

CIKLIČNO OBNAŠANJE VARJENIH OJAČANIH SPOJEV PREČKA-STEBER, EKSPERIMENTALNI TESTI

CYCLIC BEHAVIOUR OF WELDED STIFFENED BEAM-TO-COLUMN JOINTS, EXPERIMENTAL TESTS

Blaž Čermelj, univ. dipl. inž. grad.

blaz.cermelj@fgg.uni-lj.si

doc. dr. Franc Sinur, univ. dipl. inž. grad.

franc.sinur@fgg.uni-lj.si

doc. dr. Primož Može, univ. dipl. inž. grad.

primoz.moze@fgg.uni-lj.si

prof. dr. Darko Beg, univ. dipl. inž. grad.†

Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo

Jamova 2, 1000 Ljubljana

Znanstveni članek

UDK 624.046.2:624.014.2

Povzetek | V prispevku je predstavljena študija potresne odpornosti polnonosilnih varjenih spojev prečka-steber. Izvedenih je bilo šestnajst laboratorijskih cikličnih testov na preizkušancih naravne velikosti. Za nedisipativne sovprežne stebre je bilo uporabljeno jeklo visoke trdnosti (HSS), za disipativne prečke pa mehko konstrukcijsko jeklo (MCS). V študijo sta vključeni dve konfiguraciji polnonosilnih varjenih ojačanih spojev: spoj, ojačan z rebri, in spoj, ojačan z veznima pločevinama. Poleg tega sta parametra študije še protokol cikličnega obremenjevanja in prisotnost visokega nivoja tlačne osne sile v stebri. Eksperimentalni rezultati so pokazali dobro obnašanje obravnavanih spojev pri doseženem odmiku plastifikacije proč od pasnice stebra v neojačani predel prečke. Ob praktično nepoškodovanem ojačanem spoju in sovprežnem stebri so vsi spoji izkazali veliko duktilnost in dobro odpornost proti nizkocikličnemu utrujanju.

Ključne besede: polnonosilni spoj prečka-steber, ojačan varjeni spoj, sovprežni steber, nizkociklično utrujanje, dodatna upogibna nosilnost

Summary | Sixteen cyclic tests on full strength welded stiffened beam-to-column joints were carried out to study their seismic performance. High strength steel (HSS) was used for composite columns as non-dissipative elastic members and mild carbon steel (MCS) for the beams acting as dissipative members. Two typologies of welded full strength connections were studied: rib-stiffened and cover-plate connection. Additional parameters of the study were: different cyclic loading and the presence of high-level compressive axial force in the column. Experimental results evidenced good behaviour of the joints in terms of relocation of inelastic action away from the face of the beam-to-column connection into the beam section with correspondingly large ductility, low-cycle fatigue resistance and minimization of damage in the column.

Keywords: full strength beam-to-column joint, stiffened welded connection, composite column, low-cycle fatigue, flexural overstrength

1 • UVOD

Obnašanje momentnih pomičnih okvirjev med potresno obtežbo je odvisno predvsem od rotacijske kapacitete spojev prečka-steber s pojavom nizkocikličnega utrujanja. Kot je bilo ugotovljeno v dosedanjih študijah, sta oba pojava v veliki meri povezana predvsem s stopnjo lokalne duktilnosti, tj. z zadostno deformacijsko kapaciteto v območju nastanka plastifikacije (Gioncu, 2000). Zaradi povečane upogibne nosilnosti priključene prečke, ki izvira iz višje dejanske napetosti tečenja (večje od nominalne vrednosti), in zaradi dodatnega utrjevanja materiala po nastopu plastifikacije lahko nastanejo med potresno obtežbo velike obremenitve varjenega spoja med prečko in pasnico stebra, kar lahko korenito zmanjša mehansko odpornost spojev. Izkušnje iz preteklih velikih potresov so pokazale številne nepričakovane poškodbe detajlov jeklenih varjenih spojev ((Miller, 1998), (Nakashima, 1998)). Enega izmed razlogov za velik obseg poškodb in celo prezgodnje porušitve spojev v preteklih velikih potresih v Northridgeu (1994) in Kobeju (1995) je mogoče pripisati uporabi projektnih priporočil, ki niso upoštevala dovolj velike dodatne nosilnosti spojev, kar bi omogočilo razvoj polne plastične rotacijske kapacitete priključene prečke (Mazzolani, 1995).

Načrtovano obnašanje polnonosilnih spojev v momentnih okvirjih dopušča pojav plastičnih deformacij le v prečki. Posledično sta mejno obnašanje polnonosilnih spojev prečka-steber in s tem celoten odziv momentnih okvirjev tesno povezana z mejnim obnašanjem priključene jeklene prečke, od katerega je neposredno odvisen nivo obremenitve, ki ga prevzema ojačani spoj. V svoji študiji je D'Aniello (D'Aniello, 2012) potrdil potrebo

po dvojni klasifikaciji jeklenih prečk, in sicer glede na njihovo duktilnost in dodatno upogibno nosilnost, kot najprimernejši pristop za protipotresno projektiranje momentnih okvirjev. Rotacijska kapaciteta prečke je vir lokalne duktilnosti, ki je potrebna za doseg globalnega disipativnega obnašanja konstrukcije med potresom. Na drugi strani pa mejna upogibna nosilnost prečke z dejanskim nivojem napetosti tečenja in dodatno materialno utrditvijo po nastopu plastifikacije materiala vpliva na celotno dodatno upogibno nosilnost prečke. Ta parameter je pomemben v zaradi pravilne aplikacije hierarhičnega kriterija med posameznimi disipativnimi in nedisipativnimi komponentami konstrukcije. Pri tem je treba izpostaviti dejstvo, da obstoječi standard SIST EN 1998-1 (CEN, 2005b) sicer upošteva faktor dodatne nosilnosti zaradi višje napetosti tečenja (glede na nominalno vrednost) in dodatne upogibne nosilnosti zaradi plastične utrditve materiala, vendar ne podaja kriterijev za določitev vrednosti omenjenih faktorjev v povezavi z različnimi kvalitetami jekla, geometrijskimi lastnostmi prečnih prerezov in drugimi potencialnimi viri, ki vplivajo na nivo dodatne upogibne nosilnosti prečk.

V preteklih dveh desetletjih je bilo v ZDA in na Japonskem opravljenih veliko eksperimentalnih raziskav z namenom izboljšave obnašanja varjenih spojev med močnimi potresi. V skladu s tem sta se namesto do tedaj uporabljene neojačanega spoja uveljavili dve konfiguraciji izboljšane momentnega spoja: spoj z reduciranim prerezom prečke (RBS) (Plumier, 1997) in ojačani spoj (Chen, 2005). V skladu s konceptom načrtovane nosilnosti je v obeh primerih cilj zasnove odmik cone plastifikacije proč od neduktilnega varjenega

spoja prečke na pasnico stebra v predel z oslabiljenim oziroma neojačanim prerezom prečke. S tem se izognemo potencialno neduktilnemu obnašanju spoja, ki se lahko zgodi že pri manjših plastičnih deformacijah zaradi neduktilne, tj. krhke porušitve varjenega stika med prečko in pasnico stebra. Trenutno se v inženirski praksi, še posebno v ZDA, najpogosteje uporablja spoj RBS, saj ojačane konfiguracije spojev v preteklih študijah niso konsistentno izkazale ustreznega obnašanja (FEMA, 2000). V nasprotju z intenzivnim raziskovanjem in natančnimi priporočili za protipotresno projektiranje varjenih momentnih spojev na Japonskem in v ZDA pa je v evropski inženirski praksi še vedno prisotno pomanjkanje raziskav na tem področju.

