

Primljen / Received: 29.6.2013.  
 Ispravljen / Corrected: 14.8.2013.  
 Prihvaćen / Accepted: 25.8.2013.

Dostupno online / Available online: 10.11.2013.

# Proboj temelja samaca - usporedba proračuna i eksperimenta

## Autori:



Doc.dr.sc. **Zoran Bonič**, dipl.ing.građ.  
 Sveučilište u Nišu  
 Građevinsko-arhitektonski fakultet  
[zokibon@yahoo.com](mailto:zokibon@yahoo.com)



Prof.emer.dr.sc. **Radomir Folić**, dipl.ing.građ.  
 Sveučilište u Novom Sadu  
 Fakultet tehničkih nauka  
 Odjel za građevinarstvo  
[folic@uns.ac.rs](mailto:folic@uns.ac.rs)

Pregledni rad

**Zoran Bonič, Radomir Folić**

## Proboj temelja samaca - usporedba proračuna i eksperimenta

Proboj stupa kroz ploču najčešće se vezuje za međukatne konstrukcije, rjeđe i za ploče temelja samaca ispod stupova. Proračunski modeli za ova dva problema često nisu razdvojeni. Zbog nedostatka eksperimentalnih rezultata na temeljima, primjenjuju se modeli za međukatne ploče. U radu je prikazan pregled literature o teorijskim i eksperimentalnim istraživanjima i propisi za proračun proboja stupa kroz ploču. Opisan je program eksperimentalnih istraživanja i njegova realizacija. Dobiveni rezultati uspoređeni su s rezultatima proračuna prema različitim propisima. Dane su preporuke i naznačene smjernice budućih istraživanja.

### Ključne riječi:

proboj, posmična naprezanja, temelji, propisi, eksperimenti, usporedna analiza

Subject review

**Zoran Bonič, Radomir Folić**

## Punching of column footings - comparison of experimental and calculation results

The column punching through the slab is most often related to floor structures, and less often to foundation slabs under columns. Calculation models for these two problems are often not separated. The deficit of experimental results for column footings results in the use of floor slab models. A review of the theoretical and experimental research references, including Codes/Regulations for punching calculation of column footings, is presented in the paper. The experimental research program and its implementation is described. The results obtained are compared with calculation results based on various regulations. Recommendations and directions for future research are outlined.

### Key words:

punching, shear stresses, foundations, codes, experiments, comparative analysis

Übersichtsarbeit

**Zoran Bonič, Radomir Folić**

## Durchstanzen von Einzelfundamenten - Vergleich von Berechnung und Experiment

Das Durchstanzen von Platten bezieht sich vorwiegend auf Betondecken, kann aber auch bei Platten von Einzelfundamenten unter Stützträgern vorkommen. Berechnungsmodelle werden oftmals für beide Problemstellungen gemeinsam betrachtet. Durch den Mangel an Ergebnissen experimenteller Versuche an Fundierungen, werden häufig Modelle für Deckenplatten verwendet. In der vorliegenden Arbeit ist eine Literaturübersicht hinsichtlich theoretischer und experimenteller Untersuchungen, sowie der sich auf das Durchstanzen von Platten beziehenden Berechnungsrichtlinien gegeben. Die Planung und Realisierung eines Versuchsvorhabens ist beschrieben und die erhaltenen Resultate sind mit den Berechnungsergebnissen nach verschiedenen Verordnungen verglichen.

### Schlüsselwörter:

Durchstanzen, Scherspannungen, Fundierungen, Regelwerke, Experimente, Vergleichsanalyse

## 1. Uvod

Temelji povezuju i usklađuju ponašanje konstrukcije građevine s podlogom, čije su karakteristike u odnosu na konstrukciju vrlo različite, naročito s aspekta deformabilnosti. Iako temelji bitno utječu na ponašanje konstrukcije i okolnog tla, njihovom se proračunu ne posvećuje dovoljna pažnja niti u stručnoj literaturi niti u tehničkim propisima (standardi, norme, zahtjevi). Pri projektiranju plitkih temelja, naročito temelja samaca, najčešće se primjenjuju približni proračuni gdje se temelji smatraju krutim i usvaja linearna raspodjela kontaktnih pritisaka. U takvom proračunu važan dio predstavlja kontrola temelja na proboj (engl. *punching*) uslijed posmika, tj. provjera proboja stupa kroz ploču s armaturom ili bez armature za prihvat posmika u području stupa. Ona se, kao i kontrola proboja međukatnih ploča, najčešće zasniva na eksperimentalnim istraživanjima. Zbog malog broja eksperimenata usmjerenih na istraživanje ponašanja temeljne ploče na proboj, često se za njihovu analizu koriste teorijske i/ili empirijske odredbe kao kod problema proboja stupa kroz međukatnu ploču zasnovanog na eksperimentalnim radovima [1-6].

Širi povijesni pregled rješenja problema proboja ploča bez armature za prihvat posmika dan je u radu [7], ali je uglavnom opisan i objašnjen proboj stropova. Pri tome je naglašeno da su prve preporuke Američkog instituta za beton (ACI) iz 1925. g. za ravne ploče, bile zasnovane na eksperimentalnim rezultatima Tablota [8], koji je istraživao temeljne ploče citirano prema [7]. Ipak, u tehničkim propisima (u daljnjem tekstu propisi) uglavnom je zanemarivana razlika mehanizma proboja ploča temelja i međukatnih ploča koja nastaje uslijed njihove znatne razlike u visinama ("vitkosti") [9]. Razlog je tomu što su eksperimentalna istraživanja na temeljima do sada bila znatno rjeđa, prije svega zbog složene organizacije eksperimenta, većih materijalnih izdataka i brojnih utjecajnih parametara koje treba razmatrati. Pri tome treba uzeti u obzir da su istraživanja na realnom tlu rijetka i skupa, pa je u više eksperimenata podloga simulirana čeličnim oprugama ili skupom malih hidrauličnih preša paralelno povezanih [3].

Tehnički propisi dopuštaju da se pri provjeri temeljnih ploča na proboj dio vrijednosti reakcije tla oduzme od opterećenja gornje konstrukcije, ali su primjetne razlike u pojedinim normama/propisima [9]. To je razlog da je u [9] prikazano 17 ispitivanih temelja (pet realno oslonjenih na pijesak radi proučavanja interakcije konstrukcija-tlo). Varirani parametar je bio odnos raspona (kraka) posmika ( $b$ ) (krak  $b$  obilježen na slici 4. i efektivne visine ( $d$ ) s vrijednostima između 1.25 i 2.0, a čvrstoća betona je bila između 20 i 40 MPa. Ustanovljeno je da odnos  $b/d$  (posmična vitkost) bitno utječe na nosivost tijekom proboja-posmika, a odredbe ACI i EN 1992 kritički su analizirane te su predložena njihova poboljšanja. U [10 i 11] također je pokazano da mehanizam loma bitno zavisi od "vitkosti" ploče stropa/temelja.

Najvažniji su parametri koje treba obuhvatiti pri analizi metodom konačnih elemenata (MKE), prema [11], geometrija te karakteristike materijala i armature za prihvat savijanja. Najznačajniji parametri koji utječu na proboj su efektivna ili ukupna visina ploče i efekt veličine (engl. *size effect*), koji se izražava kao odnos  $b/d$ . Značajan je i utjecaj mehaničkog postotka armiranja, vitkosti ploče i tlačne čvrstoće betona. Prikazano je obuhvaćanje najvažnijih parametara mehanike loma za opis duktilnosti ili krтости (engl. *brittleness*).

Specifičnost je temelja stupova u tome što imaju mali odnos  $b/d$ . Eksperimentalno je pokazano da pukotine uslijed proboja imaju veći nagib kod temelja manjeg odnosa  $b/d$  nego kod temelja sa većim odnosom  $b/d$ . To je potvrđeno i teorijskim i numeričkim analizama. Test proboja dvaju kružnih stupova kroz temelj simuliran je numerički MKE u [10]. Pokazano je da se mehanizmi loma vitkih ploča bitno razlikuju od onoga kod temelja. Navodi se da je kut nagiba posmičnih pukotina temelja između  $50^\circ$  i  $60^\circ$  znatno veći nego kod vitkih ploča ( $30-40^\circ$ ). Odnos  $b/d$  temelja je znatno manji nego kod međukatnih ploča (većina propisa se zasniva na njima). Parametarskim analizama je ustanovljeno da tlačna čvrstoća betona ima veći utjecaj na nosivost ploče temelja stupa na proboj nego što je to kod "vitkih" ploča karakterističnih za stropove.

Treba imati na umu da je lom probijem stupa kroz ploču krt i da lom jednog stupa/oslonca može dovesti do progresivnog i nenagoviještenog loma i na susjednim osloncima, jer pukotine i deformacije ostaju male sve do trenutka neposredno prije loma. Korištenje armature za prihvat posmika značajno povećava nosivost na proboj uz povećanje duktilnosti i mogućnost redistribucije sila [12]. U istom radu je naglašeno da se većina modela u propisima i literaturi odnosi na empirijske veze i da ne pridonose razumijevanju fenomena pa je njihovo uvođenje u analizu otežano. U teorijskim analizama sve više se primjenjuje teorija plastičnosti, mehanika loma i nelinearna metoda konačnih elemenata (MKE).

