

Primljen / Received: 11.1.2025.

Ispravljen / Corrected: 10.5.2025.

Prihvaćen / Accepted: 2.6.2025.

Dostupno online / Available online: 10.11.2025.

Seizmička svojstva djelomično ovijenih spregnutih spojeva

Autori:

^{1,2}Prof.dr.sc. **Hongxin Liu**Liuhx@aisa.com.cn²**Bing Xia**, dipl.img.građ.bing_xia@arcplus.com.cn^{1,2}**Yaming Li**, dipl.img.građ.Liyam@aisa.com.cn^{1,2}**Shuizhong Jia**, dipl.img.građ.jiasz@aisa.com.cn³Dr.sc. **Xiaomeng Xie**xiexiaomeng2024@163.com

Autor za korespondenciju

Izvorni znanstveni rad

Hongxin Liu, Bing Xia, Yaming Li, Shuizhong Jia, Xiaomeng Xie

Seizmička svojstva djelomično ovijenih spregnutih spojeva

Kako bi se ocijenila seizmička otpornost djelomično ovijenih spregnutih (eng. *partially encased composite* – PEC) spojeva s priključcima različitih konfiguracija, provedena su kvazistatička ispitivanja na dvama ispitnim uzorcima PEC spojeva. Eksperimentalna istraživanja bila su usmjerena na mehanizme loma, histerezna svojstva, duktilnost, sposobnost trošenja energije i smanjenje krutosti pri cikličkome opterećivanju s malim brojem ciklusa. Dobiveni rezultati pokazali su da djelomično ovijeni spregnuti spojevi s djelovanjem opterećenja u smjeru jake osi ostvaruju bolju duktilnost i veću sposobnost trošenja energije, dok su spojevi u smjeru slabe osi doživjeli lom zavora i pokazali ograničenu sposobnost trošenja energije. Razvijen je model konačnih elemenata za PEC spojeve duž jake osi i potvrđen primjenom eksperimentalnih podataka. Osim toga razvijeni model povratne sile vjerno prikazuje histerežno ponašanje spojeva, što omogućuje njihovu učinkovitu primjenu u projektiranju nosivih konstrukcija.

Ključne riječi:

PEC spojevi grede i stupa, seizmičko ponašanje, trošenje energije, metoda konačnih elemenata, model povrata

Original research paper

Hongxin Liu, Bing Xia, Yaming Li, Shuizhong Jia, Xiaomeng Xie

Seismic performance of partially encased composite joints

To evaluate the seismic performance of partially encased composite (PEC) joints with different connection configurations, quasi-static loading tests were performed on two PEC joint specimens. The experimental investigation focused on the failure mechanisms, hysteresis characteristics, ductility, energy dissipation capacity, and stiffness degradation under low-cycle repeated loading. The results revealed that strong-axis PEC joints exhibited superior ductility and energy-dissipation capacity, whereas weak-axis joints experienced weld failure and demonstrated limited energy dissipation. A finite element model was developed for strong-axis PEC joints and validated using experimental data. Moreover, the restoring force model for strong-axis PEC joints accurately captured the hysteretic behavior, providing valuable insights for structural design applications.

Key words:

PEC beam-column joints, seismic performance, energy dissipation, finite element analysis, restoring model

¹ Šangajski institut za arhitektonski dizajn i istraživanje d.o.o., Kina² Istraživački centar za inženjerstvo prostorne konstrukcije u Šangaju, Kina³ Građevinska tehnologija Shanghai Jieyi, Kina

1. Uvod

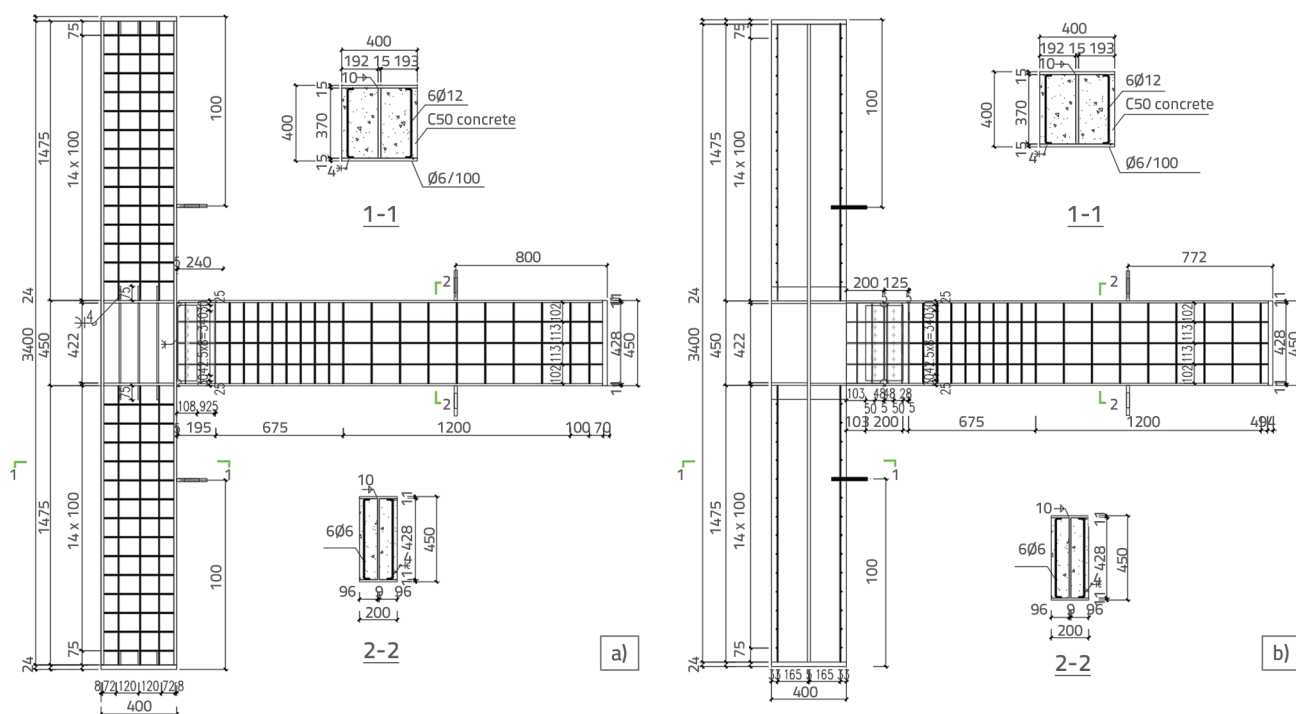
Predgotovljene armiranobetonske konstrukcije sve se češće koriste zbog svojih znatnih prednosti u pogledu učinkovitosti gradnje, očuvanja resursa i kontrole kvalitete [1]. Međutim, takve konstrukcije i dalje se suočavaju s nizom izazova, uključujući otežano armiranje spoja, nedovoljnu učinkovitost zbijanja betona, nedostatno zbijanje morta u spojevima te mokrih radova na gradilištu, što znatno usporava proces industrijalizacije građevinskog sektora [2, 3]. Djelomično ovijene spregnute (engl. *partially encased composite* - PEC) konstrukcije, koje predstavljaju nov oblik spregnute konstrukcije, nastaju ugradnjom posmičnih moždanika zavarenih na pojasnice čeličnog profila i ugradnjom betona, čime se smanjuje složenost konstrukcije uz održavanje vrhunske konstrukcijske učinkovitosti [4]. Opsežnim istraživanjima PEC greda [5, 6] i stupova [7, 8] dokazano je da beton ovijen čeličnim pojasnicama znatno povećava krutost konstrukcije i otpornost na požar, dok posmični moždanici učinkovito ublažavaju lokalno izvijanje pojasnica, što u konačnici poboljšava nosivost, duktilnost i sposobnost trošenja energije PEC komponenti. Osim toga različite inovativne izvedbe PEC elemenata, uključujući sačaste i PEC grede s perforiranim hrptom [9, 10], PEC stupove u obliku slova "L" [11] i PEC stupove s valovitim hrptom [12], pokazale su obećavajuća mehanička svojstva.

Spojevi predstavljaju ključne konstrukcijske dijelove koji povezuju grede i stupove unutar sustava nosive konstrukcije [13]. Za djelovanja vanjskih opterećenja na spojeve djeluje kombinacija tlačne sile, savijanja i posmične sile, zbog čega su to kritične točke mogućeg oštećenja ili sloma konstrukcije, osobito tijekom potresa [14]. Zato njihova mehanička svojstva izravno utječu na ukupnu sigurnost i pouzdanost konstrukcije. Pekgokgoz i sur. [15] pokazali su da ugradnja betona s čeličnim vlaknima u spojeve grede i stupa znatno poboljšava njihovu duktilnost, pri čemu je najizraženiji učinak vlaknaste armature zabilježen pri volumnom omjeru od 1 %. De Souza Spavier i sur. [16] ispitali su mehanička svojstva spojeva PEC stupova i čeličnih greda izvedenih pomoću bočnih ploča i vijaka te zaključili da je takav tip spoja siguran i pouzdan, pri čemu beton znatno pridonosi krutosti i kapacitetu spoja na savijanje [17, 18]. Huang i sur. [19, 20] projektirali su i ispitali uzorke okvirnih konstrukcija s PEC gredama izrađenima od čeličnih šupljih profila, pri čemu su utvrđeni mehanizmi sloma slični onima kod konvencionalnih čeličnih okvira, ali uz bolju početnu bočnu krutost, veću krajnju nosivost i poboljšanu sposobnost trošenja energije. Yu i sur. [21] proveli su kvazistatička ispitivanja opterećenja na dvokatnoj konstrukciji sa zidovima od čeličnih ploča (engl. *steel plate shear wall* - SPSW) s dvama rasponima i stupovima od PEC-a u mjerilu 1 : 3, koja uključuje tri vrste polukrutih spojeva. Njihova su istraživanja pokazala da predloženi sustav PEC-SPSW ima izvrsna seizmička svojstva, učinkovito primjenjujući posmičnu nosivost PEC stupova za osiguranje dvojnog sustava otpornosti na bočna opterećenja.

PEC spojevi nude znatne prednosti u smislu seizmičkog ponašanja i učinkovitosti montaže, smanjujući troškove rada i izgradnje na gradilištu. Daljnja istraživanja modela povratne sile omogućila bi širu primjenu u praktičnome inženjerstvu.

