

# AKSIJALNA NOSIVOST CFT STUBOVA

## AXIALLY CAPACITY OF THE CFT COLUMNS

UDK: 624.012.45.046  
Pregledni rad

Marija LAZOVIĆ, dipl.inž.građ.  
Prof. dr Biljana DERETIĆ-STOJANOVIĆ, dipl.inž.građ.

### REZIME

U radu je analizirana aksijalna nosivost CFT stubova prema sledećim standardima i kodovima: EC 4, ACI, AS, AISC, AIJ, DL/T. Razmatran je uticaj utezanja betona čeličnom cevi, odnosa  $d/t$  i  $e/d$ , skupljanja i tečenja betona, lokalnog izvijanja, veze čelične cevi i betonskog jezgra na nosivost spregnutog preseka. Prikazani su dijagrami veze napon-dilatacija za beton i čelik koji se u literaturi najčešće primenjuju za modeliranje CFT stubova primenom metode konačnih elemenata. Razmatran je uticaj vitkosti stuba, kao jedan od ključnih faktora za definisanje načina loma nosača. Na konkretnom brojnom primeru izvršeno je upoređivanje aksijalne nosivosti kružnog CFT stuba prema pomenutim pravilnicima i dobijene vrednosti upoređene su sa rezultatima eksperimenata dostupnih u literaturi. Takođe, u primeru 2 prikazan je proračun nosivosti vitkog stuba prema EC4 koji se zasniva na uticajima drugog reda i određivanju krive interakcije. U prilogu su date koordinate karakterističnih tačaka za crtanje krivih interakcije CFT stubova kružnog i pravougaonog poprečnog preseka.

**Cljučne reči:** spregnuti CFT stubovi, naponsko stanje, efekat utezanja, vitkost CFT stubova

### SUMMARY

This paper analyzes the axial load capacity of CFT columns according to the following standards and codes: EC 4, ACI, AS, AISC, AIJ, DL/T. The influence of the confinement concrete core by steel tube, ratio  $d/t$  i  $e/d$ , shrinkage and creep of concrete, local buckling, bond of steel tube and concrete core on the bearing capacity of composite section is considered. Diagrams of stress-strain for concrete and steel are shown, which are most commonly used in the literature for modeling CFT columns using finite element method. The influence of slenderness of the column, as one of the key factors to define the fracture of the girder. The numerical example was performed comparing the axial load capacity of circular CFT column to the aforementioned regulations and the values obtained are compared with experimental results available in the literature. Also, in case 2 the capacity calculation of slender column according to EC4 is shown, which is based on the effects of second-order and determining the interaction curve. In the attachment are given the coordinates of the characteristic points for constructing interaction curves for CFT columns of circular and rectangular cross-section.

**Key words:** composite CFT columns, stress state, confinement effect, slenderness CFT columns

## 1. UVOD

CFT (Concrete Filled Tubes) stubovi su spregnuti stubovi sa preseccima od pravougaonih i kružnih šupljih čeličnih profila ispunjenih betonom. Zbog svojih konstruktivnih prednosti našli su široku primenu u inženjerskoj praksi, a posebno u seizmičkim oblastima. U odnosu na stubove sačinjene samo od čelika ili betona obezbeđuju veću nosivost, krutost i duktilnost. Kod kružnih CFT stubova zbog efekata utezanja povećava se čvrstoća betona na pritisak, a smanjuje čvrstoća čelika na zatezanje. Betonska ispuna povećava nosivosti pri dejstvu požara

i u potpunosti ili znatno sprečava izbočavanje čeličnog profila i doprinosi stabilnosti celog stuba. Čelični šuplji profil preuzima funkciju podužne i poprečne armature.

CFT stubovi, s obzirom da čelični profil služi kao trajna oplata, obezbeđuju lakšu i bržu gradnju u odnosu na klasične betonske stubove. Ovi stubovi se mogu proizvoditi kao gotovi prefabrikovani elementi, čime se znatno ubrzava vreme građenja. Takođe, korišćenjem CFT stubova dobija se ušteda u prostoru, jer su potrebni manji poprečni preseki u poređenju sa betonskim stubovima. Dodavanjem čeličnih profila unutar betonske ispune povećava se nosivost stuba, čime se omogućava zadržavanje istih spoljašnjih dimenzija stubova na svim spratovima. Njihova primena je i ekonomski opravdana. CFT stubovi pravougaonog poprečnog preseka omogućavaju lakšu vezu sa drugim konstruktivnim elementima, dok

Adresa autora: <sup>1)</sup> Građevinski fakultet Univerziteta u Beogradu, Bulevar kralja Aleksandra 73, 11000 Beograd  
E-mail: mlazovic@grf.bg.ac.rs  
biljads@eunet.rs

se kod CFT stubova kružnog poprečnog preseka, pored drugih prednosti koristi i povećanje nosivosti i stabilnosti zbog efekata utezanja betona.

Proračun nosivosti i stabilnosti CFT stubova zasniva se na proračunu prema graničnim stanjima. Određivanje granične nosivosti CFT stubova je složeno zbog nelinearnih karakteristika betona i čelika, geometrijske imperfekcije, zaostalih napona u čeličnom profilu, veze između napona i deformacije i uticaja drugog reda. Zbog ovakvih specifičnosti u literaturi se mogu pronaći radovi velikog broja autora koji su se bavili analizom nosivosti spregnutih CFT stubova, kako teorijski, tako i eksperimentalno. Autori Ehab Ellobody, Ben Youngb i Dennis Lam [9] predlažu konstitutivne modele za utegnute beton i čelik. Dobijeni numerički rezultati proračuna aksijalne nosivosti CFT stubova u programu Abaqus upoređeni su sa rezultatima eksperimenata, kao i sa važećim standardima: EC4 (Eurocode 4), ACI (American Concrete Institute) i AISC (American Institute of Steel Construction). Autori Georgios Giakoumelis i Dennis Lam [14] su ispitali ponašanje kružnih CFT stubova opterećenih aksijalnom silom. Razmatran je uticaj debljine zida, veze čeličnog šupljeg profila i betonskog jezgra, skupljanja i tečenja betona. Dobijeni rezultati eksperimenata upoređeni su sa važećim standardima: EC4, ACI i AISC. Autori Hsuan-Teh Hu, M. Asce, Chiung-Shiann Huang, Ming-Hsien Wu i Yih-Min Wu [15] predlažu konstitutivni model betonskog jezgra CFT stuba koji su primenili prilikom modeliranja aksijalne nosivosti CFT stuba u program Abaqus. Ispitano je ponašanje CFT stubova kružnog i kvadratnog porečnog preseka. Autor Qing Quan Liang [24, 25] ispitao je nosivost vitkih čeličnih šupljih profila kružnog poprečnog preseka ispunjenih betonom visokih klasa čvrstoće. Autor predlaže novi numerički model za nelinearno neelastično ponašanje vitkih CFT stubova. Razmatran je uticaj utezanja betona, kao i geometrijskih imperfekcija na nosivost stuba. Dobijeni rezultati upoređeni su sa rezultatima eksperimenata. Autori Qing Quan Liang i Sam Fragomeni [26] predlažu konstitutivne modele za beton i čelik normalnih i visokih klasa čvrstoće i kvaliteta. Parametarska istraživanja su sprovedena za utvrđivanje uticaja utezanja betona čeličnim šupljim profilom, odnosa prečnika CFT stuba i debljine zida čeličnog profila, uticaja klase čvrstoće betona i kvaliteta čelika na nosivost kružnog poprečnog preseka CFT stuba.

U ovom radu će se prikazati proračun nosivosti CFT stubova, prema graničnim stanjima, pri aksijalnom pritisku, kao i primenom EC4 pri aksijalnom pritisku i savijanju.

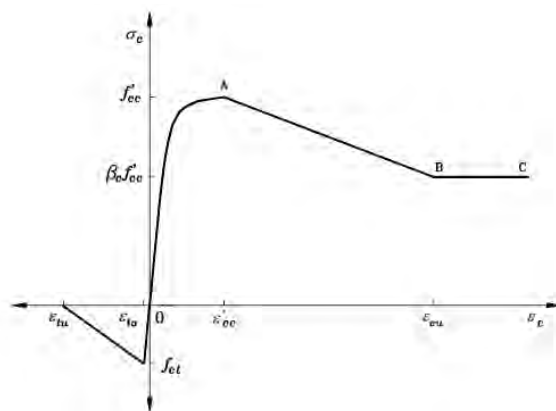
Proračun nosivosti CFT stubova pri aksijalnom pritisku izvršen je prema različitim važećim standardima i dobijene vrednosti su upoređene sa vrednostima dobijenim eksperimentalnim putem, a koje su dostupne u literaturi.

