	Cluster	MC TCO - C
	Plate	MC TCO - P
MC	Cluster	MC - C
	Plate	MC - P
Concrete	Cluster	CONC - C
	Plate	CONC - P

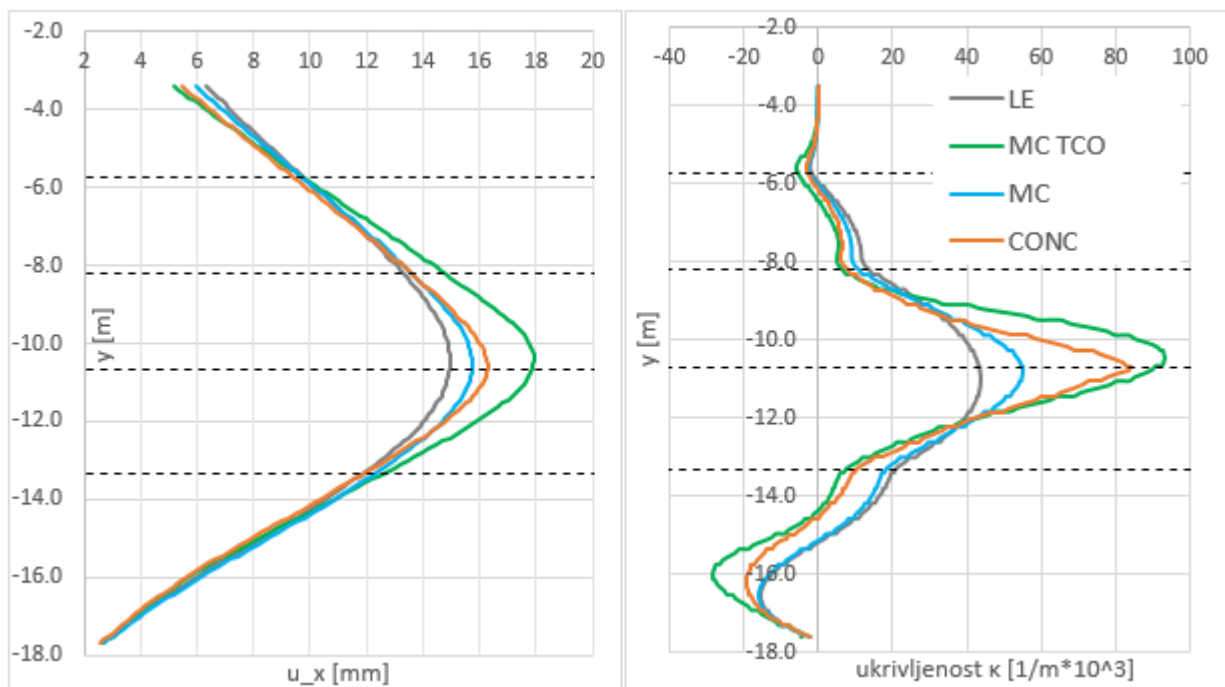
7 ANALIZA REZULTATOV

7.1 Vpliv izbire materialnega modela slopa

V poglavju obravnavamo določitev upogibne togosti razpokanih prereзов. Pričakujemo lahko, da bo JG slop zaradi obremenitve zaledja razpokal, pri tem pa se bo razpokanim prereзом močno spremenila upogibna togost. Tako se v upogibno močno obremenjenih delih slopa upogibna togost zmanjša, v nizko in neobremenjenih delih pa ostane togost enaka začetni privzeti elastični togosti. Ta sprememba togosti močno vpliva na upogibne momente, saj se obtežba prenese na področja z višjo togostjo. Zmanjšanje upogibne togosti slopa neposredno vpliva na upogibno obtežbo. Pojavi se vprašanje, kako modelirati razvoj razpok in s tem določiti realen potek upogibnih momentov vzdolž slopa.

7.1.1 Upogibna togost slopa

Na sl. 30 so prikazani horizontalni pomiki in izračunane ukrivljenosti slopa premera $D = 1,0$ m v profilu B5 za vse štiri obravnavane materialne modele. Deformacije slopa so izračunane s pomožno ploščo (model Plate).



Slika 30: Potek horizontalnih pomikov (levo) in ukrivljenosti slopa (desno) glede na materialni model.

Najmanjšo togost izkazuje slop z materialnim modelom Mohr-Coulomb brez natezne trdnosti (MC TCO), saj izkazuje največje horizontalne pomike in tudi ukrivljenost. Ker zanemarimo natezno trdnost materiala, pride takoj, ko celotni prerez ni več tlaku, do razpokanja in prerazporeditve napetosti po prerezu. Razpokanemu delu prereza v natezni coni pade togost na nič, kar je posledica plastifikacije materiala. Togost razpokanega prereza je ustrezna. Statično ravnotežje se zagotovi z večanjem deformacij, kar povzroči večjo rotacijo prereзов. S prerazporeditvijo napetosti se slopu zmanjša upogibna togost.

Večjo togost slopa dobimo s Concrete modelom (CONC). Model vključuje natezno trdnost materiala, poleg tega pa zna s formulacijo mehčanja materiala pravilno opisati padec natezne trdnosti v razpoki. Do padca napetosti in togosti (plastifikacije) pride le v razpokanih prerezih, kjer je prišlo do presega natezne trdnosti materiala. Tako se v razpokah natezna trdnost zmanjšuje v odvisnosti od nateznih deformacij vse do rezidualne, (največkrat) nične vrednosti. Zaradi realnejšega modeliranja obnašanja materiala v razpokah, je model Concrete od vseh obravnavanih modelov najbližje realnosti. Pravilnejšemu opisu padca togosti in prerazporeditvi napetosti v razpokanih prerezih sledi tudi realnejše upogibno obnašanje slopa.

Še bolj tog je slop z Mohr-Coulomb materialnim modelom z natezno trdnostjo materiala (MC). Problem upoštevanja natezne trdnosti v MC modelu se pojavi, ko pride do pojava razpok, kar je računsko določeno z doseženo natezno trdnostjo materiala (TCO). V izračunu se po celotni razpoki ohrani natezna trdnost. To pomeni, da v razpoki ne pride do upada napetosti na rezidualno vrednost, ki je dejansko enaka oziroma zelo blizu nični vrednosti. Po drugi strani pa model s pojavom razpoke pravilno zaobjame plastifikacijo materiala in s tem togost na nivoju prereza. Konstitutivni zakon materiala je podan z linearno elastičnim-idealno plastičnim modelom (sl. 8). Materialno vlakno se v prerezu, po doseženi natezni trdnosti plastificira, kar pomeni, da se natezne deformacije povečujejo pri istem nivoju napetosti (material se nahaja na platoju). Togost materialnega vlakna je v razpokanem delu nična in je torej togost razpokanega prereza ustrezna. To pa ne velja za distribucijo napetosti po prerezu, saj se v razpokah ohrani natezna napetost. Dejansko to pomeni, da se je potrebno slopu na delu razpoke za zagotovitev statičnega ravnovesja manj deformirati. To ima za posledico nerealistično upogibno obnašanje razpokane konstrukcije v celoti.

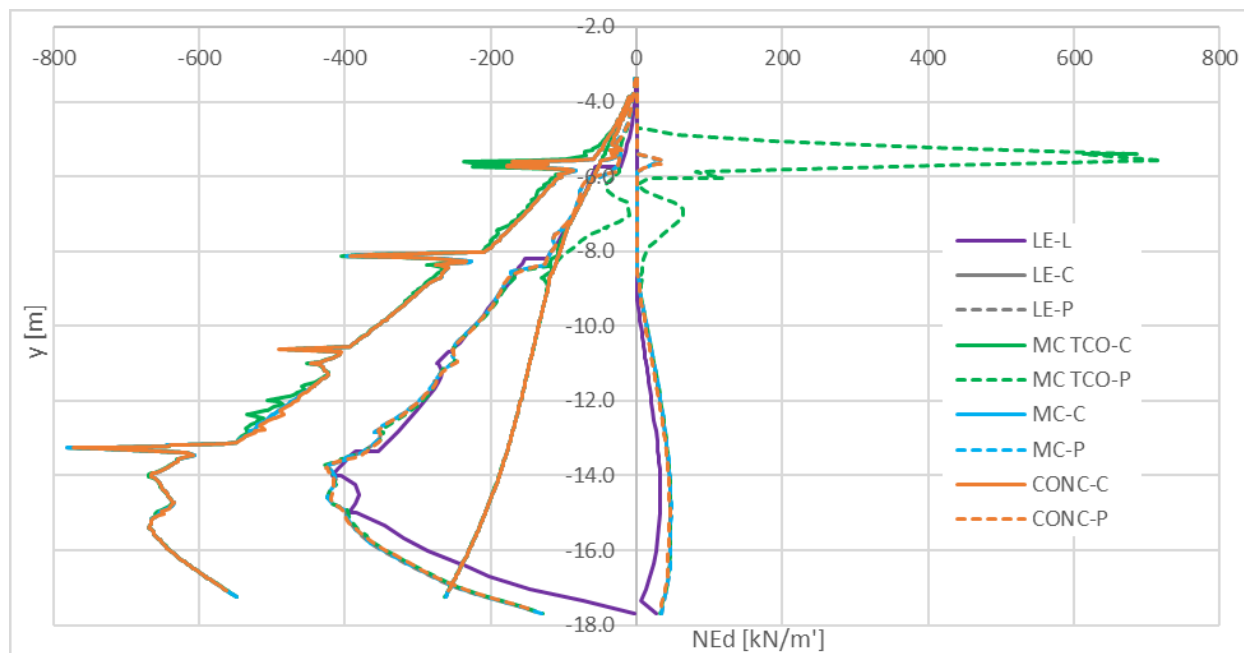
Najvišjo togost izkazuje linearno elastičen model slopa (LE). Na nivoju prereza je, ne glede na nivo obremenitve, ohranjena začetna elastična togost in možen pojav nateznih napetosti.

7.1.2 Osne sile

Slopi kot elementi podpornih/opornih konstrukcij so praviloma obremenjeni upogibno s tlačno osno silo. Tlačna osna sila je posledica lastne teže konstrukcije, trenja po plašču zaradi vpliva zemljine in sidranja z geotehničnimi sidri ter vpliva ugodno na nosilnost prereza.

Kot že omenjeno v poglavju 5.2.1, je pri kontroli nosilnosti nearmiranih prerezov JG slopov bistvena ekscentričnost tlačne osne sile. Če ekscentričnost pade izven prereza s polmerom d ($|e| \geq d$), ravnotežja sil ni mogoče zagotoviti, kontrola nosilnosti pa ne more biti izpolnjena. Zaradi tega je bistvena ekscentričnost tlačne osne sile, ki deluje na nearmiran prerez.

Na ovojnici osnih sil v slopu premera $D = 1,0$ m za profil B5 (sl. 31) vidimo, da so si osne sile izračunane z integracijo napetosti po prerezih (modeli Cluster) ne glede na izbrani materialni model podobne. Podobno velja tudi za modele Plate, kjer je osna sila izračunana neposredno iz osnih deformacij nadomestne plošče (modeli LE - P, MC - P, CONC - P). Močno odstopa le model brez natezne trdnosti (MC TCO), ki je na prvem sidrnem nivoju deležen močne plastifikacije prereza. Zaradi prerazporejanja napetosti nadomestni element (plošča) s svojo središčno lego v prerezu ostane zunaj tlačne cone. Ta se torej v tem prerezu nahaja v območju nateznih deformacij, zaradi česar iz njega razberemo natezno osno silo. Ta seveda ne odraža dejanske rezultante vertikalnih napetosti, ki je zaradi lastne teže slopa v tlaku in ne v nategu.



Slika 31: Ovojnica osnih sil za izbran model slopa premera $D = 1,0$ m v profilu B5.

Tlačna osna sila se povečuje z napredovanjem odkopnih faz in sidranjem. V vseh modelih slopa se največja tlačna osna sila ($N_{Ed,min}$) pojavi v predzadnji (VII.) računski fazi, pri sidranju četrtega nivoja geotehničnih sider. Maksimalne in minimalne osne sile za izbran model slopa so predstavljene v pregl. 21. Nivo sidranja v VII. računski fazi sovпада z nivojem dna gradbene jame, zato vrednost največje tlačne sile pri načinu izračuna Cluster, predstavlja konico tlačnih osnih sil na nivoju sider (sl. 31). Ta je posledica integracije vertikalnih (tlačnih) napetosti na mestih velikih koncentriranih sil prednapetja.

Preglednica 21: Ovojnica osnih sil za izbran model slopa premera $D = 1,0$ m v profilu B5.

D = 1,0 m	NEd [kN/m']								
	LE-L	LE-C	LE-P	MC TCO-C	MC TCO-P	MC-C	MC-P	CONC-C	CONC-P
max	32	-9	46	-9	719	-7	47	-7	46
min	-418	-777	-429	-777	-429	-781	-425	-772	-426

Razlike med načini izračuna osnih sil so velike. Z načinom izračuna Cluster je največja tlačna osna sila ($N_{Ed,min}$) za okrog 350 kN/m' večja od načina izračuna Plate, kar velja za vse materialne modele. Linijski model (LE - L) je po formulaciji enak nadomestnemu elementu (plošči) v modelih Plate (LE - P, MC - P, CONC - P), zato je osna sila v njem podobna.

Močno odstopanje med načini izračuna osnih sil je mogoče pojasniti s primerjavo začetnega stanja s fazo, kjer največja tlačna osna sila ni rezultanta napetosti na mestu sidranja. V preglednici 22 je prikazana primerjava največje tlačne osne sile iz druge (II.) in osme (VIII.) računske faze. Druga faza prestavlja izvedbo JG slopa, osma faza pa izkop do projektiranega dna gradbene jame.

Preglednica 22: Osne sile v drugi in tretji računski fazi za izbran model slopa premera $D = 1,0$ m v profilu B5.

D = 1,0 m	NEd,min [kN/m']							
	LE-C	LE-P	MC TCO-C	MC TCO-P	MC-C	MC-P	CONC-C	CONC-P
II. faza	-314	-14	-314	-13	-314	-16	-314	-14
VIII. faza	-707	-399	-711	-399	-707	-400	-703	-403

V II. računski fazi izvedbe JG slopa se med načinoma izračuna osnih sil pri vseh materialnih modelih pojavijo razlike v velikosti okrog 300 kN/m' . Ta se do VIII. računske faze končnega izkopa gradbene jame le malenkost poveča. V obravnavanem profilu se torej celotna razlika med načinoma izračuna osnih sil ustvari že v fazi modeliranja »izgradnje« JG slopa. Iz tega sklepamo, da je odstopanje posledica različnega upoštevanja lastne teže v II. računski fazi, ki je rezultat integracije vertikalnih napetosti po ploskovnih elementih (modeli Cluster) oziroma rezultatov v elastični nadomestni plošči (modeli Plate). Dela osne sile, ki ga povzroča lastna teža stolpca JG strukture oz. zemljine, nadomestni ploskovni element, za razliko od ploskovnih elementov ne more upoštevati.

Ploskovni elementi so že v štartu obremenjeni z lastno težo (napetosti v zemljini, nato od JG kompozita). Ko »vklopimo« nadomestni element, je ta osno povsem neobremenjen oziroma »prejme« le razliko napetosti, ki jo povzroči povečanje prostorninske teže v slopu zaradi zamenjave materiala. Ker je element elastičen, ne upošteva začetnih napetosti v temeljnih tleh. V nadomestnem elementu (plošči) nato poteka izračun osnih sil inkrementalno [17]:

$$\Delta N = \left(\frac{EA}{L} \right) \Delta u \quad (89)$$

kjer so:

ΔN ... prirastek osne sile,

EA ... (elastična) osna togost prereza,

L ... dolžina nadomestnega elementa (plošče),

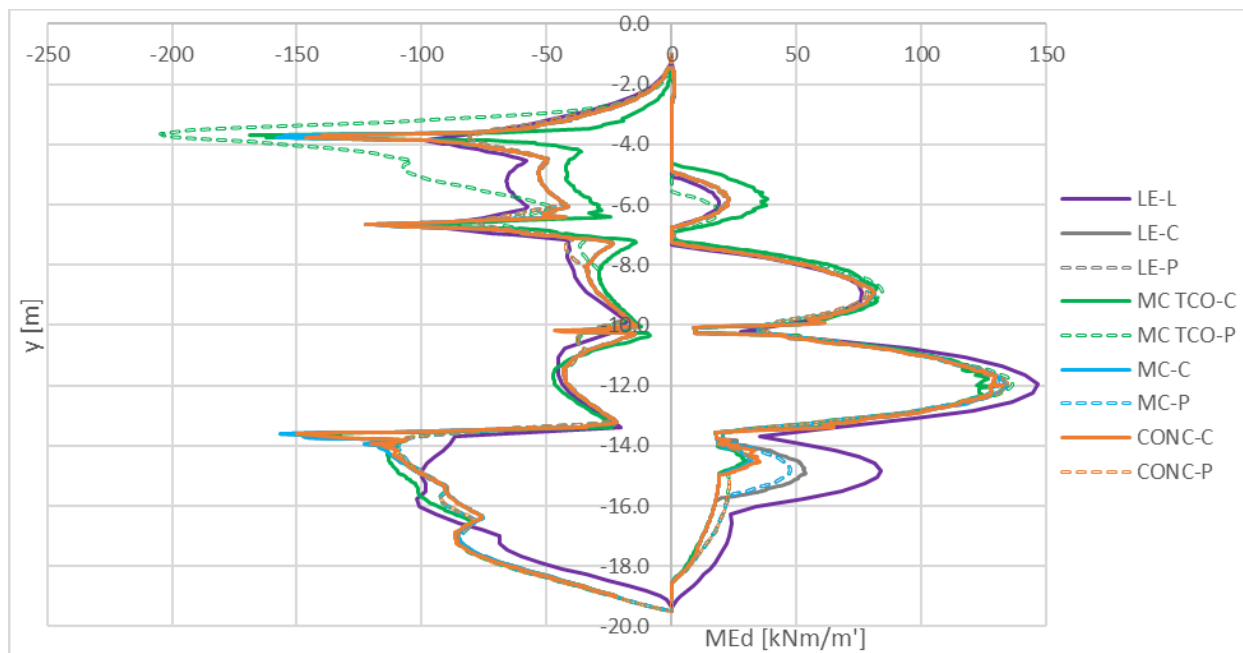
Δu ... prirastek pomika.

Pri upogibnem slopu z uporabo nadomestnega elementa (plošče) je dobljena tlačna osna sila vedno manjša, kot znaša rezultanta integracije vertikalnih napetosti po ploskovnih elementih. Sledi, da je ekscentričnost osne sile pri modelu pomožne plošče vedno večja, s čimer je kontrola nosilnosti prereza na osnovi neposredno izračunanih NSK v nadomestnem elementu (plošči) težje izpolnjena, kontrola nosilnosti pa v splošnem na varni strani. Izračun osnih sil v skladu z načinom Plate pa ni ustrezen v primeru močno upogibno obremenjenih plastificiranih prerezih. Tedaj osna sila v nadomestnem elementu (plošči) ne prikazujejo dejanske rezultante vertikalnih napetosti, ampak je le odraz lokalne lege v obremenjenem prerezu.

7.1.3 Upogibna obremenitev

V nadaljevanju so za obravnavane računske profile prikazane ovojnice upogibnih momentov glede na uporabljen materialni model za slope premera $D = 1,0$ m in $D = 2,0$ m. Nato so na diagramih prikazane ovojnice glavnih napetosti vzdolž zračnega in zalednega roba slopa. Ovojnica je sestavljena iz napetosti za stanje MSU iz vseh računskih faz in prikazuje potek glavnih tlačnih σ_1 in nateznih σ_3 napetosti.

PROFIL B1



Slika 32: Ovojnica upogibnih momentov za izbran model slopa premera $D = 1,0$ m v profilu B1.

Preglednica 23: Največji ($M_{Ed,max}$) in najmanjši ($M_{Ed,min}$) upogibni momenti za izbran model slopa premera $D = 1,0$ m v profilu B1.

$D = 1,0$ m	M_{Ed} [kNm/m']								
	LE-L	LE-C	LE-P	MC TCO-C	MC TCO-P	MC-C	MC-P	CONC-C	CONC-P
max	147	135	131	129	136	135	131	133	134
min	-102	-158	-109	-169	-205	-158	-109	-150	-111

Zaradi izdatnega sidranja konstrukcije in relativno majhnih upogibnih obremenitev pri modelih, ki upoštevajo natezno trdnost materiala (LE, MC, CONC), slopi ostanejo v elastičnem stanju. Na sl. 33. je vidno, da v nateznih robnih vlaknih ne pride do prekoračitve natezne trdnosti ($\sigma_3 < f_{ctk} = 500$ kPa), zaradi česar se ohrani elastična upogibna togost. V modelih Concrete (CONC) pride zaradi upogiba med 3 in 4 sidrnim nivojem na zaledni strani do utrjevanja materiala v tlaku. Na zalednem robu je na globini približno -12,0 m vidna nekoliko manjša tlačna napetost. Posledično se zaradi blagega padca upogibne togosti prereza pojavi blago zmanjšanje upogibnih momentov, izračunanih z integracijo napetosti (model CONC - C).

