

Primljen / Received: 14.11.2016.

Ispravljen / Corrected: 31.1.2017.

Prihvaćen / Accepted: 28.4.2017.

Dostupno online / Available online: 10.7.2017.

Direktan postupak za određivanje slijeganja plitkih temelja

Autori:



Ivana Lukić Kristić, dipl.ing.građ.
Sveučilište u Mostaru
Građevinski fakultet
ivana.lukic@gfmo.ba



Prof.dr.sc. Vlasta Szavits-Nossan, dipl.ing.mat.
(Profesorica u mirovini)
Sveučilište u Zagrebu
Građevinski fakultet
vlasta.szavits-nossan@zg.htnet.hr



Prof.dr.sc. Predrag Mišćević, dipl.ing.građ.
Sveučilište u Splitu
Fakultet građevinarstva, arhitekture i geodezije
predrag.miscevic@gradst.hr

Prethodno priopćenje

Ivana Lukić Kristić, Vlasta Szavits-Nossan, Predrag Mišćević

Direktan postupak za određivanje slijeganja plitkih temelja

Prikazan je direktan postupak za određivanje slijeganja plitkih temelja, koji kombinira modificiranu hiperbolnu funkciju za nelinearan odnos naprezanja i deformacija te korelacije iz rezultata penetracijskih pokusa. U korelacijama se koristi opterećenje za 10%, odnosno 1% omjera slijeganja i ekvivalentnog promjera temelja. Za ovaj novi postupak nisu potrebni laboratorijski pokusi, što je velika prednost za krupnozrna tla. Pokazuje se za ovako izračunane krivulje slijeganja u ovisnosti o opterećenju da je vrlo dobro poklapanje, s izmjerenim slijeganjima tijekom probnih opterećenja pet kvadratnih temelja različitih dimenzija na pijesku.

Ključne riječi:

plitki temelji, slijeganje, krutost tla, najveći posmični modul, probno opterećenje

Preliminary report

Ivana Lukić Kristić, Vlasta Szavits-Nossan, Predrag Mišćević

Direct method for determination of shallow foundation settlements

A direct procedure for determining settlement of shallow foundations, combining the modified hyperbolic function for nonlinear stress and strain ratio with correlations from penetration test results, is presented in the paper. The 10% load, i.e. 1% of settlement to equivalent foundations diameter ratio, is used in correlations. Laboratory tests are not needed in this novel procedure, which is a considerable advantage for coarse-grained soils. A very good correspondence was established between the load-based settlement curve calculated in this way, and the settlements measured in sand during load testing of five square foundations of variable size.

Key words:

shallow foundations, settlement, soil stiffness, maximum shear modulus, load testing

Vorherige Mitteilung

Ivana Lukić Kristić, Vlasta Szavits-Nossan, Predrag Mišćević

Direktes Verfahren zur Ermittlung der Setzungen von Flachfundationen

Das direkte Verfahren zur Ermittlung der Setzungen von Flachfundationen, das die modifizierte Hyperbelfunktion für das nichtlineare Verhältnis zwischen Spannungen und Dehnungen sowie die Korrelation der Resultate aus Penetrationsversuchen kombiniert, wird beschrieben. Bei den Korrelationen werden Lasten von 10%, bzw. 1%, des Verhältnisses der Setzungen zum äquivalenten Fundationsdurchmesser angesetzt. Für dieses neue Verfahren sind keine Laborversuche notwendig. Für die berechneten Setzungskurven in Abhängigkeit von den Lasten zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung mit gemessenen Setzungen bei Versuchslasten für fünf auf Sand liegende quadratische Fundationen verschiedener Abmessungen.

Schlüsselwörter:

Flachfundationen, Setzungen, Bodensteifigkeit, größtes Schubmodul, Versuchslast

1. Uvod

Proračun slijeganja plitkih temelja još uvijek je predmet interesa inženjera i znanstvenika. Uobičajeni izraz za proračun slijeganja, jest onaj za plitke temelje na linearno elastičnom tlu s poznatim ekvivalentnim (ili odgovarajućim) Youngovim modulom. Tlo, međutim, nije linearno elastično, već nelinearno elastoplastično. Iz toga, između ostalog, proizlazi problem određivanja ekvivalentnog modula elastičnosti za što bolje predviđanje slijeganja.

Rezultati probnih opterećenja plitkih temelja, gdje se na terenu plitki temelj postupno opterećuje te se pritom mjere slijeganja, vrlo su dragocjeni podaci o realnom, nelinearnom ponašanju temeljnoga tla (npr. Briaud i Gibbens [1]). Tako dobivene nelinearne krivulje opterećenje – slijeganje nipošto nije moguće naknadno proračunati pomoću izraza prema teoriji elastičnosti, bez obzira na varijacije modula elastičnosti.

Zbog toga, a i zbog svoje jednostavnosti, u praksi još uvijek prevladavaju postupci određivanja slijeganja plitkih temelja zasnovani na korelacijama s rezultatima terenskih penetracijskih pokusa. To je naročito slučaj kad je temeljno tlo od krupnozrnog materijala, za koji dobavljanje neporemećenih uzoraka za laboratorijske pokuse nije uobičajeno u standardnoj praksi. Međutim, do sada prikupljeni podaci mjerenja nisu prilagođeni nelinearnim odnosima naprezanja i deformacija. Za proračun slijeganja plitkih temelja može se primijeniti i neka od numeričkih metoda nelinearne mehanike neprekidnih sredina, npr. metoda konačnih elemenata, uz korištenje rezultata laboratorijskih i terenskih ispitivanja za određivanje parametara koji opisuju nelinearan odnos između naprezanja i deformacija. U ovom je pristupu problematično upravo dobavljanje neporemećenih uzoraka tla i izvođenje složenih laboratorijskih pokusa za određivanje tih parametara, a treba ih puno kako bi se što realnije prikazao stvarni odnos naprezanja i deformacija (napredne konstitucijske jednadžbe).

Uz sve navedene pristupe, prognoza slijeganja plitkih temelja još je uvijek nepouzdana, kao što prikazuju brojna istraživanja, među kojima i ona Briauda i Gibbensa [1]. Ti autori prikazuju rezultate probnih opterećenja svih pet kvadratnih plitkih temelja, stranica od 1 m do 3 m, na pijesku. Objavili su rezultate svih laboratorijskih i terenskih ispitivanja pijeska te su tražili kolege širom svijeta da prognoziraju slijeganje temelja. Za ishod prognoza, u kojima su korištene različite metode proračuna slijeganja, može se reći da je bio, tek u izuzetnim slučajevima, djelomično uspješan. Nakon objave mjerenih slijeganja, nastavilo se unaprjeđivati postupke proračuna slijeganja plitkih temelja, ali još uvijek nije dosegnuto u potpunosti zadovoljavajuće rješenje.

Što se tiče laboratorijskih ispitivanja potrebnih za prognozu slijeganja plitkih temelja, troosni pokusi i pokusi torzijskog smicanja u laboratoriju na uzorcima temeljnoga tla pokazuju izrazito nelinearno ponašanje između devijatorskog naprezanja $q = \sigma_1' - \sigma_3'$ i vertikalne relativne deformacije, odnosno između posmičnog naprezanja i posmične deformacije. Kondner [2] je ovu nelinearnu krivulju prvi prikazao pomoću hiperbole,

koja ovisi o srednjem glavnom naprezanju $p' = \frac{\sigma_1' + \sigma_2' + \sigma_3'}{3}$. Slijedi Hardinovo i Drnevichevo [3] uvođenje referentne posmične deformacije, kojom se zaobilazi ovisnost hiperbole o p' . Modifikacijom Kondnerove hiperbole, Fahey i Carter [4] uvode jedinstven nelinearni odnos između normaliziranog sekantnog posmičnog modula G/G_0 , gdje je G_0 najveći posmični modul pri vrlo malim relativnim deformacijama, i normaliziranog posmičnog naprezanja t/t_p , gdje je t_p posmična čvrstoća tla. U ovom se odnosu koriste dva parametra, konstante f i g .