U radu je analizirana aksijalna nosivost CFT stubova kružnog, kvadratnog i pravougaonog poprečnog preseka prema sledećim pravilnicima i kodovima: EC4, ACI, AS (Australian Standard), AISC, AIJ (Architectural Institute of Japan), DL/T (Chinese design code for steel-concrete structures). Analizirana je nosivost kratkih, umereno

vitkih i vitkih stubova, uzimajući u obzir uticaje drugog reda. Razmatran je uticaj kvaliteta čelika, klase čvrstoće betona, utezanja betona čeličnim profilom, odnosa  $d/t$  i  $e/d$  (gde je  $d$  spoljni prečnik CFT stuba,  $t$  je debljina zida,  $e$  je ekscentricitet opterećenja koji je jednak odnosu  $M_{ed}/N_{ed}$ ), uticaj izbočavanja, skupljanja i tečenja betona, veze čeličnog profila i betonskog jezgra na nosivost spregnutog preseka. Takođe, prikazani su dijagrami napon-dilatacija za beton i čelik koji se najčešće sreću u literaturi za modeliranje CFT stubova korišćenjem metode konačnih elemenata. U numeričkim primerima sračunata je granična nosivost CFT stuba prema pomenutim pravilnicima i kodovima. Dobijene vrednosti upoređene su sa rezultatima eksperimenata dostupnih u literaturi. Takođe, sračunata je aksijalna nosivost vitkog stuba prema EC4 uzimajući u obzir uticaje drugog reda.

## 2. DIJAGAMI VEZE IZMEĐU NAPONA I DILATACIJE ZA BETON I ČELIK KOD CFT STUBA

Pri proračunu nosivosti CFT stubova prema graničnim stanjima, na tačnost rešenja utiče i definisanje veze  $\sigma - \varepsilon$  između napona i dilatacije za beton i čelik. U literaturi se može pronaći čitav niz predloga ove veze koji sa manjom ili većom tačnošću opisuju ponašanje betona i čelika [9, 15, 16, 18, 24, 26, 29, 30, 31]. Najčešći oblik dijagrama  $\sigma - \varepsilon$  za utegnute beton i čelik je prikazan na slikama 1, 2, 3 i 4.



Slika 1. Dijagram napon-dilatacija za utegnute beton CFT stuba kružnog poprečnog preseka

Na dijagramu  $\sigma - \varepsilon$  datom na sl.1 [26] deo OA se zasniva na jednačini koju je predložio Mander [20]:

$$\sigma_c = \frac{f'_{cc} \cdot \lambda \cdot \left( \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon'_{cc}} \right)}{\lambda - 1 + \left( \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon'_{cc}} \right)^\lambda} \quad (1)$$

$$\lambda = \frac{E_c}{E_c - \left( f'_{cc} / \varepsilon'_{cc} \right)} \quad (2)$$

gde su:  $\sigma_c$  podužni napon pritiska u betonu,  $f'_{cc}$  napon pritiska utegnuto betona,  $\varepsilon_c$  je podužna dilatacija,  $\varepsilon'_{cc}$  je

podužna dilatacija koja odgovara naponu  $f'_{cc}$ . Young-ov modul elastičnosti prema ACI [1] i iznosi:

$$E_c = 3320 \cdot \sqrt{\gamma_c \cdot f'_c} + 6900 \text{ [MPa]} \quad (3)$$

$\gamma_c$  je redukcionni faktor čvrstoće kojim se uzima u obzir efekat veličine prečnika stuba, kvaliteta betona i načina opterećenja. Prema autoru Liang [26] redukcionni faktor iznosi:

$$\gamma_c = 1,85 \cdot D_c^{-0,135} \quad 0,85 \leq \gamma_c \leq 1,00 \quad (4)$$

gde je  $D_c$  prečnik betonskog jezgra.

Izraze koje je predložio Mander je modifikovao Liang na sledeći način:

$$f'_{cc} = \gamma_c \cdot f'_c + k_1 \cdot f_{rp} \quad (5)$$

$$\varepsilon'_{cc} = \varepsilon'_c \cdot (1 + k_2) \cdot \frac{f_{rp}}{\gamma_c \cdot f'_c} \quad (6)$$

gde je  $f_{rp}$  pritisak usled utezanja. Koeficijenti  $k_1$  i  $k_2$  predloženi na osnovu istraživanja autora Richart [28] iznose 4,1 i 20,5, respektivno.

Dilatacija  $\varepsilon'_{cc}$  koja odgovara naponu  $f'_c$  neutegnutog betona iznosi:

$$\varepsilon'_c = \begin{cases} 0,002 & \text{za } \gamma_c \cdot f'_c \leq 28 \\ 0,002 + \frac{\gamma_c \cdot f'_c - 28}{54000} & \text{za } 28 < \gamma_c \cdot f'_c \leq 82 \\ 0,003 & \text{za } \gamma_c \cdot f'_c > 82 \end{cases} \quad (7)$$

Na osnovu eksperimentalnih istraživanja autora Hu i Tang predložen je model za određivanje napona pritiska usled utezanja [31]:

$$f_{rp} = \begin{cases} 0,7 \cdot (v_e - v_a) \cdot \frac{2 \cdot t}{d - 2 \cdot t} \cdot f_y & \text{za } \frac{d}{t} \leq 47 \\ \left( 0,006241 - 0,0000357 \cdot \frac{d}{t} \right) \cdot f_y & \text{za } 47 < \frac{d}{t} \leq 150 \end{cases} \quad (8)$$

$v_e$  i  $v_a$  su Poisson-ovi koeficijenti za čelični profil sa i bez ispune betonom. Poisson-ov koeficijent  $v_a$  je usvojen kao 0,5, dok se  $v_e$  prema autoru Tang [31] računa na sledeći način:

$$v_e = 0,2312 + 0,3582 \cdot v'_e - 0,1524 \cdot \left( \frac{f'_c}{f_y} \right) + 4,843 \cdot v'_e \cdot \left( \frac{f'_c}{f_y} \right) - 9,169 \cdot \left( \frac{f'_c}{f_y} \right)^2 \quad (9)$$

$$v'_e = 0,881 \cdot 10^{-6} \cdot \left( \frac{d}{t} \right)^3 - 2,58 \cdot 10^{-4} \cdot \left( \frac{d}{t} \right)^2 + 1,953 \cdot 10^{-2} \cdot \left( \frac{d}{t} \right) + 0,4011 \quad (10)$$

Deo AB i BC dijagrama  $\sigma - \varepsilon$  na sl.1 je definisan na sledeći način:

$$\sigma_c = \begin{cases} \beta_c \cdot f'_{cc} + \left( \frac{\varepsilon_{cu} - \varepsilon_c}{\varepsilon_{cu} - \varepsilon_{cc}} \right) \cdot (f'_{cc} - \beta_c \cdot f'_{cc}) & \text{za } \varepsilon_{cc} < \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu} \\ \beta_c \cdot f'_{cc} & \text{za } \varepsilon_c > \varepsilon_{cu} \end{cases} \quad (11)$$

gde je  $\varepsilon_{cu} = 0,02$ , dok je  $\beta_c$  koeficijent kojim se uzima u obzir uticaj utezanja betona čeličnom cevi i duktilnost utegnuto betona. Na predlog grupe autora [16] koeficijent  $\beta_c$  iznosi:

$$\beta_c = \begin{cases} 1,0 & \text{za } \frac{d}{t} \leq 40 \\ 0,0000339 \cdot \left( \frac{d}{t} \right)^2 - 0,010085 \cdot \left( \frac{d}{t} \right) + 1,3491 & \text{za } 40 < \frac{d}{t} \leq 150 \end{cases} \quad (12)$$

Ponašanje zategnutog betona je takođe prikazano na slici 1. Veza napon-dilatacija je linearna sve do čvrstoće betona pri zatezanju koja iznosi

$$0,6 \cdot \sqrt{\gamma_c \cdot f'_c}$$

dok je granična dilatacija  $\varepsilon_{tu} = 10 \cdot \varepsilon_{t0}$ .

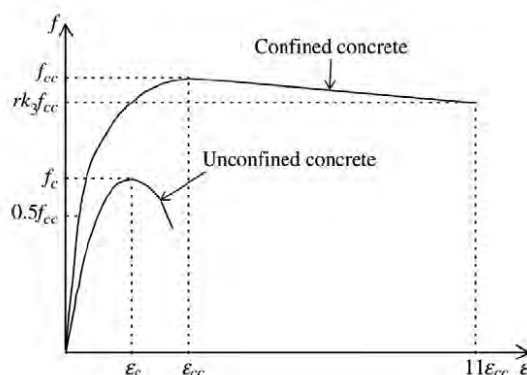
Koristeći predloženi dijagram sa slike 1. autor Qing Quan Liang [24] je dao i predlog kako može da se sračuna granična aksijalna sila poprečnog preseka CFT stuba:

$$P_u = (\gamma_c \cdot f'_c + k_1 \cdot f_{rp}) \cdot A_c + \gamma_a \cdot f_y \cdot A_a \quad (13)$$

U jednačini (13)  $\gamma_a$  je korekcionni faktor koji iznosi:

$$\gamma_a = 1,458 \cdot \left( \frac{d}{t} \right)^{-0,1} \quad (14)$$

Drugi, najčešći oblik dijagrama za vezu napon-dilatacija za utegnuti beton prikazan je na slici 2 [9].



