

Primljen / Received: 22.1.2025.

Ispravljen / Corrected: 3.6.2025.

Prihvaćen / Accepted: 25.6.2025.

Dostupno online / Available online: 10.7.2025.

Duktilnost armiranobetonskih zidova složenih poprečnih presjeka

Autori:

**Hrvoje Čagalj**, mag.ing.aedif.

EKONERG d.o.o.

cagalj1992@gmail.com

Autor za korespondenciju

Prof.dr.sc. **Tomislav Kišiček**, dipl.ing.građ.

Sveučilište u Zagrebu

Građevinski fakultet

tomislav.kisicek@grad.unizg.hrIzv.prof.dr.sc. **Mario Uroš**, dipl.ing.građ.

Sveučilište u Zagrebu

Građevinski fakultet

mario.uros@grad.unizg.hr

Prethodno priopćenje

Hrvoje Čagalj, Tomislav Kišiček, Mario Uroš

Duktilnost armiranobetonskih zidova složenih poprečnih presjeka

Norma EN 1998-1 ne daje izravne izraze za kontrolu duktilnosti armiranobetonskih zidova složenih poprečnih presjeka, što otežava njihovo oblikovanje i dimenzioniranje. U ovome radu analizirana je duktilnost zidova s poprečnim presjecima C i T primjenom SAP2000 v24.0.0. Istraženi su utjecaji bezdimenzijskoga koeficijenta uzdužne sile, ovijanja pojasnica, količine tlačne i vlačne armature te smjera momenta nosivosti presjeka. Istaknut je negativan utjecaj povećanja vlačne armature i uzdužne sile, dok ovijanje i povećanje tlačne armature poboljšavaju duktilnost. Kao ključni faktori koji kontroliraju raspoloživu duktilnost presjeka identificirani su maksimalna dopuštena relativna tlačna deformacija betona i visina tlačnog područja poprečnog presjeka.

Ključne riječi:

armirani beton, zidovi složenoga poprečnog presjeka, duktilnost, elastoplastični odziv, plastični zglob, ovijeni beton

Research Paper

Hrvoje Čagalj, Tomislav Kišiček, Mario Uroš

Ductility of reinforced concrete walls with composite cross-sections

The EN 1998-1 standard does not provide direct expressions for the ductility control of reinforced concrete walls with composite cross-sections, which complicates their design and dimensioning. In this paper, the ductility of walls with C- and T-shaped cross-sections was analyzed using SAP2000 v24.0.0. The effects of the dimensionless longitudinal force coefficient, flange confinement, the amount of compressive and tensile reinforcement, and the direction of the moment of resistance of the section were investigated. The negative impact of increasing tensile reinforcement and longitudinal force was highlighted, while confinement and increased compressive reinforcement were found to improve ductility. The maximum allowable relative compressive strain of concrete and the height of the compression zone within the cross-section were identified as key factors controlling the available ductility of the section.

Key words:

reinforced concrete, walls with composite cross-sections, ductility, elasto-plastic response, plastic hinge, confined concrete

1. Uvod

Kao dio mediteransko-transazijskoga seizmičkog pojasa gotovo se čitavo područje Republike Hrvatske odlikuje izraženom seizmičkom aktivnošću. To osobito vrijedi za priobalno područje i sjeverozapadni dio Hrvatske, posebno za južnu Dalmaciju. Potresi u Hrvatskoj nastaju kao rezultat interakcije i nakupljanja tektonskih napetosti koja nastaju potiskivanjem Jadranske mikroploče (Adria) pod europsku litosferu u konvergentnome graničnom pojasu između Afričke i Euroazijske ploče (u obalnome području, Dinaridima, sve do jugozapadnog dijela Panonske nizine) ili kao rezultat deformacije unutar većih tektonskih jedinica (npr. u unutrašnjosti Hrvatske ili središnjemu Jadranu) [1].

Potres kao djelovanje na građevinu u mnogočemu je drugačije od ostalih vrsta djelovanja te kao takvo zahtijeva specifičan pristup projektiranja pri oblikovanju i dimenzioniranju konstrukcija. Neke posebnosti potresnog djelovanja jesu:

- nesigurnosti pri procjeni mjerodavnog parametra djelovanja, odnosno vršnog ubrzanja tla
- kratko trajanje potresa
- visok intenzitet
- nepravilnost pojavljivanja
- nanošenje velike štete pogođenome području (zagrebački je potres u samo 10 sekundi trajanja prouzročio 11,3 milijardi eura štete) [2].

Pristup dimenzioniranju konstrukcija na statička djelovanja temelji se na izrazu:

$$\frac{[R_k]}{\gamma_m} \geq \gamma_f \cdot [E_k] \quad (1)$$

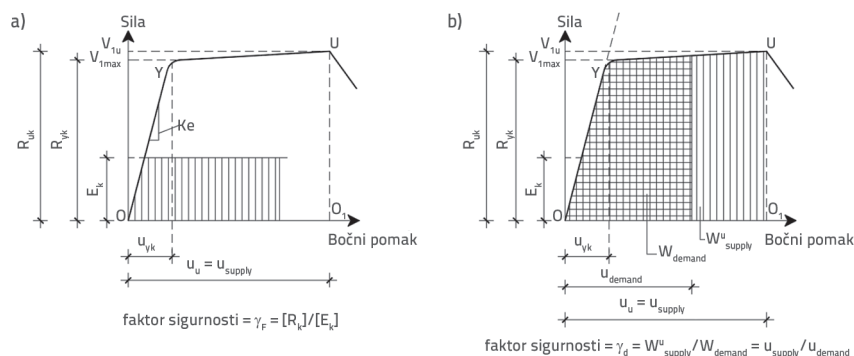
gdje su:

R_k - otpornost konstrukcije

E_k - djelovanje na konstrukciju

γ_f i γ_m - parcijalni koeficijenti za djelovanja i materijal,

kojim se osigurava da se, ako je otpornost konstrukcije R_k veća od djelovanja E_k , uzimajući u obzir parcijalne koeficijente, konstrukcija može smatrati sigurnom. Takav je pristup jasan, temelji se na



Slika 1. Koncept provjere sigurnosti: a) statička djelovanja; b) djelovanje potresa (gdje su γ_f i γ_d parcijalni koeficijenti građevine za statička djelovanja i djelovanja potresa)

silama te zorno prikazuje rezervu nosivosti kao odnos otpornosti i djelovanja. Na slici 1.a prikazan je koncept dokaza nosivosti prema izrazu (1). Razlika u statičkim djelovanjima i djelovanjima potresa ograničeno je trajanje potresa i izmjena predznaka pomaka građevine tijekom djelovanja potresa, dok su statička djelovanja nepromjenjiva smjera i iznosa tijekom vremena. Važno je primijetiti da dostizanjem točke plastifikacije duktilnih konstrukcija pod statičkim djelovanjima, a zbog nepromjenjivosti smjera i iznosa djelovanja, dolazi do ubrzanog deformiranja i sloma konstrukcije. Dostizanjem plastifikacije konstrukcije pod djelovanjem potresa zbog ograničenog trajanja podrhtavanja tla te izmjena predznaka deformacija, odnosno vibriranja, ne dolazi do ubrzanog deformiranja u jednome smjeru i iscrpljivanja nosivosti konstrukcije. Zato je potresno djelovanje korisno promatrati u obliku energije koju je građevina apsorbirala za trajanja potresa i koju mora potrošiti raspoloživim mehanizmima. Nosivost na potresna djelovanja dokazuje se prema izrazu:

$$\frac{[W_{supply}^u]}{\gamma_m} \geq \gamma_w \cdot [W_{demand}] \quad (2)$$

gdje su:

γ_m i γ_w - parcijalni koeficijenti za materijal i apsorpciju energije

$[W_{supply}^u]$ - potencijalna energija deformiranja

$[W_{demand}]$ - kinetička energija inducirana u građevinu tijekom vibriranja.

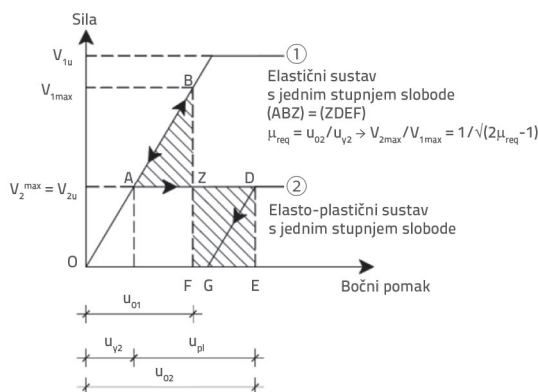
Na slici 1.b prikazan je koncept provjere sigurnosti za potresna djelovanja prema izrazu (2) koji se temelji na usporedbi količine apsorbirane energije za trajanja potresa i energije koju građevina može razgraditi. Apsorbirana energija jednaka je ploštini ispod krivulje sila – pomak za zahtijevani, odnosno nametnuti pomak građevine. Količina energije koju građevina može razgraditi definirana je kao ploština ispod krivulje sila – pomak za maksimalno raspoloživi pomak građevine.

2. Trošenje seizmičke energije i duktilnost sustava

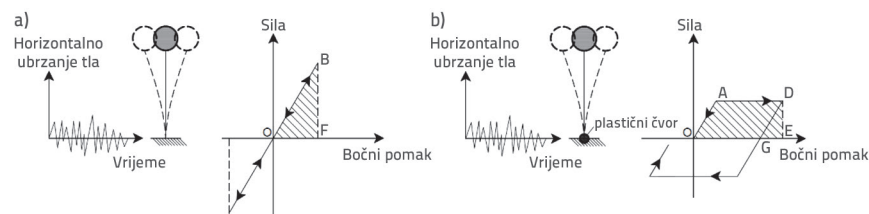
Iz prethodnog poglavlja vidljiva je važnost sposobnosti deformiranja konstrukcije u neelastičnome području i

razgradnje inducirane energije tijekom potresnog djelovanja. Razlika u odzivu elastičnog sustava i neelastičnog sustava prikazana je na primjeru dvaju sustava s jednim stupnjem slobode, jednakih masa i krutosti koji slobodno osciliraju i imaju jednaku brzinu pri prolasku kroz početni ravnotežni položaj. Na slikama 2. i 3. prikazane su kvalitativne ovisnosti sile o pomaku. Ploštine ispod krivulja sila – pomak jednake su obavljenome radu sile na pomaku, odnosno promjeni energije sustava. Prvi sustav ima elastično

ponašanje i otpornost V_1 , a drugi elasto-plastično ponašanje i otpornost V_2 , gdje je $V_2 < V_1$.



Slika 2. Kvantitativan odnos odziva sustava s jednim stupnjem slobode na djelovanje potresa [3,4]



Slika 3. Odziv sustava s jednim stupnjem slobode: a) elastičan odziv; b) elasto-plastičan odziv [3,4]

Prvi sustav na izmicanje iz ravnotežnog položaja za u_{01} odgovara razvijanjem potencijalne energije deformacije koja je jednaka ploštini trokuta OBF i kinetičkoj energiji:

$$\frac{1}{2} M V_{\max}^2 = \frac{1}{2} K u_{01}^2 \quad (3)$$

Drugi sustav, s obzirom na to da je $V_2 < V_1$, ne može razviti elastičan odziv do razine V_1 kao prvi sustav, već pri razini sile V_2 počinje popuštati i ponaša se elasto-plastično, razvijajući plastični zglob u podnožju i pomak u_{02} . Ploština OADE jest potencijalna energija sustava u trenutku dostizanja maksimalnog pomaka u_{02} , koja je jednaka kinetičkoj energiji u trenutku prolaska kroz ravnotežni položaj, odnosno u stanju maksimalne brzine. Nakon što dostigne maksimalni pomak u_{02} , sustav se pod djelovanjem sile V_2 počinje vraćati u početni položaj. U trenutku kada je $V_2 = 0$ potencijalna energija sustava pretvorena je u kinetičku energiju jednaku ploštini trokuta EDG. Ostatak energije jednak ploštini OADG potrošen je u području plastičnog čvora pretvaranjem u nepovratne oblike energije.