Poznato je da se tlo ponaša linearnoelastično za vrlo male posmične deformacije (npr. Burland [5]; Szavits-Nossan i dr. [6]). Modul elastičnosti u ovom je području relativnih deformacija E_0 , a posmični je modul G_0 . Ta spoznaja pokazuje da relativno velika krutost tla pri vrlo malim deformacijama, kakva se susreće pri mjerenju brzine posmičnih valova u tlu, može objasniti znatno precijenjena slijeganja koja proizlaze iz proračuna zasnovanih na rezultatima klasičnih laboratorijskih pokusa. U klasičnim laboratorijskim pokusima ne primjenjuju se odgovarajući postupci mjerenja krutosti tla pri vrlo malim posmičnim deformacijama, a u novije je vrijeme to omogućeno lokalnim mjerenjem deformacija na uzorku tla. Te vrlo male posmične deformacije su u rasponu od 10^{-5} do 10^{-4} (npr. Lee i dr. [7]). Opterećenjem tla do većih posmičnih deformacija, sekantni posmični modul nelinearno pada s porastom posmične deformacije deset i više puta u odnosu na početnu vrijednost G_0 . Mayne i Poulos [8] prikazali su izraz za slijeganje ispod središta savitljivog kružnog temelja na tlu Gibsonove vrste [9], dakle za nehomogeno, izotropno, elastično tlo, koje na razini temeljne plohe ima modul elastičnosti E_0 , a sekantni modul elastičnosti linearno raste s dubinom sloja temeljnoga tla do čvrste podloge. U ovom je izrazu Mayne [10] modul elastičnost E_0 zamijenio sa specijalnim slučajem Faheyeva i Carterova [4] izraza za redukciju Youngovog modula s porastom devijatorskog naprezanja, uz pomoć modificirane hiperbole ($f = 1$, $g = 0,3$). Nadalje, Mayne [10] u izrazu za slijeganje plitkih temelja, umjesto omjera q/p_p (devijator naprezanja u odnosu na devijator naprezanja pri slomu) koristi omjer p/p_p gdje je p jednoliko opterećenje na plitki temelj, a p_p je nosivost tla. Za ovaj je izraz, dakle, potrebno odrediti nosivost temeljnoga tla.

Ovdje predloženim direktnim postupkom za određivanje slijeganja plitkih temelja na krupnozrnim i krutim sitnozrnim tlima, slijedi se Mayneov [10] pristup, ali se izbjegava određivanje nosivosti tla, a umjesto specijalnog slučaja Faheyeva i Carterove [4] modificirane hiperbole, koriste se oba parametra f i g , koji se eksplicitno određuju pomoću korelacija između opterećenja za 10 %, odnosno 1 % omjera slijeganja i ekvivalentnog promjera temelja te rezultata penetracijskih pokusa [1, 17]. Time se izbjegava uporaba rezultata laboratorijskih pokusa za određivanje parametara f i g .

2. Hiperbolni odnosi naprezanja i deformacija

Nelinearni odnos naprezanja i deformacija za pijesak, koji se pojavljuje prikazujući rezultate laboratorijskih troosnih pokusa

na uzorcima tla, prvi je pomoću hiperbolne funkcije prikazao Kondner [2] još 1963. godine. Njegov je izraz oblika

$$\sigma'_1 - \sigma'_3 = \frac{\varepsilon}{a + b\varepsilon} \quad (1)$$

gdje su σ'_1 i σ'_3 veće odnosno manje glavno efektivno naprezanje u troosnom pokusu, ε je osna relativna deformacija uzorka tla, a a i b su konstante. Značenje tih konstanti prikazano je na slici 1.a. Omjer $1/a$ predstavlja početni, najveći Youngov modul E_0 za hiperbolnu funkciju, a $1/b$ predstavlja asimptotu hiperbole, tj. vrijednost granične razlike naprezanja $(\sigma'_1 - \sigma'_3)_{ult}$ hiperbole, različitu od čvrstoće ili razlike glavnih naprezanja pri slomu $(\sigma'_1 - \sigma'_3)_f$ odnosno, prema [2]

$$(\sigma'_1 - \sigma'_3)_{ult} = \lim_{\varepsilon \rightarrow \infty} (\sigma'_1 - \sigma'_3) = \frac{1}{b} = c (\sigma'_1 - \sigma'_3)_f \quad (2)$$

gdje je c omjer granične razlike naprezanja i razlike naprezanja pri slomu. Iz izraza (2) proizlazi da je za doseganje granične razlike naprezanja potrebna beskonačna deformacija, dok se slom događa pri konačnoj deformaciji. Hiperbola je na slici 1.a prikazana punom linijom do $(\sigma'_1 - \sigma'_3)_f$ odnosno do relativne deformacije ε_f , a zatim je prikazana crtkanom linijom. Uzorak tla u troosnom pokusu slijedi punu liniju za $(\sigma'_1 - \sigma'_3)_f$ nakon što se dosegne ε_f .

Ako se funkcija (1) prikaže tako da je na ordinati dijagrama $\frac{\varepsilon}{\sigma'_1 - \sigma'_3}$, hiperbola prelazi u pravac, koji je na slici 1.b prikazan crvenom punom linijom do ε_f a iza toga crtkanom linijom. Plavi pravac nagiba je $1:bc$ i odgovara $(\sigma'_1 - \sigma'_3)_f$. Uzorak tla u troosnom pokusu slijedio bi hiperbolu (pravac nagiba $1:b$) do ε_f , a zatim pravac nagiba $1:bc$ (pune crvena i plava linija na slici 1.b. Duncan i Chang [11] umjesto Kondnerovog parametra c [2] koriste parametar R_f tako da je

$$R_f = \frac{1}{c} = \frac{(\sigma'_1 - \sigma'_3)_f}{(\sigma'_1 - \sigma'_3)_{ult}} \quad (3)$$

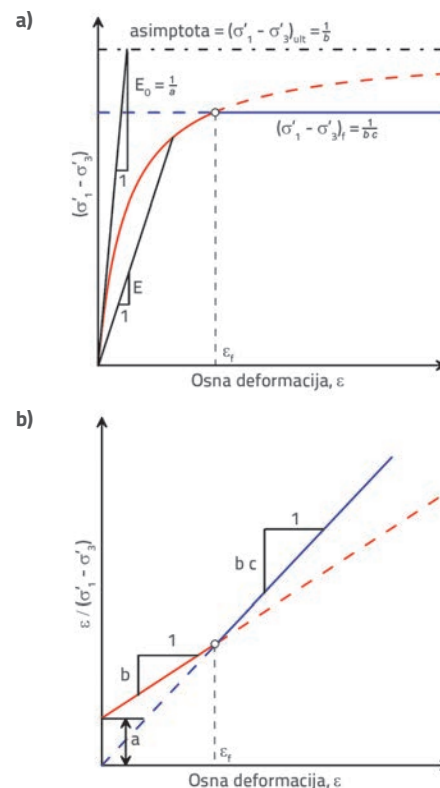
te navode da je vrijednost parametra R_f između 0,75 i 1,0. Sada se funkcija (1) piše u obliku

$$\sigma'_1 - \sigma'_3 = \frac{\varepsilon}{\frac{1}{E_0} + \frac{\varepsilon R_f}{(\sigma'_1 - \sigma'_3)_f}} \quad (4)$$

odnosno

$$E = E_0 \left(1 - R_f \frac{\sigma'_1 - \sigma'_3}{(\sigma'_1 - \sigma'_3)_f} \right) \quad (5)$$

gdje je E sekantni modul elastičnosti.



