

Primljen / Received: 6.7.2018.

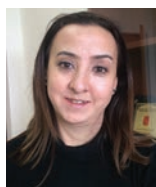
Ispravljen / Corrected: 6.2.2019.

Prihvaćen / Accepted: 9.5.2019.

Dostupno online / Available online: 10.12.2019.

Primjena metode konačnih razlika u određivanju utjecaja statičkog posmičnog naprezanja na likvefakciju tla

Autorica:



Izv.prof.dr.sc. **Berna Unutmaz**, dipl.ing.građ.
Sveučilište University, Ankara, Turska
Građevinski fakultet
berna.unutmaz@hacettepe.edu.tr

Prethodno priopćenje

Berna Unutmaz

Primjena metode konačnih razlika u određivanju utjecaja statičkog posmičnog naprezanja na likvefakciju tla

U ovom se radu istražuje utjecaj statičkog posmičnog naprezanja na likvefakcijski potencijal tla te se predlaže rješenje u zatvorenom obliku kojim se taj utjecaj uzima u obzir. Provedene su dvodimenzionalne numeričke analize temeljene na metodi konačnih razlika pri čemu su korištene razne vrste tala i potresnih kombinacija. U analize su uključene kosine sa statičkim posmičnim naprezanjima različitim od nule. Zaključeno je da utjecaj početnog statičkog posmičnog naprezanja na otpor likvefakciji u velikoj mjeri ovisi o krutosti tla i o veličini početnog posmičnog naprezanja na lokaciji, dok je utjecaj potresne magnitude neznatan.

Ključne riječi:

likvefakcija tla, statičko posmično naprezanje, konačna razlika, seizmički odziv, koeficijent posmičnog naprezanja

Research Paper

Berna Unutmaz

Application of finite difference method in determination of static shear stress influence on soil liquefaction

The aim of this study is to investigate the effect of static shear stress on the liquefaction potential of soil, and to propose a closed-form solution that takes this effect into account. Two-dimensional finite-difference-based numerical analyses, involving the use of various generic soil and earthquake combinations, were performed. The analyses include slopes with nonzero static shear stresses. It is concluded that the effect of the initial static shear stress on liquefaction resistance is highly dependent on the soil stiffness and on the initial on-site shear stress level, whereas nearly no effect is exerted by earthquake magnitude.

Key words:

soil liquefaction, static shear stress, finite difference, seismic response, shear stress ratio

Vorherige Mitteilung

Berna Unutmaz

Anwendung der Finite-Differenzen-Methode zur Bestimmung der Auswirkung statischer Scherbeanspruchungen auf die Bodenverflüssigung

In dieser Abhandlung wird die Auswirkung der statischen Scherbeanspruchung auf das Verflüssigungspotenzial des Bodens untersucht und schlägt die Lösung in geschlossener Form vor, mit welcher diese Auswirkung berücksichtigt wird. Es wurden zweidimensionale numerische Analysen durchgeführt, die sich auf der Finite-Differenzen-Methoden begründen, wobei unterschiedliche Bodenarten und Erdbebenkombinationen verwendet wurden. Mit der Analyse wurden Gefälle mit statischer Scherbeanspruchung von null umfasst. Geschlussfolgert wurde, dass die Auswirkung der anfänglichen statischen Scherbeanspruchung auf den Verflüssigungswiderstand weitgehend von der Bodenfestigkeit und der Größe der anfänglichen Scherbeanspruchung auf den Standort abhängt, während die Auswirkung der Erdbebenmagnitude unbedeutend ist.

Schlüsselwörter:

Bodenverflüssigung, statische Scherbelastung, Finite-Differenzen, seismische Reaktion, Koeffizient der statischen Scherbelastung

1. Uvod

Potencijal likvefakcije tla uglavnom se ocjenjuje pomoću "pojednostavljenog postupka" koji predlažu Seed i Idriss [1]. Međutim, postoje i neke druge metode koje uzimaju u obzir generiranje viška tlaka porne vode (npr. radovi [2, 3]). U spomenutom pojednostavljenom postupku autori predlažu primjenu koeficijenta ciklične otpornosti (eng. *cyclic resistance ratio* - CRR) za definiranje otpornosti tla na ciklično opterećenje, te koeficijenta cikličnog naprezanja (eng. *cyclic stress ratio* - CSR). Detaljan prikaz proračuna vrijednosti CSR dan je u poglavlju 3. U pojednostavljenom se postupku međusobno uspoređuju dva parametra, CSR i CRR. Ako je CSR > CRR, može se zaključiti da je analizirano tlo podložno likvefakciji. Ako je vrijednost CRR veća, vjerojatnost pojave likvefakcije je mala.

Kako bi se olakšala ova usporedba, u radu [1] predlažu se odgovarajući dijagrami. Te su dijagrame kasnije modificirali razni istraživači (npr. [26, 29]). Međutim, osnovni nedostatak ove metodologije leži u činjenici da su vrijednosti CRR i odgovarajući dijagrami otpornosti razvijeni samo za uvjete slobodnog polja lokacije (eng. *free-field site conditions*). Ta slobodna polja su horizontalna pa stoga na njima nema posmičnog naprezanja prije seizmičke pobude. Osim toga, metodologija je primjenjiva za atmosferski tlak od 1 atm, što uglavnom nije primjenljivo kod površina pod nagibom. Na primjer, posmična naprezanja su prisutna u statičkim uvjetima na nagnutim terenima (kosinama). Građevine na ravnim terenima također generiraju inicijalno statičko posmično naprezanje. Utjecaj tog inicijalnog (statičkog) posmičnog naprezanja na likvefakcijski potencijal tla razmatra se u radovima [4-10]. Prije ovih istraživanja, u radu [11] predložen je još uvijek važeći korekcijski faktor (K_α) kojim bi se u obzir uzeo utjecaj tih početnih (statičkih) posmičnih naprezanja. Vrijednosti CRR za stanje naprezanja koje se javlja na određenoj lokaciji i referentne vrijednosti CRR (izvedene iz "pojednostavljenog postupka" i valjane za nultu vrijednost inicijalnog statičkog posmičnog naprezanja) množe se s korekcijskim faktorom K_α . Uz faktor K_α , postoji i drugi korekcijski faktor K_σ kojim se korigira vrijednost CRR za vertikalna efektivna naprezanja. To međutim izlazi iz okvira ovog istraživanja, ali je uključeno u formulaciju radi potpunosti prikaza. Vrijednost CRR se zatim izračunava pomoću izraza (1) kako je definirano u [26]:

$$CRR = CRR_1 \cdot K_\sigma \cdot K_\alpha \quad (1)$$

gdje je

CRR - koeficijent ciklične otpornosti pri trenutačnom stanju naprezanja

CRR₁ - koeficijent ciklične otpornosti pri referentnom stanju naprezanja

K_σ - korekcija efektivnih bočnih naprezanja

K_α - korekcija početnog (statičkog) posmičnog naprezanja.

