

Primljen / Received: 4.4.2022.

Ispravljen / Corrected: 30.7.2022.

Prihvaćen / Accepted: 8.8.2022.

Dostupno online / Available online: 10.11.2022.

Utjecaj duljine kritičnog područja na nosivost armiranobetonskih greda

Autor:

Doc.dr.sc. **Sinan Cansız**, dipl.ing. građ.

Sveučilište Istanbul Arel, Turska

Tehnički fakultet

Odjel za građevinarstvo

sinancansiz@arel.edu.tr

Autor za korespondenciju

Prethodno priopćenje

Sinan Cansız

Utjecaj duljine kritičnog područja na nosivost armiranobetonskih greda

U ovom istraživanju provedena je seizmička analiza ponašanja armiranobetonskih greda s različitim posmičnim rasponima, oblicima spona i duljinama kritičnog područja pomoću programa SeismoStruct 2020. Odnosi između opterećenja i pomaka 24 armiranobetonske grede u različitim uvjetima analitički su modelirani. Analitički model korišten u istraživanju potvrđen je usporedbom s eksperimentalnim podacima iz literature. Utvrđeno je da je povećanje kritičnog područja, posebice kod greda s velikim posmičnim rasponom, važno za protupotresnu sigurnost. Nadalje, izdvojena je krivulja kapaciteta nosivosti svake grede i analizirani su usporedni grafikoni. Dobiveni rezultati pokazali su da duljina kritičnog područja ograničava učinak oblika i promjera spona na ponašanje grede.

Ključne riječi:

armiranobetonska greda, kritično područje, oblik spona, seizmička analiza

Research Paper

Sinan Cansız

Effect of tightening zone length of reinforced concrete beams on beam capacity

This study investigated seismic analysis of the behavior of reinforced concrete beams with various shear spans, stirrup shapes, and tightening zone lengths using the Seismo-struct 2020 program. The load–displacement relations of 24 reinforced concrete beams with different conditions were modeled analytically. The analytical model used in the study was validated by comparing it with the experimental data from the literature. It was found that increasing the length of the tightening zone, particularly in beams with a high shear span, is essential for earthquake safety. In addition, the backbone curve of each beam was extracted, and comparison graphs were analyzed. The results obtained demonstrated that the length of the tightening zone limits the effect of stirrup shape and diameter on beam behavior.

Key words:

reinforced concrete beam, tightening zone, stirrup shape, seismic analysis

1. Uvod

Trenutačno su armiranobetonske (AB) konstrukcije najčešće primijenjen konstrukcijski sustav. Nakon svakog potresa implementirane su nove strategije projektiranja armiranobetonskih konstrukcija. Od potresa u Kobeu 1995. došlo je do značajnih izmjena u projektiranju armiranobetonskih konstrukcija. Nakon potresa, konstrukcije projektirane pristupima temeljenim na sili postaju neupotrebljive. Kao rezultat toga, potrebno je razviti nove pristupe. Ti novi principi projektiranja, proizašli iz pristupa temeljenog na deformacijama, nalažu da se armiranobetonski elementi izvode uzimajući u obzir posebna pravila [1-4].

Grede su temeljni element armiranobetonskog konstrukcijskog sustava i stoga su ih proučavali brojni istraživači razmatrajući nove pristupe projektiranju. Eksperimentalna istraživanja ograničena su u pogledu troškova i vremena. U nekima od tih istraživanja analizirana je nosivost na posmik armiranobetonskih greda te su razvijeni modeli temeljeni na posmičnom rasponu. Mnogi su istraživači proveli ispitivanja o posmičnom rasponu, najvažnijem parametru koji određuje oblik loma greda, i kao rezultat toga, dane su preporuke za seizmičke norme [5, 6].

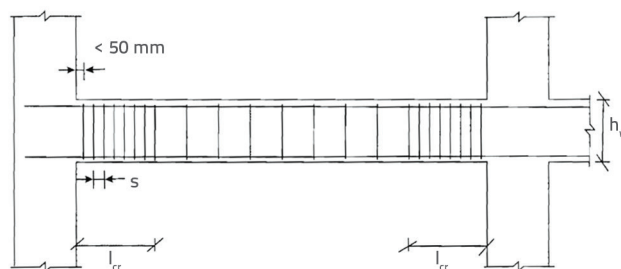
Spone su najvažniji čimbenik u određivanju posmične otpornosti greda. Brojni istraživači koji proučavaju učinak spona na ponašanje predložili su različite modifikacije seizmičkih normi [7-11]. Rasporedi poprečne armature za armiranobetonske elemente definirani su u seizmičkim normama koji se uvelike upotrebljavaju diljem svijeta. Spone se proglašuju kako bi se smanjila oštećenja u područjima plastičnih zglobova (kritično područje) gdje se očekuju intenzivna oštećenja tijekom potresnih opterećenja. Sve seizmičke norme preporučuju poduzimanje raznih mjera opreza u područjima plastičnih zglobova gdje se opažaju intenzivna oštećenja greda pod potresnim opterećenjima. Budući da se duljina područja plastičnog zgloba obično izražava visinom presjeka, istraživači su ovu vrijednost objasnili različitim parametrima. Nedavna su istraživanja otkrila da posmični raspon utječe na duljinu plastičnog zgloba [12, 13]. Budući da seizmičke norme ograničavaju područje plastičnog zgloba da ne premaši dvostruku visinu presjeka, duljina područja proglaščenja spona provodi se na dvostrukoj visini presjeka. Uzimajući u obzir poboljšanje kvalitete betona i prednosti aditiva za beton, mnoge konstrukcije koriste grede s velikim rasponima. Osim toga, sklonost kratkim rasponima u konvencionalnim armiranobetonskim konstrukcijama zahtijevala je ponovnu procjenu greda velikih raspona.

Posljednjih su godina računalni programi [14-16] omogućili analitičko modeliranje brojnih eksperimentalnih skupova s različitim parametrima. U nekim se istraživanjima izrađuju analitički modeli eksperimentalnih skupova, a rezultati se uspoređuju. Prema rezultatima analize, analitički modeli su točno predvidjeli rezultate eksperimenta. Stoga će istraživanje utjecaja duljine kritičnog područja na armiranobetonske grede s različitim posmičnim rasponima, primjenom analitičkih modela i njihovim potvrđivanjem pomoću eksperimentalnih modela

značajno doprinijeti literaturi. U ovom je istraživanju pomoću programa SeismoStruct 2020 provedena seizmička analiza greda s različitim posmičnim rasponima, uvjetima ovijanja i kritičnim duljinama. Osim toga, istražuje se utjecaj duljine kritičnog područja na ponašanje armiranobetonskih greda i određuje optimalna duljina kritičnog područja.

2. Materijali i metode

Slika 1. prikazuje kritična područja (eng. *hugging zone*) u armiranobetonskim gredama, prema Eurokodu 8 [17].



Slika 1. Poprečna armatura u kritičnim područjima greda prema Europskoj normi

Na slici 1. kritično je područje definirano kao l_{cr} , jednako $2h$. Također, turske građevinske norme za zaštitu od potresa (TBEC-2018) prihvaćaju $2h$ kao duljinu kritičnog područja [18].

U ovom su istraživanju analitički analizirane 24 armiranobetonske grede s različitim posmičnim rasponima i uvjetima ovijanja, s odnosima sila – pomak izdvojenima pomoću programa SeismoStruct. Ponašanje armiranobetonskih greda je definirano pomoću vrijednosti deformacija materijala kao u normi TBEC-2018. Panagiotakos i Fardis [19] predložili su izraze za održavanje kapaciteta rotacije pri popuštanju i "graničnoj" (pri padu čvrstoće od 20 %) nosivosti. "Granična" vrijednost nosivosti određena je empirijskim i poluempirijskim (tj. temeljenim na duljini plastičnog zgloba) pristupom izvedenim iz velike baze podataka eksperimentalnih ispitivanja armiranobetonskih elemenata čije je ponašanje kontroliralo savijanje.