Slika 1. a) Hiperbolna funkcija s oznakama konstanti, sekantni modul elastičnosti E i devijator naprezanja pri slomu; b) Transformirana hiperbolna funkcija (pravac crvene boje) i stanje pri slomu (pravac plave boje)

Hardin i Drnevich [3] funkciju (1) pišu s posmičnim naprezanjem i relativnom posmičnom deformacijom u obliku

$$\tau = \frac{\gamma}{\frac{1}{G_0} + \frac{\gamma}{\tau_{ult}}} \quad (6)$$

gdje je τ posmično naprezanje, γ posmična deformacija, G_0 početni posmični modul, a τ_{ult} granično posmično naprezanje na asimptoti hiperbole, a za G_0 vrijedi $G_0 = \frac{E_0}{2(1+\nu)}$, gdje je ν Poissonov omjer. Izraz (6), kao i izraz (1), ovisi o srednjem glavnom efektivnom naprezanju p' te se za različite vrijednosti p' dobiju različite krivulje. Prema npr. Faheyu [12], početni je posmični modul G_0 proporcionalan $(p')^n$, gdje je eksponent n između 0,4 i 0,5, a posmična je čvrstoća τ_f proporcionalna p' , u skladu s Mohr-Coulombovim zakonom čvrstoće. Hardin i Drnevich [3] predložili su izraz koji ne ovisi o p' tako što su uveli referentnu posmičnu deformaciju (slika 2.).

$$\gamma_r = \frac{\tau_{ult}}{G_0} \quad (7)$$

Točka u kojoj tangenta na samom početku hiperbole siječe asimptotu hiperbole ima koordinate (γ_r, τ_{ult}) . Uvođenjem sekantnog posmičnog modula G , izraz (6) prelazi u oblik

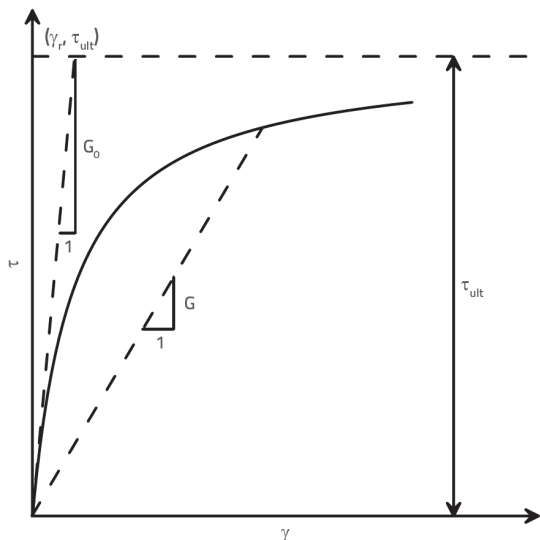
$$\frac{G}{G_0} = \frac{1}{1 + \frac{\gamma}{\gamma_r}} \quad (8)$$

Ako se za parametar R_f iz izraza (3) pretpostavi vrijednost 1.0, Fahey [12] pokazuje da se izraz (8) može transformirati u

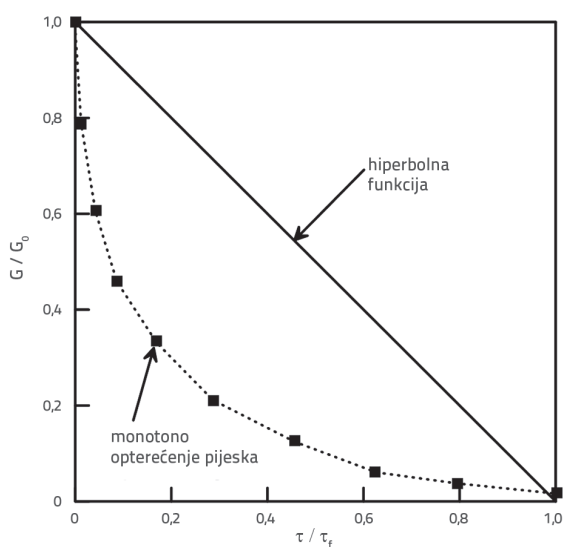
$$\frac{G}{G_0} = 1 - \frac{\tau}{\tau_f} \tag{9}$$

pri čemu autor navodi kako je logičnije rezultate troosnih pokusa prikazati pomoću normaliziranog posmičnog napreznja nego pomoću normalizirane posmične deformacije.

Izraz (9) predstavlja linearan odnos, što se kosi s rezultatima npr. pokusa torzijskog smicanja na Toyoura pijesku, koji pokazuju nelinearni odnos između normaliziranog posmičnog modula i normaliziranog posmičnog napreznja, kao što se vidi na slici 3. Ove su rezultate pokusa prikazali Teachavorasinskun i dr. [13], a citiraju ih Lee i dr. [7].

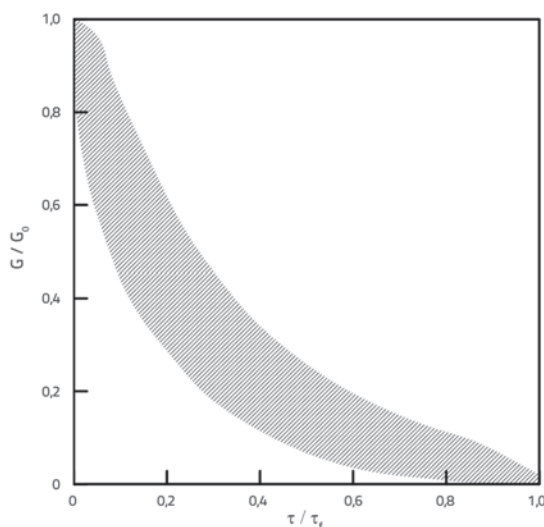


Slika 2. Hiperbolna funkcija i referentna posmična deformacija, prema [3]



Slika 3. Hiperbolna funkcija i rezultati pokusa torzijskog smicanja, prema [7], koji citiraju [13]

Rezultati mnogobrojnih pokusa pokazuju sličnost s rezultatima monotonog opterećenja pijeska sa slike 3. Mayne [14] je prikupio rezultate dreniranih i nedreniranih troosnih pokusa i pokusa torzijskog smicanja za 8 uzoraka pijeska, jedan uzorak glinovitog pijeska i 8 uzoraka gline. Raspon tih rezultata prikazan je na slici 4., pri čemu je značajno da se slični rezultati dobivaju za pijesak i glinu.



Slika 4. Raspon rezultata troosnih pokusa i pokusa torzijskog smicanja na 17 uzoraka pijeska i gline, prema [14]

Fahey i Carter [4] predlažu izraz koji predstavlja nelinearan odnos između normaliziranog posmičnog modula i normaliziranog posmičnog napreznja, bez ograničenja na vrijednost parametra R_f iz izraza (3), u obliku

$$\frac{G}{G_0} = 1 - f \left(\frac{\tau}{\tau_f} \right)^g \tag{10}$$

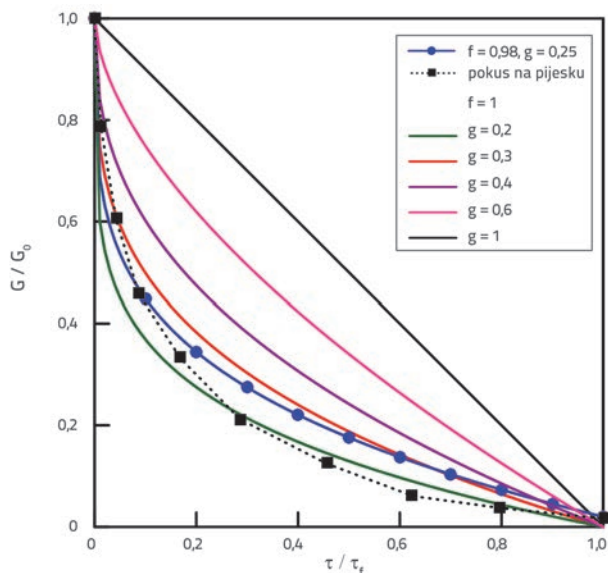
gdje su f i g parametri modela. Parametar f zamjena je za R_f a parametar g diktira oblik nelinearne krivulje. Ova bi dva parametra trebalo odrediti iz laboratorijskih troosnih pokusa ili pokusa torzijskog smicanja.