Mnogi su istraživači prihvatili gornji postupak u kojem se u analizi likvefakcijskog potencijala u obzir uzimaju (početna) statička posmična naprezanja i dodatni nadsloj. Međutim, postoje neke

varijacije u egzaktnim numeričkim vrijednostima K_α , kako to u svojim radovima navode brojni istraživači [12-18, 22-26]. Ta se istraživanja detaljno analiziraju u sljedećem odlomku. Osnovni cilj je ovog rada određivanje numeričke vrijednosti K_α pri čemu se koristi jednostavnost numeričke analize konačnih razlika. U tom se smislu predlaže rješenje zatvorenog oblika ovisno o osnovnim svojstvima tla, a to su relativna gustoća (D_r) i koeficijent posmičnog naprezanja (α).

1.1. Pregled literature

Na nedrenirani ciklični odziv tla uglavnom utječu (početna) statička posmična naprezanja. Kao što je već navedeno, Seed [11] uvodi korekcijski faktor K_α kojim se u obzir uzimaju ta početna statička posmična naprezanja za uvjete nagnutog terena. Ustanovljeno je da vrijednost K_α predstavlja faktor posmičnog naprezanja prije potresa (tj. početno statičko posmično naprezanje) i relativnu gustoću tla. To početno statičko posmično naprezanje mjeri se pomoću bezdimenzijskog parametra a , koji se dobiva dijeljenjem početnog statičkog posmičnog naprezanja s vertikalnim efektivnim naprezanjem, kao što se to predlaže u [11] te kako je prikazano u izrazu (2):

$$\alpha = \frac{\tau_s}{\sigma_v} \quad (2)$$

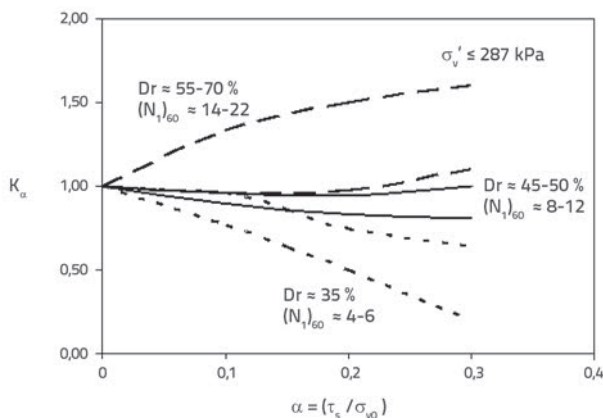
Taj bezdimenzijski parametar glavni je element za izračunavanje faktora za korekciju početnog naprezanja (K_α), koji uvelike ovisi o relativnoj gustoći. Prilikom izračunavanja vrijednosti K_α , najznačajniji parametri su kriterij sloma, bočno naprezanje i postupci laboratorijskih ispitivanja (kao što je ciklični pokus jednostavnog posmika te anizotropni konsolidirani ciklični troosni pokus). Kao što je navedeno, posmična naprezanja koja se određuju prije cikličnog opterećivanja (npr. potresom) također utječu na otpornost pijeska za vrijeme cikličnog opterećivanja. Kod početnih statičkih posmičnih naprezanja, vrijednosti K_α su više od jedan za tla čija je relativna gustoća veća od 50 % ($D_r > 50$ %). To izaziva u povećanje koeficijenta ciklične otpornosti (CRR). Međutim, situacija je upravo suprotna kod rastresitog pijeska ($D_r < 45$ %): vrijednosti CRR se smanjuju kad postoji početno statičko posmično naprezanje, tj. kada je $K_\alpha < 1$.

Seed [11] je proučavao zbijena tla (tla kod kojih je $D_r > 50$ %) te je ustanovio da (početna) statička posmična naprezanja povećavaju cikličnu otpornost, što rezultira korekcijskim faktorom K_α koji je veći od jedan. Istovjetni su rezultati postignuti i u istraživanjima [12-18], gdje autori također zaključuju da se koeficijent ciklične otpornosti rastresitog pješčanog tla smanjuje s početnim statičkim posmičnim naprezanjima, tj. K_α je manji od jedan.

U okviru novijeg istraživanja [19], autori su proveli niz nedreniranih cikličnih torzijskih posmičnih ispitivanja na tzv. Toyoura pijesku. Ispitivanjima je utvrđeno da statička posmična naprezanja mogu pozitivno ili negativno utjecati na likvefakcijski potencijal tla, koji također ovisi o ponašanju pri slomu te o načinu opterećivanja. Isto tako, na temelju rezultata nedreniranih

cikličnih troosnih ispitivanja provedenih pri raznim početnim devijatorskim naprezanjima, što daje uvid u kombinirani utjecaj cikličnih i statičkih posmičnih naprezanja na nedrenirani ciklični odziv zasićenog pijeska, zaključeno je u [20] da amplituda cikličnog naprezanja ne djeluje na odnos između normaliziranog koeficijenta rezidualnog pronažnog tlaka i normaliziranog broja ciklusa opterećivanja, dok je utjecaj statičkih posmičnih naprezanja značajan. U radu [21] je proveden niz nedreniranih cikličnih troosnih ispitivanja za razna početna stanja prašinstog pijeska te je zaključeno da se a koncept može primijeniti i na prašinsti pijesak. To znači da statičko posmično naprezanje može povoljno ili nepovoljno utjecati na otpornost na likvefakciju ovisno o početnom stanju uzoraka i stupnju promjene smjera naprezanja (eng. degree of stress reversal).

Korekcijski faktori K_α predloženi u [22, 23], također su u skladu s prije spomenutim istraživanjima za širok raspon relativnih gustoća, a autori su provjerili rezultate dotičnih studija. Praktične upute daju se u [24] gdje se istovremeno koriste utjecaji relativne gustoće i bočnog naprezanja te parametarski indeks relativnog stanja predložen u [25] (x_R). Na slici 1. prikazan je sažetak preporuka danih u [26] za korekcijski faktor K_α . Kao što se može vidjeti na slici, vrijednost K_α varira od 0,3 do 1,7. Kao i kod gore spomenutih autora, djelovanje početnog statičkog posmičnog naprezanja na ciklični otpor tla pozitivno je za gusta tla ($D_R > 50\%$), a negativno za rastresiti pijesak ($D_R < 45\%$). To ostvaruje vrijednost korekcijskog faktora K_α koja je veća od 1 za $D_R > 50\%$, a manja od 1 za $D_R < 45\%$.