Prema TBEC-2018, razine ponašanja definirane su pomoću vrijednosti deformacije materijala. Ovi su izračuni prikazani u izrazima (1) do (3).

$$\varepsilon_c^{(CP)} = 0.0035 + 0.07\sqrt{\omega_{wc}} \leq 0.01 \quad (1)$$

$$\varepsilon_s^{(CP)} = 0.04\varepsilon_{su} \quad (2)$$

$$\theta_p^{(CP)} = \frac{2}{3} \left[(\phi_u - \phi_y) L_p \left(1 - 0.5 \frac{L_p}{L_s} \right) + 4.5\phi_u d_b \right] \quad (3)$$

u kojima je ε_c tlačna deformacija betona u krajnjem vanjskom vlaknu, ω_{wc} je mehanički koeficijent armiranja sponama, ε_s je vlačna deformacija uzdužne armature, ε_{su} je vlačna deformacija

u trenutku najvećeg naprezanja uzdužne armature, θ_p je plastična rotacija elementa, ϕ_u je najveća zakrivljenost presjeka, ϕ_v je zakrivljenost pri popuštanju presjeka, L_p je duljina plastičnog zgloba, L_s je posmični raspon, i d_b je promjer uzdužne armature. Eurokod-8 sadrži odjeljak za ocjenjivanje armiranobetonskih greda, u kojem preporučuje procjenu rotacije koristeći zadani izraz. Taj izraz ovisi o nekoliko varijabli, uključujući bezdimenzijsku uzdužnu silu, koeficijent armiranja uzdužnom armaturom, koeficijent armiranja poprečnom armaturom i granicu popuštanja poprečne armature, kao što je prikazano u izrazu (4).

$$\theta_{pm} = \frac{1}{\gamma_{ei}} 0.016 \times 0.3^{\rho} \left(\frac{\max(0.01w')}{\max(0.01w)} f_c \right)^{0.225} \left(\min\left(9; \frac{L_v}{h}\right) \right)^{0.35} 25^{\left(\frac{\rho_{sv}}{f_c}\right)} (1.25^{100\rho}) \quad (4)$$

u kojoj je γ_{ei} koeficijent seizmičkog elementa (za primarni element je 1,5, a za sekundarni element je 1), ρ je bezdimenzijska uzdužna sila ($N/A_c f_c$), h je visina presjeka, w je mehanički koeficijent armiranja u vlaku, w' je mehanički koeficijent armiranja u tlaku, L_v je posmični raspon, f_c je tlačna čvrstoća betona, f_{yv} je granica popuštanja spona, ρ_{sv} je koeficijent armiranja sponama paralelno smjeru x (smjeru opterećenja), α je faktor učinkovitosti ovijanja, a ρ_d je koeficijent armiranja dijagonalnom armaturom.

FEMA 356, američki prijedlozi za seizmičku obnovu zgrada, izražava granice pomaka armiranobetonskih greda u obliku plastičnih rotacija [20]. Sljedeće jednadžbe korištene su za procjenu plastičnog kapaciteta za granično stanje blizu kolapsa:

$$\frac{\rho - \rho'}{\rho_{bal.}} \leq 0 \rightarrow \frac{V}{b_w d \sqrt{f_c}} \leq 3 \rightarrow \theta_{pl} = 0.025 \quad (5)$$

$$\frac{\rho - \rho'}{\rho_{bal.}} \leq 0 \rightarrow \frac{V}{b_w d \sqrt{f_c}} \leq 6 \rightarrow \theta_{pl} = 0.020 \quad (6)$$

$$\frac{\rho - \rho'}{\rho_{bal.}} \leq 0.5 \rightarrow \frac{V}{b_w d \sqrt{f_c}} \leq 3 \rightarrow \theta_{pl} = 0.020 \quad (7)$$

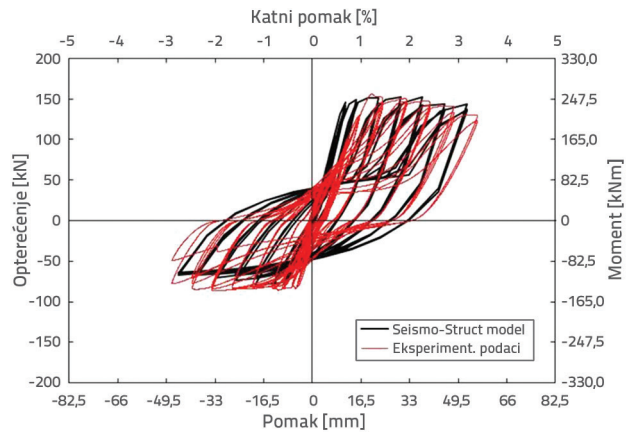
$$\frac{\rho - \rho'}{\rho_{bal.}} \leq 0.5 \rightarrow \frac{V}{b_w d \sqrt{f_c}} \leq 6 \rightarrow \theta_{pl} = 0.015 \quad (8)$$

3. Potvrda analitičkog modela

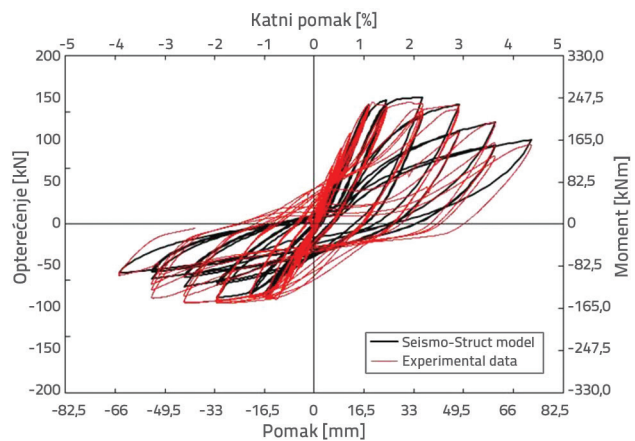
Za ispitivanje analitičkih rezultata armiranobetonskih greda korišten je program SeismoStruct 2020 [21]. Prihvaćeni modeli za TBEC-2018 odabrani su i modelirani u programu. Osim toga, rezultati eksperimenata koji su preuzeti iz literature uspoređeni su s rezultatima programa kako bi se osigurala njihova točnost. Dva uzorka grede ispitana u literaturi modelirana su u programu SeismoStruct 2020. Usporedba eksperimentalnih podataka s analitičkim podacima prikazana je na slikama 2. i 3.

Nakon odabira točnih modela materijala, odabrani su analitički rezultati koji su najbliži eksperimentalnim podacima. Analizirajući slike 2. i 3. može se primijetiti da analitički modeli

dobro predviđaju ponašanje eksperimentalnih modela. U istom modelu, uzelo se u obzir i prilagođavanje duljine kritičnog područja i posmičnog raspona s ciljem postizanja ujednačenijih rezultata.



