

Primljen / Received: 18.6.2013.

Ispravljen / Corrected: 28.9.2013.

Prihvaćen / Accepted: 7.10.2013.

Dostupno online / Available online: 10.12.2013.

# Lokalne i globalne posljedice primarnog udara

## Autori:



Izv.prof.dr.sc. **Mohsen Gerami**, dipl.ing.građ.  
Sveučilište Semnan  
Građevinski fakultet  
[mgerami@semnan.ac.ir](mailto:mgerami@semnan.ac.ir)



Mr.sc. **Davood Abdollahzadeh**, dipl.ing.građ.  
Sveučilište Semnan  
Građevinski fakultet  
[d\\_abd87@semnan.ac.ir](mailto:d_abd87@semnan.ac.ir)

Izvorni znanstveni rad

[Mohsen Gerami, Davood Abdollahzadeh](#)

## Lokalne i globalne posljedice primarnog udara

Ranija istraživanja pokazuju da pomaci tla u blizini rasjeda djeluju vrlo destruktivno na građevine smještene poprečno na plohu loma rasjeda. Zbog uobičajenog korištenja okvira otpornih na savijanje te zbog značaja snažnih pomaka u blizini rasjeda, u ovom se radu razmatraju utjecaji pulsirajućih pomaka tla dugog perioda ( $T_{pulse} > 0,7s$ ) na lokalno i globalno ponašanje pet uzoraka čeličnih okvira otpornih na savijanje, uzimajući u obzir varijacije zbog promjene visine modela. Rezultati pokazuju da se kod primarnog udara globalni i lokalni zahtjevi modela povećavaju za 1,1 do 2,6 puta tj. za 1,2 do 3,5 puta.

### Ključne riječi:

bliski potres, čelični okviri otporni na savijanje, pulsirajući pomaci, seizmička ocjena

Original scientific paper

[Mohsen Gerami, Davood Abdollahzadeh](#)

## Local and global effects of forward directivity

Previous studies have revealed that near-fault ground motions perpendicular to the fault slip are very destructive for structures. Due to the common use of moment resisting frames and the importance of near-fault strong motions, the local and global effects of long-period ( $T_{pulse} > 0.7s$ ) pulse-like ground motions are studied on 5 samples of steel moment resisting frames by considering variations in the height of models. Results obtained show the forward directivity increases global and local demands of models for about 1.1 to 2.6, and 1.2 to 3.5 times, respectively.

### Key words:

near fault earthquake, steel moment resisting frames, pulse-like motions, seismic evaluation

Wissenschaftlicher Originalbeitrag

[Mohsen Gerami, Davood Abdollahzadeh](#)

## Lokale und globale Effekte der Vorwärtsrichtwirkung

Vorherige Untersuchungen haben gezeigt, dass nahe an Verwerfungen und orthogonal zur Bruchfläche auftretende Erdbeben starke destruktive Auswirkungen auf Konstruktionen haben können. Aufgrund des üblichen Einsatzes von Rahmenkonstruktionen und der Bedeutung von Erdbeben in Verwerfungszonen, sind in dieser Arbeit die Effekte pulsartiger Bodenbewegungen langer Perioden ( $T_{pulse} > 0.7s$ ) untersucht. Der Einfluss auf das globale und lokale Verhalten ist an fünf Beispielen von Stahlrahmenkonstruktionen verschiedener Höhen erforscht. Die Resultate zeigen, dass globale und lokale Anforderungen der Modelle durch Vorwärtsrichtwirkung mehrfach ansteigen können (1.1 bis 2.6, bzw. 1.2 bis 3.5-fach).

### Schlüsselwörter:

Verwerfungsnahe Erdbeben, Stahlrahmenkonstruktionen, pulsartige Beben, seismische Auswertung

## 1. Uvod

Raniji su radovi pokazali da smjer rasjednog loma drugačije utječe na kretanje tla u bliskom polju nego kod potresa koji su udaljeni od rasjeda [1-6]. Dakle, ako se usporedi primarni udar i povratni udar u bliskom području rasjeda, može se zaključiti da na inženjerske građevine obično najviše utječe primarni udar [3, 4]. U područjima koja se nalaze u blizini aktivnih rasjeda (obično manje od 15 km od rasjeda), primarni udar uzrokuje pulsirajuća kretanja tla s visokom amplitudom i dugim periodom poprečno na plohu loma rasjeda, na način da se pulsirajuće kretanje može vidjeti u vremenskom zapisu brzina. Nakon razarajućih potresa kao što su oni u Landersu (1992.), Northridgeu (1994.) i Kobe-u (1995.), ustanovljeno je da su građevine projektirane u skladu s modernim potresnim propisima pretrpjele ozbiljna oštećenja upravo zbog primarnog udara [7]. Zbog važnosti bliskih rasjeda, mnogi znanstvenici izučavaju pitanje neelastičnog odziva građevina u slučaju gibanja u blizini rasjeda. Tako je ustanovljeno da se povećavanjem dva parametra, a to su omjer između vremena pulsiranja i prirodnih perioda građevina te omjer vršnog ubrzanja tla (eng. Peak Ground Acceleration - PGA) i bočne krutosti građevina, povećava i nelinearni odziv i oštećenje građevina u područjima koja se nalaze u blizini rasjeda. Osim toga, koncentracija pomaka u nižim dijelovima konstrukcija dovodi do povećanja uzdužnih sila u stupovima, dok se efekt  $P-\Delta$  intenzivira na donjim katovima građevina [8]. J. F. Hall (1997.) je istraživao utjecaj tla u blizini rasjeda na okvire različite katnosti [9]. Naglasio je da sljedeći faktori utječu na stabilnost građevina nakon pomaka tla u bliskom polju: rezidualna čvrstoća u oštećenim spojevima, neoštećenost spojeva nakon potresa, interakcije ploče i okvira, uzdužna čvrstoća greda, čvrstoća spojeva u okvirima, veća čvrstoća čelika te ojačanja za sprečavanje deformacija. Kako se neki veći gradovi i metropole nalaze u blizini epicentara posljednjih potresa, te zbog same snage pomaka u blizini epicentara, danas se velika važnost pridaje proučavanju utjecaja kretanja tla u blizini rasjeda, i to prije svega radi što boljšeg razumijevanja ponašanja građevina koje su smještene u područjima u blizini rasjeda. Odgovarajuće studije pokazuju da ponašanje građevina i pripadna oštećenja mogu varirati ovisno o tipu konstrukcije građevine i karakteristikama kretanja tla u blizini rasjeda [10-13]. Druga se istraživanja odnose na razvoj novih modela s naglaskom na utjecaj blizine rasjeda na tip opterećenja te na propise u području proračuna konstrukcija [12]. Ta istraživanja trebala bi dovesti do razvoja nekih kriterija za provedbu potresnih proračuna novih građevina u blizini rasjeda. Propis o građenju iz 1997. godine (eng. *Uniform Building Code* - UBC97) smatra se pretečom svih nastojanja u tom značajnom području. U njemu se daju neki koeficijenti kojima se u obzir uzimaju utjecaji bliskosti rasjeda u proračunu veličine smicanja u bazi građevina [13]. Nakon potresa koji je zadesio Bam (2003.), iransko Ministarstvo za stanogradnju i urbanistički razvoj pripremilo je 2005. godine

iranski propis za potresni proračun konstrukcija (standard br. 2800, treće izdanje). U tom izdanju iranskog propisa za potresni proračun konstrukcija predlaže se izbjegavanje izvedbe građevina u blizini aktivnih rasjeda. Međutim, kada se građevine ipak trebaju graditi blizu aktivnog rasjeda, treba se postupiti prema posebnim tehničkim preporukama, a te preporuke nisu definirane u iranskom propisu.

Promatranja i terenska ispitivanja obavljena nakon potresa u Bamu (2003.) pokazala su da je većina građevina pretrpjela oštećenja na razini prizemlja te u smjeru poprečno na liniju rasjeda [14-18]. Dodatnim proučavanjima potresa u Bamu (2003.) utvrđeno je da primarni udar značajno utječe na okvirne konstrukcije. Radi daljnje analize utjecaja pomaka tla u blizini rasjeda na inženjerske konstrukcije, te zbog gore naznačenih razloga, u ovom se radu promatra utjecaj primarnog udara na lokalno i globalno ponašanje okvira. Utjecaji pulsirajućih pomaka dugog perioda analiziraju se u pogledu posmika u bazi građevina, međukatnog pomaka, otpornosti stupova i greda, momenata i duktilnosti pri savijanju, a pomoću nelinearne analize vremenskih zapisa provedene na pet modela konstrukcija. Ti su modeli ravninski okviri sa 3, 5, 7, 10 i 15 katova, a proračunati su pomoću nelinearne dinamičke analize primjenom odredbi FEMA 356, a na temelju 20 potresnih zapisa. Osim toga, proračunano je i dodatno djelovanje uzdužne sile na stupove kod primarnog udara, a u odnosu na razne varijacije okvirnih konstrukcija.

## 2. Pretpostavke analize i modeliranje

### 2.1. Odabir potresnih zapisa

Tijekom potresa uočavaju se razni odzivi konstrukcija kao što su promjene oblika i različite vrste pomaka u raznim područjima oko seizmičkog rasjeda, što ovisi o mehanizmu i smjeru rasjednog loma. Smjer rasjednog loma u odnosu na lokaciju građevine može biti primarni udar ili povratni udar. Kada je brzina prostiranja rasjednog loma gotovo jednaka brzini prostiranja potresnih valova, te kada se rasjedni lom prostire prema lokaciji građevine, tada akumulirani valovi svakog loma uzrokuju jedan do tri pulsa dugih perioda i visoke amplitude u komponenti koja je poprečna na ravninu rasjeda, što uzrokuje kratkotrajno vibriranje područja u blizini rasjeda [2, 23]. Utjecaj primarnog udara uzrokuje pulsirajuća djelovanja poprečno na smjer linije rasjeda. Ako se rasjedni lom širi tako da se udaljava od lokacije, tada tlo vibrira pomoću velikog broja oscilacija niske amplitude. Ovakvu situaciju naziva se povratni udar. Druga područja u kojima nema primarnog ili povratnog udara nazivaju se područja s neutralnim smjerom [20].