V eksperimentalni študiji je obravnavan koncept ojačanih spojev prečka-steber v kombinaciji s hibridno zasnovo momentnih in zavetrovanih okvirjev. Hibridni koncept predstavlja inovativno rešitev na področju protipotresnega projektiranja jeklenih konstrukcij v Evropi, kjer standard SIST EN 1998-1 (CEN, 2005b) še ne upošteva takšnega koncepta zasnove. Obravnavani sta dve konfiguraciji ojačanega spoja: spoj z navpično privarjenim trikotnim rebrom na obeh pasnicah prečke in spoj, ojačan z veznimi pločevinama. Zaradi dodatne nosilnosti in togosti je bil v vseh primerih uporabljen sovprežen polnoobetoniran steber. Ostali parametri študije so: protokol cikličnega obremenjevanja in visok nivo tlačne osne sile v stebru, ki je prisoten predvsem v zavetrovanih okvirjih. Za preizkus cikličnega obnašanja zasnovanih ojačanih spojev je bilo opravljenih šestnajst laboratorijskih testov na preizkušancih naravne velikosti. V članku so opisani zasnovani spoji prečka-steber. Za sistematično primerjavo cikličnega obnašanja obeh uporabljenih konfiguracij ojačanega spoja so rezultati testov izvednoteni z različnimi parametri odziva.

2 • DIMENZIONIRANJE IN DETAJLIRANJE OJAČANIH SPOJEV

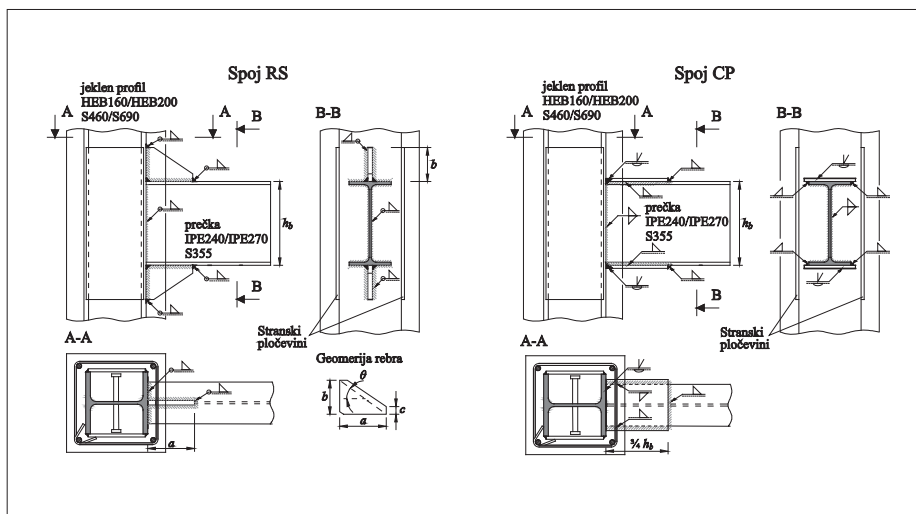
Glavni kriterij, uporabljen pri dimenzioniranju polnonosilnih varjenih ojačanih spojev, je, da območje spoja tik ob varjenem stiku prečke na pasnico jeklenega stebra ostane v elastičnem območju odziva tudi pod vplivom največje obremenitve, ki prihaja iz polnplastificiranega prereza jeklene prečke (v nadaljevanju plastični členek). Pri tem

je dodatno upoštevana utrditev materiala v plastičnem členku po doseženi plastifikaciji. V skladu z omenjenim pristopom je polnonosilni spoj prečka-steber dimenzioniran z upoštevanjem pogoja $M_{j,Rd} \geq \gamma_{ov}' \cdot \gamma_{Mb,Rd}$, $\gamma_{ov}' = s \cdot \gamma_{ov}$, kjer je $M_{j,Rd}$ projektna elastična upogibna nosilnost prereza ojačanega spoja tik ob pasnici stebra in $M_{b,Rd}$ projektna plastična upogibna

nosilnost osnovnega prereza prečke. Za celoten faktor dodatne nosilnosti $\gamma_{ov}' = s \cdot \gamma_{ov}$ je bila privzeta vrednost $\gamma_{ov}' = 1,5$, kjer faktor $\gamma_{ov} = 1,25$ upošteva pričakovano napetost tečenja materiala prečke, faktor $s = 1,2$ pa dodatno plastično utrjevanje jekla do nastopa lokalnega uklona prečke v plastičnem členku ((Piluso, 2007), (D'Aniello, 2012)). Začetna geometrija trikotnega rebra je bila določena z upoštevanjem pristopa za protipotresno dimenzioniranje momentnih spojev ojačanih z rebri (spoj RS), predstav-

Izjemnim v (Lee, 2002). Izbrane so bile naslednje dimenzije rebra: višina rebra $b \approx h_b/3$; naklon diagonale $\theta \approx 35^\circ$; dolžina $a = b/\tan(\theta)$ in $c = 25$ mm, slika 1. Debelina rebra je bila določena z izpolnitvijo uporabljenega projektnega pogoja za ojačani prerez prečke. Polonosilni kotni zvari so bili uporabljeni za stikovanje vseh jeklenih komponent spoja, vključno s celotnim stikom med prečko in pasnico stebra.

Projektne priporočila za izboljšano obnašanje spojev, ojačanih z veznimi pločevinama (spoj CP), so bila povzeta po (Kim, 2000). Uporabljeni sta bili pravokotni vezni pločevini, privarjeni na obe pasnici prečke v kombinaciji s stranskima (vzdolžnima) in prečnim kotnim zvarom na koncu pločevine, slika 1. Pravokotni vezni pločevini s širino, večjo od širine pasnice prečke, omogočata dovolj prostora za kotne zware in ugodno zmanjšanje potrebne debeline pločevine. Debelina pločevine, enaka debelini pasnice prečke, zadostuje projektne pogoju. Izbrana dolžina pločevine, h_b , omogoča uporabo dovolj dolgih vzdolžnih kotnih zvarov,



Slika 1 • Konstrukcijski detajli štirih različnih zasnovanih varjenih spojev RS in CP prečka-steber

katerih nosilnost je enaka natezni nosilnosti priključene pločevine. Za stikovanje skupne debeline pasnice prečke in vezne pločevine

na pasnico stebra je bil uporabljen polnopenetrirani čelni zvar. Koren čelnega zvara je bil kasneje povarjen s kotnim zvarom.

3 • ZASNOVA EKSPERIMENTALNIH TESTOV

Za študijo dveh različnih kombinacij kvalitete konstrukcijskega jekla, uporabljenih za prečko in steber – MCS (S355) za prečko in HSS (S460/S690) za jekleni profil stebra – sta bila za vsak tip ojačanega spoja, RS in CP, zasnovana dva različna preizkušanca. Tako so bili za namene testiranja dimenzionirani štirje različni enostranski spoji prečka-steber, slika 1, preglednica 1.