Slika 5. prikazuje krivulje prema funkciji (10) za razne vrijednosti parametara f i g . Također prikazuje krivulju monotonog opterećenja pijeska sa slike 3. Fahey i Carter [4] predlažu vrijednosti $f = 0,98$ i $g = 0,25$ za krivulju kojom su najbolje simulirali navedene rezultate pokusa torzijskog smicanja. Mayne [14] uzima $f = 1$ i razne vrijednosti za parametar g . Za $f = 1$ i $g = 1$ dobije se pravac prema hiperbolnoj funkciji, kao što je prikazano i na slici 3. Izraz (10) može se pisati i u obliku

$$\frac{E}{E_0} = 1 - f \left(\frac{q}{q_f} \right)^g \tag{11}$$

gdje je E sekantni modul elastičnosti, q devijator napreznja, a q_f je devijator napreznja pri slomu.

Izraz (11), kao modificirana hiperbolna funkcija, ovdje će poslužiti za razvoj novog direktnog postupka za određivanje slijezanja plitkih temelja na krupnozrnim i krutim sitnozrnim tlima.



Slika 5. Monotono opterećenje pijeska sa slike 3; $f = 0,98$ i $g = 0,25$ prema [4]; krivulje za $f = 1$ prema [14]

3. Slijezanje plitkih temelja prema teoriji elastičnosti

Slijezanje plitkog temelja pod vertikalnom osnom silom manjom od nosivosti tla u praksi se često određuje sljedećim izrazom iz teorije elastičnosti (npr. prema Eurokodu 7)

$$s = \frac{pBl}{E_m} = \frac{p}{k} \quad (12)$$

U izrazu (12) p je prosječni kontaktni pritisak između temelja i tla, B širina temelja, l koeficijent slijezanja koji ovisi o obliku temelja, njegovoj dubini ukopavanja te debljini sloja tla, a E_m je odgovarajući (ekvivalentni) modul elastičnosti koji će prema izrazu (12) dati približnu veličinu slijezanja za tlo koje nije linearno elastično. Veličina k

$$k = \frac{p}{s} = \frac{E_m}{Bl} \quad (13)$$

ima značenje krutosti temeljnoga tla. Ta se krutost ponekad naziva Winklerovim koeficijentom podloge. Opravdanost primjene izraza teorije elastičnosti za proračun slijezanja plitkih temelja, uz odgovarajući izbor ekvivalentnog modula elastičnosti, pobliže su razmatrali Davis i Poulos [15]. Oni navode kako se, uz laboratorijsko određivanje ekvivalentnog modula elastičnosti za raspon naprezanja u tlu, teorija elastičnosti može primijeniti za potrebe prakse. Ostaje, međutim, problem laboratorijskog određivanja modula elastičnosti, što naročito vrijedi za krupnozrna tla.

Uz pretpostavke teorije elastičnosti izvedeni su brojni izrazi za pomake elastičnih tijela podvrgnutih opterećenju na njihovoj površini ili unutrašnjosti. Poulos i Davis [16] izdvojili su izraze za slučajeve koji mogu biti korisni u geotehničkoj praksi. Najjednostavniji takav slučaj je onaj jednoliko raspodijeljenog normalnog opterećenja na kružnoj plohi na površini izotropnoga i homogenog elastičnog poluprostora. Za potpuno savitljiv kružni temelj promjera d na takvom poluprostoru s modulom elastičnosti E i Poissonovim omjerom ν , krutost temeljnoga tla k za slijezanje u središtu kružnog površinskog opterećenja dana je izrazom (Timoshenko i Goodier [17])

$$k = \frac{E}{(1-\nu^2)d} \quad (14)$$

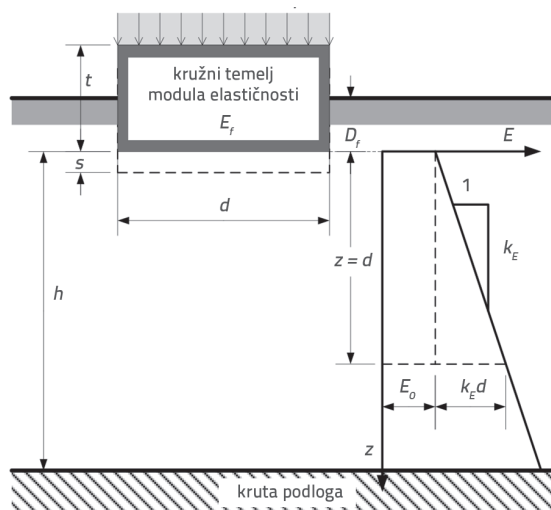
pri čemu je koeficijent slijezanja tla

$$l = 1 - \nu^2 \quad (15)$$

U slučaju potpuno krutog kružnog temelja, krutost k dana je izrazom

$$k = \frac{4}{\pi} \frac{E}{(1-\nu^2)d} \quad (16)$$

Mayne i Poulos [8] predložili su približan izraz za puno općenitiji slučaj nehomogenog, izotropnog, linearno elastičnoga tla, gdje modul elastičnosti linearno raste s dubinom tla z , tako da je na razini temeljne plohe E_0 a ispod razine temeljne plohe raste s koeficijentom k_E , pa je $E = E_0 + k_E z$ (slika 6.). Tlo ovih karakteristika zove se tlo Gibsonove vrste [9]. Savitljivi kružni temelj promjera d , debljine t i modula elastičnosti E_f , ukopan je za D_f u temeljno tlo, koje je debljine h , mjereno od temeljne plohe do donje granice sloja s krutim tlom te ima konstantan Poissonov omjer ν .



Slika 6. Oznake uz izraz (17) za slijezanje kružnog temelja ukopanog u sloj tla Gibsonove vrste [9]

Prema Mayneu i Poulosu [8], slijeganje ispod središta savitljivog kružnog temelja na tlu Gibsonove vrste [9] dano je izrazom

$$s = \frac{pdI_G I_F I_E (1-\nu^2)}{E_0} = \frac{p}{k} \quad (17)$$

odnosno krutost temeljnoga tla dana je izrazom

$$k = \frac{E_0}{dI_G I_F I_E (1-\nu^2)} \quad (18)$$

gdje su I_G , I_F i I_E faktori koji će biti definirani u nastavku. Prema istim autorima, izraz (17) može se, uz malu pogrešku, koristiti i za pravokutni temelj površine A , kojemu stranice nisu previše različite, tako da se izračuna ekvivalentni promjer temelja

$$d = 2\sqrt{\frac{A}{\pi}} \quad (19)$$

I_G je faktor nehomogenosti, koji je ovisan o parametru

$$\beta = \frac{E_0}{k_E d} \quad (20)$$

i omjeru h/d . Približan izraz za faktor nehomogenosti, koji Mayne i Poulos [8] prikazuju u obliku dijagrama ovisnosti I_G o β za razne vrijednosti h/d , može se prikazati u obliku

$$I_G \approx \frac{1.6 \frac{h}{d}}{\left(1 + \frac{0.6}{\beta^{0.8}}\right) \left(1 + 1.6 \frac{h}{d}\right)} \quad (21)$$

I_F je faktor krutosti elastičnog temelja ovisan o njegovoj debljini t i njegovom modulu elastičnosti E_f , a dan je izrazom

$$I_F = \frac{\pi}{4} + \frac{1}{\frac{1}{1-\frac{\pi}{4}} + 10 \left(\frac{E_f}{E_0 + \frac{1}{2} k_E d} \right) \left(\frac{2t}{d} \right)^3} \quad (22)$$