Slika 2. Dijagram napon-dilatacija za utegnuti beton CFT stuba kružnog poprečnog preseka

Prema grupi autora [16] ponašanje betona je elastično do  $0,5 \cdot f'_{cc}$ , dok se Young-ov modul utegnuto betona može izračunati na sledeći način [1]:

$$E_{cc} = 4700 \cdot \sqrt{f'_{cc}} \text{ [MPa]} \quad (15)$$

Drugi deo dijagrama napon-dilatacija na sl.2 predložio je autor Saenz [29]:

$$f = \frac{E_{cc} \cdot \varepsilon}{1 + (R + R_E - 2) \cdot \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{cc}}\right) - (2 \cdot R) - 1 \cdot \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{cc}}\right)^2 + R \cdot \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{cc}}\right)^3} \quad (16)$$

gde se koeficijenti  $R_E$  i  $R$  računaju prema sledećim izrazima:

$$R_E = \frac{E_{cc} \cdot \varepsilon}{f_{cc}} \quad (17)$$

$$R = \frac{R_E \cdot (R_\sigma - 1)}{(R_\sigma - 1)^2} - \frac{1}{R_\sigma} \quad (18)$$

dok su  $R_\sigma$  i  $R_\varepsilon$  jednaki 4.

Treći deo dijagrama napon-dilatacija na sl. 2 je opadajući do vrednosti  $r \cdot k_3 \cdot f'_{cc}$  do odgovarajuće dilatacije  $11 \cdot \varepsilon'_{cc}$ .

Redukcioni faktor  $k_3$  predstavlja redukcioni faktor  $\beta_c$  koji je predložio autor Hu i ostali [16].

Redukcioni faktor  $r$  uzima u obzir čvrstoću betona i iznosi [16]:

$$r = \begin{cases} 1 & \text{za } f'_c \leq 30 \text{ [MPa]} \\ 0,5 & \text{za } f'_c \geq 100 \text{ [MPa]} \end{cases} \quad (19)$$

dok se za vrednosti  $30 < f'_c < 100$  vrši linearna interpolacija.

Grupa autora [16] predlaže prosečnu vrednost napona pritiska usled utezanja kao funkciju odnosa  $d/t$ :

$$f_{rp} = \begin{cases} \left(0,043646 - 0,000832 \cdot \frac{d}{t}\right) \cdot f_y & \text{za } \frac{d}{t} \leq 47 \\ \left(0,006241 - 0,0000357 \cdot \frac{d}{t}\right) \cdot f_y & \text{za } 47 < \frac{d}{t} \leq 150 \end{cases} \quad (20)$$

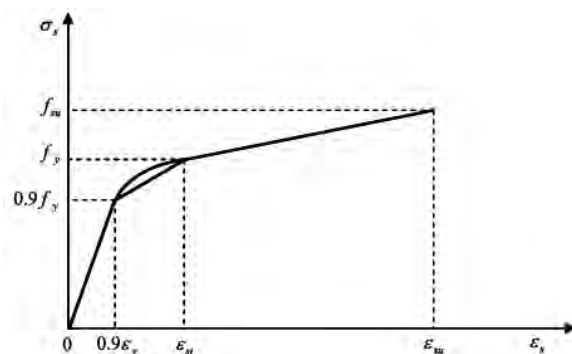
Veza čeličnog šupljeg profila sa betonskim jezgrom (bond) može se modelirati pomoću GAP elemenata zadavanjem odgovarajućeg koeficijenta trenja koji se kreće u granicama od 0,2 do 0,6 [9, 15, 26].

Čelični šuplji profil kružnog preseka CFT stuba nalazi se u dvoosnom naponskom stanju zbog efekta utezanja. Za čelike visokog kvaliteta autor Liang predlaže zamenu paraboličnog dela dijagrama na sl. 3 sledećim izrazom [2]:

$$\sigma_s = f_y \cdot \left(\frac{\varepsilon_s - 0,9 \cdot \varepsilon_y}{\varepsilon_{st} - 0,9 \cdot \varepsilon_y}\right)^{\frac{1}{45}} \quad 0,9 \cdot \varepsilon_y < \varepsilon_s < \varepsilon_{st} \quad (21)$$

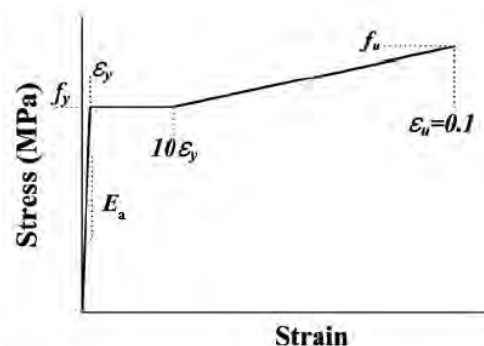
gde su:  $\sigma_s$  napon u čeliku,  $\varepsilon_s$  dilatacija u čeliku,  $\varepsilon_y$  dilatacija koja odgovara granici razvlačenja,  $\varepsilon_{st}$  dilatacija

koja odgovara ojačanju materijala prema slici 3. i iznosi 0,005;  $f_{su}$  je granica kidanja kojoj odgovara dilatacija  $\varepsilon_{su}$ .



Slika 3. Dijagram napon-dilatacije za čelik

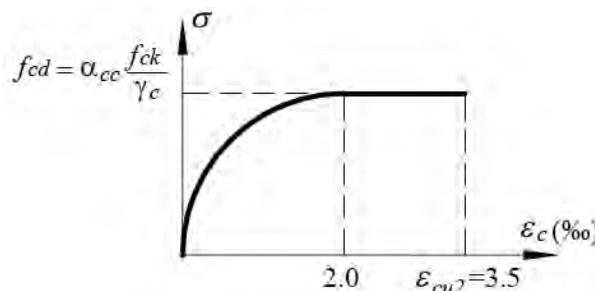
Drugi, najčešće primenjen dijagram veze napon-dilatacija za čelik prikazan je na slici 4[18].



Slika 4. Dijagram napon-dilatacija za čelik

Veza (bond) između betonskog jezgra i čeličnog šupljeg profila opada sa porastom klase čvrstoće betona. Ova pojava se javlja jer beton veće klase čvrstoće ima veće skupljanje. Takođe, čvrstoća veze (bond strength) je oko dva puta veća kod CFT stubova kružnog poprečnog preseka, nego kod kvadratnog [6]. Virdi P.J. i Dowling K. S. su na osnovu brojnih testova utvrdili da na čvrstoću veze najveći uticaj imaju hrapavost i neujednačenost unutrašnjosti čeličnog profila i kompaktnost betona. Čvrstoća veze kod kružnih CFT stubova iznosi 0,39-0,51 N/mm<sup>2</sup> i nema značajan uticaj na aksijalnu nosivost preseka [14].

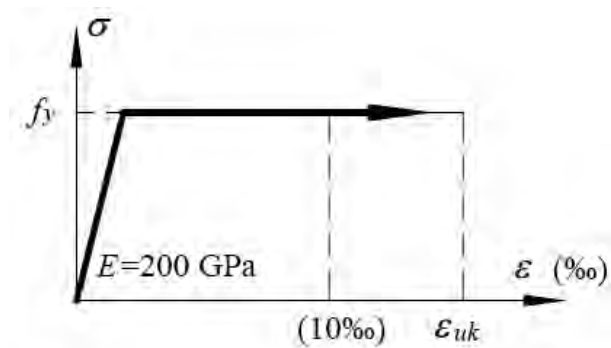
Prema EC2 [11] i EC3 [12] dijagrami  $\sigma - \varepsilon$  za beton i čelik su prikazani na slikama 5 i 6 respektivno.



Slika 5. Proračunski dijagram  $\sigma - \varepsilon$  za beton



Na slici 5.  $\varepsilon_{cu}$  je maksimalna dilatacija u betonu, dok se multiplikatorom  $\alpha_{cc}$  uvodi nepovoljan uticaj dugotrajnog naprežanja na čvrstoću betona. Vrednost multiplikatora  $\alpha_{cc}$  određuje se u Nacionalnom prilogu.



Slika 6. Proračunski dijagram  $\sigma - \varepsilon$  za čelik

Prema EC3 maksimalna dilatacija  $\varepsilon_{uk}$  nije ograničena.

Možemo zaključiti da Evrokod 2 za vezu napon-dilatacija za beton predlaže kombinaciju parabole i prave. Međutim, eksperimentalna istraživanja su pokazala da kada se koristi beton standardnih čvrstoća (30-60 MPa), ponašanje betona je elasto-plastično sa ojačanjem. Betoni visokih marki imaju elasto-plastično ponašanje sa slabljenjem [6, 32, 33].

Prema Evrokodu 3 jedan od predloga za vezu napon-dilatacija za čelik je bilinearna veza  $\sigma - \varepsilon$ , prikazana na sl. 6. Autori [18, 26, 35], na osnovu numeričkih i eksperimentalnih istraživanja, predlažu elasto-plastičnu vezu napon-dilatacija sa ojačanjem, simetrično za napon zatezanja i pritiska. Autor George D. Hatzigeorgiou takođe predlaže elasto-plastičan dijagram sa ojačanjem s tim što je granica razvlačenja čelika za napon pritiska manja nego za napon zatezanja [13].

Na  $\sigma - \varepsilon$  dijagram, kako za beton, tako i za čelik veliki uticaj ima odnos  $d/t$ .