Vsi spoji so bili projektirani kot polonosilni, z izpolnjenim pogojem močan steber/šibka prečka, kot je zahtevano v SIST EN 1998-1 (CEN, 2005b), in s predvideno pozicijo plastičnega členka v osnovnem prerezu prečke tik za ojačanim delom spoja. Spoja z oznako RS1 in CP1 vključujeta prečko s profilom

IPE270 v materialu S355 in jekleni profil stebra HEB200 iz materiala S460, v nadaljevanju imenovan velik steber. Spoja z oznako RS2 in CP2 vključujeta prečko s profilom IPE240 v materialu S355 in jekleni profil stebra HEB160 iz materiala S690, v nadaljevanju imenovan majhen steber. Obe uporabljeni prečki izpolnjujeta kriterije prvega razreda kompaktnosti iz standarda SIST EN 1993-1-1 (CEN, 2005a) in določil za protipotresno projektiranje ANSI/AISC 341-10 (ANSI/AISC, 2010). Oba sovprežna stebra, poleg izpolnjenega pogoja močan steber/šibka prečka, z dodatnim betonom v tlaku in privarjenima stranskima pločevinama, slika 1, zagotavljata togo obnašanje panela stojine jeklenega pro-

fila. Pri dimenzioniranju sovprežnih stebrov so bila upoštevana določila iz SIST EN 1994-1-1 (CEN, 2004) in SIST EN 1998-1 (CEN, 2005b). Uporabljen je bil beton običajnih trdnostnih razredov C25/30 in C30/37 za veliki in mali steber. Zaradi lažje vgradnje svežega betona so bili v mešanici uporabljeni dodatki, kar je pripomoglo k doseženim večjim vrednostim dejanskih tlačnih trdnosti betona, ki so znašale med 51 in 66 MPa. Poudariti je treba, da sta bila izbor velikosti jeklenih prerezov stebrov in s tem posledično izbor velikosti profilov prečk pogojena z navzgor omejeno nosilnostjo sovprežnih stebrov. Glede na kapaciteto razpoložljive laboratorijske opreme (3000 kN) smo namreč v testih želeli doseči čim višji nivo tlačne osne sile glede na polnoplastično osno nosilnost sovprežnega stebra. Od tod izhajata relativno nizka profila obeh uporabljenih prečk. Končni v testih doseženi nivo tlačne osne sile, z upoštevanjem dejanskih materialnih karakteristik jekla in betona v stebrih, je znašal med 37 in 41 % polnoplastične tlačne nosilnosti stebrov, z upoštevanjem projektne nosilnosti stebrov pa med 41 in 48 %. Pred testiranjem so bili opravljeni standardni natezni preizkusi in Charpy V-testu lomne žilavosti jekla pri temperaturi -20°C . Izmerjene materialne karakteristike jeklenih vzorcev iz vseh komponent spojev (profilov in pločevin) izpolnjujejo zahteve iz ustreznih standardov. Razmerje med izmerjeno vrednostjo napetosti tečenja in

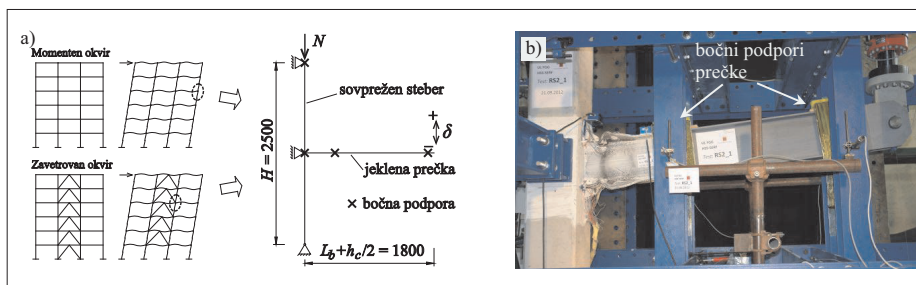
PARAMETER	SPREMENLJIVKE	ŠT. VARIANT	ŠT. PREIZKUŠANCEV
tip spoja	z rebroma (RS), z veznima pl. (CP)	2	16
vrednost HSS	S460 (RS1, CP1), S690 (RS2, CP2)	2	
ampl. ciklične obt.	spremenljiva (.1, .2), konstantna (.3, .4)	2	
nivo osne sile stebra	nizek (.1), visok (.2, .3, .4)	2	

Preglednica 1 • Parametri študije s celotnim številom preizkušancev

pripadajočo nominalno vrednostjo (355 MPa) variira med 1,08 in 1,25 za material prečke in med 1,19 in 1,27 za ojačilne pločevine. Pripadajoče vrednosti razmerja med natezno trdnostjo in napetostjo na meji tečenja za prečke znaša med 1,16 in 1,29.

Celoten test je bil zasnovan kot simulacija enostranskega zunanega spoja v jeklenem momentnem okvirju ali notranjega spoja v zavrtovanem okvirju, izpostavljenem horizontalni seizmični obtežbi, slika 2a. Steber preizkušanca je po višini podprt v smeri zunaj ravnine na treh mestih. Dodaten sistem bočnih podpor je nameščen na prečki, v bližini plastičnega členka in na prostem koncu prečke, slika 2b.

Prvih osem testov je bilo izvedenih s spremenljivo postopno naraščajočo amplitudo cikličnega obremenjevanja v skladu s protokolom iz ANSI/AISC 341-10. Vsak izmed štirih različnih spojev (RS1, RS2, CP1 in CP2) je bil obremenjen s prisotnostjo osne sile v stebru in brez tega, kar je v nadaljnjem besedilu označeno z dodatno oznako 1 in 2 k imenu vsakega od štirih različnih preizkušancev: RS1.1 in RS1.2, RS2.1 in RS2.2, CP1.1 in CP1.2, CP2.1 in CP2.2, preglednica 1. Ker v raziskovalnem delu želimo ovrednotiti nizkociklično utrujanje ojačanih spojev v primeru splošne ciklične obre-



Slika 2 • a) Statični model preizkušanca b) Postavitev eksperimenta

menitve, smo poleg običajno uporabljene spremenljive zgodovine obremenjevanja za namene prekvalifikacije spojev uporabili dodatna dva obremenitvena protokola s konstantno amplitudo obremenjevanja. Na podlagi analize lokalnega plastičnega odziva že testiranih spojev sta bili izbrani dve različni amplitudi: 35 mm (0,019 rad) in 60 mm (0,033 rad), v nadaljnjem besedilu imenovani mala in velika konstantna amplituda. Obe amplitudi sta bili vnaprej skrbno izbrani z namenom, da se v primeru vsakega od štirih različnih spojev dosežeta dva različna nizkociklična odziva: z nastopom lokalnega izbočenja prečke v območju plastičnega členka in brez tega, za veliko in malo konstantno amplitudo. Izbrani pristop omogoča natančno analizo akumulacije poškodb pri

nizkocikličnem utrujanju spojev. Oba protokola s konstantno amplitudo cikličnega obremenjevanja sta bila uporabljena na vsakem od štirih različnih spojev RS1, RS2, CP1 in CP2, v nadaljnjem besedilu označenih z dodatno oznako 3 in 4, preglednica 1. Poleg tega je bil v vseh osmih testih prisoten poln nivo tlačne osne sile v stebru.

V vseh testih je bil uporabljen kvazistatičen način obremenjevanja s hitrostjo pomika na prostem koncu prečke 1,3 mm/s in s pripadajočim največjim zabeleženim prirastom deformacij 0,0009/s. Vsak test je trajal do nastopa porušitve preizkušanca, zaznamovane s pretrgom pasnice, čemur je sledil očiten padec nosilnosti in togosti spoja. Pregled vseh parametrov eksperimentalne študije je prikazan v preglednici 1.