Na bazi studija Alavija i Krawinklera (2001.) [3], te da bi se uzeli u obzir utjecaji primarnog udara u skladu s gornjim definicijama, odabrano je deset zapisa s područja koja se nalaze manje od 15 km od aktivnih rasjeda, a radilo se o pulsirajućim pojavama s dugim periodima i

Tablica 1. Zapis i potresima korišteni u ovom istraživanju

Naziv potresa Datum (god.-mj.-dan)	Mjerna stanica	Com.-Azi. <sup>a</sup>	R <sup>b</sup> [km]	PGA <sup>c</sup> [g]	PGV/ PGA <sup>d</sup> [s]	SED <sup>e</sup> [m <sup>2</sup> /s]	CAV <sup>f</sup> [m/s]	Tp <sup>g</sup> [s]	Tm <sup>h</sup> [s]
Chi-Chi, Taiwan 99-09-20	CHY065	N-0°	83.43	0.1	0.14	0.09	9.88	0.56	0.79
Chi-Chi, Taiwan 99-09-20	TAP095	E-90°	109.01	0.15	0.18	4.66	56.56	0.98	0.84
Loma Prieta 89-10-18	CDMG58224	290°	72.2	0.24	0.15	1.88	27.69	0.32	0.86
Loma Prieta 89-10-18	CDMG58472	270°	74.26	0.26	0.16	2.12	28.35	0.64	0.85
Kobe, Japan 95-01-16	HIK	0°	95.72	0.14	0.11	2.08	45.02	0.6	0.76
Loma Prieta 89-10-18	CDMG58223	0°	58.65	0.23	0.11	1.02	33.26	0.3	0.53
Manjil, Iran 90-06-20	Qazvin	336°	49.97	0.13	0.09	2.54	59.48	0.16	0.46
Northridge 94-01-17	CDMG13122	0°	82.32	0.10	0.07	0.50	31.22	0.38	0.44
Tabas, Iran 78-09-16	Ferdows	T1	91.14	0.10	0.08	2.18	48.38	0.24	0.29
Kocaeli, Turkey 99-08-17	Bursa Tofas	90°	60.43	0.10	0.21	11.40	100.90	0.68	0.93
Denali, Alaska 02-11-03	Pump St.10	47°	2.74	0.32	0.43	19.79	47.83	0.94	1.52
Bam, Iran 03-12-26	Bam	T3-8°	R<15	0.59	0.43	41.96	118.26	0.78	0.91
Chi-Chi, Taiwan 99-09-20	CHY101	N-0°	9.96	0.44	0.27	13.27	48.15	0.9	0.98
Chi-Chi, Taiwan 99-09-20	TCU068	E-90°	0.32	0.56	0.32	36.53	30.52	0.42	1.51
Imperial Valley 79-10-15	CDMG 5158	230°	1.35	0.43	0.26	7.64	23.33	0.24	1.31
Northridge 94-01-17	DWP 75	288°	5.19	0.49	0.15	2.04	25.50	0.22	0.72
Silakhor, Iran 06-03-31	Chalan Cho.	L-99°	R<15	0.45	0.33	52.61	93.81	1.52	1.82
Kocaeli, Turkey 99-08-17	Yarimca	60°	4.83	0.26	0.25	19.93	39.12	0.52	1.29
Zanjiran, Iran 94-06-20	Meymand	L-0°	R<15	0.42	0.28	44.69	123.41	1.36	1.73
Kobe, Japan 95-01-16	Takatori	0°	1.47	0.61	0.21	6.34	42.52	1.22	1.10

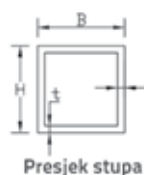
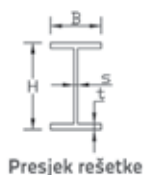
<sup>a</sup> Komponenta-azimut, <sup>b</sup> Najmanja udaljenost mjerne stanice od zone loma, <sup>c</sup> Vršno ubrzanje tla, <sup>d</sup> Odnos vršne brzine tla i vršnog ubrzanja tla, <sup>e</sup> Specifična gustoća energije, <sup>f</sup> Kumulativna apsolutna brzina, <sup>g</sup> Dominantno razdoblje, <sup>h</sup> Srednje razdoblje (Kramer,1996) [22]

velikim magnitudama prema vremenskom zapisu brzine [3, 27]. Uz dvije horizontalne komponente zabilježene u svakom akcelerogramu, odabrana je komponenta s većim vrijednostima spektra odziva ubrzanja u rasponu dugih perioda (>1s). Da bi se usporedili podaci s bliskih i udaljenih područja pod utjecajem rasjeda, odabrano je deset zapisa u udaljenom području koje je pod utjecajem rasjeda neutralnog smjera. Svi potresni zapisi odabrani su preuzimanjem iz poznatih svjetskih potresa s momentnom magnitudom od preko 6,5. Da bi se izbjegle greške koje bi mogle proizaći iz zapisa iz regija koje se nalaze vrlo daleko od rasjeda, kao minimalna vrijednost vršnog ubrzanja tla (eng. *Peak Ground Velocity* - PGA) usvojena je vrijednost od 0,1 g. Kako primarni udar ima veći utjecaj na lokacije sa zemljanim tlom, odabrani su zapisi s lokacija s polučvrstim tlom (tlo kategorije D prema klasifikaciji tla koja je usvojena u dokumentu FEMA 356 [26]). Svi zapisi koji su korišteni u ovom radu prikazani su u tablici 1. Raniji radovi su pokazali su da primarni udar uzrokuje povećanje amplitude brzine spektra odziva u području od preko 0,6 do 11 sekundi i to tako da u polučvrstom tlu perioda 2s amplituda odziva spektra raste do vrijednosti koja je dva puta veća od vrijednosti registrirane u području udaljenom od rasjeda [21].

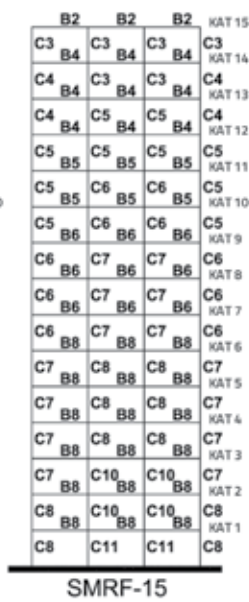
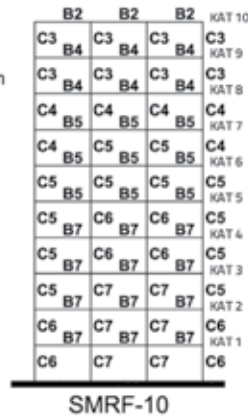
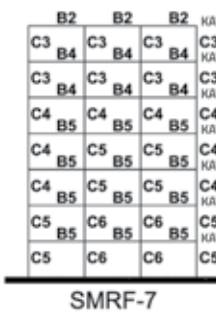
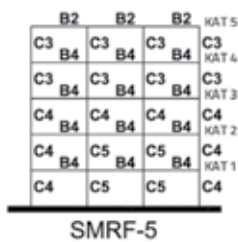
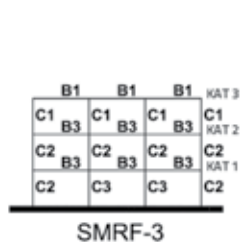
## 2.2. Konstrukcijski modeli

Pet ravninskih modela okvira od specijalnog čelika projektirano je na lokacijama na kojima prevladava polučvrsti tip tla, kao što se to vidi na slici 1. Ti su modeli okviri s 3, 5, 7, 10 i 15 katova, raspona 5 m i visine kata 3,2 m. U Iranu se danas za izradu čeličnih konstrukcija koristi čelik tipa ST37 i ST52 koje proizvodi tvrtka Esfahan. Stoga je, u skladu s tehničkim specifikacijama čelika koje su propisane iranskim propisom [28], za projektiranje i ocjenu modela korišten čelik tipa ST37, koji se odlikuje granicom popuštanja od 2400 kg/cm<sup>2</sup> i graničnim naprežanjem od 3600 kg/cm<sup>2</sup>. U iranskom propisu za potresni proračun konstrukcija predlaže se vršno ubrzanje tla (PGA) od 0,35 g za područja visoke potresne aktivnosti, gdje postoji desetpostotna vjerojatnost pojave potresa u pedesetogodišnjem projektiranom vijeku trajanja građevine [25]. U tom se propisu za potresni proračun konstrukcija ne daju drugačije vrijednosti PGA za potrese koji se nalaze blizu epicentra. Drugim riječima, prema iranskom propisu vršno granično ubrzanje jednako je, u slučajevima iste razine rizika, u blizini i daleko od rasjeda. Potresno opterećenje modela definirano je prema trećem izdanju iranskog propisa za potresni proračun konstrukcija i to za područja visoke potresne aktivnosti vrijednosti PGA od 0,35 g. Stalno i korisno

Presjek br.	Ime presjeka	Tip	B [cm]	t [cm]	H [cm]	s [cm]
B1	2PL150X12PL276X8	Rešetka	15	1,2	30	0,8
B2	2PL150X15PL270X8	Rešetka	15	1,5	30	0,8
B3	2PL200X15PL270X8	Rešetka	20	1,5	30	0,8
B4	2PL200X20PL260X8	Rešetka	20	2	30	0,8
B5	2PL200X20PL310X10	Rešetka	20	2	35	1
B6	2PL200X20PL360X10	Rešetka	20	2	40	1
B7	2PL250X20PL310X10	Rešetka	25	2	35	1
B8	2PL250X20PL360X10	Rešetka	25	2	40	1
C1	80X150X150X10	Stup	15	1	15	1
C2	80X200X200X12	Stup	20	1,2	20	1,2
C3	80X200X200X15	Stup	20	1,5	20	1,5
C4	80X200X200X20	Stup	20	2	20	2
C5	80X250X250X20	Stup	25	2	25	2
C6	80X250X250X25	Stup	25	2,5	25	2,5
C7	80X300X300X25	Stup	30	2,5	30	2,5
C8	80X300X300X30	Stup	30	3	30	3
C9	80X350X350X20	Stup	35	2	35	2
C10	80X350X350X25	Stup	35	2,5	35	2,5
C11	80X350X350X30	Stup	35	3	35	3