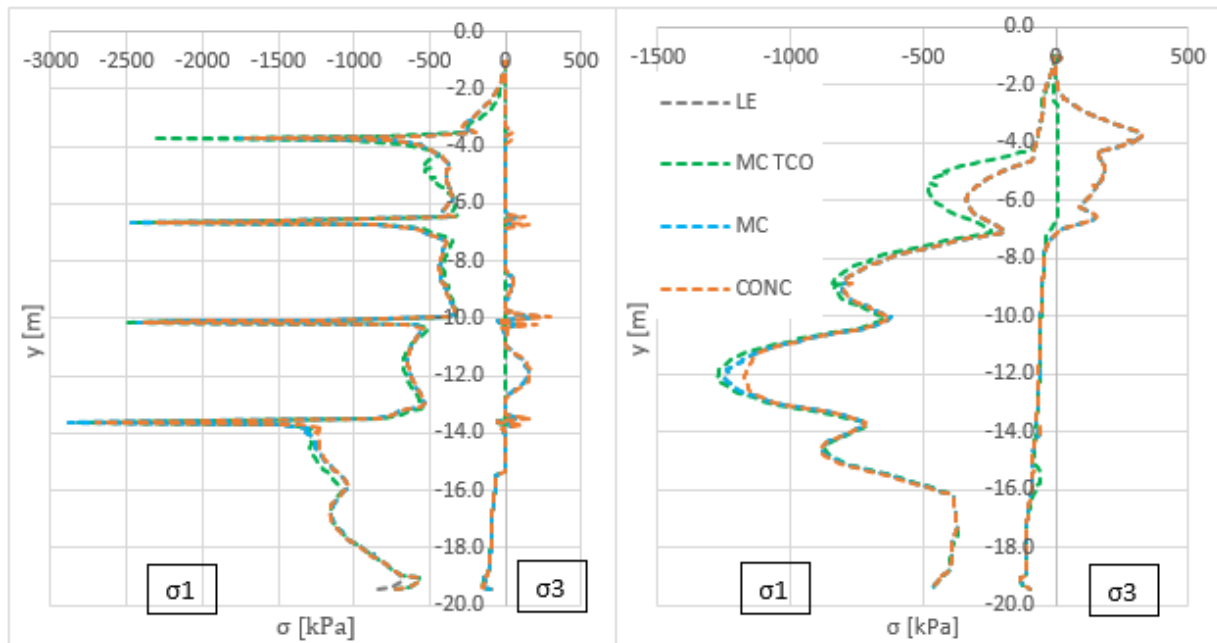
Pri načinu izračuna Cluster se izrazitejše odstopanje pojavi v modelu MC TCO - C (sl. 32 in pregl. 23). Razlika je na zgornjem delu slopa v višini prvega nivoja sider, kjer se zaradi visoke sile prednapetja na

konzolni del slopa ustvarijo znatne upogibne obremenitve. Ker gre za vrhnji del slopa, je tlačna sila zaradi lastne teže majhna. Model ne upošteva natezne trdnosti materiala, zato se prerez znajde izven tlaka že pri dokaj majhni upogibni obremenitvi. V splošnem se s padcem upogibne togosti momenti zmanjšujejo. V tem analiziranem profilu pa vidimo, da se absolutna vrednost najmanjšega momenta s plastifikacijo celo še nekoliko poveča.

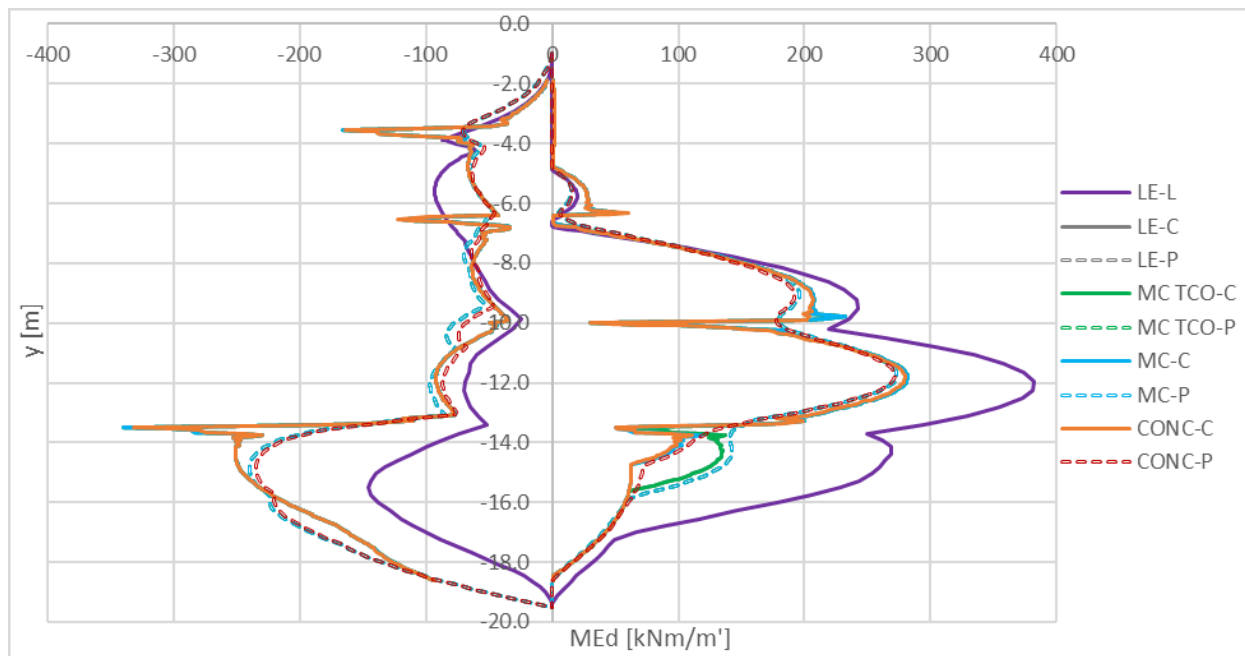
V modelih z natezno trdnostjo do bistvenih razlik med načini izračuna pozitivnih upogibnih momentov ne pride. Večja razlika se, ne glede na pojav plastifikacije, pojavi na nivoju sider. Absolutne vrednosti najmanjših momentov v načinu Cluster so za okrog 45 % večje od izračunanih po načinu Plate. Razlog je sledeč. Najmanjši momenti se pojavijo v prerezih na višini sidranja. Na mestu vnosa sidrne sile se na robu prereza generirajo velike tlačne napetosti. Posledično dobimo z integracijo napetosti v teh prerezih velike upogibne momente. Po drugi strani je v načinu Plate moment v skladu s teorijo nosilcev odvisen le od ukrivljenosti nosilca v tem prerezu. Na deformacijsko linijo slopa in s tem na ukrivljenost obravnavanega prereza pa lokalizirano območje visokih tlačnih napetosti v področju glave sider nima velikega vpliva. Zaradi tega se pozitivni momenti, ki se pojavijo v delu med nivoji sider dobro ujemajo.

V načinu izračuna Plate je potek upogibnega momenta vzdolž slopa zaradi v računu upoštevanje konstantne elastične upogibne togosti po teoriji nosilcev le funkcija ukrivljenosti. S pojavom razpok se zaradi redistribucije napetosti zgodi padec upogibne togosti slopa (clustra), poveča se njegova ukrivljenost, s tem pa tudi ukrivljenost nadomestne plošče. S padcem upogibne togosti se momenti v modelih Cluster zmanjšajo. Na drugi strani se momenti v modelih Plate povečajo. Razlika v izračunani upogibni obremenitvi se torej med njima veča z nivojem plastifikacije – razpokanostjo. Na mestu prvega nivoja sider, kjer je plastifikacija najizrazitejša, je absolutna vrednost najmanjšega momenta pri modelu MC TCO - P kar za 88 % večja kot pri ostalih modelih Plate.

Z uporabo zgolj modela nadomestnega nosilca (LE - L) precenimo največji moment ($M_{Ed,max}$) za približno 10 % in podcenimo absolutno vrednost najmanjšega momenta ($M_{Ed,min}$) za 9 % glede na referenčni model CONC - P. Razlika v upogibni obremenitvi med modeloma LE - L in LE - P predstavlja vpliv modeliranja in doprinos ugodnega (kontra) momenta zaradi trenja po plašču JG slopov.



Slika 33: Ovojnice glavnih napetosti na zračnem (levo) in zalednem robu (desno) za izbran model slopa premera $D = 1,0$ v profilu B1.



Slika 34: Ovojnice upogibnih momentov za izbran model slopa premera $D = 2,0$ m v profilu B1.

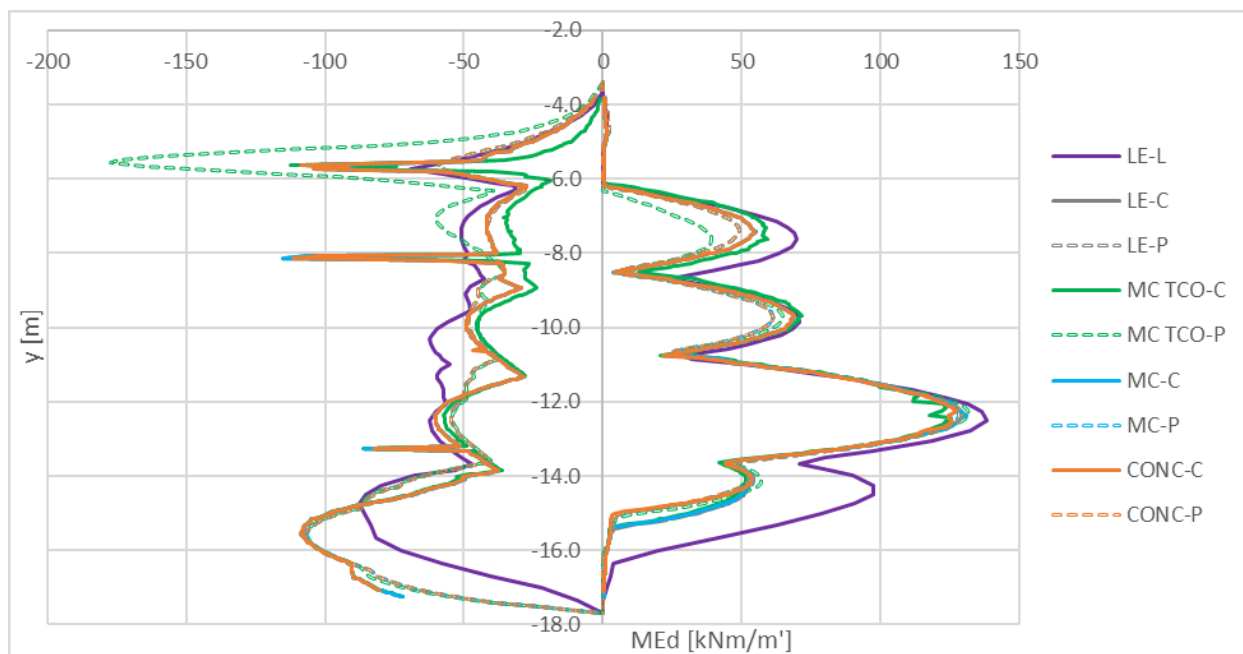
Preglednica 24: Največji ($M_{Ed,max}$) in najmanjši ($M_{Ed,min}$) upogibni momenti za izbran model slopa premera $D = 2,0$ m v profilu B1.

D = 2,0 m	MEd [kNm/m']								
	LE-L	LE-C	LE-P	MC TCO-C	MC TCO-P	MC-C	MC-P	CONC-C	CONC-P
max	381	282	273	282	273	282	273	280	271
min	-145	-339	-240	-339	-240	-339	-240	-332	-235

Močno odstopajo upogibni momenti pri modelu z nadomestnim nosilcem (LE - L). Največji moment je za 40 % večji, absolutna vrednost najmanjšega momenta pa je za 40 % manjša kot pri referenčnem modelu CONC - P. Za vse ostale obravnavane materialne modele so si upogibni momenti podobni. Zaradi izdatno dimenzionirane konstrukcije je slop po celotni globini v tlaku, zato do plastifikacij ne pride. Vsi modeli enako opišejo obnašanje materiala v elastičnem območju.

Veliko odstopanje pri negativnih momentih med načinom izračuna Cluster in Plate je, podobno kot prej, v glavnem vidno le v prerezihi na nivojih sidranja. Vidimo, da je absolutna vrednost najmanjšega momenta, izračunana po načinu Cluster večja za 41 % od izračunane po načinu Plate. Pozitivni momenti, ki se pojavijo med nivoji sidranja se dobro ujemajo ne glede na način izračuna.

PROFIL B5



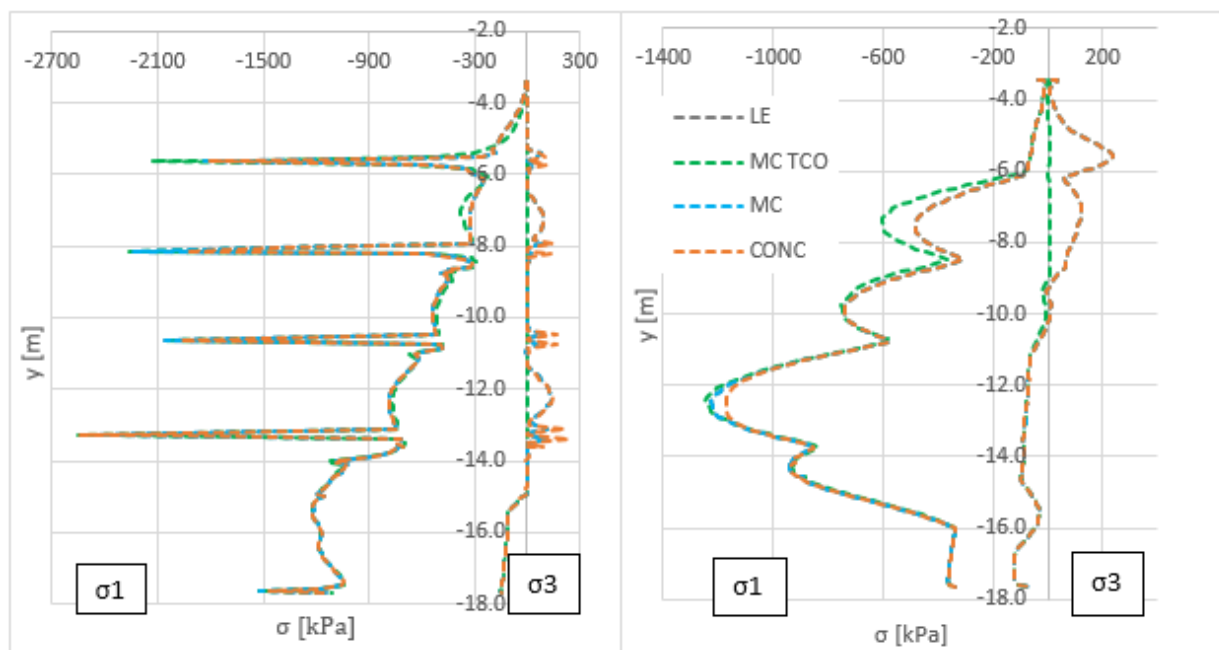
Slika 35: Ovojnice upogibnih momentov za izbran model slopa premera $D = 1,0$ m v profilu B5.

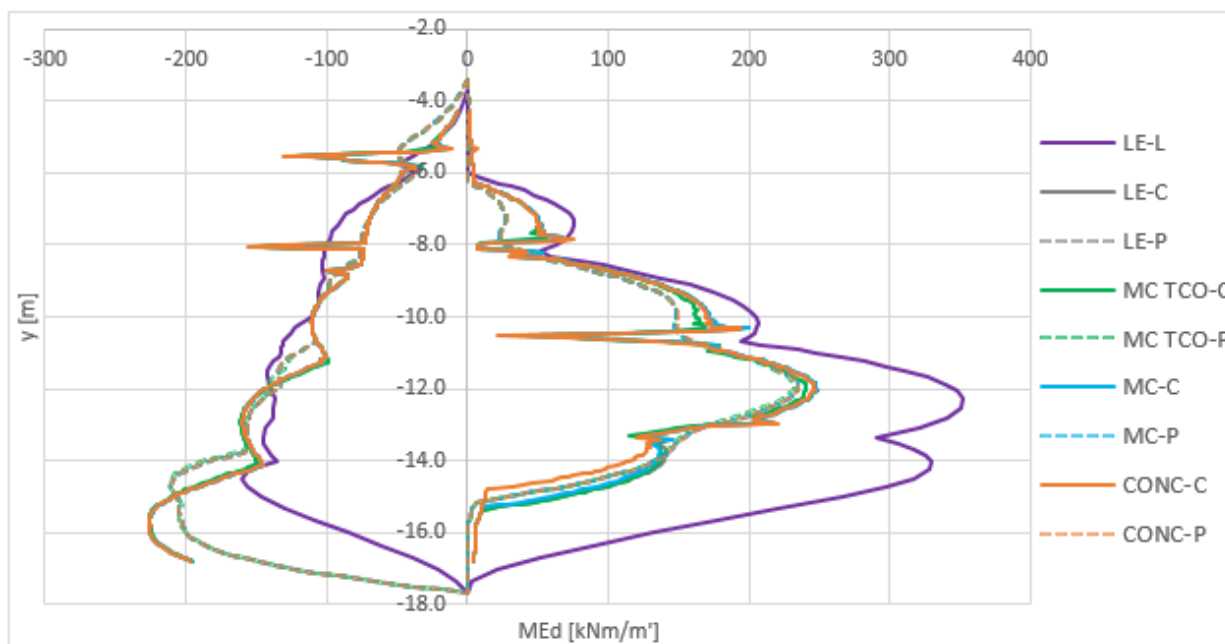
Preglednica 25: Največji ($M_{Ed,max}$) in najmanjši ($M_{Ed,min}$) upogibni momenti za izbran model slopa premera $D = 1,0$ m v profilu B5.

D = 1,0 m	MEd [kNm/m']								
	LE-L	LE-C	LE-P	MC TCO-C	MC TCO-P	MC-C	MC-P	CONC-C	CONC-P
max	138	131	128	125	132	131	128	127	129
min	-87	-115	-107	-112	-177	-115	-107	-112	-107

Na sl. 36 vidimo, da natezna trdnost v primeru slopa manjšega premera, podobno kot v profilu B1, ni presežena ($\sigma_3 < f_{ctk} = 500$ kPa). Slop v primeru materialnih modelov LE, MC in CONC ostaja v elastičnem stanju in posledično do razlik v upogibnih momentih ne pride. Pri modelu brez natezne trdnosti betona MC TCO pride na prvem nivoju sider ponovno do znatne plastifikacije in prerazporejanja napetosti. Absolutna vrednost najmanjšega momenta, je zaradi večje ukrivljenosti prerezov, z izračunom na način Plate (model MC TCO - P) znatno večja od izračuna po načinu Cluster (MC TCO - C).

Še vedno velja ugotovitev, da je razlika v negativnih momentih med načinoma izračuna v prerezih na nivoju sider znatna (sl. 35). Ker najmanjši momenti ne nastopajo na enem izmed teh mest, ampak ob vpetju slopa v tla, iz pregl. 25 razberemo razmeroma dobro ujemanje med obema načinoma izračuna (razen pri MC TCO).


 Slika 36: Ovojnice glavnih napetosti na zračnem (levo) in zalednem robu (desno) za izbran model slopa premera $D = 1,0$ v profilu B5.



Slika 37: Ovojnice upogibnih momentov za izbran model slopa premera $D = 2,0$ m v profilu B5.

Preglednica 26: Največji ($M_{Ed,max}$) in najmanjši ($M_{Ed,min}$) upogibni momenti za izbran model slopa premera $D = 2,0$ m v profilu B5.

$D = 2,0$ m	M_{Ed} [kNm/m']								
	LE-L	LE-C	LE-P	MC TCO-C	MC TCO-P	MC-C	MC-P	CONC-C	CONC-P
max	352	248	235	241	232	248	235	247	235
min	-160	-226	-210	-227	-211	-226	-210	-226	-210

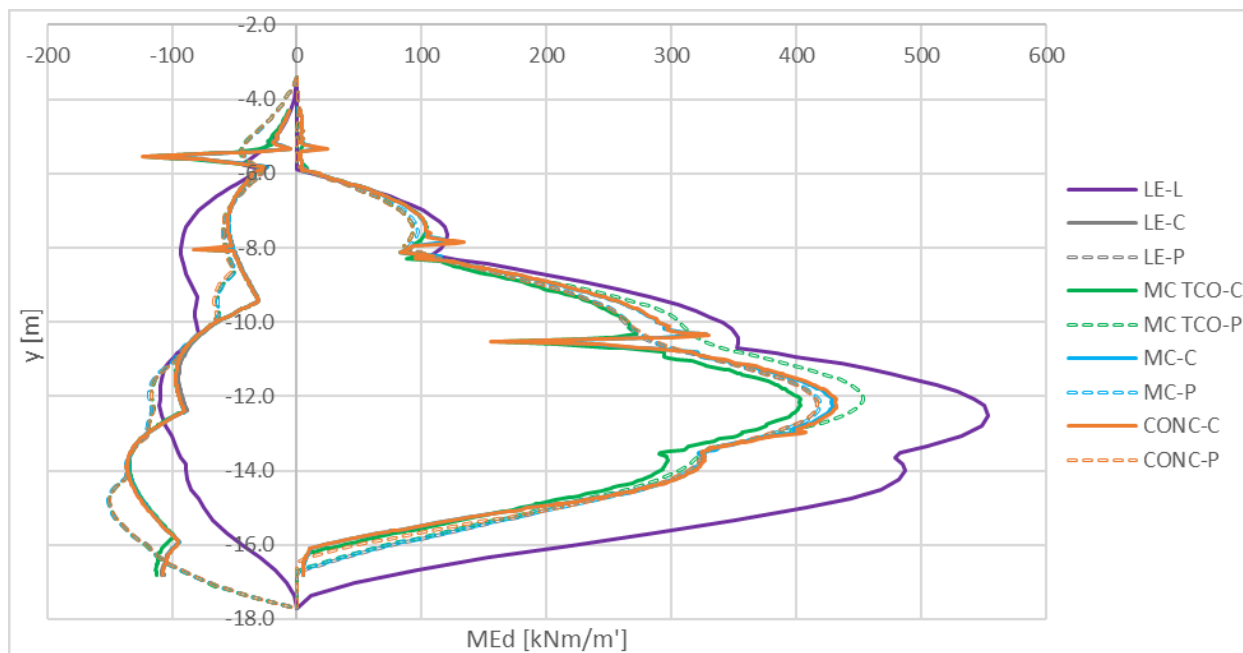
Pri ovojnici upogibnih momentov za slop $D = 2,0$ m vidimo, da z modelom nadomestnega nosilca (LE - L) močno precenimo največji moment za okrog 50 % in podcenimo absolutno vrednost najmanjšega momenta za 24 % glede na referenčni model CONC - P.