### 3. NOSIVOST CFT STUBA

#### 3.1. Nosivost poprečnog preseka CFT stuba pri aksijalnom pritisku

Prema Evrokodu 4 [10] nosivost potpuno plastifikovanog poprečnog preseka CFT stuba pri aksijalnom pritisku  $N_{pl,Rd}$  može se izračunati na sledeći način:

$$N_{pl,Rd} = A_a \cdot f_{yd} + A_c \cdot f_{cd} + A_s \cdot f_{sd} \quad (22)$$

gde su  $A_a$ ,  $A_c$  i  $A_s$  površine poprečnog preseka čeličnog profila, betona i armature, a  $f_{yd} = f_y/\gamma_a$ ,  $f_{sd} = f_{sk}/\gamma_s$ ,  $f_{cd} = f_{ck}/\gamma_c$  su odgovarajuće proračunske vrednosti granice razvlačenja za čelik i armaturu, odnosno čvrstoće betona pri pritisku;  $f_y$ ,  $f_{sk}$ ,  $f_{ck}$  su njihove odgovarajuće karakteristične vrednosti;  $\gamma_a = 1,0$ ,  $\gamma_c = 1,5$ ,  $\gamma_s = 1,15$ , su preporučene vrednosti parcijalnih koeficijenata sigurnosti za odgovarajuće materijale prema EC2 i EC3.

Prema EC4 uticaj izbočavanja može da se zanemari ako su ispunjeni sledeći uslovi [10]:

- za kružni poprečni presek:  $d/t \leq 90 \cdot \varepsilon^2$
- za pravougaoni poprečni presek:  $h/t \leq 42 \cdot \varepsilon$

gde je  $h$  visina poprečnog preseka, dok se koeficijent  $\varepsilon$  računa prema sledećem izrazu:

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (23)$$

gde je  $f_y$  granica razvlačenja u MPa.

Prema ACI [1] i AS [6] nosivost potpuno plastifikovanog poprečnog preseka CFT stuba pri aksijalnom pritisku sračunava se bez odgovarajućih koeficijenata sigurnosti za materijale (nefaktorisana aksijalna nosivost) i data je sledećim izrazom:

$$N_{ACI,AS} = A_a \cdot f_y + 0,85 \cdot A_c \cdot f_{ck} \quad (24)$$

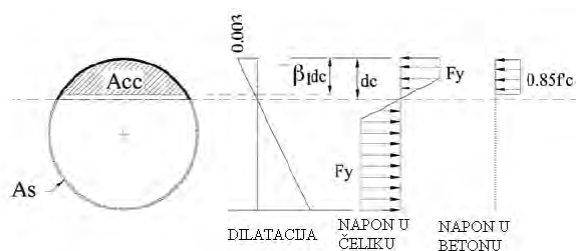
Efektivna krutost na savijanje spregnutog preseka prema ACI iznosi:

$$EI_{eff,1} = E_a \cdot I_a + C_3 \cdot E_{c1} \cdot I_c \quad (25)$$

gde je:

$$C_3 = \frac{0,2}{1 + \beta_d} \quad (26)$$

a koeficijentom  $\beta_d$  se uzimaju u obzir dugotrajni uticaji;  $E_a$  i  $E_{c1}$  su moduli elastičnosti čelika i betona;  $I_a$  i  $I_c$  su momenti inercije za čelični profil i betonsko jezgro, respektivno.



Slika 7. Raspodela dilatacija i napona u poprečnom preseku prema ACI metodi

Uticaj izbočavanja se može zanemariti ako je ispunjen sledeći uslov:

$$\frac{d}{t} \leq \sqrt{\frac{8 \cdot E_a}{f_y}} \quad (27)$$

Prema AISC [2] nosivost potpuno plastifikovanog poprečnog preseka CFT stuba pri aksijalnom pritisku određuje se na osnovu sledećeg izraza:

$$N_{0,AISC} = C_2 \cdot A_c + A_s \cdot f_y \quad (28)$$

gde je  $C_2$  faktor čvrstoće za beton i kod pravougaonog CFT stuba iznosi  $0,85 \cdot f_{ck}$ , a kod kružnog je jednak  $0,95 \cdot f_{ck}$ .

Nosivost CFT stuba na izvijanje pri aksijalnom pritisku iznosi:

$$N_{AISC} = N_{0,AISC} \cdot \left[ 0,658 \frac{N_{0,AISC}}{P_e} \right]$$

$$\text{za } P_e \geq 0,44 \cdot N_{0,AISC} \quad (29)$$

$$N_{AISC} = 0,877 \cdot N_{0,AISC}$$

$$\text{za } P_e < 0,44 \cdot N_{0,AISC} \quad (30)$$

$P_e$  je elastična kritična sila izvijanja koja iznosi:

$$P_e = \frac{\pi^2 \cdot EI_{eff,1}}{(K_A \cdot L_A)^2} \quad (31)$$

gde su:  $E_{I_{eff,1}}$  efektivna krutost na savijanje spregnutog preseka;  $K_A$  predstavlja koeficijent dužine izvijanja;  $L_A$  dužina stuba.

Efektivna krutost na savijanje spregnutog preseka prema AISC iznosi:

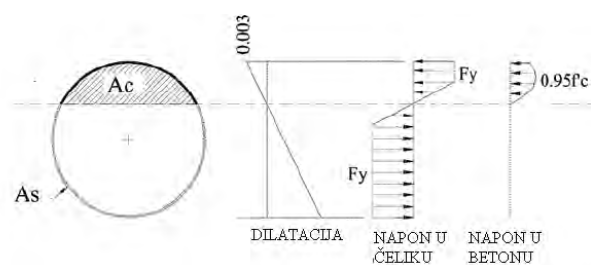
$$EI_{eff,1} = E_a \cdot I_a + C_3 \cdot E_{c1} \cdot I_c \quad (32)$$

Koficijent  $C_3$  dat sledećim izrazom:

$$C_3 = 0,6 + 2 \cdot \left( \frac{A_s}{A_s + A_c} \right) \leq 0,9 \quad (33)$$

Uticao tečenja betona se zanemaruje. Uticaj izbočavanja se može zanemariti ako je ispunjen sledeći uslov:

$$\frac{d}{t} \leq 0,15 \cdot \frac{E_a}{f_y} \quad (34)$$

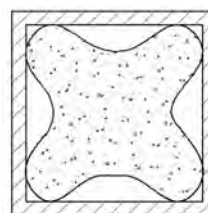


Slika 8. Raspodela dilatacija i napona u poprečnom preseku prema AISC metodi

Svi navedeni standardi i kodovi imaju određena ograničenja u pogledu primene klase čvrstoće betona, kvaliteta čelika, odnosa  $d/t$ , ekscentriciteta, vitkosti stuba.

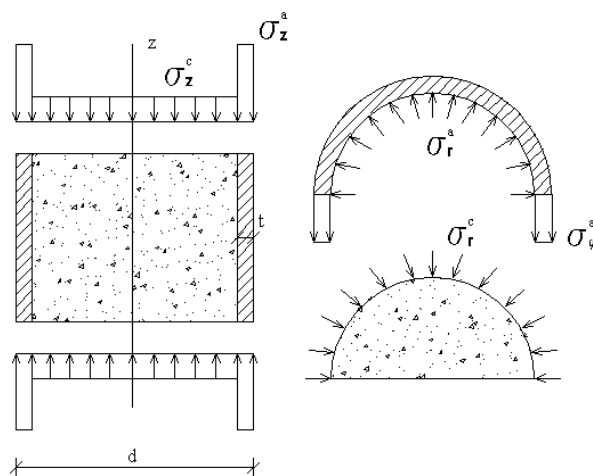
Efekat utezanja ima značajan uticaj kod kružnog poprečnog preseka, dok se kod kvadratnog i pravougaonog može zanemariti [23]. Kod kvadratnog i pravougaonog poprečnog preseka efekat utezanja nije podjednako raspoređen po površini poprečnog preseka betona, pa se utezanje betona javlja samo u uglovima poprečnog preseka. U tom slučaju veza između betona i čelika nije jaka, što

može dovesti do lokalnog izbočavanja čeličnog profila. Najmanji efekat utezanja postiže se kod pravougaonog poprečnog preseka, gde dolazi do tečenja čelika duž duže stranice preseka.



Slika 9. Efekat utezanja CFT stuba kvadratnog poprečnog preseka

Utezanje betona čeličnim šupljim profilom opada sa porastom odnosa  $d/t$ , povećanjem klase čvrstoće betona, vitkosti stuba, ekscentricitetom opterećenja, a raste sa porastom kvaliteta čelika. Takođe, efekat utezanja je veći ako se optereti samo betonski deo preseka. Pri početnom nivou opterećenja interakcija čeličnog dela preseka na betonski deo je mala s obzirom da je *Poisson-ov* koeficijent za čelik veći nego za beton. Pri dilataciji od približno 0,001 u betonu počinju da se javljaju mikroprslinae, pri čemu poprečne dilatacije u betonu brzo rastu [6]. Pri daljem porastu opterećenja dolazi do utezanja betona čeličnim profilom, tako da se čelični deo preseka nalazi u dvoosnom naponskom stanju, dok se beton nalazi u troosnom naponskom stanju prema slici 10. U tom stanju nosivost CFT stuba je veća nego zbir nosivosti pojedinačnih elemenata ( $A_a \cdot f_{yd} + A_c \cdot f_{cd} + A_s \cdot f_{sd}$ ).



Slika 10. Naponi u kružnom CFT stubu

Prema EC4, kod kružnih šupljih profila ispunjenih betonom može se uzeti u obzir povećanje čvrstoće betona pri pritisku nastalo usled utezanja betona čeličnim profilom ukoliko su ispunjeni sledeći uslovi [10]:

- relativna vitkost  $\bar{\lambda} \leq 0,5$
- $e/d < 0,1$ .