Iz opisanog slijedi da u elastičnim sustavima bez prigušenja postoji uzastopna izmjena kinetičke i potencijalne energije, čime je ukupna količina energije očuvana. U elasto-plastičnim sustavima samo dio kinetičke energije pretvara se u potencijalnu energiju iz ciklusa u ciklus zbog prisutnosti prigušenja i ukupan iznos utrošene energije po ciklusu ovisi o veličini u_{pl} . Na temelju

toga može se zaključiti da se konstrukcija može oduprijeti potresnome djelovanju na dva osnovna načina. Prvi je način razvijanjem visoke otpornosti V_1 u elastičnome području, a drugi razvijanjem znatno manje otpornosti V_2 i korištenjem mogućnosti plastičnog deformiranja do iznosa u_{pl} . Sposobnost plastičnog deformiranja konstrukcije naziva se duktilnost i, kako će se pokazati, od iznimne je važnosti za potresno otporne konstrukcije. Faktori duktilnosti u općemu obliku definirani su kao omjeri neke veličine pri slomu i pri početku popuštanja vlačne armature. Razlikuju se tri faktora duktilnosti: faktor duktilnosti pomaka – μ_δ , faktor duktilnosti rotacije elementa – μ_θ i faktor duktilnosti zakrivljenosti presjeka – μ_ϕ [3, 4].

Za postizanje visoke razine otpornosti V_1 čitav se sustav po visini mora dimenzionirati na znatno veće sile u odnosu na elasto-plastični sustav koji postiže razinu otpornosti V_2 i u svojem podnožju razvija plastični zglob koji omogućuje duktilnost sustava i vrijednost plastične deformacije u_{pl} . Budući da je plastifikacija lokalizirana, ekonomski je isplativo konstrukcije oblikovati s unaprijed

definiranim područjima plastifikacije koja zahtijevaju dodatnu armaturu i kojima se osigurava dostatan kapacitet duktilnosti u odnosu na znatno veći utrošak armature po čitavoj visini sustava kada bi se zahtijevao elastičan odziv.

Osim uštede na armaturi, prema [5], odabirom veće redukcije potresnih sila smanjuje se zahtjev za nosivosti temeljnog tla, građevina posjeduju

veću otpornost na potrese snažnije od predviđenih i manje je osjetljiva na nesigurnosti pri definiranju potresnih djelovanja te se ubrzanja građevine ograničavaju smanjivanjem ordinate proračunskog spektra, čime se smanjuju oštećenja nekonstrukcijskih elemenata osjetljivih na ubrzanja kao što su slomovi pregradnih zidova izvan ravnine.

Opisana redukcija potresnih sila, V_1/V_2 , se prema važećoj normi HRN EN 1998-1 [6] provodi odabirom odgovarajućeg faktora ponašanja koji ovisi o razredu duktilnosti, tipu konstruktivnog sustava i pravilnosti sustava po visini. Tip konstruktivnog sustava i pravilnost sustava često su uvjetovani namjenom i oblikovanjem građevine, dok je odabir razreda duktilnosti na projektantu-konstruktoru. HRN EN 1998-1 [6] definira tri razreda duktilnosti: DCL – razred male duktilnosti, DCM – razred srednje duktilnosti i DCH – razred velike duktilnosti.

Veza između odabranog faktora ponašanja i zahtijevane duktilnosti konstrukcije prema HRN EN 1998-1 [6] dana je vezom duktilnosti zakrivljenosti presjeka u području plastifikacije i osnovnom vrijednošću faktora ponašanja q_0 :

$$\begin{aligned} \mu_\phi &= 2 \cdot q_0 - 1 & \text{ako je} & T_1 \geq T_c \\ \mu_\phi &= 1 + (2 \cdot q_0 - 1) T_1 / T_c & \text{ako je} & T_1 < T_c \end{aligned} \quad (4)$$

gdje su:

- μ_ϕ - omjer poslijegranične zakrivljenosti pri 85 % momenta nosivosti i zakrivljenosti pri popuštanju vlačne armature
 T_c - gornja granica perioda s granom konstantnog spektralnog ubrzanja
 T_1 - osnovni period vibracija zgrade pri bočnome gibanju i promatranome smjeru.

Nadalje, u kritičnim područjima primarnih potresnih elemenata s uzdužnom armaturom od čelika razreda B faktor duktilnosti u odnosu na zakrivljenost μ_ϕ treba biti najmanje 1,5 puta veći od vrijednosti navedene u izrazima (4). Iz navedenog je primjetno kako vrijednost zahtijevanog faktora duktilnosti s obzirom na zakrivljenost po iznosu nadmašuje osnovnu vrijednost faktora ponašanja.

Kako bise postigla zahtijevana duktilnost kritičnih područja, odnosno zakrivljenost presjeka, najveći zahtjev za deformacijom stavlja se na najviše udaljena vlakanca od neutralne osi, bilo vlačna bilo tlačna. Armaturni čelik razreda B500B i B500C ima granicu popuštanja jednaku $f_{yk} = 500$ MPa, tlačnu i vlačnu relativnu deformaciju pri popuštanju jednaku $\varepsilon_s = f_{yd}/E_s = 2,174$ ‰ te relativnu deformaciju pri slomu jednaku 50 ‰ za razred B i 75 ‰ za razred C. Omjer vlačne čvrstoće i granice popuštanja armature za razred B jest $(f_t/f_{yk}) \geq 1,08$, a za razred C $1,15 \leq (f_t/f_{yk}) \leq 1,35$. Za razrede betona < C50/60 vrijednost relativne deformacije pri popuštanju u tlaku iznosi $\varepsilon_{c2} = 2$ ‰ za proračunski dijagram parabola – horizontalni pravac i $\varepsilon_{c3} = 1,75$ ‰ za bilinearni proračunski dijagram. Relativna deformacija pri slomu za oba dijagrama iznosi 3,5 ‰. Omjer relativnih deformacija pri popuštanju i slomu znatno je nepovoljniji kod betona u odnosu na armaturni čelik, što posebno dolazi do izražaja kod presjeka s većim tlačnim silama, gdje je neutralna os udaljenija od najviše tlačno napregnutih vlakancata te je za istu zakrivljenost veći zahtjev za deformacijom rubnih područja.

3. Ovijeni beton

Postojanje tlačnih naprezanja σ_2 i σ_3 , gdje je $\sigma_2 \approx \sigma_3$, uz glavno tlačno naprezanje σ_1 , koje je relativno veliko u odnosu na σ_2 i σ_3 , pokazuje povoljne učinke na radni dijagram betona, i to ponajprije kao povećanje relativne deformacije pri slomu. Izvori troosnoga tlačnog stanja naprezanja betona u konstrukcijama mogu biti različiti: spoj grede sa stupom, spoj stupa s temeljnom konstrukcijom, ugradnja zatvorenih vilica na relativno malome razmaku u elementu ili ovijanje elementa FRP trakama [5].

Važno je napomenuti kako Poissonov koeficijent za beton iznosi približno 0,2 za beton s tlačnim naprezanjem < 0,95 · f_c , gdje je f_c tlačna čvrstoća betona. Za veća naprezanja raste do vrijednosti 0,4 za stanje pri slomu betona, što znatno doprinosi učinkovitosti ovijanja jer se povećanim bočnim deformacijama pri

slomu znatno aktivira armatura za ovijanje kritičnih područja [5]. Odnos bočnih tlačnih naprezanja σ_2 / σ_3 vrlo je važan jer u slučaju nejednakih bočnih naprezanja, $\sigma_2 > \sigma_3$, ekvivalentni bočni tlak računa se prema izrazu:

$$(\sigma_2 + 4\sigma_3)/5 \quad (5)$$

iz kojeg je vidljiv velik utjecaj manjeg naprezanja σ_3 [5].

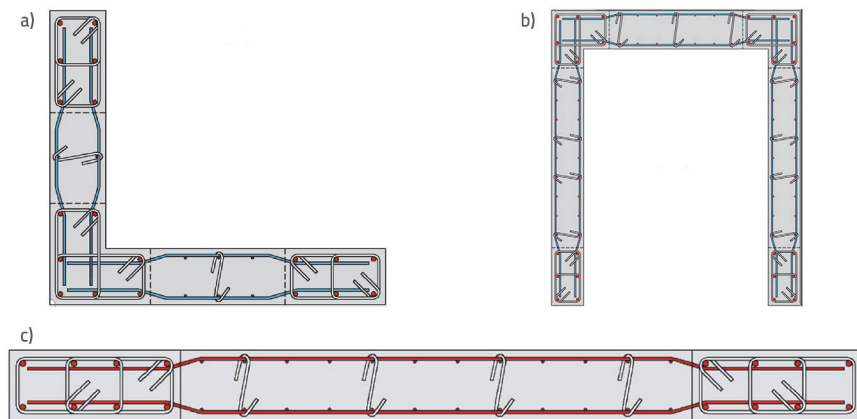
U HRN EN 1992-1-1 [7] i HRN EN 1998-3 [8] predlažu se različiti izrazi za karakterističnu tlačnu čvrstoću ovijenog betona. Izraz prihvaćen u HRN EN 1992-1-1 [7] uputno je koristiti za proračun novih konstrukcija i on daje nešto konzervativnije vrijednosti u odnosu na izraz iz HRN EN 1998-3 [8], koji daje preciznije rezultate, te ga je uputno koristiti kada se što preciznije želi modelirati stanje postojećih konstrukcija.

Prema HRN EN 1998-1 [6], osiguranje dostatne duktilnosti presjeka novih armiranobetonskih pravokutnih zidova postiže se ugradnjom dodatne armature za ovijanje u obliku zatvorenih vilica i/ili dodatne armature oblika C i S u kritičnim područjima zidova. Ugradnjom opisane armature postižu se veća učinkovitost ovijanja betonskog presjeka, α , i veći mehanički obujamski omjer armiranja ovijenom armaturom, ω_{wd} . Dostatna duktilnost pravokutnih presjeka zidova dokazuje se izrazom (6):

$$\alpha \cdot \omega_{wd} \geq 30\mu_\phi (v_d + \omega_d) \varepsilon_{sy,d} \frac{b_c}{b_0} - 0,035 \quad (6)$$

gdje su:

- α - faktor učinkovitosti ovijanja
- ω_{wd} - mehanički obujamski omjer armiranja ovijenom armaturom
- v_d - uzdužna sila u potresnoj proračunskoj situaciji normalizirana na $A_c f_{cd}$
- ω_v - mehanički omjer armiranja hrpta vertikalnom armaturom
- $\varepsilon_{sy,d}$ - proračunska vrijednost relativne deformacije čelika pri popuštanju
- b_c - debljina zida
- b_0 - širina ovijene jezgre stupa ili rubnog elementa zida (do osi spona).