Visina kata = 320 cm  
Duljina raspona = 500 cm



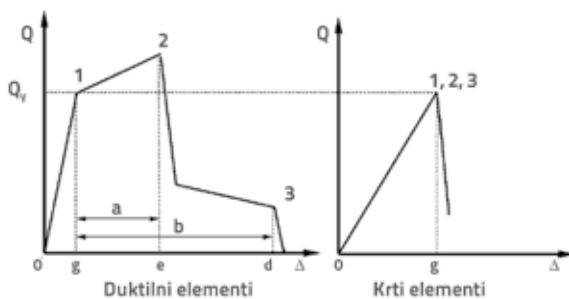
Slika 1. Konstrukcijski modeli korišteni u ovom istraživanju

opterećenje katnih konstrukcija (osim krova) jednako je na svim modelima te iznosi 2500 kg/m za stalno opterećenje i 1000 kg za korisno opterećenje. Stalno opterećenje krova iznosi 1750 kg/m za modele s 3 i 5 katova, 2083 kg/m za modele sa 7 i 10 katova, te 2250 kg/m za model s 15 katova. Za sve je modele usvojeno isto korisno opterećenje od 750 kg/m. Prema iranskom propisu, faktor važnosti stambenih građevina iznosi 10, dok redukcijski faktor iznosi 1. U analizi i projektiranju građevina u obzir se uzimaju utjecaji P-Δ. Za materijale su zadane sljedeće vrijednosti: modul elastičnosti  $E = 2,1 \times 10^8$  kN/m<sup>2</sup>, granica popuštanja:  $f_y = 24$  kN/cm<sup>2</sup>, i Poissonov koeficijent:  $\nu = 0,3$ . Osim toga, u skladu s iranskim propisom za projektiranje čeličnih konstrukcija, konstrukcijski su elementi projektirani kao potresni kompaktni elementi. Nosači su projektirani kao I-grede, dok su stupovi projektirani kao kvadratni cijevni profili.

### 2.3. Pretpostavke za nelinearnu dinamičku analizu

Nelinearni vremenski zapis konstrukcija analiziran je pomoću programa RAMPerform-3DS uz primjenu sljedećih pretpostavki:

- Odnos sila-pomak analizira se u skladu s FEMA 356. Detalji plastičnih zglobova krutih i duktilnih elemenata prikazani su na slici 2. [26].
- Vrijeme od 0,005 s usvojeno je kao vremenski korak. Radi kontrole trajanja analize, svaki je vremenski korak podijeljen na 1000 potkoraka.
- Veliki pomaci i utjecaji P-Δ uzeti su u obzir u nelinearnoj dinamičkoj analizi.
- Prema preporuci iz iranskog propisa za potresni proračun konstrukcija (2005.), za prigušenje konstrukcije usvojeno je 5% od kritičnog prigušenja [25].



Slika 2. Krivulja ponašanja: a) duktilnog elementa; b) krto elementa [26]

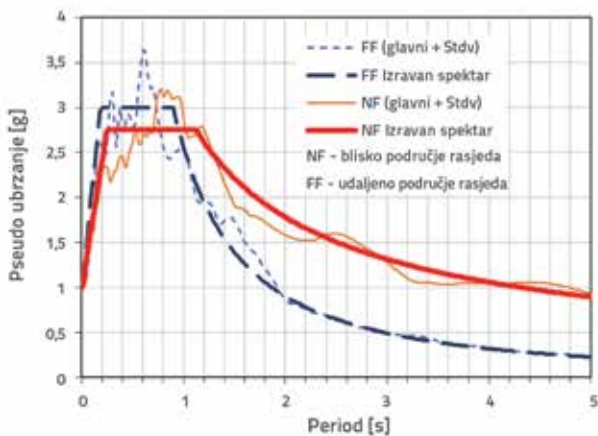
- U propisima za potresni proračun novih ili obnovu postojećih konstrukcija predlaže se više metoda u svrhu modeliranja potresnih zapisa. Na primjer, spektar odziva zapisa trebao bi odgovarati određenom projektnom spektru u danom vremenu, ili bi svi rasponi vremena odziva trebali odgovarati temeljnom periodu konstrukcije. Iako su te metode prikladne za projektiranje novih konstrukcija, u ovom su istraživanju zapisi bliskih i udaljenih polja modelirani za istu vrijednost vršnog ubrzanja tla i to zbog nekoliko razloga. Primarno, cilj ovog rada je usporedba odziva modela na pulsirajuće i cikličke pomake, a ne projektiranje ili obnova građevina. Stoga je, osim kod utjecaja smjera, vrijednost vršnog ubrzanja tla, zbog nižeg prigušenja, veća u bliskom području nego u području udaljenom od rasjeda. Dakle, za uzimanje u obzir samo pulsirajućih pomaka uslijed primarnog udara, svi su zapisi modelirani s maksimalnim vršnim ubrzanjem od 0,35 g. Drugi razlog je to što se prema iranskom propisu za potresni proračun konstrukcija ista vršna ubrzanja tla usvajaju kao konstantna razina rizika za područja visoke

potresne aktivnosti i to neovisno o udaljenosti od aktivnih rasjeda.

- Prema kriterijima koji su definirani u dokumentu FEMA 356 (2000), prosjek svih odziva nekog promatranog parametra smije se usvojiti za potrebe projektiranja ako se u analizi vremenskog zapisa koristi sedam ili više konzistentnih parova zapisa horizontalnog ubrzanja tla.

### 3. Zahtjev za projektiranje konstrukcijskih modela

Radi jednostavnijeg proračuna, često se za određivanje sila potresa primjenjuje ekvivalentna statička metoda. Ta se metoda može koristiti i za projektiranje uobičajenih niskih građevina, a pogodna je za građevine kod kojih u prvom oscilacijskom modu sudjeluje više od devedeset posto efektivne mase. Za potrebe razmatranja zahtjeva za projektiranje, u ovom se radu koristi srednja i standardna devijacija spektara odziva za zapise u bliskim i udaljenim područjima od rasjeda. Ti su spektri iskazani na slici 3. za petpostotnu vrijednost prigušenja. Izravnani rezultati srednje i standardne devijacije spektara odziva također su prikazani na slici 3.

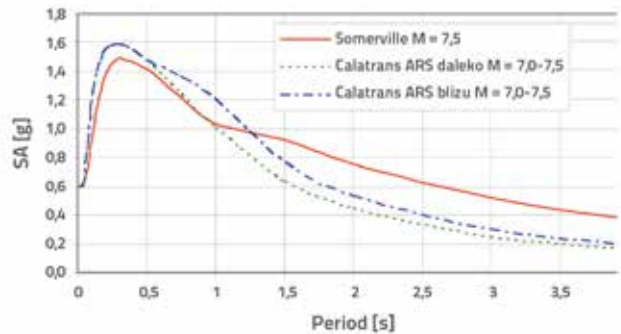


Slika 3. Izravnani spektri odziva rasjeda,  $\zeta = 5\%$

Na temelju slike 3. dobiveni su izravnani spektri odziva rasjeda uzimajući u obzir isto područje u krivuljama izravnanih i glavnih spektara. Rezultati pokazuju da je u bliskom području izravnani spektar u vremenu od jedne sekunde ili više veći od odgovarajućeg spektra za udaljeno područje. Taj rezultat se podudara s analizama projektiranih spektara u blizini rasjeda koje su obavili Saiidi i Somerville (2005., slika 4.) [24].

Tablica 2. Potresni parametri modela baziranih na iranskom zakonu i spektrima odziva u NF (bliskom području) i FF (udaljenom području)

Parametri konstrukcije	SMRF-3	SMRF-5	SMRF-7	SMRF-10	SMRF-15
Period [s] (iz jednadžbe (1))	0.44	0.64	0.82	1.08	1.46
Osnovni posmik u FF [kg] (jednadžba (2))	11037	23225	24000	31115	37525
Osnovni posmik u NF [kg] (jednadžba (2))	8963	17811	30290	37193	42511



Slika 4. Usporedba spektara odziva ubrzanja rasjeda,  $\zeta = 5\%$  [24]

Osnovni posmik svakog modela izračunan je pomoću jednadžbi (1) i (2) da bi se definirao projektni zahtjev modela pomoću ekvivalentnog statičkog postupka, a prema trećem izdanju iranskog propisa za potresni proračun konstrukcija (2005.) [25] i u skladu s izravnanim spektrima iz slike 3.

$$T = 0.08H^{\frac{3}{4}} \quad (1)$$

$$V = \frac{ABI}{R}W \quad (2)$$

U jednadžbama (1) i (2) koriste se parametri:  $T$  - temeljni period konstrukcije [s];  $H$  - visina konstrukcije [m];  $V$  - osnovni posmik,  $A$  - maksimalno ubrzanje tla pri planiranoj razini razarajućeg djelovanja potresa (u ovom slučaju je to 0,35 g);  $B$  - projektirani spektar temeljnog perioda konstrukcije dobiven prema slici 3;  $I$  - faktor važnosti (ovdje iznosi 1);  $R$  - faktor smanjenja snage potresa ( $R = 10$ );  $W$  - efektivna težina konstrukcije (stalno opterećenje + 0,2 korisnog opterećenja). Osnovni posmik svakog modela prikazan je u tablici 2. na temelju odnosa iz iranskog zakona za potresni proračun konstrukcija te izravnanih spektara odziva u bliskom i udaljenom području, slika 2.