Zbog nedostatka razvijene teorije kojom bi se objasnilo ponašanje armiranih ploča, u praksi se primjenjuju modeli iz različitih tehničkih propisa. U Švicarskoj se posmična armatura proračunava na bazi teorije plastičnosti prema normi SIA 262. Pri tome se čine gruba pojednostavljenja, zanemarujući doprinos betona nosivosti na posmik, što vodi konzervativnim rezultatima proračuna posmične armature. U tehničkim propisima se uglavnom ne pravi razlika između proboja stupa kroz strop i kroz ploču temelja. I u opsežnoj monografiji *fib* 12 [13] pretežno je razmatran problem proboja stupa kroz ploču kod stropova. Usporedno su analizirani eksperimentalni i rezultati dobiveni prema propisima. Banka podataka sadrži pokuse za ploče s armaturom i bez armature za posmik. Bez šireg razmatranja istaknuta je specifičnost temelja stupova u tome da imaju manji odnos raspona posmika i visine i da je mehanizam loma ploče temelja različit u odnosu na vitke ploče.

Tablica 1. Pregled dosadašnjih eksperimenata na temeljima

Autor	Godina	Način oslanjanja	Broj ispitanih temelja	Geometrija temelja		
				oblik	dimenzije [mm]	statička visina [mm]
Hegger i Ricker	2005.	sanduk s pijeskom	5	kvadratni	900	150 do 250
Timm	2003.	linijsko	10	kvadratni	760 do 1080	172 do 246
Hallgren	1998.	linijsko/površinsko	14	kvadratni i kružni	850 do 960	273 do 278
Dieterle i Rostasy	1987.	površinsko	13	kvadratni	1500 do 3000	320 do 800
Kordina i Nölting	1981.	površinsko	11	pravokutni	1500 do 1800	193 do 343
Dieterle i Steinle	1981.	površinsko	6	kvadratni	1800 do 3000	700 do 740
Rivkin	1967.	površinsko /glina i pijesak	6	kvadratni	650 i 1000	120
Richart	1948.	opruge	149	kvadratni i kružni	610 do 3000	200 do 740
Talbot	1913.	opruge	20 (na proboj)	kvadratni	1520	250

Teorijsko objašnjenje fenomena proboja kroz ploču na bazi otvaranja kritične posmične pukotine dao je Muttoni [14] za AB ploču bez poprečne armature, a u [15] za ploče s poprečnom armaturom. To je nova formulacija kriterija proboja zasnovanog na rotaciji ploče, nazvana teorijom kritičnih posmičnih pukotina (TKSP). Primjena ove teorije na proboj ploče s poprečnom armaturom prikazana je u radu [16]. U *fib* draft novog modela *Code fib* 2010 [17] odredbe za projektiranje ploča na proboj upućuju na prije spomenutu TKSP, na engleskom (CSCT), koju je formulirao A. Muttoni, i na radove [14 i 16]. To je u *draftu* [17] navedeno u poglavlju 7.3.5.

Da bi se ispitali pojedini propisi i njihova primjenljivost na proračun posmične otpornosti ploče temelja samaca, u okviru rada [18] realiziran je eksperimentalni program. Program eksperimentalnih istraživanja sastavljen je s ciljem koji su postavili i neki drugi istraživači [3]. Proučavano je ponašanje temelja na proboj radi dobivanja odgovora o tome kako utječe raspodjela pritisaka tla u dnu temelja na kapacitet nosivosti na proboj i kakva je razlika ponašanja međukatnih i temeljnih ploča iz aspekta proboja stupa kroz ploču. Tijekom ispitivanja registrirani su i mehanizmi loma, naročito kutovi pod kojima se formiraju posmične pukotine.

Prethodno prikazani pregled upućuje na potrebu uspoređivanja odredbi pojedinih propisa međusobno i s eksperimentalnim rezultatima. U ovom radu donosi se sažet pregled nekih eksperimentalnih rezultata realiziranih na pločama temelja samaca, a zatim i odredbi različitih propisa radi njihovih usporednih analiza. Usporednom analizom obuhvaćeni su: Pravilnik BAB 87, koji je donedavno primjenjivan u zemljama regije i prema njemu je realiziran velik broj građevina; američki ACI 318-02 [22]; britanski BS 110-1-1997 [20]; njemački DIN 1045-1 [21]; europske EN 1992-EC 2 [22] i ruski propisi SNiP-84 [23]. U ovom radu predložen je modificirani model zasnovan na Model Code (*fib*) [24] i EN 1992-1:2004 te na Platformi iz 2010. godine [25].

Međusobna usporedba navedenih propisa provedena je na osnovi rezultata eksperimentalnih ispitivanja pri probijanju temelja samaca na podlozi od šljunka. Lom posmikom temeljne ploče oslonjene na šljunak registriran je uz variranje visine ploče od 10;12.5; 15.0; 17.5; 20.0 i 25.0 cm.

## 2. Pregled provedenih eksperimenata

Prema objavljenim podacima od početka dvadesetog stoljeća do danas realiziran je relativno mali broj ispitivanja proboja na temeljima koji su bili oslonjeni na realnu podlogu [18]. U najvećem broju provedenih eksperimenata prirodna podloga je simulirana ili čeličnim oprugama – Richart [3] i Talbot [8] ili baterijom malih hidrauličnih preša ili linijskim oslanjanjem, koje je proizvodilo isti učinak kao ravnomjerno reaktivno opterećenje tla – Timm [26] i Hallgren [6, 10]. Značajna su i ispitivanja koja su realizirali Dieterle i Rostasy, Kordina i Nölting kao i Dieterle i Steinle, citirano prema [3]. Ispitivanje proboja temelja na realnom tlu praktično su proveli jedino Hegger i ostali [3-4] – u sanduku pijeska i Rivkin [27] – na glini *in situ*. Podaci o geometrijskim karakteristikama, broju ispitanih uzoraka i načinu oslanjanja pregledno su prikazani u tablici 1.

U radu [28] su analizirane i vrednovane odredbe iz pojedinih propisa zasnovane na bazi podataka koja se odnosi na ispitivanje proboja stupa kroz ploču. Obuhvaćeni su propisi ACI (1983), BS (1985), CEB-FIP (1990), prEN (1991) i dva japanska propisa: prvi je *Architectural Institute of Japan* (AIJ), a drugi *Japan Society of CE* (JSCE). Tako su razmatrani parametri nosivosti na proboj koji se tretiraju u Japanu. Naglašeno je da većina propisa uključuje posmičnu otpornost betona. Analizom je obuhvaćeno više od 300 ispitivanja AB ploča, a rezultati su pokazali da odredbe preporučene u ACI, prEC 2 i CEB-FIP daju konzervativne vrijednosti. Znatno bliže rezultate daju japanski propisi.

U nastavku je dan pregled postupaka proračuna proboja temelja prema nekim sada važećim tehničkim propisima, a zatim su tako opisane metode primijenjene kod vlastitih provedenih ispitivanja proboja temelja [18].

### 3. Pregled postupaka proračuna prema tehničkim propisima

Činjenica da nijedan od najčešće spominjanih modela proboja ploča i temelja (Kinnunenov i Nylanderov, Menetreyev, Shehatov i Reganov, Bromsov, i dr.) nije opće prihvaćen, dovela je do znatnih varijacija u preporukama aktualnih međunarodnih i nacionalnih propisa. U većini je zastupljena poluempirijska metoda kritičnog presjeka pri proračunu nosivosti ploče odnosno temelja na proboj. Ta je metoda zasnovana na pretpostavci da je ploča probijena kada se uspostavi vertikalni presjek loma po cijelom opsegu tijela proboja koje se formira u blizini stupa. Taj presjek se naziva kritični ili kontrolni presjek duljine opsega -  $u$ . Proboj ploče nastaje kada posmično naprezanje u kritičnom presjeku dostigne čvrstoću betona na posmik.

Na osnovi toga se proračun proboja svodi samo na kontrolu posmičnog naprezanja u kritičnom presjeku, odnosno uspoređuje se računsko posmično naprezanje u kritičnom presjeku  $\tau_{rac}$  na određenoj udaljenosti od ruba stupa, s graničnim posmičnim naprezanjem pri proboju  $v$ . Ako je ispunjen uvjet  $\tau_{rac} < v$ , nema opasnosti od proboja,

dok u suprotnom treba uvesti armaturu za osiguranje od proboja.

Za temelje se računsko posmično naprezanje u kritičnom presjeku pri proboju  $\tau_{rac}$  računa prema izrazu:

$$\tau_{rac} = \frac{P_{u,red}}{O_{kp} \times d} \tag{1}$$

gdje je:

- $O_{kp}$  - opseg kritičnog (kontrolnog) presjeka,
- $d$  - statička (efektivna) visina presjeka (srednja vrijednost u dva okomita pravca).