Upogibni momenti se pri uporabi različnih materialnih modelov malo razlikujejo. Pri izdatno dimenzionirani konstrukciji pri nizkem nivoju obremenitev prerezi ohranijo elastično upogibno togost. Le malenkostna razlika je pri modelu s MC TCO, ki izkazuje nekoliko manjši največji moment. To je posledica majhne prekoračitve natezne trdnosti v predelu z največjimi pozitivnimi momenti med 3. in 4. nivojem sider. Posledično pride do majhne prerazporeditve napetosti po prerezu (in vzdolž elementa) ter padca začetne elastične upogibne togosti.

Čeprav tudi v tem primeru ne pride do plastifikacije materiala, so razlike med načini izračuna momentov nekoliko večje kot v primeru slopa $D = 1,0$ m. Ujemanje je zadovoljivo dobro, so pa največji momenti po načinu izračuna Cluster večji za okrog 5 %.

MODIFICIRAN PROFIL B5_1.mod – brez konglomerata

V tem primeru obravnavamo rahlo modificiran geološki profil B5, brez prisotnosti plasti konglomerata.



Slika 38: Ovojnice upogibnih momentov za izbran model slopa premera $D = 2,0$ m v modificiranem profilu B5_1.mod.

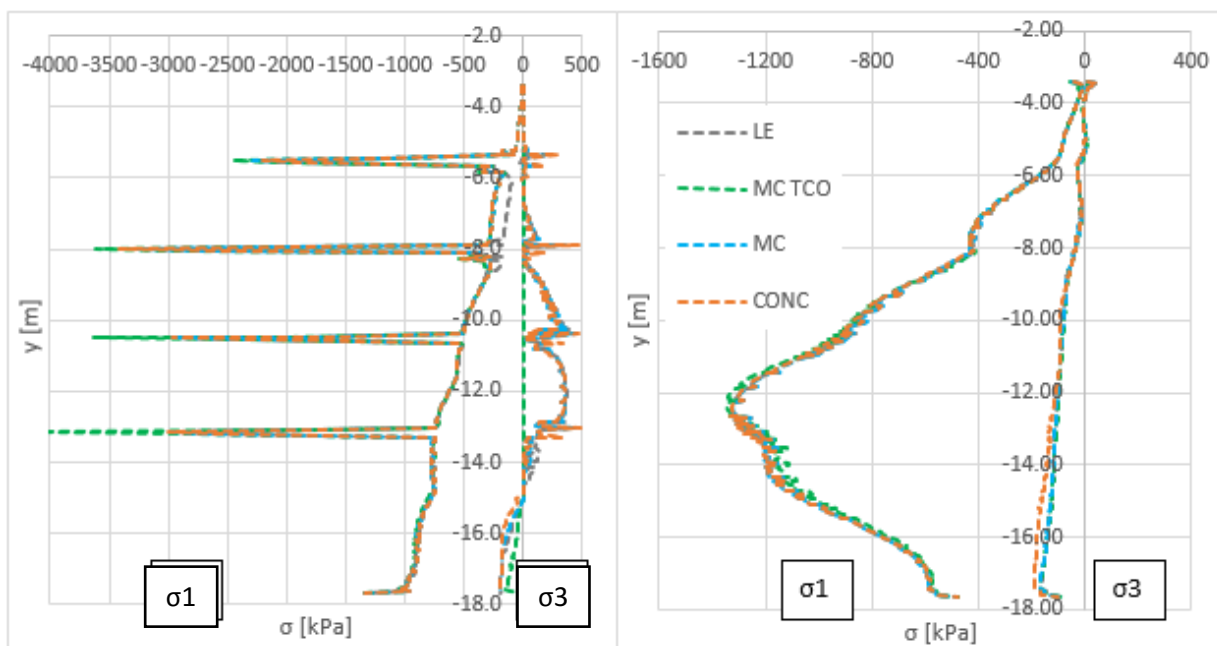
Preglednica 27: Največji ($M_{Ed,max}$) in najmanjši ($M_{Ed,min}$) upogibni momenti za izbran model slopa premera $D = 2,0$ m v profilu B5_1.mod.

D = 2,0 m	MEd [kNm/m']								
	LE-L	LE-C	LE-P	MC TCO-C	MC TCO-P	MC-C	MC-P	CONC-C	CONC-P
max	554	430	417	404	454	429	417	432	417
min	-110	-135	-150	-134	-150	-135	-150	-136	-150

Upogibna obremenitev je največja na globini med 3. in 4. nivojem sider. Ta je še vedno dovolj majhna, da natezne napetosti ne preokorajajo natezne trdnosti ($\sigma_3 < f_{ctk} = 500$ kPa), ki je upoštevana pri modelih LE, MC in CONC (sl. 39). V teh modelih slop ostaja v elastičnem stanju in do večjih razlik v upogibnih momentih ne pride. Pri uporabi materialnega modela brez natezne trdnosti betona MC TCO, pride na omenjeni globini do plastifikacije in prerazporejanja napetosti. Ta povzroči padec upogibne togosti, zaradi česar je največji moment v modelu MC TCO - C manjši kot pri ostalih. Ta je v primerjavi z referenčnim modelom CONC - C manjši za slabih 7 %.

V ploskovnih modelih, kjer ne pride do plastifikacije (materialni modeli LE, MC, CONC) ni bistvenih razlik med načini izračuna (sl. 38 in pregl. 27). Način Cluster izkazuje za okrog 3 % večji največji upogibni moment. Pri materialnem modelu brez natezne trdnosti se s plastifikacijo izvršijo večje deformacije in posledično ukrivljenost prereзов, zaradi česar so momenti pri modelu MC TCO - P v absolutnem smislu večji od modela MC TCO - C za 12 %.

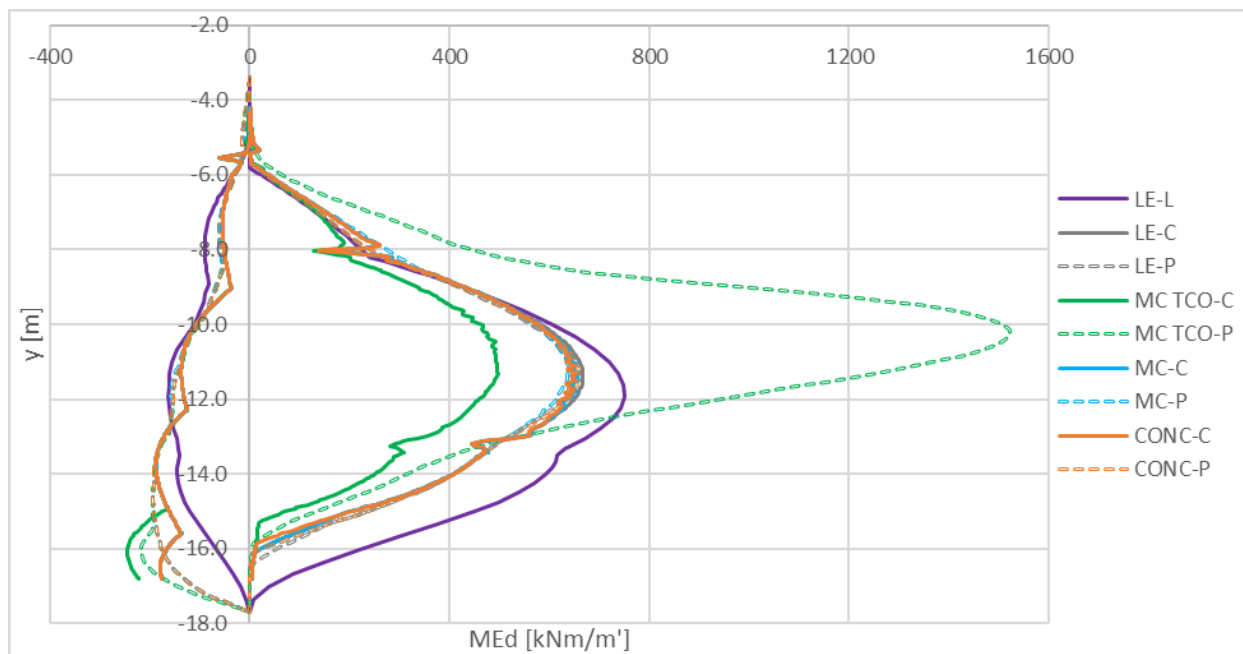
V modelu nadomestnega nosilca (LE - L) je največji moment za 32 % večji, absolutna vrednost najmanjšega momenta pa za 27 % manjša kot pri referenčnem modelu CONC - P.



Slika 39: Ovojnice glavnih napetosti na zračnem (levo) in zalednem robu (desno) za izbran model slopa premera $D = 2,0$ v profilu B5_1.mod

MODIFICIRAN PROFIL B5_2.mod – brez konglomerata in tretjega nivoja sider

V tem primeru obravnavamo modifikacijo profila B5 brez prisotnosti plasti konglomerata, dodatno pa je bil v zasnovi konstrukcije izpuščen še 3. nivo sider. V drugem modificiranem profilu B5 so upogibne obremenitve, ki delujejo na slop, največje in močno deformirajo slop. Kritični razpokani prerezi so na nivoju odstranjenega sidra.



Slika 40: Ovojnice upogibnih momentov za izbran model slopa premera $D = 2,0$ m v modificiranem profilu B5_2.mod.

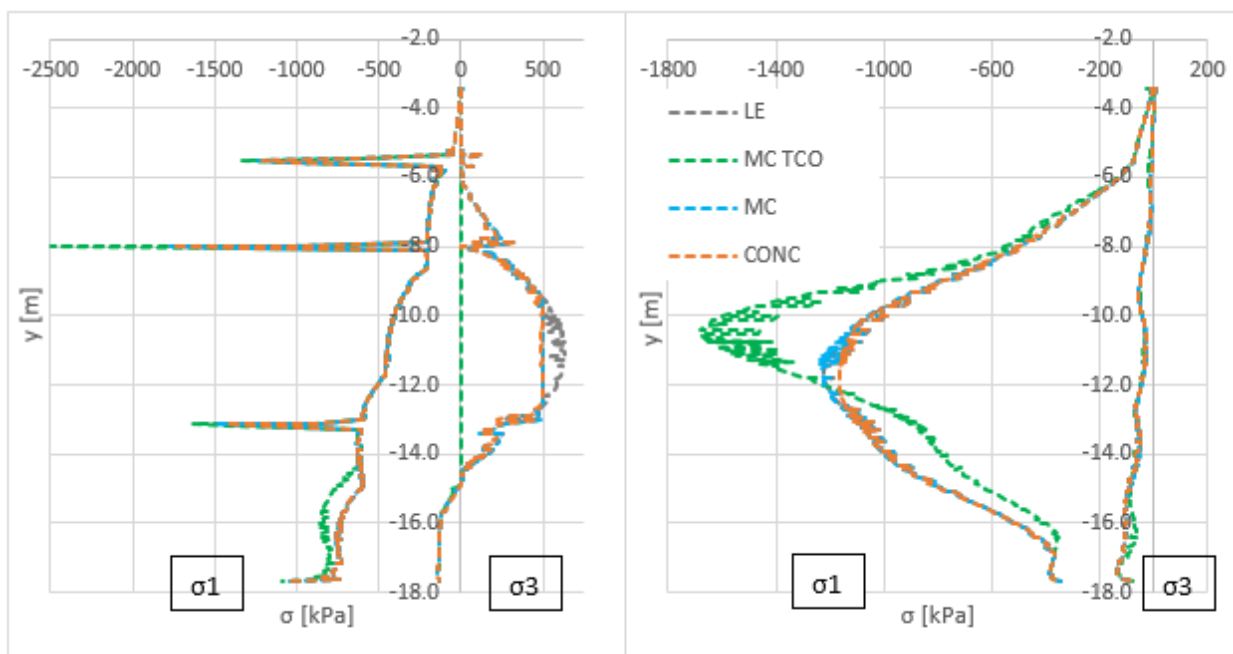
Preglednica 28: Največji ($M_{Ed,max}$) in najmanjši ($M_{Ed,min}$) upogibni momenti za izbran model slopa premera $D = 2,0$ m v profilu B5_2.mod.

D = 2,0 m	M_{Ed} [kNm/m']								
	LE-L	LE-C	LE-P	MC TCO-C	MC TCO-P	MC-C	MC-P	CONC-C	CONC-P
max	750	668	646	497	1522	659	638	654	659
min	-162	-187	-193	-245	-217	-187	-193	-187	-193

Med modeli, ki upoštevajo natezno trdnost materiala (LE, MC, CONC) se največji momenti pojavijo v linearno elastičnem modelu (LE). Ta zaradi elastične upogibne togosti razvije najvišje natezne napetosti. Na zračni strani so generirane natezne napetosti velikostnega reda le malo nad natezno trdnostjo materiala (sl. 41 - levo). Zaradi blage plastifikacije so razlike med modeli z natezno trdnostjo majhne. Pri materialnem modelu CONC je cona razpokanja neizrazita (sl. 52(c)), kakor tudi tečenje v tlaku. Velike razlike se pojavijo med modelom z natezno trdnostjo in modelom brez natezne trdnosti. Višje tlačne napetosti na zalednem robu so pri materialnem modelu MC TCO napram ostalim prikazane na sl. 41 - desno. V prerezi, kjer pride do prerazporeditve napetosti, se upogibna togost zmanjša, prerez pa prevzame manjšo upogibno obremenitev. Največji moment je v modelu MC TCO - C za 24 % manjši od referenčnega modela CONC - C.

Zaradi padca upogibne togosti izkazuje materialni model MC TCO veliko ukrivljenost. Posledično je največji upogibni moment v modelu MC TCO - P večji za 206 % kot v modelu MC TCO - C. Glede na referenčni model CONC - P so momenti večji kar za 231 %. Ukrivljenost je pri ostalih materialnih modelih zaradi blage plastifikacije bistveno manjša, zato je pri njih ujemanje med obema načinoma izračuna razmeroma dobro.

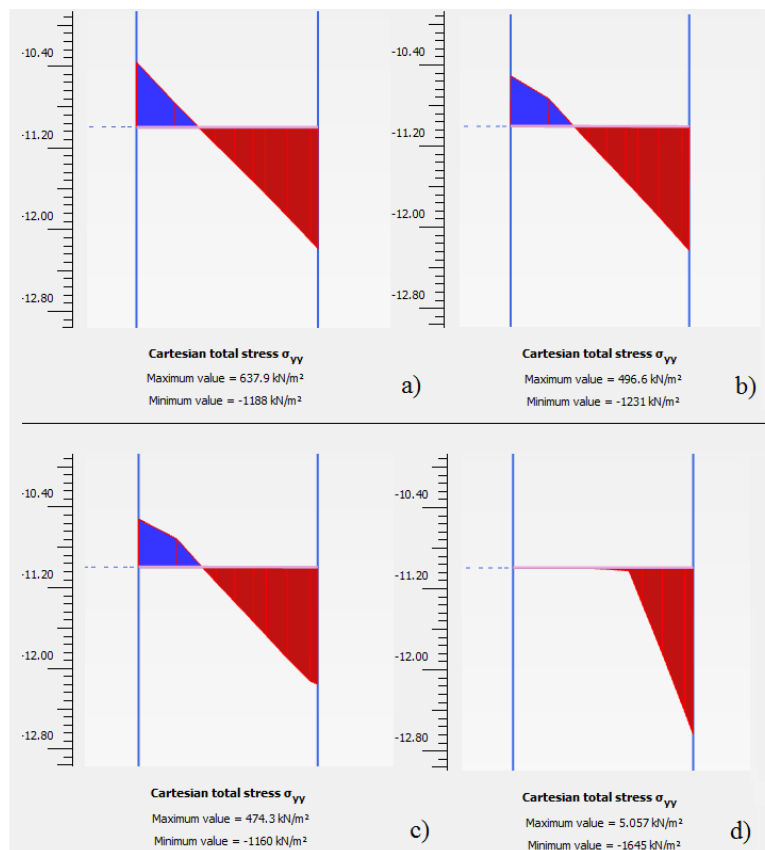
Z uporabo nadomestnega nosilca (LE - L) precenimo največji moment za približno 14 % glede na referenčni model CONC - P. Opazimo, da je razmerje pri obsežnejši plastifikaciji manjše. Trend nakazuje, da je v primeru še izrazitejše plastifikacije razmerje med modeloma obrnjeno.



Slika 41: Ovojnice glavnih napetosti na zračnem (levo) in zalednem robu (desno) za izbran model slopa premera $D = 2,0$ m v modificiranem profilu B5_2.mod.

Z razpokanjem prereza se napetosti prerazporedijo. Nevtralna os se pomika vedno globlje proti tlačnemu robu. Efektivni tlačni prerez se zmanjša, tlačne napetosti na tlačni strani pa se povečajo. Z razpokanjem se zmanjša učinkovita statična višina, medtem pa se ekscentričnost odpora prereza povečuje. Z večanjem ekscentričnosti odpora lahko prerez prevzame pri dani rezultanti tlačnih napetosti višjo upogibno obremenitev. S tem je na nivoju prereza vzpostavljeno statično ravnotežje. Vztrajnostni moment prereza pada sorazmerno s širjenjem razpoke. Posledično je zaradi padca togosti prerez manj obremenjen.

Na sl. 42 prikazujemo vertikalne osne napetosti σ_{yy} v upogibno najbolj obremenjenem prerezu na globini približno 11,0 m, in sicer na delu med 2. in 4. nivojem sider. Zaradi oddaljenosti od sider velja napetostno stanje kot pri upogibnem nosilcu. Prikazane so napetosti v stanju končnega izkopa gradbene jame.



Slika 42: Osne napetosti v razpokanem prerezu za LE (a), MC (b), CONC (c) in MC TCO (d) materialni model.

V LE materialnem modelu je razpored napetosti v prerezu linearen, kar prikazuje sl. 42(a). Ob pojavu razpoke materialni model MC TC ne zmore opisati mehčanja materiala v nategu. Ko je dosežen TCO, se računsko v razpoki natezna trdnost ohrani (sl. 42(b)). Ker je razporeditev napetosti v prerezu drugačna, se razlikujejo tudi rezultirajoči momenti, izračunani z integracijo napetosti v prerezu.

Nasprotno materialni model Concrete ob doseženi porušni natezni deformaciji vodi k materialnemu mehčanju v nategu. Računsko se to izraža kot padec natezne trdnosti v razpoki. Na sl. 42(c) razpokan prerez zaradi mehčanja kaže nekoliko nižjo natezno trdnost. Močan upogib povzroči velike tlačne napetosti na zaledni strani slopa. Glavne tlačne napetosti presežejo mejo tečenja v tlaku, zato pride do blage plastifikacije materiala v tlaku. Na sl. 41 - desno vidimo, da je na zalednem (tlačnem) robu tlačna napetost najmanjša ravno pri tem modelu. Z uporabo materialnega modela brez natezne trdnosti MC TCO, prerez nudi odpornost le v tlaku. Statično ravnotežje se zagotovi s prerazporejanjem napetosti po prerezu. Tlačna višina prereza se zmanjša, obremenitev se uravnesi z večjimi tlačnimi napetostmi na robu tlačnega dela prereza (sl. 42(d)).

7.2 Vpliv togosti

V primeru JG konstrukcij negotovosti ne izvirajo le iz omejenega poznavanja pogojev tal, ampak tudi iz karakterističnih vrednosti materialnih parametrov JG kompozita. Slednje izvirajo iz znatne variabilnosti tlačne trdnosti in elastičnega modula preizkušancev [12].

Ključno pri numeričnem modeliranju podpornih slopov je poznavanje deformabilnostnih lastnosti JG kompozita. Privzeta vrednost elastičnega modula materiala vpliva na določitev elastične upogibne togosti slopa, kar znatno vpliva na izračunane upogibne momente [3]. Dodatno na izračun togosti vpliva še geometrija oziroma spremenljiv premer slopa po globini. Omenjeni parametri so odvisni od lastnosti temeljnih tal in od njene odpornosti pri rušenju in mešanju z betonom v procesu izvedbe jet groutinga [2]. Priporočeno je upoštevati še gradbene tolerance in reološke vplive. Slabo poznavanje ključnih vhodnih podatkov vodi k izvedbi parametrične analize z upoštevanjem zgornje in spodnje mejo velikosti upogibne togosti in konservativne tlačne oz. natezne trdnosti JG kompozita.

V tem poglavju smo preučevali vpliv elastičnega modula JG kompozita na izračun upogibnih momentov. Možen vpliv geometrije prereza na obravnavano odvisnost smo preverili s slopoma premera $D = 1,0$ in $D = 2,0$ m. Vpliv smo analizirali v profilih B1 in B5, kjer je, zaradi izdatne zasnove konstrukcije, izkazan razmeroma nizek nivo obremenitev. Dodatno smo analizirali še drugo modifikacijo profila B5, kjer je nivo obremenitev precej višji.