U tom slučaju nosivost potpuno plastifikovanog poprečnog preseka pri aksijalnom pritisku može se izračunati na sledeći način [10]:

$$N_{pl,Rd} = \eta_a \cdot A_a \cdot f_{yd} + A_c \cdot f_{cd} \cdot \left[ 1 + \eta_c \cdot \frac{t}{d} \cdot \frac{f_y}{f_{ck}} \right] + A_s \cdot f_{sd} \quad (35)$$

gde je  $t$  debljina zida. Koeficijentima  $\eta_c$  i  $\eta_a$  se uvode efekti utezanja betona i oni zavise od relativne vitkosti  $\bar{\lambda}$  i odnosa  $e/d$ :

$$\eta_c = \eta_{co} \cdot \left( 1 - \frac{10 \cdot e}{d} \right) \quad (36)$$

$$\eta_a = \eta_{ao} + (1 - \eta_{ao}) \cdot \frac{10 \cdot e}{d} \quad (37)$$

$$\eta_{co} = 4,9 - 18,5 \cdot \bar{\lambda} + 17 \cdot \bar{\lambda}^2 \quad \text{ali } (\eta_{co} \geq 0,0) \quad (38)$$

$$\eta_{ao} = 0,25 \cdot (3 + 2 \cdot \bar{\lambda}) \quad \text{ali } (\eta_{ao} \leq 1,0) \quad (39)$$

Relativna vitkost se računa prema sledećem izrazu:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{N_{pl,Rk}}{N_{cr}}} \quad (40)$$

gde je  $N_{pl,Rk}$  karakteristična vrednost nosivosti poprečnog preseka pri pritisku:

$$N_{pl,Rk} = A_a \cdot f_y + A_c \cdot f_{ck} + A_s \cdot f_{sk} \quad (41)$$

$N_{cr}$  je elastična kritična sila izvijanja:

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot EI_{eff}}{l^2} \quad (42)$$

gde su:  $EI_{eff}$  efektivna krutost spregnutog preseka na savijanje;  $l$  je slobodna dužina izvijanja stuba.

Efektivna krutost spregnutog preseka na savijanje po teoriji prvog reda iznosi [4]:

$$\begin{aligned} EI_{eff,I} &= E_a \cdot I_a + 0,8 \cdot E_{cd} \cdot I_c + E_s \cdot I_s = \\ &= E_a \cdot I_a + 0,8 \cdot \frac{E_{cm}}{1,5} \cdot I_c + E_s \cdot I_s = \\ &= E_a \cdot I_a + K_e \cdot E_{cm} \cdot I_c + E_s \cdot I_s \end{aligned} \quad (43)$$

gde je  $E_{cm}$  sekantni modul elastičnosti betona. U prethodnoj jednačini koeficijentom redukcije 0,8 uzimaju se u obzir pukotine u zategnutom betonu;  $K_e$  je korekcionni faktor koji treba uzeti kao 0,6.

Efektivna krutost na savijanje po teoriji drugog reda iznosi [4]:

$$EI_{eff,II} = K_0 \cdot (E_a \cdot I_a + K_{e,II} \cdot E_{cm} \cdot I_c + E_s \cdot I_s) \quad (44)$$

gde su:  $K_{e,II}$  korekcionni faktor koji treba uzeti kao 0,5;  $K_0$  kalibracioni faktor koji treba uzeti kao 0,9.

Uticaji drugog reda ne moraju se uzeti u obzir ako su ispunjeni sledeći uslovi [4]:

$$\bar{\lambda} \leq 0,2 \cdot (2 - r) \quad (45)$$

$$\frac{N_{Ed}}{N_{cr}} \leq 0,1 \quad (46)$$

U jednačini (45)  $r$  je odnos manjeg i većeg momenta savijanja. Ako na nosač deluje i poprečno opterećenje,  $r = 1$ .

Uticaj skupljanja može se uzeti u obzir redukcijom modula elastičnosti [4]:

$$E_{c,eff} = E_{cd} \cdot \left( 1 - 0,5 \cdot \frac{N_{G,Ed}}{N_{Ed}} \right) \quad (47)$$

gde je  $N_{G,Ed}$  normalna sila od stalnog opterećenja.

Kod kratkih stubova i stubova sa velikim ekscentricitetom normalne sile, uticaj skupljanja i tečenja se može zanemariti.

Međutim, ovi uticaji su značajni kod vitkih stubova i moraju se uzeti u obzir u sledećim slučajevima [4]:

– za poduprte sisteme:

$$\bar{\lambda} > \frac{0,8}{1 - \delta} \quad (48)$$

– za nepoduprte sisteme:

$$\bar{\lambda} > \frac{0,5}{1 - \delta} \quad (49)$$

gde je  $\delta$  koeficijent doprinosa čelika koji iznosi:

$$\delta = \frac{A_a f_{yd}}{N_{pl,Rd}} \quad (50)$$

Brojna eksperimentalna izražavanja [5, 17, 22] pokazuju da se skupljanje betona kod CTF stubova može zanemariti, s obzirom da beton nije izložen uticaju spoljašnje sredine, dok koeficijent tečenja betona  $\varphi_t$  iznosi 40%-60% koeficijenta tečenja betonskog stuba.

AIJ predlaže sledeći izraz za određivanje granične nosivosti poprečnog preseka CFT stuba pri aksijalnom pritisku [34]:

$$N_{AIJ} = 0,85 \cdot f_{cyl,100} \cdot A_c + (1 + \eta) \cdot f_y \cdot A_s \quad (51)$$

gde su:  $f_{cyl,100}$  čvrstoća betona na pritisak ispitana na uzorku oblika cilindra dimenzija  $100 \times 200$  mm;  $\eta$  koeficijent kojim se uzima u obzir efekat utezanja i iznosi 0,27. Efekat utezanje se može uzeti u obzir ako je ispunjen sledeći uslov:  $l/D \leq 4$ .

Kineski kod DL/T predlaže sledeći izraz za određivanje granične nosivosti poprečnog preseka CFT stuba pri aksijalnom pritisku [34]:

$$N_{DL/T} = f_{scy} \cdot A_{sc} \quad (52)$$

gde su:

$$A_{sc} = A_s + A_c \quad (53)$$

$$f_{scy} = (1,212 + B \cdot \xi + C \cdot \xi^2) \quad (54)$$

$$B = 0,1759 \cdot \frac{f_y}{235} + 0,974 \quad (55)$$

$$C = -0,1038 \cdot \frac{f_{ck,DL/T}}{20} + 0,0309 \quad (56)$$

$$f_{ck,DL/T} = 0,67 \cdot f_{cu,150} \quad (57)$$

$f_{cu,150}$  je čvrstoća betona pri pritisku ispitana na kocki stranice 150 mm.

Efekat utezanja uzima se u obzir preko koeficijenta  $\xi$  koji iznosi:

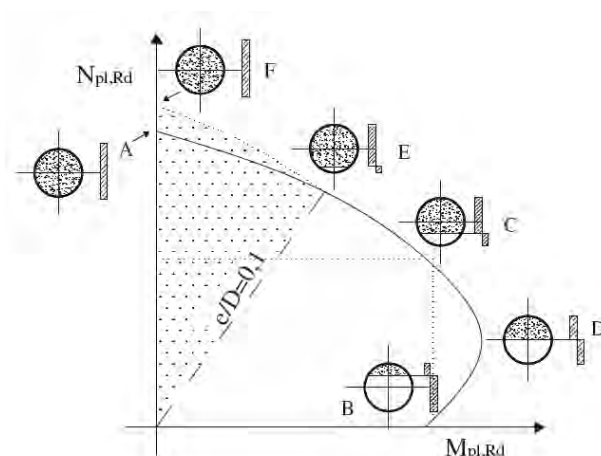
$$\xi = \frac{A_s \cdot f_y}{A_c \cdot f_{ck,DL/T}} \quad (58)$$

Eksperimentalna istraživanja su pokazala da se efekat utezanja može zanemariti kada je  $D/t \geq 7$  i  $L/D > 15$ , jer se javlja globalno izvijanje stuba pre nego što betonsko jezgro postigne punu nosivost preseka [33]. Takođe, efekat utezanja se može zanemariti kada je  $e/D > 2$ , odnosno kada je vitkost stuba veća od 70 [25].

### 3.2. Nosivost poprečnog preseka CFT stuba pri aksijalnom pritisku i jednoosnom savijanju

Nosivost poprečnog preseka pri aksijalnom pritisku i jednoosnom savijanju se određuje pomoću dijagrama interakcije (sl. 11 i sl. 13). Dijagram interakcije prikazuje redukciju nosivosti preseka pri aksijalnom pritisku sa porastom momenta savijanja. Zategnut beton se zanemaruje. Položaj neutralne ose se određuje iz uslova da je aksijalna sila u preseku jednaka nuli. Ako se izaberu mali intervali, variranjem položaja neutralne ose duž poprečnog preseka i ispunjavanjem uslova ravnoteže, mogu se konstruisati kontinualne krive interakcije za određeni poprečni presek poznatih dimenzija i materijalnih karakteristika. Neutralna osa se postepeno pomera, od položaja koji odgovara momentu pune plastičnosti prema donjoj ivici poprečnog preseka. Za svaki položaj neutralne ose iz uslova ravnoteže se računaju vrednosti aksijalne sile i odgovarajućeg momenta savijanja. Nosivost poprečnog preseka je zadovoljena ako se tačka sa koordinatama koje predstavljaju aksijalnu silu i moment savijanja koji deluju na spregnuti presek nalazi unutar oblasti ograničene krivom interakcije. U okviru uprošćene metode u tabelama 6. i 7. prikazane su koordinate karakterističnih tačaka interakcionog dijagrama prema EC4 za CFT stub kružnog i pravougaonog poprečnog preseka [4]. Tačke A, B, C, D i E na interakcionom dijagramu mogu se odrediti ako se pretpostavi da je raspodela normalnih napona pravougaona.