Propisi dopuštaju da se granična normalna sila u stupu  $P_u$  reducira za dio reakcije tla ispod tijela proboja prema izrazu:

$$P_{u,red} = P_u - A_0 \cdot \sigma_n \tag{2}$$

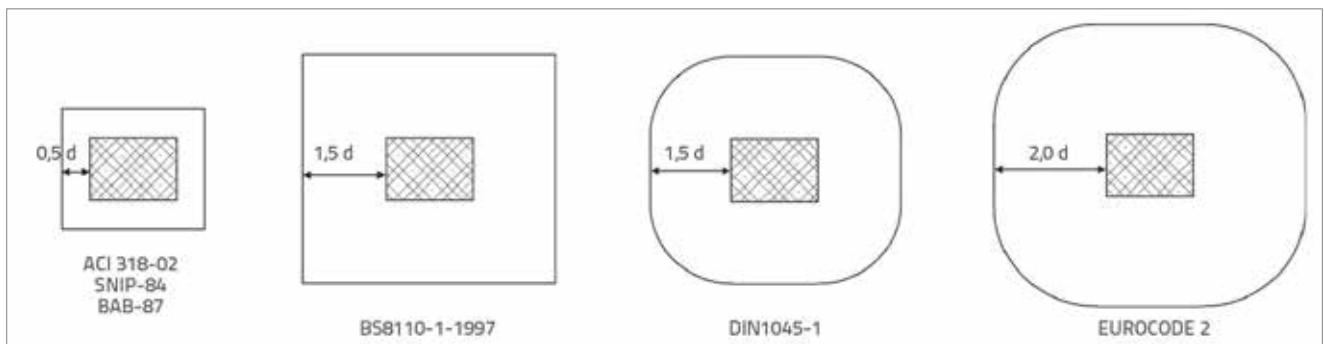
gdje je:

- $\sigma_n$  - neto reaktivni pritisak tla u kontaktnoj površini (bez vlastite težine temelja),
- $A_0$  - površina baze tijela proboja u ravnini armature.

Propisi za proračun graničnog posmičnog naprezanja pri proboju  $v$ , u kontrolnom presjeku međusobno se bitno razlikuju, što je prikazano u tablici 2. Osim toga, propisi se međusobno jako razlikuju i kada je u pitanju određivanje položaja i oblika kontrolnog presjeka, što je prikazano na slici 1.

Tablica 2. Postupci proračuna graničnog posmičnog naprezanja pri proboju  $v$  prema različitim propisima

Eurocode 2 [22]	ACI 318-02 [19]	BS 8110-1: 1997 [20]
$v = C_{Rd,c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_t \cdot f_c)^{1/3} \frac{2d}{a_{EC2}} \geq v_{min} \frac{2d}{a_{EC2}} \tag{3}$ <p><math>C_{Rd,c} = 0,18 / \gamma_c</math>  <math>\gamma_c</math> - parcij. koefic. sigurnosti za beton  <math>k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2,0</math>  <math>\rho_t</math> - postotak armiranja  <math>a_{EC2}</math> - udaljenost od opterećene površine do kontrolnog presjeka</p>	$v = \min \begin{cases} 0,083(2 + \frac{4}{\beta_c})\sqrt{f_c} \\ 0,083(2 + \frac{\alpha_s \cdot d}{b_0})\sqrt{f_c} \\ 0,332\sqrt{f_c} \end{cases} \tag{4}$ <p><math>\alpha_s = 40</math> za unutrašnje stupove  <math>\alpha_s = 30</math> za rubne stupove  <math>\alpha_s = 20</math> za ugaone stupove</p>	$v = \frac{0,79}{\gamma_m} (100 \rho_s)^{1/3} (\frac{400}{d})^4 (\frac{f_{cu}}{25})^{1/3} \tag{5}$ <p><math>\gamma_m</math> - parcijalni koeficijent sigurnosti  <math>\rho_s</math> - postotak armiranja  <math>f_{cu}</math> - karakteristična tlačna čvrstoća betona dobivena ispitivanjem kocke</p>
SNIP-84 [23]	BAB 87	DIN 1045-1 [21]
$P_{u,red} = \alpha \cdot R_{bl} \cdot u_m \cdot d \tag{6}$ <p><math>\alpha</math> - koef. betona (1,0 za betone normalne težine)  <math>R_{bl}</math> - računski čvrstoća betona pri osnom vlaknu  <math>u_m</math> - srednji opseg gornje i donje osnovice piramide proboja  <math>u_m = 2(b_c + l_c + 2d)</math>  <math>b_c, l_c</math> - dimenzije stupa u osnovici</p>	$v \leq \frac{2}{3} \gamma_1 \cdot \tau_a \tag{7}$ <p><math>\gamma_1 = 1,3 \cdot \alpha_a \cdot \sqrt{\mu}</math>  <math>\mu</math> - srednja vrijednost postotka armiranja u dva okomita pravca  <math>\alpha_a</math> - koef. ovisan o vrsti armature  <math>\tau_a</math> - granice dopuštenih glavnih vlačnih napona</p>	$v_{Rd,ct} = \left( \frac{0,21}{\gamma_c} \eta_1 \cdot k(100 \rho_t \cdot f_{ck})^{1/3} \right) \tag{8}$ <p><math>\gamma_c</math> - parcij. koefic. sigurnosti za beton (1.50)  <math>\eta_1</math> - za beton normalne težine (1.0)  <math>\rho_t</math> - postotak armiranja</p>
<p><math>d</math> - efektivna (statička) visina temelja; <math>f_c</math> - karakteristična tlačna čvrstoća betona dobivena ispitivanjem valjka; <math>b</math> - opseg kontrolnog presjeka</p>		



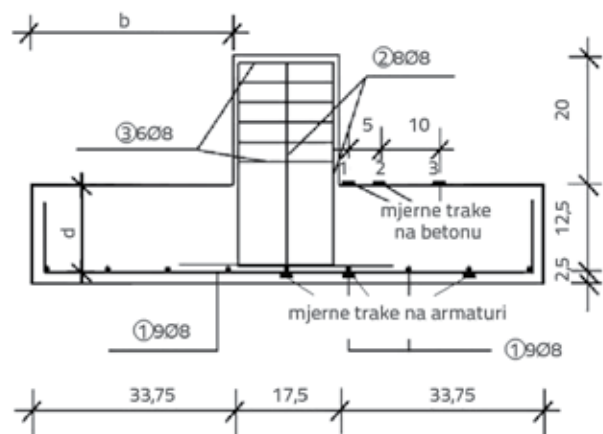
Slika 1. Kontrolni presjek prema pojedinim propisima u ovisnosti o efektivnoj visini temelja  $d$

Za usporednu analizu u obzir su uzeti svi kontrolni presjeci iz pojedinih propisa.

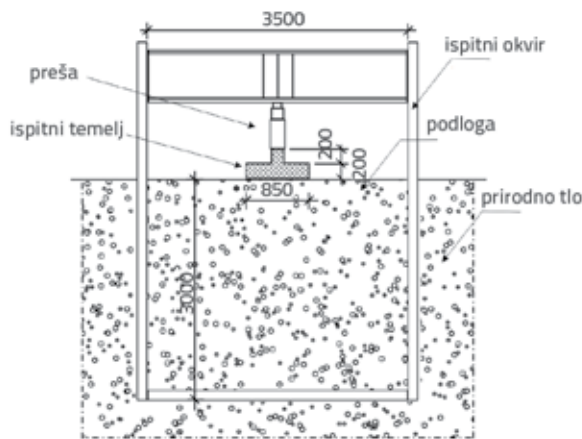
Izrazi (3) do (8) upisani su u tablicu 2. Kako je napomenuto, pri usporedbi navedenih propisa uključeni su rezultati eksperimentalnih ispitivanja proboja temelja samaca na podlozi od nekoherentnog materijala.

#### 4. Provedena eksperimentalna istraživanja

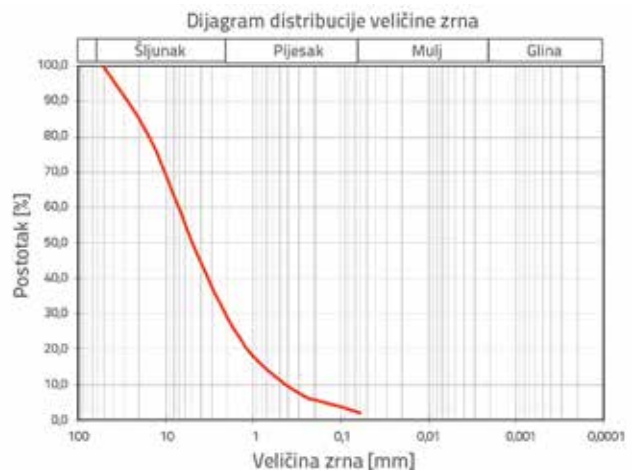
Schema konstrukcijskog sklopa za provođenje eksperimenta koji čine ispitni okvir, pokusno tijelo – temelj samac, hidraulična preša i pripremljeno tlo prikazana je na slici 2. Eksperimentalna ispitivanja su provedena tijekom 2009. godine.



Slika 4. Dimenzije i armiranje jednog od ispitivanih temelja



Slika 2. Shematski prikaz eksperimenta



Slika 5. Krivulja granulometrijskog sastava šljunka



Slika 3. Eksperimentalno ispitivanje *in situ*

Ispitni okvir je dnom položen u pripremljenu temeljnu jamu dimenzija u tlocrtu 4.0x5.0 m i dubine 3.0 m. Preko dna okvira, tlocrtnih dimenzija 3.5x3.5 m, nasipan je šljunak u slojevima debljine 30 cm i zbijen vibropločom do potrebne vrijednosti modula stišljivosti. Zbijenost svakog sloja je kontrolirana pokusom kružne ploče. Izmjerene prosječne vrijednosti modula stišljivosti ( $M_s$ ) po slojevima bile su u opsegu od 43,3 do 66,7 MPa što odgovara uobičajenoj zbijenosti tla ispod temelja. Prije ispitivanja svakog temelja kontrolirana

Tablica 3. Karakteristike pokusnih temelja (uzoraka)

Oznaka temelja	Visina temelja h [cm]	Statička visina d [cm]	Tlačna čvrstoća betonske kocke [MPa]	Promjer šipki [mm]	Postotak armiranja [%]	Sila loma [kN]
TI	20	17,5	38,37	8	0,40	1001/906*
TII	15	12,5	38,37	8	0,40	1050
TIX	12,5	10,0	21,25	8	0,40	430
TX	17,5	15,0	21,25	8	0,40	656
TXI	15	12,5	19,29	8	0,40	451
TXII	15	12,5	10,0	8	0,40	440

\* Tijekom prvog ispitivanja došlo je do loma stupa pri opterećenju od 1001 kN. Poslije izrade novog stupa temelj je probijen pri opterećenju od 906 kN.