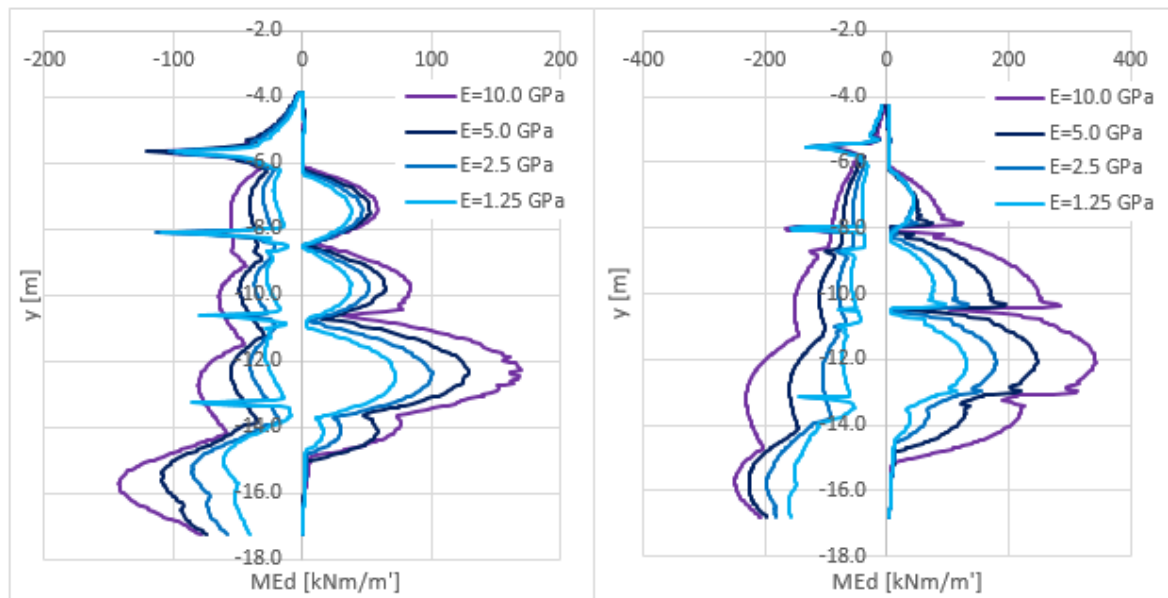
Slope smo modelirali s Concrete materialnim modelom, izračun NSK pa je potekal z integracijo napetosti po prerezu (model CONC - C). Izbrana referenčna vrednost elastičnega modula znaša $E = 5,0$ GPa, kar je pričakovana vrednost glede na dane geološke pogoje tal in uporabljeno tehnologijo gradnje. Računske primerjave so bile izvedene na podlagi analiz z 2x in 4x manjšim ($E = 1,25$ in $2,5$ GPa) ter 2x večjim elastičnim modulom ($E = 10,0$ GPa). Izbrane vrednosti predstavljajo meje smiselnega razpona elastičnega modula za izbran trdnosti razred JG kompozita (pregl. 8). Boljša interpretacija rezultatov je možna, če elastične module E_i in pripadajoče upogibne momente M_i normiramo z referenčnim elastičnim modulom $E_0 = 5,0$ GPa oz. $M_0 = M(E = 5,0 \text{ GPa})$ z enačbama:

$$\bar{E}_i = \frac{E_i}{E_0} \quad ; \quad \bar{M}_i = \frac{M_i}{M_0} \quad (90)$$

Vpliv elastičnega modula na upogibne momente smo poskušali opisati z regresijsko analizo. Opravili smo linearno regresijo na logaritmirane vrednosti podatkov (linear-log). Normiranim elastičnim modulom $\bar{E}_i$ in pripadajočim računskim upogibnim momentom $\bar{M}_i$ smo prilagodili logaritemsko regresijsko funkcijo v obliki $\bar{M}_i = a + b \cdot \ln \bar{E}_i$, kjer sta a in b konstanti. Konstanta a ni vedno točno enaka 1,0, kar pomeni, da krivulja v splošnem ne seka izhodišča. Ločeno smo obdelovali pozitivne momente (izbočijo slop) in negativne momente (vbočijo slop).

V nadaljevanju so za obravnavane računske profile prikazane ovojnice upogibnih momentov v slopih premera $D = 1,0$ m in $D = 2,0$ m v odvisnosti od privzetega elastičnega modula JG kompozita. Nato so v normirani obliki prikazane krivulje največjih in najmanjših upogibnih momentov v odvisnosti od elastičnega modula materiala. Dodatno je prikazana še ukrivljenost slopa za zadnjo gradbeno fazo v odvisnosti od elastičnega modula materiala. S črtkano črto so označene višine nivojev sider.

Profil B5

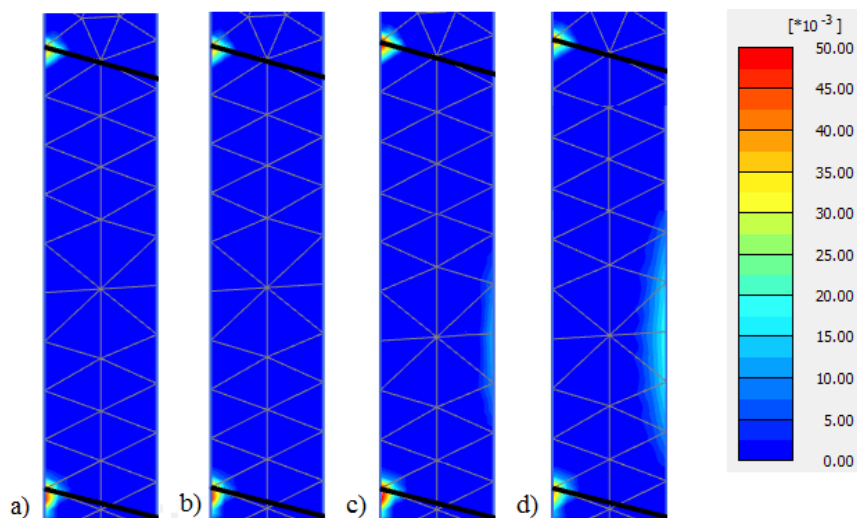


Slika 43: Potek upogibnih momentov vzdolž slopa premera $D = 1,0$ (levo) in $D = 2,0$ m (desno) za različne module elastičnosti JG kompozita.

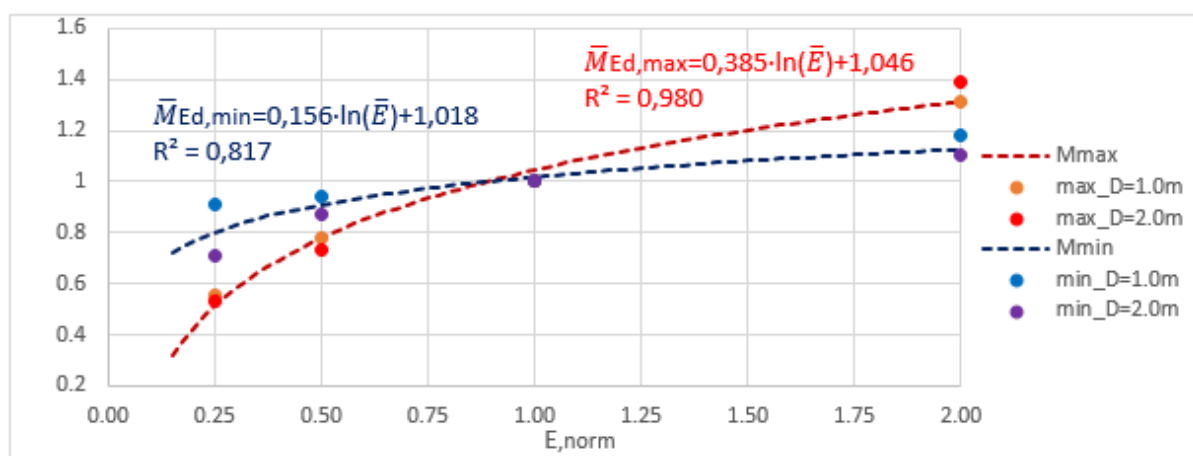
Vidimo, da upogibni momenti naraščajo z večanjem elastičnega modula JG kompozita, ki vpliva na elastično upogibno togost slopa. Momentna krivulja je za vse togosti podobne oblike, saj se pri majhnih nivojih obremenitev ohranja začetna upogibna togost prereza in ne pride do prerazporeditve napetosti in momentov vzdolž slopa.

Ne glede na vrednost elastičnega modula materiala, pri slopu premera $D = 2,0$ m ne pride do mehčanje v nategu, ki ga beleži normalizirana natezna deformacija H_t . Zaradi velikega odpornostnega momenta prereza so natezne napetosti manjše od natezne trdnosti. Še manjša je izkoriščenost materiala v tlaku, tako da ostane slop $D = 2,0$ m v celoti v elastičnem stanju.

V slopu premera $D = 1,0$ m ne pride do mehčanja v nategu in prerez ne razpoka. Na sl. 44 je prikazan razvoj normalizirane tlačne deformacije H_c . Vidimo, da je pri $E = 1,25\text{--}2,5$ GPa parameter povsod enak nič kar pomeni, da meja tečenja v tlaku ni presežena. Slop je v elastičnem stanju. Pri $E = 5,0$ GPa je na zaledni strani v tlačni coni presežena meja tečenja, začne se utrjevanje v tlaku. Opazno je, da se cona večja z elastičnim modulom, vendar do mehčanja v tlaku ne pride ($H_c < 1,0$).

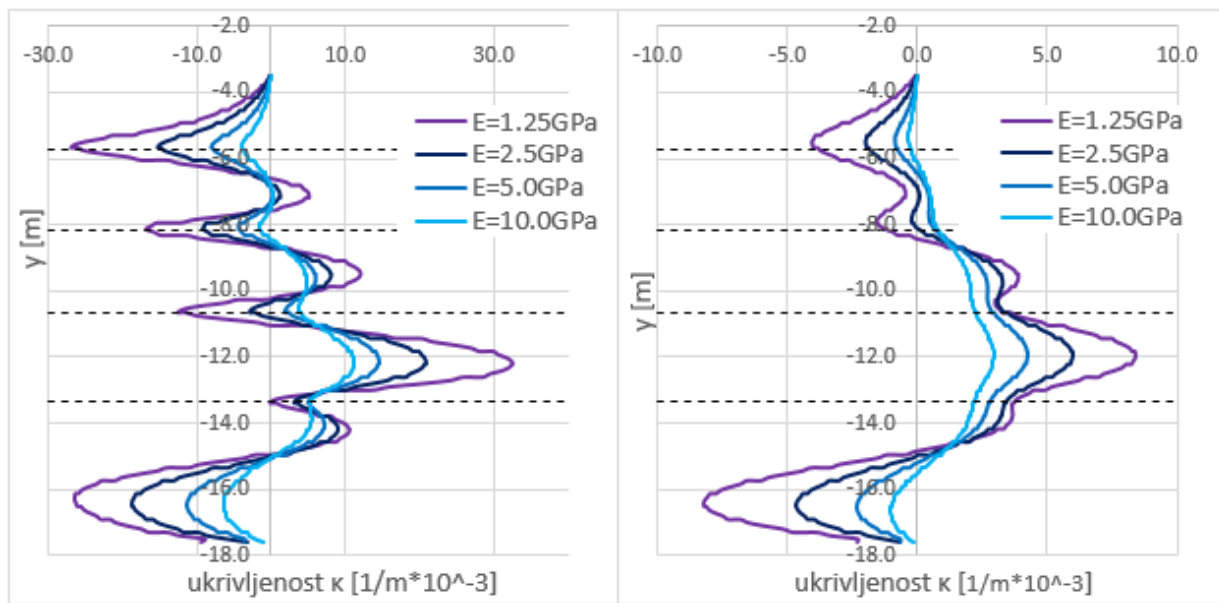


Slika 44: Razvoj parametra normalizirane tlačne deformacije z večanjem elastičnega modula za slop premera $D = 1,0$ m in elastičnim modulom $E = 1,25$ GPa (a), $E = 2,5$ GPa (b), $E = 5,0$ GPa (c), $E = 10,0$ GPa (d).



Slika 45: Normirana krivulja največjega ($\bar{M}_{Ed,max}$) in najmanjšega ($\bar{M}_{Ed,min}$) upogibnega momenta v odvisnosti od elastičnega modula.

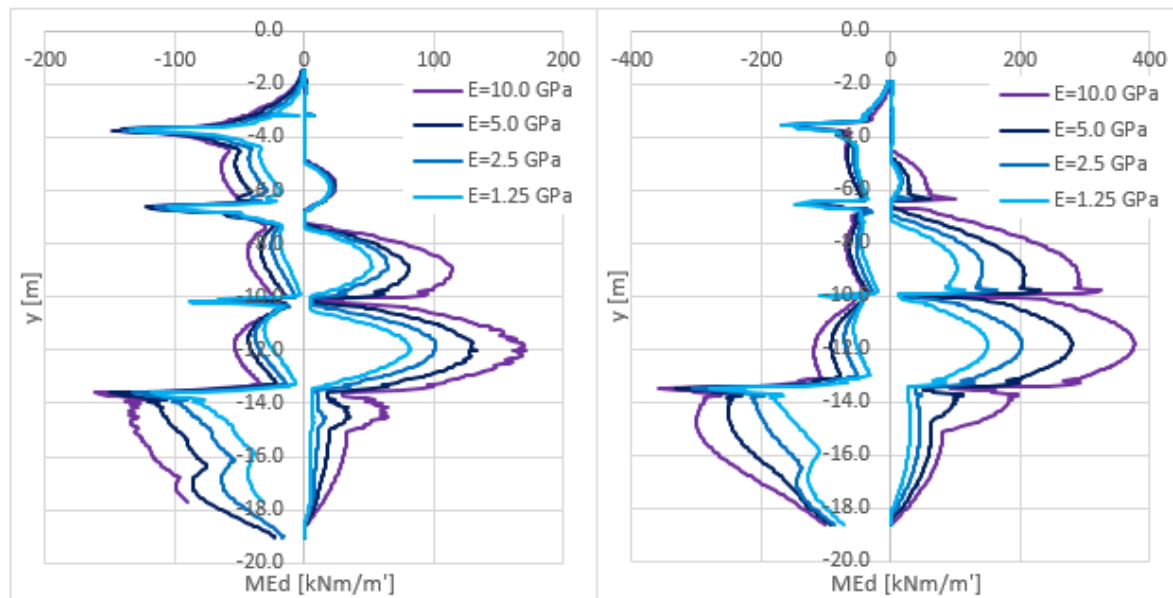
Na sl. 45 vidimo, da upogibni momenti z naraščanjem elastičnega modula monotono naraščajo, se pa pri velikih upogibnih togostih prirast zmanjšuje. Hitreje naraščajo pozitivni momenti.



Slika 46: Ukrivljenost vzdolž slopa D = 1,0 m (levo) in D = 2,0 m (desno) pri različnih togostih JG kompozita.

Pri obeh slopih vidimo, da se ukrivljenost prereзов ne zmanjšuje linearno z večanjem elastičnega modula materiala oz. upogibno togostjo prereza. Sprememba ukrivljenosti je bolj izrazita pri majhnih togostih.

Profil B1

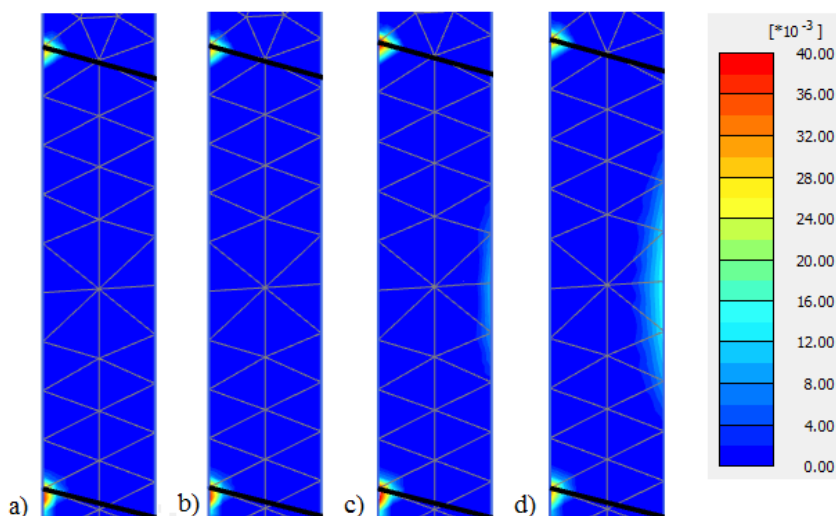


Slika 47: Potek upogibnih momentov vzdolž slopa premera D = 1,0 m (levo) in D = 2,0 m (desno) za različne module elastičnosti JG kompozita.

Zaradi nizkega nivoja obremenitev veljajo podobne ugotovitve kot v profilu B5. Do prerazporeditve napetosti in momentov vzdolž slopa ne pride pri nobeni vrednosti elastičnega modula materiala.

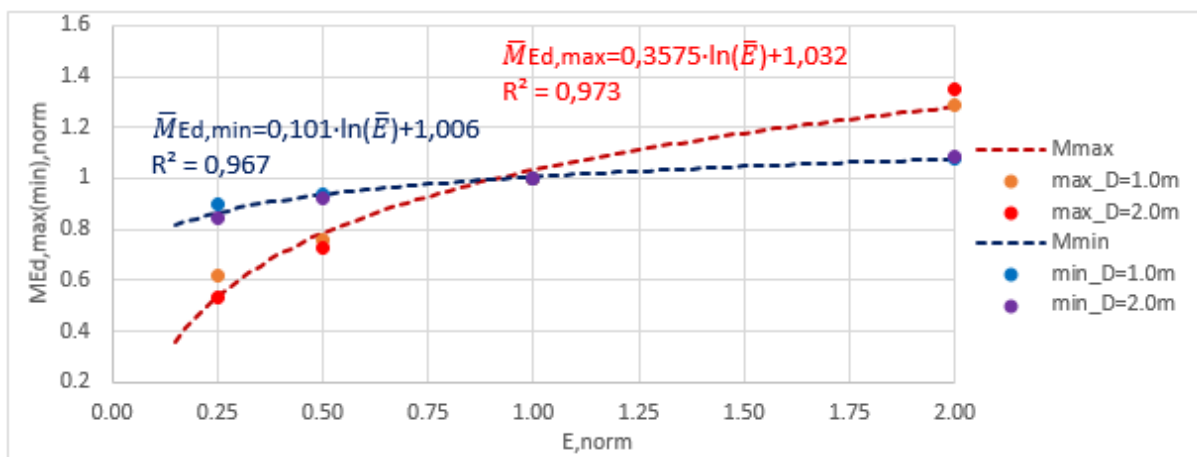
Slop premera $D = 2,0$ m ne razpoka pri nobeni togosti, kar nakazuje odsotnost mehčanja v nategu (normalizirana natezna deformacija H_t je enaka nič). Podobno velja za tlačne napetosti, ki ne prekoračijo meje tečenja materiala – ni materialnega utrjevanja v tlaku. Slop ostane v celoti v elastičnem stanju.

Na sl. 48 je prikazan razvoj normalizirane tlačne deformacije H_c za slop premera $D = 1,0$ m. Preseženost meje tečenja in posledično padec začetne togosti materiala v tlaku sta vidna pri elastičnem modulu $E = 5,0$ GPa in višje. Mehčanja v nategu ni, saj prerez ne razpoka.

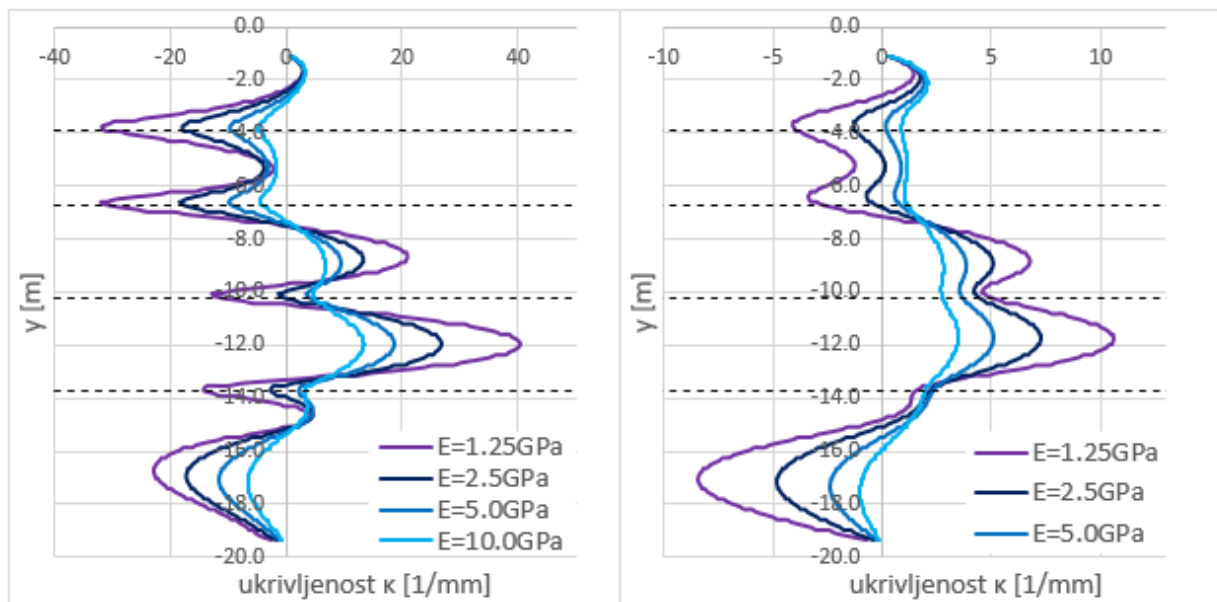


Slika 48: Razvoj parametra normalizirane tlačne deformacije z večanjem elastičnega modula za slop premera $D = 1,0$ m in elastičnim modulom $E = 1,25$ GPa (a), $E = 2,5$ GPa (b), $E = 5,0$ GPa (c), $E = 10,0$ GPa (d).

Normirana krivulja upogibnih momentov (sl. 49) kaže podobno zvezo kot v profilu B5. Konstrukciji sta v obeh profilih v elastičnem stanju, nivo obremenitev je majhen. Malenkostna razlika v naklonu krivulje se pojavi zaradi nekoliko drugačnih deformacijskih oblik, kot posledica različne geometrije konstrukcije, zasnove gradbene jame in geoloških profilov. Prirast momentov je večji pri slopu $D = 2,0$ m.



Slika 49: Normirana krivulja največjega ($\bar{M}_{Ed,max}$) in najmanjšega ($\bar{M}_{Ed,min}$) upogibnega momenta v odvisnosti od elastičnega modula.