I_E je faktor ukopanosti temelja dan približnim izrazom

$$I_E \approx 1 - \frac{1}{3.5 \exp(1.22\nu - 0.4) \left(\frac{d}{D_f} + 1.6 \right)} \quad (23)$$

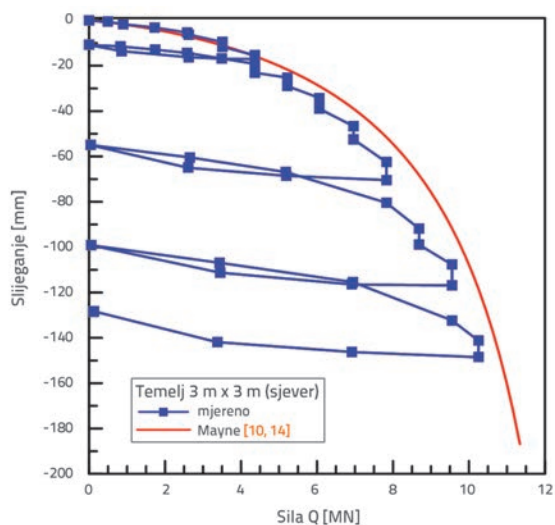
Mayne [10, 14] izraz (17) za slijeganje proširuje Faheyevom i Carterovom [4] funkcijom iz izraza (11), ali tim da koristi vrijednosti parametara $f = 1$, $g = 0.3$, za koje smatra [10] da daju razumne aproksimacije za određivanje slijeganja plitkih temelja. Pri tome uzima u obzir smanjenje sekantnog modula elastičnosti s porastom relativne deformacije u odnosu na njegovu početnu vrijednost E_0 . Zatim, u izrazu (11), omjer devijatora naprezanja i devijatora naprezanja pri slomu (q/q_s) zamjenjuje omjerom (p/p_s), gdje je p jednoliko opterećenje na temelj, a p_s je nosivost temeljnoga tla. Omjer (q/q_s), koji je analogan omjeru (t/t_s), jednak je $1/FS$, gdje je FS faktor sigurnosti, a to isto vrijedi i za omjer (p/p_s). Tako se prema [10, 14] dobiva

$$s = \frac{pdI_G I_F I_E (1-\nu^2)}{E_0 \left(1 - \left(\frac{p}{p_s} \right)^{0.3} \right)} \quad (24)$$

Mayne [10] koristi izraz (24) za proračun rezultata probnog opterećenja kvadratnog plitkog temelja dimenzija 3 m (sjever) na pijesku, provedenog na Sveučilištu A&M Texas [1], koje će biti opisano u poslije. Slika 7. prikazuje mjerena slijeganja prema [1] i izračunana prema (24) na osnovi parametara jednadžbe danih u [14]. Treba napomenuti da izraz (24) daje pozitivne vrijednosti slijeganja, dok su slijeganja na slici 7. (i na ostalim dijagramima sila – slijeganje) prikazana kao negativne vrijednosti. Nosivost temeljnoga tla izračunana je pomoću Vesićeve metode. Vertikalni dijelovi krivulje s mjerenim slijeganjima na slici 7. prikazuju puzanje tla tijekom 30 minuta konstantnog opterećenja. Briaud i Garland [18] (citirano u [1]) predložili su sljedeći izraz za predviđanje puzanja tla

$$\frac{s_1}{s_2} = \left(\frac{t_1}{t_2} \right)^n \quad (25)$$

gdje je s_1 slijeganje nakon vremena puzanja t_1 , s_2 slijeganje nakon vremena puzanja t_2 , a n je eksponent koji opisuje viskozno svojstvo tla. Tipične vrijednosti parametra n za pijesak su u rasponu od 0,005 do 0,03 [1]. Briaud i Gibbens [1] koristili su izraz (25) za procjenu puzanja pijeska na lokaciji A&M Texas, uz $n = 0,03$. Ako se u izrazu (25) uzme, primjerice, $t_1 = 50$ godina i $t_2 = 30$ min, te $n = 0,03$, omjer $s_1/s_2 = 1,50$, odnosno slijeganje nakon 50 godina bit će 50% veće od onoga nakon 30 minuta.



Slika 7. Probno opterećenje temelja (A&M Texas) [1] i proračun prema izrazu (24)

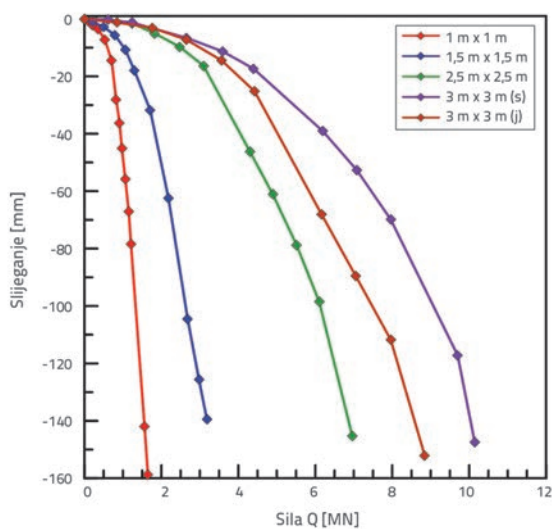
Unatoč dobrom podudaranju mjerenih i izračunanih slijeganja sa slike 7., treba naglasiti da je Mayne [10, 14] prikazao ovu usporedbu samo za jedan plitki temelj na pijesku. Trebalo bi, dakle, ovaj pristup verificirati na većem broju probno opterećenih plitkih temelja. Osim toga, u izrazu (24) se koristi nosivost temeljnoga tla, koju nije moguće jednoznačno odrediti raznim raspoloživim metodama koje se često primjenjuju u praksi.

4. Novi direktan postupak za proračun slijeganja plitkih temelja

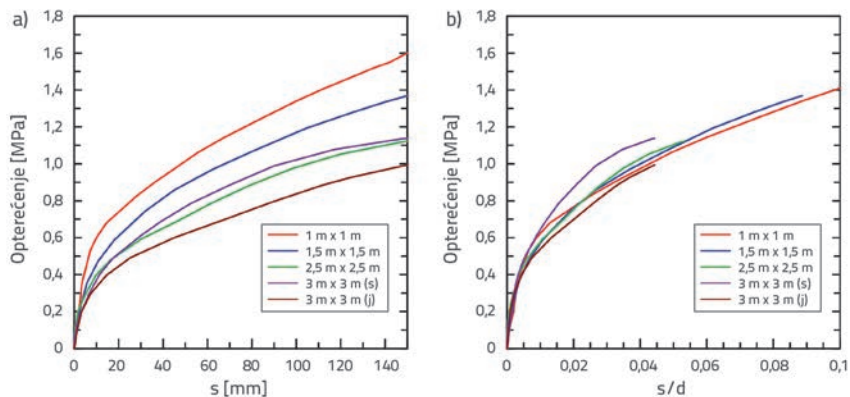
Za ovaj novi postupak koristi se izraz (24), u kojem se postavljaju oba Faheyeva i Carterova [4] parametra f i g tako da se dobije

$$s = \frac{pdI_G I_F I_E (1-v^2)}{E_0 \left(1-f \left(\frac{\rho}{\rho_f}\right)^g\right)} \quad (26)$$

Briaud i Gibbens [1] za pet ispitivanih kvadratnih plitkih temelja na pijesku, stranica od 1 m do 3 m, na Sveučilištu A&M Texas pokazuju da dijeljenje slijeganja sa širinom temelja, odnosno njegovim ekvivalentnim promjerom (s/d), normalizira krivulje slijeganja i dovodi gotovo do njihova poklapanja, barem do deformacije $s/d = 0,05$. Dakle, do ove veličine deformacije, širina temelja nema utjecaja na krivulje opterećenje – relativna deformacija. Ekstrapolacija ovakve zakonitosti do sloma tla ispod temelja, kada opterećenje postigne svoju maksimalnu vrijednost



Slika 8. Sila – slijeganje za pet probno opterećenih temelja s A&M Texas; prosječna slijeganja nakon 30 minuta puzanja; (s) sjever, (j) jug, prema [1]



Slika 9. a) Opterećenje – slijeganje prema mjerenim vrijednostima sa slike 8; b) Opterećenje – relativna deformacija, prema [1]

(nosivost), u dijagramu opterećenje – relativna deformacija dala bi jednaku nosivost za sve temelje [1]. Ovo je u suprotnosti s osnovnim Terzaghijevim izrazom za nosivost tla za trakasti temelj na površini pijeska $p_r = \frac{1}{2} \gamma B N_{\gamma}$, gdje je γ zapreminska težina tla, B širina temelja a N_{γ} je faktor nosivosti koji ovisi o kutu unutrašnjeg trenja ϕ . Briaud i Gibbens [1] ovo tumače dvojako: ili nosivost tla ne ovisi o širini temelja, ili faktor nosivosti N_{γ} osim o γ , ovisi i o širini temelja B . U svakom je slučaju ovo dodatna naznaka da nije uputno koristiti nosivost tla za proračun slijeganja.