\*\* Kod temelja TIII-TVIII nije došlo do loma jer im je nosivost bila veća od kapaciteta opreme (1000 kN)

je zbijenost površine tla ispod temelja i ona je za različite temelje bila između 39,5 MPa i 76,7 MPa.

Konstrukcija okvira kao i njegove dimenzije omogućavale su nesmetano formiranje kliznih površina u tlu ispod temelja ako bi pri opterećivanju prije došlo do loma tla nego proboja temelja. Time je bilo omogućeno ispitivanje temelja u realnim graničnim uvjetima u pogledu tla te uspoređivanje i vrednovanje prijašnjih rezultata ispitivanja u laboratoriju s ispitivanjima *in situ*.

Usvojene dimenzije temelja su 85x85 cm u tlocrtu i odgovaraju eksperimentima Kinnunena i Heggera, i dr. [4] radi uspoređivanja rezultata, a također i zato jer odgovaraju kapacitetu raspoložive mjerne opreme (približno 1000 kN). Dimenzije i karakteristike temelja prikazane su u tablici 3. i na slici 4.

Tlačna čvrstoća betona u vrijeme ispitivanja temelja dobivena pomoću pokusnih kocki duljine stranice 15 cm i standardnog valjka 15/30 cm. Srednje i proračunate vrijednosti za betonske kocke prikazane su također u tablici 3.

Za armiranje temelja je korištena armatura promjera 8 mm, a postotak armiranja je iznosio približno 0.4 % za sve temelje. Karakteristike upotrijebljenog čelika utvrđene su na tri uzorka korištene armature. Dobivene srednje vrijednosti su iznosile: vlačna čvrstoća – 653 MPa, granica tečenja – 570 MPa i odgovarajuća dilatacija tečenja približno 2.7 ‰.

Eksperimentalno ispitivanje je provedeno tako što su temeljne stope postavljene na površinu tla i opterećivane vertikalnom centričnom silom koja se aplicira hidrauličnom prešom smještenom između poprečne grede i temelja (slika 3). Za opterećivanje temelja korištena je hidraulična preša kapaciteta 1000 kN, pri čemu je svaki korak opterećenja bio od prethodnoga veći za 50 kN. Opterećenje pri svakom koraku zadržano je konstantnim sve do kraja konsolidacije podloge pri tom opterećenju, što je registrirano praćenjem slijeda vertikalnih pomaka točaka na uglovima i stupu temelja. Tijekom ispitivanja su mjerene sljedeće veličine: dilatacije u armaturi i betonu temelja, vertikalni pomaci točaka na uglovima i stupu temelja, intenzitet primijenjene

sile tijekom opterećivanja i veličina kontaktnih pritisaka ispod temelja. Detaljniji podaci i rezultati ispitivanja navode se u [18].

## 5. Primjena propisa u proračunu ispitanih uzoraka

Radi međusobne usporedbe te usporedbe rezultata dobivenih primjenom propisa s rezultatima provedenih eksperimentalnih istraživanja, proračunate su granične aksijalne sile u stupu za ispitivane temelje iz tablice 3.

Proračun granične aksijalne sile u stupu je proveden sa stvarnim karakteristikama materijala, odnosno usvojeno je da su koeficijenti sigurnosti koji se odnose na materijal (beton) jednaki jedinici.

Za ispitivane se temelje granična aksijalna sila u stupu poslije transformacija, na osnovi izraza (2), može odrediti prema izrazu:

$$P_u = P_{u,red} \frac{A}{A - A_0} = \frac{P_{u,red}}{1 - \frac{A_0}{A}} \quad (9)$$

gdje je A – površina osnove temelja.

U svim propisima je definiran oblik i položaj kontrolnog presjeka i njime je omeđena površina  $A_0$ , tako da se nosivost kontrolnog presjeka može računati na sljedeći način:

$$P_{u,red} = v \cdot O_{kp} \cdot d \quad (10)$$

gdje su:

v – granično posmično naprezanje pri proboju za kontrolni presjek prema izabranom propisu,

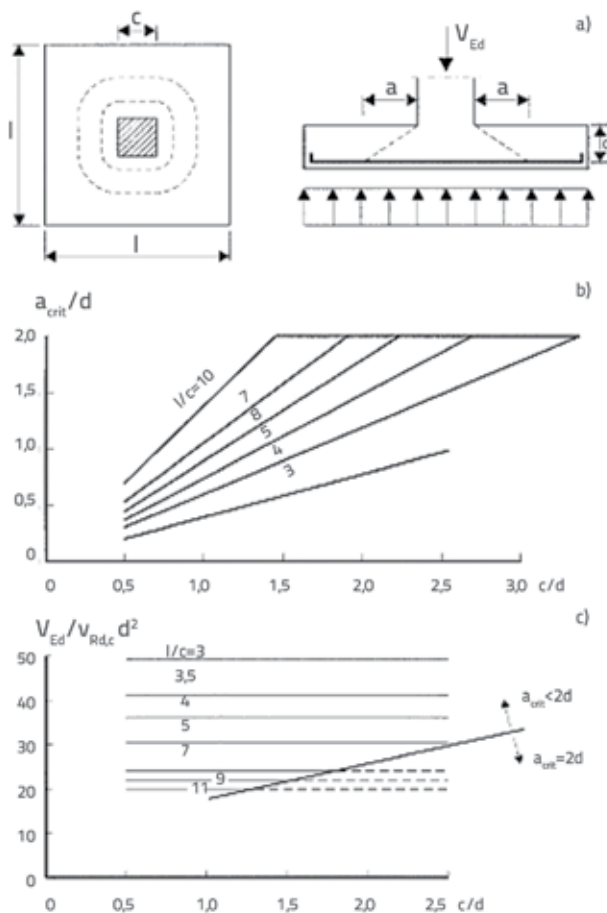
$O_{kp}$  – opseg kontrolnog presjeka prema izabranom propisu,

d – statička visina presjeka.

Na ovaj način granična je aksijalna sila u stupu određena za ispitivane temelje uz primjenu propisa koji su nabrojani u uvodnom dijelu.

## 5.1. Rezultati dobiveni primjenom Eurokoda 2

Prema Eurokodu (EC) 2, nosivost na posmična naprezanja pri probodu ploče provjerava se po opsegu stupa i u osnovnom kontrolnom presjeku na udaljenosti  $a_{EC2} = 2,0 d$  od ruba stupa (slika 1.), gdje je  $d$  statička visina presjeka. U ovom dokumentu nisu propisane specifičnosti proračuna proboda temelja i ne propisuje se izričito koji kontrolni presjek usvojiti za mjerodavan kod temelja (udaljenost  $a_{EC2}$  u izrazu (3)), ali se preporučuje provjera presjeka i na manjem razmaku od  $2,0 d$  od ruba stupa. Tako, njemački DIN 1045-1 iz 2008., zasnovan na EC 2, definira kontrolni presjek na  $1.5 d$  od ruba stupa. U komentarima uz EC 2, pod nazivom europske platforme za beton (engl. *European concrete platform - ECP*) [25], za određivanje položaja kontrolnog presjeka daju se upute i preporučuje se koristiti posebni dijagram uzimajući u obzir rezultate eksperimenata. Te upute za zadani odnos duljine temelja prema širini stupa  $l/c$  i odnos širine stupa prema efektivnoj (statičkoj) visini ploče  $c/d$  daju odnos  $a_{crit}/d$  (prema dijagramu sa slike 6.b). Također, na osnovi istih odnosa može se iz dijagrama sa slike 6.c odrediti vrijednost sile proboda u stupu. U najvećem broju slučajeva vrijednost  $a_{crit}$  je manja od  $2d$  što znači da je nagib tijela proboda mnogo strmiji nego kod ploča međukatnih konstrukcija.



Slika 6. Proračun vrijednosti sile proboda u stupu prema [25]

Ako bi se kao kontrolni presjek usvojio osnovni kontrolni presjek na udaljenosti  $2.0 d$  od ruba stupa, što odgovara nagibu stranica tijela proboda od svega  $26.6^\circ$ , tada bi on kod većine temelja zahvaćao veliki dio osnove temelja. S obzirom na to da se od sile u stupu odbija dio reakcije tla obuhvaćen kontrolnim presjekom, mjerodavna sila pri kontroli na proboj bila bi vrlo mala. Štoviše, mogući su i slučajevi da se kontrolni presjek dobije izvan tlocrta temelja što bi dovelo do apsurdne činjenice da je mjerodavna sila probijanja negativna. Da bi se upozorilo na važnost izbora kontrolnog presjeka, napravljen je usporedni proračun proboda eksperimentalnih temelja kada je kontrolni presjek na udaljenosti  $a_{crit} = 2.0 d$  od ruba stupa i na razmaku dobivenom upotrebom dijagrama sa slike 6.b.

U proračunu su korišteni izrazi (9) i (10), gdje je nosivost betona na posmična naprezanja pri probodu u odgovarajućem presjeku izračunana na osnovi izraza (3) s usvojenim koeficijentom sigurnosti za beton  $\gamma_c = 1,0$ . Rezultati proračuna prikazani su u tablici 4.