Slika 4. Prikaz armature: a) zida L; b) zida U, C; c) pravokutnog zida [9]

Izuzev pravokutnih zidova (slika 4.a) česta je primjena zidova složenih presjeka kao što su zidovi s proširenjem na krajevima ili zidova koji se sastoje od nekoliko pravokutnih dijelova (presjeci oblika T, L, I, U itd.). Jedan od primjera takvih zidova u inženjerskoj praksi jesu jezgre stubišta i dizala u zgradama (slike 4.b i 4.c). Prema HRN EN 1998-1 [6], za takve se zidove dokaz dostatne duktilnosti presjeka provodi:

- prema izrazu za pravokutne presjeke ako visina neutralne osi pri najvećoj zakrivljenosti x_u ne premašuje visinu proširenja ili pojasnice
- ako x_u premašuje visinu proširenja, tj. pojasnice, tada prema [5] postoje tri opcije:
 - povećati visinu pojasnice tako da je visina pojasnice veća od x_u
 - opća metoda provjere temeljena na odnosima gdje je μ_ϕ definiran kao

$$\mu_\phi = \phi / \phi_y \quad (7)$$

računajući zakrivljenost pri slomu presjeka ϕ_u i zakrivljenost pri početku popuštanja vlačne armature ϕ_y kao:

$$\mu_u = \varepsilon_{cu}^* / x_{cu} \quad (8)$$

$$\phi_y = \varepsilon_y / (d - x_y) \quad (9)$$

gdje su:

- ϕ_u - zakrivljenost pri slomu presjeka
 - ϕ_y - zakrivljenost pri početku popuštanja vlačne armature
 - ε_{cu}^* - relativna deformacija najviše napregnutog vlakanca ovijenog betona
 - x_{cu} - visina neutralne osi pri najvećoj zakrivljenosti za slom betona
 - ε_y - vrijednost relativne deformacije čelika pri popuštanju
 - x_y - visina neutralne osi pri popuštanju čelika u vlaknu
 - d - statička visina presjeka,
- procjenjujući visine neutralnih osi x_u i x_y iz ravnoteže presjeka i koristeći izraze za ovijeni beton.

Provjera je moguća primjenom iterativnih postupaka sa softverskim rješenjima. Armatura za ovijanje računa se za tlačnu pojasnicu širine b_c i za pripadajuće dijelove hrpta presjeka.

- osigurati ovijanje hrptova umjesto ovijanja pojasnica, što je smisleno samo ako pojasnice nisu znatno šire od hrptova i ako je tlačno područje x_u relativno malo.

Kao što je navedeno, HRN EN 1998-1 [6] ne daje gotove izraze za kontrolu duktilnosti zidova složenih poprečnih presjeka zbog prevelikog broja varijabli, a često nije ni moguće primijeniti izraze za pravokutne zidove (6), te je neophodna provjera duktilnosti presjeka prema izrazima (7), (8) i (9) iterativnim softverskim rješenjima.

4. Određivanje dijagrama moment – zakrivljenost poprečnih presjeka

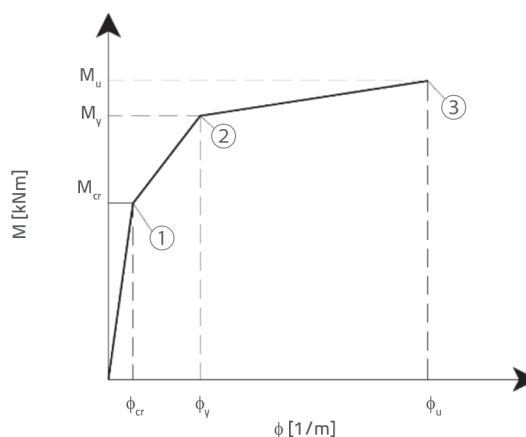
Dijagram moment – zakrivljenost poprečnih presjeka (slika 5.) grafički je prikaz odnosa momenta savijanja presjeka M i zakrivljenosti presjeka ϕ . Zakrivljenost presjeka definirana je kao kut:

$$\phi = (\varepsilon_c + \varepsilon_s) / d \quad (10)$$

gdje je:

- ε_c - relativna tlačna deformacija betona
- ε_s - relativna vlačna deformacija armature
- d - statička visina.

Dijagram ima tri karakteristične točke. Točka 1. predstavlja stanje presjeka pri pojavi prve pukotine, odnosno pri dostizanju vlačne čvrstoće betona u najnapregnutijemu vlakancu poprečnog presjeka u vlaknu. Izrazi za određivanje temelje se na linearnoj raspodjeli relativnih deformacija po visini poprečnog presjeka i elastičnome ponašanju materijala. Točka 2. predstavlja stanje presjeka pri pojavi prvog popuštanja armature u vlaknu. Točka 3. predstavlja stanje presjeka pri dostizanju sloma presjeka, odnosno pri prekoračenju relativnih tlačnih deformacija betona, vlačnog sloma armature ili pada momenta nosivosti presjeka na $0,85M_{\max}$ [10].



Slika 5. Dijagram $M - \phi$ linearan je po odsječcima [10]

5. Analiza složenih armiranobetonskih presjeka

Kako bi se pokazao utjecaj različitih faktora na konačan iznos koeficijenta duktilnosti s obzirom na zakrivljenost presjeka, provedena je analiza dvaju tipova poprečnih presjeka: T-presjeka i C-presjeka. Presjeci su analizirani za različite razine normalizirane uzdužne sile, $v = 0,20$, $v = 0,25$, $v = 0,30$, $v = 0,35$ i $v = 0,40$, varirajući količinu vlačne armature, tlačne armature, smjer promatranog momenta nosivosti presjeka i učinkovitost ovijanja ovijenog dijela presjeka. Analizirani su poprečni presjeci sljedećih dimenzija:

- T-presjek sastoji se od hrpta širine 25 cm i pojasnice širine 25 cm i duljine 100 cm, ukupne visine 250 cm.
- C-presjek sastoji se od pojasnice širine 20 cm i duljine 200 cm, hrpta širine 25 cm, ukupne visine 275 cm.

Presjek 1 jest referentni T-presjek. Na presjecima 2 do 5 povećavana je vlačna armatura, a na presjecima 6 i 7 povećavana je tlačna armatura. Presjek 11 jednak je presjeku 4, ali je analiziran za suprotan smjer momenta i služi kao referentni presjek za analizu utjecaja ovijanja dijela presjeka zajedno s presjecima 12 do 15. Presjek 21 jest referentni C-presjek, a u presjecima 22, 23 i 24 povećavana je cjelokupna armatura presjeka. Presjek 24 služi kao referentni presjek za analizu utjecaja ovijanja dijela presjeka zajedno s presjecima 31 do 34. U nastavku prikazani su analizirani poprečni presjeci, a vektor uzdužne sile i smjer djelovanja momenta savijanja oko jače osi prikazani su u prevaljenome presjeku (slika 6.).

Kod T-presjeka razmatrano je ovijanje rubnog područja hrpta, dok je kod C-presjeka razmatrano ovijanje pojasnice. Na slikama

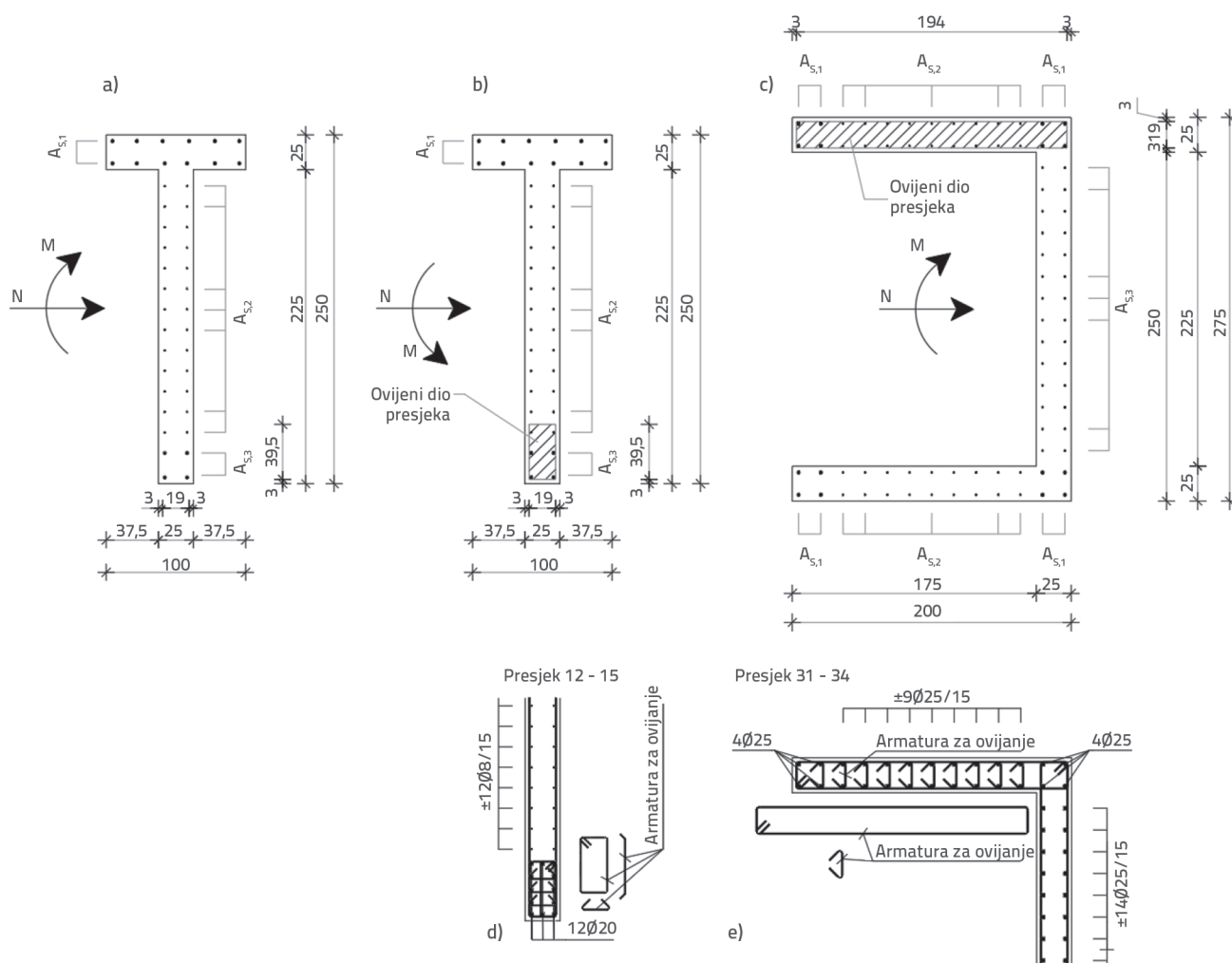
6.e i 6.d prikazana je armatura ovijanja samo u tlačnoj pojasnici jer nije razmatrana promjena predznaka momenta savijanja. U nastavku dan je tablični opis presjeka (tablica 1.).

5.1. Čelik za armiranje

Za analizu presjeka primijenjen je bilinearni proračunski dijagram za čelik B500B. Maksimalna relativna deformacija iznosi 50 ‰, relativna deformacija na granici popuštanja 2,174 ‰, naprezanje na granici popuštanja 434,78 MPa, a modul elastičnosti $E = 200000$ MPa.