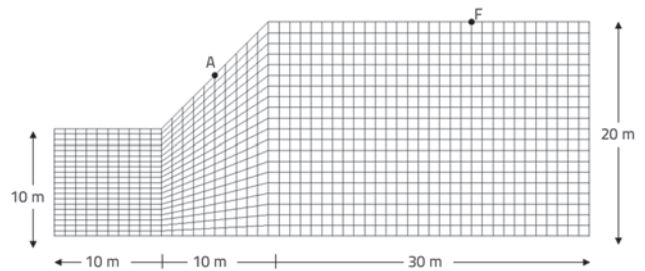
Slika 1. Korekcijski faktori K_α , modificirani u odnosu na [24]

Tablica 1. Svojstva tla korištenog u analizi

Tlo br.	Brzina posmičnih valova, V_s [m/s]	Relativna gustoća, D_R [%]	Volumni modul, K [kPa]	Posmični modul, G [kPa]	Kohezija, c [kPa]	Kut trenja, ϕ [°]
1	50	8	9750	4500	5	28
2	100	15	39000	18000	5	28
3	150	45	88000	40500	5	29
4	200	60	156000	72000	5	30
5	400	80	624000	288000	5	30

2. Numeričke simulacije

Brojne analize provedene su pomoću komercijalnog programa, temeljenog na metodi konačnih razlika, FLAC [27], kako bi se ocijenio utjecaj početnog posmičnog naprezanja na likvefakcijski potencijal tla. Analize su provedene u dvije dimenzije (2D) jer je to univerzalno prihvaćena metoda za analizu stabilnosti kosina. U okviru numeričke sheme provedena je dvodimenzionalna statička i dinamička analiza kosih površina. U skladu s preporukama programa za numeričku analizu, te kako bi se spriječile eventualne numeričke distorzije, veličine mreža podešene su tako da iznose manje od 10 % valne dužine najviše komponente frekvencije ulaznog vala. Rubni uvjeti odabrani su da odgovaraju "slobodnom polju", što je omogućilo smanjenje veličine modela te jednostavniju provedbu proračuna. Tipična mreža korištena u numeričkim simulacijama kosine prikazana je na slici 2.



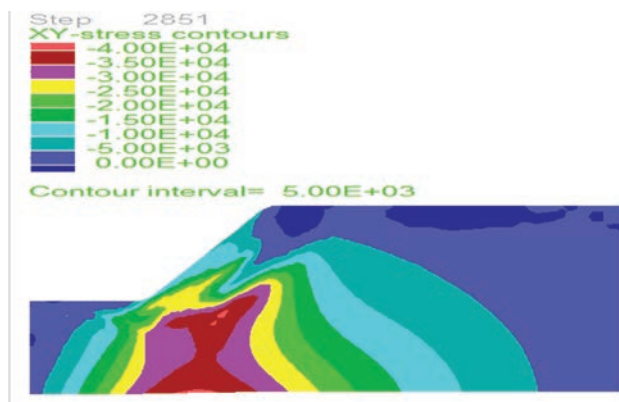
Slika 2. Dvodimenzionalni model konačnih razlika

U dvodimenzionalnoj je analizi kao materijal odabran čisti pijesak s varirajućim brzinama posmičnih valova te stoga i s raznim vrijednostima krutosti. Vrijednosti posmičnih valova tla varirale su od 50 m/s do 400 m/s. Kako bi se uzelo u obzir nelinearno ponašanje modela, primijenjena je histerezna degradacija i krivulje prigušenja [28] za $PI = 0$. U analizama je korišten Mohr-Coulombov kriterij sloma. U tablici 1. prikazana su svojstva tla koje je korišteno u analizama. Kao što se vidi iz tablice, zbog numeričke stabilnosti primijenjena je vrijednost kohezije 5 kPa iako je kao materijal korišten čisti pijesak.

Korelacije sa standardnim penetracijskim pokusom služe za izračunavanje relativnih gustoća (D_R) pomoću vrijednosti V_s . Prema radu [30], $V_s = 80 \times N^{1/3}$. Nakon izračunavanja vrijednosti N , ona je pretvorena u D_R primjenom tablice predložene u [31].

U numeričkim su analizama korišteni posmični modul (G) i volumni modul (K). Posmični modul izračunan je primjenom dobro poznate jednadžbe $G = r \times V_s^2$, gdje je r jedinična masa tla. Vrijednost K izračunana je pomoću odnosa elastičnosti, $K = E/(3 \times (1-2\nu))$ i $G = E/(2 \times (1+\nu))$, gdje je E modul elastičnosti (Youngov modul), dok je ν Poissonov koeficijent.

Točka A na slici 2. označava lokaciju na kojoj su početna (statička) posmična naprezanja veća od nule. Na istoj slici točka F predstavlja razinu odziva površine. Ovo je razlog "iskrivljene" mreže konačnih razlika, tj. veći se dio nalazi na desnoj strani mreže. Iz iste se analize pokušao odrediti odziv kosine i odziv ravne površine. Točka F je lokacija na kojoj nema početnih (statičkih) posmičnih naprezanja, tj. to je točka "slobodnog polja". Na slici 3. prikazane su vrijednosti posmičnih naprezanja na kraju statičke analize. Vidi se da je vrijednost posmičnog naprezanja u točki F vrlo bliska nuli, dok se posmična naprezanja javljaju na mjestu kosine u točki A. Radi usporedbe djelovanja tog početnog posmičnog naprezanja na likvefakcijski potencijal, analiziraju se točke na vertikalnoj liniji ispod točaka A i F i na svaki metar dužine.