## 5.2. Rezultati dobiveni primjenom njemačke norme DIN 1045-1 (2008)

Kontrola proboda prema DIN-u 1045-1 (2008. godina) provodi se analogno europskoj normi EN 1992, s tim što se kontrolni presjek nalazi na razmaku  $1.5 d$  od ruba stupa, (slika 1.). Mjerodavna reducirana granična normalna sila u stupu  $P_{u,red}$  dobiva se tako što se granična normalna sila u stupu  $P_u$  umanjuje za neto prosječni reaktivni tlak tla  $\sigma_u$  na površini  $0,5 A_0$ . Zbog toga se izraz (9) modificira i glasi:

$$P_u = \frac{P_{u,red}}{1 - \frac{0,5 A_0}{A}} \quad (11)$$

Nosivost betona pri posmiku od proboda u odgovarajućem presjeku izračunana je na osnovi izraza (8) s usvojenim koeficijentom sigurnosti za beton  $\gamma_c = 1,0$ . Rezultati proračuna prikazani su u tablici 4.

## 5.3. Rezultati dobiveni primjenom britanske norme BS 8110-1:1997

Britanskim propisima/normama predviđeno je da se posmično naprezanje računa u pravokutnom presjeku koji se nalazi na udaljenosti  $1.5 d$  od granica opterećene površine, (slika 1.). Nosivost betona na posmična naprezanja pri probodu u tom presjeku izračunana je na osnovi izraza (5) s usvojenim parcijalnim koeficijentom sigurnosti  $\gamma_m = 1,0$ . Rezultati proračuna prikazani su u tablici 4.

## 5.4. Rezultati dobiveni primjenom američke norme ACI 318 - 02

Ovaj dokument ACI uzima kritični presjek na  $d/2$  od ruba stupa i njegov oblik odgovara obliku stupa (slika 1.).

Istraživanja Heggera [4] pokazala su da se ovi rezultati bolje slažu s eksperimentalnim rezultatima ako se kontrolni presjek usvoji na udaljenosti 1,0 d, tako da je proračun granične normalne sile u stupu proveden na osnovi obaju prijedloga. Nosivost betona na posmična naprezanja pri probouju u kontrolnom presjeku izračunana je na osnovi izraza (4) s usvojenim koeficijentom redukcije  $\Phi = 1,0$  (u ovoj normi nosivost se betona na posmična naprezanja obično reducira koeficijentom  $\Phi = 0,75$ ). Rezultati proračuna prikazani su u tablici 4.

### 5.5. Rezultati dobiveni primjenom ruske norme СНИП 2.04.01 – 84

U sadašnjim ruskim propisima, koji su se primjenjivali u Sovjetskom Savezu, usvaja se da tijelo probouja ima nagib stranica  $45^\circ$  u odnosu na horizontalu i ono se u kontroli probouja zamjenjuje paralelopipedom sa stranicama na razmaku  $d/2$  od ruba stupa. Za razliku od prethodnih normi koje pri određivanju nosivosti betona na posmična naprezanja pri probouju u kontrolnom presjeku uzimaju u obzir kao karakteristiku betona njegovu čvrstoću na tlak, ruski propisi uzimaju u obzir čvrstoću betona na vlak. S obzirom na to da su u proračunu na osnovi do sada razmatranih normi korištene stvarne čvrstoće betona (s koeficijentom sigurnosti za materijal jednakim jedinici), a u izrazu (6) se određuje granična sila probouja na osnovi računске čvrstoće betona pri osnom vlačnom naprezanju ( $R_{bt}$ ), nužno je tablične vrijednosti za računsku čvrstoću pri osnom vlačnom naprezanju  $R_{bt}$  uvećati prosječnim koeficijentom sigurnosti materijala, koji za ovaj slučaj iznosi 1.35. Rezultati proračuna dobiveni na taj način prikazani su u tablici 4.

### 5.6. Rezultati dobiveni primjenom pravilnika BAB 87

Pravilnik BAB 87, koji se primjenjivao u zemljama bivše Jugoslavije i na osnovi kojeg je projektirano i izgrađeno mnoštvo građevina, uglavnom je zasnovan na nekadašnjem

njemačkom DIN-u 1045. U njemu se za razliku od prethodnih normi, kontrola na probouj provodi na osnovi dopuštenih napona. Na osnovi toga se dobije nosivost kontrolnog presjeka tijekom uporabe, tako da je dobivenu vrijednost potrebno pomnožiti minimalnim koeficijentom sigurnosti (1.75) koji se zahtijeva u DIN-u 1045. To svakako treba učiniti da bi se rezultati dobiveni na osnovi Pravilnika BAB 87 mogli usporediti s prethodno dobivenim rezultatima na osnovi propisa koji uzimaju u obzir teoriju graničnih stanja. Budući da BAB 87 ne sadrži odredbe o probouju temelja, tada nema govora ni o redukciji normalne sile u stupu za dio reakcije tla ispod tijela probouja. U srpskoj stručnoj literaturi kontrola AB temelja samaca na probouj najčešće se provodi na osnovi preporuka Leonhardta. Inače BAB 87 predviđa da se kontrola na probouj međukatnih ploča provodi u presjeku koji se nalazi na udaljenosti  $d/2$  od ruba stupa, što je usvojeno i za temelje samce. Rezultati proračuna prikazani su u tablici 4.

### 5.7. Proračun prema predloženom postupku

U prethodnim proračunima granična normalna sila u stupu,  $P_u$ , određena je izrazom (9) koji proizlazi iz izraza (2) u kojem se koristi neto reaktivni pritisak tla  $\sigma_n$ . U svim normama/propisima uobičajena je pretpostavka da se  $\sigma_n$  određuje kao prosječno naprezanje na cijeloj kontaktnoj površini temelja. Međutim, provedenim eksperimentom, kao i u prijašnjim istraživanjima drugih autora [4], nedvosmisleno je pokazano da tijekom opterećivanja temelja na krupnozrnom tlu dolazi do izrazite koncentracije kontaktnih naprezanja u predjelu stupa. Imajući na umu ovu činjenicu, nužno je proračun probouja modificirati tako što se neto reaktivno naprezanje tla korigira koeficijentom koncentracije kontaktnih naprezanja  $F_c$ . Uzevši to u obzir, izraz (9) za graničnu normalnu silu u stupu može se napisati u obliku:

$$P_u = \frac{P_{u,red}}{1 - \frac{A_v}{A} F_c} \quad (12)$$

Tablica 4. Vrijednosti granične normalne sile u stupu prema pojedinim normama/propisima

Oznaka temelja	TI-3	TII	TIX	TX	TXI	TXII
EC2 $a_{crit} = 2,0 d$	5013	539 (1,95)	195 (2,21)	914 (0,72)	429 (1,05)	345 (1,28)
EC2 na osnovi ECP [8]	811	570 (1,84)	368 (1,17)	531 (1,24)	453 (0,99)	260 (1,7)
DIN $a_{crit} = 1,5 d$	584	284 (3,70)	153 (2,81)	317 (2,07)	226 (1,99)	181 (2,44)
BS $a_{crit} = 1,5 d$	1200	401 (2,62)	230 (1,87)	583 (1,13)	376 (1,20)	376 (1,18)
ACI $a_{crit} = 0,5 d$	540	314 (3,34)	140 (3,07)	311 (2,11)	222 (2,03)	160 (2,76)
ACI $a_{crit} = 1,0 d$	1088	519 (2,02)	254 (1,69)	564 (1,16)	368 (1,22)	264 (1,67)
СНИП $a_{crit} = 0,5 d$	1010	487 (2,16)	247 (1,74)	514 (1,28)	338 (1,33)	249 (1,78)
BAB 87 $a_{crit} = 0,5 d$	482	239 (4,39)	104 (4,13)	199 (3,30)	146 (3,08)	101 (4,38)
Predloženi postupak	1486	743 (1,41)	345 (1,25)	659 (0,99)	470 (0,96)	464 (0,95)
Rezultati ispitivanja	-	1050	430	656	450	442

Napomena: vrijednosti u zagradama predstavljaju odnos rezultata ispitivanja i rezultata proračuna



Prema izrazu (12) proveden je dodatni proračun granične normalne sile u stupu za sve ispitane temelje. Koeficijent koncentracije  $F_c$  uzet je kao odnos prosječnih pritisaka ispod tijela proboja i prosječnih pritisaka ispod čitavog temelja. Za svaki ispitani temelj određen je taj odnos i za konačnu vrijednost primijenjenu u proračunu i uzeta je njihova aritmetička sredina, koja je ovdje iznosila 1,4. Pri tome je, na osnovi naših rezultata, kao i rezultata prethodnih istraživanja, za kut nagiba stranica tijela proboja usvojen kut  $\alpha=45^\circ$ , dok je za granično posmično naprezanje pri proboju

u tako definiranom kontrolnom presjeku predložen sljedeći izraz:

$$v = \frac{0,25}{\gamma_c} \left( \frac{0,4}{d} \right)^{\frac{1}{3}} f_{ck}^{\frac{2}{3}} \rho^{\frac{1}{3}} \quad (13)$$

gdje su:

- $\gamma_c$  - koeficijent sigurnosti za beton (1,5; ovdje uzet sa  $\gamma_c = 1,0$ ),
- $d$  - statička visina temelja [m],
- $f_{ck}$  - tlačna čvrstoća betona dobivena ispitivanjem valjka koju treba uzeti s minimalno 15,0 MPa,
- $\rho$  - koeficijent armiranja [%].