Model povratne sile ključni je alat za seizmičku analizu jer varijacije njegove krivulje odražavaju konstitutivno ponašanje materijala i ovisi o brojnim čimbenicima, uključujući razinu uzdužne sile, ovijanje betona te konfiguraciju poprečnog presjeka konstrukcije [22-24]. Yang i sur. [25] predložili su model trilinearne krivulje ponašanja za modularne spregnute stupove od čelika i betona, s detaljnim prikazom smanjenja krutosti i histereznog ponašanja, pri čemu je pouzdanost modela potvrđena eksperimentalnim ispitivanjima. Zhuang i sur. [26] proveli su ispitivanja pri ponavljanoj opterećenju s malim brojem ciklusa na tri tipa mehanički spojenih predgotovljenih spojeva grede i stupa. Analizom su dobivene krivulje rasterećenja i ponovnog opterećenja, na temelju kojih su određene točke infleksije, točke suženja histereze, krutost pri rasterećenju i krutost pri ponovnoj opterećenju u histereznim petljama. Njihovi su rezultati doveli do razvoja učinkovitog modela ponašanja koji uključuje učinke klizanja i suženja histereze. Wu i sur. [27] razvili su model povratne sile za modularne predgotovljene spojeve sastavljene od čelične ploče, betonskog stupa i H-profila čelične grede te su njegovu visoku točnost potvrdili usporedbom s rezultatima numeričke analize metodom konačnih elemenata. Dai i sur. [28] prikupili su eksperimentalne podatke sa 77 korodiranih i 26 nekorodiranih pravokutnih armiranobetonskih stupova podvrgnutih cikličkome opterećenju i uspostavili fenomenološki histerezni model za korodirane armiranobetonske stupove. Iz toga proizlazi da optimalan model povratne sile omogućuje točnije predviđanje odziva konstrukcije pri seizmičkome opterećenju, čime se olakšavaju učinkovitije projektiranje i analiza otpornosti konstrukcija na potres [29].

Većina dosadašnjih istraživanja u ovome području bila je usmjerena na razinu pojedinačnih elemenata kao što su PEC grede i PEC stupovi, dok su istraživanja PEC spojeva uglavnom obuhvaćala spojeve između PEC stupova i čeličnih greda. Međutim, istraživanja spojeva grede i stupa kod PEC sustava još su uvijek relativno rijetka. Kako bi se ispunila ta istraživačka praznina, u ovom su radu projektirani ispitni uzorci spojeva grede i stupa u mjerilu 1 : 2, a zatim su provedena ispitivanja pri cikličkim opterećenjima s malim brojem ciklusa u cilju analize mehaničkog ponašanja i mehanizama sloma spoja u smjeru jake i slabe osi. Analiza je uključivala histerezne krivulje, anvelope, duktilnost, smanjenje čvrstoće, smanjenje krutosti i sposobnost trošenja energije radi sveobuhvatne procjene seizmičkog ponašanja spojeva PEC grede i stupa. Nadalje, za spojeve u smjeru jake osi razvijen je model povratne sile primjenom analize metodom konačnih elemenata, čime je postavljena teorijska osnova za dinamičku analizu vremenskog odziva takvih spojeva.



Slika 1. Shema PEC spojeva: a) J-1; b) J-2

2. Eksperimentalni program

2.1. Dimenzioniranje uzoraka

Ovaj eksperiment proveden je kao dio projekta Twin Hills Cultural Park na Shanghai World Expou, koji predstavlja najveću primjenu PEC konstrukcija u Kini. Sve komponente konstrukcije primijenjene u projektu Twin Hills bili su PEC elementi velikog presjeka. Za potrebe ovog istraživanja osmišljena su i konstruirana dva uzorka spojeva grede i stupa u PEC sustavu, označena kao J-1 i J-2, u mjerilu 1 : 2. Glavni čelični elementi grede i stupova izrađeni su od čelika razreda Q355B. Dimenzije profila stupova bile su H 400 × 400 × 15 × 9 mm, uz ukupnu visinu od 3400 mm. Poprečna armatura unutar stupova izrađena je od čeličnih šipki razreda HRB400, promjera od 6 mm i razmaka od 100 mm. Profili grede imali su dimenzije H 200 × 450 × 11 × 9 mm i ukupnu duljinu 4500 mm. Poprečna armatura u gredama također je izrađena od čeličnih šipki razreda HRB400, promjera 8 mm i razmaka od 200 mm, dok je u zoni progušćenja razmak smanjen na 100 mm, s trima šipkama razdjelne armature C6 raspoređenima sa svake strane. U području spoja debljine poprečnih i uzdužnih rebara za ukrućenje iznosile su 14 odnosno 10 mm. U uzorcima upotrijebljen je beton razreda C50. Uzorak J-1 predstavljao je spoj u smjeru jake osi, pri čemu je PEC greda spojena za stup duž njegove jake osi, odnosno u smjeru hrpta H-presjeka čeličnog stupa. Zahvaljujući takvome rasporedu, osnovni smjer djelovanja opterećenja u gredi podudara se s jakom osi stupa, što rezultira većom ukupnom krutošću spoja i omogućuje prijenos većih momenata savijanja i posmičnih sila. Suprotno tome uzorak J-2 predstavljao je spoj u smjeru slabe osi,

pri čemu je PEC greda bila spojena za stup duž njegove slabe osi, odnosno u smjeru pojasnica H-presjeka čeličnog stupa. Budući da se osnovni smjer djelovanja opterećenja u gredi podudara sa slabom osi stupa, spoj pokazuje manju krutost i relativno slabiju nosivost na savijanje. U toj konfiguraciji nosivost spoja ponajprije ovisi o krutosti pojasnica stupa. Detaljan prikaz konstrukcije ispitnih uzoraka prikazan je na slici 1.

2.2. Ispitivanja svojstava materijala

PEC grede i PEC stupovi lijevani su upotrebom komercijalnog betona razreda C50. Tijekom izrade uzoraka uzorci kocaka s duljinom brida 150 mm korišteni su za mjerenje tlačne čvrstoće f_{cu} betona nakon standardne njege. Ispitivanja svojstava betona provedena su u Laboratoriju za građevne materijale Sveučilišta Tongji u skladu s nacionalnom normom GB/T 50081-2019 – Metode ispitivanja fizikalnih i mehaničkih svojstava betona [30]. Način loma betonskih uzoraka prikazan je na slici 2., a izmjerene tlačne čvrstoće uzoraka kocaka prikazane su u tablici 2. Mehanička svojstva čelika ispitivana su u skladu s nacionalnom normom Metalni materijali – ispitivanje vlačne čvrstoće (GB/T 228.1-2010) [31]. Standardna ispitivanja vlačne čvrstoće provedena su pomoću univerzalne ispitne naprave u Laboratoriju za konstrukcijsko inženjerstvo Sveučilišta Tongji. Uređaj za opterećenje prikazan je na slici 3. Sve čelične ploče primijenjene u uzorcima potječu iz iste proizvodne serije i izrezane su u proporcionalne uzorke za ispitivanje. Granica popuštanja f_y , vlačna čvrstoća f_u , modul elastičnosti E čeličnih materijala različitih debljina sažeti su u tablici 2.

Tablica 1. Vrijednosti čvrstoće betona

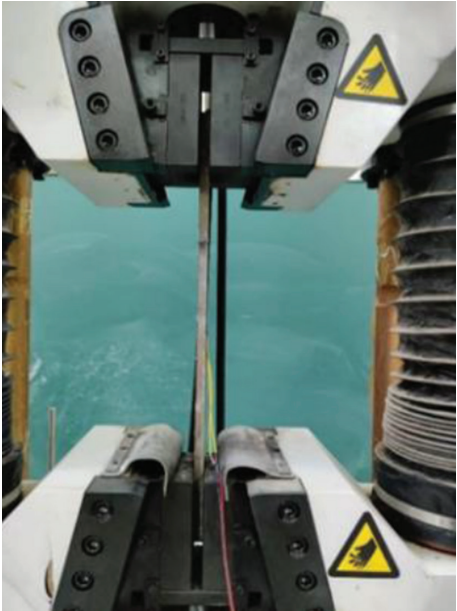
Broj	f_{cu} [MPa]		f_c [MPa]	Srednja vrijednost f_c [MPa]	E_c [GPa]
	Eksperimentalna vrijednost	Srednja vrijednost			
1-1	57,9	56,4	36,5	37,8	35,6
1-2	55,4				
1-3	56,0				
2-1	60,9	60,3	39,0		
2-2	59,5				
2-3	60,6				

Tablica 2. Materijalna svojstva čelika

Razred čvrstoće	t [mm]	f_y [MPa]	f_u [MPa]	E [MPa]
Q355B	10	446,8	560,5	217696
	12	360,6	512,9	213275
	14	359,7	536,4	206843



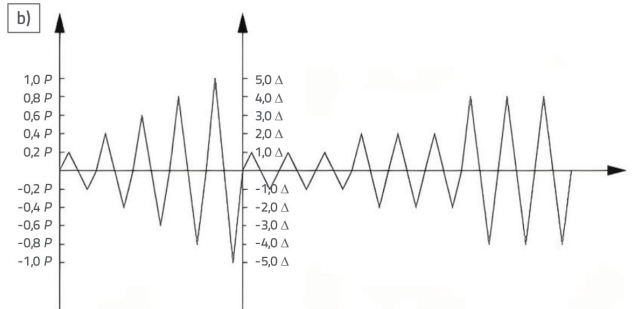
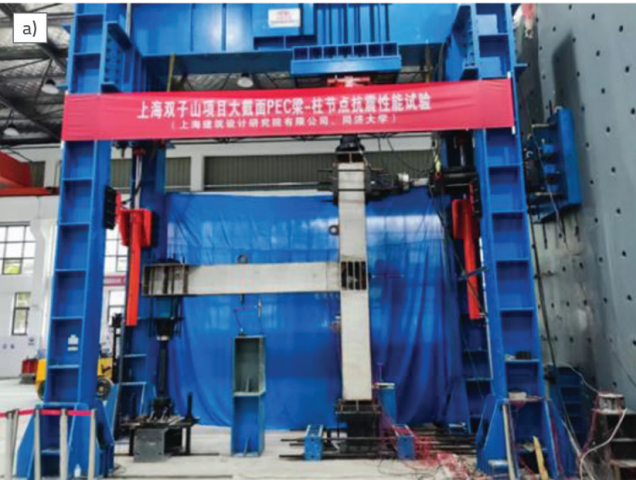
Slika 2. Uzorak loma standardnog betonskog ispitnog bloka