Nakon bočnog opterećenja modela, za svaki su model izračunani omjeri ostvarenih i dopuštenih naprezanja za blisko i udaljeno područje rasjeda. Usporedba rezultata prikazana je u tablici 3. Rezultati iz tablice 3. pokazuju da je maksimalno povećanje postotka omjera ostvarenog i dozvoljenog naprezanja kod modela sa sedam katova i više u bliskom području rasjeda za 10 do 19 posto više nego kod područja koja su udaljena od rasjeda. Kod niskih modela, odnos ostvarenog i dopuštenog naprezanja u bliskom području rasjeda je za otprilike 4,5 posto niži nego kod područja udaljenih od rasjeda. Gornji rezultati pokazuju

Tablica 3. Omjeri ostvarenih i dopuštenih naprezanja za blisko (NF) i udaljeno (FF) područje rasjeda

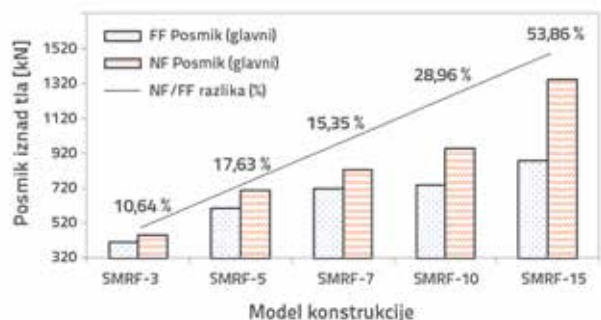
Kat	Obodni stupovi		Unutarnji stupovi		Vanjski nosači		Unutarnji nosači	
	FF	NF	FF	NF	FF	NF	FF	NF
<b>SMRF-15</b>								
15	0.77	0.80	0.58	0.63	0.72	0.75	0.83	0.87
14	0.78	0.82	0.82	0.90	0.80	0.85	0.71	0.76
13	0.71	0.75	0.69	0.76	0.86	0.91	0.90	0.96
12	0.70	0.74	0.79	0.86	0.99	1.07	0.98	1.06
11	0.72	0.76	0.80	0.87	0.99	1.06	0.90	0.98
10	0.87	0.93	0.89	0.96	1.01	1.10	0.96	1.04
9	0.73	0.78	0.74	0.80	0.94	1.02	0.92	1.01
8	0.84	0.89	0.79	0.86	0.96	1.04	0.97	1.07
7	0.89	0.95	0.91	0.98	0.98	1.06	1.00	1.10
6	0.74	0.79	0.80	0.86	0.89	0.97	0.86	0.94
5	0.79	0.84	0.86	0.92	0.93	1.01	0.86	0.94
4	0.88	0.94	0.89	0.95	0.94	1.03	0.87	0.96
3	0.89	0.95	0.87	0.92	0.92	1.01	0.89	0.98
2	0.87	0.93	0.91	0.97	0.90	0.98	0.88	0.97
1	0.92	1.00	0.92	0.98	0.77	0.85	0.78	0.85
<b>SMRF-10</b>								
10	0.70	0.74	0.48	0.55	0.72	0.75	0.76	0.81
9	0.82	0.90	0.83	0.95	0.71	0.78	0.72	0.78
8	0.90	0.99	0.89	1.02	0.87	0.96	0.83	0.91
7	0.80	0.88	0.84	0.95	0.78	0.88	0.85	0.95
6	0.78	0.86	0.88	0.99	0.91	1.02	0.91	1.02
5	0.79	0.88	0.90	1.02	1.00	1.14	0.95	1.07
4	0.93	1.04	0.94	1.05	0.88	1.01	0.84	0.95
3	0.91	1.01	0.79	0.88	0.87	0.99	0.90	1.03
2	0.90	1.01	0.85	0.94	0.89	1.01	0.93	1.06
1	0.97	1.10	1.01	1.13	0.85	0.96	0.85	0.96
<b>SMRF-7</b>								
7	0.66	0.72	0.46	0.55	0.74	0.79	0.74	0.78
6	0.80	0.90	0.79	0.94	0.69	0.77	0.69	0.76
5	0.85	0.97	0.87	1.03	0.84	0.96	0.80	0.90
4	0.83	0.94	0.78	0.92	0.79	0.91	0.80	0.92
3	0.93	1.07	0.91	1.07	0.87	1.01	0.91	1.05
2	0.78	0.89	0.82	0.96	0.92	1.07	0.91	1.05
1	0.88	1.04	0.95	1.11	0.90	1.04	0.85	0.98
<b>SMRF-5</b>								
5	0.73	0.69	0.51	0.43	0.91	0.87	0.87	0.83
4	0.85	0.74	0.89	0.74	0.74	0.67	0.70	0.64
3	1.03	0.89	1.04	0.86	0.95	0.83	0.88	0.77
2	0.94	0.82	0.89	0.75	1.08	0.93	1.05	0.90
1	1.03	0.86	1.11	0.93	1.10	0.95	1.08	0.93
<b>SMRF-3</b>								
3	0.73	0.69	0.51	0.43	0.91	0.87	0.87	0.83
2	0.85	0.74	0.89	0.74	0.74	0.67	0.70	0.64
1	1.03	0.89	1.04	0.86	0.95	0.83	0.88	0.77

da je bolje koristiti lepezu izravnog bliskog i udaljenog spektra odziva, umjesto samo jednog od tih parametara, u slučajevima kada se nove konstrukcije projektiraju u područjima koja su pogođena pomacima iz bliskih i udaljenih područja s istim vršnim ubrzanjima tla za istu zadanu razinu rizika.

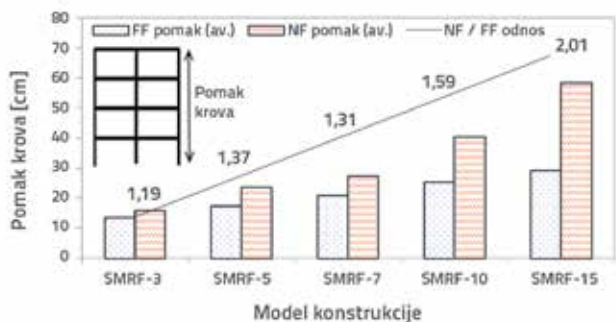
### 4. Globalne posljedice primarnog udara na modele konstrukcija

#### 4.1. Posmik iznad tla

Prosječni rezultati posmika iznad tla u bliskom i udaljenom području rasjeda dobiveni su analizom vremenskih zapisa, a radi analize utjecaja primarnog udara na posmik iznad tla za razne visine modela. Usporedba prosječnih rezultata posmika iznad tla u bliskom i udaljenom području rasjeda za svaki je model prikazana na slici 5. Rezultati dobiveni za svaki model pokazuju da razlika između posmika iznad tla u bliskom i udaljenom polju rasjeda raste usporedo s porastom visine modela.



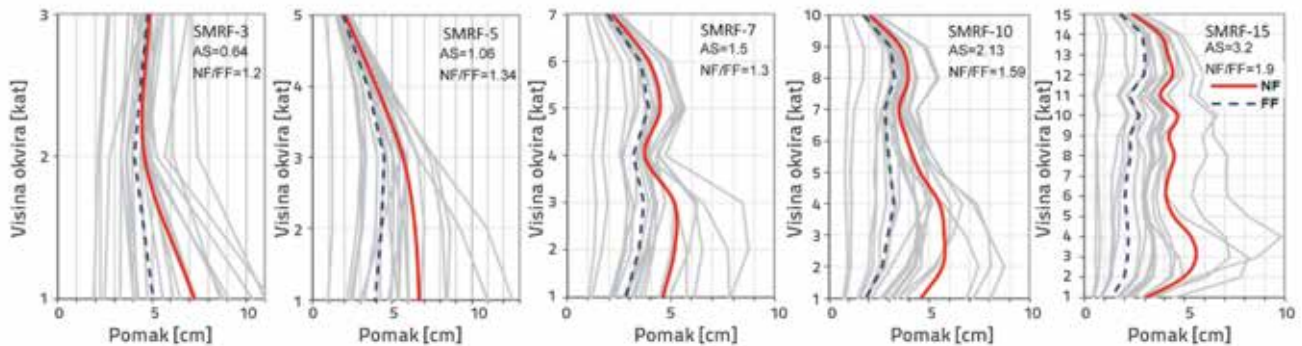
Slika 5. Usporedba prosječnih rezultata posmika iznad tla u bliskom i udaljenom području rasjeda



Slika 6. Usporedba prosječnih rezultata pomaka krova u bliskom i udaljenom polju rasjeda

#### 4.2. Pomak kata

Provjera relativnog pomaka u konstrukcijama smatra se jednim od značajnih koraka u proračunu konstrukcija. U tom smislu, zahtjevi za pomak kata izravno su povezani sa zahtjevima duktilnosti konstrukcije. Sljedeća jednadžba (3) zadana je u iranskom propisu za potresni proračun konstrukcija u svrhu



Slika 7. Usporedba srednjih rezultata zahtjeva za međukatnim pomakom u bliskim i udaljenim područjima rasjeda

ocjenjivanja relativnog pomaka (neelastičnog pomaka) katova primjenom metode statičke analize [25]:

$$\Delta_{ine} = 0,7 R \Delta_{el} \quad (3)$$

gdje je:

$\Delta_{ine}$  - neelastični katni pomak,

$R$  - faktor smanjenja potresne sile,

$\Delta_{el}$  - elastični katni pomak dobiven pomoću ekvivalentne linearne statičke analize.