Rezultati dobiveni predloženim postupkom, kao i rezultati na osnovi spomenutih propisa, prikazani su u tablici 4. Vrijednosti iz tablice 4. pregledno su prikazane na slici 7.

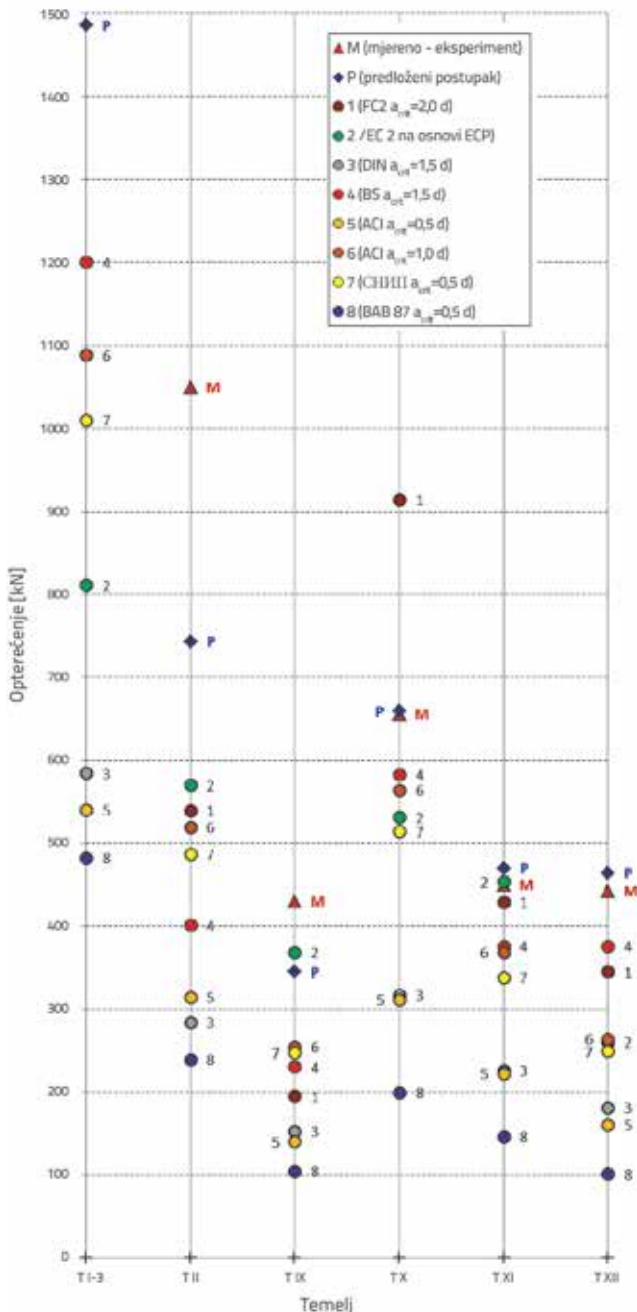
### 6. Rezultati i diskusija

Vrijednosti u zagradama u tablici 4. predstavljaju koeficijente sigurnosti, tj. odnos rezultata ispitivanja i rezultata proračuna (sa stvarnim karakteristikama materijala)  $F_s = P_{um} / P_{ur}$ . Kada su vrijednosti ovog odnosa veće od 1,0 pravilnik/propis je konzervativan, odnosno podcjenjuje nosivost temelja, dok za vrijednosti manje od 1,0 pravilnik/propis precjenjuje nosivost temelja.

Prema europskoj normi EC2 ( $a_{crit} = 2,0$  d),  $F_s$  je u granicama od 0,72 do 2,21 gdje se minimalna vrijednost 0,72 dobiva za temelj TX, čija je statička visina bila 15,0 cm, a maksimalna 2,21 za temelj TIX, čija je statička visina bila 10,0 cm. Iz ovoga se može zaključiti da EC2 s osnovnim kontrolnim (kritičnim) presjekom na 2,0 d od ruba stupa precjenjuje nosivost temelja većih statičkih visina, što je i očekivano jer se ovaj položaj kontrolnog presjeka prije svega odnosi na ploče međukatnih konstrukcija koje su manje visine. To je još uočljivije kod temelja TI-3 za koji je nosivost od čak 5013 kN, prema EC2, što je svakako previsoka vrijednost, iako sila proboja ovog temelja nije dostignuta, tj. ne postoji izmjerena vrijednost. Razlog za toliku računsku silu proboja je svakako statička visina ovog temelja koja je iznosila 17,5 cm.

Ako se odredba EC2 s položajem kontrolnog presjeka primijeni prema prijedlogu ECP [25], dobivaju se vrijednosti za  $F_s$  koje su od 0,99 za temelj TXI do 1,84 za temelj TII. Rasipanje vrijednosti za  $F_s$  sada je mnogo manje i nije precijenjena sila proboja za temelje veće visine. Moglo bi se reći da ovaj prijedlog u izvjesnoj mjeri podcjenjuje nosivost temelja većih visina jer je za temelj TI-3 dobivena nosivost od 811 kN, a on je ispitivan, bez loma probojem, do sile u stupu od 1001 kN. Može se zaključiti da je s prijedlogom ECP ova europska norma mnogo pogodnija za primjenu kod temelja.

Kod DIN-a su vrijednosti za  $F_s$  u rasponu od 1,99 za temelj TXI do 3,70 za temelj TII. Budući da temelji TXI i TII imaju istu statičku visinu (12,5 cm) kao i ostale karakteristike, pri čemu je razlika samo u tlačnoj čvrstoći betona (za temelj TII 30,39 MPa, a za temelj TXI 15,28 MPa), može se zaključiti da ova njemačka



Slika 7. Usporedni dijagrami graničnih normalnih sila na osnovu eksperimenta i aktualnih propisa

norma nedovoljno vjerno odražava porast nosivosti temelja s porastom tlačne čvrstoće betona.

Proračun prema britanskim normama (BS), općenito, dosta dobro procjenjuje nosivost temelja jer su vrijednosti za  $F_s$  u granicama od 1,13 do 2,62, s tim da podcjenjuje nosivost temelja kod većih tlačnih čvrstoća betona zato što kod temelja TII, TXI i TXII (istih visina s vrlo različitim čvrstoćama betona – redom 30,39 MPa, 15,28 MPa i 7,92 MPa), nosivost vrlo sporo raste s porastom tlačne čvrstoće betona. Pouzdanosti rezultata pogoduje činjenica da se odredbama u prikazanoj britanskoj normi izjednačava utjecaj tlačnih čvrstoća manjih od 25 MPa.

Određbe američke norme ACI 318, s prijedlogom da se kontrolni presjek uzme na razmaku 1,0 d od ruba stupa, daju dosta bolje rezultate u odnosu na standardne ACI preporuke. Štoviše, s tim prijedlogom ACI daje, cjelovito gledano, veoma dobre rezultate ( $F_s$  je u granicama od 1,16 do 2,02) osim što se generalno može reći da podcjenjuje utjecaj tlačne čvrstoće betona.

Ruski propis СНИП–84 daje vrlo solidne rezultate tako da je  $F_s$  u granicama od 1,28 do 2,16, na osnovi čega se može zaključiti da je ravnopravan i sa znatno novijim propisima. Dobro prati povećanje nosivosti na proboj s povećanjem visine temelja, ali podcjenjuje utjecaj vlačne čvrstoće za betone većih marki.

Proračun prema Pravilniku BAB 87 daje rezultate koje karakteriziraju visoke vrijednosti koeficijenta  $F_s$  i njihovo rasipanje koje je u granicama od 3,08 do 4,39.

Predloženi (modificirani) postupak proračuna daje najbolje rezultate jer su vrijednosti koeficijenta  $F_s$  najbliže jedinici i pokazuju relativno malo rasipanje vrijednosti  $F_s$ , tj. vrijednosti su između 0,95 i 1,41). Ovdje se treba podsjetiti da je eksperiment, na osnovu kojeg je ovaj postupak predložen, izveden na temeljima koji su imali približno isti postotak armiranja (0,4 %), tako da je utjecaj ovog parametra usvojen kao u europskoj normi EC 2 i britanskoj normi BS. Navedena činjenica uvjetuje daljnju eksperimentalnu analizu ovog parametra na nosivost temelja na proboj.

U svim analiziranim propisima (osim BAB 87) uzeti su u obzir parcijalni koeficijenti sigurnosti za opterećenje i materijale, a oni se međusobno znatno razlikuju. Pregled parcijalnih

koeficijenta sigurnosti za stalno i povremeno opterećenje kao i za materijale prikazan je u tablici 5.

S obzirom na spomenute međusobne razlike, kao i činjenicu da se u nekim propisima koriste i dodatni koeficijenti sigurnosti koji se odnose na vrstu stanja naprezanja ili uvjete rada (BS, ACI, СНИП), moguće je napraviti i analizu koja bi osporila spomenute razlike. Ona je zasnovana na međusobnoj usporedbi eksploatacijskih sila koje se dobivaju tako što se računске sile loma podijele s ukupnim koeficijentima sigurnosti koji sadrže koeficijente sigurnosti za opterećenje, materijal, vrstu stanja naprezanja i uvjete rada, odnosno:

$$F_{su} = \gamma_o \cdot \gamma_m \cdot \gamma_{n.s.} \cdot \gamma_{u.r.} \quad (14)$$

gdje je:

- $F_{su}$  - ukupni koeficijent sigurnosti,
- $\gamma_o$  - koeficijent sigurnosti za opterećenje,
- $\gamma_m$  - koeficijent sigurnosti za materijal,
- $\gamma_{n.s.}$  - koeficijent sigurnosti za odgovarajuće stanje naprezanja,
- $\gamma_{u.r.}$  - koeficijent sigurnosti za uvjete rada.