5.2. Beton

Za analizu presjeka korišten je beton razreda C30/37 s karakteristikama proračunskog bilinearnog dijagrama. Proračunska tlačna čvrstoća betonskog valjka jest $f_{cd} = f_{ck} / \gamma_c = 30 / 1,5 = 20$ MPa, gdje su f_{ck} karakteristična tlačna čvrstoća betonskog valjka starog 28 dana, a γ_c parcijalni koeficijent za



Slika 6. Analizirani presjeci: a) presjek 1 do 11; b) presjek 12 do 15; c) presjek 21 do 34; d) detalj armature za ovijanje presjeka 12 do 15; e) detalj armature za ovijanje presjeka 31 do 34

Tablica 1. Tablični opis presjeka

Presjek	Oblik presjeka	$A_{s,1}$ [cm ²]	$A_{s,2}$ [cm ²]	$A_{s,3}$ [cm ²]	$\alpha\omega_{wd}$
Presjek 1	T	12Ø16 = 24,12	±13Ø8/15 cm = 13,07	4Ø16 = 8,04	0,00
Presjek 2	T	12Ø16 = 24,12	±13Ø8/15 cm = 13,07	8Ø16 = 16,08	0,00
Presjek 3	T	12Ø16 = 24,12	±13Ø8/15 cm = 13,07	8Ø20 = 25,13	0,00
Presjek 4	T	12Ø16 = 24,12	±12Ø8/15 cm = 12,06	12Ø20 = 37,7	0,00
Presjek 5	T	12Ø16 = 24,12	±12Ø8/15 cm = 12,06	12Ø25 = 58,90	0,00
Presjek 6	T	12Ø20 = 37,70	±13Ø8/15 cm = 13,07	4Ø16 = 8,04	0,00
Presjek 7	T	12Ø25 = 58,90	±13Ø8/15 cm = 13,07	4Ø16 = 8,04	0,00
Presjek 11	T	12Ø16 = 24,12	±12Ø8/15 cm = 12,06	12Ø20 = 37,7	0,00
Presjek 12	T	12Ø16 = 24,12	±12Ø8/15 cm = 12,06	12Ø20 = 37,7	0,03640
Presjek 13	T	12Ø16 = 24,12	±12Ø8/15 cm = 12,06	12Ø20 = 37,7	0,05759
Presjek 14	T	12Ø16 = 24,12	±12Ø8/15 cm = 12,06	12Ø20 = 37,7	0,11379
Presjek 15	T	12Ø16 = 24,12	±12Ø8/15 cm = 12,06	12Ø20 = 37,7	0,17153
Presjek 21	C	4Ø16 = 8,04	±9Ø12/15 cm = 20,36	±14Ø12/15 cm = 31,67	0,00
Presjek 22	C	4Ø16 = 8,04	±9Ø16/15 cm = 36,19	±14Ø16/15 cm = 56,30	0,00
Presjek 23	C	4Ø20 = 12,57	±9Ø20/15 cm = 56,55	±14Ø20/15 cm = 87,96	0,00
Presjek 24	C	4Ø25 = 19,63	±9Ø25/15 cm = 83,36	±14Ø25/15 cm = 137,44	0,00
Presjek 31	C	4Ø25 = 19,63	±9Ø25/15 cm = 83,36	±14Ø25/15 cm = 137,44	0,01732
Presjek 32	C	4Ø25 = 19,63	±9Ø25/15 cm = 83,36	±14Ø25/15 cm = 137,44	0,02736
Presjek 33	C	4Ø25 = 19,63	±9Ø25/15 cm = 83,36	±14Ø25/15 cm = 137,44	0,05163
Presjek 34	C	4Ø25 = 19,63	±9Ø25/15 cm = 83,36	±14Ø25/15 cm = 137,44	0,07601

beton. Relativna deformacija betona pri najvećemu tlačnom naprezanju f_c jest $\varepsilon_{c3} = 1,75 \text{ ‰}$, a najveća tlačna deformacija pri slomu betona $\varepsilon_{cu3} = 3,5 \text{ ‰}$. Karakteristične točke dijagrama ovijenog betona izračunane su prema HRN EN 1992-1-1 [7] u ovisnosti o učinkovitosti ovijanja α i mehaničkome koeficijentu armature za ovijanje ω_w . Proračunsko bočno tlačno naprezanje σ_2 izračunano je prema [5] primjenom izraza:

$$\sigma_2 = 0,5\alpha\omega_w f_{ck} \quad (11)$$

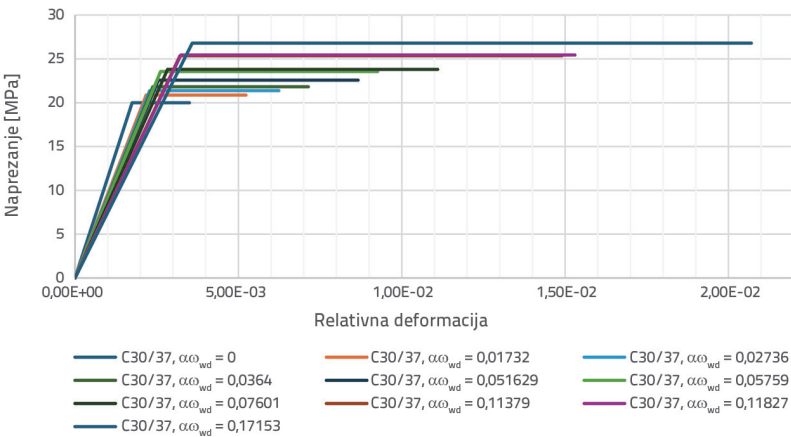
gdje su:

- α – faktor učinkovitosti ovijanja
- ω_w – mehanički obujamski omjer armiranja ovijenom armaturom
- f_{ck} – karakteristična tlačna čvrstoća betonskog valjka starog 28 dana

5.3. Opis rada programa

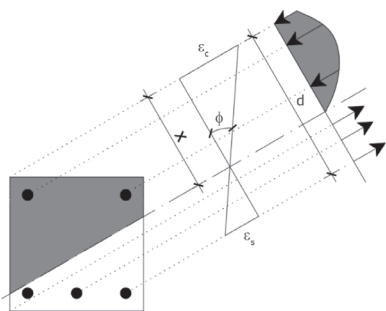
Analiza je provedena programom SAP2000 v24.0.0., modulom Section Designer, općom metodom provjere koja se temelji na izrazima (7), (8) i (9). Osnovni princip rada objašnjen je na primjeru sa slike 8., a prema [11].

Krivulja $M - \phi$ formira se preko n broja proračunskih točki koje su međusobno povezane pravcima. Svaka proračunska točka definirana je iznosom momenta nosivosti presjeka za određenu zakrivljenost presjeka. Broj proračunskih točaka upisuje korisnik i svaka točka ima unaprijed definiran iznos zakrivljenosti. Na slici 8. prikazan je poprečni presjek, opterećen poznatim iznosom uzdužne sile i definiranim kutom neutralne osi.



Slika 7. Bilinearni proračunski dijagrami ovijenog i neovijenog betona

Stanje deformacija po ploštini presjeka definirano je odabranim iznosom zakrivljenosti presjeka i položajem neutralne osi, tj. visinom tlačnog područja x . Naprezanja se računaju na temelju definiranih radnih dijagrama materijala i poznatih deformacija po točkama presjeka. Budući da je zakrivljenost presjeka unaprijed definirana po pojedinim točkama krivulje moment – zakrivljenost, za svaku točku proračunava se visina tlačnog područja x za koju se postiže ravnoteža unutarnjih i vanjskih sila, što se radi iterativnim postupkom. Nakon što se postigne ravnoteža uzdužnih sila presjeka, proračunava se moment od rezultanti unutarnjih sila (tlačne sile u betonu te vlačna sila u armaturi) i vanjske sile. Proračunani moment za definiranu zakrivljenost čini jednu točku krivulje $M - \phi$.



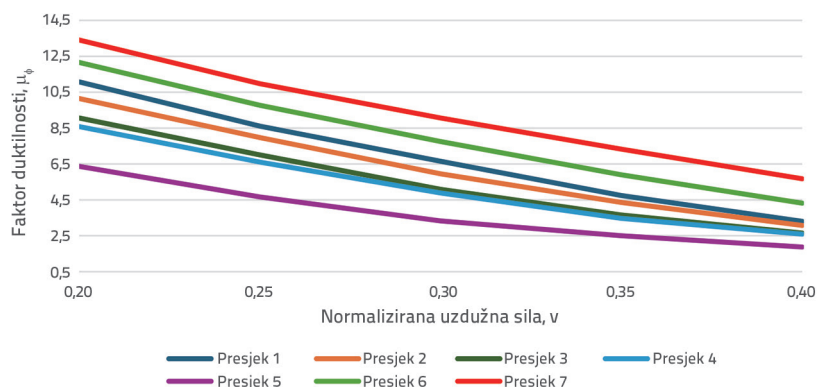
Slika 8. Stanje naprezanja i deformacija presjeka

5.4. Utjecaj razine uzdužne sile na duktilnost presjeka

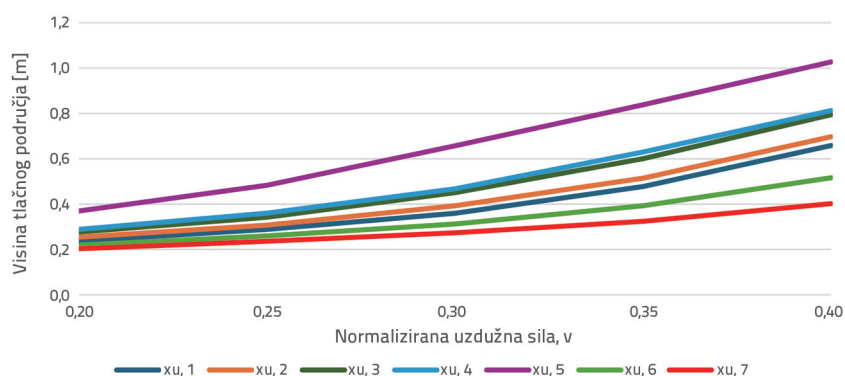
5.4.1. T-presjek

Utjecaj razine uzdužne sile na duktilnost T-presjeka promatran je na presjecima 1 do 7. Presjeci su opterećeni momentom savijanja pa je tlačno područje na strani pojasnice. Svi presjeci pokazuju visoke razine faktora duktilnosti $6,36 < \mu_\phi < 13,41$ za normaliziranu uzdužnu silu $v = 0,20$ te stabilan, gotovo linearan pad na razine $1,87 < \mu_\phi < 5,68$ za normaliziranu uzdužnu silu $v = 0,40$.

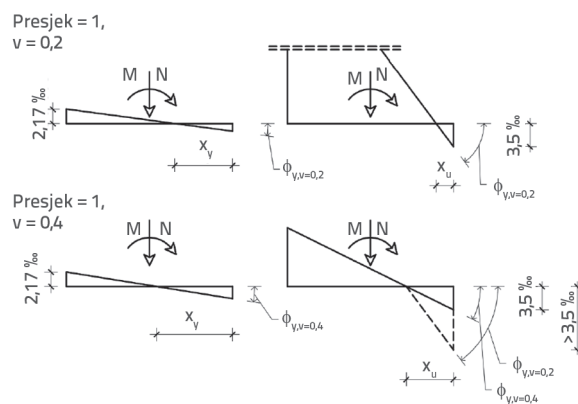
Iz grafa na slici 9. vidljiv je negativan utjecaj uzdužne sile na faktor duktilnosti presjeka. To se može objasniti većom zahtijevanom duljinom tlačnog područja pri slomu presjeka kako bi se uravnotežila veća uzdužna sila. Tada se za jednak zahtjev za zakrivljenošću kao pri nižim razinama sile, na najviše naprezana tlačna vlaknca postavlja zahtjev za relativnom deformacijom znatno iznad $\epsilon_{c,u}$. Na slici 10. prikazan je utjecaj uzdužne sile na visinu tlačnog područja.