Prema iranskom propisu za potresni proračun konstrukcija (2005), neelastični pomak ograničava se na 0,025 po visini kata za konstrukcije čiji period iznosi 0,7 s ili manje, tj. na 0,02 po visini kata za konstrukcije kod kojih je period viši od 0,7 s [25]. Radi objašnjenja analize utjecaja primarnog udara na zahtjeve katnog pomaka, na slici 6 se prikazuje prosjek krovnih pomaka za svaki model u bliskom i udaljenom području rasjeda. Prosječni rezultati pokazuju da omjer pomaka krova u bliskom području i pomaka krova u udaljenom području raste s povećanjem visine modela. Prema slici 7, dugi pulsirajući pomaci ( $T_{pulse} > 0.7s$ ) u područjima blizu rasjeda vode do povećanja međukatnog pomaka, koji je za oko 1,1 do 1,6 puta već u usporedbi s udaljenim područjem. Prosječni rezultati međukatnog pomaka pokazuju da se zahtjevi za maksimalnim katnim pomakom nalaze u nižim dijelovima modela. Ti su rezultati u skladu sa rezultatima radova Sehhatija i ostalih (2011.) [10].

## 5. Lokalni utjecaji primarnog udara na modele konstrukcija

### 5.1. Zaokreti čvorova pod utjecajem primarnog udara

Ako se pretpostavi da su spojevi između nosača i stupova kruti, zaokreti čvorova se mogu približno usvojiti kao kriterij za ocjenjivanje zahtjeva duktilnosti elemenata konstrukcije. Na slici 8. mogu se vidjeti utjecaji primarnog udara na zaokrete čvorova po visini konstrukcije i to za bliska i udaljena područja rasjeda.

Kao što se vidi na slici 8, na vrhu modela su zaokreti čvorova vrlo bliski i za područja u blizini rasjeda i za područja udaljena od rasjeda. Međutim, u donjim dijelovima modela, zaokreti čvorova u bliskom području rasjeda su za oko 1,2 do 3,5 puta veći od onih u udaljenim područjima od rasjeda. U bliskom području rasjeda većina zaokreta čvorova koncentrirana je u donjoj polovici modela, a razlika između prosječnih rezultata bliskih i udaljenih područja od rasjeda uočljivo raste s porastom visine. Usporedba slika 8a i 8b pokazuje da se obodni čvorovi zaokreću za 1,05 do 2 puta više od odgovarajućih unutarnjih čvorova, osim kod čvorova koji se nalaze na najvišem katu. Obodni se čvorovi na najvišem katu zaokreću 2 do 2,5 puta više od unutarnjih čvorova. Rezultati pokazuju da je u bliskom području rasjeda osjetljivost značajna kod obodnih elemenata konstrukcije koji se nalaze u donjoj polovici konstrukcije.

## 5.2. Utjecaj primarnog udara na stupove

### 5.2.1. Veza između tipa konstrukcije i utjecaja primarnog udara na stupove

Da bi se na jednostavan način prikazala približna veza između tipa konstrukcije i utjecaja primarnog udara na porast uzdužnih sila stupova (slika 9.), tri okvira s jednim stupnjem slobode, iste bočne krutosti i istog gravitacijskog i bočnog opterećenja, analizirana su pri raznim omjerima ( $h/b$ ): 0,5, 1 i 2. Nakon toga su proračunate vrijednosti momenta savijanja i uzdužne sile stupova prema jednadžbama (4) i (5), a pomoću metode pomaka [29] i odnosa jednakosti  $\sum M_a = 0$ . Osim toga, uzdužna deformacija stupova i utjecaj P- $\Delta$  nisu uzeti u obzir u jednadžbama (4) i (5) za modele prikazane na slici 9.

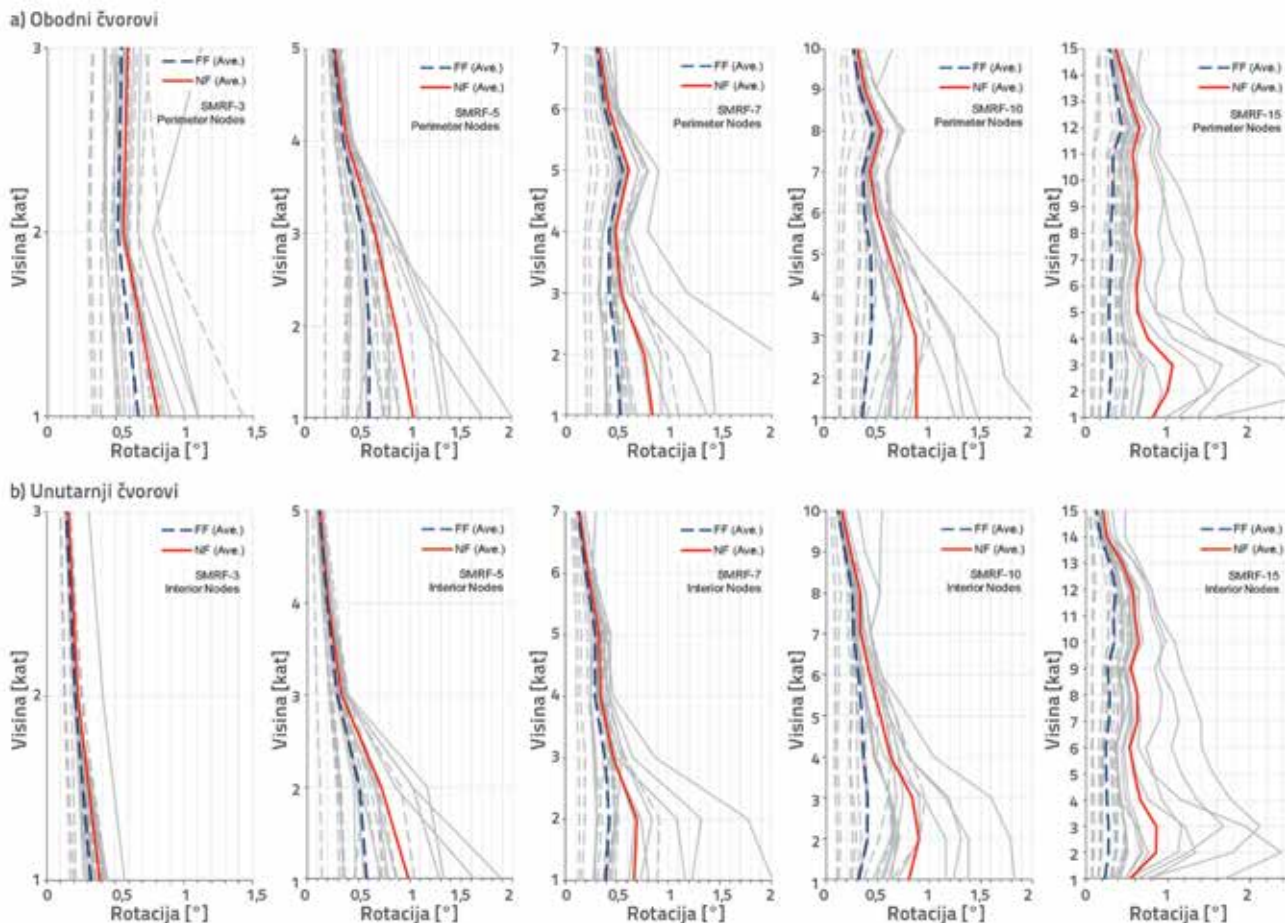
$$M_a = M_b = \frac{Ph}{4} \quad (4)$$

$$F_{by} = \frac{P}{2} \left( \frac{h}{b} \right) + \frac{W}{2} \quad (5)$$

gdje je:

$M$  - moment savijanja stupova,

$F$  - uzdužna sila stupa,

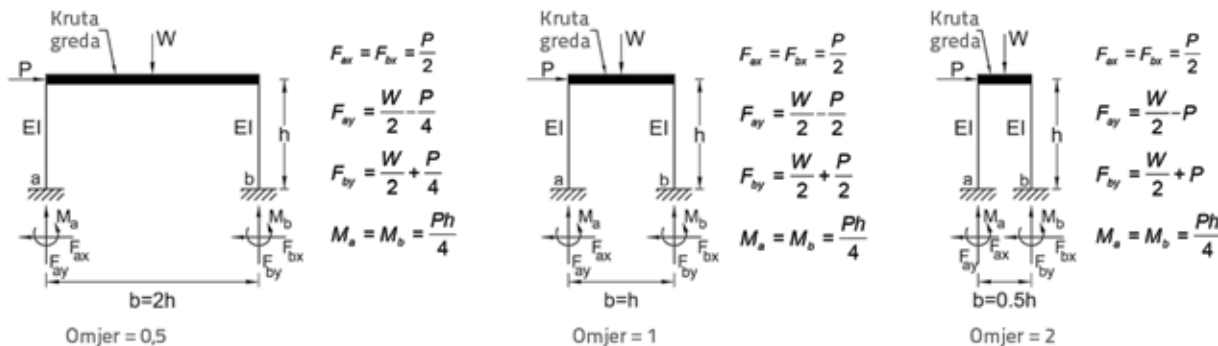


Slika 8. Prosječni rezultati za zaokrete čvorova u bliskom i udaljenom području rasjeda

- $P$  - bočno potresno opterećenje,
- $W$  - težina stropa,
- $h$  - visina okvira,
- $b$  - širina okvira.