Na slici 8. prikazane su krivulje sila – slijeganje za svih pet temelja. Radi se o prosječnim vrijednostima slijeganja nakon 30 minuta puzanja. Slika 9.a prikazuje ove iste rezultate u obliku opterećenje – slijeganje. Slika 9.b prikazuje iste krivulje kao na slici 9.a, a slijeganje je zamijenjeno deformacijom (s/d).

Briaud i Gibbens [1] za pet ispitivanih plitkih temelja koriste deformaciju od (s/d) = 0,05, jer su svi temelji opterećivani do slijeganja od 15 cm, pa se sa slike 9.b vidi da su svi temelji dosegili ovu deformaciju. Autori preporučaju da se nosivost temeljnoga tla definira za deformaciju od 10 %, dakle za (s/d) = 0,1. Još više, nude korelacije za proračun opterećenja potrebnog da se dosegne (s/d) = 0,1 s rezultatima penetracijskih pokusa (SPT – standardni penetracijski pokus; CPT – statički penetracijski pokus), kako slijedi

$$p_f = p_{0,1} = \frac{N}{12} \quad N [\text{MPa}], N \text{ je broj SPT udaraca}/0,3 \text{ m} \quad (27a)$$

$$p_f = p_{0,1} = \frac{q_c}{4} \quad (27b)$$

gdje je q_c otpornost šiljka sonde CPT-a.

Budući da se dopušteno opterećenje može računati kao nosivost podijeljena s 3, autori [1] daju i korelacije za dopušteno opterećenje p_a , kojemu približno odgovara $s/d = 0,01$ prema slici 9.b, tako da je

$$p_a = p_{0,01} = \frac{N}{36} \quad N [\text{MPa}], N \text{ je broj SPT udaraca}/0,3 \text{ m} \quad (28a)$$

$$p_a = p_{0,01} = \frac{q_c}{12} \quad (28b)$$

Briaud i Gibbens [19] daju nešto drugačije brojeve za korelacije:

$$p_{0,1} = 0,075 N \text{ [MPa]}, N \text{ je broj SPT udaraca}/0,3 \text{ m} \quad (29a)$$

$$p_{0,1} = 0,23 q_c \quad (29b)$$

$$p_{0,1} = 1,7 P_L \quad (29c)$$

gdje je P_L granični tlak presiometra, odnosno

$$p_{0,1} = 0,03 N \text{ [MPa]}, N \text{ je broj SPT udaraca}/0,3 \text{ m} \quad (30a)$$

$$p_{0,1} = 0,03 q_c \quad (30b)$$

$$p_{0,1} = 0,7 P_L \quad (30c)$$

Sada se izraz (26) može pisati u obliku

$$s = \frac{pd I_G I_F I_E (1-v^2)}{E_0 \left(1 - f \left(\frac{p}{p_{0,1}} \right)^g \right)} \quad (31)$$

gdje se više ne pojavljuje nosivost temeljnoga tla u klasičnom smislu, već $p_{0,1}$ što je velika prednost ovog postupka, a parametri f i g mogu se odrediti iz dviju jednadžbi kojima se pomoću gornjih korelacija određuju $p_{0,1}$ i $p_{0,01}$. Tako se dobiju eksplicitni izrazi za f i g u obliku

$$f = 1 - \frac{p_{0,1}}{0,1 E_0} I_G I_F I_E (1-v^2) \quad (32)$$

$$g = \frac{\log \left[\frac{1}{f} \left(1 - \frac{p_{0,01}}{0,01 E_0} I_G I_F I_E (1-v^2) \right) \right]}{\log \frac{p_{0,01}}{p_{0,1}}} \quad (33)$$

Korištenje opterećenja $p_{0,1}$ umjesto klasične nosivosti temeljnoga tla, koja se pojavljuje u Mayneovom izrazu za slijeganje plitkih temelja [10, 14], te eksplicitno određivanje parametara f i g iz

po dvije korelacije između izraza (27) i (30), umjesto njihovog određivanja u laboratoriju, osnovne su prednosti ovog novog direktnog postupka za proračun slijeganja plitkih temelja.

5. Verifikacija novog postupka

5.1. Opis probnog polja i rezultata predviđanja ponašanja tla tijekom opterećenja plitkih temelja

Probno polje, koje će se koristiti za verifikaciju novog postupka za proračun slijeganja plitkih temelja, nalazi se na Riverside Campusu A&M Sveučilišta u Texasu, u blizini College Stationa [18]. Pet plitkih temelja, dimenzija 1 m x 1 m, 1,5 m x 1,5 m, 2,5 m x 2,5 m te dva temelja dimenzija 3 m x 3 m, ukopani su 0,76 m (3 od 5 temelja – tablica 1.) u sloj jednolikog, srednje zbijenog silikatnog prašinstog pijeska, debljine 11 m. Ispod tog sloja, čiji je donji rub izvan utjecaja opterećenja na temelje na slijeganje temelja, nalazi se sloj krute gline. Razina podzemne vode je 4,9 m ispod površine terena. Između ostalog, mjereni su vertikalni i horizontalni pomaci temelja, a opterećenje je nanošeno svakih 30 minuta (u nekim slučajevima i nakon 24 sata) do slijeganja od 15 cm. Tlo na lokaciji probnog polja sveobuhvatno je ispitano *in situ* pokusima i u laboratoriju. *In situ* mjerenja seizmičkom statičkom sondom s mjerenjem pornoga tlaka dala su kontinuirane prikaze brzine posmičnih valova, otpornosti na šiljku i na plaštu sonde te podatke o pornome tlaku po dubini sloja pijeska. Iz brzine posmičnih valova v_s može se odrediti najveći posmični modul iz izraza $G = \rho v_s^2$, gdje je ρ gustoća tla.

Ovdje je zanimljivo napomenuti da je prije provođenja probnih opterećenja navedenih plitkih temelja, raspisan natječaj u kojem se od natjecatelja tražilo da predvide silu pri slijeganju od 25 mm, silu pri slijeganju od 150 mm i puzanje tla tijekom 30 minuta intervala između dviju faza opterećenja. Na natječaj se javilo 150 kandidata, koji su tražili dokumentaciju o svim provedenim terenskim i laboratorijskim ispitivanjima, a tražene je podatke dostavio 31 natjecatelj iz 8 zemalja.

Nitko od natjecatelja nije predvidio svih 10 rezultata (dvije tražene sile za svaki od 5 temelja) unutar $\pm 20\%$ mjenjenih vrijednosti. Dva su natjecatelja ovaj kriterij zadovoljili za osam rezultata. Za silu pri slijeganju od 25 mm, 80 % je rezultata bilo s većim izračunanim slijeganjem u odnosu na mjereno za tu silu, a za silu pri slijeganju od 150 mm takvih je rezultata bilo 63 %. Ovi podaci pokazuju da bi se plitki temelji mogli ekonomičnije dimenzionirati.