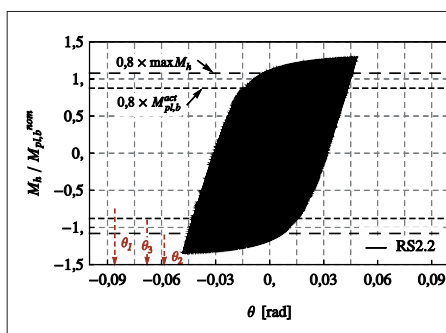
4 • REZULTATI

4.1 Ciklični testi s spremenljivo amplitudo

Odziv vseh osmih spojev RS in CP, preizkušanih s spremenljivo postopno naraščajočo amplitudo rotacije, je izkazal stabilen histerezni odziv z doseženo veliko plastično rotacijo pred nastopom porušitve posameznega preizkušanca, sliki 3 in 4. V nobenem izmed osmih spojev ni bilo predčasne neduktilne porušitve. Vsak od štirih različnih spojev v skupini preizkušancev, testiranih brez tlačne osne sile v stebru, RS1.1, RS2.1, CP1.1 in CP2.1, je izkazal zelo podoben odziv v primerjavi z enakim spojem, testiranim ob prisotnosti osne sile v stebru, RS1.2, RS2.2, CP1.2 in CP2.2, slika 6. Tudi po opravljeni analizi poškodovanosti zvarov med ojačanim delom prečke in pasnico stebra med omenjenima skupinama spojev ni bilo opaziti pomembnih razlik. Na podlagi primerjave lokalnega in globalnega odziva med omenjenima skupinama preizkušancev, testiranih s prisotnostjo tlačne osne sile v stebru in brez tega, lahko zaključimo nasled-

nje: (1) uporabljeni nivo tlačne osne sile v stebru (ca. 40 % dejanske plastične tlačne nosilnosti sovprežnega stebra) ni povzročil opaznih dodatnih poškodb v profilu zvara med ojačanim prerezom prečke in pasnico stebra, ki bi lahko poslabšale ciklični odziv spoja; (2) rezultati, dobljeni na vseh štirih različnih spojih, RS1, RS2, CP1 in CP2, so ponovljivi. Sovprežni steber je v vseh šestnajstih testih

ostal v elastičnem območju odziva, pri tem pa je betonski ovaj, z izjemo manjših razpok v lokalnem območju spoja prečka-steber, ostal popolnoma nepoškodovan. Tipičen odziv varjenega ojačanega spoja po končanem testu je predstavljen na sliki 3 za preizkušane RS2.2 in na sliki 4 za preizkušane CP1.2. Moment M_{nr} , določen v centru plastičnega členka, normiran z nominalno vrednostjo plastičnega momenta prečke $M_{pl,b}^{nom}$, je predstavljen v odvisnosti od celotne rotacije spoja θ , slika 5. Privzeto mesto plastičnega členka za obe konfiguraciji ojačanega spoja, RS in CP, je



Slika 3 • Odziv preizkušanca RS2.2



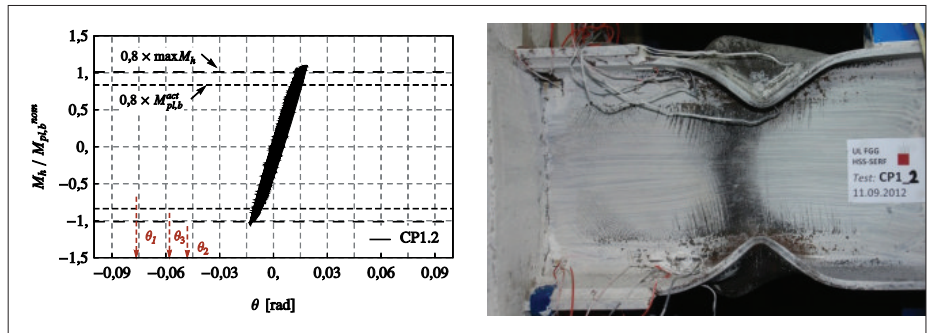
odmaknjeno od konca ojačilnih pločevin za četrtino višine prečke.

Za natančen opis odziva preizkušancev, obremenjenih s prečno obtežbo na prostem koncu prečke, so bile, v skladu s spodaj opisanim postopkom, določene posamezne elastične in plastične komponente rotacije spoja prečka-steber, slika 5.

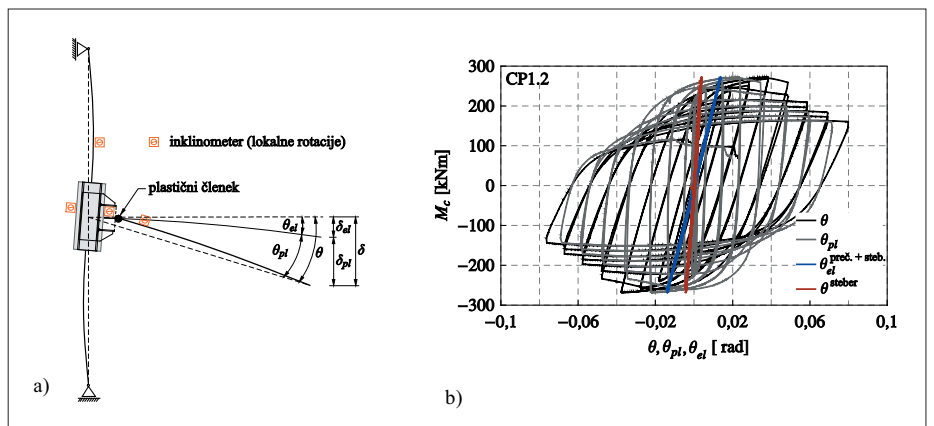
Celotna rotacija spoja θ je določena s kvociantom med celotnim pomikom na koncu prečke in razdaljo med točko vnosa pomika in središčno osjo stebra (1800 mm). Plastični del rotacije spoja θ_{pl} je dobljen z odštejem elastičnih upogibnih in strižnih deformacij prečke kot tudi celotnega prispevka stebra zaradi elastičnega upogiba in deformacije strižnega panela, ki je v vseh šestnajstih testih ostal omejen in je znašal med 5,8 in 9,3 % rad. V skladu z zgoraj opisanim postopkom plastična rotacija spoja θ_{pl} torej predstavlja plastično rotacijo prečke $\theta_{pl,br}$, slika 5.

Za nadaljnjo oceno in primerjavo cikličnega odziva preizkušanih spojev so bili uporabljeni trije mejni kriteriji, ki so grafično predstavljeni na slikah 3 do 6. Prvi kriterij (N_1, θ_1) predstavlja stanje nastopa popolne porušitve spoja. Pri tem je upoštevan zadnji še polni cikel v odzivu preizkušanca. Drugi kriterij (N_2, θ_2) se nanaša na stanje preizkušanca z ne več kot 20 % padcem največje nosilnosti oziroma začetne togosti in ustreza kriteriju, podanem v SIST EN 1998-1. Tretji mejni kriterij (N_3, θ_3) pa se nanaša na stanje z ne več kot 20 % padcem dejanskega plastičnega momenta prečke $M_{pl,b}^{act}$. Potek momentov v zaporednih amplitudah rotacije spoja za dva izbrana referenčna preizkušanca spojev RS in CP je prikazan na sliki 6. Poleg označenih vrednosti momenta pri 20 % padcu M_h^{max} in $M_{pl,b}^{act}$ je za posamezni preizkušanec označen zadnji cikel, ki še ustreza mejnemu kriteriju z manj kot 20 % padcem začetne togosti spoja.