Slika 3. Posmična naprezanja na kraju statičke analize

Pomoću mreže sa slike 2. (visina: 10 do 20 m, širina: 50 m) izvedeno je pet generičkih homogenih profila tla različitih relativnih gustoća u rasponu od 8 % do 80 % (čija svojstva su dana u tablici 1.) na temelju seizmičkih zapisa za devet različitih potresa:

Tablica 2. Sažeti prikaz potresa korištenih u numeričkim analizama

Naziv potresa, godina	Stanica	M_w	PGA [g]	Najbliža udaljenost [km]	Trajanje [s]
Loma Prieta, 1989.	BRN	7,0	0,50	10,3	25
Kobe, 1995.	CHY	6,9	0,11	48,7	55
Morgan Hill, 1984.	CYC	6,2	0,71	0,1	30
Gazli, 1976.	GAZ	6,8	0,61	-	16
Kocaeli, 1999.	GBZ	7,4	0,24	17,0	28
Imperial Valley, 1979.	IMP	6,4	0,17	26,5	30
Loma Prieta, 1989.	LP	7,0	0,36	12,5	15
Kocaeli, 1999.	SKR	7,4	0,40	3,1	45
Superstition Hills, 1987.	SUP	6,3	0,89	4,3	22

- potres Loma Prieta (1989.), $M_w = 7.0$, Stanica Bran (BRN)
- potres Kobe (1995.), $M_w = 6.9$, Stanica Chihaya (CHY)
- potres Morgan Hill (1984.), $M_w = 6.2$, brana Coyote Lake (CYC)
- potres Gazli (GAZ) (1976.), $M_w = 7.0$
- potres Kocaeli (1999.), $M_w = 7.4$, Stanica Gebze (GBZ)
- potres Imperial Valley (1979.), $M_w = 6.4$, Cerro Prieta (IMP)
- potres Loma Prieta (1989.), $M_w = 7.0$, Santa Cruz USCS Stanica Lick Observatory (LP)
- potres Kocaeli (1999.), $M_w = 7.4$, Sakarya (SKR)
- potres Superstition Hills (SUP) (1984.), $M_w = 6.5$.

Detalji o ulaznim vrijednostima prikazani su u tablici 2.

3. Analiza rezultata

Rezultati numeričkih analiza vrednovani su primjenom pojednostavljenog postupka [1]. Kao što je opisano u uvodnom poglavlju, u pojednostavljenom se postupku uspoređuju vrijednosti CSR i CRR. Ako je vrijednost CSR veća od vrijednosti CRR, znači da je tlo podložno likvefakciji. Vrijednosti CSR izračunavaju se dijeljenjem prosječnog posmičnog naprezanja sa statičkim efektivnim naprezanjem. To je prikazano u izrazu (3) a na temelju [1]:

$$CSR_{eq}(z) = 0,65 \cdot \frac{a_{max}}{g} \cdot \frac{\gamma_n}{\sigma'_v} \cdot Z \cdot r_d(z) \quad (3)$$

U izrazu (3) $CSR_{eq}(z)$ predstavlja vrijednost CSR na dubini z , a_{max} je vršno ubrzanje tla, g je ubrzanje sile teže, γ_n je jedinična težina sloja tla a $\sigma'_v(z)$ i $r_d(z)$ su vertikalno efektivno naprezanje, tj. faktor "sudjelovanja mase na dubini" (eng. *mass participation factor*) z . U ovoj jednadžbi, γ_n se množi s dubinom kako bi se dobila masa stupca tla (poznata i pod nazivom "ukupno vertikalno naprezanje"). Zatim se ta masa množi s a_{max} kako bi se dobilo maksimalno posmično naprezanje koje se javlja tijekom u toku potresa. Faktor 0,65 koristi se za konverziju ovog maksimalnog naprezanja u prosječno posmično naprezanje. To prosječno posmično naprezanje zatim se dijeli s efektivnim vertikalnim naprezanjem, koje se izračunava oduzimanjem tlaka porne vode od ukupnog vertikalnog naprezanja na određenoj dubini. $r_d(z)$ je izračunan prema prijedlogu NCEER-a [26] za nekritične projekte, a detaljni prikaz prijedloga je dan u literaturi.

Predloženo je da ovaj faktor ovisi samo o dubini, a vrijednost 1 usvojena je za površinu terena. Faktor se smanjuje s dubinom te iznosi 0,504 na dubini od 30 m.

U sljedećem se koraku izračunava vrijednost CSR za slobodno polje gdje se utjecaj kosine (početnih posmičnih naprezanja) može zanemariti. Vrijednost CSR također se izračunava pomoću jednadžbe (3) za točku na slobodnom polju (točka F na slici 2.), gdje nema statičkog posmičnog naprezanja. Te dvije vrijednosti CSR zatim se dijele jedna s drugom radi izračunavanja korekcijskog faktora K_α kako je to prikazano u izrazu (4).

$$K_\alpha(z) = \frac{CSR_F}{CSR_A} \quad (4)$$

Vrijednosti CSR_F i CSR_A korigirane su za naprezanje nadsloja K_α . Ta je korekcija provedena zato što, iako se čini da su na istoj

razini, naprezanja zbog djelovanja nadsloja su različita jer njihove dubine od površine tla nisu jednake. U proračunu vrijednosti K_α , korišteni su sljedeći koraci za pojedinačni primjer: $V_s = 50$ m/s tijekom potresa koji je 1980. godine zadesio mjesto Loma Prieta (BRN). Podaci su prikazani u tablici 3.a i 3.b:

- Nakon primjene podataka o gibanju na dnu modela, očitane su vrijednosti:
 - maksimalnog posmičnog naprezanja i maksimalnog ubrzanja u točki F (stupac 12 u tablici 3.b).
 - maksimalnog posmičnog naprezanja i maksimalnog ubrzanja u točki A (stupac 3 u tablici 3.a).
- Vrijednosti α izračunane su dijeljenjem vrijednosti posmičnog naprezanja s efektivnim vertikalnim naprezanjem u analiziranim točkama (stupci 7 i 16 u tablici 3. za točke A tj. F).
- Vrijednosti CSR izračunane su pomoću jednadžbe (3) za analizirane dubine zasebno za točke F i A (stupci 6 i 15 u tablici 3.).

Tablica 3. Analiza primjera: $V_s = 50$ m/s za BRN zapis u točki A (lijeva tablica) i točki F (desna tablica)