Slika 2. Usporedba eksperimentalnih podataka i podataka SeismoStruct modela za K3.6YP1 uzorak



Slika 3. Usporedba eksperimentalnih podataka i podataka SeismoStruct modela za K6.6YP1 uzorak

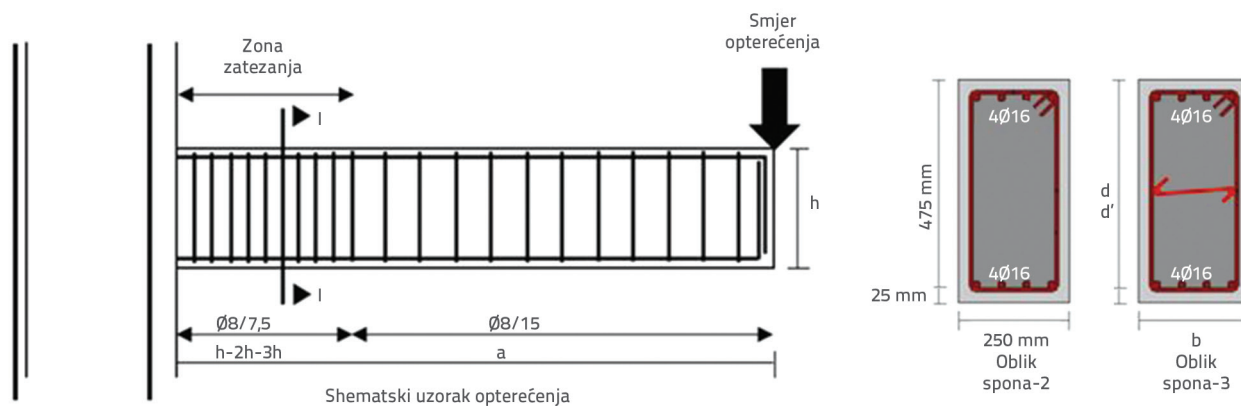
3.1. Svojstva grede

Svojstva 24 armiranobetonske grede ispitane u ovom radu prikazana su u tablici 1.

U tablici 1., a/d označava omjer posmičnog raspona i statičke visine presjeka, a ϕ_s je promjer spona. U okviru ovog istraživanja, za sve je modele korištena ista konfiguracija armature. Kada se radi o uzdužnoj armaturi, $4\phi 16$ je odabran i za gornju i za donju armaturu. Za poprečnu armaturu odabrane su spona na razmaku od 75 mm u kritičnom području i razmak spona od 150 mm u ostatku grede. Duljine kritičnog područja grede koje su razmotrene u okviru ovog istraživanja su h , $2h$ i $3h$. Slika 4 prikazuje poprečni presjek greda modeliranih u programu SeismoStruct 2020 te shematski raspored opterećenja i uzdužni presjek.

Tablica 1. Svojstva greda

Greda	a/d	φ_s	S	Duljina kritičnog područja	Oblik spona
B-4-8-2-1H	4	8	Ø8/7,5/15	h	2
B-4-8-2-2H	4	8	Ø8/7,5/15	2h	2
B-4-8-2-3H	4	8	Ø8/7,5/15	3h	2
B-4-8-3-1H	4	8	Ø8/7,5/15	h	3
B-4-8-3-2H	4	8	Ø8/7,5/15	2h	3
B-4-8-3-3H	4	8	Ø8/7,5/15	3h	3
B-4-10-2-1H	4	10	Ø10/7,5/15	h	2
B-4-10-2-2H	4	10	Ø10/7,5/15	2h	2
B-4-10-2-3H	4	10	Ø10/7,5/15	3h	2
B-4-10-3-1H	4	10	Ø10/7,5/15	h	3
B-4-10-3-2H	4	10	Ø10/7,5/15	2h	3
B-4-10-3-3H	4	10	Ø10/7,5/15	3h	3
B-8-8-2-1H	8	8	Ø8/7,5/15	h	2
B-8-8-2-2H	8	8	Ø8/7,5/15	2h	2
B-8-8-2-3H	8	8	Ø8/7,5/15	3h	2
B-8-8-3-1H	8	8	Ø8/7,5/15	h	3
B-8-8-3-2H	8	8	Ø8/7,5/15	2h	3
B-8-8-3-3H	8	8	Ø8/7,5/15	3h	3
B-8-10-2-1H	8	10	Ø10/7,5/15	h	2
B-8-10-2-2H	8	10	Ø10/7,5/15	2h	2
B-8-10-2-3H	8	10	Ø10/7,5/15	3h	2
B-8-10-3-1H	8	10	Ø10/7,5/15	h	3
B-8-10-3-2H	8	10	Ø10/7,5/15	2h	3
B-8-10-3-3H	8	10	Ø10/7,5/15	3h	3



Slika 4. Shematski raspored opterećenja i presjek greda

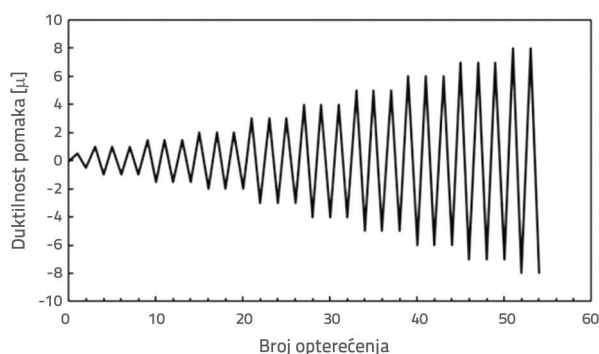
3.2. Način opterećenja

Sve ispitane grede imale su jednak način opterećenja. Slično prethodnom istraživanju Lehmana i Moehlea [23], povećanje amplitude cikličkog opterećenja primijenjeno je na kraju greda.

U tom kontekstu, analitički definiran zapis opterećenja prikazan je na slici 5.

Sashi i sur. [24] ispitivali su utjecaj zapisa opterećenja na ponašanje armiranobetonskog elementa. Utvrdili su da rastuće cikličko opterećenje točnije odražava stanje oštećenja

armiranobetonskog elementa. Nadalje, kada je analizirana velika količina eksperimentalnih podataka iz literature, otkriveno je da su korištena rastuća ciklička opterećenja.



Slika 5. Dijagram zapisa opterećenja

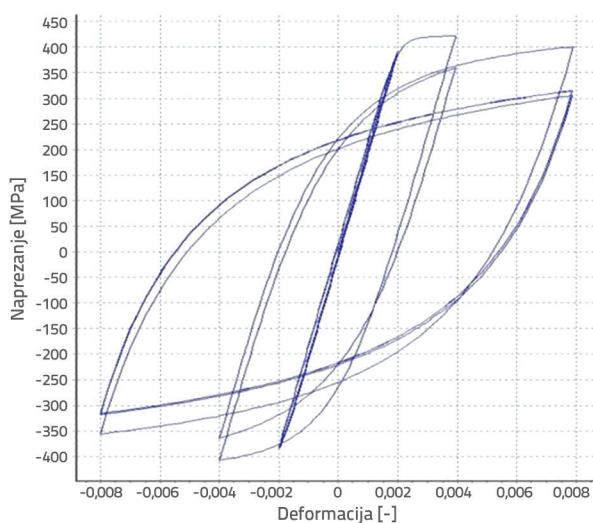
Pri određivanju zapisa opterećenja korišten je višekratnik pomaka tijekom popuštanja, utvrđen pod monotonim opterećenjem.

Na početku opterećivanja je jednom primijenjena vrijednost pomaka jednaka polovici pomaka pri popuštanju. Nakon toga su pomaci povećavani u višekratnicima pomaka pri popuštanju ($1\mu-1,5\mu-2\mu-3\mu-4\mu\dots$), a svaka razina opterećenja je ponovljena tri puta.