Kao što se može vidjeti na slici 9., promjena omjera ne utječe na moment savijanja stupova, ali je u izravnoj vezi s uzdužnom silom stupova, dakle, jedna jedinica promjene

omjera ( $h/b$ ) mijenja uzdužnu silu stupova za  $(P/2)$ . Da bi se odredila veza između omjera s jedne strane i utjecaja primarnog udara na uzdužnu silu stupova s druge, jednačba (5) je ponovno napisana s utjecajem i bez utjecaja primarnog udara. U jednačbi (6) vidi se uzdužna sila stupa bez utjecaja primarnog udara, dok se u jednačbi (7) vidi uzdužna sila stupa s utjecajem primarnog udara. Ako se od jednačbe (7) oduzme jednačba (6), dobiva se veza između omjera i utjecaja



Slika 9. Usporedba promjene uzdužne sile stupova okvira i momenta savijanja sustava s jednim stupnjem slobode u odnosu na promjenu omjera visine i raspona



primarnog udara na uzdužnu silu stupova, što je prikazano u jednadžbi (8).

$$F_{by(ND)} = \frac{P_{ND}}{2} \left( \frac{h}{b} \right) + \frac{W}{2} \quad (6)$$

$$F_{by(FD)} = \frac{(P_{ND} + \Delta P_{FD})}{2} \left( \frac{h}{b} \right) + \frac{W}{2} \quad (7)$$

$$\Delta P_{FD} = F_{by(FD)} - F_{by(ND)} = \frac{(P_{ND} + \Delta P_{FD})}{2} \left( \frac{h}{b} \right) + \frac{W}{2} - \frac{P_{ND}}{2} \left( \frac{h}{b} \right) - \frac{W}{2} = \frac{\Delta P_{FD}}{2} \left( \frac{h}{b} \right) \quad (8)$$

gdje je:

$F_{by(ND)}$  - uzdužna sila stupa u područjima neutralnog smjera (bez utjecaja primarnog udara),

$F_{by(FD)}$  - uzdužna sila stupa uzimajući u obzir utjecaje primarnog udara,

$P_{ND}$  - bočna sila bez utjecaja primarnog udara,

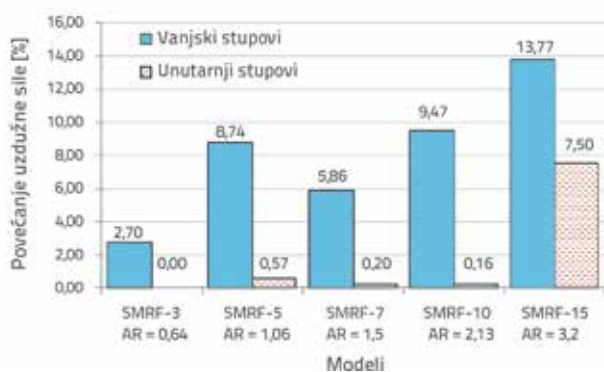
$\Delta P_{FD}$  - iznos promjene bočne sile koji proizlazi iz utjecaja primarnog udara,

$\Delta F_{FD}$  - iznos promjene uzdužne sile stupa koja proizlazi iz utjecaja primarnog udara.

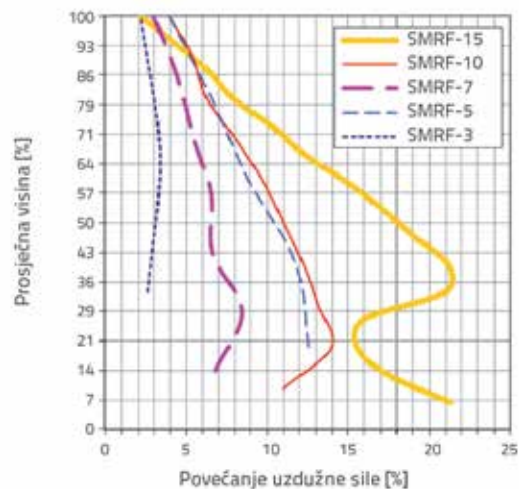
Iz jednadžbe (8) može se vidjeti da postoji izravna veza između omjera ( $h/b$ ) i promjene uzdužne sile stupova koje proizlaze iz utjecaja primarnog udara. Dakle, ako se omjer poveća za jednu jedinicu tada utjecaj primarnog udara povećava uzdužnu silu za  $\Delta P_{FD}/2$ , što je polovica utjecaja primarnog udara u posmiku kata.

### 5.2.2. Utjecaj primarnog udara na opterećenje stupova

Da bi se ispitao utjecaj primarnog udara na unutarnje sile obodnih (vanjskih) i unutarnjih stupova, prosječni postotak povećanja uzdužnih sila stupova u bliskom području rasjeda definiran je na slici 10. pomoću nelinearne dinamičke analize. Prema slici 10., u modelima s manje od deset katova uzdužne sile obodnih stupova rastu za otprilike 2,7 % do 9,47 %, dok je postotak povećanja uzdužnih sila unutarnjih stupova manji za 0,57 %. Također, može se vidjeti da kod petneastkatnog modela primarni udar uzrokuje porast uzdužnih sila za oko 13,77 % kod obodnih stupova, tj. za 7,5 % kod unutarnjih stupova.

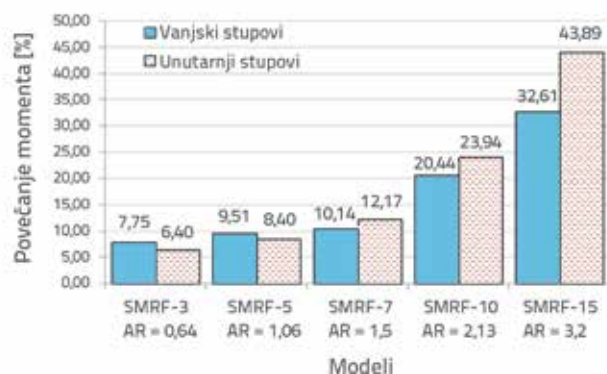


Slika 10. Povećanje uzdužne sile obodnih i unutarnjih stupova zbog primarnog udara



Slika 11. Povećanja uzdužnih sila obodnih stupova modeliranih katova

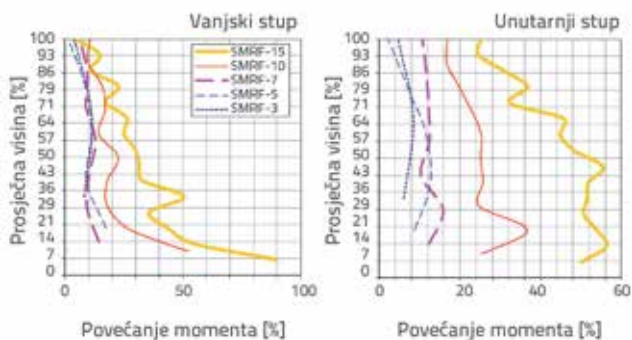
Slika 11. prikazuje prosječni postotak povećanja uzdužne sile kod obodnih stupova zbog utjecaja primarnog udara na relativnoj visini modela konstrukcije. Prema slici 11., utjecaj primarnog udara dovodi do povećanja uzdužne sile obodnih stupova približno 3 do 15 posto kod okvira male i srednje visine (modeli s 3 do 10 katova). Kod visokih modela, utjecaj primarnog udara dovodi do povećanja uzdužne sile obodnih stupova približno 15% i 23% u donjoj polovici visine konstrukcije. Rezultati pokazuju da povećanje omjera dovodi do povećanja utjecaja primarnog udara na uzdužnu silu obodnih stupova. Može se uočiti da otprilike dvostruko povećanje omjera dovodi do povećanja približno 2,2 puta u utjecaju primarnog udara na uzdužnu silu obodnih stupova.



Slika 12. Povećanje momenta stupova u bliskom području rasjeda

Prosječni postotak povećanja maksimalnog momenta u stupovima analizira se na slici 12. Rezultati pokazuju da su prosječne vrijednosti momenta u stupovima u bliskom području rasjeda približno 6,4 do 9,51 posto veće od odgovarajućih vrijednosti u udaljenom području u slučaju niskih i srednje visokih modela (7 katova i manje). Osim toga, rezultati za obodne stupove su vrlo bliski rezultatima

za unutarnje stupove, pri čemu ta razlika iznosi manje od 1,5 %. Kod visokih modela (10 katova ili više), povećanje visine dovodi do povećanja razlike u postotku između momenata unutarnjih i vanjskih stupova pa tako kod petnaestkatnog modela utjecaj primarnog udara dovodi do povećanja momenta u stupovima približno 32,61 do 43,89 posto. Kao što se može vidjeti na slici 13., vrijednosti povećanja momenta modela s manje od 7 katova vrlo su slične, pa tako utjecaj primarnog udara dovodi do povećanja momenta u stupovima otprilike od 10 do 20 posto za vanjske stupove, tj. od 4 do 16 posto za unutarnje stupove. Kako se povećava visina, tako raste i postotak momenta stupova, pa tako prosječni postotak povećanja momenta iznosi oko 30 do 50 posto za model sa 10 katova, tj. 40 do 56 posto za model od 15 katova. Rezultati prikazani na slici 13. pokazuju da je prosječni postotak povećanja momenta unutarnjih stupova otprilike za 3 do 12 posto veći od odgovarajuće vrijednosti za vanjske stupove, te da najveći dio postotka povećanja momenta savijanja proizlazi iz primarnog udara u prvom i drugom katu visokih modela u području obodnih stupova.



Slika 13. Povećanje momenta savijanja obodnih i unutarnjih stupova

### 5.2.3. Utjecaj primarnog udara na otpornost stupova

Stupovi čeličnih okvira podložni su interakciji momenta i uzdužnih sila. Stoga se u proračunu stupova provodi i analiza krivulje koja pokazuje interakciju uzdužne sile i momenta. Drugim riječima, povećanjem uzdužne sile smanjuje se čvrstoća i duktilnost momenta stupova. Kako primarni udar dovodi do povećanja uzdužne sile u stupovima, analizira se

i otpornost i duktilnost stupova da bi se odredila ovisnost savijanja o promjeni uzdužnih sila.

### Čvrstoća stupova na savijanje

U ovom se radu za određivanje čvrstoće stupova koriste kriteriji iz dokumenta FEMA 356 [26]. U skladu s FEMA 356, stupovi na koje djeluju tlačne sile smatraju se elementima za kontrolu sile. FEMA 356 sadrži jednačbe (9) do (11) kojima se, pomoću metoda linearne analize, ocjenjuje ponašanje stupova podvrgnutih kombiniranom djelovanju uzdužnih sila i momenata.