Kad je riječ o zgradama, uobičajeni udio povremenog opterećenja u odnosu na stalno opterećenje približno je 15 %, tako da se općeniti koeficijent sigurnosti za opterećenje, u svakom od propisa, može odrediti na sljedeći način:

$$\gamma_{opt.} = 0,85 \gamma_g + 0,15 \gamma_p \quad (15)$$

Tako dobivene vrijednosti navedene su u stupcu "općenito" u tablici 5.

Koeficijent sigurnosti za materijal je u normama EC 2, DIN 1045-1 i BS 8110 jasno izražen vrijednošću 1,5 (za beton, dok karakteristike armature ne ulaze u proračun nosivosti na proboj te zbog toga i koeficijent sigurnosti za armaturni čelik nije od interesa). Prema normama ACI 318-02 i СНИП 2.04.01–84, koeficijent sigurnosti za beton zavisi o čvrstoći betona (raste sa čvrstoćom) i iznosi približno 1,30 odnosno 1,35. Međutim, da bi se odredile granične sile loma, ovdje su uzeti u obzir koeficijenti sigurnosti materijala jednaki jedinici.

Tablica 5. Parcijalni koeficijenti sigurnosti prema pojedinim propisima

Propis	Opterećenje - $\gamma_o$			Materijal - $\gamma_m$		Stanje naprezanja $\gamma_{n.s.}$	Uvjeti rada $\gamma_{u.r.}$
	stalno $\gamma_g$	povremeno $\gamma_p$	općenito $\gamma_{opt.}$	beton	armaturni čelik		
EC 2	1,35	1,50	1,37	1,50	1,15	-	-
DIN 1045-1	1,35	1,50	1,37	1,50	1,15	-	-
BS 8110	1,40	1,60	1,43	1,50	1,05	1,25	-
ACI 318-02	1,20	1,60	1,26	1,30 (prosječno) [19]	1,11 [1]	1,33	-
СНИП 2,04,01–84	1,10	1,10 (prosječno)	1,10	1,35 (prosječno)	-	-	1,18

Tablica 6. Ukupni koeficijenti sigurnosti pri proboju prema pojedinim propisima

Propis / Koeficijent	EC 2	DIN 1045-1	BS 8110	ACI 318-02	СНП 2.04.01-84	Predloženi postupak
$F_{su}$	2,06	2,06	2,68	2,18	1,75	2,06

Tablica 7. Vrijednosti normalne sile u stupu prema pojedinim propisima izražene u kN

Propis / Oznaka temelja	TI-3	TII	TIX	TX	TXI	TXII
EC2 $a_{crit} = 2,0$ d	2433	262 (4,01)	95 (4,52)	444 (1,48)	208 (2,16)	167 (2,65)
EC2 na osnovu ECP [25]	394	277 (3,79)	179 (2,40)	258 (2,54)	220 (2,05)	126 (3,51)
DIN $a_{crit} = 1,5$ d	283	139 (7,55)	74 (5,81)	154 (4,26)	110 (4,09)	88 (5,02)
BS $a_{crit} = 1,5$ d	448	150 (7,00)	86 (5,00)	218 (3,01)	140 (3,21)	140 (3,16)
ACI $a_{crit} = 0,5$ d	248	144 (7,29)	64 (6,72)	143 (4,59)	102 (4,41)	73 (6,05)
ACI $a_{crit} = 1,0$ d	499	238 (4,41)	117 (3,66)	259 (2,53)	169 (2,66)	121 (3,65)
СНП $a_{crit} = 0,5$ d	525	253 (4,17)	129 (3,33)	269 (2,44)	175 (2,57)	129 (3,43)
BAB 87 $a_{crit} = 0,5$ d	275	136 (7,72)	59 (7,29)	114 (5,75)	84 (5,36)	57 (7,75)
Predloženi postupak	721	361 (2,91)	167 (2,57)	320 (2,05)	228 (1,97)	225 (1,96)
Rezultati ispitivanja	-	1050	430	656	450	442

Koeficijent sigurnosti za vrstu stanja naprezanja postoji u britanskoj normi BS 8110, gdje ima vrijednost 1,25 (za posmik) i u američkoj normi ACI 318-02 gdje ima vrijednost  $1/0.75=1.33$  (za posmik). Ti su koeficijenti također uzeti s vrijednošću 1,0 pri proračunu graničnih sila loma.

Koeficijent sigurnosti za uvjete rada postoji u ruskoj normi СНП 2.04.01-84, gdje se za uvjete sredine koji su pogodni za očvršćivanje betona (što je kod temelja obično ispunjeno s obzirom na vlažnost sredine) uzima vrijednost 1,0, dok za betoniranje u vertikalnom položaju treba uzeti dodatni koeficijent sigurnosti  $1/0,85=1,18$ .

Uzimajući sve to u obzir, ukupni su koeficijenti sigurnosti pri proboju ( $F_{su}$ ) za pojedine propise određeni i prikazani u tablici 6. S obzirom na to da su ovdje granične sile loma izračunane na osnovi stvarnih a ne računskih karakteristika materijala (za beton), upotrebljivo opterećenje za pojedine propise/norme može se dobiti tako što se računске granične sile loma podijele s ukupnim koeficijentima sigurnosti pri proboju kako je prikazano u tablici 6. Tako dobivene upotrebljive sile prikazane su u tablici 7, a u zgradama pored njih dane su vrijednosti stvarnih koeficijenata sigurnosti  $F_{ss}$  koji predstavljaju odnose registriranih sila loma temelja i tako određenih upotrebljivih sila.

Radi uvida u pouzdanost rezultata koje daju pojedini propisi, potrebno je usporediti stvarne koeficijente sigurnosti prikazane u tablici 7. i ukupne koeficijente sigurnosti pri proboju određene u pojedinom propisu prikazane u tablici 6. Proračun prema europskoj normi EC 2 daje znatno veće vrijednosti stvarnih koeficijenata sigurnosti u odnosu na ukupni predviđeni koeficijent sigurnosti ( $F_{su}=2,06$ ). Tako se

vrijednosti za  $F_{ss}$  u rasponu od 1,48 za temelj TX (što je na strani nesigurnosti) do 4,52. Međutim, uz primjenu prijedloga danim u ECP, dobiju se znatno bolji rezultati, tj. manji je opseg u kojem se nalaze vrijednosti za  $F_{ss}$  (2,05 – 3,79), pri čemu su dobiveni rezultati na strani sigurnosti.

Njemački DIN 1045-1 iz 2008., zasnovan na EC 2, daje konzervativnije rezultate u odnosu na EC 2, tako da se za stvarne koeficijente sigurnosti dobivaju vrijednosti od 4,09 do čak 7,55.

Britanski propis BS 8110 također je vrlo konzervativan, tako da su na osnovi njega dobiveni stvarni koeficijenti sigurnosti u rasponu 3,01 do 7,00, što je znatno više u odnosu na ukupni koeficijent sigurnosti pri proboju koji je prema tom propisu 2,68.

Preporuke američkog propisa ACI 318-02 također daju vrlo konzervativne rezultate ( $F_{ss}$  je u rasponu 4,41 do 7,29 u odnosu na  $F_{su} = 2,18$ ). Međutim, prijedlog da se prema tom propisu kontrolni presjek uzme na udaljenosti 1,0 d od ruba stupa daje racionalnije rezultate, tako da je  $F_{ss}$  u rasponu od 2,53 do 4,41. Rezultati dobiveni primjenom ruskog propisa СНП-a 2.04.01-84 također su konzervativni, a vrijednosti za  $F_{ss}$  su u rasponu od 2,44 do 4,17.

Na osnovi ove usporedbe Pravilnik BAB 87 daje najkonzervativnije rezultate, tako da su vrijednosti za  $F_{ss}$  kod svih temelja vrlo velike, čak do 7,75. To je i očekivano jer se jedini zasniva na konceptu dopuštenih napona.

Predloženi postupak proračuna i u ovom slučaju daje najbolje rezultate tako da dobivene vrijednosti stvarnih koeficijenata sigurnosti najviše odgovaraju ukupnom koeficijentu sigurnosti (predviđeno 2,06 a dobiveno 1,96 do 2,91). Međutim,

i ovdje treba imati na umu da postoji prostor za poboljšanje predloženog postupka, s obzirom na to da u provedenim eksperimentalnim istraživanjima nije razmatran utjecaj postotka armiranja na nosivost temelja na proboj. Njegovim uvođenjem dobili bi se pouzdaniji rezultati.

## 7. Zaključak

Na osnovi provedene analize može se zaključiti da svi sadašnji propisi daju konzervativne rezultate, a među njima je najracionalniji EC 2 uz upotrebu postupka predloženog u ECP [25]. Rezultati jasno upućuju na potrebu unapređenja – korigiranja postojećih propisa jer su u njima određene vrijednosti nosivosti temelja značajno podcijenjene, pa su vrijednosti stvarnih koeficijenata sigurnosti  $F_{ss}$  dobiveni čak do 7,55. Zbog toga je potrebno preispitati utjecaj pojedinih parametara u proračunu nosivosti temelja na proboj i uvesti u proračun koeficijent koncentracije napona. Nužnost uvođenja ovog parametra u proračun proboja je nesporna što pokazuju mjerenja kontaktnih pritisaka u ovom ekperimentu kao i u prijašnjima.