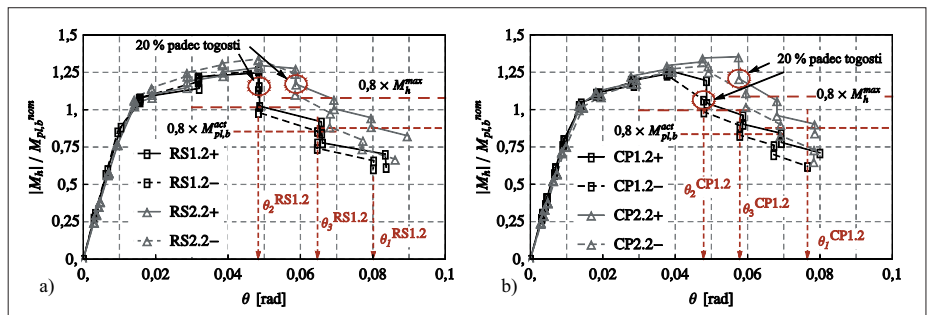
Število polnih ciklov N_i v povezavi s tremi uporabljenimi mejnimi kriteriji je prikazano v preglednici 2 za vseh šestnajst testiranih spojev. Kot je razvidno iz preglednice 2 in slike 6, 20 % padec nosilnosti in togosti, vključen v drugem mejnem kriteriju, za vse spoje, obremenjene s spremenljivo amplitudo rotacije, nastopi v istem ciklu. Izjema sta le preizkušanca CP1.1 in CP2.2, kjer sta oba pogoja izpolnjena v sledečih si ciklih. Na podlagi tega lahko zaključimo, da oba kriterija, glede na nosilnost in togost, za omenjeno skupino preizkušancev predstavljata enakovreden kriterij. Padec nosilnosti in togosti spojev, razviden s slik 3 do 6, je posledica lokalnega izbočenja prečke v



Slika 4 • Odziv preizkušanca CP1.2



Slika 5 • a) Analiza rotacij preizkušanca b) Izmerjene elastične in plastične komponente rotacije spoja CP1.2



Slika 6 • Potek momenta v amplitudah vsiljene rotacije: a) RS1.2 in RS2.2, b) CP1.2 in CP2.2

spoj	amplituda	N_1	N_2	N_3	spoj	N_1	N_2	N_3
RS1.1	sprem.	13 ^{LB}	9 ^{a,b}	10	CP1.1	15 ^{LB}	11 ^a , 10 ^b	13
RS1.2	sprem.	14 ^{LB}	8 ^{a,b}	10	CP1.2	15 ^{LB}	9 ^{a,b}	12
RS1.3	konst.	76 ^{FR}	73 ^a , 76 ^b	73	CP1.3	126 ^{FR}	124 ^a , 125 ^b	125
RS1.4	konst.	29 ^{FR}	13 ^a , 23 ^b	26	CP1.4	40 ^{LB}	12 ^a , 38 ^b	36
RS2.1	sprem.	17 ^{LB}	12 ^{a,b}	14	CP2.1	17 ^{LB}	12 ^{a,b}	15
RS2.2	sprem.	17 ^{LB}	12 ^{a,b}	14	CP2.2	16 ^{LB}	11 ^a , 12 ^b	15
RS2.3	konst.	138 ^{FR}	133 ^a , 138 ^b	134	CP2.3	155 ^{FR}	153 ^a , 154 ^b	153
RS2.4	konst.	32 ^{FR}	31 ^{a,b}	31	CP2.4	62 ^{LB}	41 ^a , 61 ^b	61

Način porušitve: LB – lokalni uklon prečke, FR – pretir pasnice prečke. Drugi mejni kriterij: a) 20 % padec nosilnosti, b) 20 % padec togosti.

Preglednica 2 • Število polnih ciklov v plastičnem območju N_i v skladu z izbranimi mejnimi kriteriji

območju plastičnega členka za ojačanim delom prečke. Manjši vpliv lokalnega izbočenja je opazen pri manjši, bolj kompaktni prečki.

Po končanih testih ni bilo opaziti poškodb v zvarih ojačanih spojev RS in CP ob pasnici stebra kot tudi ne v zvarih okrog reber in veznih pločevin. Pri tem je treba poudariti, da so se v primeru vseh RS spojev prve razpoke med testom pokazale v območju tik za koncem rebra v toplotno vplivni coni kotnega zvara, vendar v nobenem od primerov niso vplivale na končno porušitev spoja. Cena največje koncentracije plastičnih deformacij se je namreč z naraščajočo amplitudo rotacije spoja in posledično pod vplivom hkratnega povečevanja lokalnega izbočenja pasnic preselila v območje plastičnega členka nekoliko proč od konca ojačanega dela prečke, kjer je zaradi nizkocikličnega utrujanja nastopil pretrg pasnice prečke.

V preglednicah 3 in 4 so zbrani preostali izmerjeni parametri odziva vseh šestnajstih spojev RS in CP. Poleg že omenjenih vrednosti v zvezi z dodatno upogibno nosilnostjo $M_h^{max}/M_{pl,b}^{nom}$ preglednici vsebujeta vrednosti največje dosežene plastične rotacije prečke θ_{pl} ($\theta_{pl,1}$, $\theta_{pl,2}$, $\theta_{pl,3}$) in ustrezne akumulirane plastične rotacije $\Sigma\theta_{pl}$ ($\Sigma\theta_{pl,1}$, $\Sigma\theta_{pl,2}$, $\Sigma\theta_{pl,3}$), izrednotene za vse tri izbrane mejne kriterije.

Poročane vrednosti plastičnih rotacij spojev so določene glede na središčno os stebra in predstavljajo manjšo vrednost, dobljeno za pozitivno in negativno smer obremenjevanja. Za vseh osem spojev RS in CP, testiranih s spremenljivo, korakoma naraščajočo amplitudo cikličnega obremenjevanja plastična rotacija $\theta_{pl,1}$ znaša med 0,062 in 0,078 rada, brez večjih razlik med obema tipoma ojačanega spoja in velikostjo prečke. Vrednosti akumulirane plastične rotacije $\Sigma\theta_{pl,1}$ so za manjšo prečko, za obe konfiguraciji ojačanga spoja, precej večje, kar je posledica manjšega vpliva nizkocikličnega utrujanja bolj kompaktne prečke (večje število ciklov do porušitve), slika 6.

4.2 Ciklični testi s konstantno amplitudo

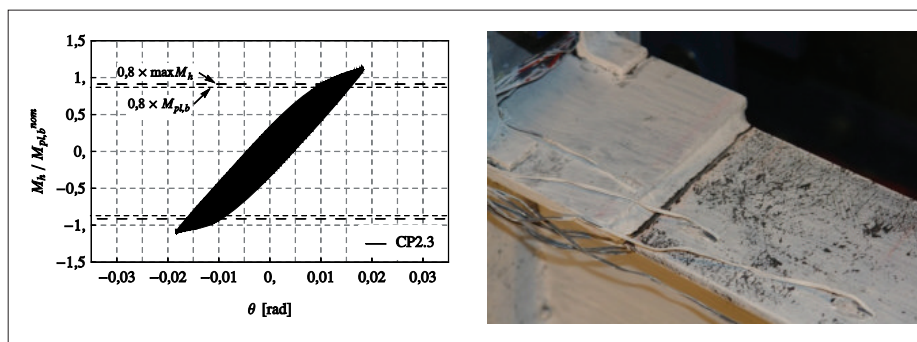
Z ustrezno načrtovano izbiro parametrov študije, pri čemer sta bili uporabljeni dve različni amplitudi konstantnega cikličnega obremenjevanja (mala (0,019 rad) in velika (0,033 rad)) v kombinaciji z dvema različnima profiloma prečk (IPE240 in IPE270) in za dva različna tipa ojačanega spoja (RS in CP), sta bila dobljena dva različna odziva nizkocikličnega utrujanja spojev, ki sta natančneje opisana v nadaljevanju.