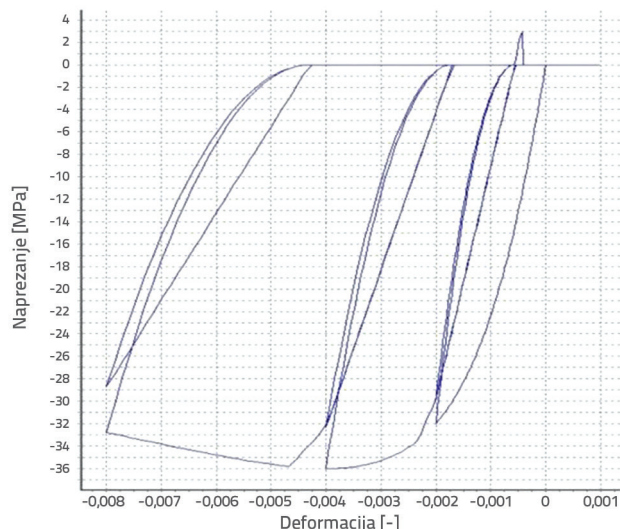
3.3. Modeliranje u programu SeismoStruct

Odabir modela jedan je od ključnih parametara koji utječu na ponašanje armiranobetonske grede. Za opis ponašanja armature korišten je model Menegotto–Pinto [25]. Za ponašanje betona, korišten je model koji predstavlja nelinearno ponašanje, a koji su definirali Mander i sur. [26]. Slike modela definiranih u programu prikazane su na slikama 6.a i 6.b.

U validacijskim modelima izrađenima za usporedbu s eksperimentalnim rezultatima, parametar A1, korišten u modelu čelika, postavljen je na 19,55. Ista je vrijednost

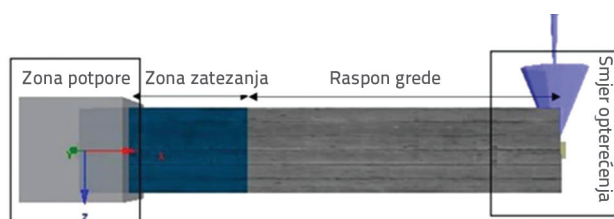


Slika 6a. Model čelika prema Menegotto-Pinto



Slika 6b. Model betona prema Mander i sur.

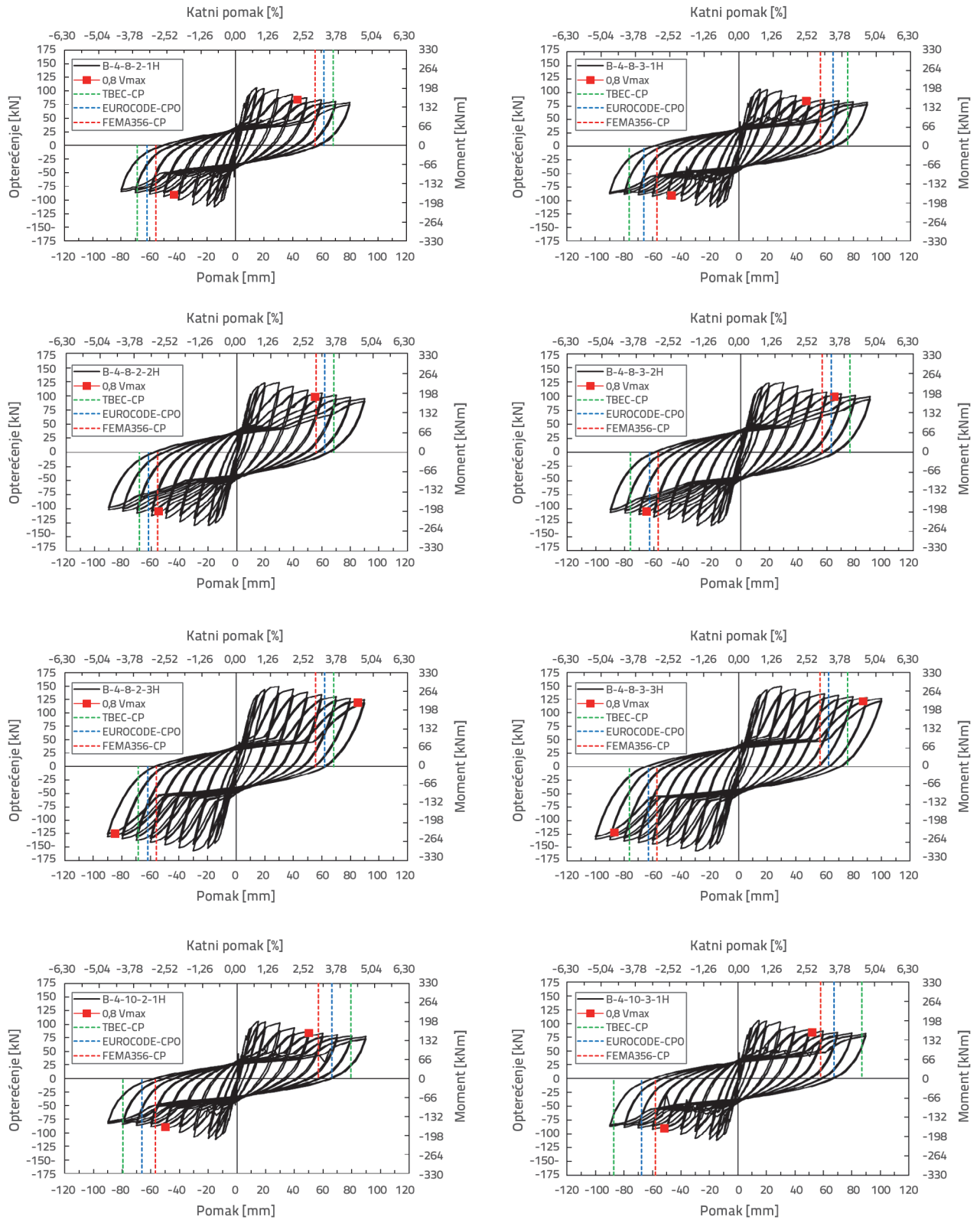
korištena u svim modelima greda kako bi se čvrstoća modela Menegotto–Pinto smanjila na vrijednosti koje su približne stvarnom ponašanju. Kritično područje i ostatak grede, čije duljine utječu na ponašanje grede, definirani su kao zasebni dijelovi i projektirani su s razmakom spona od 75 mm u kritičnom području i s razmakom od 150 mm između spona u ostatku grede. Budući da su ova dva područja grede definirana kao dva različita poprečna presjeka u programu, kod greda koje služe za verifikaciju također je razmotren utjecaj ovijanja. Pokazalo se da definiranje dviju regija, svaka s konstantnim razmakom spona ispravno odražava ponašanje eksperimentalnih greda. Stoga analitički model pravilno razmatra učinak ovijanja u kritičnom području koji je prikazan dvama različitim modelima ponašanja. Greda modelirana u programu prikazana je na slici 7.