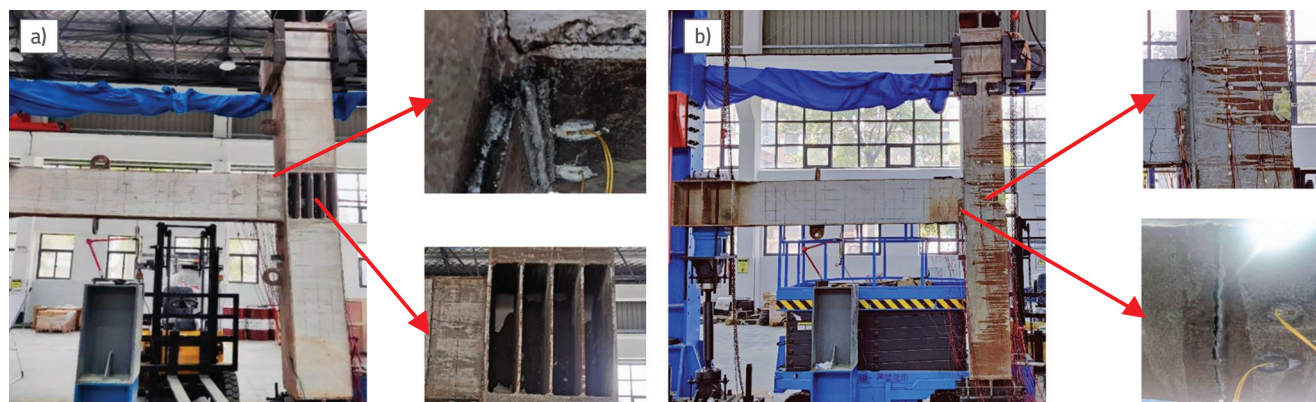
Slika 3. Opterećenje standardnih čeličnih uzoraka

2.3. Protokol opterećivanja i mjerenja

U skladu s Pravilnikom o metodama potresnog ispitivanja građevina (JGJ101-96) za potrebe ispitivanja primijenjen je protokol dvostruke kontrole sile i pomaka [32]. U sklopu tog protokola horizontalne sile i pomaci primijenjeni su na krajeve stupa pomoću horizontalnih hidrauličkih aktuatora, a kako je to prikazano na slici 4.



Slika 4. Ispitno opterećenje: a) Uređaj za opterećenje; b) Sustav za opterećenje uzoraka



Slika 5. Načini loma PEC spojeva: a) Način loma uzorka J-1; b) Način loma uzorka J-2

Tijekom faze kontrole opterećenja, odnosno prije dostizanja opterećenja pri popuštanju, uzorak je bio podvrgnut postupnome povećanju opterećenja u fazama slabe deformacije, pri čemu je izračunano opterećenje pri popuštanju označeno s "P". Opterećenje je bilo podijeljeno u pet razina: 0,2P, 0,4P, 0,6P, 0,8P i P, pri čemu se svaka razina primjenjuje postupno i ponavlja jednom. Na temelju rezultata ispitivanja svojstava materijala opterećenje se nastavilo sve dok čelik nije popustio. U fazi kontroliranog pomaka, nakon što je postignuto opterećenje pri popuštanju, uvedena je kontrola pomaka, pri čemu je horizontalni pomak, koji odgovara opterećenju pri popuštanju (Δ , pomak pri popuštanju), primijenjen kao početna razina pomaka. Opterećenje se zatim provodilo u pomacima od 1 Δ , 2 Δ , 3 Δ , 4 Δ , 5 Δ itd., pri čemu je svaka razina bila ponovljena u tri ciklusa, sve do potpunog loma uzorka, odnosno dok njegova nosivost nije pala na 85 % vršnog opterećenja.

3. Analiza eksperimentalnih rezultata

3.1. Eksperimentalna opažanja

Stvarno pozitivno opterećenje pri popuštanju spoja grede i stupa u PEC izvedbi u smjeru jake osi (uzorak J-1) iznosilo je 98,36 kN, s pozitivnim pomakom pri popuštanju od 30,44 mm i pozitivnim vršnim opterećenjem od 111,70 kN. Slično tome stvarno opterećenje pri popuštanju spoja grede i stupa u PEC izvedbi u smjeru slabe osi (uzorak J-2) iznosilo je 95,64 kN, uz pomak pri popuštanju od 34,68 mm i vršnim opterećenjem od 101,00 kN.

Uzorak J-1 prešao je u raspucalo stanje nakon dostizanja 0,6 P_v . Prve vertikalne i dijagonalne mikropukotine pojavile su se na obje strane grede. Kada je opterećenje doseglo 1,0 $\cdot P_v$ došlo je do savijanja pojasnice stupa uz pojavu neuobičajenih zvukova, a na tlačnoj strani u zoni oslonca grede uočeno je odlamanje zaštitnog sloja betona. U toj fazi gornja i donja pojasnica PEC grede dostigle su granicu popuštanja. Pri razini pomaka od 1,0 Δ maksimalna širina pukotine u gredi povećala se na 0,94 mm, dok se u stupu pojavila nova dijagonalna pukotina širine do 0,25 mm. Pri razini pomaka od 3,0 Δ naprezanje u gornjoj i donjoj

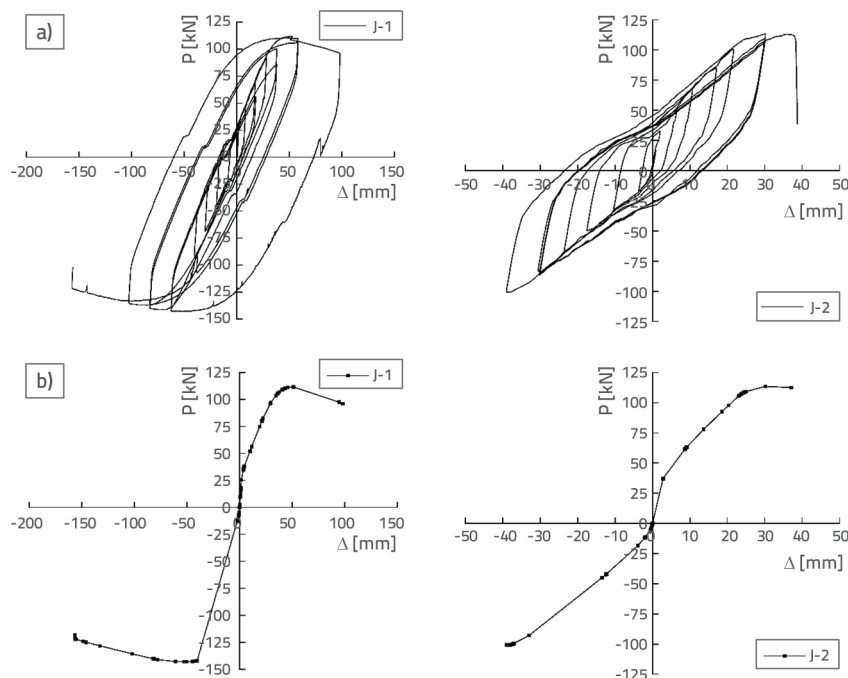
pojasnici PEC grede nastavilo se povećavati, što je dovelo do znatnog raspucavanja betona i blage deformacije čelika spoja. Pri negativnome opterećenju na razini pomaka od 3,0 Δ nosivost uzorka smanjena je ispod 85 % njegova vršnog opterećenja, zbog čega je ispitivanje prekinuto.

Uzorak J-2 prešao je u raspucalo stanje nakon što je dosegno 0,4 $\cdot P_v$. Prve vertikalne i dijagonalne mikropukotine pojavile su se na obje strane grede. Kada je opterećenje dostiglo 1,0 $\cdot P_v$ pojasnica stupa se savinula, a gornja pojasnica PEC grede dosegla je granicu popuštanja. U toj fazi J-2 završio je fazu kontroliranog opterećenja i prešao u fazu kontroliranog pomaka. Horizontalni pomak koji odgovara graničnome opterećenju popuštanja, označen kao Δ , uzet je kao početna razina pomaka. Pri razini pomaka 1,0 Δ došlo je do loma zavar na kraju grede, što je uzrokovalo nagli pad opterećenja, nakon čega je ispitivanje prekinuto. U tome trenutku maksimalna širina pukotine u betonu iznosila je 0,26 mm. Konačni načini loma uzoraka prikazani su na slici 5.

3.2. Histerezne krivulje i anvelope

Zabilježene su vrijednosti opterećenja i pomaka na kraju stupa pri cikličkome opterećenju s malim brojem ciklusa, a odgovarajuće histerezne krivulje opterećenja i pomaka prikazane su na slici 6.a. Anvelope, konstruirane povezivanjem vršnih točaka krivulja opterećenja i pomaka iz prvog ciklusa svakog stupnja opterećenja, prikazane su na slici 6.b.

Stvarno pozitivno opterećenje pri popuštanju uzorka J-1 iznosilo je 98,4 kN, s odgovarajućim pozitivnim pomakom pri popuštanju od 30,4 mm. Pozitivno vršno opterećenje doseglo je 111,7 kN pri pomaku od 51,1 mm. Krajnje pozitivno opterećenje zabilježeno je kao 94,9 kN, s pripadajućim krajnjim pomakom od 101,9 mm, što odgovara koeficijentu duktilnosti od 3,35. U smjeru negativnog opterećenja stvarno opterećenje pri popuštanju uzorka J-1 iznosilo je 141,4 kN, uz pripadajući pomak pri popuštanju od 40,3 mm. Negativno vršno opterećenje doseglo je 143,1 kN pri pomaku od 53,7 mm. Krajnje negativno opterećenje iznosilo je 121,6 kN, uz krajnji pomak od 156,5 mm, a izračunani koeficijent duktilnosti iznosio je 3,89.