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Dubina [m]	a_{\max} [g]	τ_{\max} [kPa]	σ [kPa]	σ' [kPa]	CSR	α	r_d	K_α	CSR [s = 1 atm]
0	0,09	---	---	0	---	---	1,000	1,0	---
1	0,03	9	14	6	0,05	1,58	0,994	1,2	1,223
2	0,07	13	27	12	0,10	1,07	0,989	1,2	0,824
2	0,10	13	41	18	0,14	0,73	0,983	1,2	0,562
3	0,10	16	54	24	0,14	0,69	0,977	1,2	0,523
4	0,06	28	68	30	0,08	0,92	0,971	1,2	0,697
5	0,09	20	81	36	0,12	0,55	0,966	1,2	0,411
5	0,13	19	95	42	0,19	0,45	0,960	1,2	0,334
6	0,13	25	108	48	0,18	0,52	0,954	1,2	0,221
7	0,21	33	122	54	0,29	0,61	0,948	1,2	0,339
8	0,27	39	135	60	0,37	0,65	0,943	1,2	0,432
8	0,39	41	149	66	0,53	0,62	0,937	1,1	0,596
9	1,01	37	162	72	1,37	0,51	0,931	1,1	1,505
10	0,28	14	176	78	0,37	0,18	0,914	1,1	0,397
11	0,16	2	189	84	0,21	0,01	0,894	1,0	0,216
11	0,13	2	203	90	0,17	0,00	0,874	1,0	0,174
12	0,14	2	216	96	0,18	0,00	0,854	1,0	0,181
13	0,16	2	230	102	0,20	0,01	0,834	1,0	0,197
14	0,14	2	243	108	0,17	0,00	0,814	1,0	0,162
14	0,15	2	257	114	0,18	0,02	0,794	1,0	0,169
15	0,04	3	270	120	0,05	0,02	0,774	1,0	0,047

	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
Dubina [m]	a_{\max} [g]	τ_{\max} [kPa]	σ [kPa]	σ' [kPa]	CSR	α	r_d	K_α	CSR [s = 1 atm]	K_α
0	0,22	0	0	0	---	---	1	1,0	---	0
1	0,19	1	18	8	0,27	0,02	0,992	1,2	0,329	0,269
2	0,15	3	36	16	0,21	0,00	0,985	1,2	0,251	0,305
2	0,15	4	54	24	0,22	0,00	0,977	1,2	0,261	0,465
3	0,12	5	72	32	0,18	0,01	0,969	1,2	0,210	0,402
4	0,17	4	90	40	0,24	0,02	0,962	1,2	0,288	0,413
5	0,11	4	108	48	0,15	0,03	0,954	1,2	0,181	0,440
5	0,13	5	126	56	0,18	0,03	0,946	1,2	0,206	0,616
6	0,13	5	144	64	0,18	0,04	0,939	1,1	0,205	0,929
7	0,12	4	162	72	0,16	0,04	0,931	1,1	0,175	0,517
8	0,15	4	180	80	0,20	0,04	0,907	1,1	0,212	0,490
8	0,13	4	198	88	0,16	0,04	0,880	1,0	0,168	0,281
9	0,16	4	216	96	0,20	0,04	0,854	1,0	0,204	0,136
10	0,19	5	234	104	0,22	0,04	0,827	1,0	0,222	0,559
11	0,28	5	252	112	0,33	0,04	0,800	1,0	0,318	1,472
11	0,26	4	270	120	0,30	0,03	0,774	1,0	0,282	1,622
12	0,26	4	288	128	0,29	0,00	0,747	0,9	0,268	1,481
13	0,27	4	306	136	0,28	0,00	0,720	0,9	0,262	1,329
14	0,30	4	324	144	0,30	0,00	0,693	0,9	0,270	1,670
14	0,21	3	342	152	0,21	0,00	0,667	0,9	0,186	1,099
15	0,04	2	360	160	0,04	0,00	0,640	0,9	0,036	0,764

- Vrijednosti K_s (stupci 9 i 18) izračunane su pomoću grafikona koji predlažu Seed i Harder [22] za čisti pijesak. Zatim se vrijednosti CSR normalizirane prema naprezanju nadsloja (stupci 19 i 20) izračunavaju dijeljenjem stupca 6 i 15 sa stupcima 9 tj. 18. Nakon toga se vrijednosti K_α izračunavaju prema izrazu (4), tj. dijeljenjem stupca 19 sa stupcem 10 kako bi se dobio stupac 20.

Kada se svi slučajevi, sa svim dubinama, potresima i relativnim gustoćama, analiziraju zajedno, rezultat nije baš smislen. U literaturi [11, 12, 24, 26] korekcijski se faktori K_α izračunavaju prema krutosti, tj. relativnoj gustoći, te su iskazani u grafikonima koji se izrađuju za razne relativne gustoće. Stoga je u ovom radu taj faktor klasificiran prema relativnim gustoćama. Slike 5. do 9. iz točke 4 prikazuju preporuke NCEER-a i rezultate dobivene probabilističkim analizama. Na slikama su korekcijski faktori K_α prikazani za relativne gustoće (D_r) od 8 %, 15 %, 45 %, 60 % i 80 %. Uz vrijednosti dobivene analizom konačnih razlika, na slikama su prikazane i preporuke NCEER-a [26]. Preporuke NCEER-a [26] uglavnom su razvijene pomoću rezultata cikličnog jednostavnog posmika, cikličnog kružnog torzijskog posmika i anizotropnih konsolidiranih cikličnih troosnih pokusa kojima se analiziraju utjecaji statičkih posmičnih naprezanja na ciklični otpor.

Rezultati numeričkih analiza se dobro podudaraju s preporukama NCEER-a [26]. Ti se rezultati također mogu koristiti za određivanje formule za dobivanje vrijednosti K_α . Stoga je provedena probabilistička analiza kako bi se uspostavila veza između koeficijenta početnog posmičnog naprezanja (α), krutosti tla (koja se u ovom istraživanju definira kroz relativnu gustoću tla D_r) i vrijednosti K_α .

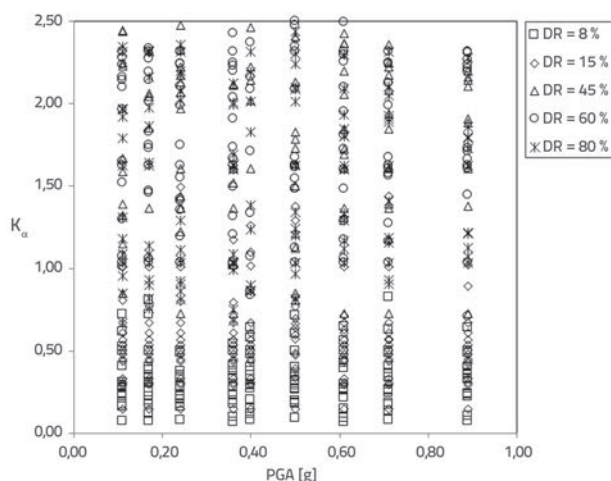
4. Probabilističke analize

Iako se proteklih desetljeća bilježi znatan tehnološki napredak, činjenica je da su dinamičke analize još uvijek dugotrajne i složene te se nerado primjenjuju u početnoj fazi projektiranja. U ovom se istraživanju kao cilj postavlja definiranje formulacije vrijednosti K_α koja bi se mogla koristiti u početnim analizama, jer se smatra da provođenje dinamičkih analiza još uvijek oduzima puno vremena te da je vrlo složeno, a i brojni su podaci potrebni za provedbu takvih analiza.