Tablica 1. Dimenzije probno opterećenih temelja

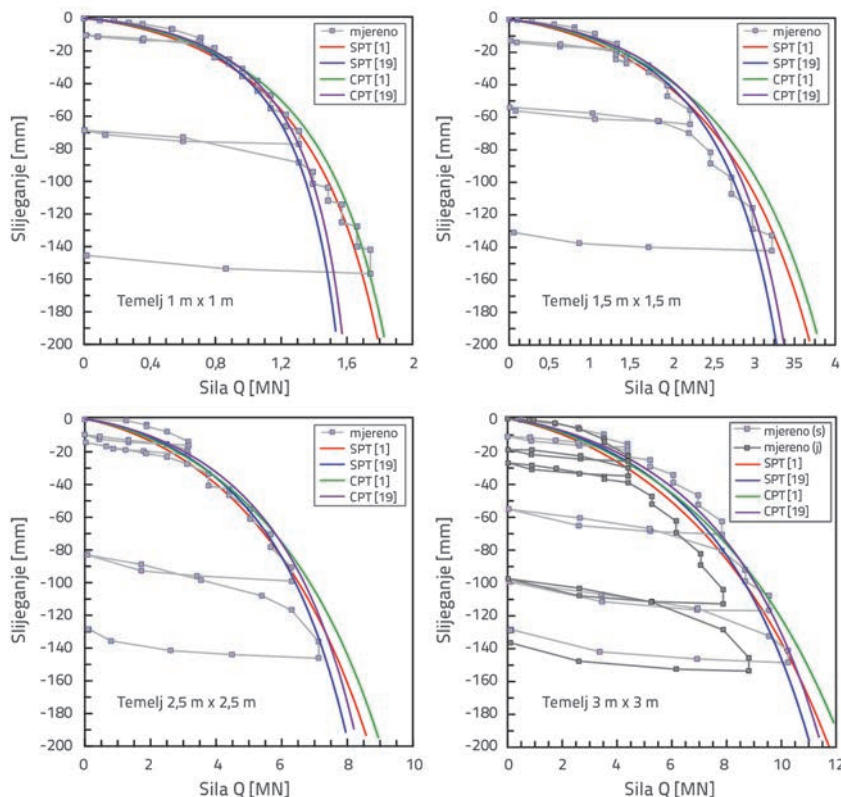
Duljina x širina [m x m]	Debljina [m]	Dubina ukopa [m]	Oznaka u tekstu [m]
0,991 x 0,991	1,168	0,711	1 x 1
1,505 x 1,492	1,219	0,762	1,5 x 1,5
2,489 x 2,496	1,219	0,762	2,5 x 2,5
3,004 x 3,004	1,219	0,762	3 x 3 sjever
3,023 x 3,016	1,346	0,889	3 x 3 jug

Osamnaest je natjecatelja za proračun slijeganja koristilo Schmertmannovu metodu [21] (citirano u [1], 9 je natjecatelja koristilo metodu Burlanda i Burbidgea [22], a 8 je natjecatelja koristilo numeričko modeliranje metodom konačnih elemenata (neki su natjecatelji koristili više od jedne metode). Teško je reći koja je od tih metoda najbolja, jer su natjecatelji kombinirali jednu ili više od citiranih metoda s vlastitim iskustvom.

Briaud i Gibbens [1] proveli su nezavisne proračune prema 12 metoda za proračun slijeganja i 6 metoda za proračun nosivosti tla. Pokazali su da je najbolja Schmertmannova metoda [23] (citirano u [1]) i metoda Pecka i Bazarre [24] (citirano u [1]), samo što su obje te metode dale nešto manja slijeganja u odnosu na mjerena za istu silu. Od metoda koje su dale veća slijeganja u odnosu na mjerena za istu silu, najboljima su se pokazale metode Briauda [25] (citirano u [1]) te Burlanda i Burbidgea [22]. Za proračun nosivosti najboljom se metodom pokazala Briaudova jednostavna metoda $0.2 q_c$ [26] (citirano u [1]), dok je većina ostalih metoda davala 25 % do 42 % premale nosivosti.

5.2. Simulacije rezultata probnih opterećenja A&M Texas pomoću novog postupka

Pomoću novog direktnog postupka provedeni su proračuni sila – slijeganje za svih 5 A&M Texas plitkih temelja, prema izrazu (31), a rezultati su prikazani na slici 10. Po četiri prikazane krivulje na svakom dijagramu odnose se na četiri tipa korištenih korelacija za određivanje $p_{0,1}$ i $p_{0,01}$, is SPT broja udaraca N iz [1, 19] te iz otpornosti šiljka sonde CPT-a, q_c [1, 19], prema izrazima (27) do (30). Prosječan broj SPT udaraca je $N = 18.8$, a prosječna otpornost šiljka statičke sonde $q_c = 7$ MPa. Veličine $p_{0,1}$ i $p_{0,01}$ uvrštavaju se u izraze (32) i (33) za određivanje parametara f i g iz izraza (31). E_0 je određen iz



Slika 10. Mjerena slijeganja i izračunana novim direktnim postupkom za korelacije iz izraza (27) do (30)

prosječne brzine posmičnih valova v_s i Poissonovog omjera $\nu = 0,2$. Tako je izračunano $E_0 = 230,4$ MPa. Faktori l_c , l_f i l_e za svaki su temelj određeni iz izraza (21), (22) i (23), ali da je $k_e = 0$, jer se modul elastičnosti ne mijenja bitno po dubini sloja pijeska, a onda je, prema izrazu (20), $1/b = 0$.

Prema dijagramu na slici 10. ne može se jednoznačno utvrditi koja je od četiriju korelacija najbolja. Sve na neki način daju dobro poklapanje s mjerenim rezultatima, osim za temelj 3m x 3m jug pri većim vrijednostima sile. Moguće je, ipak, izdvojiti korelacije s brojem SPT udaraca [1] (crvene krivulje), kada se gledaju odstupanja izračunanih od mjerenih vrijednosti za cijeli raspon primijenjene sile, za sve temelje. Na osnovi ovih krivulja izračunane su sile za doseganje slijeganja od 25 mm i od 150 mm, Q_{25} i Q_{150} , kao što se tražilo u opisanom natječaju. Mjerene i izračunane vrijednosti prikazane su u tablici 2.

Tablica 2. Mjerene i izračunane vrijednosti za Q_{25} i Q_{150} (kN)

Temelj	Mjereno		Izračunano			
	Q_{25}	Q_{150}	Q_{25}	%	Q_{150}	%
1 m x 1 m	850	1740	817	-3,9	1673	-3,9
1,5 m x 1,5 m	1500	3400	1484	-1,1	3370	-0,9
2,5 m x 2,5 m	3600	7100	3012	-16,3	7773	+9,5
3 m x 3 m (sjever)	5200	10250	3880	-25,4	10437	+1,8
3 m x 3 m (jug)	4500	9000	3907	-13,2	10520	+16,9

Iz tablice 2. se vidi da su postignuti izvrsni rezultati. Devet od deset rezultata je unutar $\pm 20\%$, premda ni deseti nije znatno veći od toga, a čak je pet rezultata unutar $\pm 5\%$. Sedam od deset rezultata dalo je slijeganja koja su veća u odnosu na mjerena za istu silu. Ovime je pokazano da je verifikacija novog direktnog postupka proračuna slijeganja plitkih temelja dala tom postupku vjerodostojnost koju bi trebalo potvrditi i za druge primjere probnih opterećenja plitkih temelja, kako na pijesku tako i na glini.