Slika 9. Utjecaj razine normalizirane uzdužne sile na faktor duktilnosti presjeka 1 do 7



Slika 10. Utjecaj razine normalizirane uzdužne sile na visinu tlačnog područja presjeka 1 do 7



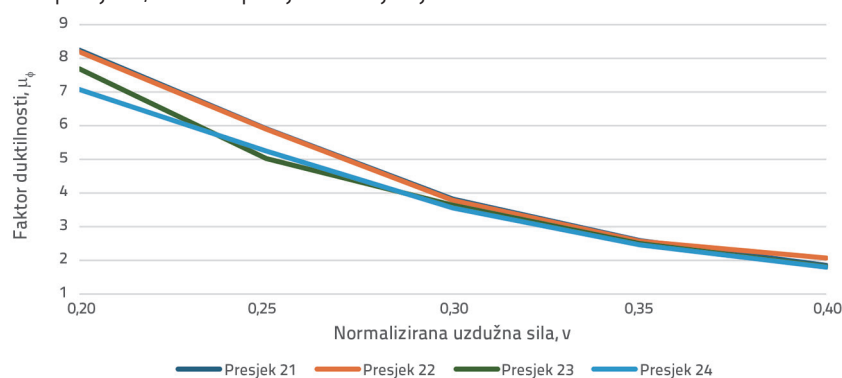
Slika 11. Stanje relativnih deformacija pri popuštavanju vlačne armature i slomu presjeka 1

Na slici 11. prikazano je stanje relativnih deformacija pri slomu i popuštavanju vlačne armature za presjek 1 pri razini uzdužne sile $v = 0,20$ i $v = 0,40$. Na slici 11. vidljivo je da je omjer visina tlačnog područja za razine $v = 0,20$ i $v = 0,40$ pri popuštavanju vlačne armature veći nego pri slomu. Budući da se faktor duktilnosti presjeka u odnosu na zakrivljenost definira kao omjer zakrivljenosti presjeka pri slomu i zakrivljenosti presjeka pri popuštavanju armature u vlaknu, iz toga proizlazi da je smanjenje faktora duktilnosti presjeka, za

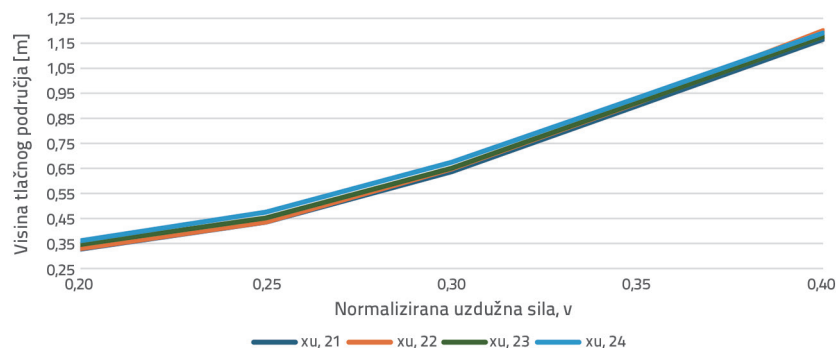
veće razine uzdužne sile, ponajviše uvjetovano smanjenjem zakrivljenosti presjeka pri slomu. Na slici je također označena zakrivljenost $\phi_{u,v} = 0,20$ crtkanom linijom, iz čega je vidljiv porast zahtijevane relativne tlačne deformacije betona za veću visinu tlačnog područja $x_{u,v} = 0,40$, što u slučaju neovijenog betona nije ostvarivo.

5.4.2. C-presjek

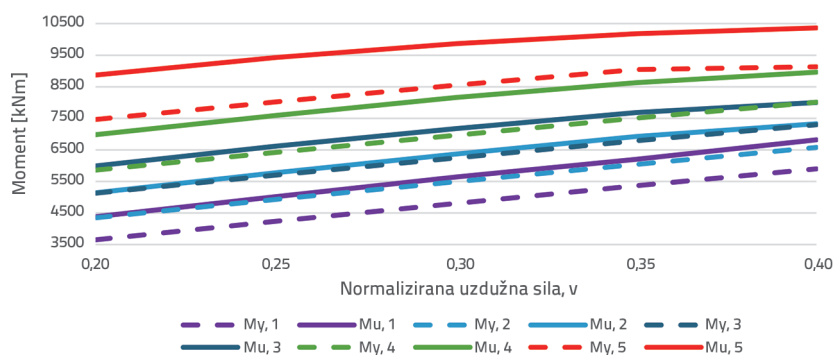
Utjecaj razine uzdužne sile na duktilnost C-presjeka promatran je na presjecima 21 do 24. Na slici 12. vidljiv je utjecaj uzdužne sile na faktor duktilnosti presjeka 21, 22, 23 i 24. Kao i kod T-presjeka, vidljivo je smanjenje duktilnosti presjeka s povećanjem uzdužne sile presjeka. Za razliku od T-presjeka, kod C-presjeka vidljiv je brži rast visine



Slika 12. Utjecaj razine normalizirane uzdužne sile na faktor duktilnosti presjeka 21 do 24



Slika 13. Utjecaj razine normalizirane uzdužne sile na visinu tlačnog područja presjeka 21 do 24



Slika 14. Utjecaj razine normalizirane uzdužne sile na moment pri popuštanju vlačne armature i moment nosivosti presjeka 1 do 5

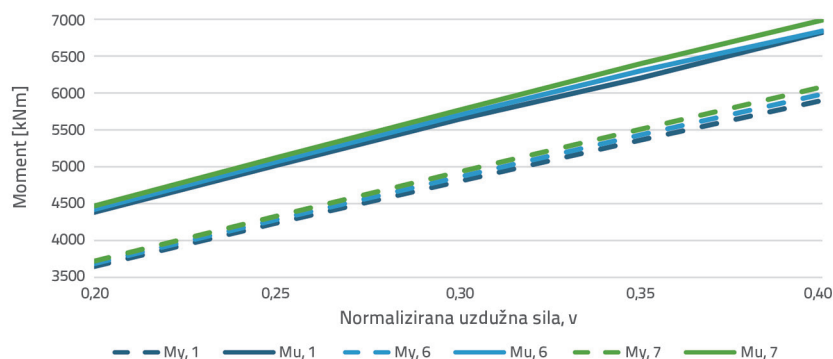
tlačnog područja s povećanjem uzdužne sile (slika 13.), što se može pripisati većemu iznosu povećanja uzdužnih sila u svakome koraku analize. Oba presjeka analizirana su za razine normalizirane uzdužne sile od $v = 0,20$ do $v = 0,40$ s koracima povećanja od 0,05. C-presjek ima veću ploštinu od T-presjeka i zato je apsolutni iznos povećanja uzdužne sile za svaki korak veći, 1563 kN prema 813 kN. Budući da je hrbat obaju presjeka jednake širine, za postizanje ravnoteže pri povećanju uzdužne sile u svakome koraku potrebno je veće povećanje visine tlačnog područja C-presjeka u odnosu na T-presjek.

5.5. Utjecaj vlačne armature na duktilnost presjeka: T-presjek

Utjecaj vlačne armature na faktor duktilnosti može se vidjeti usporedbom presjeka 1 do 5 na slici 9. Može se primijetiti pad faktora duktilnosti presjeka s povećanjem vlačne armature. Povećanjem količine vlačne armature povećava se moment pri popuštanju armature u vlaklu i moment pri slomu presjeka kako je prikazano na slici 14. Također, povećava se visina tlačnog područja (slika 10.). Povećanje visine tlačnog područja neophodno je kako bi se uravnotežila veća vlačna komponenta sprega sila koje tvore moment nosivosti presjeka. Povećanje iznosa vlačne komponente uzrokovano je povećanjem ukupne količine vlačne armature.

5.6. Utjecaj tlačne armature na duktilnost presjeka: T-presjek

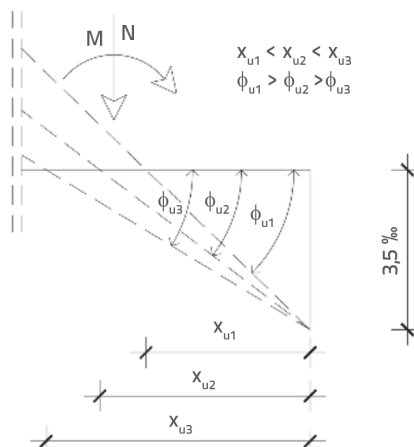
Povoljan utjecaj tlačne armature na duktilnost presjeka može se vidjeti usporedbom presjeka 1, 6 i 7 na slici 9. Omjer modula elastičnosti čelika i betona iznosi 200 GPa / 33 GPa = 6,06. Za istu razinu relativne deformacije armatura razvija 6,06 puta veće naprezanje od betona i time više doprinosi tlačnoj nosivosti presjeka. Zato se povećanjem udjela tlačne armature presjeku omogućuje razvijanje jednake tlačne nosivosti za manje visine tlačnog područja u odnosu na presjek slabije armiran tlačnom armaturom. Povećanjem količine tlačne armature ne povećavaju se znatno moment pri popuštanju vlačne armature i moment pri slomu presjeka, a kao što je to i



Slika 15. Utjecaj razine normalizirane uzdužne sile na moment pri popuštanju armature u vlaklu i moment nosivosti presjeka 1, 6 i 7

prikazano na slici 15. Na slici 10. vidljivo je smanjenje visine

tlačnog područja kod presjeka 6 i 7 u odnosu na presjek 1 zbog veće količine tlačne armature, što za posljedicu ima i postavljanje manjeg zahtjeva za relativnom tlačnom deformacijom rubnih vlakanca i omogućuje veću zakrivljenost presjeka pri slomu. Za dopuštenu relativnu deformaciju neovijenog betona od 3,5 ‰ maksimalna duktilnost postiže se za minimalnu visinu tlačnog područja x_{u1} kao što je to prikazano na slici 16.



Slika 16. Utjecaj visine tlačnog područja na zakrivljenost presjeka pri slomu

5.7. Utjecaj promjene tlačne i vlačne armature na duktilnost presjeka: C-presjek

Utjecaj promjene tlačne i vlačne armature presjeka može se vidjeti usporedbom presjeka 21 do 24 na slici 12. Presjeci oblika C simetrično su armirani. Kao što je već opisano,

povećanje količine vlačne armature djeluje nepovoljno na ukupan iznos faktora duktilnosti za razliku od povoljnog djelovanja tlačne armature. U presjecima 21 do 24 jednako je povećavana količina armature u pojasnicama i hrptovima.

Razlika u ostvarenim vrijednostima faktora duktilnosti izražena je pri manjim vrijednostima normalizirane uzdužne sile $v \approx 0,2$ i $v \approx 0,25$, dok su za veće razine vrijednosti gotovo jednake. U tablicama 2. i 3. prikazani su rezultati proračuna presjeka 21 i 24, u tablici 4. dana je usporedba tih rezultata.