Na slici 11. prikazan je dijagram interakcije prema EC4 uzimajući u obzir efekat utezanja.



Slika 11. Dijagram interakcije za kružni CFT stub prema EC4

### 3.3. Nosivost CFT stuba pri aksijalnom pritisku

Prema EC4 nosivost spregnutog stuba pri aksijalnom pritisku je zadovoljena ako je ispunjen sledeći uslov:

$$N_{Ed} \leq \chi \cdot N_{pl,Rd} \quad (59)$$

gde su:  $N_{Ed}$  proračunska vrednost aksijalne sile koja deluje na stub;  $N_{pl,Rd}$  nosivost spregnutog preseka prema (22) ili (35);  $\chi$  redukcionni koeficijent koji može da se odredi na osnovu sledećih izraza:

$$\chi = \frac{1}{\varphi + \sqrt{\varphi^2 - \bar{\lambda}^2}} \leq 1,0 \quad (60)$$

$$\varphi = 0,5 \cdot \left[ 1 + \alpha \cdot (\bar{\lambda} - 0,2) + (\bar{\lambda})^2 \right] \quad (61)$$

$\alpha$  predstavlja stepen ekvivalentnih geometrijskih imperfekcija i ima vrednost u zavisnosti od krive izvijanja prema EC3 i EC4.

Za spregnute stubove poprečnog preseka u obliku kružnog i pravougaonog šupljeg čeličnog profila ispunjenog betonom usvaja se kriva izvijanja  $a$  sa procentom armiranja manjim ili jednakim 3%, odnosno kriva izvijanja  $b$  sa procentom armiranja između 3% i 6%.

Na osnovu eksperimenta i numeričkog modela modeliranog primenom programskog paketa Abaqus [3] može se zaključiti da je relativno proklizavanje između čeličnog šupljeg profila i betonskog jezgra zanemarljivo i nema uticaj na aksijalnu nosivost CFT stubova.

Do gubitka nosivosti, kod kratkih stubova, može doći usled loma po betonu, odnosno usled plastifikacije čelika. Kod srednje vitkih stubova do gubitka nosivosti može doći usled loma po pritisnutom betonu, usled plastifikacije čelika, odnosno usled pukotina u zategnutom betonu. Gubitak nosivosti vitkih stubova zasniva se na problemu stabilnosti i uticaji drugog reda se moraju uzeti u obzir. Kod vitkih stubova do loma dolazi usled izvijanja u elastičnoj oblasti, dok kod umereno vitkih stubova do izvijanja dolazi u plastičnoj oblasti. U tom slučaju, za umereno vitke stubove, u proračunu je potrebno kori-



stiti tangentne module elastičnosti koji zahtevaju dobro poznavanje veze napon-dilatacija. Takođe, kod vitkih stubova neophodno je uzeti u obzir uticaj imperfekcije.

#### 4. NUMERIČKI PRIMERI

##### PRIMER 1

Za stub poprečnog preseka u obliku kružnog šupljeg čeličnog profila ispunjenog betonom određena je granična nosivost pri aksijalnom pritisku, a prema sledećim standardima: EC4, ACI, AS, AISC, AIJ, DL/T. Dobijeni rezultati prikazani su u tabeli 1 i upoređeni su sa odgovarajućim rezultatima eksperimenata koji su dostupni u literaturi [21, 32, 33].

Da bi se napravila korelacija čvrstoće betona ispitane na uzorku cilindra dimenzija  $100 \times 200$  mm i cilindra dimenzija  $150 \times 300$  mm usvojena je sledeća veza [26]:

$$f_{cyl,150} = 0,96 \cdot f_{cyl,100} \quad (62)$$

Tabela 1. Ulazni podaci

autor	$d$	$t$	$f_{cyl,150}$	$f_y$	$L$
	mm	mm	MPa	MPa	mm
M. Dundu	114,85	3,00	32,1	354	1000
G. Giakoumelis, D. Lam	114,30	3,85	25,5	343	300
W. L. A. de Oliveria	114,30	3,35	30,0	287,3	343

Tabela 2. Rezultati eksperimenata

broj	autor	N
		kN
1	M. Dundu	806,4
2	G. Giakoumelis, D. Lam	998,00
3	W. L. A. de Oliveria	737,00

Tabela 3. Upoređivanje dobijenih rezultata granične nosivosti CFT stuba broj 1

Stub broj 1	N
	kN
Eksperiment	806,4
EC4	671,88
EC4 sa utezanjem	752,56
ACI/AS	627,08
AISC	656,95
AIJ	637,66
DL/T	709,85

Upoređivanjem dobijenih rezultata može se zaključiti da korišćenjem preporuka za proračun CFT stubova koje predlaže EC4 dobijaju se najpribližniji rezultati sa eksperimentalnim. Takođe, kod kratkih stubova kružnog poprečnog preseka potrebno je uzeti u obzir utezanje koje predlaže EC4.

Tabela 4. Upoređivanje dobijenih rezultata granične nosivosti CFT stuba broj 2

Stub broj 2	N
	kN
Eksperiment	998,00
EC4	685,81
EC4 sa utezanjem	938,99
ACI/AS	651,66
AISC	674,42
AIJ	775,38
DL/T	773,23

Tabela 5. Upoređivanje dobijenih rezultata granične nosivosti CFT stuba broj 3

Stub broj 3	N
	kN
Eksperiment	737,00
EC4	608,30
EC4 sa utezanjem	783,56
ACI/AS	567,38
AISC	594,66
AIJ	667,63
DL/T	736,86

##### PRIMER 2

Prema EC4 ispitana je aksijalna nosivost CFT stuba kružnog poprečnog preseka uzimajući u obzir uticaje drugog reda. Uticaj skupljanja i tečenja betona se zanemaruje. Dat je odnos  $d/t = 323,9/6,3$ , dok je visina stuba  $L = 8,00$  m.

Površina betona iznosi:

$$A_c = \frac{d_c^2}{4} \cdot \pi = 76111,12 \text{ mm}^2$$

Površina čeličnog profila iznosi:

$$A_a = \frac{d^2}{4} \cdot \pi - A_c = 6285,95 \text{ mm}^2$$

Moment inercije betonskog jezgra iznosi:

$$I_c = \frac{\pi}{4} \cdot \left( \frac{d_c}{2} \right)^4 = 460984562 \text{ mm}^4$$

Moment inercije čeličnog profila iznosi:

$$I_a = \frac{\pi}{4} \cdot \left( \frac{d}{2} \right)^4 - I_c = 79288968,49 \text{ mm}^4$$

gde je  $d_c = d - 2 \cdot t$  prečnik betonskog dela preseka.

Karakteristike materijala su:

Čelični nosač S235:  $f_y = 235 \text{ N/mm}^2$ ,  $f_{yd} = 235/1,0 = 235 \text{ N/mm}^2$ ,  $E_a = 210 \text{ kN/mm}^2$ .

Beton C30/37:  $f_{ck} = 30 \text{ N/mm}^2$ ,  $f_{cd} = 30/1,5 = 20 \text{ N/mm}^2$ ,  $E_{cm} = 32 \text{ kN/mm}^2$ .

Tabela 6. Karakteristične tačke za dijagram interakcije za CFT stub kružnog poprečnog preseka

Tačka	Poprečni presek	Dijagram napona	Jednačine
A			$N_a = N_{pl,Rd} = \eta_a \cdot A_a \cdot f_{yd} + A_c \cdot f_{cd} \cdot \left[ 1 + \eta_c \cdot \frac{t}{d} \cdot \frac{f_y}{f_{ck}} \right]$ ili $N_a = N_{pl,Rd} = A_a \cdot f_{yd} + A_c \cdot f_{cd} + A_s \cdot f_{sd}$ $M_a = 0$
B			$h_n = \frac{A_c \cdot f_{cd} - A_{sn} \cdot (2 \cdot f_{sd} - f_{cd})}{2 \cdot d \cdot f_{cd} + 4 \cdot t \cdot (2 \cdot f_{yd} - f_{cd})}$ $M_B = M_{pl,Rd} = M_{max,Rd} - M_{n,Rd}$ $M_{n,Rd} = \frac{1}{2} \cdot W_{pcn} \cdot f_{cd} + W_{pan} \cdot f_{yd} + W_{psn} \cdot f_{sd}$ $W_{pan} = 2 \cdot t \cdot h_n^2$ $W_{pcn} = (d - 2 \cdot t) \cdot h_n^2$
C			$M_C = M_{pl,Rd} = M_{max,Rd} - M_{n,Rd}$ $N_C = A_c \cdot f_{cd}$
D			$M_{D,Rd} = M_{max,Rd} = W_{pa} \cdot f_{yd} + \frac{1}{2} \cdot W_{pc} \cdot f_{cd} + W_{ps} \cdot f_{sd}$ $W_{pc} = \frac{(d-2 \cdot t)^3}{6}$ $W_{pa} = \frac{d^3}{6} - W_{pc}$ $W_{ps} = \sum_{i=1}^n A_{si} \cdot e_i$ $N_D = \frac{1}{2} \cdot A_c \cdot f_{cd}$