Skupini spoj: RS1&RS2	Karakteristika odziva							
	M_h^{max} (kNm)	$M_h^{max}/M_{pl,b}^{nom}$	θ_{pl} (rad)			$\Sigma\theta_{pl}$ (rad)		
			$\theta_{pl,1}$	$\theta_{pl,2}$	$\theta_{pl,3}$	$\Sigma\theta_{pl,1}$	$\Sigma\theta_{pl,2}$	$\Sigma\theta_{pl,3}$
RS1.1	215,2	1,25	0,071	0,036	0,054	1,505	0,626	0,829
RS1.2	218,3	1,27	0,074	0,036	0,055	1,832	0,531	0,877
RS1.3	192,8	1,12	0,006			1,728	1,640	1,640
RS1.4	210,2	1,22	0,021			2,167	0,930	1,930
RS2.1	177,7	1,36	0,076	0,041	0,055	2,044	0,852	1,264
RS2.2	175,7	1,35	0,078	0,044	0,056	2,138	0,921	1,344
RS2.3	149,5	1,15	0,006			2,305	2,191	2,212
RS2.4	165,1	1,27	0,017			2,018	1,942	1,942

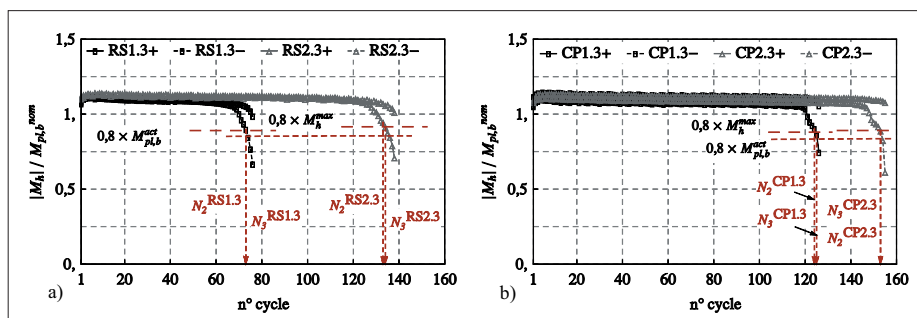
Preglednica 3 • Eksperimentalni rezultati za skupino spojev RS

Skupini spoj: CP1&CP2	Karakteristika odziva							
	M_h^{max} (kNm)	$M_h^{max}/M_{pl,b}^{nom}$	θ_{pl} (rad)			$\Sigma\theta_{pl}$ (rad)		
			$\theta_{pl,1}$	$\theta_{pl,2}$	$\theta_{pl,3}$	$\Sigma\theta_{pl,1}$	$\Sigma\theta_{pl,2}$	$\Sigma\theta_{pl,3}$
CP1.1	218,8	1,27	0,062	0,030	0,051	1,547	0,546	1,088
CP1.2	217,3	1,26	0,071	0,037	0,061	1,658	0,480	0,967
CP1.3	198,2	1,15	0,005			2,316	2,272	2,293
CP1.4	220,5	1,28	0,021			2,920	0,809	2,609
CP2.1	177,9	1,37	0,076	0,039	0,064	1,981	0,815	1,458
CP2.2	177,2	1,36	0,068	0,040	0,054	1,815	0,726	1,103
CP2.3	148,7	1,14	0,004			2,302	2,260	2,260
CP2.4	166,8	1,28	0,019			3,960	2,526	3,887

Preglednica 4 • Eksperimentalni rezultati za skupino spojev CP



Slika 7 • Odziv preizkušanca CP2.3, obremenjenega z malo konstantno amplitudo



Slika 8 • Potek momenta v amplitudah vsiljene rotacije: a) RS1.3 in RS2.3, b) CP1.3 in CP2.3

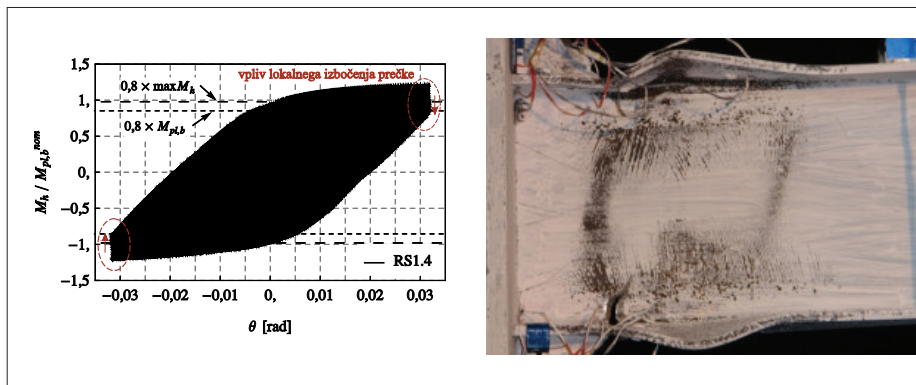
V nobenem izmed štirih preizkušancev, testiranih z malo konstantno amplitudo, RS1.3, RS2.3, CP1.3, CP2.3, ni bilo lokalnega izbočenja prečke v območju plastičnega členka vse do porušitve spoja. Za vse štiri preizkušance je značilen praktično konstanten potek amplitude momenta skozi celoten test. Izrazitejši padec nosilnosti se je zgodil šele v zadnjih nekaj ciklih, ko je razpoka tik za zvarom na koncu ojačanega dela napredovala v popoln pretrg pasnice, s tem pa dokončna porušitev preizkušanca, sliki 7 in 8.

Glavni vzrok porušitve omenjenih štirih spojev RS in CP je bil pretrg pasnice na koncu ojačanega dela prečke, ki je nastal zaradi stabilnega napredovanja duktilne razpoke v tem območju. V primeru obeh spojev RS je bil opažen začetek razpok na sredini pasnice prečke v toplotno vplivni coni kotnega zvara rebra, medtem ko so se v primeru obeh spojev CP razpoke širile v območju toplotno vplivne cone prečnega kotnega zvara na koncu vezne pločevine od prostega roba pasnice prečke v notranjost.

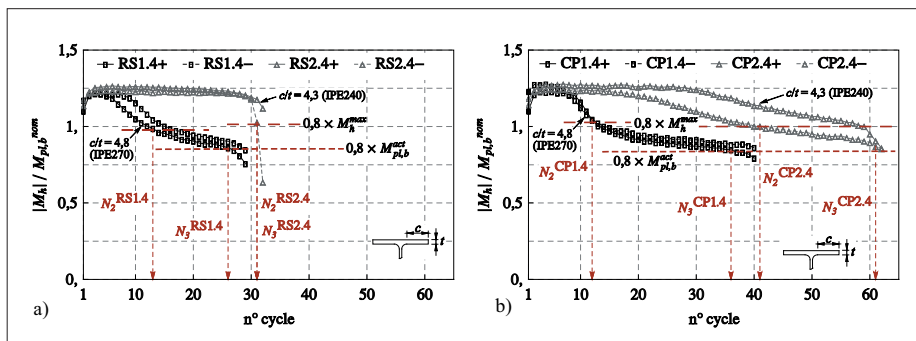
Ciklični odziv preostalih štirih preizkušancev, obremenjenih z veliko konstantno amplitudo, RS1.4, RS2.4, CP1.4 and CP2.4, je bil zaznamovan s pojavom lokalnega izbočenja prečke v območju plastičnega členka tik za ojačanim delom, sliki 9 in 10.

Porušitev obeh spojev CP je bila podobna tisti pri preizkušancih, testiranih s spremenljivo postopoma naraščajočo amplitudo rotacije: redukcija nosilnosti zaradi lokalnega izbočenja pasnic, ter naknadnega izbočenja stojine prečke, ki mu je sledil pojav duktilne razpoke v najbolj zgubanem delu pasnice prečke, slika 10b. V nasprotju s tem pa je v primeru obeh spojev RS začetek duktilnih razpok v toplotno vplivni coni kotnega zvara na koncu rebra vodil v popoln pretrg pasnice prečke, podobno kot v primeru obeh spojev RS, testiranih z malo konstantno amplitudo, sliki 9 in 10a.