Slika 6. Histerezne krivulje i anvelope: a) Histerezna krivulja; b) Anvelope

Stvarno pozitivno opterećenje pri popuštanju za uzorak J-2 iznosilo je 101,0 kN, uz pripadajući pozitivni pomak pri popuštanju od 21,4 mm. Pozitivno vršno opterećenje doseglo je 113,6 kN pri pomaku od 30,2 mm, dok je krajnje pozitivno opterećenje iznosilo 96,6 kN, uz krajnji pozitivni pomak od 30,2 mm. Na temelju tih vrijednosti koeficijent duktilnosti izračunan je kao 1,41. Stvarno pozitivno opterećenje pri popuštanju za uzorak J-2 iznosilo je 101,0 kN, uz pripadajući pozitivni pomak pri popuštanju od 21,4 mm. Pozitivno vršno opterećenje doseglo je 113,6 kN pri pomaku od 30,2 mm. Krajnje pozitivno opterećenje zabilježeno je kao 96,6 kN, uz krajnji pozitivni pomak od 30,2 mm, pri čemu je izračunani koeficijent duktilnosti iznosio 1,41.

Anvelope ispitnih uzoraka imale su približno oblik slova "S", što upućuje na to da su spojevi tijekom ispitivanja prošli kroz tri jasno definirane faze opterećenja: elastičnu, elastoplastičnu i fazu loma. U početnoj fazi opterećenja došlo je do manjih oštećenja spojeva, pri čemu su nosivost i deformacija zadržavale linearnu međusobnu ovisnost, a krutost je ostala gotovo konstantna, što

odgovara linearnome dijelu anvelope. S povećanjem opterećenja oštećenja su se postupno gomilala, a čelične pojasnice grede i stupa u zoni spoja počele su popuštati. To je dovelo do smanjenja nagiba anvelope, što upućuje na smanjenje krutosti. Nakon postizanja granične nosivosti anvelopa prelazi u silaznu fazu koja odražava maksimalnu akumulaciju oštećenja konstrukcije. U toj je fazi došlo do izraženog odlamanja zaštitnog sloja betona, naglog porasta deformacija te smanjenja sile, što je u konačnici dovelo do pojave negativne krutosti i sloma spoja. Kod uzorka J-2, nakon što je postignuta krajnja nosivost, došlo je do loma zavora na kraju grede, što je uzrokovalo gubitak nosivosti u obrnutome smjeru opterećenja. Međutim, anvelopa nije pokazivala karakterističan silazni segment uočen u ostalim slučajevima.

Vrijednosti opterećenja i pomaka koje odgovaraju točkama popuštanja, vršnog opterećenja i krajnje granične nosivosti ispitnih uzoraka sažete su u tablici 3.

Uzorak J-1 pokazao je više vrijednosti opterećenja pri popuštanju i vršnog opterećenja u usporedbi s uzorkom J-2. Ta se razlika može pripisati mehanizmu sloma uzorka J-2, pri kojemu je došlo do loma zavora između konzole i grede na relativno vanjskoj poziciji, što je rezultiralo nešto manjom konačnom nosivošću u odnosu na uzorak J-1. Koeficijent duktilnosti uzorka J-1 bio je veći od 3, što pokazuje dobre performanse duktilnosti PEC spoja u smjeru jake osi. Nasuprot tome uzorak J-2 pokazao je znatno manji koeficijent duktilnosti, koji je iznosio približno 1,13. Ta smanjena duktilnost ponajprije je posljedica kratke konzole stupa, zbog čega je zavar bio izveden preblizu kraju grede. Posljedično je došlo do preranog loma zavora, što je onemogućilo da spoj ostvari učinkovito trošenje energije.

3.3. Kapacitet trošenja energije

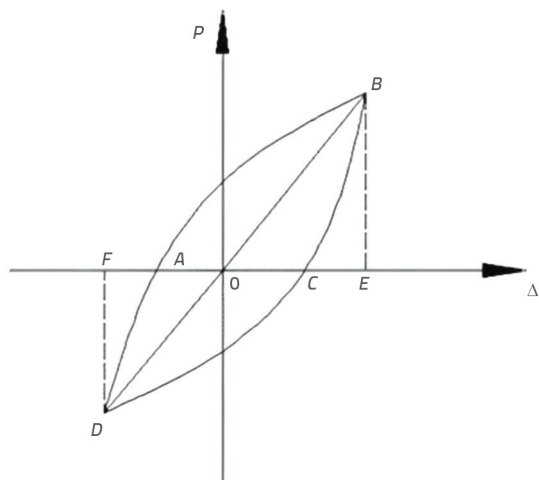
U stvarnim inženjerskim konstrukcijama veći ekvivalentni koeficijent viskozno prigušenja i veće kumulativno trošenje

Tablica 3. Sažetak parametara važnih točaka

Oznaka uzorka	Pozitivno (+) i negativno (-) opterećenje	Granica popuštanja		Vršna sila		Krajnja točka		Faktor duktilnosti $\mu = \Delta_u / \Delta_y$
		P_y [kN]	Δ_y [mm]	P_{maks} [kN]	Δ_{maks} [mm]	P_u [kN]	Δ_u [mm]	
J-1	+	98,36	30,44	111,70	51,06	94,94	101,86	3,35
	-	141,42	40,26	143,10	52,69	121,64	156,52	3,89
J-2	+	100,98	21,44	113,60	30,16	96,56	37,13	1,73
	-	95,64	34,68	101,00	38,21	85,85	39,05	1,13

energije upućuju na poboljšana svojstva trošenja energije. Ekvivalentni koeficijent viskoznog prigušenja h_e izračunan je na temelju slike 7. i izraza (1). Ekvivalentni koeficijenti viskoznog prigušenja i kumulativne vrijednosti trošenja energije uzoraka prikazani su na slici 8.

$$h_e = \frac{1}{2\pi} \frac{(S_{ABC} + S_{ACF})}{(S_{OBD} + S_{OEF})} \quad (1)$$



Slika 7. Ekvivalentni koeficijent viskoznog prigušenja i dijagram za proračun

Kao što je to prikazano na slici 8., nakon što su spojevi potpuno prešli u plastičnu fazu, nastavili su pokazivati visoko kumulativno trošenje energije te visoke vrijednosti ekvivalentnoga koeficijenta viskoznog prigušenja. To upućuje na to da su ispitni uzorci zadržali znatnu sposobnost trošenja energije čak i nakon što su dosegli krajnju nosivost. Ti rezultati pokazuju da PEC spojevi ostvaruju izvrsna seizmička svojstva.

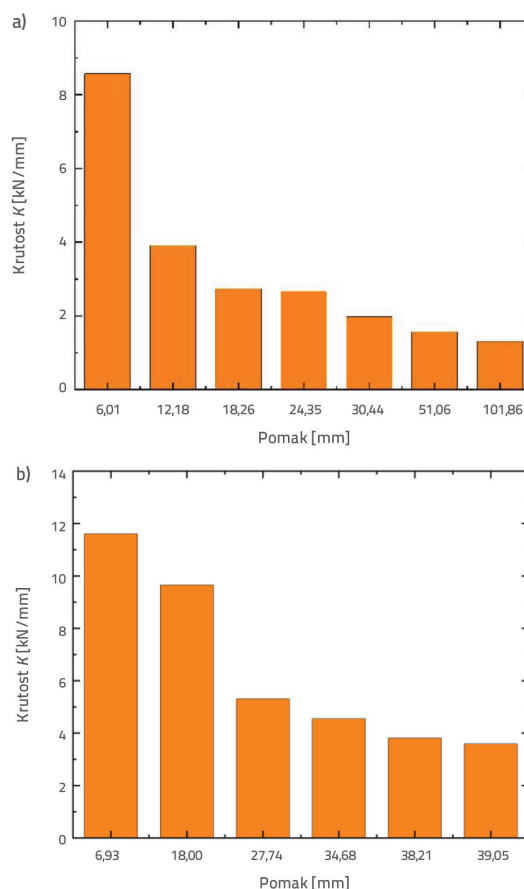
3.4. Smanjenje krutosti

Smanjenje krutosti dvaju ispitnih uzoraka analizirano je primjenom metode sekantne krutosti u skladu s odredbama

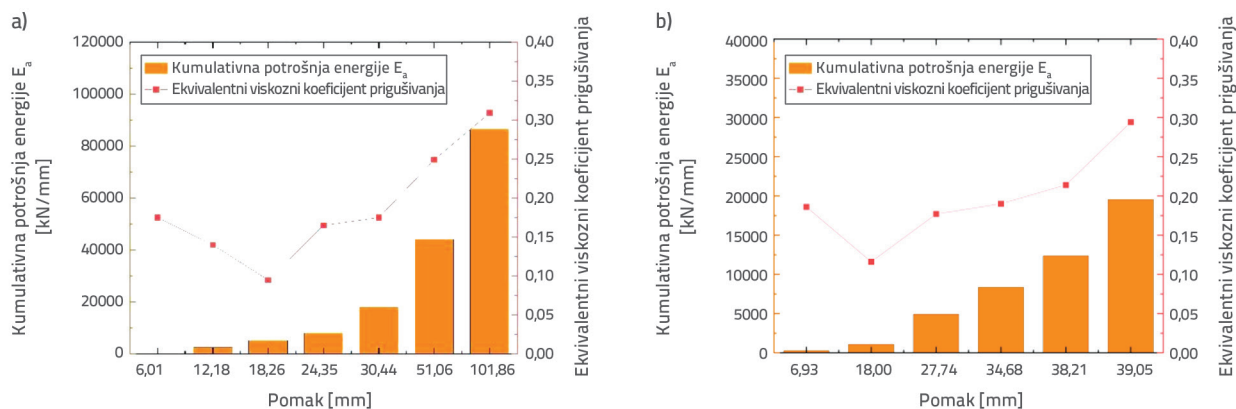
Zakonika o metodama potresnog ispitivanja građevina [30]. Metoda izračuna sekantne krutosti K prikazana je u izrazu (2), a odgovarajući rezultati prikazani su na slici 9.

$$K_i = \frac{|+F_i| + |-F_i|}{|+X_i| + |-X_i|} \quad (2)$$

pri čemu je F_i vršna vrijednost opterećenja [kN], a X_i vršna vrijednost pomaka [mm].