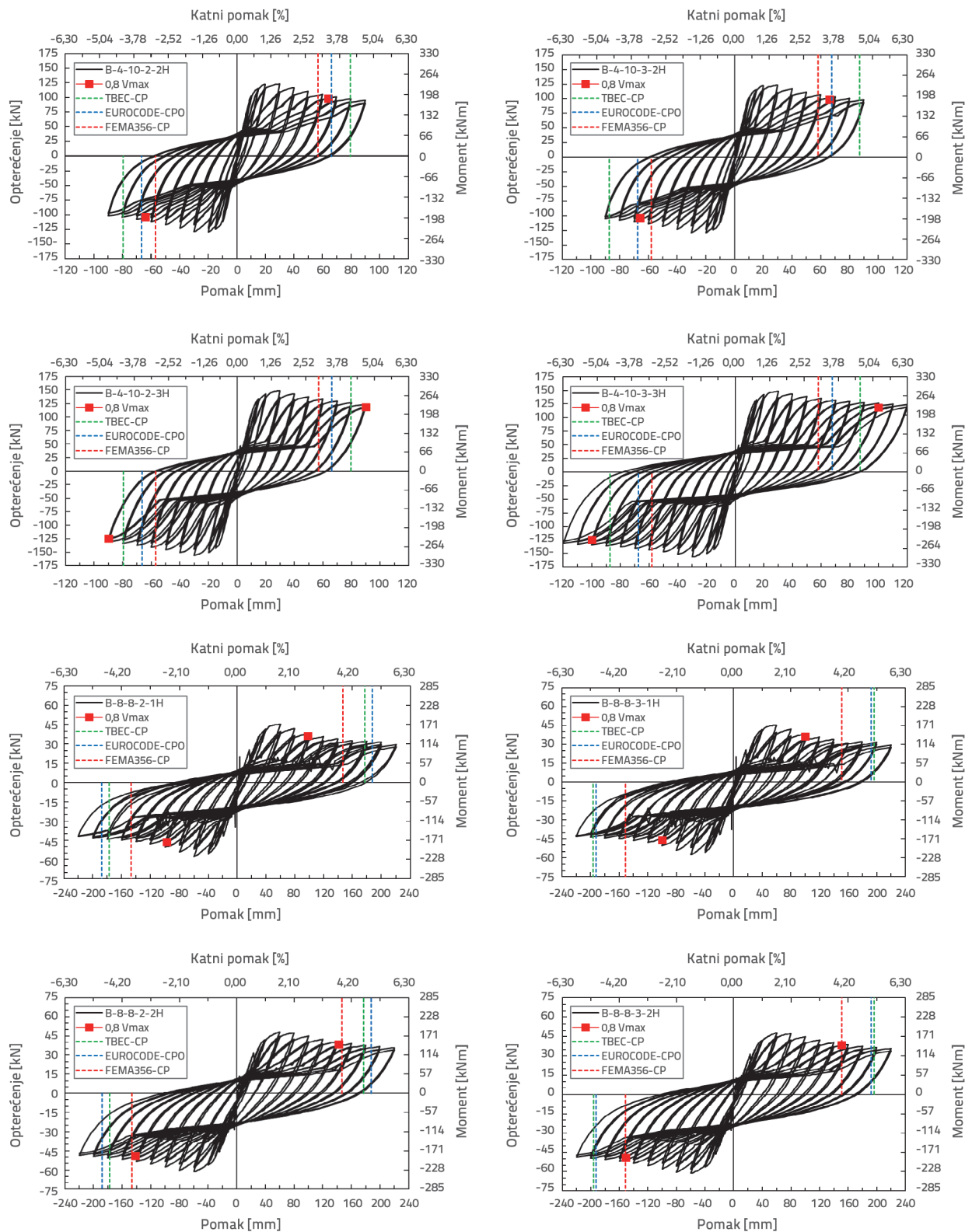
Slika 7. Snimka zaslona koja prikazuje model izrađen u programu SeismoStruct 2020

4. Analitički rezultati

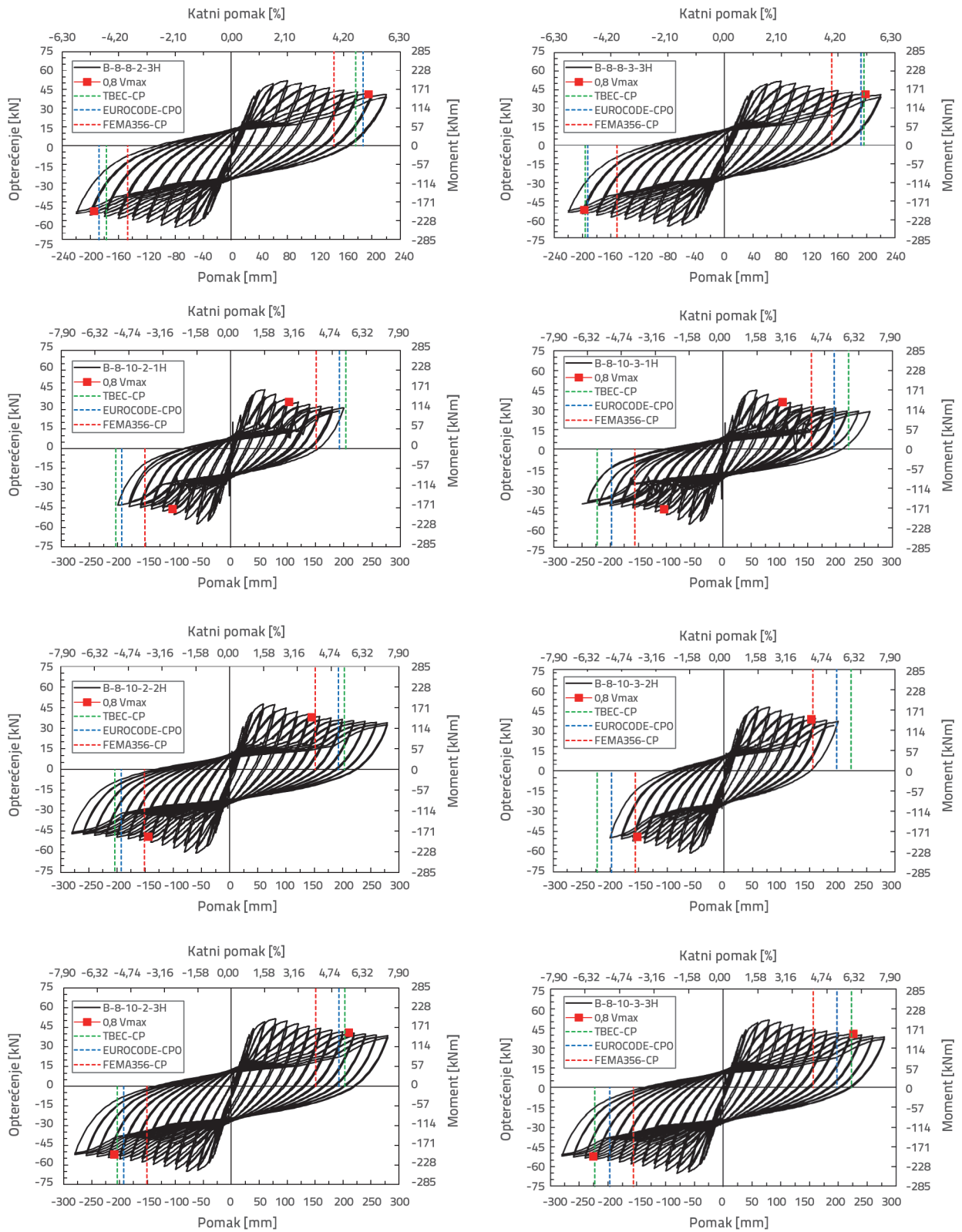
Slika 8. prikazuje analitičke rezultate seizmičke analize provedene pod cikličkim opterećenjem uz povećanje amplitude pomoću simulacije potresnih opterećenja. Uzimajući u obzir krivulje opterećenja i pomaka greda, razine ponašanja određene prema normama TBEC-2018, FEMA356 i Eurokod izračunane su uz pomoć izraza 1-8 te označene na slikama. Također, pomak koji odgovara padu nosivosti od 20 % označen je na krivulji s ciljem kontrole.