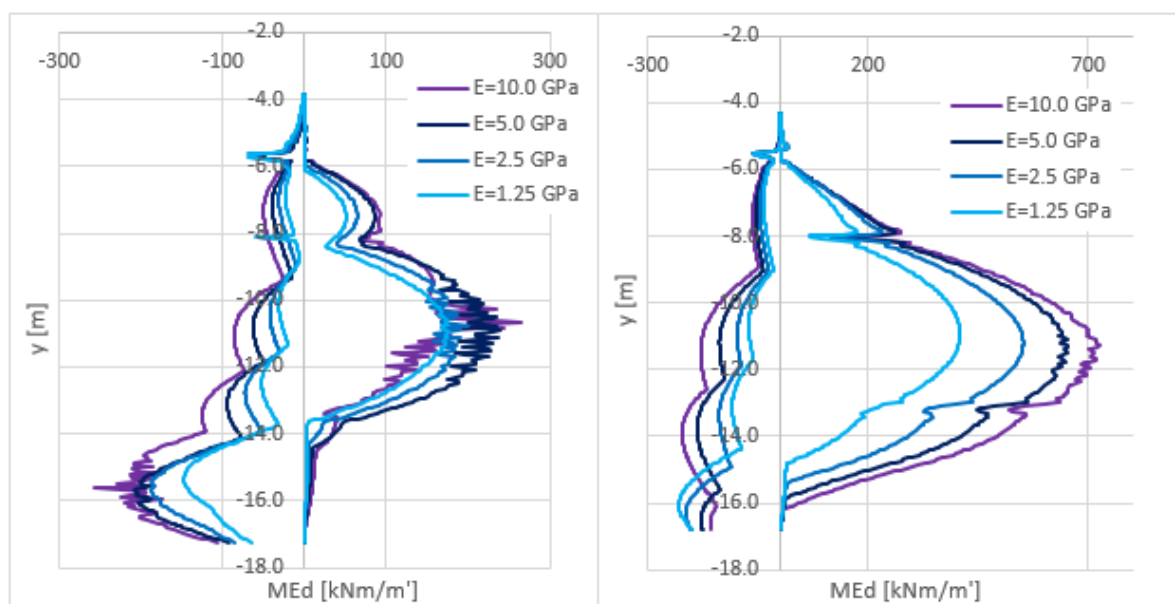


Slika 50: Ukrivljenost vzdolž slopa $D = 1,0$ m (levo) in $D = 2,0$ m (desno) pri različnih togostih JG kompozita.

Opazimo, da ukrivljenost z naraščanjem upogibne togosti (elastični modul, premer slopa) pada. Ponovno se pokaže, da sprememba ukrivljenosti ni premosorazmerna togosti slopa. Iz profilov B1 in B5 vidimo, da se tudi v primeru, ko se slop ne plastificira, momenti in ukrivljenost ne povečujejo premosorazmerno z upogibno togostjo prereza slopa. To je posledica kompleksne interakcije med konstrukcijo in zemljino, ki izhaja iz statične nedoločenosti konstrukcije. V tem primeru statična nedoločenost konstrukcije izvira iz konstrukcijske zasnove zaščite gradbene jame, saj obravnavamo večkrat sidrano in na dnu vpeto podporno konstrukcijo.

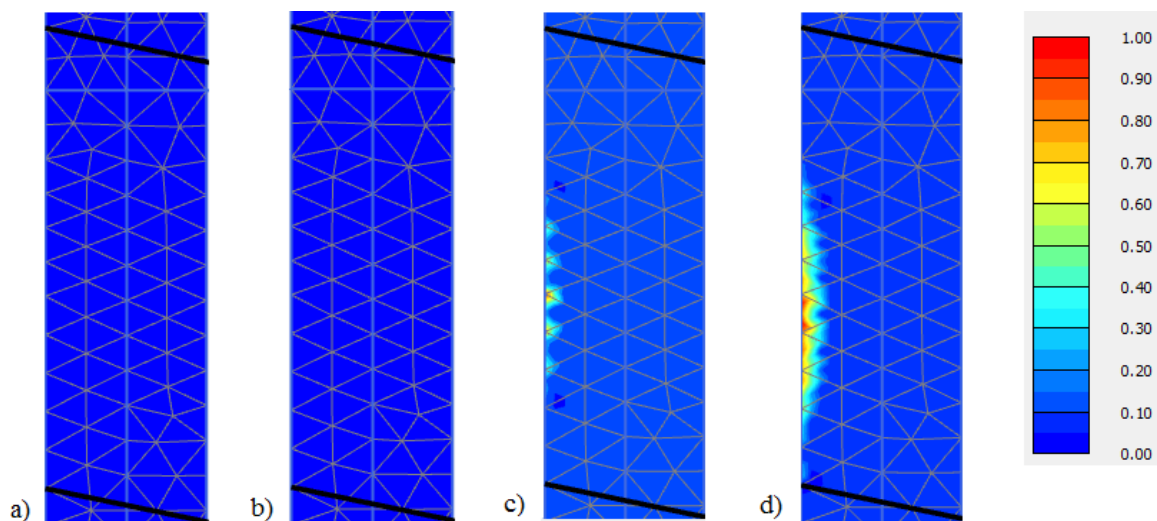
Modificiran profil B5_2.mod

Na sl. 51 vidimo, da momenti naraščajo z upogibno togostjo slopa. Zanimiv je potek momentov za premer slopa 1,0 m. Moment pri elastičnem modulu $E = 10$ GPa na upogibno najbolj obremenjenem delu slopa nekoliko odstopa od poteka pri ostalih vrednostih modula. To je posledica razpokanja prereza in znatnega prerazporejanja napetosti in momentov vzdolž elementa.



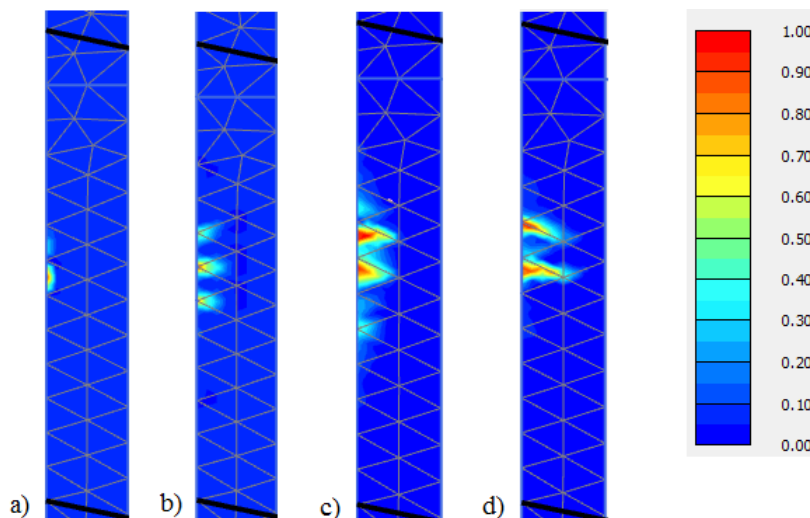
Slika 51: Potek upogibnih momentov vzdolž slopa premera $D = 1,0$ m (levo) in $D = 2,0$ m (desno) za različne vrednosti modula elastičnosti JG kompozita.

Na sl. 52 je za slop premera $D = 2,0$ m prikazan parameter normalizirane natezne deformacije H_t . Vidimo, da je pri $E = 1,25$ – $2,5$ GPa parameter povsod enak nič, kar pomeni, da natezna trdnost materiala ni presežena, slop je nerazpokan. Materialno mehčanje v nategu je vidno pri modulu $E \geq 5,0$ GPa. Razpokanost se večja z elastičnim modulom. Mehčanje v tlaku je zanemarljivo.



Slika 52: Razvoj cone mehčanja v nategu (razpokanja) z večanjem elastičnega modula za slop premera $D = 2,0$ m in elastičnim modulom $E = 1,25$ GPa (a), $E = 2,5$ GPa (b), $E = 5,0$ GPa (c), $E = 10,0$ GPa (d).

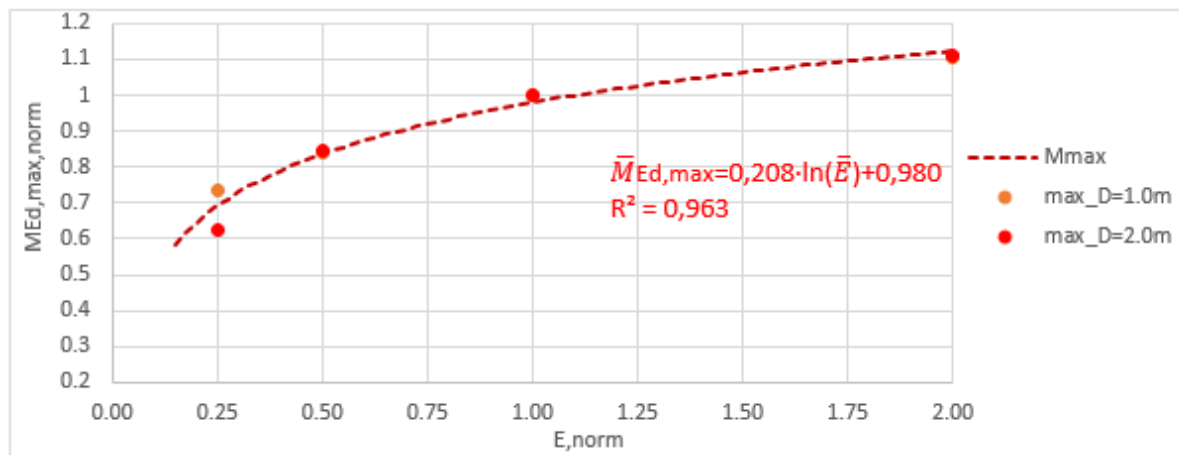
Slop premera $D = 1,0$ m razpoka že pri elastičnem modulu $E = 1,0$ GPa, kar je na sl. 53 prikazano z nateznim parametrom H_t , ki je večji od nič. Z večanjem elastičnega modula se cona mehčanja povečuje, razpoke pa se podaljšujejo globoko v prerez. Pri slopu manjšega premera je znatna tudi plastifikacija v tlaku (ni prikazana), ki se povečuje z večanjem razpok.



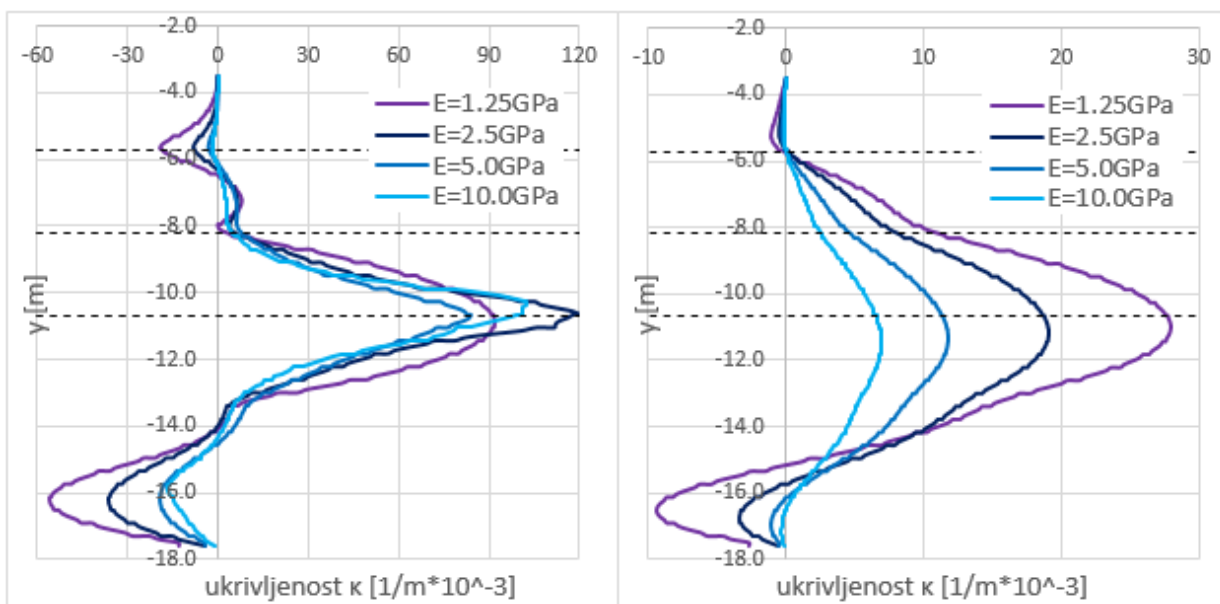
Slika 53: Razvoj cone mehčanja (razpokanja) z večanjem elastičnega modula za slop premera $D = 1,0$ m in elastičnim modulom $E = 1,25$ GPa (a), $E = 2,5$ GPa (b), $E = 5,0$ GPa (c), $E = 10,0$ GPa (d).

Omeniti velja, da barvni prikaz parametra v prikazovalniku *Output* ni povsem natančen. Razlog je v numerični interpolaciji vozliščnih vrednosti po ploskovnem KE. Jasna grafična primerjava razpokanosti z barvno skalo je pogosto nemogoča. V tem primeru je neustrezno prikazana večja cona razpokanosti v primeru (c) kot v (d).

Normirana krivulja upogibnih momentov v odvisnosti od modula elastičnosti kaže v profilu B5_2.mod najmanjši naklon. Zaradi visokih upogibnih obremenitev slop razpoka. S tem se mu zmanjša togost, zaradi česar se v slopu generirajo manjši upogibni momenti, kot pri ostalih analiziranih profilih. V tem profilu so negativni momenti napram pozitivnim zanemarljivo majhni, zato njihov prikaz izpustimo.



Slika 54: Normirana krivulja največjega ($\bar{M}_{Ed, \max}$) upogibnega momenta v odvisnosti od elastičnega modula.



Slika 55: Ukrivljenost vzdolž slopa $D = 1,0$ m (levo) in $D = 2,0$ m (desno) pri različnih togostih JG kompozita.

Prvič tudi opazimo, da se v primeru slopa manjšega premera slopa (sl. 55 - levo) ukrivljenost z večanjem togosti slopa ne zmanjšuje. Ukrivljenost je največja pri elastičnem modulu $E = 2,5$ GPa, najmanjša pa pri $E = 5,0$ GPa. Nepričakovan razpored ukrivljenosti je posledica tega, da upogibna togost razpokanega prereza ni več odvisna le od velikosti elastičnega modula materiala, temveč tudi od geometrijskih karakteristik tj. vztrajnostnega momenta nerazpokanega (tlačenega) dela.

7.3 Vpliv modeliranja armature

V tem poglavju se osredotočimo na vpliv modeliranja armature v analizi konstrukcije, s poudarkom na upogibni obremenitvi slopa.

Armatura ima pomemben vpliv na togost nerazpokanega slopa. V običajnih AB prerezih znaša stopnja armiranja od 1 do 2 %. Če upoštevamo še razmerje med elastičnima moduloma za jeklo in JG kompozitom, ki znaša $\eta \approx E_{jeklo}/E_{JG} = 10$, je prispevek jekla k osni togosti EA nerazpokanega prereza okrog 10 %. Zaradi nizkega modula elastičnosti JG kompozita je lahko prispevek armature še večji [2].

Za primer centrično armiranega slopa s palico premera $\varnothing 36$ je v pregl. 29 izračunan delež armature v skupni togosti slopa premera $D = 1,0$ m in $D = 2,0$ m pri vrednostih elastičnega modula JG kompozita $E = 1,5$ GPa in $5,0$ GPa. Doprinos armature k osni togosti EA je razmeroma velik in se večja s padcem togosti JG kompozita in/ali zmanjšanjem premera slopa. Armatura le minimalno vpliva na začetno (nerazpokano) upogibno togost prereza EI , saj običajno težišči armature in prereza sovpadata. Vpliv lahko postane večji v primeru razpokanega prereza in v primeru, ko slop armiramo z jeklenimi profili.

Preglednica 29: Delež armature v skupni togosti nerazpokanega prereza glede na premer slopa in elastični modul JG kompozita.

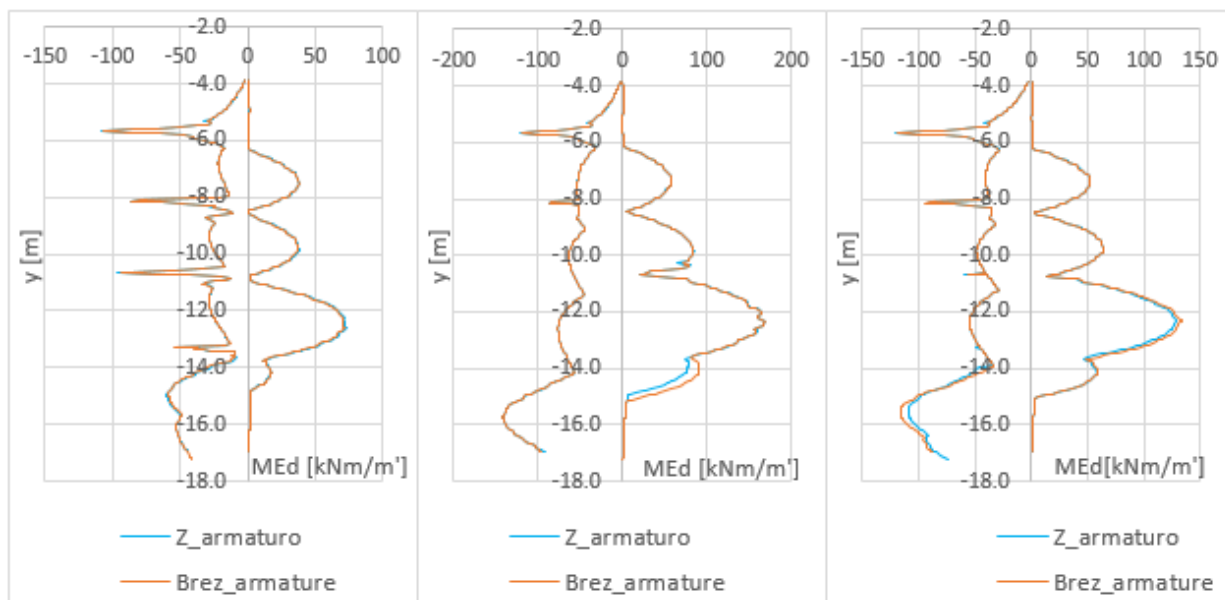
	E [GPa]	$D = 1,0$ m	$D = 2,0$ m
EA	5,0	4,6 %	2,4 %
	1,5	15,4 %	7,9 %
EI	5,0	0,01 %	0,0 %
	1,5	0,02 %	0,0 %

Analiza je potekala na slopu premera $D = 1,0$ m. Privzet je bil Concrete materialni model, NSK so bile izračunane z integracijo napetosti po prerezu (model CONC - C). Armaturo smo modelirali z linearno elastičnim elementom *Plate* v težišču prereza slopa. Elementu smo pripisali dejansko togost armaturne palice. Površina vgrajene armaturne palice $\varnothing 36$ znaša $A = \pi \varnothing^2/4 = 1,02 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2$, vztrajnostni moment pa $I = \pi \varnothing^4/64 = 8,24 \cdot 10^{-8} \text{ m}^4$. Ob privzetem modulu elastičnosti jekla $E = 200$ GPa znaša vhodna osna togost *Plate* elementa $EA = 203\,575 \text{ kN/m'}$, upogibna togost pa $EI = 16,5 \text{ kNm}^2/\text{m'}$.

Analizirali in primerjali smo model brez armature in model z armaturo. Model brez armature je v splošnem identičen kot model z upoštevanjo armature, a z deaktiviranim *Plate* elementom v vseh računskih fazah. Na ta način smo se izognili vplivu mreže KE na izračunane NSK.

V nadaljevanju so za obravnavane računske profile prikazane ovojnice upogibnih momentov z in brez upoštevanja armature za različne vrednosti elastičnega modula JG kompozita.

PROFIL B5



Slika 56: Primerjava ovojnice upogibnih momentov v slopu z in brez armature. $E = 1,25$ GPa (levo), $E = 5,0$ GPa (sredina) in $E = 10,0$ GPa (desno).

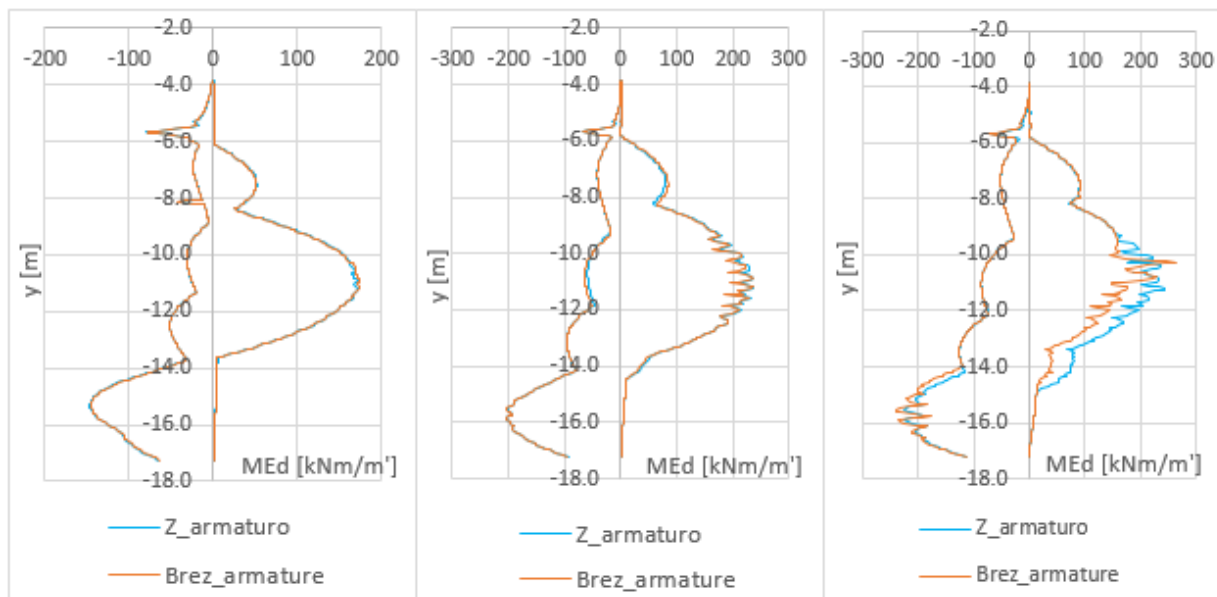
Preglednica 30: Največji (MEd,max) in najmanjši (MEd,min) upogibni momenti v slopu z in brez armature pri različnih vrednostih elastičnega modula.

MEd [kNm/m']				
E [GPa]		Brez armature	Z armature	Razmerje brez / z armature
1,25	max	71,5	72,9	0,98
	min	-106,4	-108,3	0,98
5,0	max	133,2	129,2	1,03
	min	-118,9	-120,7	0,99
10,0	max	168,9	169,2	1,00
	min	-142,3	-142,3	1,00

V profilu B5 so ne glede na vrednosti elastičnega modula JG kompozita razlike v upogibni obremenitvi med modeloma zelo majhne (do 3 %). To je pričakovano, saj slop, v skladu z ugotovitvami v profilu B1, ne glede na upogibno togost ne razpoka. Nerazpokan prerez ohranja začetno elastično upogibno togost, prispevek armature je praktično zanemarljiv (pregl. 30).