4.1. Odabir opisnih varijabli

Vrijednosti K_α predviđaju se na temelju rezultata numeričkih analiza primjenom metodologije koja je opisana u prethodnim poglavljima. Nakon toga se određuje jednostavan i lako primjenjiv odnos pri čemu se koriste rezultati numeričkih analiza za predviđanje vrijednosti K_α . U tu se svrhu kao probabilistički alat primjenjuje metodologija najveće vjerodostojnosti. Za potrebe potpune probabilističke analize najprije se trebaju ustanoviti opisni parametri koji su ključni za likvefakcijski potencijal tla uslijed postojanja početnih statičkih posmičnih naprezanja. Značajni parametri za definiranje vrijednosti K_α su koeficijent

početnog posmičnog naprezanja (α) te krutost tla (koja se u ovom istraživanju definira kroz relativnu gustoću D_r tla). Slika 4. prikazuje varijacije vrijednosti K_α pri raznim vrijednostima vršnog ubrzanja tla (eng. *Peak Ground Acceleration* - PGA) za vrijeme djelovanja potresa. Kao što se vidi iz grafikona, seizmička vrijednost PGA ni na koji način ne utječe na vrijednost K_α . Na primjer, kada je PGA = 0,2 g, vrijednosti K_α variraju od 0 do 2,5, a isti se raspon bilježi kada je PGA = 0,9 g. Zbog toga vrijednost PGA nije u probabilističkim analizama odabrana kao varijabla za predviđanje vrijednosti K_α .



Slika 4. Korekcijski faktori K_α za razne vrijednosti PGA

4.2. Odnos predložen za određivanje K_α

Nakon što je ispitana primjena raznih mogućnosti, vrijednosti D_r i α predložene su kao osnovne varijable za odnos koji se predlaže za određivanje K_α . Funkcija graničnog stanja jednadžbe koja je najpovoljnija za primjenu rezultata dobivenih tijekom numeričke analize prikazana je u izrazu (5). Kao što se vidi iz jednadžbe, trendovi numeričkih vrijednosti korekcijskog faktora (K_α) za početno posmično naprezanje ovisni su o funkcionalnim oblicima D_r i α . Ti se funkcionalni oblici procjenjuju zasebno primjenom metodologije najveće vjerodostojnosti. Dodatne informacije o toj metodologiji mogu se naći u brojnim radovima, a jedan od njih je [29].

$$g_n(D_r, \alpha, \Theta) = \ln(K_\alpha) - \ln \left[1 + (\theta_1(D_r - \theta_2)\alpha^{\theta_3}) + \theta_4 \ln(D_r - \theta_5) \right] \pm \varepsilon_{K_\alpha} \quad (5)$$

Predloženi model sadrži slučajni član za korekciju modela (ε). Primjena tog člana može se ukratko objasniti nesavršenošću predloženog matematičkog modela (nema idealan oblik) te nekorisćenjem nekih opisnih parametara koji također mogu utjecati na likvefakcijski potencijal tla u uvjetima (početnog) statičkog posmičnog naprezanja. Pretpostavlja se da taj slučajni korekcijski član ima normalnu raspodjelu s nultom srednjom vrijednošću u nepristranom modelu. Standardno odstupanje tog člana označava se kao σ_ε i treba se procijeniti. Dakle, postoji niz nepoznatih parametara Θ koji uključuje vrijednosti θ (θ_1 – θ_5) iz jednadžbe (5) i σ_ε .

Vrijednosti θ (θ_1 – θ_5) procjenjuju se tako da funkcija vjerodostojnosti iz jednadžbe (5) poprimi najvišu vrijednost. U tu se svrhu popisuju sve vrijednosti D_R i odgovarajuće vrijednosti α dobivene kao rezultat numeričkih analiza. Zatim se na taj popis dodaju vrijednosti K_α koje su izračunane kako je prikazano u tablici 3. za svaku dubinu i za svaki scenarij, a označavaju se kao $K_{\alpha, \text{izmjereno}}$. Potom se pomoću izraza (5) izračunavaju vrijednosti K_α te se označavaju kao $K_{\alpha, \text{izračunano}}$. Nakon toga se izračunavaju vrijednosti θ za funkciju najveće vjerodostojnosti. Vrijednosti θ dobivene u okviru metodologije najveće vjerodostojnosti prikazane su u tablici 4. Jednadžba (5) poprima oblik prikazan u izrazu (6):

$$K_\alpha = 1 + \theta_1 \cdot (D_R - \theta_2) \cdot \alpha^{\theta_3} + \theta_4 \cdot \ln(D_R - \theta_5) \pm \varepsilon_{K_\alpha} \quad (6)$$

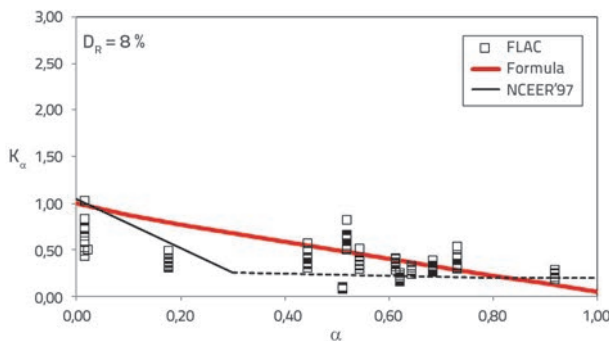
Tablica 4. Koeficijenti modela K_α

θ_1	θ_2	θ_3	θ_4	θ_5
0,035	35	0,9	0,08	7

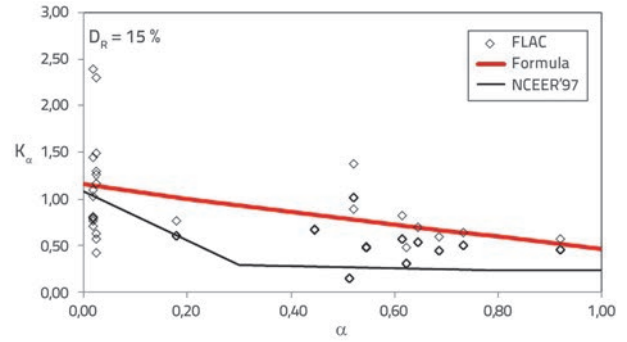
Slijedi konačan oblik jednadžbe (6) nakon uvođenja koeficijenata modela:

$$K_\alpha = 1 + 0,035 \cdot (D_R - 35) \cdot \alpha^{0,9} + 0,08 \cdot \ln(D_R - 7) \leq 2,15 \quad (7)$$