Tablica 2. Rezultati analize presjeka 21

Presjek 21							
v	$M_{y,21}$ [kNm]	$\phi_{y,21}$	$x_{y,21}$ [cm]	$M_{u,21}$ [kNm]	$\phi_{u,21}$	$x_{u,21}$ [cm]	$\mu_{\phi,21}$
0,20	14025	0,001297	1,0244	16565	0,010690	0,3274	8,242097
0,25	15722	0,001363	1,1062	18284	0,008053	0,4353	5,908291
0,30	17383	0,001427	1,1801	19798	0,005446	0,6372	3,816398
0,35	18992	0,001495	1,2508	20859	0,003872	0,9005	2,589967
0,40	20411	0,001603	1,3473	21533	0,002968	1,1656	1,851528

Tablica 3. Rezultati analize Presjeka 24

Presjek 24							
v	$M_{y,21}$ [kNm]	$\phi_{y,21}$	$x_{y,21}$ [cm]	$M_{u,21}$ [kNm]	$\phi_{u,21}$	$x_{u,21}$ [cm]	$\mu_{\phi,21}$
0,20	21632	0,001347	1,0928	24785	0,009530	0,3606	7,074981
0,25	23307	0,001403	1,1574	26445	0,007359	0,4749	5,245189
0,30	24991	0,001459	1,2171	27922	0,00519	0,6744	3,557231
0,35	26597	0,001526	1,2813	28953	0,003756	0,9313	2,461337
0,40	28025	0,00162	1,36557	29622	0,002913	1,1909	1,798148

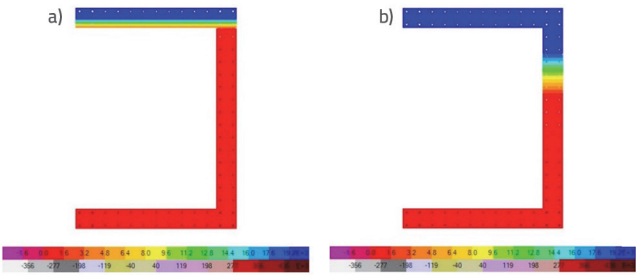
Tablica 4. Usporedba rezultata Presjeka 21 i Presjeka 24

v	$M_{y,21}/M_{y,24}$	$\phi_{y,21}/\phi_{y,24}$	$x_{y,21}/x_{y,24}$	$M_{u,21}/M_{u,24}$	$\phi_{u,21}/\phi_{u,24}$	$x_{u,21}/x_{u,24}$	$\mu_{\phi,21}/\mu_{\phi,24}$
0,20	0,6483450	0,962880	0,937408	0,6683478	1,121721	0,907931	1,164964
0,25	0,6745613	0,971490	0,955763	0,6913972	1,094306	0,916614	1,126421
0,30	0,6955704	0,978067	0,96960	0,7090466	1,049326	0,944840	1,072856
0,35	0,7140655	0,979685	0,976196	0,7204435	1,030884	0,966928	1,052260
0,40	0,7283140	0,989506	0,986619	0,7269259	1,018881	0,978756	1,029686

Iz usporedbe rezultata analize u tablici 2. vidljivo je da je omjer $\phi_{v,21}/\phi_{v,24} \approx 1$ za sve razine normalizirane uzdužne sile, dok omjer $\phi_{u,21}/\phi_{u,24}$ poprima vrijednosti od 1,12 za $v = 0,20$ do 1,02 za $v = 0,40$, iz čega proizlazi da je uzrok razlike ostvarenih faktora duktilnosti na nižim razinama uzdužne sile ponajviše razlika zakrivljenosti presjeka pri slomu.

To se može objasniti promatranjem dijagrama naprezanja presjeka i visine tlačnog područja presjeka 21 i 24 na slikama 17. i 18. Presjek 21 armiran je s 4 Ø 16 u sudarima dijelova presjeka i na slobodnim rubovima te s Ø 12/15 cm na ostatku presjeka. Presjek 24 armiran je jednoliko s Ø 25/15 cm i jednakim brojem šipki kao presjek 21.

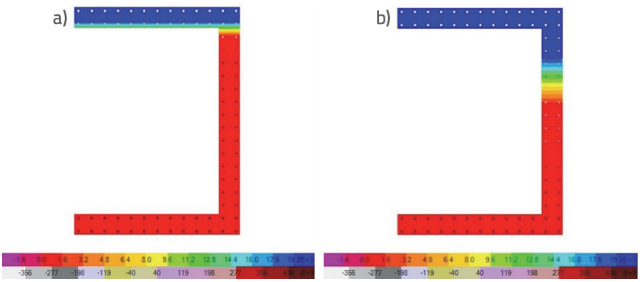
Pri slomu za male vrijednosti uzdužne sile $v = 0,20$ presjeci imaju malu visinu tlačnog područja, većina armature popustila je i s relativno plitkim tlačnim područjem uravnotežuju se vanjska uzdužna sila i vlačna sila armature. Presjek 24 zbog veće ukupne količine vlačne armature ima veću visinu neutralne osi od 36,1 cm u odnosu na 32,7 cm za presjek 21. Povećavanjem razine uzdužne sile neutralna os presjeka spušta se, povećava se visina tlačnog područja, povećava ukupan iznos tlačne armature i smanjuje količina vlačne armature, tj. pomicanjem neutralne osi presjeka dio vlačno naprezane armature prelazi u tlačno naprezanu armaturu. Iz usporedbe omjera $x_{u,21}/x_{u,24}$ iz tablice 2. vidljivo je izjednačavanje vrijednosti $x_{u,21}$ i $x_{u,24}$ s povećanjem uzdužne sile presjeka. Zbog navedenog približavanja visina neutralnih osi, a za istu maksimalnu dopuštenu relativnu deformaciju betona od 3,5 ‰, faktori duktilnosti presjeka poprimaju bliske vrijednosti povećanjem uzdužne sile.



Slika 17. Prikaz stanja naprezanja: a) presjek 21 za $v = 0,2$; b) presjek 21 za $v = 0,4$

Tablica 5. Podaci o ovijenim presjecima 12, 13, 14 i 15

Presjek	Armatura za ovijanje [cm]	$\alpha(\omega_{wd})$	Karakteristike ovijenog betona [MPa]
Presjek 12	Ø8/15	$\alpha(\omega_{wd}) = 0,03640$	$\epsilon_{c3,c} = 0,0023806$; $\epsilon_{cu3,c} = 0,007140$ $f_{cd,c} = 23,82$
Presjek 13	Ø10/15	$\alpha(\omega_{wd}) = 0,05759$	$\epsilon_{c3,c} = 0,0026174$; $\epsilon_{cu3,c} = 0,009259$ $f_{cd,c} = 23,55$
Presjek 14	Ø10/10	$\alpha(\omega_{wd}) = 0,11379$	$\epsilon_{c3,c} = 0,0032118$; $\epsilon_{cu3,c} = 0,014879$ $f_{cd,c} = 25,35$
Presjek 15	Ø10/7,5	$\alpha(\omega_{wd}) = 0,17153$	$\epsilon_{c3,c} = 0,003588$; $\epsilon_{cu3,c} = 0,0206530$ $f_{cd,c} = 26,79$



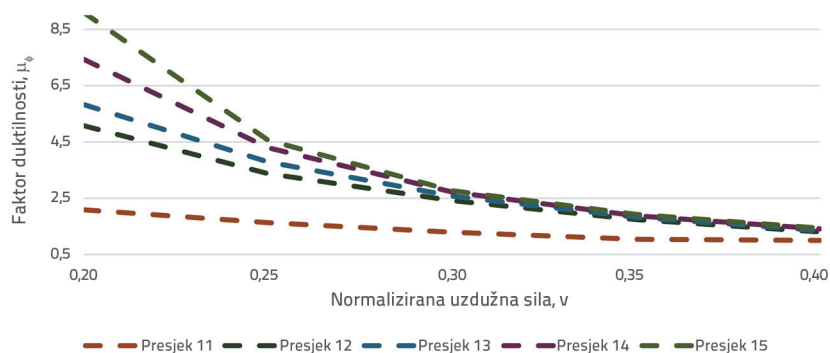
Slika 18. Prikaz stanja naprezanja: a) presjek 24 za $v = 0,2$; b) presjek 24 za $v = 0,4$

5.8. Utjecaj ovijanja betona na dijagram moment – zakrivljenost poprečnih presjeka

Razmatrani su utjecaji djelomičnog ovijanja betona hrpta T-presjeka na presjecima 12 do 15 te ovijanja betona pojasnica na C-presjecima 31 do 34.

5.8.1. T-presjek

Razmatraju se presjeci 11, 12, 13, 14 i 15. Presjek 11 jest presjek 4 analiziran za suprotan smjer djelovanja momenta savijanja u odnosu na presjek 4. Presjeci 12, 13, 14 i 15 jesu presjeci s ovijenim dijelom hrpta, imaju jednaku uzdužnu armaturu, zaštitni sloj $c = 2,5$ cm i dimenzije ovijenog dijela hrpta. Dimenzije ovijene jezgre betona iznose $39,5 \text{ cm} \times 19 \text{ cm}$. Odabran način ovijanja sastoji se od jedne zatvorene vilice, uzdužne C-kuke i triju poprečnih C-kuka. Presjek 12 ovijen je armaturom Ø8/15 cm, presjek 13 armaturom Ø10/15 cm, presjek 14 armaturom Ø10/10 cm i presjek 15 Ø10/7,5 cm. Izračunani su pripadajući koeficijenti učinkovitosti ovijanja α i mehanički koeficijenti armiranja ovijenom armaturom ω_{wd} . Dio presjeka unutar ovijene jezgre betona zadan je karakteristikama ovijenog betona prikazanim na slici 7. U nastavku dan je tablični prikaz presjeka, pripadajuće armature za ovijanje i karakteristika ovijenog betona. Na slici 19. prikazan je graf ovisnosti faktora duktilnosti o normaliziranoj uzdužnoj sili za analizirane presjeke. Porastom zakrivljenosti presjeka 11, a zbog nedostatka pojasnice, odnosno veće ploštine na tlačnome dijelu, vrlo brzo dolazi do ubrzanog porasta visine tlačnog područja i iscrpljivanja relativnih tlačnih deformacija neovijenog betona. Ostvarene vrijednosti faktora duktilnosti presjeka 11 niske su i za razine normalizirane uzdužne