Nosivost potpuno plastifikovanog poprečnog preseka pri aksijalnom pritisku je:

$$N_{pl,Rd} = A_a \cdot f_{yd} + A_c \cdot f_{cd} = (6285,95 \cdot 235 + 76111,12 \cdot 20) \cdot 10^{-3} = 2999,42 \text{ kN}$$

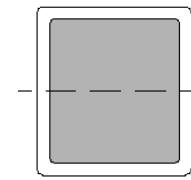
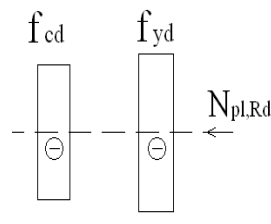
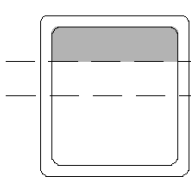
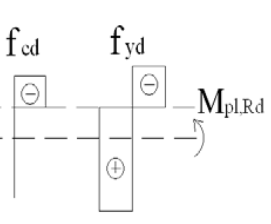
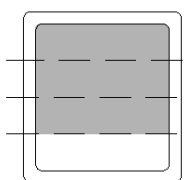
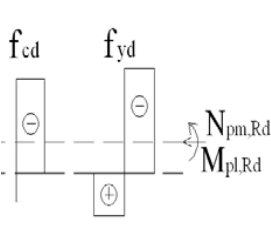
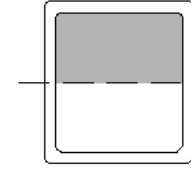
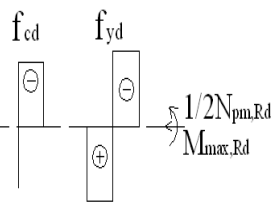
$$E_{I_{eff,II}} = K_0 \cdot (E_a \cdot I_a + K_{e,II} \cdot E_{cm} \cdot I_c + E_s \cdot I_s) = 21623,77 \cdot 10^6 \text{ kNmm}^2$$

Pretpostavlja se da je dužina izvijanja stuba jednaka dužini stuba, pa je elastična kritična sila izvijanja:

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot EI_{eff,II}}{l^2} = 3334,66 \text{ kN}$$

Relativna vitkost je:

Tabela 7. Karakteristične tačke za dijagram interakcije za CFT stub pravougaonog poprečnog preseka

Tačka	Poprečni presek	Dijagram napona	Jednačine
A			$N_a = N_{pl,Rd} = A_a \cdot f_{yd} + A_c \cdot f_{cd} + A_s \cdot f_{sd}$ $M_a = 0$
B			$h_n = \frac{A_c \cdot f_{cd} - A_{sn} \cdot (2 \cdot f_{sd} - f_{cd})}{2 \cdot b \cdot f_{cd} + 4 \cdot t \cdot (2 \cdot f_{yd} - f_{cd})}$ $M_B = M_{pl,Rd} = M_{max,Rd} - M_{n,Rd}$ $M_{n,Rd} = \frac{1}{2} \cdot W_{pcn} \cdot f_{cd} + W_{pan} \cdot f_{yd} + W_{psn} \cdot f_{sd}$ $W_{pan} = 2 \cdot t \cdot h_n^2$ $W_{pcn} = (b - 2 \cdot t) \cdot h_n^2$
C			$M_C = M_{pl,Rd} = M_{max,Rd} - M_{n,Rd}$ $N_C = A_c \cdot f_{cd}$
D			$M_D = M_{max,Rd} = W_{pa} \cdot f_{yd} + \frac{1}{2} \cdot W_{pc} \cdot f_{cd} + W_{ps} \cdot f_{sd}$ $W_{pc} = \frac{(b-2 \cdot t) \cdot (h-2 \cdot t)^2}{4} - \frac{2}{3} \cdot r^3 - r^2 \cdot (4 - \pi) \cdot (0,5 \cdot h - t - r)$ $W_{pa} = \frac{b \cdot h^2}{4} - \frac{2}{3} \cdot (r + t)^3 - (r + t)^2 \cdot (4 - \pi) \cdot (0,5 \cdot h - t - r)$ $W_{ps} = \sum_{i=1}^n A_{si} \cdot e_i$ $N_D = \frac{1}{2} \cdot N_{pl,C,Rd} = \frac{1}{2} \cdot A_c \cdot f_{cd}$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{N_{pl,Rk}}{N_{cr}}} = 1,062 < 2,0$$

$$\chi = \frac{1}{\varphi + \sqrt{\varphi^2 - \bar{\lambda}^2}} = 0,625 \leq 1,0$$

Kako je relativna vitkost  $\lambda > 0,5$ , uticaj utezanja se ne može uzeti u obzir.

Redukcioni faktor za krivu izvijanja  $a$  iznosi:

gde je  $\varphi$ :

$$\varphi = 0,5 \cdot \left[ 1 + \alpha \cdot (\bar{\lambda} - 0,2) + (\bar{\lambda})^2 \right] = 1,153$$

Nosivost stuba pri aksijalnom pritisku je zadovoljena ako je ispunjen uslov (59):

$$N_{Ed} \leq \chi \cdot N_{pl,Rd}$$

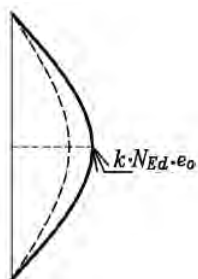
Pošto se računa nosivost vitkog stuba, neophodno je uzeti u obzir uticaje drugog reda. Uticaj geometrijskih i konstrukcijskih imperfekcija mogu se uzeti u obzir preko ekvivalentnih geometrijskih imperfekcija. Kod spregnutih stubova poprečnog preseka u obliku kružnog šupljeg čeličnog profila ispunjenog betonom, ekvivalentna imperfekcija iznosi  $e_0 = L/300$  za  $\rho_s \leq 3\%$  odnosno  $e_0 = L/200$  za  $3\% < \rho_s \leq 6\%$ , tako da se moment savijanja po teoriji prvog reda usled imperfekcije može sračunati prema sledećem izrazu:

$$M_{Ed} = N_{Ed} \cdot e_0 \quad (63)$$

Uticaji drugog reda mogu se uzeti u obzir množenjem najvećeg proračunskog momenta savijanja po teoriji prvog reda  $M_{Ed}$  koeficijentom  $k$ , koji se određuje kao [10]:

$$k = \frac{\beta}{1 - \frac{N_{Ed}}{N_{cr}}} \geq 1,0 \quad (64)$$

gde je  $\beta$  koeficijent ekvivalentnog momenta, koji zavisi od oblika dijagrama momenta savijanja. Za moment savijanja usled imperfekcije ovaj koeficijent iznosi  $\beta = 1,0$ .



Slika 12. Povećanje imperfekcijskog momenta usled uticaja drugog reda

Da bi nosivost elementa na kombinovani pritisak i savijanje usled imperfekcije bila zadovoljena sledeći uslov, koji se zasniva na interakcionoj krivoj, mora biti zadovoljen:

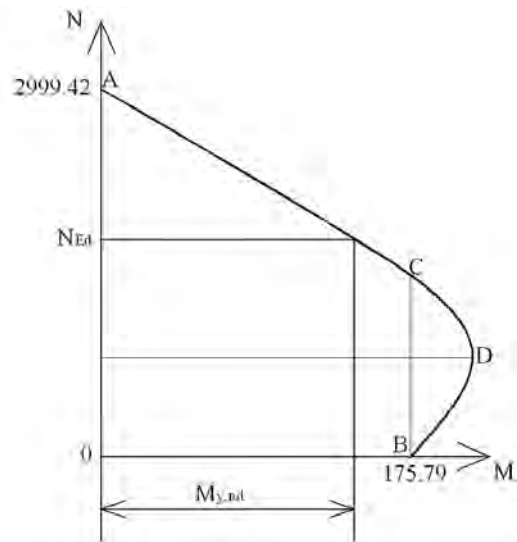
$$k \cdot N_{Ed} \cdot e_0 \leq 0,9 \cdot M_{y,Rd} \quad (65)$$

gde je  $M_{y,Rd}$  plastični moment nosivosti spregnutog preseka. Interakcioni dijagram, koji odgovara numeričkom primeru 2, dat je na slici 13.

U tabeli 6. date su koordinate karakterističnih tačaka za crtanje dijagrama interakcije [8, 19].