Slika 9. Smanjenje krutosti: a) Uzorak J-1; b) Uzorak J-2



Slika 8. Ekvivalentni koeficijent viskoznog prigušenja i kumulativno trošenje energije spojeva: a) Uzorak J-1; b) Uzorak J-2

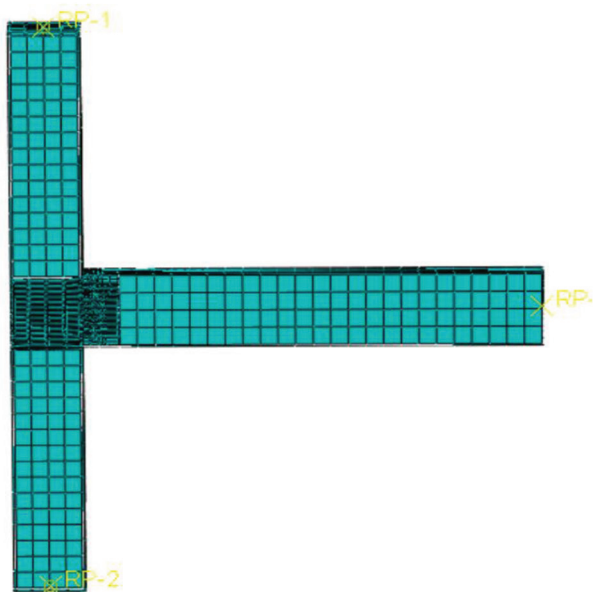
U početnoj fazi opterećenja spojevi su ostali u elastičnome stanju, a njihova se krutost brzo smanjila nakon što su se stvorile pukotine. Kako je cikličko opterećenje odmicalo, tako su se oštećenja postupno gomilala, što je dovelo do osjetnog usporavanja porasta opterećenja u odnosu na porast pomaka, a time i do postupnijeg smanjenja krutosti. Tijekom kasnijih faza opterećenja krutost spojeva ostala je niska, što upućuje na visok stupanj oštećenja konstrukcije.

4. Analiza metodom konačnih elemenata PEC spojeva u smjeru jake osi

Prema rezultatima prethodno provedene analize ispitivanja, uzorak J-1 sa spojem u smjeru jake osi pokazao je bolja svojstva u svim aspektima u usporedbi s uzorkom J-2 sa spojem u smjeru slabe osi. Radi detaljnijeg ispitivanja ponašanja PEC spojeva u smjeru jake osi provedena je dodatna analiza metodom konačnih elemenata.

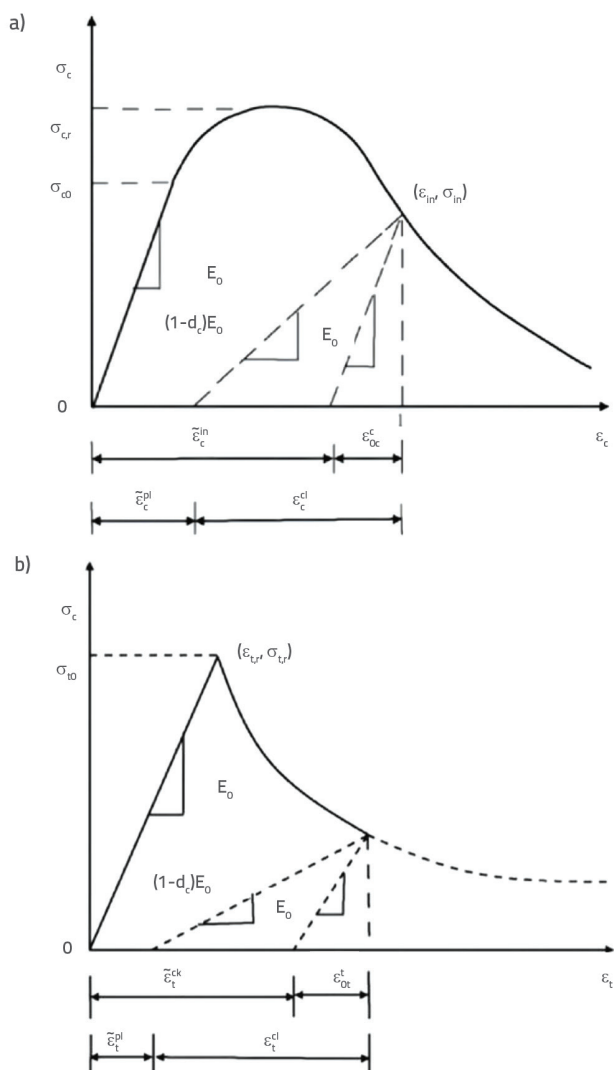
4.1. Modeliranje metodom konačnih elemenata

U programskome paketu ABAQUS razvijen je numerički model za simulaciju procesa loma PEC spojeva u smjeru jake osi pri kvazistatičkome opterećenju. Taj model uključuje različite geometrijske elemente i međudjelovanja sila, pri čemu su čelična armatura i veze modelirani pomoću trodimenzionalnih štapnih elemenata s dvama čvorovima (T3D2), dok su betonski i čelični elementi greda modelirani pomoću trodimenzionalnih volumenskih elemenata s reduciranom integracijom u osam čvorova (C3D8R). Na čelik, beton, veze, uzdužnu armaturu i konstrukcijski čelik primijenjena je tehnika strukturirane mreže s ujednačenom veličinom elemenata od 100 mm. Detalji podjele mreže prikazani su na slici 10.



Slika 10. Model konačnih elemenata spoja i mreža konačnih elemenata

Za simulaciju mehaničkog ponašanja betona primijenjen je model plastičnog oštećenja betona (engl. *concrete damage plasticity* - CDP). Prema istraživanju [33], izostavljanje faktora oštećenja može znatno skratiti vrijeme numeričkog proračuna. Međutim, to može dovesti do odstupanja između rezultata simulacije i stvarnih vrijednosti, osobito u fazi pada naprezanja pri povećanju deformacije u betonu. Radni dijagrami pri tlačnome i vlačnome opterećenju, zajedno s pripadajućim faktorima oštećenja za beton u sklopu CDP modela, formulirani su prema Zakoniku o projektiranju betonskih konstrukcija (GB 50010-2010) [34] kao što je to prikazano na slici 11. Parametri funkcija tečenja i potencijala toka u sklopu CDP modela uključivali su kut dilatacije od 35° , ekscentricitet potencijala popuštanja od 0,15, parametar viskoznosti od 0,0015, odnos početne granice popuštanja pri dvoosnome i jednoosnome naprezanju od 1,16 te omjer druge invarijante naprezanja na meridijanu vlačno- tlačno naprezanje (K_1) od 0,6667. U numeričkoj simulaciji radni dijagrami za armaturu i čelične profile definirani su pomoću bilinearnog modela.



Slika 11. Radni dijagram betona u CDP modelu: a) jednoosno tlačno naprezanje; b) jednoosno vlačno naprezanje

U numeričkome modelu konačnih elemenata primijenjen je upareni kontakt između betona i čeličnih elemenata, uz primjenu Coulombova trenja s koeficijentom trenja 0,5 u tangencijalnome smjeru i krutim kontaktom u normalnome smjeru. Pojasnice su modelirane tako da se mogu odvojiti od betona prema van, ali nije dopušteno njihovo prodiranje u beton. Krajevi čeličnih veza kruto su povezani s pojasnicama čelične grede, dok su krajevi uzdužne armature spojeni na čelone ploče, pri čemu su svi ti elementi ugrađeni unutar betonskog elementa. Bočne ploče modelirane su kao idealno kruta tijela bez mogućnosti deformacije te su učvršćene vezivanjem presjeka na krajevima čelične grede i betona.

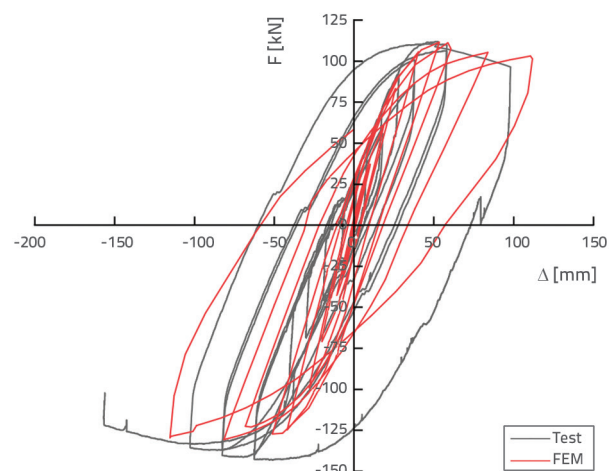
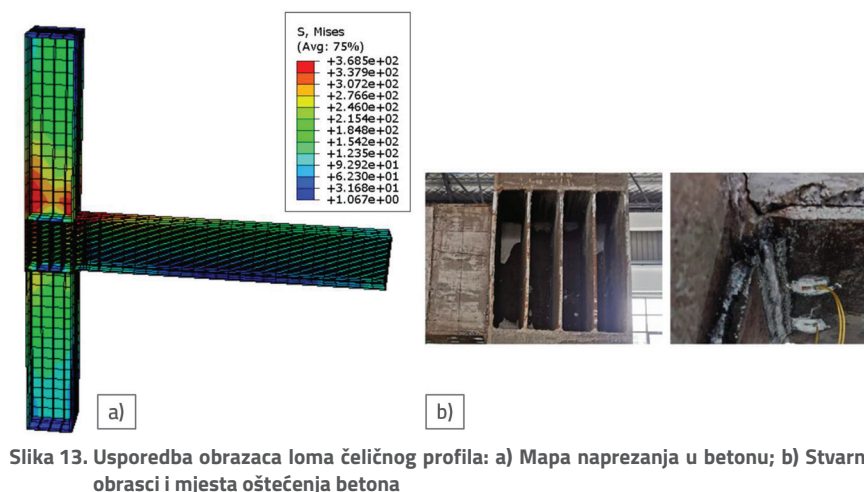
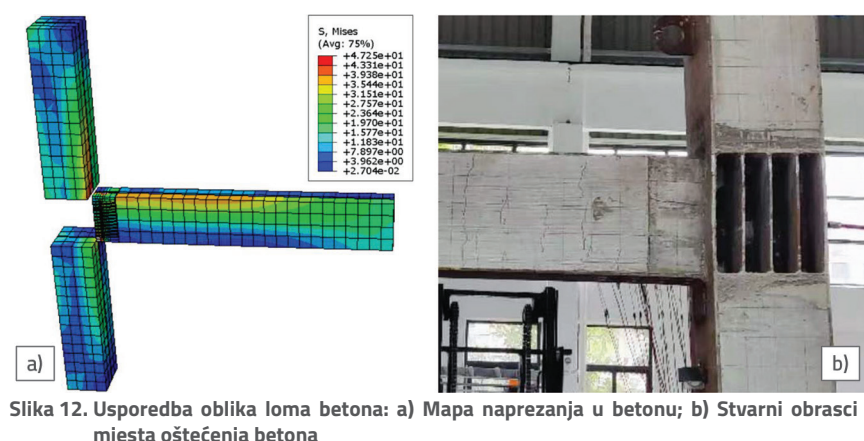
4.2. Usporedba numeričkih simulacija i eksperimentalnih rezultata