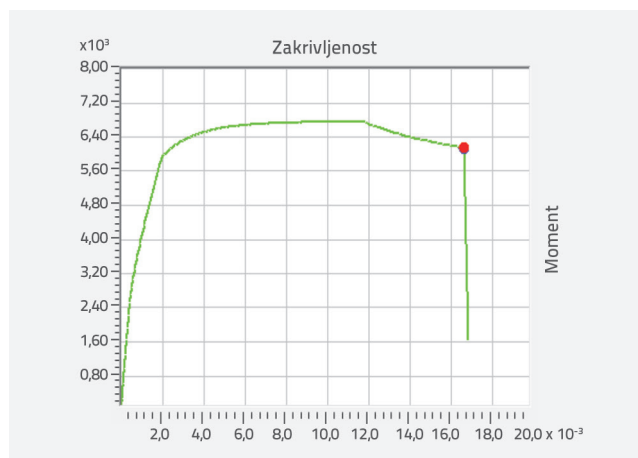
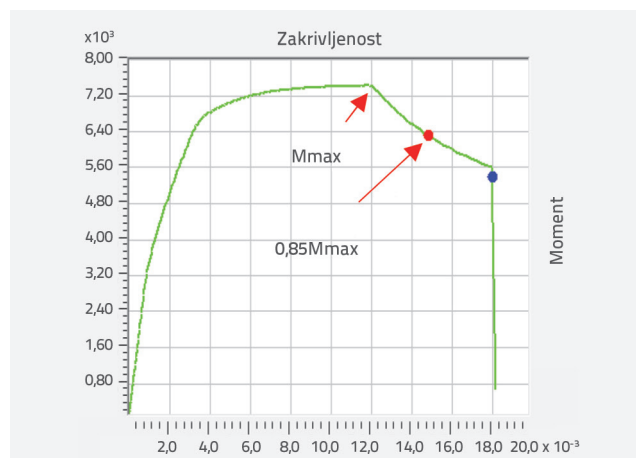
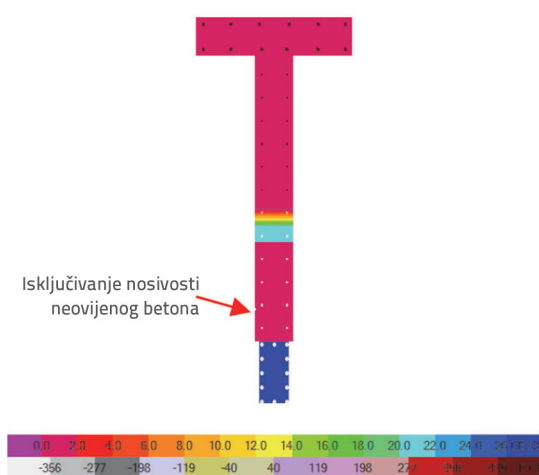
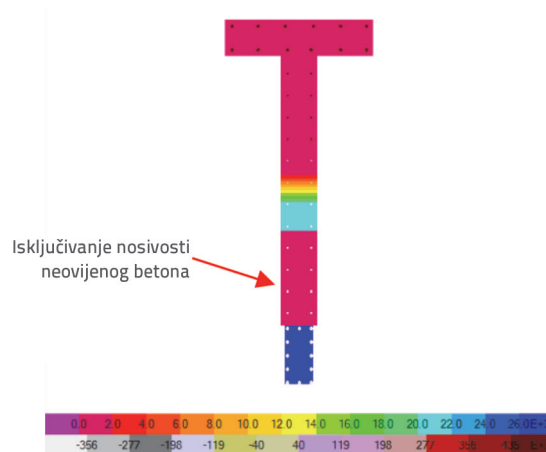
Slika 19. Utjecaj razine normalizirane uzdužne sile na faktor duktilnosti presjeka 11 do 15

sile $v \geq 0,35$ duktilnost presjeka teži iznosu 1. Odabranim ovijanjem dijela hrpta presjeka presjeci 12 – 15 postižu veće vrijednosti faktora duktilnosti, posebno za niske razine uzdužne sile. Za veće razine opterećenja uzdužnim silama povoljan učinak ovijanja betona smanjuje se zbog prekoračenja relativne deformacije neovijenog betona hrpta uz ovijeni beton, što za posljedicu ima njegovo isključenje iz nosivosti presjeka, porast visine tlačnog

njegovim isključivanjem iz nosivosti, a što se vidi na lomu dijagrama $M - \phi$ za M_{max} .

5.8.2. C-presjek

U nastavku razmatraju se presjeci 24, 31, 32, 33 i 34. Oni imaju jednaku uzdužnu armaturu, zaštitni sloj 2,5 cm i jednaku ploštinu

Slika 20. Dijagram $M - \phi$ presjeka 15 za $v = 0,20$ Slika 22. Dijagram $M - \phi$ presjeka 15 za $v = 0,25$ Slika 21. Stanje naprezanja pri slomu presjeka 15 za $v = 0,20$ Slika 23. Stanje naprezanja pri slomu presjeka 15 za $v = 0,25$

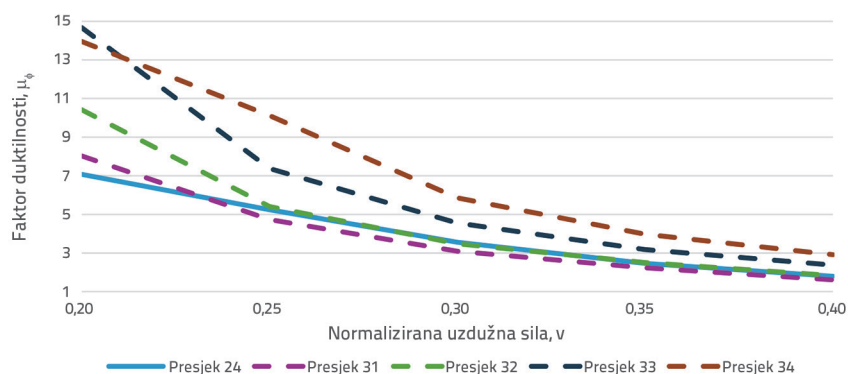
Tablica 6. Podaci o ovijenim presjecima 31, 32, 33 i 34

Presjek	Armatura za ovijanje [cm]	$\alpha(\omega)_{wd}$	Karakteristike ovijenog betona [MPa]
Presjek 31	Ø8/15	$\alpha(\omega)_{wd} = 0,01732$	$\varepsilon_{c3,c} = 0,0021769$; $\varepsilon_{cu3,c} = 0,005232$; $f_{cd,c} = 20,87$
Presjek 32	Ø10/15	$\alpha(\omega)_{wd} = 0,02736$	$\varepsilon_{c3,c} = 0,002283$; $\varepsilon_{cu3,c} = 0,006236$; $f_{cd,c} = 21,37$
Presjek 33	Ø10/10	$\alpha(\omega)_{wd} = 0,05163$	$\varepsilon_{c3,c} = 0,0025496$; $\varepsilon_{cu3,c} = 0,008663$; $f_{cd,c} = 22,58$
Presjek 34	Ø10/7,5	$\alpha(\omega)_{wd} = 0,07601$	$\varepsilon_{c3,c} = 0,0028323$; $\varepsilon_{cu3,c} = 0,011100$; $f_{cd,c} = 23,8$

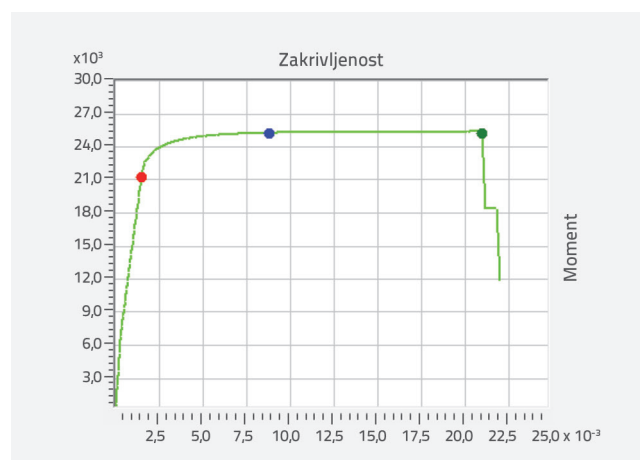
ovijenog betona. Odabran način ovijanja jest povezivanje uzdužnih šipki C-kukama i zatvorenom vilicom po opsegu pojasnice. Izračunani su pripadajući koeficijenti učinkovitosti ovijanja α i mehanički koeficijenti armiranja ω_{wd} . Presjek 31 ovijen je armaturom Ø8/15 cm, presjek 32 armaturom Ø10/15 cm, presjek 33 armaturom Ø10/10 cm, a presjek 34 Ø10/7,5 cm. Dio presjeka unutar ovijene jezgre betona zadan je karakteristikama ovijenog betona prikazanima na slici 7.

U tablici 6. prikazani su odabrana armatura za ovijanje i karakteristike ovijenog betona presjeka 31 do 34.

U nastavku dan je graf ovisnosti faktora duktilnosti o normaliziranoj uzdužnoj sili.



Slika 24. Utjecaj razine normalizirane uzdužne sile na faktor duktilnosti presjeka 24, 31 do 34

Slika 25. Dijagram M – ϕ presjeka 34 za $v = 0,20$

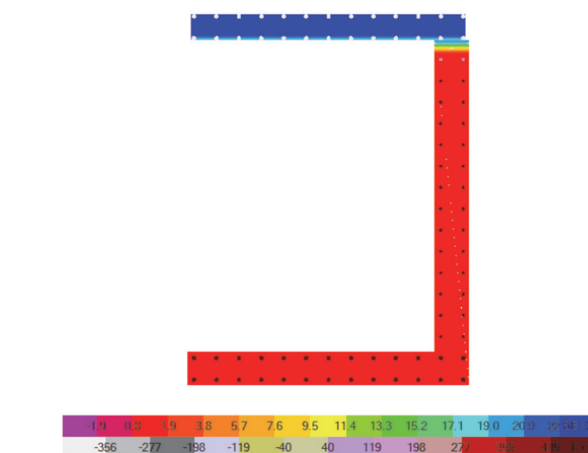
Iz grafa na slici 24. primjetan je povoljan učinak ovijanja pojasnica betona, posebno pri manjim vrijednostima normalizirane uzdužne sile $v = 0,20$ i $v = 0,25$. Na većim razinama opterećenja uzdužnom silom povoljan učinak ovijanja betona smanjuje se zbog prekoračenja relativne deformacije neovijenog betona hrpta uz ovijenu pojasnicu, slično kao kod ovijenog T-presjeka. U nastavku prikazana su naprezanja za presjek 34 pri slomu za razine uzdužne sile $v \geq 0,20$ i $v \geq 0,25$.

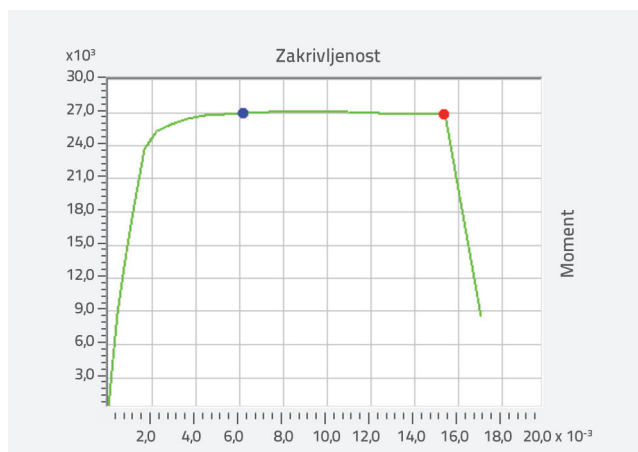
Iz grafa na slici 24. vidljiva je nešto niža duktilnost presjeka 31 u odnosu na osnovni presjek 24. Tlačna pojasnica presjeka 31 zadana je ploštinom ovijenog betona kako bi se simuliralo otpadanje zaštitnog sloja pri prekoračenju dopuštenih tlačnih deformacija neovijenog betona. Presjek 31 ima najmanji produkt $\alpha(\omega)_{wd} = 0,01732$ te se karakteristike ovijenog betona blago razlikuju od karakteristika neovijenog betona.

Povoljni učinci blagog ovijanja betona na smanjenoj ploštini pojasnice nisu dovoljni za poništavanje utjecaja smanjenja ploštine presjeka zbog otpadanja zaštitnog sloja.