Slika 8. Odnosi između opterećenja i pomaka greda



Slika 8. Odnosi između opterećenja i pomaka greda - nastavak 1



Slika 8. Odnosi između opterećenja i pomaka gređa - nastavak 2

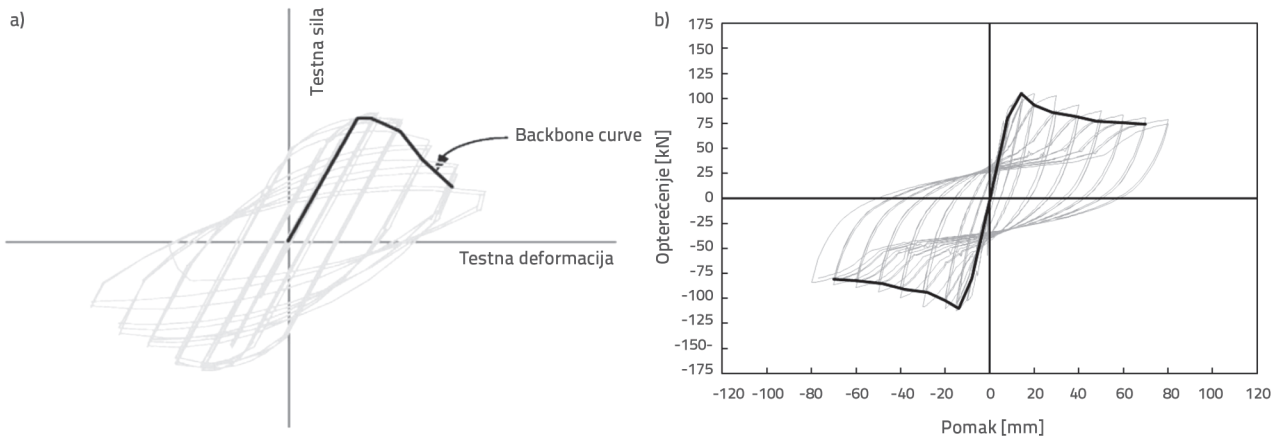
Analizom rezultata vidljivo je da FEMA356 daje najkonzervativnije rezultate. Prethodna istraživanja su utvrdila da TBEC-2018 daje konzervativnije rezultate za stupove [26]. S druge strane, TBEC-2018 se ističe kao norma s najvećom procjenom kapaciteta grede.

4.1. Krivulje kapaciteta nosivosti

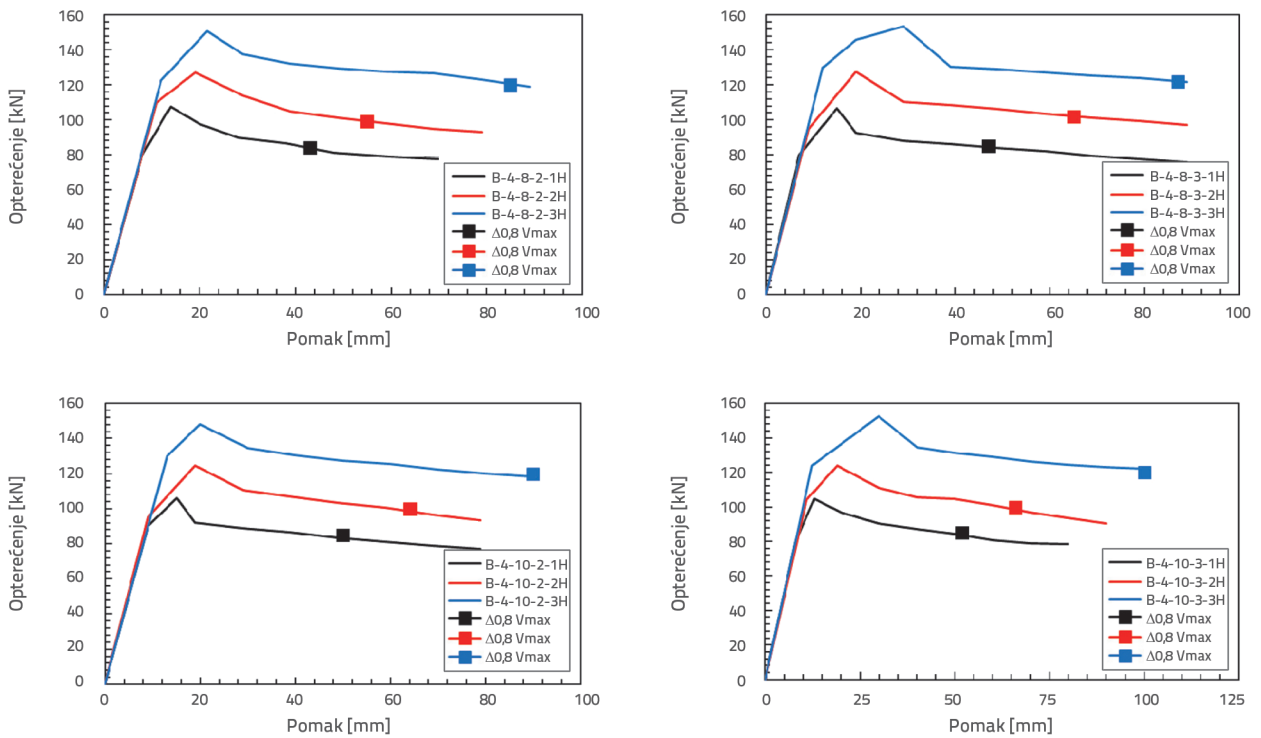
Primjenom krivulje kapaciteta nosivosti, dostupna duktilnost grede s obzirom na njezin odgovor nakon doseganja vršnog

opterećenja pod cikličkim opterećenjem može se preciznije procijeniti. U ovom istraživanju krivulje kapaciteta nosivosti dobivene su prema normi FEMA356. Slika 9. prikazuje shematsku krivulju kapaciteta nosivosti i krivulju kapaciteta nosivosti uzorka greda.

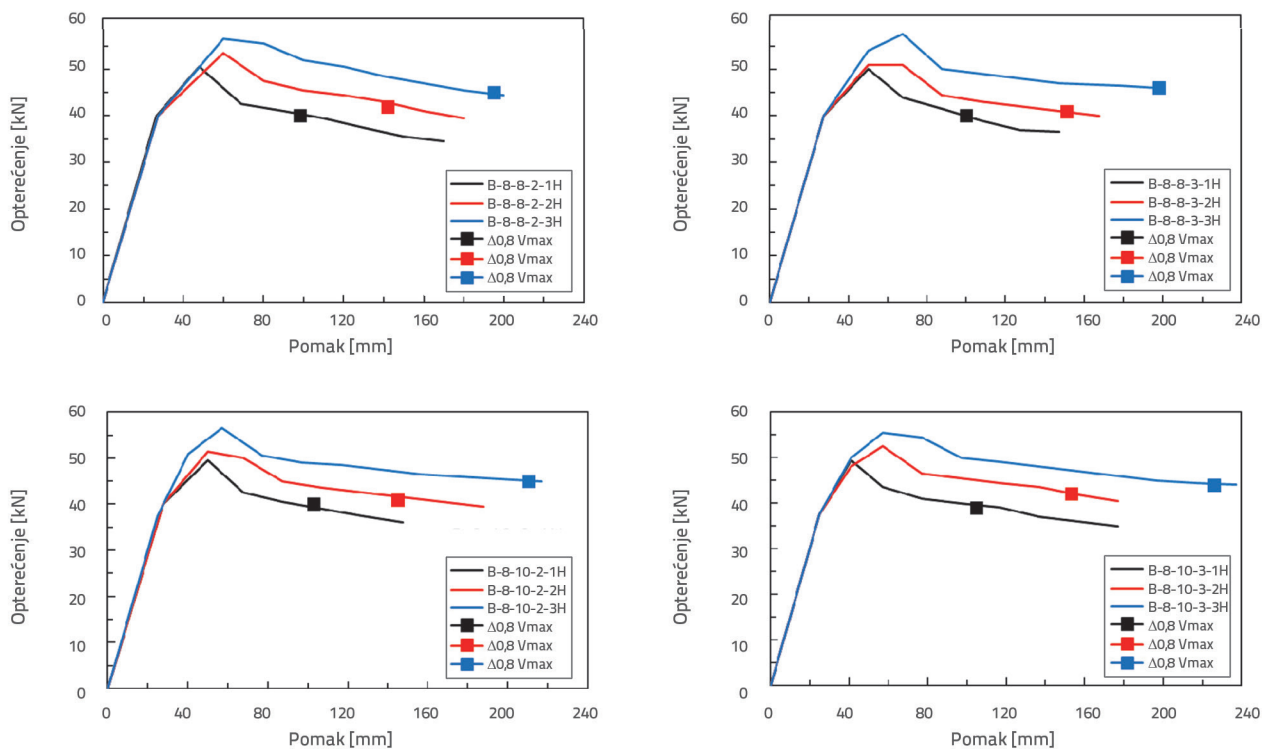
Krivulje kapaciteta nosivosti kombinirane su na istim grafikonima kako bi se usporedili rezultati svih greda ispitanih u okviru istraživanja. Kombinirane krivulje kapaciteta nosivosti, pripremljene u ovom kontekstu, prikazane su na slici 10.