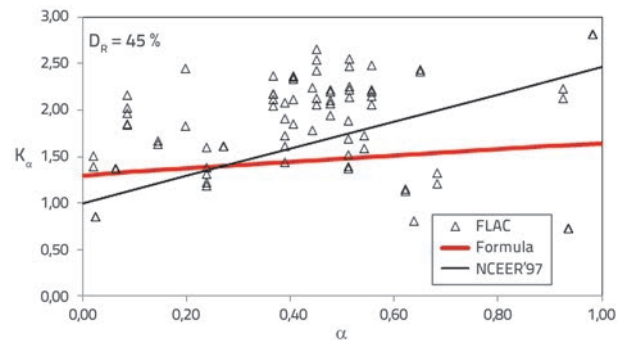
Na slikama od 5. do 9. daje se komparativni prikaz predloženih i izračunanih vrijednosti K_α . Može se ustvrditi da postoji dobra podudarnost između rezultata numeričkih analiza i rezultata dobivenih formulacijom, izraz (5). Ta jednadžba predstavlja najbolje uklapanje (eng. *best fit*), uzimajući u obzir sve podatke. Razlike koje se mogu uočiti na slikama proizlaze iz eventualnog neuključivanja nekih parametara u matematički model. Modelom je zapravo nemoguće obuhvatiti sve parametre, ali i taj ograničeni broj parametara dovoljan je za postizanje odgovarajuće vrijednosti K_α . Moguće je da postoje i drugi faktori koji utječu na K_α . U analizi je pretpostavljeno da su ti faktori uključeni u član moguće pogreške.



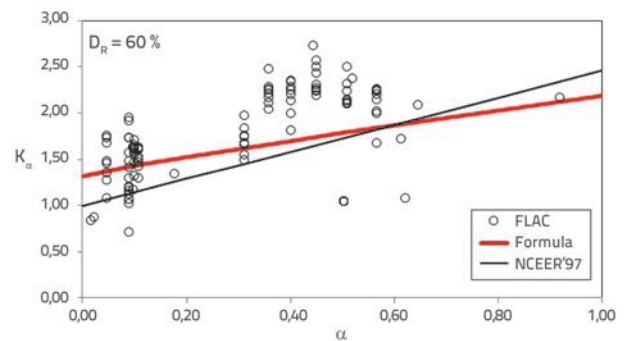
Slika 5. Korekcijski faktor K_α i odnos predložen za $D_R = 8\%$



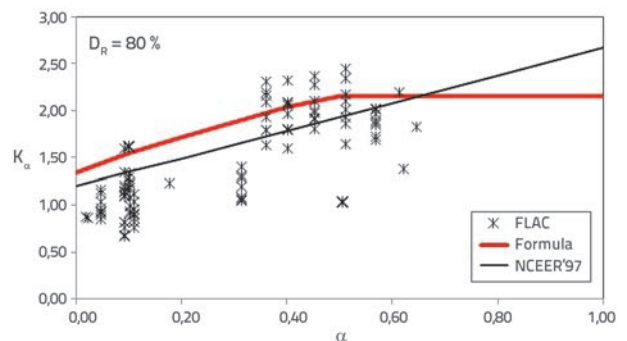
Slika 6. Korekcijski faktor K_α i odnos predložen za $D_R = 15\%$



Slika 7. Korekcijski faktor K_α i odnos predložen za $D_R = 45\%$



Slika 8. Korekcijski faktor K_α i odnos predložen za $D_R = 60\%$



Slika 9. Korekcijski faktor K_α i odnos predložen za $D_R = 80\%$

5. Zaključak

S obzirom na ograničenja ovog istraživanja, u radu su provedene analize stabilnosti pokosa koje se temelje na dvodimenzionalnoj analizi metodom konačnih razlika. U analizama se razmatraju ne samo statička već i dinamička naprezanja i ponašanja. Na temelju rezultata numeričkih analiza predložena je pojednostavljena formula za dobivanje vrijednosti K_{α} , kao što je prikazano u izrazu (7).

Rezultati prikupljeni numeričkim analizama su u skladu s vrijednostima iskazanim u literaturi. Kao što se navodi u NCEER-u [26], vrijednosti K_{α} rastu s porastom vrijednosti α za zbijena tla, te se smanjuju s porastom vrijednosti α kada se radi o rastresitom tlu. Na temelju rezultata numeričkih analiza predlaže se maksimalni prag vrijednosti od 2,15.

Rezultati probabilističkih analiza pokazuju da je, sa stajališta likvefakcije, krutost tla najznačajniji parametar koji utječe na ponašanje kosina tijekom cikličnog opterećivanja. Iako je dobro poznato da se otpornost na likvefakciju povećava s porastom krutosti tla na horizontalnim terenima, prisutnost početnih posmičnih naprezanja na kosinama dovodi do povećanja ili smanjenja otpornosti na likvefakciju tla u usporedbi s horizontalnim terenima. Ako je tlo kruto ($D_r > 35\%$), prisutnost

početnog posmičnog naprezanja povećava otpornost na likvefakciju. Međutim, ako je tlo rastresito ($D_r < 35\%$), situacija je potpuno suprotna. Pri povećanju početnog (statičkog) posmičnog naprezanja, te stoga pri povećanju vrijednosti α , smanjuje se otpornost tla na likvefakciju. Isti su rezultati dobiveni i numeričkim analizama. Kada se radi o tlu čija je vrijednost D_r veća od 35 %, prisutnost početnog posmičnog naprezanja pogoduje likvefakciji tla.

Drugi značajan faktor je koeficijent početnog naprezanja (α). Očito je da promjena vrijednosti α dovodi do promjene otpornosti na likvefakciju. Iako nije uključen u formulu, oblik kosine (visina, nagnutost itd.) također je jedan od osnovnih faktora. Oblik kosine indirektan je pokazatelj stanja posmičnih naprezanja na specifičnoj lokaciji. Obilježava se s α i na njega također utječe krutost tla i potencijalna ploha sloma.

Formula za određivanje vrijednosti K_{α} , dobivena kao rezultat numeričkih analiza a prikazana je u ovom radu, treba se ipak koristiti s oprezom. Kako je broj slučajeva ograničen te kako K_{α} ne ovisi o povijesti slučaja niti o podacima dobivenima laboratorijskim ispitivanjima, formula se može koristiti za uspoređivanje na razini preliminarne analize. Za konačan i točan rezultat treba se ipak provoditi i koristiti dinamičko numeričko modeliranje.