5.9. Analiza rezultata

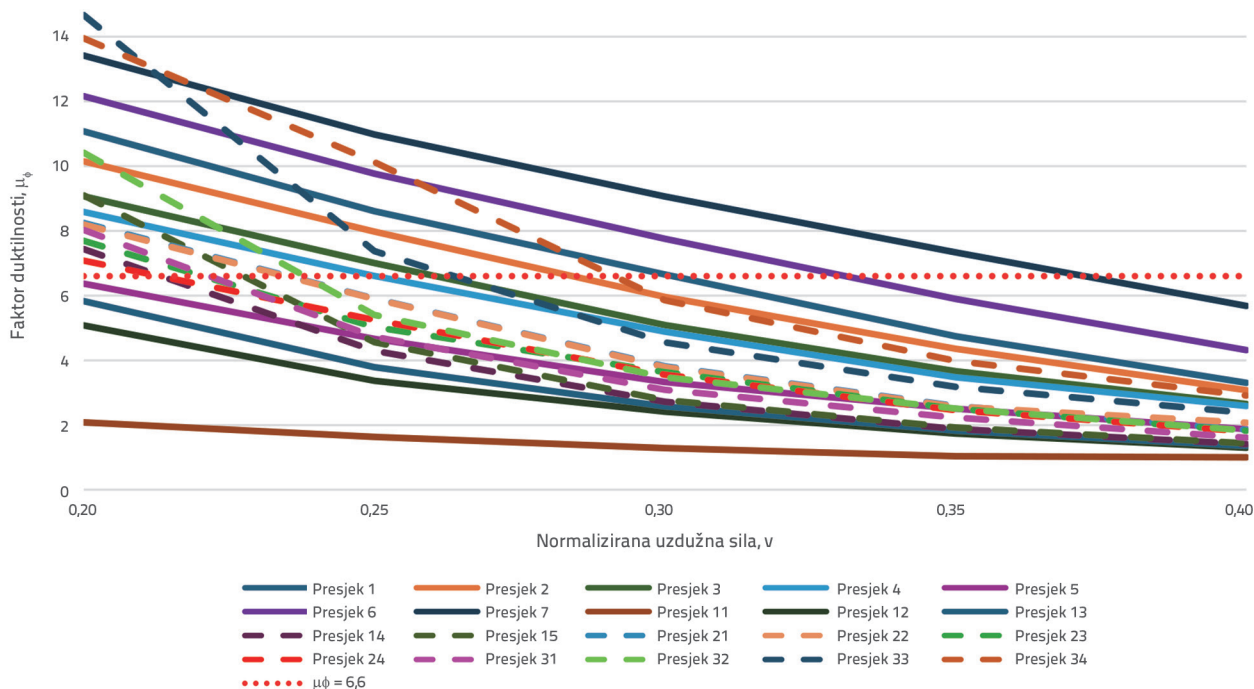
Prema HRN EN 1998-1 [6], u kritičnim područjima zidova treba osigurati vrijednost μ_ϕ faktora duktilnosti u odnosu na zakrivljenost koja je najmanje jednaka vrijednosti proračunanoj iz (4) s osnovnom vrijednošću faktora ponašanja q_ϕ , koji je u

Slika 26. Stanje naprezanja pri slomu presjeka 34 za $v = 0,20$

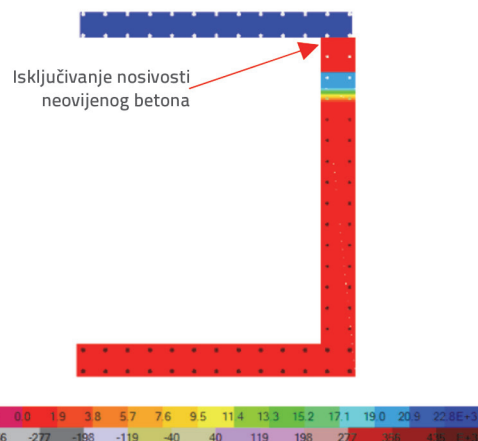
Slika 27. Dijagram M – ϕ presjeka 34 za $v = 0,25$

tim izrazima zamijenjen umnoškom q_0 i najveće vrijednosti omjera M_{Ed} / M_{Rd} u podnožju zida za potresnu proračunsku situaciju, pri čemu je M_{Ed} proračunski moment savijanja iz proračuna, a M_{Rd} proračunska nosivost na savijanje. Uz pretpostavku da analizirani presjeci sačinjavaju nosivu konstrukciju zgrade koja je proračunana usvajanjem faktora ponašanja za duktilne nepovezane zidove 3,0 i postignut omjer $M_{Ed} / M_{Rd} = 0,9$, za građevinu perioda $T_1 > T_c$, prema (4), zahtijevani faktor duktilnosti μ_ϕ iznosi 6,6. U nastavku dan je pregled svih analiziranih presjeka.

Na slici 29. označena je zahtijevana razina faktora duktilnosti $\mu_\phi = 6,6$. Vidljivo je kako za niske razine normalizirane uzdužne sile $v = 0,20$ gotovo svi presjeci, osim presjeka 11, 12, 13 i 5, zadovoljavaju zahtjev duktilnosti presjeka. Za razinu normalizirane uzdužne sile $v = 0,40$ svi analizirani presjeci ne zadovoljavaju zahtjev duktilnosti presjeka.



Slika 29. Utjecaj razine normalizirane uzdužne sile na faktor duktilnosti presjeka

Slika 28. Stanje naprezanja pri slomu presjeka 34 za $v = 0,25$

6. Zaključak

U radu opisano je svojstvo duktilnosti presjeka kao osnovna karakteristika elemenata koji čine nosivu konstrukciju otpornu na djelovanje potresa. Analizirani su presjeci oblika T i C za razine normalizirane uzdužne sile $v = 0,20$, $v = 0,25$, $v = 0,30$, $v = 0,35$ i $v = 0,40$, varirajući količine i razmještaj ugrađene armature i stupanj ovijenosti dijela presjeka.

Kao glavni faktori koji kontroliraju raspoloživu duktilnost presjeka pokazali su se maksimalno dopuštena relativna tlačna deformacija betona i visina tlačnog područja. Pokazano je da duktilnost presjeka znatno opada s povećanjem uzdužne sile, što je ponajviše uvjetovano smanjenjem zakrivljenosti presjeka pri slomu. Povećanje vlačne armature presjeka također umanjuje iznos faktora duktilnosti presjeka, dok

povećanje tlačne armature djeluje povoljno. Povećavanje količine tlačne i vlačne armature C-presjeka na faktor duktilnosti presjeka ima utjecaj samo na nižim razinama uzdužne sile. Kod presjeka T-oblika raspoloživa duktilnost presjeka znatno se razlikuje ovisno o promatranome smjeru momenta nosivosti presjeka. Ovijanjem dijela presjeka povećava se raspoloživa duktilnost presjeka. U slučaju nedovoljne duljine ovijanja hrpta presjeka dolazi do otkazivanja neovijenog dijela presjeka te do ubrzanog porasta visine tlačnog područja i sloma presjeka. Kada bi analizirani presjeci činili konstruktivni sustav građevine, tada za veće razine uzdužnih sila ne bi zadovoljavali očekivanu vrijednost zahtijevanog faktora duktilnosti $\mu_p = 6,6$. Povećanje duktilnosti presjeka može se ostvariti povećanjem dimenzija dijela presjeka u tlaku ili povećanjem razreda betona, čime se utječe na smanjenje visine tlačnog područja presjeka ili ovijanjem betona kako bi se povećala maksimalna

relativna tlačna deformacija betona. Kod visoke razine uzdužnog naprezanja razumno je povećati presjek zidova ili razred betona kako bi se smanjio zahtjev za ovijanjem dijela presjeka, pojednostavili detalji armiranja i olakšala ugradnja betona. Kod presjeka koji nemaju pojasnicu ili relativno veću površinu u tlaku kao što su to presjeci 12 do 15 mogu se očekivati male veličine koeficijenta duktilnosti i potrebno je posebnu pozornost posvetiti njihovu dimenzioniranju.

S obzirom na kompleksnost i nedostatak izraza za opisivanje ponašanja zidova složenih poprečnih presjeka, daljnja istraživanja trebala bi biti usmjerena na analizu zidova na razini elementa te utjecaja poprečnih sila, momenata torzije, izvlačenja vlačnih šipki, kosog savijanja i odstupanja od pretpostavke ravnih poprečnih presjeka na iznose koeficijenta duktilnosti. Uključivanje tih efekata u analitičke i numeričke modele rezultiralo bi preciznijim predviđanjem stvarnog ponašanja zidova složenih poprečnih presjeka.

LITERATURA

- [1] Kuk, K., Ivančić, I., Sović, I., Mustać, M., Fiket, T., Šariri, K.: Priručnik za integraciju seizmoloških podataka: Seizmološka služba pri Geofizičkom odsjeku Prirodoslovno-matematičkog fakulteta Sveučilišta u Zagrebu: Zagreb: 2023: p. 35.
- [2] Capannelli, E., Katić, K., Vojković, M., Bogaerts, V.R., Stanton-Geddes, Z.: CROATIA EARTHQUAKE Rapid Damage and Needs Assessment 2020, Vlada Republike Hrvatske, Zagreb, 2020: p. 14.
- [3] Penelis, G., Penelis, G.: Concrete Buildings in Seismic Regions, Second edition: Taylor & Francis: Boca Raton, FL, SAD, 2019, pp. 128-164.
- [4] Park, R., Paulay, T.: Reinforced Concrete Structures: John Wiley & Sons, Inc., New York, 1975, pp. 547-549.
- [5] Fardis, M.N.: Seismic Design, Assessment and Retrofitting of Concrete Buildings, Springer, Dordrecht, Heidelberg, London, New York, 2009, pp. 436 – 462.
- [6] Eurokod 8: Projektiranje potresne otpornosti konstrukcije -1. dio: Opća pravila, potresna djelovanja i pravila za zgrade, CEN, Brussels, Belgija, 2004, pp. 69 – 88.
- [7] Eurokod 2: Projektiranje betonskih konstrukcija-Dio 1-1: Opća pravila i pravila za zgrade, CEN, Brussels, Belgija, 2013, pp. 40-41.
- [8] Eurokod 8: Projektiranje potresne otpornosti konstrukcija-3. dio: Ocjenjivanje i obnova zgrada, CEN, Brussels, Belgija, 2011, pp. 33-34.
- [9] Konstantinidis, A.: EARTHQUAKE RESISTANT BUILDINGS from reinforced concrete: pi-SYSTEMS INTERNATIONAL S.A., Grčka, 2008.
- [10] Kišček, T., Sorić, Z.: Bending moment-curvature diagram for reinforced-concrete girders, Građevinar, 55 (2003) 4, pp. 207-215.
- [11] Structures and Computers: Section Designer Manual: Structures and Computers, Berkeley, California, SAD, 2000, pp. 110-118.
- [12] Kuk, V., Prelogović, E., Sović, I., Kuk, K., Šariri, K.: Seizmološke i seizmotektonske značajke šireg zagrebačkog područja, Građevinar, 52 (2000) 11, pp. 647-653.
- [13] Mrak, P., Grandić, D., Meštrović, D.: Armiranobetonski zidovi u potresnim područjima, Građevinar, 62 (2010) 6, pp. 517-527.
- [14] Šavor Novak, M., Uroš, M., Atalić, J., Herak, M., Demšić, M., Baniček, M., Lazarević, D., Bijelić, N., Crnogorac, M., Todorić, M.: Zagreb earthquake of 22 March 2020 – Preliminary report on seismologic aspects and damage to buildings, Građevinar, 72 (2020) 10, pp. 843-867, <https://doi.org/10.14256/JCE.2966.2020>
- [15] Radnić, J., Grgić, N., Buzov, A., Banović, I., Zulim, M. S., Baloević, G., Sunara, M.: Mw 6.4 Petrinja earthquake in Croatia: Main earthquake parameters, impact on buildings and recommendation for their structural strengthening, Građevinar, 73 (2021) 11, pp. 1109-1128, <https://doi.org/10.14256/JCE.3243.2021>
- [16] Simović, V.: Potresi na zagrebačkom području, Građevinar, 52 (2000) 11, pp. 637-645.