6. Zaključak

Prikazan je novi direktan postupak za proračun slijeganja plitkih temelja na pijesku i krutoj glini. Taj se postupak zasniva na Faheyjevoj i Carterovoj [4] modificiranoj hiperboli za nelinearan odnos naprezanja i deformacija, radu Maynea i Poulosa [8], koji su uveli linearno rastući modul elastičnosti s dubinom temeljnoga tla prema Gibsonovom modelu [9] te faktore nehomogenosti tla, krutosti elastičnoga temelja i dubine ukopavanja temelja. Osim toga, zasniva se na radovima Maynea [10, 14] koji je, za specijalan slučaj modificirane hiperbole [4], u izraz za slijeganje plitkih temelja uveo nosivost tla. Naposljetku, taj novi postupak zasniva se i na korelacijama Briauda i Gibbensa [1, 19] između sile potrebne za ostvarenje omjera slijeganja i ekvivalentnog promjera temelja od 10% , odnosno 1% , i rezultata terenskih penetracijskih pokusa. Nedostatak Mayneovog postupka [10, 14] je upravo u korištenju nosivosti tla, koju nije moguće jednoznačno odrediti. Zamjenom nosivosti tla s opterećenjem

potrebim za ostvarenje omjera slijeganja i ekvivalentnog promjera temelja od 10% [1], u novom se postupku za proračun slijeganja plitkih temelja ovaj nedostatak uklanja. Parametre f i g , koji se koriste u [4] do sada je bilo moguće odrediti samo iz laboratorijskih pokusa. Zato Mayne [10, 14] koristi specijalni slučaj tih parametara ($f=1, g=0,3$), koji su opet rezultat opsežnih laboratorijskih ispitivanja. U novom se direktnom postupku ovi parametri određuju eksplicitno pomoću korelacija [1, 19], što je velika prednost tog postupka.

Verifikacija novog postupka provedena je na pet probno opterećenih kvadratnih temelja, dimenzija od 1 do 3 m, na pijesku, što je provedeno na A&M Sveučilištu u Texasu [1]. Krivulje sila – slijeganje za ove temelje, dobivene novim postupkom, pokazuju vrlo dobro poklapanje s mjerenim vrijednostima. Rezultati proračuna pokazuju da se sile za ostvarenje slijeganja od 25 mm i slijeganja od 150 mm za svih 5 temelja, u 9 od 10 slučajeva nalaze unutar $\pm 20\%$ u odnosu na mjerene vrijednosti, a čak u 5 slučajeva unutar $\pm 5\%$. Ovo su bitno bolji rezultati u odnosu na 31 predviđanje ovih vrijednosti prije provođenja probnog opterećenja.

Ovaj novi postupak može se jednostavno primijeniti u praksi iz terenskih istraživanja standardnim penetracijskim pokusom (SPT) ili statičkim penetracijskim pokusom (CPT) uz mjerenje brzine posmičnih valova, te poznavanja dimenzija temelja, njegove ukopanosti u temeljno tlo i debljine sloja temeljnoga tla. Laboratorijski pokusi nisu potrebni. Bilo bi korisno da se provedu dodatne verifikacije predloženog postupka na probnim opterećenjima plitkih temelja na pijesku i krutoj glini.

LITERATURA

- [1] Briaud, J.L., Gibbens, R.M.: Large-scale load tests and data base of spread footings on sand, *Publ. No. FHWA-RD-97-068*, Federal Highway Administration, Washington, D.C., 1997.
- [2] Kondner, R.L.: Hyperbolic stress-strain response: cohesive soil, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 89 (1963) SM1, pp. 115-143.
- [3] Hardin, B.O., Drnevich, V.P.: Shear modulus and damping in soils: design equations and curves, *Journal of the Soil mechanics and Foundations Division*, 98 (1972) SM7, pp. 667-692.
- [4] Fahey, M., Carter, J.P.: A finite element study of the pressuremeter test in sand using a nonlinear elastic plastic model, *Canadian Geotechnical Journal*, 30 (1993) 2, pp. 348-362.
- [5] Burland, J.B.: Ninth Laurits Bjerrum Memorial Lecture: "Small Is Beautiful" - The stiffness of soils at small strains, *Canadian Geotechnical Journal*, 26 (1989) 4, pp. 499-516.
- [6] Szavits-Nossan, V., Kovačević, M.S., Szavits-Nossan, A.: Posmična krutost i deformacije tla: novi pogledi, *GRAĐEVINAR*, 51 (1999) 12, pp. 783-792.
- [7] Lee, J., Salgado, R., Carraro, J.A.H.: Stiffness degradation and shear strength of silty sands, *Canadian Geotechnical Journal*, 41 (2004) 5, 831-843.
- [8] Mayne, P.W., Poulos, H.G.: Approximate displacement influence factors for elastic shallow foundations, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 125 (1999) 6, pp. 453-460.
- [9] Gibson, R.E.: Some results concerning displacements and stresses in a non-homogeneous elastic half-space, *Géotechnique*, 17 (1967) 1, pp. 58-67.
- [10] Mayne, P.W.: Enhanced geotechnical site characterization by seismic piezocone penetration tests, *Invited Lecture, Fourth International Geotechnical Conference, Soil Mechanics and Foundations Research Laboratory, Cairo University, Giza*, pp. 95-120, 2000.
- [11] Duncan, J.M., Chang, C.Y.: Nonlinear analysis of stress-strain in soils, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 96 (1970) SM5, pp. 1629-1653.
- [12] Fahey, M.: Shear modulus of cohesionless soil: variation with stress and strain level, *Canadian Geotechnical Journal*, 29 (1992) 1 pp. 157-161.
- [13] Teachavorasinskun, S., Shibuya, S., Tatsuoka, F.: Stiffness of sands in monotonic and cyclic torsional simple shear, *Geotechnical Engineering Congress, Boulder, CO, ASCE Geotech. Spec. Publ.*, 1 (1991) 27, pp. 863-878.

- [14] Mayne, P.W.: Cone penetration testing state-of-practice, *NCHRP Project 20-05, Topic 37-14*, 2007.
- [15] Davis, E.H., Poulos, H.G.: The use of elastic theory for settlement prediction under three-dimensional conditions, *Géotechnique*, 18 (1968) 1, pp. 67–91.
- [16] Poulos, H.G., Davis, E.H.: *Elastic solutions for soil and rock mechanics*, John Wiley & Sons, New York, 1974.
- [17] Timoshenko, S.P., Goodier, J.N.: *Theory of Elasticity*, McGraw Hill Book Co, 1951.
- [18] Briaud, J.L., Garland, E.: Loading rate method for pile response in clay, *Journal of Geotechnical Engineering*, 111 (1985) 3, pp. 319–335.
- [19] Briaud, J.L., Gibbens, R.M.: Behavior of five large spread footings in sand, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 125 (1999) 9, pp. 787–796.
- [20] Briaud, J.L., Gibbens, R.M.: Test and prediction results for five large spread footings on sand, *FHWA Prediction Symp., ASCE Geotech. Spec. Publ. No. 41*, ASCE, New York, pp. 92–128, 1994.
- [21] Schmertmann, J.H.: Static cone to compute static settlement on sand, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 96 (1970) 3, pp. 1011–1043.
- [22] Burland, J.B., Burbidge, M.C.: Settlement of foundations on sand and gravel, *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, 78 (1985) 1, pp. 1325–1381.
- [23] Schmertmann, J.H.: Dilatometer to compute foundation settlement, *Proceedings, "In-situ" 86, Specialty Conference on Use of In-Situ Tests in Geotechnical Engineering*, ASCE, New York, pp. 303–321, 1986.
- [24] Peck, R.B., Bazaraa, A.R.S.: Settlement of spread footings from SPT values, *Proceedings, Symposium on Interaction of Structure and Foundation*, Foundation Engineering Society, Birmingham, pp. 905–909, 1967.
- [25] Briaud, J.L.: *The pressuremeter*, A.A. Balkema, Brookfield, VT, 1992.
- [26] Briaud, J.L.: Spread footing design and performance, *Contribution to the short course at the occasion of the 10th International Bridge Conference*, Texas A&M University, College Station, TX, 1993.