MODIFICIRAN PROFIL B5_2.mod

V razpokanem prerezu je vpliv armature na togost in na odpornost prereza pomembnejši. Pri elastičnem modulu JG kompozita $E = 10,0$ GPa (sl. 57 - desno) se poteka pozitivnih momentov vzdolž slopa ne ujemata več. Pozitivni upogibni momenti so ob upoštevanju armature večji kot brez nje, z izjemo upogibno najbolj obremenjenega prereza na globini -10,3 m.



Slika 57: Primerjava ovojnice upogibnih momentov v slopu z in brez modelirane armature za različne elastične module. $E = 1,25$ GPa (levo), $E = 5,0$ GPa (sredina) in $E = 10,0$ GPa (desno).

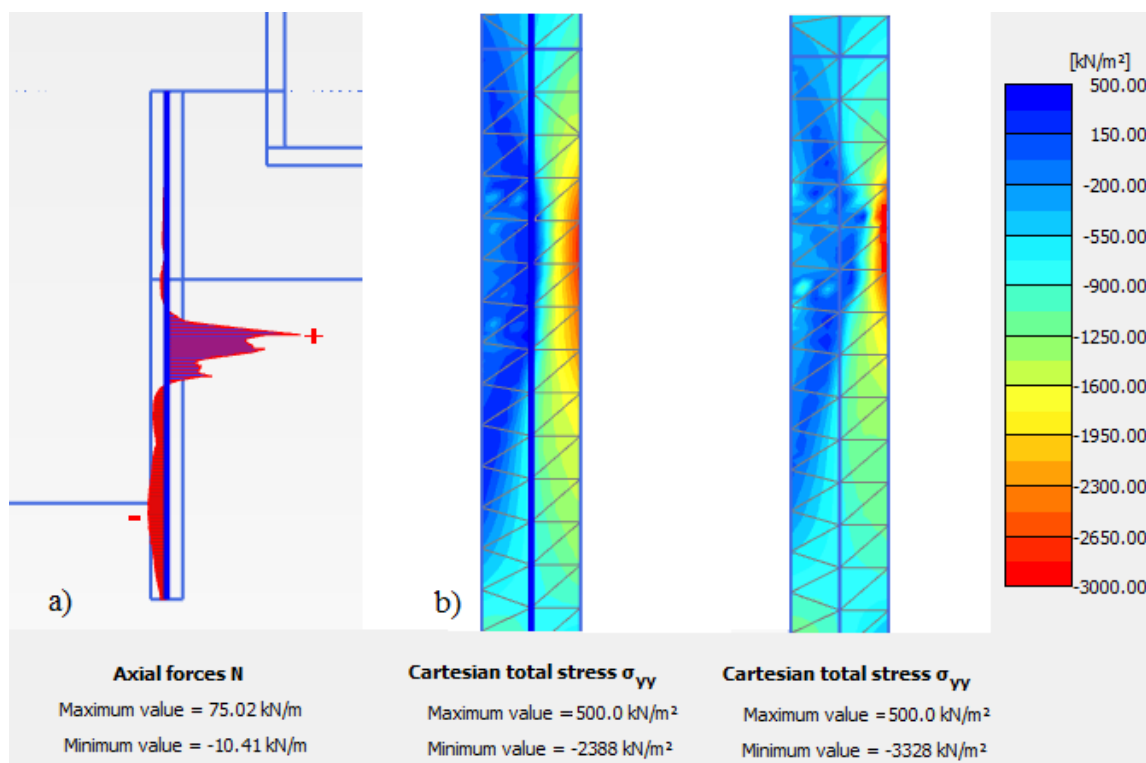
Iz pregl. 31 je razvidno, da je v zgoraj omenjenemu prerezu največji moment v modelu brez armature večji od modela z armaturo za 9 %. Izrazito odstopanje se pojavi še ob vpetju na globini -15,6 m, kjer je razlika 6 %.

Preglednica 31: Največji (MEd_{max}) in najmanjši (MEd_{min}) upogibni momenti v slopu z in brez armature pri različnih vrednostih elastičnega modula.

MEd [kNm/m']				
E [GPa]		Brez armature	Z armaturo	Razmerje brez / z armaturo
1,25	max	173,6	172,5	1,01
	min	-146,3	-147,5	0,99
5,0	max	237,6	237,7	1,00
	min	-204,9	-204,0	1,00
10,0	max	265,3	242,4	1,09
	min	-238,3	-224,7	1,06

Na sl. 58 je prikazano obnašanje nearmiranega in armiranega slopa na upogibno najbolj obremenjenem območju med 2. in 3. sidrnim nivojem v računski fazi končnega izkopa. V razpokanem armiranem slopu armatura prevzame del nateznih napetosti, zato na armaturo deluje natezna osna sila (sl. 58(a)). Upogibni

moment v prerezu je izračunan z integracijo vertikalnih napetosti glede na središče nerazpokanega prereza slopa. Na sl. 58(b) je prikazana primerjava vertikalnih napetosti v slopu, kjer se kaže občutna razlika v razporeditvi napetosti. Mehčanje v nategu je v modelu z armaturo manjše, kar se na sl. 58(b – levo) kaže v višjih nateznih napetostih na zračni strani slopa. Posledično so vzdolž obravnavanega območja upogibni momenti v modelu z armaturo v splošnem večji. To pa ne velja za upogibno najbolj obremenjen prerez na globini in -10,3. Cona razpokanja v modelu brez armature (sl. 58(b – desno)) sega mnogo globlje v prerez, na zaledni strani pa se ravnotežje zagotovi z višjimi tlačnimi napetostmi. Ker je rezultanta tlačnih napetosti v nearmiranem slopu mnogo bolj oddaljena od središča nerazpokanega prereza, je pozitivni upogibni moment izračunan z integracijo napetosti v tem prerezu večji.



Slika 58: Natezna osna sila v armaturni palici (a) in primerjava vertikalnih napetosti v zadnji računski fazi za armiran (b - levo) in nearmiran slop (b - desno).

Opomniti velja, da je potrebno kontrolirati nosilnost natezne armature, s čimer se izognemo možnemu pretrgu armature. V kontroli nosilnosti prereza je potrebno na strani obremenitev upoštevati tudi natezno silo v armaturi.

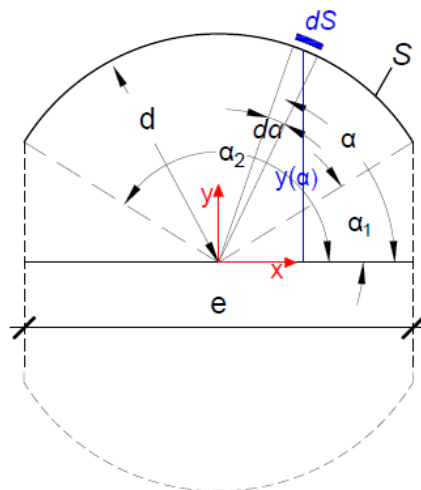
7.4 Vpliv kontaktnih elementov

Obnašanje geotehničnih konstrukcij je odvisno od medsebojnega vpliva med konstrukcijskimi elementi in zemljino. Interakcija deluje na kontaktu s konstrukcijo. Na kontaktu ob plašču slopa se, glede na relativni premik zemljine in konstrukcije, generira trenje. Strižne napetosti na zaledni strani slopov delujejo navzdol, na zračni strani slopov pa navzgor. Mobilizirano trenje po plašču slopov povzroča ugodno delujoči moment, ki v splošnem zmanjšuje upogibne obremenitve konstrukcije zaradi zemeljskih pritiskov. Lastnosti kontakta so lahko pomembne za obnašanje konstrukcije, saj vplivajo na mehanizem prenosa obremenitev med konstrukcijo in zemljino. Te so: hrapavost kontaktne ploskve, velikost normalnih napetosti na kontaktu, zrnavostna sestava in gostotno stanje zemljine itd. [17]

Poglavje se osredotoča na problem pretvorbe dejanske 3D geometrije konstrukcije iz JG slopov v 2D numerični model, primeren za obravnavo v ravninskem deformacijskem stanju (RDS), kot je bila predstavljena v poglavju 4.1.1. S predstavljeno geometrijsko pretvorbo izenačimo osno EA in upogibno togost EI konstrukcije iz JG slopov polmerov d na medosni razdalji e , z računsko togostjo nadomestne stene debeline h . Pri taki pretvorbi se računska površina plašča nadomestne stene razlikuje od dejanske površine plašča. Dodatno se pojavi še razlika v dolžini ročice (razdalja od prijemališča strižnih napetosti in težiščem slopa). Iz zgoraj opisanega sledi, da se dejanski (3D) in »modelni« (2D) moment zaradi trenja po plašču JG slopov razlikujeta.

Trenje je v splošnem odvisno tudi od distribucije normalnih napetosti na plašč konstrukcije, ki v 3D in 2D izračunu v splošnem ni enako. Z geometrijsko pretvorbo in korekcijo strižne trdnosti zagotovimo le ekvivalentni vpliv (enakih) strižnih napetosti v smislu prilagoditve geometrije, ne izničimo pa vpliva 3D in 2D distribucije strižnih napetosti.

V nadaljevanju je prikazana izpeljava korekcijskega faktorja strižne trdnosti kontaktnih elementov, ki služi računski izenačitvi dejanskega (3D) in »modelnega« (2D) momenta zaradi (enakega) trenja po plašču konstrukcije. Obravnavana momenta sta zapisana v normirani obliki in sta geometrijski funkciji, neodvisni od velikosti strižnih napetosti po plašču. Veljata na tekoči meter dolžine slopa. Shematski prikaz količin v izpeljavi je na sl. 59.



Slika 59: Shematski prikaz za izpeljavo statičnega momenta plašča.

Statični moment trenja po plašču M_y [kNm/m] je v en. (92) definiran kot integral produkta diferenciala krožnega loka plašča dS in njegove oddaljenosti od težišča slopa $y(\alpha)$. Statični moment po plašču na tekoči meter podporne konstrukcije $\bar{M}_y$ [kNm/m/m'] je določen z en. (93).

$$dS = d \cdot d\alpha ; y = d \cdot \sin\alpha \quad (91)$$

$$M_y = \int_S y dS = \int_{\alpha_1}^{\alpha_2} d \sin\alpha \cdot d d\alpha = d^2 \int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \sin\alpha d\alpha = d^2(-\cos\alpha_2 + \cos\alpha_1) \quad (92)$$

$$\bar{M}_y = \frac{M_y}{e} \quad (93)$$

Modelni statični moment trenja po plašču $\bar{M}_{y,mod}$ [kNm/m/m'] (na težišče JG poligona) na tekoči meter znaša:

$$\bar{M}_{y,mod} = h/2 \quad (94)$$

Tedaj znaša korekcijski faktor K :

$$K = \frac{\bar{M}_y}{\bar{M}_{y,mod}} = \frac{2 d^2(-\cos\alpha_2 + \cos\alpha_1)}{eh} = \frac{2d}{h} \quad (95)$$

kjer so:

d ... polmer slopa,

e ... medosna oddaljenost slopov,

α_1, α_2 ... kot, ki ga oklepa os močna os slopa z dotikališčem desnega oz. levega sosednjega slopa (sl. 59),

h ... debelina nadomestnega pravokotnega prereza slopa. En. (43).

Zaradi geometrije je debelina nadomestnega pravokotnika h vedno manjša od premera slopa D ($h < D = 2d$). Iz en. (95) sledi, da vedno velja $K > 1,0$. Pri pretvorbi s 3D na 2D model podcenimo velikost momenta, ki ga generira trenje po plašču slopa.

3D izračunu ekvivalenten strižni stik določimo s faktoriranjem parametrov strižne trdnosti zemljine s korekcijskim faktorjem K . S tem se v 2D računskem modelu generirajo višje trenjske sile, ki povzročijo vrednost momenta, ki je ekvivalenten 3D izračunu:

$$\begin{aligned} c'_{rač} &= K \cdot c' \\ \tan\varphi'_{rač} &= K \cdot \tan\varphi' \end{aligned} \quad (96)$$

V programu PLAXIS 2D [17] je bila pri določitvi materialnih parametrov kontaktnih elementov izbrana opcija *Custom*. Korekcijski faktor je bil določen po en. (95) in znaša za obravnavana slopa $D = 1,0$ in $2,0$ m približno $K = 1,11$. V nadaljevanju je z izrazom »Ojačan kontakt« označen model z ekvivalentnim (poboljšanim) strižnim stikom. V izračunih je rezidualna trdnost kontakta enaka vrhunski trdnosti. V pregl. 32 so prikazani parametri strižne trdnosti ojačanih kontaktov.

Preglednica 32: Strižna trdnost ojačanih kontaktnih elementov glede na obodno zemljino.

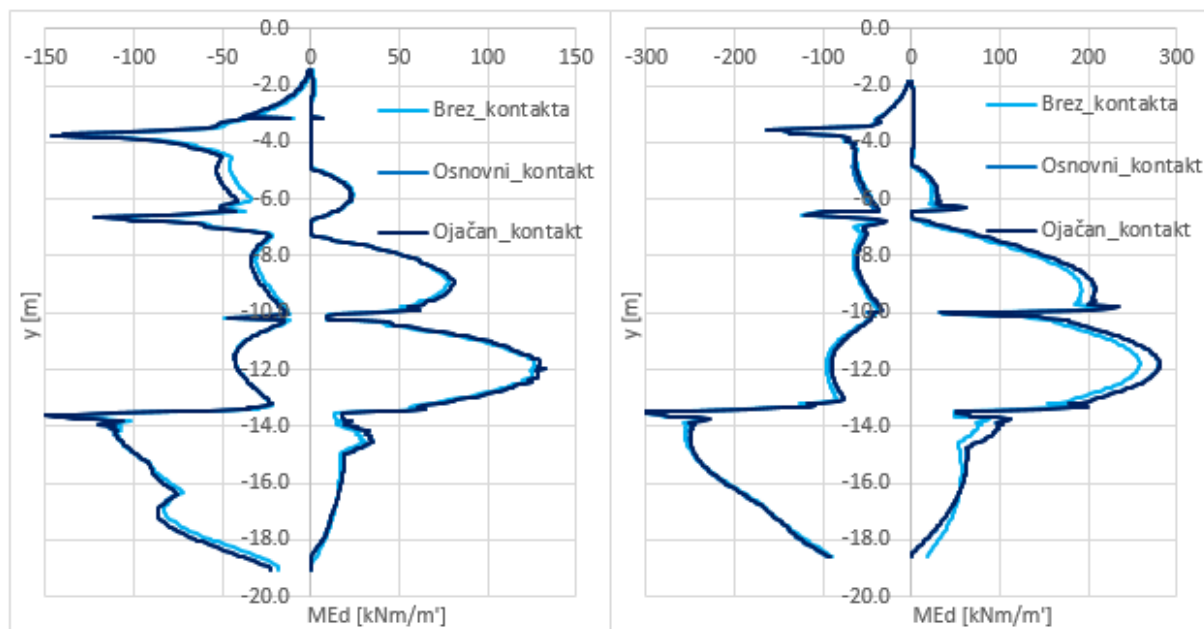
	Umetni nasip	GP/SP/GM	GP/GC/konglomerat	GM/GC
Kohezija c' [kPa]	1,1	1,1	1,1	1,1
Strižni kot φ' [°]	38,0	41,0	44,0	36,0

V praksi projektanti v analizah JG konstrukcij pogostokrat ne upoštevajo kontaktnih elementov. Velja prepričanje, da je njihova uporaba v modelu nepotrebna, njihov vpliv na obnašanje JG konstrukcij pa nepomemben. V nadaljevanju je za model slopa brez kontaktnih elementov uporabljena oznaka »Brez kontakta«. Z njim modeliramo polno nosilen strižni stik na kontaktu, kjer zdrs med elementi slopa in zemljine ni možen.

Z izrazom »Osnovni kontakt« je označen model s strižno neojačanimi kontaktnimi elementi. Strižni zdrs na kontaktu se zgodi ob dosegu strižne trdnosti kontakta, ki je v tem primeru enaka zemljini. Upoštevamo, da je rezidualna trdnost kontakta enaka njeni vrhunski trdnosti.

V nadaljevanju sledi primerjava modelov »Brez kontakta«, »Osnovni kontakt« in »Ojačan kontakt«. JG kompozit smo opisali s Concrete materialnim modelom z elastičnim modulom $E = 5,0$ GPa, NSK pa so bili izračunani z integracijo napetosti po prerezu (model CONC - C). Dodatno nas je zanimal še vpliv premera slopa (ročice), zato smo analizirali slopa premera $D = 1,0$ in $2,0$ m. Za obravnavane računske profile so prikazane ovojnice upogibnih momentov v odvisnosti od izbranega načina uporabe kontaktnih elementov.

PROFIL B1



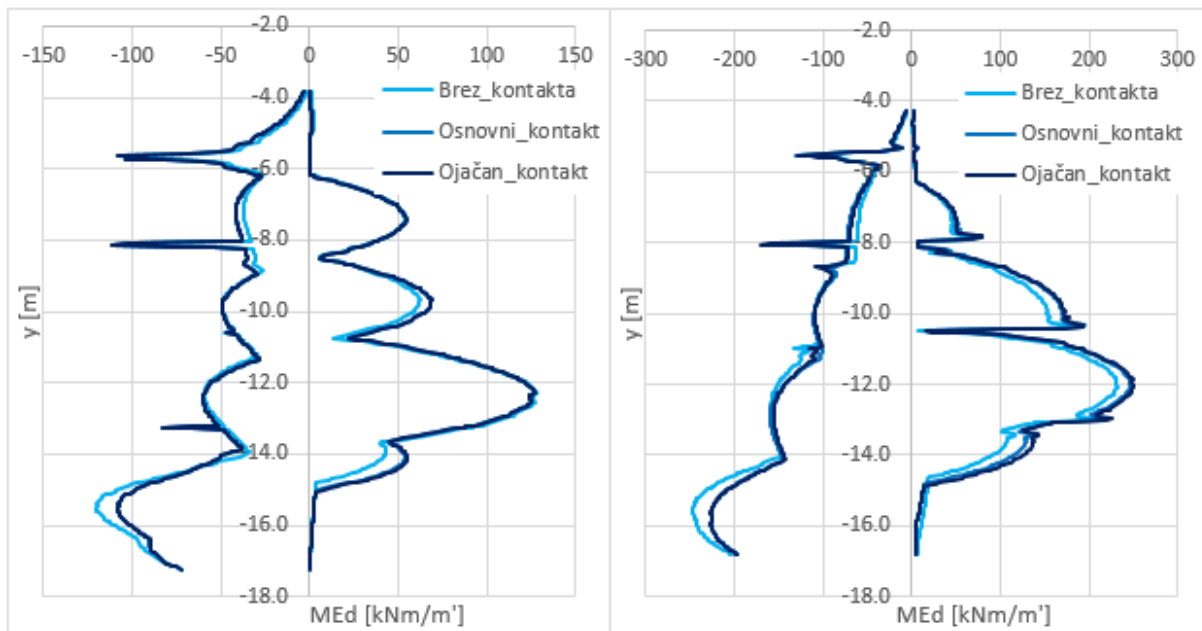
Slika 60: Ovojnica upogibnih momentov glede na uporabljene kontaktne elemente za slop premera $D = 1,0$ m (levo) in $D = 2,0$ m (desno).

Iz pregl. 33 je razvidno, da model z ojačanim kontaktom ne glede na premer slopa, skoraj ne odstopa od modela z osnovnim kontaktom. Največja razlika se pojavi v primeru večjega premera slopa v modelu brez kontakta. V tem primeru je prvi podvržen manjši pozitivni upogibni obremenitvi na mestih med nivoji sider, medtem ko se absolutna vrednost negativnega momenta na delu vpetja slopa poveča. V primeru slopa manjšega premera so v modelu brez kontakta v splošnem najmanjši upogibni momenti.

Preglednica 33: Največji ($M_{Ed,max}$) in najmanjši ($M_{Ed,min}$) upogibni momenti glede na uporabljen kontaktni element in premer slopa.

MED [kNm/m']					
	D = 1,0 m				
	brez kontakta	osnovni kontakt	ojačan kontakt	Razmerje brez / osnovni kontakt	Razmerje ojačan / osnovni kontakt
max	129,3	132,8	132,9	0,97	1,00
min	-144,7	-150,0	-151,5	0,96	1,01
	D = 2,0 m				
	brez kontakta	osnovni kontakt	ojačan kontakt	Razmerje brez / osnovni kontakt	Razmerje ojačan / osnovni kontakt
max	258,7	279,8	280,8	0,92	1,00
min	-337,3	-331,8	-331,6	1,02	1,00

PROFIL B5



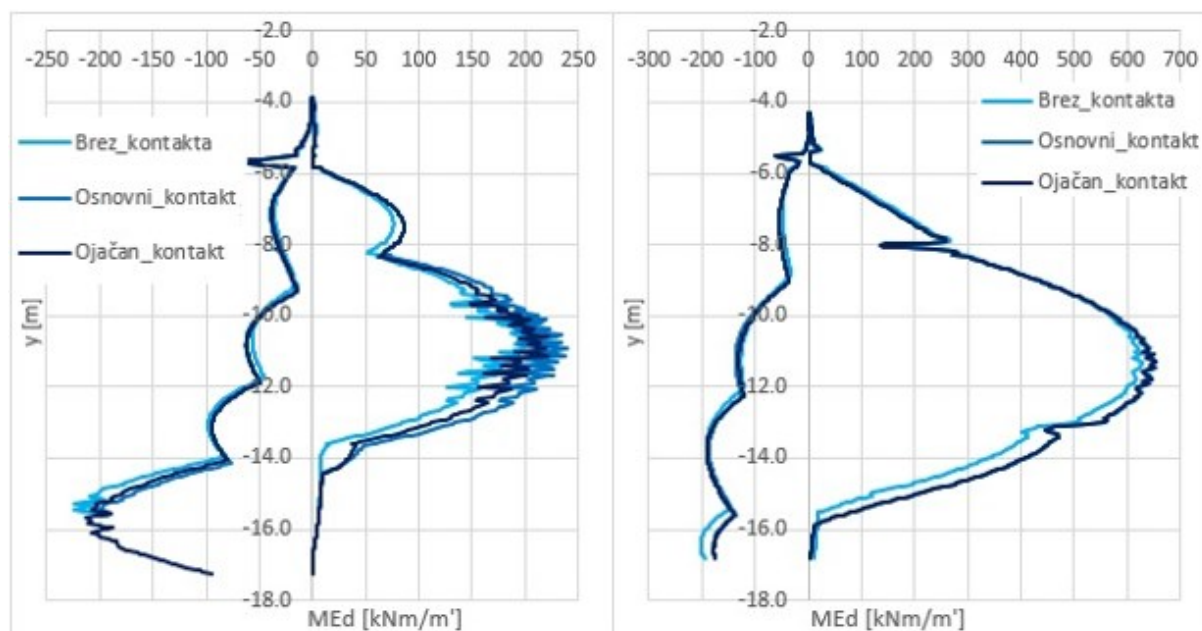
Slika 61: Ovojnica upogibnih momentov glede na uporabljene kontaktne elemente za slop premera $D = 1,0$ m (levo) in $D = 2,0$ m (desno).