Za  $\frac{P_{UF}}{P_{CL}} < 0,2$  :

$$\frac{P_{UF}}{2P_{CL}} + \frac{M_x}{m_x M_{CEX}} + \frac{M_y}{m_y M_{CEY}} \leq 1,0 \tag{9}$$

Za  $0,2 \leq \frac{P_{UF}}{P_{CL}} \leq 0,5$  :

$$\frac{P_{UF}}{P_{CL}} + 8 \left( \frac{M_x}{m_x M_{CEX}} + \frac{M_y}{m_y M_{CEY}} \right) \leq 1,0 \tag{10}$$

Za  $\frac{P_{UF}}{P_{CL}} > 0,5$  :

$$\frac{P_{UF}}{P_{CL}} + \frac{M_{UFx}}{M_{CLx}} + \frac{M_{UFy}}{M_{CLy}} \leq 1,0 \tag{11}$$

gdje je:

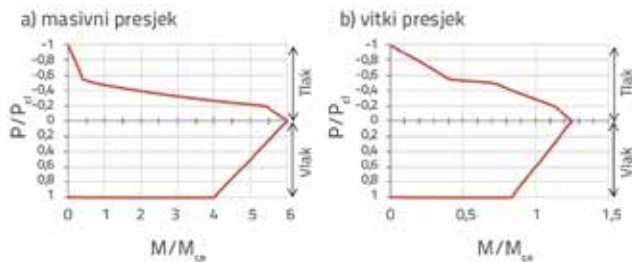
- $P_{UF}$  - uzdužna sila stupa,
- $P_{CL}$  - donja granična tlačna čvrstoća stupa,
- $M_x$  i  $M_y$  - momenti savijanja oko osi x i y,
- $M_{CEX}$  i  $M_{CEY}$  - očekivane čvrstoće na savijanje oko osi x i y,
- $M_{CLx}$  i  $M_{CLy}$  - donje granične čvrstoće na savijanje elemenata oko osi x i y,
- $m_x$  i  $m_y$  - koeficijenti povećavanja otpornosti na savijanje koji variraju ovisno o vrijednosti  $P_{UF}/P_{CL}$ , a to je planirana razina ponašanja i vrsta presjeka konstrukcije (vitkost ili masivnost). Vrijednosti koeficijenta  $m$  iskazane su u tablici 4.

Pod pretpostavkom protupotresne razine sigurnosti i jednosmjernog savijanja ( $M_y = M_{U_{Fy}} = 0$ ), i  $M_{CE} = 1.1 M_{CL}$ , analizirane su modelirane krivulje interakcije uzdužne sile i momenta savijanja radi određivanja promjene čvrstoće na savijanje u odnosu na promjenu uzdužne sile. Modelirane

Tablica 4. m-faktor iskazan u FEMA 356 kao protupotresna razina sigurnosti\* [26]

$P/P_{CL} < 0.2$		$0.2 < P/P_{CL} < 0.5$	
Slučaj a: $\frac{b_f}{2t_f} \leq \frac{52}{\sqrt{F_{ye}}} \text{ i } \frac{h}{t_w} \leq \frac{300}{\sqrt{F_{ye}}}$	Slučaj b: $\frac{b_f}{2t_f} \leq \frac{65}{\sqrt{F_{ye}}} \text{ ili } \frac{h}{t_w} \leq \frac{460}{\sqrt{F_{ye}}}$	Slučaj a: $\frac{b_f}{2t_f} \leq \frac{52}{\sqrt{F_{ye}}} \text{ i } \frac{h}{t_w} \leq \frac{260}{\sqrt{F_{ye}}}$	Slučaj b: $\frac{b_f}{2t_f} \leq \frac{65}{\sqrt{F_{ye}}} \text{ ili } \frac{h}{t_w} \leq \frac{400}{\sqrt{F_{ye}}}$
6	1.25	$9(1-1.7 P/P_{CL})$	1.25
*Obavit će se linearna interpolacija između vrijednosti slučajeva a i b za vitkost pojasnice (prvi član) i vitkost hrpta (drugi član), a usvojiti će se najniži rezultat.			

krivulje interakcija uzdužne sile i momenta savijanja prikazane su na slikama 14.a i 14.b za masivne i vitke presjeke zidova, što je dobiveno iz jednadžbi (9) do (11). Osim toga, prema kriterijima FEMA 356 i u skladu s jednadžbama (9) i (10), na slici 15. prikazan je postotak promjene savijanja stupova u odnosu na promjenu uzdužne sile. Usporedbom slika 14.a i 14.b može se ustanoviti da je čvrstoća stupova na savijanje smanjena za oko 0,2 do 0,7 puta u slučaju konstrukcijskih elemenata s vitkim zidovima, kada se oni usporede s konstrukcijskim elementima s masivnim zidovima.



Slika 14. Modelirani dijagram interakcije uzdužne sile i momenta savijanja kod stupova

Prema slikama 14. i 15., ako se vrijednosti uzdužne sile povećaju za oko 30 %  $P_{cl}$  (donja granična otpornost stupova na uzdužnu silu), to će dovesti do smanjenja otpornosti stupova na moment savijanja od otprilike 30 do 80 posto. Stoga, prema slikama 10. i 11., povećanje uzdužne sile od 5 do 20 posto uzrokovano primarnim udarom može dovesti do smanjenja otpornosti stupa na savijanje približno 12,5 do 50 posto. S druge strane, prema slikama 12. i 13., primarni udar dovodi do povećanja momenta savijanja stupova približno 10 do 56 posto, što može znatno oštetiti stupove, naročito na nižim katovima.



Slika 15. Promjena momenta savijanja u odnosu na uzdužnu silu

### Duktilnost stupova kod savijanja

Prema dokumentu FEMA 356, konstrukcijski se elementi svrstavaju u tri grupe: krhki (neduktilni), semiduktilni i duktilni. Neduktilni elementi kontrolirani su silom, a duktilni su elementi kontrolirani deformacijom. Ovisno o vrijednosti uzdužne tlačne sile, ponašanje čeličnih stupova u odnosu na savijanje može biti uvjetovano silom ili deformacijom. Za čelične stupove podvrgnute interakciji uzdužnog tlaka i naprezanja od savijanja, ponašanje stupa na savijanje uvjetovano je deformacijom kada uzdužna tlačna sila iznosi manje od 50 %  $P_{cl}$  (uzdužna donja granična otpornost stupa). Ako uzdužna sila iznosi više od 50 %  $P_{cl}$  tada je ponašanje stupa na savijanje uvjetovano silom. FEMA 356 daje neke vrijednosti maksimalne deformacije stupova od savijanja za razne razine ponašanja i za razne odnose  $P_{uf}/P_{cl}$  te za stupove s vitkim i masivnim presjecima zidova (tablica 5.). Da bi se analizirala promjena duktilnosti kod savijanja u odnosu na promjenu uzdužne sile u stupovima prema

Tablica 5. Parametri za modeliranje i maksimalni dopušteni plastični zaokret stupova<sup>1</sup> [26]

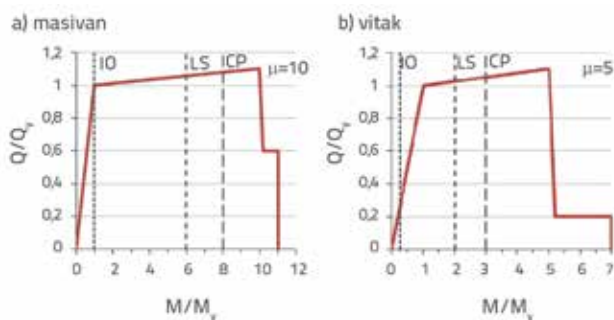
Komponenta/Radnja		Parametri za modeliranje			Kut plastičnog zaokreta (radijan)		
		a	b	c	IO	LS	CP
Stupovi-savijanje, za $P/P_{cl} < 0.2$							
a.	$\frac{b_r}{2t_r} \leq \frac{52}{\sqrt{F_{ye}}} \text{ i } \frac{h}{t_w} \leq \frac{300}{\sqrt{F_{ye}}}$	$90_v$	$110_v$	0,6	$10_v$	$60_v$	$80_v$
b.	$\frac{b_r}{2t_r} \geq \frac{65}{\sqrt{F_{ye}}} \text{ ili } \frac{h}{t_w} \geq \frac{460}{\sqrt{F_{ye}}}$	$40_v$	$60_v$	0,2	$0,250_v$	$20_v$	$30_v$
Stupovi-savijanje, za $0.2 < P/P_{cl} < 0.5$							
a.	$\frac{b_r}{2t_r} \leq \frac{52}{\sqrt{F_{ye}}} \text{ i } \frac{h}{t_w} \leq \frac{260}{\sqrt{F_{ye}}}$	---	---	0,2	$0,250_v$	---	
b.	$\frac{b_r}{2t_r} \geq \frac{65}{\sqrt{F_{ye}}} \text{ ili } \frac{h}{t_w} \geq \frac{400}{\sqrt{F_{ye}}}$	$10_v$	$1,50_v$	0,2	$0,250_v$	$0,50_v$	$0,80_v$

<sup>1</sup> Obavit će se linearna interpolacija između vrijednosti slučajeva a i b za vitkost pojasnice (prvi član) i vitkost hrpta (drugi član), a usvojit će se najniži rezultat. <sup>2</sup> Plastični zaokret =  $11(1-1.7 P/P_{cl})\theta_v$ . <sup>3</sup> Plastični zaokret =  $17(1-1.7 P/P_{cl})\theta_v$ . <sup>4</sup> Plastični zaokret =  $8(1-1.7 P/P_{cl})\theta_v$ .