4.2.1. Komparativna analiza obrazaca oštećenja

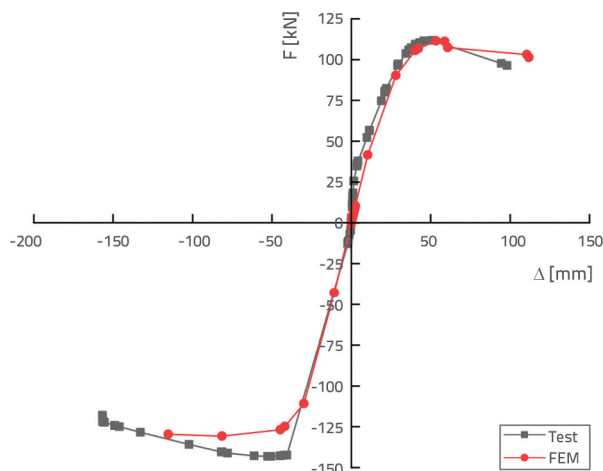
U softverskome paketu ABAQUS CDP model ne dopušta nastanak pukotina na integracijskim točkama, a izravna simulacija loma elemenata predstavlja znatne izazove. Zbog toga se raspucavanje betona i njegovo gnječenje te lomovi čeličnih elemenata najčešće prikazuju konturama napreznja. Na slikama 12. i 13. prikazani su oblici oštećenja u betonu i čeliku, pri čemu se vidi da su najveće koncentracije napreznja zabilježene na krajevima greda unutar spoja. To upućuje na to da je lom uslijed savijanja bio prevladavajući mehanizam sloma, čime se potvrđuje vjerodostojnost numeričkog modela konačnih elemenata.

4.2.2. Komparativna analiza anvelopa

Na slikama 14. i 15. prikazana je usporedba eksperimentalno dobivenih i numerički simuliranih histereza te anvelopa. Odabrani računalni model vrlo je precizno opisao cjelokupni proces opterećenja spoja grede i stupa u PEC izvedbi, pri čemu su razlike u nosivosti manje od 10 %. Iako su tijekom elastične faze uočena manja odstupanja u krutosti, a u fazi rasterećenja plastičnog područja pojavile su se izraženije razlike, te varijacije nisu utjecale na daljnje analize te dodatno potvrđuju visoku primjenjivost razvijenog modela.



Slika 14. Usporedba histereznih krivulja



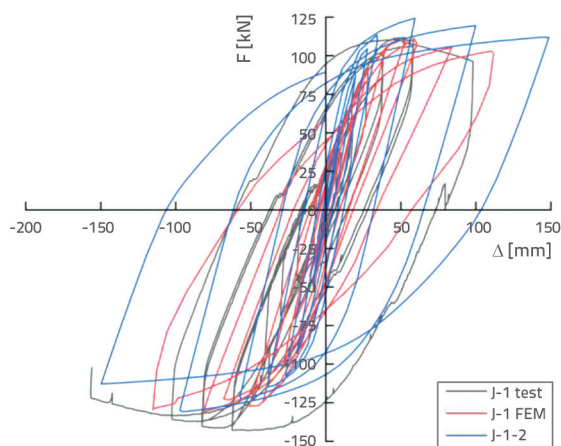
Slika 15. Usporedba anelopa

4.3. Seizmička otpornost spojeva PEC sustava u smjeru jake osi

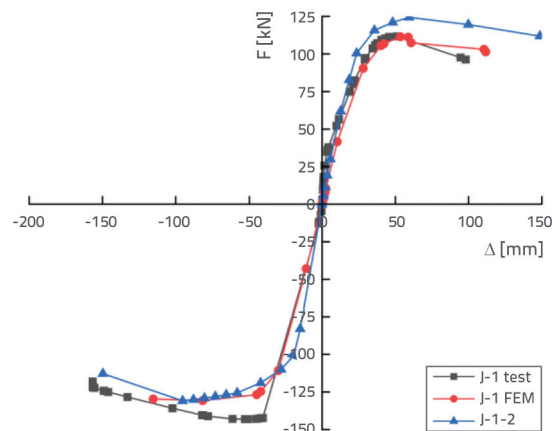
4.3.1. Analiza primjenjivosti shema lokalnog armiranja

Uzdužna rebra za ukrućenje korištena su u eksperimentalnim uzorcima kao zamjena za beton u spoju kako bi se riješili izazovi povezani s lijevanjem betona u spoju PEC grede i stupa. Ta je prilagodba dovela do sloma uslijed savijanja na krajevima grede i lokalnog izvijanja čelika u području spoja, što je bilo u skladu s projektnim očekivanjima. Međutim, eksperimentalni podaci o uzorcima s betonom unutar spoja još su uvijek ograničeni pa je potrebna daljnja provjera njihove nosivosti i krutosti.

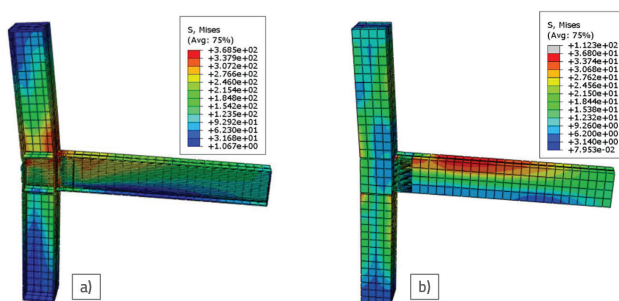
Na temelju prethodnog poglavlja razvijen je numerički model konačnih elemenata za uzorak J-1-2, u kojemu je spoj ispunjen betonom. Njegove su performanse uspoređene s eksperimentalnim i numeričkim rezultatima uzorka J-1. Histerezna krivulja prikazana je na slici 16., anelopa na slici 17., a kontura naprezanja na slici 18.



Slika 16. Usporedba histereznih krivulja



Slika 17. Usporedba anelopa

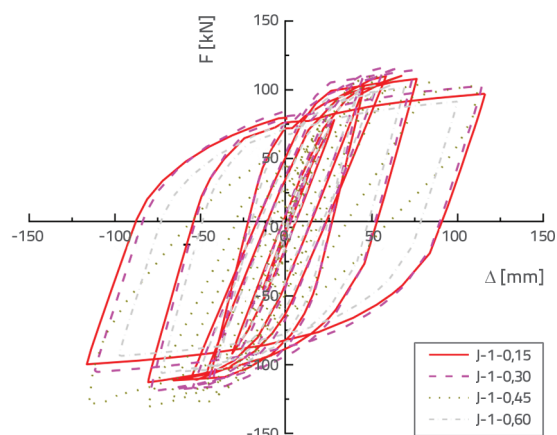


Slika 18. Usporedba histereznih krivulja spojeva pod različitim razinama bezdimenzijske tlačne sile

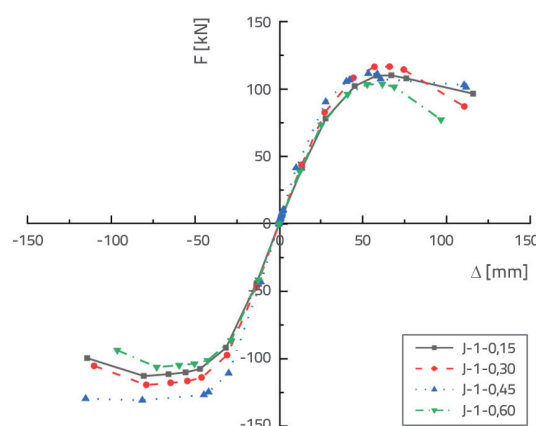
Uzorci J-1-2 i J-1 pokazali su slične oblike sloma, koje karakteriziraju savijanje na krajevima greda i lokalno izvijanje glavnih čeličnih elemenata u zoni spoja. Oba su uzorka ostvarila sličnu nosivost jer je slom u oba slučaja nastupio na krajevima greda, što upućuje na to da izmjene u oblikovanju spoja nisu utjecale na lokaciju sloma. Uzorak J-1-2 pokazao je nešto veću krutost u odnosu na uzorak J-1, što se ponajprije može pripisati uzdužnim rebrima za ukrućenje, koja su projektirana tako da imaju manju krutost od zamjenskog betona. Ti rezultati upućuju na to da je zamjena betona u spoju s ekvivalentnim uzdužnim rebrima za ukrućenje učinkovito rješenje za prevladavanje problema pri betoniranju u toj zoni.

4.3.2. Utjecaj različitih razina tlačne sile

Kontrola bezdimenzijske tlačne sile ključna je za osiguranje sigurnosti konstrukcije i poboljšanje seizmičkih svojstava u sklopu protutopresnog projektiranja. Projektni propisi obično propisuju gornju granicu tog omjera kako bi se osigurali dovoljna duktilnost i otpornost na opterećenje pri djelovanju potresa. U skladu s time provedene su simulacije metodom konačnih elemenata za PEC spojeve u smjeru jake osi pri različitim razinama bezdimenzijske tlačne sile (0,15, 0,30, 0,45 i 0,60). Odgovarajuće histerezne krivulje i anelopa prikazane su na slikama 19. i 20.



Slika 19. Usporedba anvelopa spojeva pri različitim razinama bezdimenzijske tlačne sile



Slika 20. Usporedba anvelopa spojeva pri različitim razinama bezdimenzijske tlačne sile

Kao što je to prikazano na slikama, opća kretanja histereznih krivulja ostala su slična za sve promatrane razine bezdimenzijske tlačne sile. U početnoj fazi opterećenja krivulje su obuhvaćale relativno malo područje, uz male razlike u krutosti. S porastom pomaka histerezne petlje postupno su se širile i poprimile vretenasti oblik, pri čemu se povećavalo područje unutar petlje, a krutost se postupno smanjivala. Kako se konstrukcija približavala lomu, tako su histerezne petlje zadržale vretenasti oblik, ali su postale manje izražene, uz znatno smanjenje krutosti. S povećanjem razine bezdimenzijske tlačne sile krajnja i granična nosivost spojeva u početku su rasle, a zatim opadale, što upućuje na to da taj omjer treba pažljivo optimirati u inženjerskoj praksi.