Slika 9. a) Tipična ciklička krivulja i njoj odgovarajuća krivulja kapaciteta nosivosti; b) krivulja kapaciteta nosivosti B-4-8-2-1H



Slika 10. Krivulje kapaciteta nosivosti greda



Slika 10. Krivulje kapaciteta nosivosti greda - nastavak

5. Predloženi model za duljinu kritičnog područja

Analički modeli ukazali su na korelaciju između duljine kritičnog područja i omjera posmičnog raspona i statičke visine. U tom kontekstu, duljina kritičnog područja treba biti izražena kao funkcija omjera posmičnog raspona i statičke visine. Predložena formula prikazana je u izrazu (9):

$$L_{cr} = 1,7 + 0,16 (a/d) \tag{9}$$

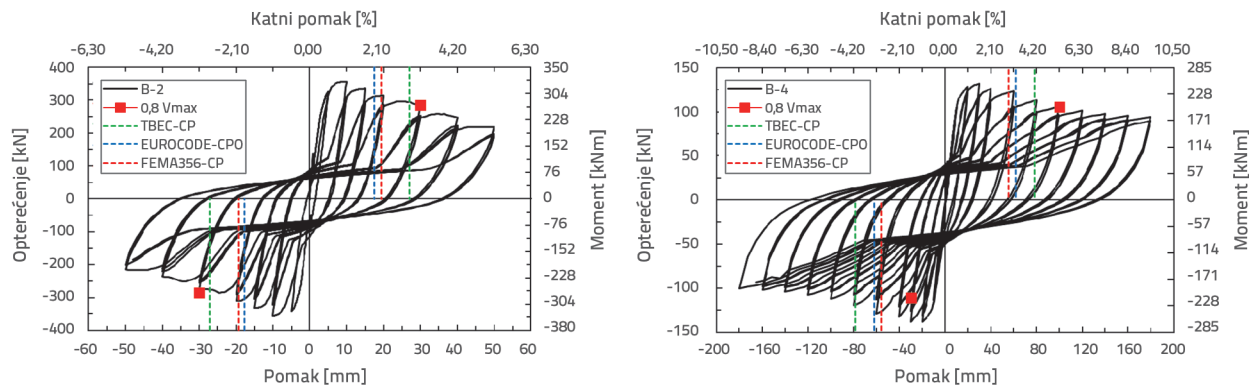
gdje je L_{cr} duljina kritičnog područja grede. Za provjeru predložene jednadžbe razvijeno je pet analitičkih modela s različitim posmičnim rasponima.

Svojstva greda za potvrdu s različitim posmičnim rasponima prikazana su u tablici 2. Analitički rezultati modela za potvrdu prikazani su na slici 11. Na temelju rezultata, duljina kritičnog

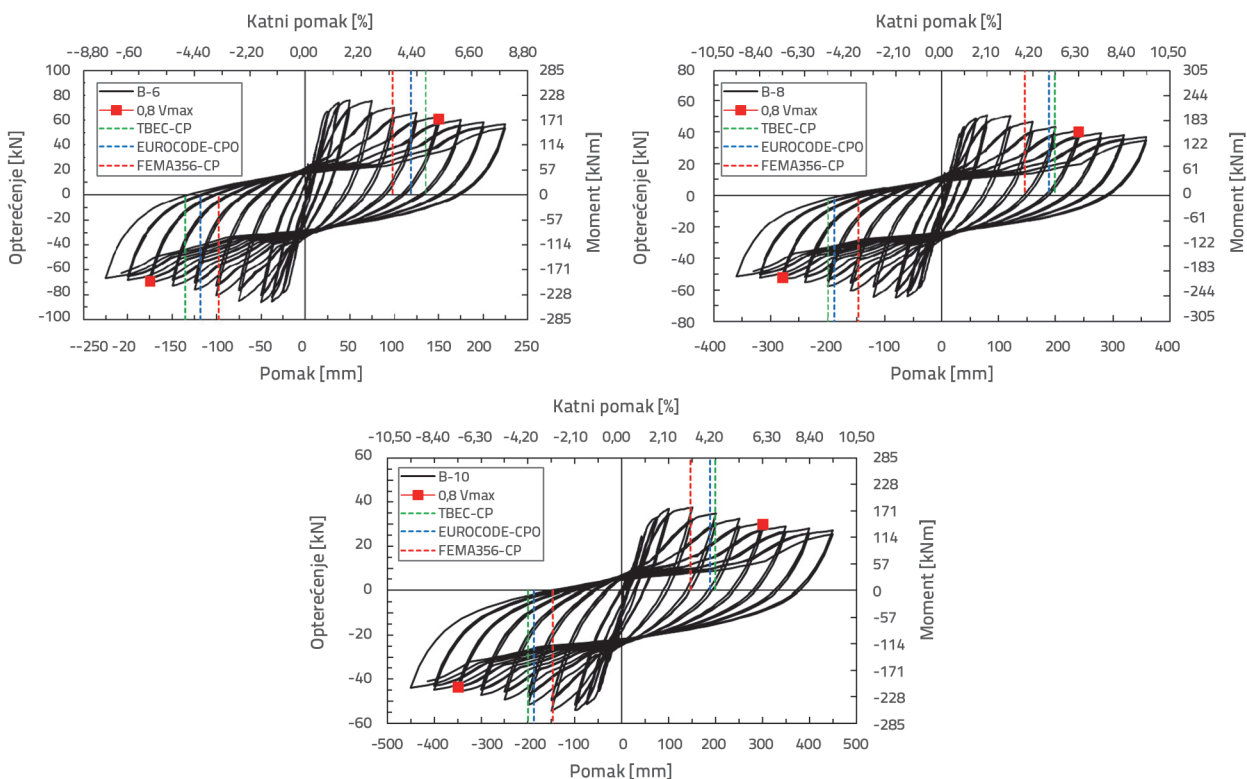
područja izračunana prema predloženoj jednadžbi daje rezultate u skladu sa svim seizmičkim normama. Osim toga, kapaciteti pomaka izračunani prema svim seizmičkim normama za predloženu duljinu kritičnog područja ostali su unutar sigurne zone.