V pregl. 34 vidimo, da se, podobno kot v profilu B1, modela z ojačanim in osnovnim kontaktom bistveno ne razlikujeta. Izrazito odstopanje se za oba premera slopa pojavi v modelu brez kontakta. Medtem ko so največji momenti v slopu premera $D = 1,0$ m le malo večji v modelu brez kontakta, se z večjim premerom ti nahajajo v modelu z ojačanim kontaktom, kjer je razlika že 6 %. Najizrazitejše odstopanje se pojavi na mestu vpetja slopa, kjer model brez kontakta ne glede na premer slopa v absolutnem smislu izkazuje za od 8 do 9 % večje negativne momente.

Preglednica 34: Največji ($M_{Ed,max}$) in najmanjši ($M_{Ed,min}$) upogibni momenti glede na uporabljen kontaktni element in premer slopa.

MEd [kNm/m']					
	D = 1,0 m				
	brez kontakta	osnovni kontakt	ojačan kontakt	Razmerje brez / osnovni kontakt	Razmerje ojačan / osnovni kontakt
max	128,2	127,2	127,2	1,01	1,00
min	-120,9	-111,6	-111,5	1,08	1,00
	D = 2,0 m				
	brez kontakta	osnovni kontakt	ojačan kontakt	Razmerje brez / osnovni kontakt	Razmerje ojačan / osnovni kontakt
max	232,2	247,2	251,1	0,94	1,02
min	-246,6	-226,5	-226,7	1,09	1,00

MODIFICIRAN PROFIL B5_2.mod



Slika 62: Ovojnica upogibnih momentov glede na uporabljene kontaktne elemente za slop premera $D = 1,0$ m (levo) in $D = 2,0$ m (desno).

V pregl. 35 je razvidno, da trdnost kontakta občutno vpliva na velikost upogibnih momentov v primeru, ko so (horizontalne) deformacije slopa velike, s tem pa tudi strižne deformacije na kontaktu. To velja v močno plastificiranem slopu premera $D = 1,0$ m, kjer je največji upogibni moment v modelu z ojačanim kontaktom manjši za 7 %, najmanjši moment pa je v absolutnem smislu večji za 3 % glede na model z osnovnim kontaktom.

Najizrazitejše odstopanje se pri obeh premerih slopov pojavi v modelu brez kontakta. Pozitivni momenti so najmanjši v modelu brez kontaktnih elementov, največji pa pri modelu z osnovnim kontaktom. Razlika med njima je pri slopu premera $D = 1,0$ m že 9 %. Pri negativnih momentih je velikostno razmerje ravno obratno, razlika med njima pa znaša od 7 do 8 %.

Preglednica 35: Največji (MEd,max) in najmanjši (MEd,min) upogibni momenti glede na uporabljen kontaktni element in premer slopa.

MEd [kNm/m']					
	D = 1,0 m				
	brez kontakta	osnovni kontakt	ojačan kontakt	Razmerje brez / osnovni kontakt	Razmerje ojačan / osnovni kontakt
max	217,6	238,9	221,4	0,91	0,93
min	-223,6	-208,3	-213,6	1,07	1,03
	D = 2,0 m				
	brez kontakta	osnovni kontakt	ojačan kontakt	Razmerje brez / osnovni kontakt	Razmerje ojačan / osnovni kontakt
max	626,6	654,3	653,5	0,96	1,00
min	-202,9	-187,4	-191,8	1,08	1,02

Na podlagi preučevanih primerov je težko podati zaključek glede vpliva kontaktnih elementov na upogibne obremenitve slopov. Kontakt je mesto kompleksne interakcije med konstrukcijo in zemljino. Velikost in razporeditev strižnih napetosti po plašču, ki generirajo trenjski moment, je odvisna od strižnih deformacij kontakta. Ta izhaja iz deformacijske linije slopa, ki pa vpliva tudi na razporeditev normalnih napetosti, s tem pa na strižno trdnost kontakta.

Iz opravljene analize lahko zaključimo, da je uporaba kontaktnih elementov v modelu priporočljiva, kar še nekoliko bolj velja v primeru slopov velikih prereзов (daljša ročica). V petih od šestih so bili pozitivni upogibni momenti najmanjši, negativni upogibni momenti pa največji v modelih brez kontaktnih elementov. V analiziranih primerih dobrih 11 % višja strižna trdnost kontakta, vsaj v primeru normalnega nivoja obremenitev, ni pomenila bistvene razlike med osnovnim in ojačanim kontaktom. Vzrok je v nizki stopnji mobilizacije strižne trdnosti, ki ob majhnih deformacijah ne presega (osnovne) strižne trdnosti zemljine.

7.5 Dimenzioniranje JG slopov

Kontrola nosilnosti nearmiranega prereza je prikazana na slopu premera $D = 2,0$ m, kontrola armiranega prereza pa na slopu premera $D = 1,0$ m. Opravljena je na primeru geološkega profila B5. Notranje statične količine so bile izračunane na modelu MC TCO - C.

Projektne obremenitve so iz vrednotene v skladu s SIST EN 1997-1:2005 [9] po projektnem pristopu PP1, po obeh kombinacijah delnih faktorjev. Izračun z upoštevanjem prve kombinacije je bil opravljen v vseh računskih fazah, in sicer z množenjem učinkov vplivov z ustreznimi delnimi faktorji. Izračun po drugi kombinaciji delnih faktorjev je bil opravljen za zadnjo računsko fazo z redukcijo strižne trdnosti zemljin ($\phi - c'$ redukcija). Projektne obremenitve na posamezen slop, primerne za dimenzioniranje slopov (N_{Ed} [kN], V_{Ed} [kN], M_{Ed} [kNm]), dobimo s faktoriranjem projektne ovojnice na tekoči meter z medosno razdaljo med slopi e [m].

Projektne osne sile iz vrednotimo tako, da osne sile iz izračuna mejnega stanja uporabnosti (MSU) pred faktoriranjem z delnimi faktorji prej razčlenimo po virih. Po EC-7 se vplivi iz istega vira množijo z enakim faktorjem. Učinek lastne teže slopa izločimo, če osne sile dobimo z integracijo napetosti v računski fazi izgradnje slopa. Ta komponenta osne sile je lahko upoštevana s faktorjem $\gamma_G = 1,0$. V preostanku osne sile iz poznejših računskih faz je zajet vpliv stalnih vplivov kot so sidranje, trenje po plašču ... Te komponente osne sile množimo s $\gamma_G = 1,35$.

Kontrolo nosilnosti prerezov JG slopov izvedemo skladno s standardom DIN 4093:2015-11 [20], kot smo pokazali v poglavju 5.1. Celoten postopek za izračun nosilnosti prerezov je predstavljen v Prilogah A in B.

Projektna tlačna trdnost materiala je določena z en. (68):

$$f_{m,d} = 0,85 \cdot f_{ck} / \gamma_m = 0,85 \cdot 5,0 \text{ MPa} / 1,5 = 2,83 \text{ MPa} \quad (97)$$

Opravimo ločeno kontrolo nosilnosti prereza, zato tlačne, strižne in natezne napetosti omejimo z (71) :

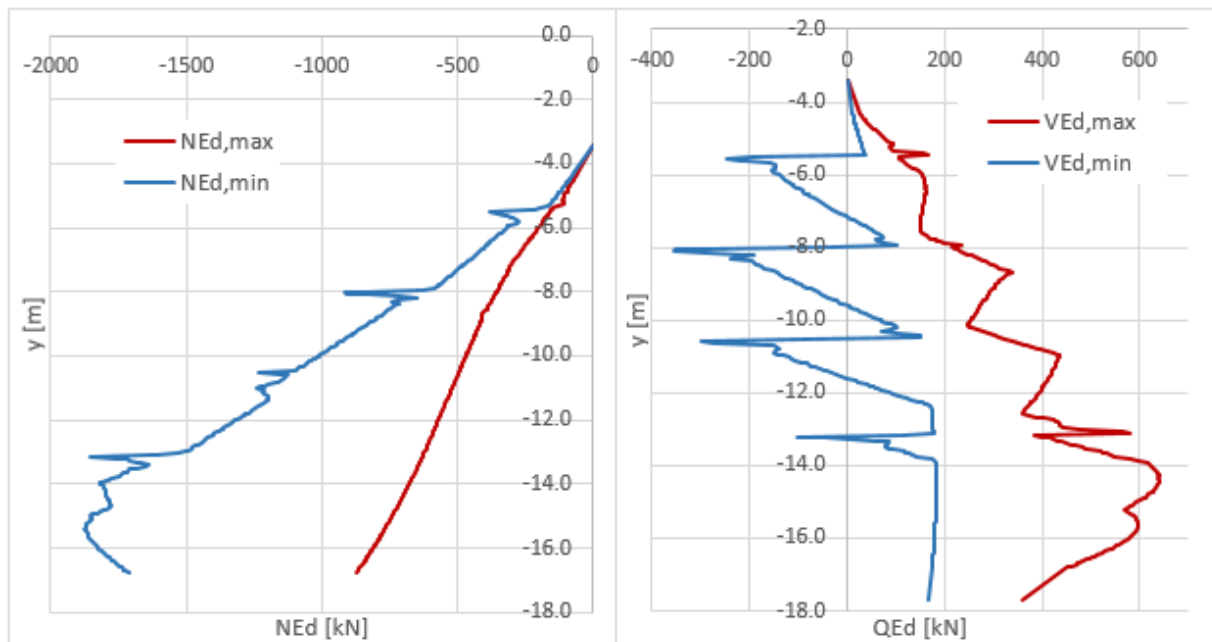
$$\begin{aligned} f_d &= 0,7 f_{m,d} = 1,98 \text{ MPa} \\ \tau_d &= 0,2 f_{m,d} = 0,57 \text{ MPa} \\ f_d &= 0,1 f_{m,d} = 0,28 \text{ MPa} \end{aligned} \quad (98)$$

7.5.1 Nearmiran slop

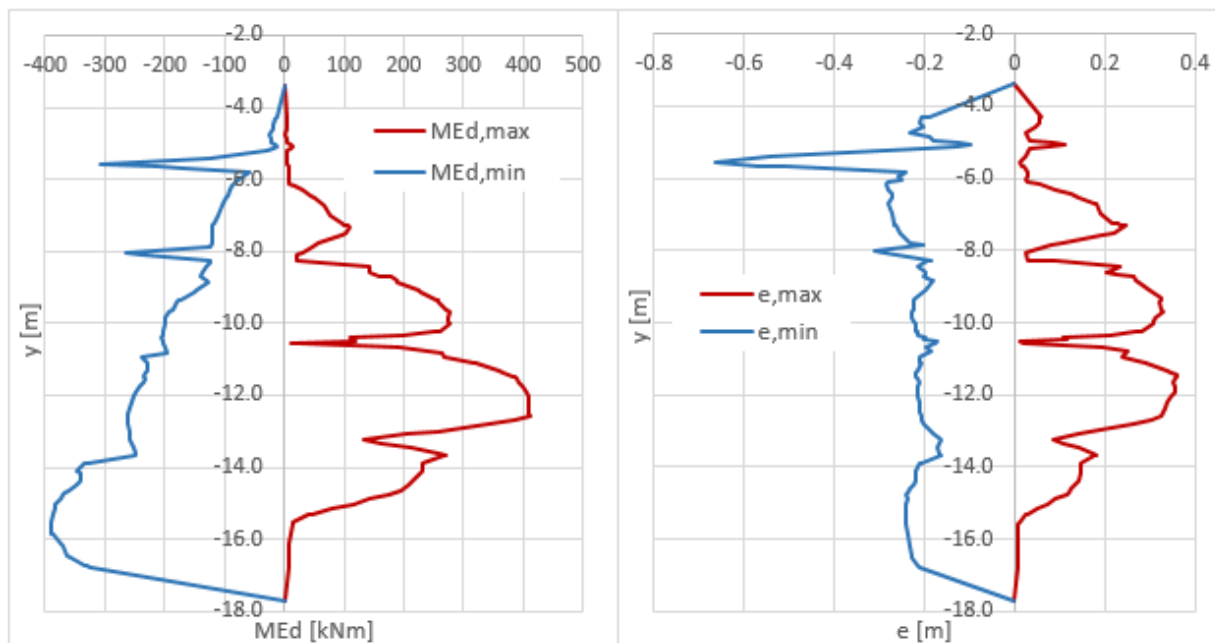
Obravnavamo nearmiran JG slop premera $D = 2,0$ m. Medosna razdalja med slopi znaša $e = 1,70$ m.

Projektna obremenitev

Na spodnjih slikah so prikazane projektne ovojnice NSK in projektne ekscentričnosti vzdolž slopa.

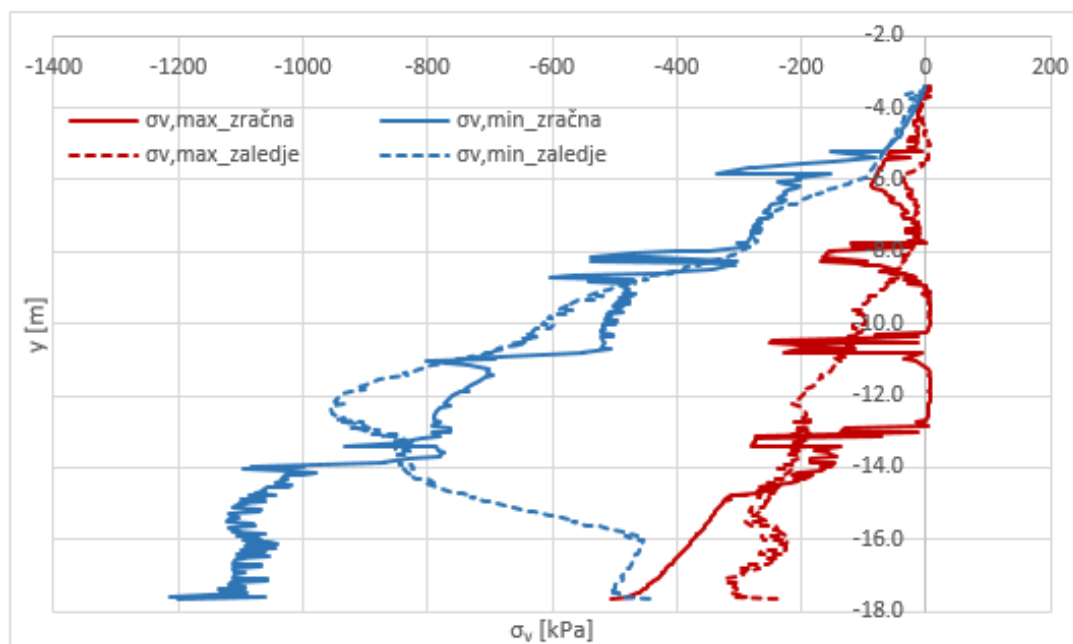


Slika 63: Ovojnice projektne osne sile (levo) in prečnih sil (desno) vzdolž JG slopa.



Slika 64: Ovojnice projektne upogibnih momentov (levo) in ekscentričnosti osne sile (desno) vzdolž JG slopa.

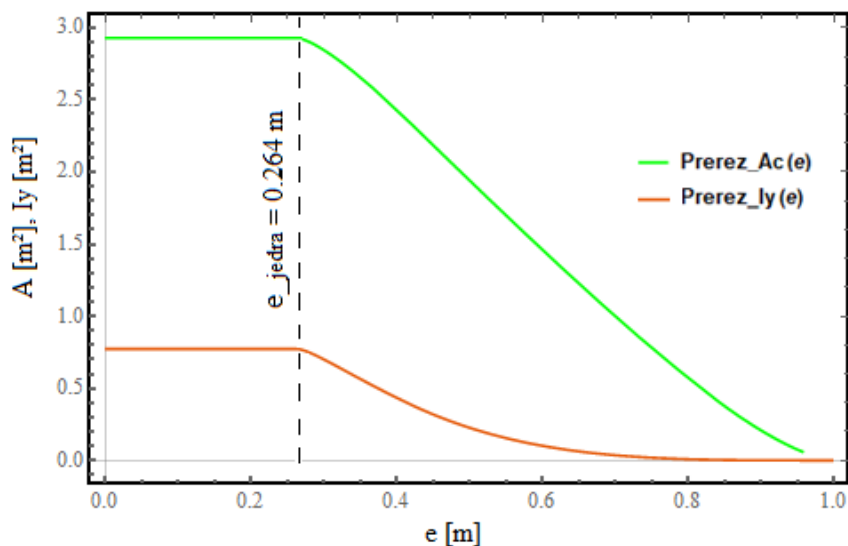
Na sl. 65 je prikazana projektna ovojnica robnih napetosti vzdolž zračne in zaledne strani slopa. Projektne tlačne napetosti so mnogo manjše od projektne tlačne trdnosti JG kompozita ($\sigma_1 < f_{m,d}$).



Slika 65: Ovojnica projektnih robnih osnih napetosti vzdolž JG slopa.

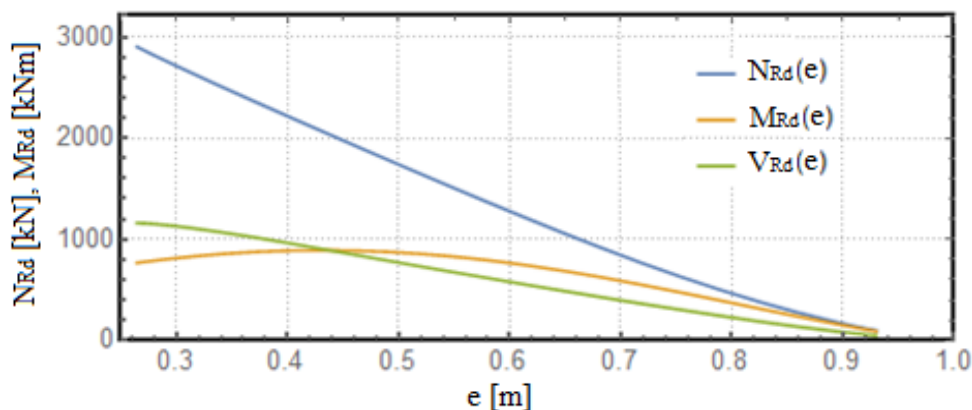
Projektna nosilnost prereza

Geometrijske karakteristike in nosilnost nearmiranega prereza so določene z izrazi v poglavju 5.2.1. Na sl. 66 je prikazano zmanjšanje prečnega prereza in vztrajnostnega momenta nerazpokanega slopa z večanjem ekscentričnosti osne sile.



Slika 66: Geometrijske karakteristike prečnega prereza nearmiranega slopa.

Spodnji interakcijski diagram predstavlja odvisnosti osne N_{Rd} , upogibne M_{Rd} in strižne V_{Rd} odpornosti nearmiranega prereza v odvisnosti od ekscentričnosti osne sile.



Slika 67: Interakcijski diagram nosilnosti nearmiranega prereza.

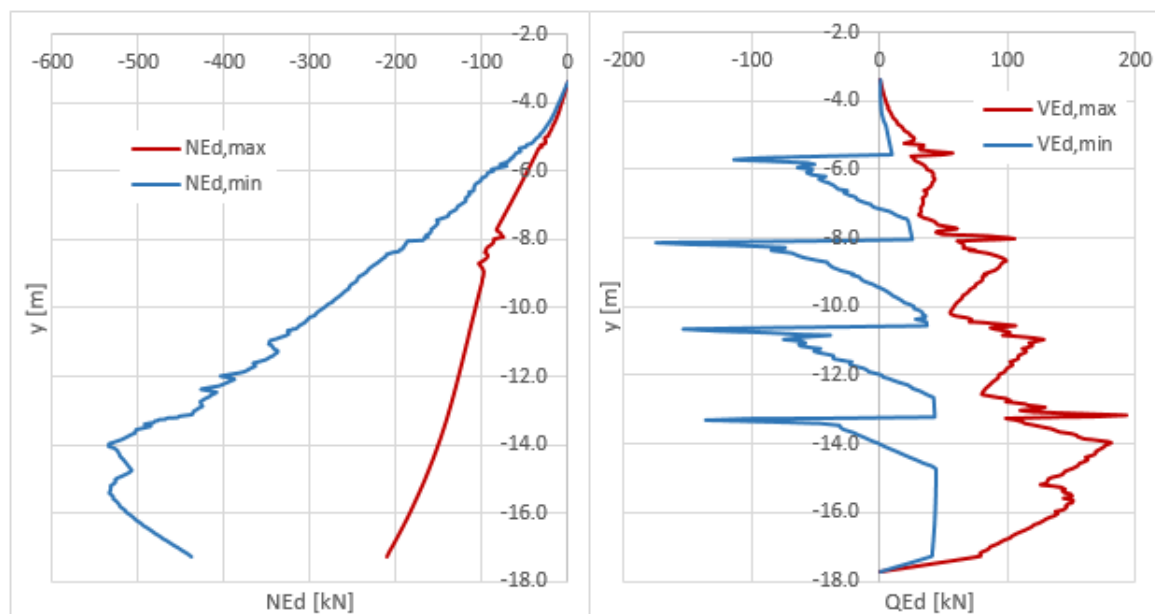
Izkoriščenost prereza v upogibu z osno silo je najvišja v prerezu na globini -12,27 m, kjer znaša 50 %. V strigu je najbolj izkoriščen prerez na globini -14,22 m, in sicer 38. JG slop premera 2,0 m je ustrezen.