V vseh osmih preizkušancih je ojačani del prečke ostal v elastičnem območju in nepoškodovan. Prav tako ni bilo zaslediti nobenih poškodb v zvarih ob pasnici stebra in okrog ojačilnih pločevin. V skladu z zgoraj opisanim obnašanjem spojev v primeru cikličnega obremenjevanja z veliko konstantno amplitudo je odziv obeh spojev RS izkazal slabše obnašanje v primerjavi z odzivom obeh spojev CP, saj končne porušitve ni bilo v najbolj zgubanem delu prečke sredi plastičnega členka, temveč v toplotno vplivni coni zvara na koncu rebra, kar je vplivalo na bistveno manjšo nizkociklično odpornost



Slika 9 • Odziv preizkušanca RS1.4, obremenjenega z veliko konstantno amplitudo



Slika 10 • Potek momenta v amplitudah vsiljene rotacije: a) RS1.4 in RS2.4, b) CP1.4 in CP2.4

spoja, preglednica 2 ter sliki 8 in 10. V nasprotju s preizkušanci, testiranimi s spremenljivo postopoma naraščajočo amplitudo, se je pri spojih, obremenjenih s konstantno amplitudo, kot kritičen izkazal kriterij nosilnosti, preglednica 2.

4.3 Vrednotenje eksperimentalnega odziva ojačanih spojev

Presoja odziva vseh osmih preizkušancev RS in CP, testiranih s spremenljivo postopoma naraščajočo amplitudo ciklične obremenitve je bila opravljena tudi v skladu s prekvalifikacijskimi kriteriji iz standardov SIST EN 1998-1 in ANSI/AISC 341-10. Primerjava med zahtevanimi rotacijskimi kapacitetami in pripadajočimi eksperimentalno dobljenimi

vrednostmi je predstavljena v preglednici 5. Poudariti je treba, da kriterij po ANSI/AISC 341-10 temelji na celotnem zasuku spoja θ , ki vključuje elastične in plastične rotacije iz prečke in stebra. Na drugi strani pa kriterij iz SIST EN 1998-1 upošteva celotno rotacijo prečke θ_b , vključno s prispevkom deformacije strižnega panela stebra, brez elastičnega zasuka stebra. Kot je razvidno iz preglednice 5, je v vseh osmih primerih spojev RS in CP izpolnjen najstrožji pogoj rotacijske kapacitete iz obeh standardov.

Končen pregled rezultatov iz vseh 16 izvedenih testov, s poudarkom na primerjavi nizkocikličnega odziva med obema obravnavanimi konfiguracijama ojačanega spoja, RS in CP, je grafično predstavljen na sliki 11a. Na

Spoj	θ_b (rad)	θ (rad)	Spoj	θ_b (rad)	θ (rad)
RS1.1	0,043	0,065	CP1.1	0,037	0,067
RS1.2	0,045	0,065	CP1.2	0,044	0,058
RS2.1	0,050	0,068	CP2.1	0,048	0,078
RS2.2	0,054	0,068	CP2.2	0,050	0,068
Kriterij	> 0,035 ^a	> 0,04 ^b		> 0,035 ^a	> 0,04 ^b

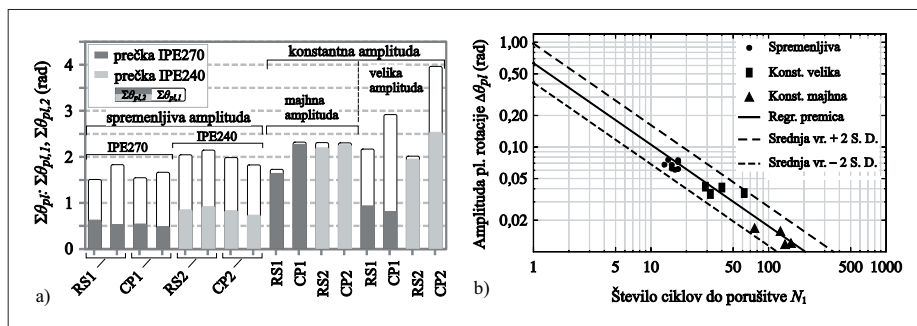
Zahtevana rotacijska kapaciteta v skladu z: ^a SIST EN 1998-1, ^b ANSI/AISC 341-10

Preglednica 5 • Celoten zasuk prečke θ_b in celoten zasuk spoja θ za spoje RS in CP

histogramu so predstavljene vrednosti kumulativne plastične deformacije $\Sigma\theta_{pl}$ poročane v preglednicah 4 in 5. Za vsak preizkušane je izrisana primerjava med doseženo vrednostjo kumulativne plastične deformacije $\Sigma\theta_{pl,1}$ za vse izvedene cikle (prvi mejni kriterij) in kumulativno plastično deformacijo $\Sigma\theta_{pl,2}$, ki odraža stanje preizkušanca z ne več kot 20 % padcem največje nosilnosti oziroma začetne togosti (drugi mejni kriterij).

V splošnem so dosežene vrednosti kumulativnih plastičnih deformacij $\Sigma\theta_{pl,1}$ v primeru testov s konstantno amplitudo večje od vrednosti, dobljenih iz testov s spremenljivo naraščajočo amplitudo rotacije. Pojav lokalnega izbočenja prečke v območju plastičnega članka in s tem povezano povečanje lokalnih plastičnih deformacij v tem območju namreč povzročita povečan vpliv nizkocikličnega utrujanja materiala, kar privede do precejšnje redukcije vrednosti $\Sigma\theta_{pl,2}$ v primeru velikih amplitud. Omenjeni vpliv je izrazitejši v primeru cikličnega obremenjevanja z večjimi amplitudami in za spoje z večjim prečnim prerezom prečke, ki vsebuje večjo vitkost pasnic in stojine, slika 10.

Iz primerjave vrednosti kumulativnih plastičnih deformacij, predvsem vrednosti za $\Sigma\theta_{pl,1}$, dobljenih iz testov s konstantno amplitudo, je mogoče med preizkušanci RS in CP z enakima profiloma prečke opaziti precejšnjo razliko. Vrednosti akumuliranih plastičnih rotacij spojev RS so namreč precej manjše od tistih, dobljenih s spoji CP. Tako očitna razlika



Slika 11 • a) Dosežena kumulativna plastična rotacija vseh 16 spojev, b) krivulja nizkocikličnega utrujanja ojačanih spojev

med obema konfiguracijama spojev iz preostalih osmih testov s spremenljivo amplitudo ni razvidna. Zgornja opažanja lahko strnemo v sledeča zaključka: (1) med cikličnim obremenjevanjem z veliko amplitudo je prišlo v vseh primerih do lokalnega izbočenja prečke v območju plastičnega članka, kar je vodilo v nastanek razpoke zaradi nizkocikličnega utrujanja v pasnici prečke sredi plastičnega članka, ne glede na tip ojačanega spoja. To velja tako za obremenjevanje s spremenljivo postopno naraščajočo amplitudo kot tudi za veliko konstantno amplitudo; (2) v nasprotju s prej omenjenim obnašanjem spojev, obremenjenih z veliko amplitudo, je pri mali amplitudi šlo za nizkociklično utrujanje materiala brez prisotnosti lokalnega izbočenja prečke. V tem primeru je spoj RS izkazal slabše obnašanje v primerjavi s spojem CP, k čemur je prispevala predvsem visoka

koncentracija napetosti oziroma deformacij skupaj z veliko koncentracijo zaostalih napetosti v toplotno vplivni coni kotnega zvara na koncu rebra.

Za napoved nizkocikličnega utrujanja ojačanih spojev je bil uporabljen standardni pristop s krivuljo S-N, slika 11b. Regresijska premica, dobljena na osnovi rezultatov osmih testov s konstantno amplitudo cikličnega obremenjevanja, je prikazana s polno črto. Premici, ki označujeta raztros v vrednosti \pm dvakratne standardne deviacije rezultatov, sta prikazani s prekinjeno črto. Dodatno so prikazane tudi točke, dobljene iz osmih testov s spremenljivo postopoma naraščajočo amplitudo cikličnega obremenjevanja. Kot je razvidno iz grafa, regresijska premica, dobljena iz rezultatov testov s konstantno amplitudo, zelo dobro napove rezultate testov s spremenljivo postopoma naraščajočo amplitudo rotacije.