Broj ispitivanih temelja na realnom tlu je mali da bi se formulirali opći zaključci. Zato bi bilo potrebno provesti detaljnije parametarske studije o utjecaju koeficijenta koncentracije i ostalih parametara koji se uvode u proračun nosivosti na proboj temelja. To ostavlja širok prostor za daljnja eksperimentalna istraživanja u ovom smjeru.

Uzimanjem u obzir procjene pokusa iz literature predloženo je da se aproksimativno može usvojiti da je kut loma kroz temeljnu ploču oko  $45^\circ$ . U radu [3] zaključeno je da zbijenost pijeska ne utječe na raspodjelu kontaktnih naprezanja ispod temelja i da usvajanje njihove ravnomjerne raspodjele osigurava dovoljnu sigurnost od proboja stupa kroz ploču temelja. Također, ustanovljeno je da su europske norme manje konzervativne od američke ACI 318 koja podcjenjuje utjecaj "vitkosti" posmika na određene vrijednosti.

Neka istraživanja uvode probabilistički pristup analizi proboja. Tako je vjerojatnost loma AB ploče temelja samca proučena

u [29]. Uključene su varijable: pogreška teorijskog modela za određivanje nosivosti, tlačna čvrstoća betona, čvrstoća armaturnog čelika, dimenzije poprečnog presjeka i korišteno opterećenje. Budući da se u praksi koristi koeficijent sigurnosti za nosivost 3, preporučeno je da on bude povećan na 4 kako bi vjerojatnost loma (proboja) stupa kroz ploču bila manja od  $1.35 \times 10^{-3}$ .

Koeficijent koncentracije naprezanja  $F_c$  ovisi o statičkoj visini temelja i veći je za temelje manje statičke visine, i obratno. Taj koeficijent ovisi i o veličini primijenjene sile pa je utoliko veći ukoliko se približavamo sili loma. Također, on ovisi i o vrsti tla. U ovom radu pokus je proveden rađen na podlozi od šljunka, ali bi trebalo istražiti kako se koeficijent  $F_c$  mijenja kada su u pitanju ostale vrste podloge: pijesak, prašina i glina. Svakako bi i na podlozi od šljunka trebalo napraviti veći broj eksperimenata kako bi dobivene vrijednosti ovog koeficijenta bile mjerodavne. Dakle, radi određivanja preciznije vrijednosti ovog koeficijenta potrebno je napraviti veći broj eksperimenata i odgovarajućih analiza. Tek nakon toga mogle bi se odrediti mjerodavne vrijednosti ovog parametra za različite vrste tla i različite karakteristike temelja koje bi se kasnije mogle koristiti pri projektiranju. U ovom radu nije detaljnije analiziran taj parametar već je on dan kao aritmetička sredina dobivena na ispitivanim temeljima. U daljnjim istraživanjima potrebno je razviti teorijske modele, ali uz verifikaciju na osnovi rezultata eksperimentalnih istraživanja. Posebno je važno ispitivanje ploča s malim odnosom raspona posmika i visine. Primjena betona visokih čvrstoća u temeljima iziskuje ispitivanje utjecaja njihove tlačne čvrstoće na ponašanje pri probodu [30].

## Zahvala

Autori rada zahvaljuju profesorima Verki Prolović i Draganu Lukiću i magistru Nebojši Davidoviću na svesrdnoj pomoći tijekom eksperimentalnih istraživanja u okviru rada [18]. Rad je nastao kao rezultat istraživanja na projektima TR 36028 i TR 36048 koje financira Ministarstvo prosvete, nauke i tehnološkog razvoja Republike Srbije.

## LITERATURA

- [1] Albrecht, U.: Design of flat slabs for punching – European and North American practices, *Cement & Concrete Composites* 24, 2002, p. 531–538.
- [2] Birkle, G., Dilger, W.H.: Influence of Slab Thickness on Punching Shear Strength, *ACI Structural Journal*/March–April 2008, p.180–188.
- [3] Hegger, J., Sherif, A.G., Ricker, M.: Experimental Investigations on Punching Behavior of Reinforced Concrete Footings, *ACI Structural Journal*/July–August 2006, p. 604–613.
- [4] Hegger, J., Ricker, M., Ulke, B., Ziegler, M.: Investigations on the punching behavior of reinforced concrete footings, *Engineering Structures* 29, 2007, p. 2233–2241.
- [5] Menetrey, P.: Synthesis of punching failure in reinforced concrete, *Cement & Concrete Composites* 24, 2002, p. 497–507.
- [6] Hallgren, M., Kinnunen, S., Nylander, B.: Punching shear tests on column footings, *Nordic Concrete Research* 21(1), 1998, p.1–24.
- [7] Sacramento, P.V.P., Ferreira, M.P., Oliveira, D.R.C., Melo, G.S.S.A.: Punching strength of reinforced concrete flat slabs without shear reinforcement, *IBRACON Estruturas e Materials*, Vol. 5, No. 5, Sao Paulo, Oct. 2012, <http://dx.doi.org/10.1590/S1983-41952012000500005> (pristupljeno januara 2013)
- [8] Talbot, A.N.: Reinforced Concrete Wall Footings and Columns under Concentrated Loads. *Research and Development Bulletin D47*, Illinois, 1913.

- [9] Hegger, J., Ricker, M., Sheriff, A.G.: Punching strength of reinforced concrete footings, *ACI Structural Journal*, September-October 2009, p. 706–716.
- [10] Hallgren, M., Bjerke, M.: Non-linear finite element analyses of punching shear failure of column footings, *Cement & Concrete Composites* 24, 2002, p. 491–496.
- [11] Staller, M.A.: Analytical studies and numerical analysis of punching shear failure in reinforced concrete slabs, *Int. Workshop on Punching Shear Capacity of RC Slabs*, Stockholm 2000, p. 8
- [12] Tassinari, L.: Punching of concrete slabs with shear reinforcement, *EPFL ENAC IIC, IBETON* 2010, [http://ibeton.epfl.ch/reserche/armpoinconnement/default\\_e.asp](http://ibeton.epfl.ch/reserche/armpoinconnement/default_e.asp) (pristupljeno januara 2013)
- [13] *fib* Bulletins 12: Punching of structural concrete slabs, *fib* Lausanne, Switzerland, 2001, 302 pp.
- [14] Muttoni, A.: Punching Shear Strength of Reinforced Concrete Slabs without Transverse Reinforcement, *ACI Structural Journal* Vol. 105, No. 4, July-August 2008, p. 440–450.
- [15] Muttoni, A.: Application of the critical shear crack theory to punching of R/C slabs with transverse reinforcement, *ACI Structural Journal* Vol. 106, No. 4, July-August 2008, p. 485–494.
- [16] Fernandez, R.M., Muttoni, A.: Applications of the critical shear crack theory to punching of Reinforced Concrete Slabs with Transverse Reinforcement, *ACI Structural Journal*, Vol. 106, No. 4, July-August, 2009, p. 485–494.
- [17] *fib* (International Federation for Structural Concrete)-Model Code 2010-Draft, Bulletins 55 and 56, 2010.
- [18] Bonić, Z.: Prilog teoriji proračuna loma probojem temelja samaca oslonjenih na deformabilnu podlogu, doktorska disertacija, Građevinsko-arhitektonski fakultet u Nišu, Niš, Srbija, 2011, 182pp.
- [19] ACI Committee 318: *Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-02) and Commentary (318R-02)*. American Concrete Institute, Farmington Hills, Mich., 2002, 443 pp.
- [20] Theodorakopoulos, D.D., Swamy, R.N.: Ultimate punching shear strength analysis of slab-column connections. *Cement & Concrete Composites* 24, 2002, p. 509–521.
- [21] *Reinforced and Prestressed Concrete Design according to DIN 1045-1*. InfoGraph, Dortmund, Germany, 2010.
- [22] *Eurocode 2 (EN 1992): Design of Concrete Structures, Part 1.1: General Rules and Rules for Buildings*, Brussels, 2004, 226 pp.
- [23] SNiP 2.03.01-84: *Concrete and Reinforced Concrete Structures Design Codes*, Moscow, 1985, 77 pp. (in Russian).
- [24] *CEB-FIP Model Code 1990*. Comité Euro-International du béton, Thomas Telford, 1993.
- [25] *Eurocode 2 – Commentary*, European Concrete Platform ASBL, Brussels, June 2008.
- [26] Timm, M.: *Durchstanzen von Bodenplatten unter rotationssymmetrischer Belastung*, PhD thesis, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Technical University of Brunswick, Brunswick, Germany, 2003, 159 pp. (in German)
- [27] Rivkin, S.: *Calculation of Foundations*, Budivel'nik, 1967 (in Russian).
- [28] Hamada, S., Yang, Q., Mao, M.: Evaluation of punching shear strength of reinforced concrete slabs based on database, *Journal of Advanced Technology*, Vol. 6, No. 1, February 2008, pp. 205–214.
- [29] Lu, W.Y.: Failure probabilities of reinforced concrete column footings, *Journal of the Chinese Institute of Engineers*, Vol. 29, NO. 4, 2006, pp. 733–739.
- [30] Ozden, S., Ersoy, U., Ozturan, T.: Punching shear tests of normal- and high-strength concrete flat plates. *Canadian Journal of Civil Engineering* 33, 2006, p. 1389–1400.