Tablica 4. Indeks trošenja energije spojeva

Bezdimenzijska tlačna sila	Površina A [mm ²]	h_e		Površina A [mm ²]	h_e
0,15	Dosezanje nosivosti	10918	Slom uzorka	16984	0,21
0,30		12122		17427	0,23
0,45		11973		20314	0,23
0,60		9618		14212	0,25
					0,27

Ekvivalentni koeficijent viskoznog prigušenja (h_e) izračunan je na temelju histereznih petlji koje odgovaraju krajnjoj i graničnoj nosivosti spojeva u smjeru jake osi. Detaljni rezultati prikazani su u tablici 4.

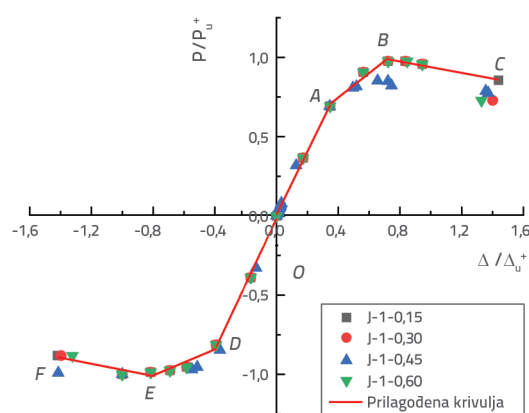
Površina unutar histereznih petlji i ekvivalentni koeficijent viskoznog prigušenja isprva su rasli, a zatim opadali, pri čemu su njihove vrijednosti ostale međusobno usklađene. Takav trend upućuje na to da je sposobnost trošenja energije spojeva ostala relativno stabilna unatoč promjenama u razini bezdimenzijske tlačne sile. Posebno je važno istaknuti da se, kako su se spojevi približavali lomu, ekvivalentni koeficijent viskoznog prigušenja nije smanjio, već je pokazivao tendenciju porasta. Ti rezultati upućuju na to da su PEC spojevi u smjeru jake osi i nakon prekoračenja vršne nosivosti pokazivali izraženu sposobnost trošenja energije.

5. Model povratnih sila za PEC spojeve u smjeru jake osi

Na temelju rezultata numeričke analize iz odjeljka 4. u ovom se dijelu detaljnije istražuju teorijske karakteristike spojeva PEC sustava u smjeru jake osi.

5.1. Model anvelope

Anvelope PEC spojeva u smjeru jake osi pri različitim razinama bezdimenzijske tlačne sile normalizirane su, a zatim je primjenom numeričkih metoda aproksimacije razvijen trilinearni (trosegmentni) model anvelope [33, 34]. Model dijeli krivulju na tri karakteristične faze: elastični, segment popuštanja i segment opadanja nosivosti, a kako je to prikazano na slici 21.



Slika 21. Prilagođena anvelope

Tablica 5. Formula za prilagodbu modela anvelope

Zakrivljena površina	Prilagođeni izraz	R2
BC	$P/P_{u+} = 1,99\Delta/\Delta_{u++}+0,01$	0,99
AB	$P/P_{u+} = 0,77\Delta/\Delta_{u++}+0,44$	0,96
OA	$P/P_{u+} = -0,18\Delta/\Delta_{u++}+1,12$	0,97
OD	$P/P_{u+} = 2,07\Delta/\Delta_{u+}-0,02$	0,99
OD	$P/P_{u+} = 0,41\Delta/\Delta_{u+}-0,68$	0,86
EF	$P/P_{u+} = -0,19\Delta/\Delta_{u+}-1,16$	0,85

Na horizontalnoj osi prikazane su normalizirane vrijednosti pomaka u odnosu na maksimalne pozitivne i negativne pomake, dok vertikalna os prikazuje odnos opterećenja prema pripadnim vršnim vrijednostima.

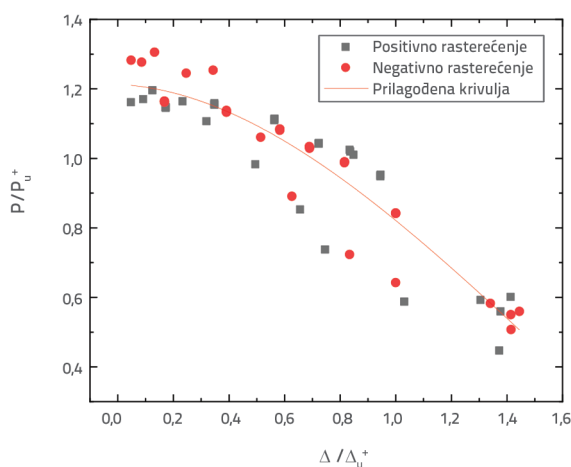
Izrazi prilagodbe za pojedine segmente anvelope PEC spojeva u smjeru jake osi prikazani su u tablici 5. Sve vrijednosti koeficijenta determinacije R2 bile su veće od 0,85, što upućuje na visok stupanj točnosti prilagodbe modela. Kako su PEC spojevi prelazili u elastoplastičnu fazu, tako je postalo vidljivo smanjenje krutosti pri rasterećenju.

5.2. Krutost pri rasterećenju

Na temelju rezultata simulacija PEC spojeva u smjeru jake osi pri različitim razinama bezdimenzijske tlačne sile provedena je regresijska analiza krutosti pri rasterećenju na različitim razinama pomaka, čime je dobiven izraz (3).

$$\frac{K_1}{K_0} = -0,03 \left(\frac{\Delta}{\Delta_u} \right)^3 - 0,45 \left(\frac{\Delta}{\Delta_u} \right)^2 + 0,1 \left(\frac{\Delta}{\Delta_u} \right) + 1,21 \quad (3)$$

U tome izrazu K_1 predstavlja krutost pri rasterećenju, K_0 početnu krutost spoja u elastičnoj fazi, Δ primijenjeni pomak, a Δ_u odgovara pomaku pri vršnoj nosivosti spoja.



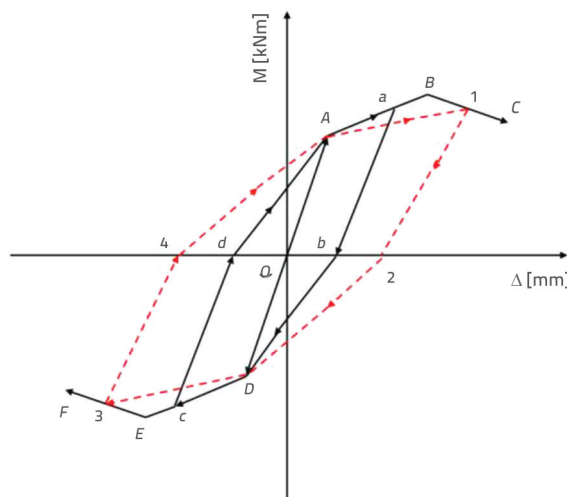
Slika 22. Prilagođena krivulja krutosti pri rasterećenju

Na slici 22. uspoređen je dijagram raspršenja rezultata simulacije s krivuljom prilagodbe krutosti pri rasterećenju, pri čemu omjer K_1/K_0 slijedi kubnu funkciju omjera Δ/Δ_u . Izraz prilagodbe postigao je vrijednost koeficijenta determinacije R2 0,87, što upućuje na visoku točnost izraza (3) u predviđanju krutosti pri rasterećenju PEC spojeva u smjeru jake osi.

5.3. Pravilo histereze

Na slici 23. prikazan je model trosegmentne linearne anvelope PEC spoja u smjeru jake osi, koji je opisan kako slijedi:

- elastična faza tijekom koje se opterećenje i rasterećenje događaju duž početne krutosti K_0
- elastoplastična faza, u kojoj je, nakon postizanja točke popuštanja A, spoj prešao u elastoplastičnu fazu te se opterećenje nastavilo do točke popuštanja B s krutošću K_{AB} .



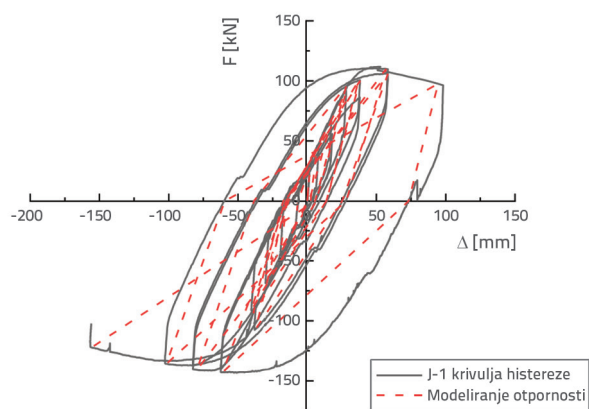
Slika 23. Model povratne sile PEC spojeva u smjeru jake osi

Polazeći od točke rasterećenja a, rasterećenje slijedi putanju definiranu u odjeljku 4.2. Od točke b započinje povratno opterećenje duž putanje b–D–c do točke c. Od točke c ponovno se događa rasterećenje duž putanje s krutošću pri rasterećenju do točke d, nakon čega slijedi opterećenje natrag do točke popuštanja A. Taj se ciklus ponavljao, pri čemu je prednje opterećenje napredovalo od točke B do točke C, a zatim je uslijedilo rasterećenje s točke 1

prednjeg rasterećenja duž puta krutosti pri rasterećenju. Zatim je uslijedilo obrnuto opterećenje od točke 2 rasterećenja do točke tečenja D te se nastavilo prema točki 3. Od točke 3 obrnutog opterećenja rasterećenje je slijedilo put krutosti pri rasterećenju prema točki 4. Na kraju je prednje opterećenje nastavljeno do točke tečenja A i potom vraćeno u točku 1.

5.4. Validacija modela povratne sile

Usporedba histereznih krivulja dobivenih iz teorijskog modela anvelope i eksperimentalnih rezultata za uzorak J-1 prikazana je na slici 24. Tijekom elastične i elastoplastične faze izračunane histerezne krivulje pokazale su visoku usklađenost s eksperimentalnim podacima, što potvrđuje da model povratne sile učinkovito podupire analizu elastoplastičnoga seizmičkog odziva PEC spojeva u smjeru jake osi.