Tablica 2. Svojstva greda za potvrdu s različitim posmičnim rasponima

Greda	a/d	φs	s	Kritično područje	Oblik spona
B-2	2	8	Ø8/7.5/15	2,00 h	2
B-4	4	8	Ø8/7.5/15	2,35 h	2
B-6	6	8	Ø8/7.5/15	2,65 h	2
B-8	8	8	Ø 8/7.5/15	2,95 h	2
B-10	10	8	Ø8/7.5/15	3,30 h	2



Slika 11. Odnosi između opterećenja i pomaka greda za potvrdu



Slika 11. Odnosi između opterećenja i pomaka greda za potvrdu - nastavak

6. Zaključak

Ovim se istraživanjem proučavao učinak duljine kritičnog područja na kapacitet grede. Rezultati istraživanja su sljedeći:

- S povećanjem duljine kritičnog područja (osobito 3h), povećava se i kapacitet pomaka. Međutim, povećanje kapaciteta nosivosti je nešto ograničenije.
- Uzimajući u obzir nosivost i kapacitet pomaka, utjecaj promjera i oblika spona je ograničen. Povećanjem duljine kritičnog područja za grede s promjerom spona od 10 mm značajno se povećava kapacitet nosivosti. Stoga povećanje promjera spona i duljine kritičnog područja značajno doprinosi kapacitetu grede.
- Najviša i najmanja procjena kapaciteta pomaka za sve grede navedena je u TBEC-2018 i FEMA356.

- U svim seizmičkim normama, kada je duljina kritičnog područja 2h, kapacitet pomaka greda s velikim omjerom posmičnog raspona i statičke visine izračunan je tako da je veći od stvarne vrijednosti. U slučaju greda s duljinom kritičnog područja od 3h, sve seizmičke norme daju rezultate bliže stvarnom kapacitetu pomaka.
- Prema rezultatima ograničenog broja analitičkih modela, bilo bi poželjno povećati duljinu kritičnog područja na 3h, a posebice kod greda s velikim posmičnim rasponima.
- Uočeno je da predloženi izraz unutar opsega istraživanja daje sigurne rezultate za sve seizmičke norme. U tom kontekstu, vjeruje se da bi sve seizmičke norme bile točnije u izražavanju duljine kritičnog područja ovisno o omjeru posmičnog raspona i statičke visine.

LITERATURA

- [1] Kwak, H. G., Kim, S.P.: Nonlinear analysis of RC beams based on moment-curvature relation. *Computers & Structures*, 80 (2002) 7-8, pp. 615-628.
- [2] Demir, A., Ince, Y., Altioğ, T.Y.: Experimental and numerical investigation of RC beams strengthened with CFRP composites, *Građevinar*, 73 (2021) 6, pp. 605-616, <https://doi.org/10.14256/JCE.3051.2020>.
- [3] Ninčević, K., Ožbolt, J., Boko, I.: The influence of continuing reinforcement on the load capacity of a RC beam previously exposed to high temperatures, *Građevinar*, 68 (2016) 12, pp. 967-978, <https://doi.org/10.14256/JCE.1667.2016>
- [4] Stochino, F.: RC beams under blast load: Reliability and sensitivity analysis. *Engineering Failure Analysis*, 66 (2016), pp. 544-565.
- [5] Vegeva, P., Vashkevych, R., Blikharsky, Z.: Fracture toughness of RC beams with different shear span. In *MATEC Web of Conferences*, 174 (2018), pp. 02021, EDP Sciences.
- [6] Štimac, I., Kožar, I., Mihanović, A.: Beam damage detection by deflection influence lines, *Građevinar*, 59 (2007) 12, pp. 1053-1066.
- [7] Yu, Q., Bažant, Z.P.: Can stirrups suppress size effect on shear strength of RC beams? *Journal of Structural Engineering*, 137 (2011) 5, pp. 607-617.

- [8] Russo, G., Mitri, D., Pauletta, M.: Shear strength design formula for RC beams with stirrups. *Engineering Structures*, 51 (2013), pp. 226–235.
- [9] Hu, B., Wu, Y.F.: Effect of shear span-to-depth ratio on shear strength components of RC beams. *Engineering Structures*, 168 (2018), pp. 77–783.
- [10] Al-Sheikh, S.A.: Flexural behavior of RC beams with opening. *Concrete Research Letters*, 5 (2014) 2, pp. 812–824.
- [11] Allam, S.M.: Strengthening of RC beams with large openings in the shear zone. *Alexandria Engineering Journal*, 44 (2005) 1, pp. 59–78.
- [12] Ou, Y.C., Nguyen, N.D.: Plastic hinge length of corroded reinforced concrete beams. *ACI Structural Journal*, 111 (2014) 5, pp. 1049.
- [13] Zhao, X., Wu, Y.F., Leung, A.Y., Lam, H.F.: Plastic hinge length in reinforced concrete flexural members. *Procedia Engineering*, 14 (2011), pp. 1266–1274.
- [14] Cansız, S.: Analytical Estimation of the Residual Drift of Reinforced Concrete Columns under the Ultimate Displacement Capacity. *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, 65 (2021) 2, pp. 450–462.
- [15] Ali, U., Ahmad, N., Mahmood, Y., Mustafa, H., Munir, M.A.: A comparison of Seismic Behavior of Reinforced Concrete Special Moment Resisting Beam-Column Joints vs. Weak Beam Column Joints Using Seismostruct. *J. Mech. Contin. Math. Sci*, 14 (2019) 3, pp. 289–314.
- [16] Saeed, H.Z., Ahmed, A., Ali, S.M., Iqbal, M.: Experimental and finite element investigation of strengthened LSC bridge piers under Quasi-Static Cyclic Load Test. *Composite Structures*, 131 (2015), pp. 556–564.
- [17] CEN, "Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistant, Part 1", Comité Européen de Normalisation, Brussels, 2003.
- [18] TBEC (2018), Turkey Building Earthquake Code, Specifications for Structures to be Built in Disaster Areas, Ankara. [online] Available at: <https://www.afad.gov.tr/turkiye-bina-deprem-yonetmeligi>
- [19] Panagiotakos, T.B., Fardis, M.N.: Deformation of reinforced concrete members at yielding and ultimate, *ACI Structural Journal*, 98 (2001) 2, pp. 135–48.
- [20] FEMA-356. Prestandard and commentary for the seismic rehabilitation of buildings. Report No. FEMA-356, Federal Emergency Management Agency, Washington, D.C., 2000. [online] Available at: https://www.fema.gov/media-library-data/20130726-1444-20490-5925/fema_356.pdf
- [21] A computer program for static and dynamic nonlinear analysis of framed structures. 2020. [online] Available at: <http://www.seissoft.com>.
- [22] Aydemir, C., Eser Aydemir, M., Yıldırım, P.: Belirgin Düşey Yük Etkisindeki Betonarme Kirişlerin Çevrimsel Yükler Altındaki Davranışı Üzerine Deneysel Bir İnceleme. *Teknik Dergi*, 2020, <https://doi.org/10.18400/tekderg.34140>.
- [23] Lehman, D.E., Moehle, J.P.: Seismic performance of well-confined concrete bridge columns. PEER-1998/01. Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, 2020.
- [24] Sashi, K.K., Ashraf, E.B., Andrew, W.T., Pinto P.E.: Method of analysis for cyclically loaded R.C. plane frames including changes in geometry and non-elastic behaviour of elements under combined normal force and bending. Symposium on the Resistance and Ultimate Deformability of Structures Acted on by Well Defined Repeated Loads, International Association for Bridge and Structural Engineering, Zurich, Switzerland, (1973), pp. 15–22.
- [25] Mander, J.B., Priestley, M.J.N., Park, R.: Theoretical stress-strain model for confined concrete. *Journal of Structural Engineering*, 114 (1988) 8, pp. 804–1826.
- [26] Cansız, S., Aydemir, C., Arslan, G.: Comparison of displacement capacity of reinforced concrete columns with seismic codes. *Advances in concrete construction*, 8 (2019) 4, pp. 295–304.