7.5.2 Armiran slop

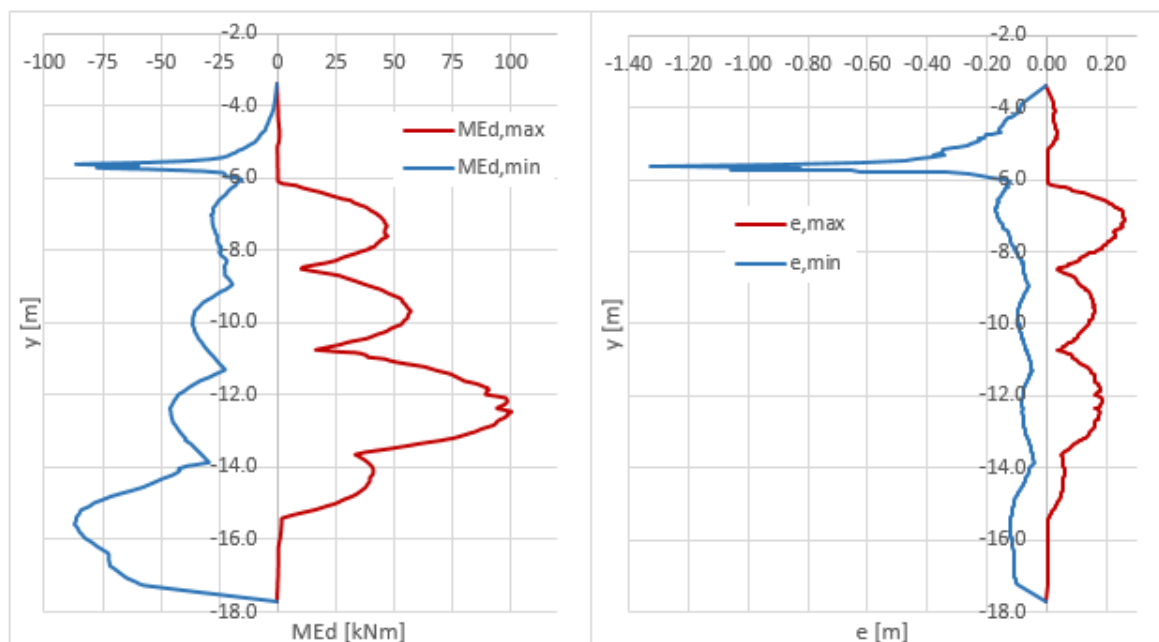
Obravnavamo JG slop premera $D = 1,0$ m, armiran z armaturno palico $\varnothing 36$. Medosna razdalja med slopi znaša $e = 0,80$ m.

Projektna obremenitev

Ker je bila v izračunu upoštevana armaturna palica, je potrebno osni sili, izračunani z integracijo napetosti v prerezu, dodati še delež osne sile v armaturi. Na spodnjih slikah so prikazane projektne ovojnice NSK in ekscentričnost projektne osne sile vzdolž slopa.



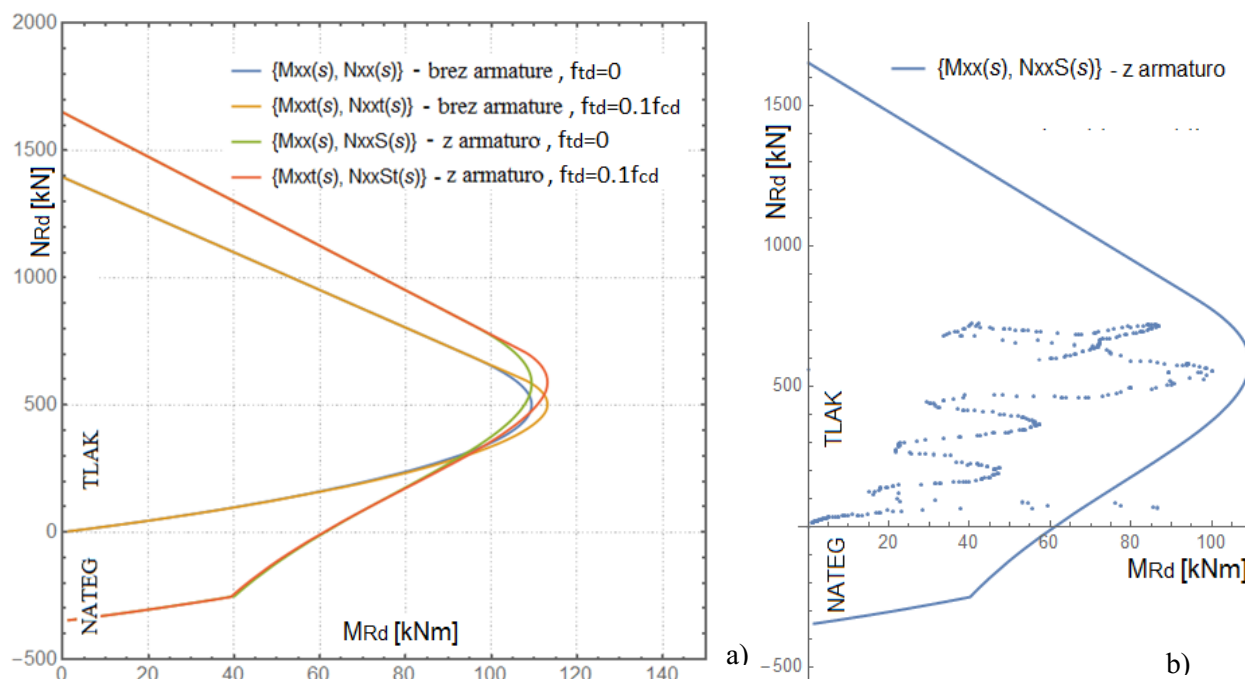
Slika 68: Ovojnice projektne osne sile (levo) in prečnih sil (desno) vzdolž JG slopa.



Slika 69: Ovojnica projektnih upogibnih momentov (levo) in ekscentričnosti osne sile (desno) v JG slopu.

Projektna nosilnost prereza

Na sl. 70 - levo so predstavljeni interakcijski diagrami nosilnosti prereza premera $D = 1,0$ m in sicer za štiri različne kombinacije (z/brez armature, z/brez upoštevanja natezne trdnosti JG strukture). Konstruirani so z izrednotenjem en. (86). Vidimo, da upoštevana natezna trdnost ne vpliva bistveno na nosilnost prereza. Mnogo večji vpliv ima armatura, saj že enojna armaturna palica $\varnothing 36$ nudi prerezu znaten odpor tudi v nategu. Na sl. 70 - desno je moč razbrati, da kontrola nosilnosti armiranega prereza v profilu B5 ni izpolnjena, saj v nekaterih prerezih osno-upogibna obremenitev leži izven mejne ovojnice.



Slika 70: Interakcijski diagram nosilnosti prereza (a) in kontrola nosilnosti prereza (b).

Strižna odpornost armiranega prereza je določena z en. (87). V prerezih z majhno ekscentričnostjo obtežbe ($e \ll d$) znaša strižna nosilnost za armiran prerez manj, kot po izrazih za nearmiran prerez (Poglavje 5.2.1). Z večanjem ekscentričnosti se trend obrne. Ko ekscentričnost pade izven prereza ($e > d$), po izrazih za nearmiran prerez računske strižne nosilnosti prereza ne moremo več dokazati.

Postopek ponovimo za izračune v profilih B1, B5, B5_1.mod in B5_2.mod. Kontrolo nosilnosti smo izvedli za nearmiran slop premera $D = 2,0$ m in dodatno za armiran prerez $D = 1,0$ m, če prvi izkazuje zadostno odpornost. Primer visokega nivoja obremenitev v profilu B5_2.mod služi le za primer prikaza obnašanja močno razpokanega slopa, ki ga pri projektiranju zaščite gradbene jame sicer ne bi dopustili. Izkoriščenost prereza je določena s kontrolo upogibne in strižne nosilnosti prereza. Pri kontrolah smo zanemarili natezno trdnost JG kompozita. S plastifikacijo prereza je mišljena prerazporeditev napetosti po prerezu in slopu, ki se zgodi po prehodu materiala iz elastičnega stanja. Kvantificiramo jo s primerjavo upogibne obremenitve glede na referenčni linearno elastični model (LE). Primerjali smo na podlagi modelov Cluster.

Preglednica 36: Izkoriščenost prereza in pojav plastifikacije po analiziranih profilih.

Profil/premer slopa	Kontrola upogibne nosilnosti prereza [%]	Kontrola strižne nosilnosti prereza [%]	Plastifikacija prereza [%]		
			MC TCO	MC	CONC
B1/D = 1,0 m	NE (144,3)	NE (214,8)	DA (107,0)	NE	NE
B1/D = 2,0 m	DA (75,2)	DA (37,7)	NE	NE	NE
B5/D = 1,0 m	NE (105,6)	NE (188,5)	DA (95,4)	NE	NE
B5/D = 2,0 m	DA (50,2)	DA (38,0)	DA (97,1)	NE	NE
B5_1.mod/D = 2,0 m	NE (102,9)	DA (35,2)	DA (94,0)	NE	NE
B5_2.mod/D = 2,0 m	NE (258,1)	DA (39,7)	DA (74,4)	DA (98,7)	DA (97,9)

Po pregledu rezultatov obravnavanih primerov v zgornji preglednici lahko pridemo do naslednjih zaključkov. Kontrole upogibne in strižne nosilnosti prerezov so izpolnjene v primerih, ko so prerezi dovolj veliki, trdnost JG slopov pa je ustrezna. V kolikor kontrolam prerezov zadostimo, se izognemo občutni plastifikaciji v slopu in s tem tudi padcu upogibne togosti. To velja tudi v primeru modela brez natezne trdnosti MC TCO. V preglednici je za ta model v primerih, ko je kontrola nosilnosti prereza izpolnjena, vidna le nizka stopnja plastifikacije. Standard DIN 4093 za JG slope namreč predlaga kontrolo elastične nosilnosti prereza brez upoštevanja natezne trdnosti materiala. Taka kontrola je dovolj stroga, da ne dovoljuje izdatne razpokanosti konstrukcije.

8 ZAKLJUČEK

Odziv upogibno obremenjenega JG slopa je zaradi visoke tlačne trdnosti napram natezni trdnosti JG kompozita odvisen predvsem od izkoriščenosti materiala v nategu, ki narekuje nastanek razpok. JG struktura je v tlaku običajno slabo izkoriščena. Večina priporočil glede določitve natezne trdnosti je empirično koreliranih z enoosno tlačno trdnostjo materiala. Razlog je v enostavnosti izvedbe standardnega tlačnega preizkusa. Ta je zaradi stroškov pogostokrat opravljen na majhnih vzorcih, ki zaradi nehomogenosti JG strukture pogosto niso reprezentativni. Statistična določitev karakteristične enoosne tlačne trdnosti v takem primeru ni smotrna, saj zaradi razpršenosti rezultatov običajno podcenimo tlačno trdnost JG kompozita. Ob odsotnosti nateznih preizkusov s konservativno oceno tlačne trdnosti na podlagi priporočil iz literature običajno izbiramo tudi varno oceno natezne trdnosti. Višja kot je natezna trdnost JG strukture, manjši je nivo razpokanosti slopa.

Pomemben faktor pri projektiranju JG slopov je določitev modula elastičnosti JG kompozita. Vrednost elastičnega modula znatno vpliva na izračun momentov. Z višjim elastičnim modulom so višje tudi upogibne obremenitve, zaradi česar je njegov vpliv viden tudi v primeru nerazpokanih prereзов. V primeru, da prerez razpoka, elastični modul bistveno vpliva na razporeditev upogibnih momentov. Na varni strani smo, če v analizah privzamemo večjo vrednost modula elastičnosti. Parametrične analize tlačne trdnosti materiala nismo posebej obravnavali, saj smo privzeli konservativno tlačno trdnost JG kompozita.

Vpeljava kontaktnih elementov v numerični model je priporočljiva, kar še posebno velja v primeru slopov večjih prereзов (daljša ročica). V primeru razpokanih armiranih slopih boljšo oceno upogibnega odziva slopa dobimo z modeliranjem armature. Če do razpokanja prereзов ne pride, modeliranje armature v osi JG slopov ni bistveno.

Uporaba nadomestnega računskega nosilca (Liner) je zaradi predpostavke linearno elastičnega obnašanja in odsotnosti trenja po plašču praviloma najbolj konservativna in rezultira v največjih absolutnih upogibnih momentih. Razlika napram ostalim modelom se povečuje z večanjem premerov slopov. Mnogokrat se v praksi v primeru močno upogibno obremenjenih slopov, ko pričakujemo razpokanje slopa, izvede redukcija upogibne togosti nadomestnega nosilca. S primerjavo upogibnih momentov linijskega modela LE - L in realnejšega ploskovnega modela CONC - C so bili določeni pripadajoči redukcijski faktorji upogibne togosti nadomestnega linijskega nosilca. Ta znaša 1/3 v manj obremenjenih profilih (B1, B5, B5_1.mod) in 1/2 v močno upogibno obremenjenih profilih (B5_2.mod).

Bolj primerna od rabe nadomestnega računskega nosilca je raba ploskovnega numeričnega modela JG slopa s predpisano debelino nadomestne stene. Za začetno oceno upogibnega obnašanja lahko slop opišemo z linearno elastičnim materialnim modelom (model LE), nato pa preverimo natezne napetosti. V kolikor so te manjše od privzete natezne trdnosti materiala, JG konstrukcija ne izkazuje plastifikacije. Takrat izbira materialnega modela JG strukture ni pomembna, saj vsi modeli enako opišejo elastično obnašanje. V teh primerih sta za izračun upogibnih momentov primerna tako integracija napetosti (način Cluster) kot model nadomestne plošče (način Plate).

Večjo pozornost je treba posvetiti primerom, ko natezne napetosti v slopu dosega upoštevano natezno trdnost materiala. Tedaj pričakujemo razpokanje prereзов in prerazporeditev togosti slopa. Pomembna postane izbira primerne materialnega modela, s katerim realistično opišemo razvoj rezidualnih nateznih

napetosti v razpokah. Med elasto-plastičnimi materialnimi modeli se pojavijo razlike v upogibnem obnašanju konstrukcije tj. pomikih in notranjih statičnih količinah, tako glede jakosti kot razporeditve.

Z uporabo preprostega elasto-plastičnega MC modela s Tension cut-off (model MC TCO) zanemarimo natezno cono prereza. Zaradi izrazite plastifikacije in prerazporeditve togosti slopa so praviloma upogibne obremenitve z uporabo tega materialnega modela najmanjše. Ker material izkazuje določeno natezno trdnost, lahko s tem modelom računsko podcenimo upogibne obremenitve v slopu. Pri tem pa smo na varni strani z oceno nivoja tlačnih napetosti v prerezu, saj se ti povečajo. Opis upogibnega obnašanja JG slopov z uporabo MC modela s privzeto natezno trdnostjo ni najbolj primerno. Problem upoštevanja natezne trdnosti je v tem, da se pri MC modelu računsko v razpoki slednja ohrani po celotni razpoki – torej ni upada na rezidualno (praktično nično vrednost).

Concrete materialni model je zaradi zmožnosti opisa materialnega mehčanja v tlaku/nategu primeren za modeliranje obnašanja JG slopov. NSK iz Concrete modela so zato najbližje realnem obnašanju. Kot je značilno za večino naprednih materialnih modelov, je glavni problem večje število vhodnih materialnih parametrov. Zaradi tega je ustrezna ocena parametrov mehčanja v nategu (natezna trdnost in lomna energija) bistvena za realen opis obnašanja konstrukcije. Parametri obnašanja JG strukture v nategu so v splošnem težko določljivi.

Če programsko orodje omogoča izračun NSK z integracijo napetosti po prerezu (način Cluster), je ta način primernejši od izračuna iz ukrivljenosti nadomestne plošče (način Plate). Slednji način izračuna v primeru močno razpokanih slopov preceni dejanske upogibne obremenitve, kar lahko vodi k izdatno dimenzioniranim konstrukcijam. Uporaba nadomestnega elementa (plošče) je zlasti neprimerna v kombinaciji z materialnimi modeli brez natezne trdnosti (MC TCO), kjer je plastifikacija v nategu dosežena hitro.

Standard za JG konstrukcije DIN 4093:2015-11 v primeru ločene kontrole nosilnosti prereza zanemari natezno trdnost materiala. Evrokod 1992 sicer dovoljuje uporabo natezne trdnosti v nearmiranih konstrukcijah. Običajno se kot pri armiranih prerezi pri dimenzioniranju JG konstrukcij odločimo za konservativen pristop in natezne trdnosti JG kompozita ne upoštevamo. Pristop je utemeljen, saj v programu PLAXIS kot tudi v ostalih orodjih za analizo po MKE ne moremo izvršiti kontrole ob neposredni uporabi delnih faktorjev za vplive, kot jo narekuje kombinacija 1 v PP1. V zadnjem poglavju smo pokazali, da je v analiziranih računskih primerih kontrola elastične upogibne nosilnosti brez upoštevanja natezne cone prereza razmeroma strog kriterij. Izpolnjena je pri slopih z ustreznim premerom in/ali ob dovolj visoki tlačni trdnosti materiala. Kontrola zadostimo le, ko ne pride do izrazite prerazporeditve napetosti po prerezu in s tem upogibne togosti slopa. Ker standard DIN 4093:2015-11 omejuje nivo tlačnih napetosti, je primerna izbira materialnega modela za opis upogibnega obnašanja slopov manj pomembna, kot bi bila sicer.

VIRI

- [1] Hafner, M. 2016. Varovanje gradbene jame parkirno garažne hiše v Ljubljani. Diplomsko naloga. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo: 70 f.
- [2] Pavlović, M. N., Cotsovos, D. M., Dedić, M. M., Savidu, A. 2010. Reinforced jet-grouted piles. Part 1: analysis and design. London, Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings, 1653 (5): p. 299–308.
doi:10.1680/stbu.2010.163.5.299
- [3] Pulko, B., Logar, J. 2022. Numerical assessment of jet-grouting columns for deep excavation support. Proceedings of the 20th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Sydney, Australia, May 2022. Sydney, Australian Geomechanics Society: p. 917–920.
- [4] SIST EN 1998-1:2005: Evrokod 8: Projektiranje potresnoodpornih konstrukcij – 1. del: Splošna pravila, potresni vplivi in pravila za stavbe.
- [5] Schädlich, B., Schweiger, H. F. 2016. Internal report: Shotcrete model - Implementation, validation and application. Graz, Graz University of Technology, Institute for Soil Mechanics and Foundation Engineering: 58 str.
- [6] SIST EN 1990: 2004. Evrokod: Osnove projektiranja konstrukcij.
- [7] SIST EN 1991-1-1: 2004: Evrokod 1: Vplivi na konstrukcije – 1-1. del: Splošni vplivi – Prostorninske teže, lastna teža, koristne obtežbe stavb.
- [8] SIST EN 1992-1-1: 2004: Evrokod 2: Projektiranje betonskih konstrukcij – 1-1. del: Splošna pravila in pravila za stavbe.
- [9] SIST EN 1997-1:2005. Evrokod 7: Geotehnično projektiranje - 1. del: Splošna pravila.
- [10] Geoinvest d.o.o. Predstavitev jet grouting tehnologije.
<http://www.geoinvest.si/default.aspx?ID=109> (Pridobljeno 9. 10. 2021.)
- [11] SIST EN 12716: 2002: Izvedba posebnih geotehničnih del - Injektiranje pod visokimi pritiski.
- [12] Croce, C., Flora, A., Modoni, G. 2014. Jet Grouting: Technology, Design and Control. Boca Raton idr., Taylor & Francis Group: 298 str.
- [13] Keller UK Ltd. Jet grouting brochure.

- <https://www.keller.co.uk/sites/keller-uk/files/2019-03/jet-grouting-brochure-keller-uk.pdf>
(Pridobljeno 2. 11. 2021).
- [14] Wang, Z. F., Shen, S. L., Ho, C. E., Kim, Y. H. 2013. Jet Grouting Practice: an Overview. *Geotechnical Engineering Journal of the SEAGS & AGSSEA* 44, 4: p. 88–96.
- [15] Xanthakos, P. P., Abramson, L. W., Bruce, D. A. 1994. *Ground control and improvement*. 1th ed. New York, John Wiley & Sons: p. 580–592.
- [16] Comité Euro-International du Béton as *Bulletins d'Information*. 1993. CEB/FIP Model Code 1990. London, Thomas Telford: p. 33–37.
- [17] Brinkgreve, R. B. J. et al. *Manuals of Plaxis Connect Edition V20.0*. 2020. Bentley System. Delft, Netherlands.
- [18] Joseph, F., Labuz, J. F., Zang, A. 2012. Mohr-Coulomb Failure Criterion. *Rock Mechanics Rock Engineering*, 45: p. 975–979.
doi:10.1007/s00603-012-0281-7
- [19] Stanek, M., Turk, G. 2002. *Trdnost*. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo: 161–171.
- [20] DIN 4093:2015-11. *Design of strengthened soil - Set up by means of jet grouting, deep mixing or grouting*. 2015. Deutsche Institut für Normung e.V. (DIN).
- [21] SLP d.o.o., 2018, *Projektna dokumentacija (DGD/PZI) za zaščito gradbene jame za objekt A-Tower v Ljubljani*: 236 f.
- [22] Kugla. Re: LJUBLJANA | Atower (81 m) | 22 nad. | Hotel [Discussion post]. SkyscraperCity Forums - Slovenia.
<https://www.skyscrapercity.com/threads/ljubljana-atower-81-m-22-nad-hotel.2006698/page-39> (Pridobljeno 2. 12. 2021).

SEZNAM PRILOG

PRILOGA A: Primer izračuna geometrijskih karakteristik in nosilnosti nearmiranega prereza JG slopa v programu Mathematica

PRILOGA B: Primer izračuna geometrijskih karakteristik in nosilnosti armiranega prereza JG slopa v programu Mathematica