Slika 24. Usporedba izračuna modela povratne sile i rezultata ispitivanja

6. Zaključak

Na temelju eksperimentalnog istraživanja i analize parametara metodom konačnih elemenata PEC spojeva doneseni su sljedeći zaključci:

- Do loma PEC spojeva u smjeru jake osi došlo je ponajprije na krajevima grede, s uočenim samo manjim deformacijama u području spoja. Koeficijent duktilnosti bio je veći od 3, što upućuje na izraženu sposobnost trošenja energije i izvrsnu seizmičku otpornost.
- Eksperimentalne i numeričke analize potvrdile su da je zamjena betona u spoju ekvivalentnim uzdužnim rebrima za ukrućenje učinkovito rješenje za prevladavanje poteškoća pri betoniranju u zoni spoja.
- S povećanjem bezdimenzijske tlačne sile nosivost PEC spojeva u smjeru jake osi najprije je rasla, a potom opadala, dok su promjene u sposobnosti trošenja energije bile minimalne.
- Razvijen je i potvrđen model za povratne sile za PEC spojeve u smjeru jake osi, a rezultati simulacije pokazali su visoku usklađenost s eksperimentalnim podacima. Taj je model pouzdan alat za analizu elastoplastičnoga seizmičkog odziva PEC spojeva u smjeru jake osi.

Zahvala

Autori zahvaljuju Hongxinu Liu i Yamingu Liju na doprinosu u konceptualizaciji, metodologiji i osiguravanju financijskih sredstava za istraživanje. Posebno se priznanje odaje Shuizhongu Jiau za izradu prvotnog nacrtu rada i Xiaomengu Xieu za doprinos u pisanju, recenziji i lekturi. Autori također zahvaljuju Yukunu Yangu iz tvrtke Shanghai Jieyi Construction Technology Co., Ltd. te Jie Liju sa Sveučilišta Sanda i Sveučilišta Tongji za njihove vrijedne doprinose istraživanju, iako nisu navedeni kao autori. Njihov rad na metodologiji i razvoju računalnog programa bio je ključan za završetak ovog istraživanja. Ovo su istraživanje financijski podržali projekt Shanghai Science and Technology Commission (21DZ1203002) te tvrtka East China Construction Group Co., Ltd. (Class 20-1-0073-Junction).

LITERATURA

- [1] Fischinger, M., Kramar, M., Isaković, T.: Seismic safety of prefabricated reinforced-concrete halls-analytical study, *Građevinar*, 11 (2009), pp. 1039-1045. <https://hrcak.srce.hr/43827>
- [2] Du, H., Hu, X., Shi, D., et al.: Effect of reinforcement on the strength of the web opening in steel-concrete composite beam, *Engineering Structures*, 235 (2021), Paper 112038, <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.112038>
- [3] Ji, G., Zhu, E., Wang, B., et al.: Bearing capacity analysis of perfobond rib shear connectors in steel-concrete composite structures, *Structures*, 57 (2023), Paper 105292, <https://doi.org/10.1016/j.jistruc.2023.105292>
- [4] Kindmann, R., Bergmann, R., Cajot, L.G., et al.: Effect of reinforced concrete between the flanges of the steel profile of partially encased composite beams, *Journal of Constructional Steel Research*, 27 (1993) 1-3, pp. 107-122, [https://doi.org/10.1016/0143-974X\(93\)90009-H](https://doi.org/10.1016/0143-974X(93)90009-H)
- [5] Hao, N., Yang, Y., Xue, Y., et al.: Shear performance of partially encased composite beams with high-strength steel and UHPC, *Journal of Constructional Steel Research*, 211 (2023), Paper 108217, <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2023.108217>
- [6] Xue, Y., Hao, N., Yang, Y., et al.: A novel shear strength model for partially encased composite (PEC) beams based on strain compatibility, *Engineering Structures*, 267 (2022), Paper 114660, <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2022.114660>

- [7] Song, Y.C., Wang, R.P., Li, J.: Local and post-local buckling behavior of welded steel shapes in partially encased composite columns, *Thin-Walled Structures*, 108 (2016) 11, pp. 93-108, <https://doi.org/10.1016/j.tws.2016.08.003>
- [8] Qian, Z., Wang, J., Liu Y., et al.: Axial compressive performance of partially encased steel-concrete composite stub columns filled with lightweight aggregate concrete, *Engineering Structures*, 291 (2023), Paper 116422, <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2023.116422>
- [9] Wang, N., Hou, H., Wang, Y., et al.: Flexural behavior of partially encased cellular beams: tests and design implications, *Engineering Structures*, 293 (2023), Paper 116631, <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2023.116631>
- [10] Zhao, B., Huo, H., Ran, C., et al.: Flexural behavior of castellated partially encased composite (PEC) beams, *Journal of Constructional Steel Research*, 214 (2024), Paper 108509, <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2024.108509>
- [11] Zhan, X., Qin, Z., Li, J., et al.: Global stability of axially loaded partially encased composite column with L-shaped section, *Journal of Constructional Steel Research*, 200 (2023), Paper 107671, <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2022.107671>
- [12] Wang, W., Cai, H., Bai, C., et al.: Seismic performance of partially encased concrete composite columns with corrugated web, *Journal of Building Engineering*, 77 (2023), Paper 107481, <https://doi.org/10.1016/j.job.2023.107481>
- [13] Marimuthu, S., Sivasankara, Pillai, G.: Experimental investigation of exterior reinforced concrete beam-column joints strengthened with hybrid FRP laminates, *Građevinar*, 73 (2021) 4, pp. 365-379, <https://doi.org/10.14256/JCE.2765.2019>
- [14] Coşgun, T., Coşgun, C., Kaniskha, A., et al.: Seismic load tests on exterior beam-column connections of existing RC structures, *Građevinar*, 71 (2019) 12, pp. 1129-1141, <https://doi.org/10.14256/JCE.2524.2018>
- [15] Pekgökgöz, R.K., Avcil, F.: Effect of steel fibres on reinforced concrete beam-column joints under reversed cyclic loading, *Građevinar*, 73 (2021) 12, pp. 1185-1194, <https://doi.org/10.14256/JCE.3092.2020>
- [16] Spavier, P.T., El Debs, A.L.H.C.: Experimental analysis of beam-to-column connection with partially encased concrete column with varying inertia axis, *Journal of Constructional Steel Research*, 194 (2022), Paper 107325, <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2022.107325>
- [17] Chen, C.C., Sudibyo, T., Erwin: Behavior of partially concrete-encased steel beams under cyclic loading, *International Journal of Steel Structures*, 19 (2019), pp. 255-268, <https://doi.org/10.1007/s13296-018-0114-y>
- [18] Wang, J., Hu, Z., Guo, L., et al.: Analytical performance and design of CECFST column assembled to PEC beam joint, *KSCE Journal of Civil Engineering*, 25 (2021), pp. 2567-2586, <https://doi.org/10.1007/s12205-021-1055-0>
- [19] Huang, H., Chen, Z., Lu, Y., et al.: Experimental study on seismic performance of frame with steel-hollow core partially encased composite spliced beam, *Journal of Constructional Steel Research*, 212 (2024), Paper 108239, <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2023.108239>
- [20] Huang, H., Yao, Y., Liang, C., et al.: Experimental study on cyclic performance of steel-hollow core partially encased composite spliced frame beam, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 163 (2022), Paper 107499, <https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2022.107499>
- [21] Yu, J., Zhao, C., Zhong, W.: Seismic behavior of partially encased composite columns-steel plate shear wall structure with different semi-rigid joints, *Journal of Building Engineering*, 82 (2024), Paper 108177, <https://doi.org/10.1016/j.job.2023.108177>
- [22] Li, W., Fan, H.T., Jiang, H.M., et al.: Seismic Behavior of Demountable Reinforced Concrete (RC) Beam-to-Column Joints with Damage-Control Fuses, *Buildings*, 14 (2023) 1, Paper 20, <https://doi.org/10.3390/buildings14010020>
- [23] Dang, B., Li T., Wang, S., et al.: Design method and engineering application of shear wall with friction energy dissipation damper, *Građevinar*, 74 (2022) 4, pp. 277-289, <https://doi.org/10.14256/jce.2742.2019>
- [24] Zhao, C., Gao, S., Zhao, G., et al.: Model test research on restoring force of joints in partially wrapped concrete pillar-shaped steel beam frame, *Architectural Structure*, 5 (2023) S1, pp. 1818-1824 (in Chinese).
- [25] Li, Y., Fan, M., Song, H., et al.: Restoring force model of a modular steel-concrete composite column, *Case Studies in Construction Materials*, 20 (2024), Paper e03128, <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2024.e03128>
- [26] Zhuang, M.L., Sun, C., Bai, L., et al.: A restoring force model for a novel type of precast beam-to-column joints using mechanical connections, *Case Studies in Construction Materials*, 18 (2023), Paper e01840, <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2023.e01840>
- [27] Wu, C.L., Liu, X., Pan, W., et al.: Restoring force model for modular prefabricated steel-reinforced concrete column to H-shaped steel beam composite joints, *Journal of Building Engineering*, 42 (2021), Paper 102845, <https://doi.org/10.1016/j.job.2021.102845>
- [28] Dai, K.Y., Yu, X.H., Lu, D.G.: Phenomenological hysteretic model for corroded RC columns, *Engineering Structures*, 210 (2020), Paper 110315, <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.110315>
- [29] Bian, J., Cao, W., Zhang, Z., et al.: Cyclic loading tests of thin-walled square steel tube beam-column joint with different joint details, *Structures*, 25 (2020), pp. 386-397, <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2020.03.027>
- [30] Test method standard for physical and mechanical properties of concrete: GB/T 50081-2019, Standards Press of China, 2019 (in Chinese).
- [31] Tensile test method for metal materials at room temperature: GB/T 228-2002, Standards Press of China, 2002 (in Chinese).
- [32] Code of seismic test methods for buildings: JGJ 101-1996, China Academy of Building Research, 1996 (in Chinese).
- [33] Chang, X., Wang, X., Liu, C., Wu, Z.: Reliability evaluation of finite element model for flexural performance of RC beams reinforced by Prestressed FRP plates, *Journal of Nanjing University of Technology (Natural Science Edition)*, 43 (2021) 3, pp. 318-328 (in Chinese).
- [34] Wang, W., Zhang, J., Yin, X., Liu, J.: Seismic analysis of partial encased composite beam-column joints considering design factors, *Journal of Building Engineering*, 28 (2021), Paper 101093 (in Chinese).