5 • SKLEPI

Vseh šestnajst izvedenih testov s spremenljivo in konstantno amplitudo cikličnega obremenjevanja na spojih prečka-steber, ojačanih z rebroma in veznima pločevinama, je pokazalo dobro obnašanje preizkušencev skladno s predpostavljenim konceptom zasnove: plastični členek se je pojavil v osnovnem prerezu prečke, medtem ko je ojačani del varjenega spoja, vključno s stebrom, ostal v elastičnem odzivu in nepoškodovan. Ciklični odziv polnosilnih spojev prečka-steber je tako odvisen izključno od obnašanja neojačane prečke, katere plastična rotacijska kapaciteta je zagotovljena z ustrezno izbranim prvim razredom kompaktnosti prereza. Posledično je vseh osem spojev, testiranih s spremenljivo, korakoma naraščajočo amplitudo rotacije, doseglo

zahtevani nivo rotacijske kapacitete v skladu s prekvalifikacijskimi zahtevami iz standardov SIST EN 1998-1 in ANSI/AISC 341-10. Pri velikih amplitudah rotacije je nastal pojav lokalnega izbočenja prečke v območju plastičnega članka, kar je povzročilo redukcijo upogibne nosilnosti in togosti spoja in nazadnje porušitev preizkušanca zaradi nizkocikličnega utrujanja materiala v izbočeni pasnici proč od konca ojačanega dela prečke. V tem primeru ni bilo opaziti bistvene razlike med obnašanjem obeh tipov ojačanega spoja. V vseh primerih z malo konstantno amplitudo cikličnega obremenjevanja pojava lokalnega izbočenja prečke ni bilo. Pri obeh tipih ojačanega spoja je redukcija upogibne nosilnosti nastopila v zadnjih nekaj ciklih pred

dokončno porušitvijo preizkušancev zaradi nizkocikličnega utrujanja in pojava razpoke v pasnici prečke v območju toplotno vplivne cone zvara na koncu ojačilne pločevine. V tem primeru je spoj, ojačan z veznima pločevinama, v vseh primerih izkazal boljše obnašanje pri odpornosti proti nizkocikličnemu utrujanju varjenega detajla na koncu ojačilne pločevine. Neugoden vpliv povečanih koncentracij napetosti / deformacij na koncu rebra z večjo koncentracijo zaostalih napetosti in toplotno vplivne cone na koncu zvara so razlogi za bistveno slabše nizkociklično obnašanje spoja, ojačanega z rebroma.

Obe uporabljeni kombinaciji kvalitete jekla HSS/MCS za steber in prečko sta pokazali dobro obnašanje spoja. Kakršenkoli negativen vpliv vnesenega nivoja tlačne osne sile v stebri, ki je znašal okrog 40 % polnplastične tlačne nosilnosti stebrov, iz rezultatov testov na nizkociklično obnašanje spojev ni bil razviden.

Poudariti je treba, da je bila v študiji uporabljena velikost prerezov prečk navzgor omejena z osno nosilnostjo sovprežnih stebrov. Ta je bila namreč načrtovana skladno z zahtevo za dosego relativno visokega nivoja tlačne obremenitve stebra z razpoložljivo laboratorijsko opremo. Pri ekstrapolaciji obnašanja testiranih spojev na spoje z bistveno drugačnimi in večjimi profili prečk je potrebna previdnost. Kot kažejo rezultati testov in hkrati potrjujejo

rezultati drugih študij se plastična rotacijska kapaciteta prečk manjša z večjimi in težjimi profili prečk.

Ne glede na to pa so za izbrane prereze prečk testi pokazali, da je predlagani koncept dimenzioniranja in detajliranja obeh tipov polonosilnih ojačanih spojev prečka-steber dobra rešitev v vseh pogledih. Poleg dobrega nizkocikličnega obnašanja je pomembna prednost tudi nezahtevnost za izdelavo takšnih

spojev. Med potresno obtežbo pod vplivom največje obremenitve iz priključene poloplastificirane prečke varjeni stik med prečko in pasnico stebra ostane v elastičnem odzivu, s čimer se ugodno zmanjša verjetnost za pojav krhke porušitve neduktiilnega varjenega stika, zato dodatne zahteve za zware v tem območju niso potrebne. Hkrati s tem polonosilni spoj omogoča razvoj polne plastične kapacitete priključene prečke.

6 • ZAHVALA

Predstavljeni rezultati so bili dobljeni v okviru evropskega projekta HSS-SERF »High Strength Steel in Seismic Resistant Building

Frames«, RFSR-CT-2009-00024. Finančna pomoč je bila dobljena tudi od Javne agencije za raziskovalno dejavnost Republike

Slovenije, dokument št. 1000-08-310066. Omenjenima prispevkoma se avtorji članka lepo zahvaljujejo.

7 • LITERATURA

- ANSI/AISC, Seismic provisions for structural steel buildings, American Institute of Steel Construction, Chicago, Illinois, 2010.
- CEN, Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures, Part 1-1: General rules and rules for buildings, European Committee for Standardisation, Brussels, 2004.
- CEN, Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1-1: General rules and rules for buildings, EN 1993-1-1, European Committee for Standardisation, Brussels, 2005a.
- CEN, Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance, Part 1: General rules, seismic actions and rules for buildings, European Committee for Standardisation, Brussels, 2005b.
- Chen, C. C., Chen, S. W., Chung, M. D., Lin, M. C., Cyclic behaviour of unreinforced and rib-reinforced moment connections, *Journal of Constructional Steel research*, 61, 1, 1–21, 2005.
- D'Aniello, M., Landolfo, R., Piluso, P., Rizzano, G., Ultimate behavior of steel beams under non-uniform bending, *Journal of Constructional Steel research*, 78, 144–158, 2012.
- FEMA, State of the art report connection performance, FEMA-355D, Washington (DC), For the Federal Emergency Management Agency prepared by the SAC Joint Venture, 2000.
- Gioncu, V., Mazzolani, F. M., Ductility of seismic resistant steel structures, London (New York), Spon Press, 2000.
- Kim, T., Whittaker, A. S., Gilani, A. S. J., Bertero, V. V., Takhirov, S. M., Cover-plate and flange-plate reinforced steel moment-resisting connections, Report to sponsor SAC Joint Venture. Berkeley, Pacific Earthquake Engineering Research Center (PEER), College of Engineering, University of California, 2000.
- Lee, C. H., Seismic design of rib-reinforced steel moment connections based on equivalent strut model, *Journal of Structural Engineering-Asce*, 128, 9, 1121–1129, 2002.
- Mazzolani, F. M., Piluso, P., An attempt of codification of semirigidity for seismic resistant steel structures, Third international workshop on connections in steel structures, Trento, 1995.
- Miller, D. K., Lessons learned from the Northridge earthquake. *Engineering Structures*, 20, 4–6: 249–260, 1998.
- Nakashima, M., Inoue, K., Tada, M., Classification of damage to steel buildings observed in the 1995 Hyogoken-Nanbu earthquake, *Engineering Structures*, 20, 4–6, 271–281, 1998.
- Piluso, V., Rizzano, G., Random material variability effects on full-strength end-plate beam-to-column joints, *Journal of Constructional Steel research*, 63, 5, 658–666, 2007.
- Plumier, A., The dogbone: Back to the future. *Engineering Journal-American Institute of Steel Construction Inc*, 34, 2, 61–67, 1997.