## 5. ZAKLJUČAK

U radu je, prema različitim pravilnicima i kodovima, prikazan proračun aksijalne nosivosti CFT stubova. Razmatran je uticaj kvaliteta čelika, klase čvrstoće betona, utezanja betona čeličnim profilom, odnosa  $d/t$  i  $e/d$ , izbočavanja, uticaj skupljanja i tečenja betona, veze čeličnog



Slika 13. Kriva interakcije za brojni primer 2

profila i betonskog jezgra na nosivost spregnutog preseka. Da bi se na adekvatan način odredila aksijalna nosivost CFT stubova neophodno je dobro poznavanje konstitutivnih modela, kako za beton, tako i za čelik. U radu su prikazani dijagrami veze napon-dilatacija koji se u literaturi najčešće primenjuju. U numeričkom primeru upoređeni su rezultati aksijalne nosivosti CFT stuba kružnog poprečnog preseka sa odgovarajućim rezultatima eksperimenata koji su dostupni u literaturi. Na osnovu rezultata može se zaključiti da EC4 daje rezultate koji su najpribližniji sa eksperimentalnim. Takođe, kod kratkih stubova potrebno je uzeti u obzir uticaj utezanja betona čeličnim profilom. Efekat utezanja ima značajan uticaj kod kružnog poprečnog preseka, dok se kod pravougaonog i kvadratnog može zanemariti. Utezanje betona čeličnim šupljim profilom opada sa porastom odnosa  $d/t$ , povećanjem klase čvrstoće betona, vitkosti stuba, ekscentricitetom opterećenja, a utezanje raste sa porastom kvaliteta čelika. Takođe, efekat utezanja je veći ako se optereti samo betonski deo preseka. Do gubitka nosivosti kratkih i umereno vitkih stubova može doći usled loma po betonu, odnosno usled plastifikacije čelika. Međutim, gubitak nosivosti vitkih stubova zasniva se na problemu stabilnosti i uticaji drugog reda se moraju uzeti u obzir. U tom slučaju nosivost stuba je zadovoljena ako se tačka sa koordinatama  $(N_{ed}, M_{ed})$  nalazi unutar krive interakcije, pri čemu je  $M_{ed}$  uvećani moment usled imperfekcije sračunat po teoriji drugog reda. Takođe, kod kratkih stubova i stubova sa velikim ekscentricitetom normalne sile uticaj skupljanja i tečenja se može zanemariti. Međutim, ovi uticaji su značajni kod vitkih stubova i moraju se uzeti u obzir.

## LITERATURA

- [1] ACI. Building code requirements for structural concrete and commentary ACI318-08, Farmington Hills, MI; 2008.
- [2] AISC. Specification for structural steel buildings, AISC, Chicago, IL; 2010.



- [3] Aritra Mandal: Concrete filled steel tube under axial compression, Department of civil engineering faculty of engineering technology Jadavpur University Kolkata, India, 2010.
- [4] Bergmann R., Matsui C., Meinsma C., Dutta D.: Design guide for concrete filled hollow section columns under static and seismic loading, Verlag TV Rheinland, 1995.
- [5] Bradford MA., Pi YL., Qu WL.: Time-dependent in-plane behaviour and buckling of concrete-filled steel tubular arch, *Eng. Struct.* 2011; 33, str.1781-1795.
- [6] Brett C. Gourley Cenk Tort Mark D. Denavit Paul H. Schiller Jerome F. Hajjar: A Synopsis of Studies of the Monotonic and Cyclic Behavior of Concrete-Filled Steel Tube Members, Connections, and Frames, Department of Civil and Environmental Engineering University of Illinois at Urbana-Champaign, 2008.
- [7] D. C. Candappa, J. G. Sanjayan, and S. Setunge: Complete triaxial stress-strain curves of high concrete, *Journal of materials in civil engineering*, 2001, str. 209-215.
- [8] Deretić-Stojanović B., Kostić S., Sošić S.: Proračun spregnutih stubova od čelika i betona, *Građevinski materijali i konstrukcije*, vol.br. 1,(2011), str.62-79.
- [9] Ehab Ellobody, Ben Youngb, Dennis Lam: Behaviour of normal and high strength concrete-filled compact steel tube circular stub columns, *Journal of Constructional Steel Research* 62, 2006, str. 706–715.
- [10] Evrokod 4: EN 1994-1-1:2004 Proračun spregnutih konstrukcija od čelika i betona, Beograd, februar 2006.
- [11] Evrokod 2: EN 1992-1-1:2004 Proračun betonskih konstrukcija, deo 1-1: opšta pravila i pravila za zgrade, Beograd, februar 2006.
- [12] Evrokod 3: EN 1993-1-1:2005 Proračun čeličnih konstrukcija, deo 1-1: opšta pravila i pravila za zgrade, Beograd, februar 2006.
- [13] George D. Hatzigeorgiou: Numerical model for the behavior and capacity of circular CFT columns, Part II: Verification and extension, *Engineering Structures* 30, 2008, str. 1579–1589.
- [14] Georgios Giakoumelis, Dennis Lam: Axial capacity of circular concrete-filled tube columns, *Journal of Constructional Steel Research* 60, 2004, str. 1049–1068.
- [15] Hsuan-Teh Hu, M. Asce, Chiung-Shiann Huang, Ming-Hsien Wu and Yih-Min Wu: Nonlinear Analysis of Axially Loaded Concrete-Filled Tube Columns Confinement Effect, *Journal of structural engineering*, 2003, str. 1322-1329.
- [16] Hu HT, Huang CS, Wu MH, Wu YM: Nonlinear analysis of axially loaded concrete-filled tube columns with confinement effect, *Journal of Structural Engineering*, ASCE 2003;129(10), str.1322–9.
- [17] Ichinose LH., Watanabe E., Nakai H.: An experimental study on creep of concrete filled steel pipes, *Journal of Constructional Steel Research* 2001; 57, str.53–66.
- [18] Jiho Moon , Charles W. Roeder , Dawn E. Lehman, Hak-Eun Lee: Analytical modeling of bending of circular concrete-filled steel tubes, *Engineering Structures* 42, 2012, str. 349–361.
- [19] Лазовић М., Деретић-Стојановић Б., Костић С., Стошић С.: Анализа носивости кружних CFT стубова према Еврокоду 4, Изградња, 11-12/2013., вол. 67, Савез грађевинских инжењера и техничара Србије, Београд, 2013., стр.359-366.
- [20] Mander JB, Priestly MNJ, Park R: Theoretical stress-strain model for confined concrete, *Journal of Structural Engineering*, ASCE 1988, 114(8), str. 1804–1826.
- [21] M. Dundu: Compressive strength of circular concrete filled steel tube columns, *Thin-Walled Structures* 56, 2012, str. 62–70.
- [22] Naguib W., Mirmiran A.: Creep modelling for concrete-filled steel tubes, *Journal of Constructional Steel Research* 2003; 59, str. 1327-1344.
- [23] N.E. Shanmugam, B. Lakshmi: State of the art report on steel-concrete composite columns, *Journal of Constructional Steel Research* 57, 2001, str. 1041–1080.
- [24] Qing Quan Liang: High strength circular concrete-filled steel tubular slender beam-columns, Part I: Numerical analysis, *Journal of Constructional Steel Research* 67, 2011, str. 164–171.
- [25] Qing Quan Liang: High strength circular concrete-filled steel tubular slender beam-columns, Part II: Fundamental behavior, *Journal of Constructional Steel Research* 67, 2011, str. 172–180.
- [26] Qing Quan Liang, Sam Fragomeni: Nonlinear analysis of circular concrete-filled steel tubular short columns under axial loading, *Journal of Constructional Steel Research* 65, 2009, str. 2186-2196.
- [27] Qing Yu, Zhong Taob, Wei Liu, Zhi-Bo Che: Analysis and calculations of steel tube confined concrete (STCC) stub columns, *Journal of Constructional Steel Research* 66, 2010, str. 53-64.
- [28] Richart FE, Brandtzaeg A, Brown RL: A study of the failure of concrete under combined compressive stresses. Bull. 185, University of Illinois, Champaign: Engineering experimental station; 1928.
- [29] Saenz LP.: Discussion of Equation for the stress-strain curve of concrete by P. Desayi, and S. Krishnan, *Journal of the American Concrete Institute* 1964; 61, str. 1229–35.
- [30] Seong-Hui Lee, Brian Uy, Sun-Hee Kim, Young-Hwan Choi, Sung-Mo Choi: Behavior of high-strength circular concrete-filled steel tubular (CFST) column under eccentric loading, *Journal of Constructional Steel Research* 67, 2011, str. 1-13.
- [31] Tang J, Hino S, Kuroda I, Ohta T.: Modeling of stress-strain relationships for steel and concrete in concrete filled circular steel tubular columns, *Steel Construction Engineering*, JSSC 1996; 3(11), str. 35-46.
- [32] Walter Luiz Andrade de Oliveira, Silvana De Nardin, Ana Lúcia H. de Cresce El Debs, Mounir Khalil El Debs: Evaluation of passive confinement in CFT columns, *Journal of Constructional Steel Research* 66, 2010, str. 487-495.
- [33] Walter Luiz Andrade de Oliveira, Silvana De Nardin, Ana Lúcia H. de Cresce El Debsa, Mounir Khalil El Debs: Influence of concrete strength and length/diameter on the axial capacity of CFT columns, *Journal of Constructional Steel Research* 65, 2009, str. 2103-2110.
- [34] Zhao-Hui Lu, Yan-Gang Zhao: Suggested empirical models for the axial capacity of circular CFT stub columns, *Journal of Constructional Steel Research* 66, 2010, str.850-862.
- [35] Zhong Tao, Zhi-Bin Wang, Qing Yu: Finite element modelling of concrete-filled steel stub columns under axial compression, *Journal of Constructional Steel Research* 89, 2013, str.