LITERATURA

- [1] Seed, H.B., Idriss, I.M.: Simplified procedure for evaluating soil Liquefaction Potential, *Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division*, 97 (1971), pp. 1249-1273.
- [2] Martin, G.R., Finn, W.D.L., Seed, H.B.: Fundamentals of liquefaction under cyclic loading, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, 101 (1975), pp. 423-438.
- [3] Booker, J.R., Rahman, M.S., Seed, H.B.: GADFLEA: A Computer Program for the Analysis of Pore Pressure Generation and Dissipation During Cyclic or Earthquake Loading, EERC (1976), pp. 76-24.
- [4] Dashti, S., Bray, J., Pestana, J., Riemer, M., Wilson, D.: Centrifuge testing to evaluate and mitigate liquefaction-induced building settlement mechanisms, *J. Geotech. Geoenviron. Eng.*, 10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0000306 (2010), pp. 918-929.
- [5] Dashti, S., Bray, J., Pestana, J., Riemer, M., Wilson, D.: Mechanisms of seismically induced settlement of buildings with shallow foundations on liquefiable soil, *J. Geotech. Geoenviron. Eng.*, 10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0000179 (2010), pp. 151-164.
- [6] Mason, H.B., Trombetta, N.W., Chen, Z., Bray, J., Hutchinson, T.C., Kutter, B.L.: Seismic soil–foundation–structure interaction observed in geotechnical centrifuge experiments, *Soil Dyn. Earthquake Eng.*, 48 (2013) 1, pp. 162-174.
- [7] Dashti, S., Bray, J.: Numerical simulation of building response on liquefiable sand, *J. Geotech. Geoenviron. Eng.*, 10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0000853 (2013), pp. 1235-1249.
- [8] Trombetta, N.W., Mason, H.B., Chen, Z., Hutchinson, T.C., Bray, J., Kutter, B.L.: Nonlinear dynamic foundation and frame structure response observed in geotechnical centrifuge experiments, *Soil Dyn. Earthquake Eng.*, 50 (2013) 1, pp. 117-133.
- [9] Hayden, C.P., Zupan, J.D., Bray, J., Allmond, J., Kutter, B.: Centrifuge tests of adjacent mat-supported buildings affected by liquefaction, *J. Geotech. Geoenviron. Eng.*, 10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0001253 (2015), pp. 151-164.
- [10] Karimi, Z., Dashti, S.: Seismic performance of shallow founded structures on liquefiable ground: validation of numerical simulations using centrifuge experiments, *J. Geotech. Geoenviron. Eng.*, 10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0001253 142 (2016) 6.
- [11] Seed, H.B.: Earthquake resistant design of earth dams, *Proceedings of Seismic Design of Embankments and Caverns*, Philadelphia, ASCE, New York, pp. 46-64, 1983.
- [12] Yoshimi, Y., Oh-Oka, H.: Influence of degree of shear stress reversal on the liquefaction potential of saturated sands, *Soils and Foundations*, 26 (1975) 1, pp. 25-35.
- [13] Vaid, Y.P., Finn, W.D.L.: Static shear and liquefaction potential, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, 105 (1979), pp. 1233-1246.
- [14] Tatsuoka, F., Muramatsu, M., Sasaki, T.: Cyclic undrained stress-strain behavior of dense sands by torsional simple shear test, *Soils and Foundations*, 22 (1982) 2, pp. 55-70.
- [15] Vaid, Y.P., Chern, J.C.: Effect of static shear on resistance to liquefaction, *Soils and Foundations*, 23 (1983) 1, pp. 47-60.
- [16] Vaid, Y.P., Chern, J.C.: Cyclic and monotonic undrained response of sands, *Proceedings of the ASCE Convention: Advances in the Art of Testing Soils Under Cyclic Loading Conditions*, Detroit, Mich., 24 October 1985. Edited by V. Khosla, pp. 171-176, 1985.
- [17] Szerdy, F.: Flow slide failure associated with low level vibrations, *Dissertation presented to the University of California at Berkeley, Calif.*, in partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Philosophy, 1985.

- [18] Jong, H.L., Seed, R.B.: A critical investigation of factors affecting seismic pore pressure generation and post-liquefaction flow behavior of saturated soils, Geotechnical Research Report No. SU/GT/88-01, Stanford University, April 1988, 407 pages.
- [19] Chiaro, G., Kosekic, J., Satod, T.: Effects of initial static shear on liquefaction and large deformation properties of loose saturated Toyoura sand in undrained cyclic torsional shear tests, *Soils and Foundations*, 52 (2012) 3, pp. 498-510.
- [20] Pan, K., Yang, Z.X.: Effects of initial static shear on cyclic resistance and pore pressure generation of saturated sand, *Acta Geotechnica*, 13 (2018), pp. 473-487.
- [21] Wei, X., Yang, J.: The effects of initial static shear stress on liquefaction resistance of silty sand, 6th International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering, 1-4 November 2015 Christchurch, New Zealand, 2015.
- [22] Seed, R.B., Harder, L.F.: SPT-based analysis of cyclic pore pressure generation and undrained residual strength, Proceedings of the H. B. Seed Memorial Symposium, May 1990.
- [23] Boulanger, R.W., Seed, R.B.: Liquefaction of sand under bi-directional monotonic and cyclic loading, *Journal of Geotechnical Engineering*, 121 (1995) 12, pp. 870-878.
- [24] Boulanger, R.W.: Relating K_a to relative state parameter index: Technical note, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 129 (2013) 8, pp. 770-773.
- [25] Bolton, M.D.: The strength and dilatancy of sands, *Geotechnique*, 36 (1986) 1, pp. 65-78.
- [26] NCEER: Proceedings of the NCEER Workshop on Evaluation of Liquefaction Resistance of Soils, Edited by Youd, T. L., Idriss, I. M., Technical Report No. NCEER-97-0022, December 31, 1997.
- [27] FLAC: User's Manual: Fast Lagrangian Analysis of Continua, Itasca Consulting Group, Minnesota (2005).
- [28] Vucetic, M., Dobry, R.: Effect of soil plasticity on cyclic response, *Journal of Geotechnical Engineering*, 117 (1991) GT1, pp. 89-107.
- [29] Cetin, K.O., Kiureghian, A.D., Seed, R.B.: Probabilistic models for the initiation of seismic soil liquefaction, *Structural Safety*, 24 (2002), pp. 67-82.
- [30] Seismic Design Specifications for Highway Bridges, Japan, March 2002.
- [31] Bowles, J.E.: *Foundation Analysis and Design*, McGraw-Hill, Inc., New York, 1977.