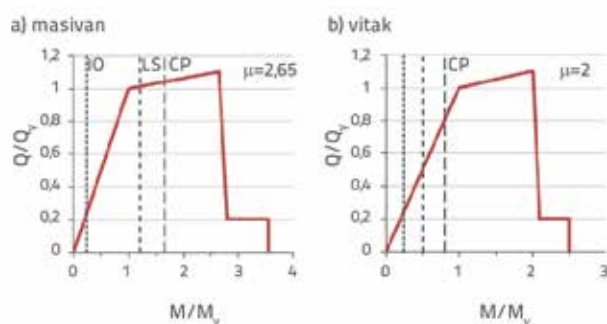
tablici 5. i slici 2., razvijeni su dijagrami sila-deformacija koji su prikazani na slikama 16. i 17. za vitke i masivne presjeke zidova. Slike 16. i 17. pokazuju vezu između odnosa  $M/M_y$  i odnosa  $\theta/\theta_y$  za stupove u kojima vrijedi  $P/P_{CL} < 0.2$  i  $0.2 < P/P_{CL} < 0.5$ . Duktilnost stupova kod savijanja dobivena je iz jednadžbe (12). Odgovarajući rezultati prikazani su na slikama 16. i 17.

$$\mu = \frac{\theta_{max}}{\theta_{yield}} \tag{12}$$

Parametri korišteni u jednadžbi 12 i na slikama 16. i 17. su:  $M$  - moment savijanja;  $M_y$  - moment savijanja na granici popuštanja;  $\theta$  - zaokret stupova;  $\theta_y$  - zaokret stupova na granici popuštanja;  $\theta_{max}$  - maksimalni zaokret stupa bez smanjenja čvrstoće i  $\mu$  - duktilnost. Na slikama 16. i 17., vrijednost  $Q/Q_y$  jednaka je vrijednosti  $M/M_y$ .



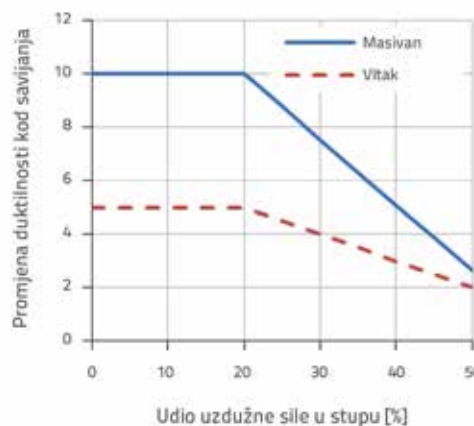
Slika 16. Odnos  $M/M_y$  prema odnosu  $\theta/\theta_y$  za stupove u kojima vrijedi  $P/P_{CL} < 0.2$



Slika 17. Odnos  $M/M_y$  prema odnosu  $\theta/\theta_y$  za stupove u kojima vrijedi  $0.2 < P/P_{CL} < 0.5$

Na slikama 16. i 17. može se vidjeti da se duktilnost stupa kod savijanja može smanjiti približno 25 do 50 posto, ako se koriste konstrukcijski presjeci s vitkim elementima. Osim toga, ako se usporede slike 16. i 17. vidi se da povećanje uzdužne sile stupova dovodi do smanjenja duktilnosti stupova kod savijanja (slika 18.) i to tako da, ovisno o vrsti presjeka konstrukcije (vitak ili masivan zid), tridesetpostotno povećanje uzdužne sile može dovesti do smanjenja duktilnosti stupova kod savijanja za 60 do 73,5 posto. S druge strane, istraživanje zaokreta čvorova po visini konstrukcije pokazuje da primarni udar dovodi do povećanja zaokreta čvorova približno 1,1 do 1,7 puta za niske

modele, tj. za 1,4 do 3,5 puta za visoke modele (slike 8.a i 8.b). Dakle, rezultati pokazuju da primarni udar na stupove utječe na dva osnovna načina. Prvo, ovisno o omjeru, primarni udar dovodi do povećanja uzdužne sile i momenta savijanja stupova približno 5 do 20 posto, tj. za 10 do 56 posto. Drugo, ovisno o lokaciji stupa i omjeru konstrukcije, primarni udar dovodi do smanjenja čvrstoće na savijanje i duktilnosti kod savijanja stupova približno 12,5 do 50 posto, tj. za 25 do 50 posto. Prema tim rezultatima, kod proračuna stupova, a naročito nižih katova, preporučuje se korištenje potresno kompaktnih presjeka i minimalnog odnosa  $P_{UF}/P_{CL}$  (konzervativni raspon iznosi  $P_{UF}/P_{CL} \leq 0.2$ ). Ta preporuka vrijedi za protupotresno projektiranje čeličnih okvira podvrgnutih utjecaju primarnog udara u bliskom području rasjeda. Usvajanje ove preporuke dovodi do porasta duktilnosti stupova, ali bez gubitka čvrstoće. Može se vidjeti da ima i parametara koji nisu razmatrani u ovom radu. Razlog tome su pojednostavljenja koja su obavljena u proračunu modela. Ti parametri su deformacija stupova u drugom smjeru konstrukcije, vertikalna komponenta potresnih vibracija i djelovanje sustava sprežanja na uzdužnu silu stupova u drugom smjeru konstrukcije. Navedeni parametri mogu bitno utjecati na čvrstoću i duktilnost stupova (naročito kada se radi o kutnim stupovima). Zato se ti parametri svakako trebaju uzeti u obzir prilikom proračuna konstrukcija na stvarnim projektima.

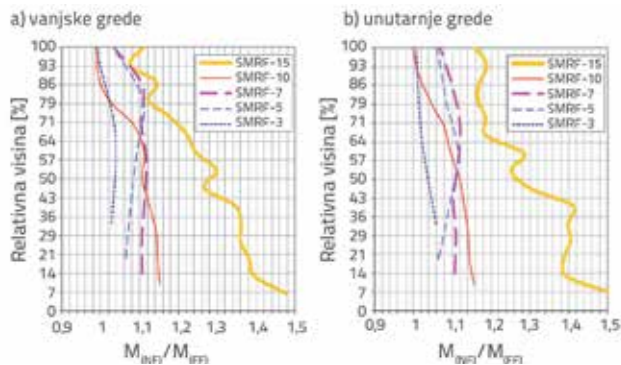


Slika 18. Promjena duktilnosti kod savijanja u odnosu na promjene uzdužne sile

### 5.3. Utjecaj primarnog udara na grede

Prema koncepciji potresnog projektiranja čeličnih okvira, plastični zglobovi uzrokovani deformacijama konstrukcije tijekom potresa moraju se javiti u gredama. Stoga grede igraju značajnu ulogu u apsorpciji energije potresa u sklopu čeličnih okvira. Kako je u projektiranju greda većih raspona moment savijanja značajniji od posmične sile, u sklopu određivanja utjecaja primarnog udara na grede određeni su maksimalni momenti savijanja unutarnjih i vanjskih greda pomoću nelinearne dinamičke analize u bliskim i udaljenim područjima rasjeda. Nakon toga su za unutarnje i vanjske grede grafički

prikazani prosječni rezultati bliskih i udaljenih područja rasjeda u odnosu na relativnu visinu modela (slika 19.).



Slika 19. Omjer maksimalnog momenta savijanja u bliskom (NF) i udaljenom (FF) popodručju rasjeda

Rezultati iskazani na slici 19. pokazuju da utjecaj primarnog udara dovodi do povećanja momenta savijanja greda i to približno 2 do 16 posto za modele od 10 ili manje katova, dok se kod petnaestokatnog modela moment savijanja povećava približno 10 do 50 posto. To pokazuje da se s povećanjem visine značajno povećava i utjecaj primarnog udara (za otprilike 3 do 5 puta) kod visokih okvira s omjerom većim od dva. Analizom omjera FEMA 356 koji se odnose na čvrstoću i duktilnost nosača, ustanovljeno je da čvrstoća na savijanje i duktilnost nosača ovise o svojstvima materijala i o geometrijskim parametrima poprečnog presjeka. Stoga, primarni udar nema utjecaja na otpornost greda.

#### 5.4. Utjecaj primarnog udara na odnos opterećenja i otpornosti elemenata konstrukcije

Da bi se istražilo ponašanje elemenata konstrukcije u smislu zadovoljenja protupotresne razine sigurnosti, izračunat je odnos opterećenja i otpornosti (DCR) greda i stupova od kojih se sastoji konstrukcija, i to za blisko i udaljeno područje rasjeda, a u skladu s kriterijima FEMA

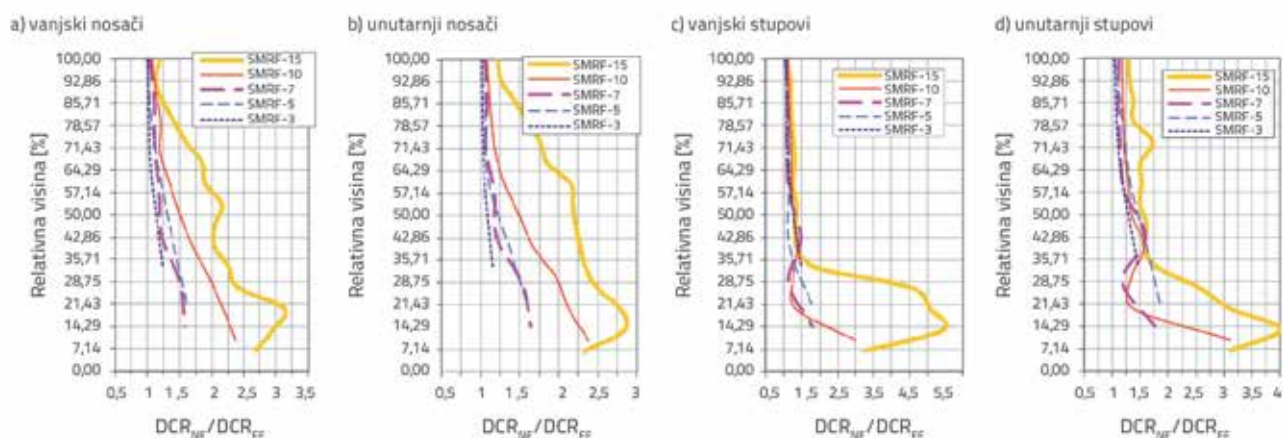
356. Prosječni odnos rezultata bliskog rasjeda i rezultata udaljenog rasjeda za relativnu visinu konstrukcije prikazan je na slici 20.

Rezultati prikazani na slici 20. pokazuju da primarni udar dovodi do povećanja odnosa opterećenja i otpornosti (eng. *demand to capacity ratios* - DCR) elemenata konstrukcije približno 1,1 do 1,75 puta kod niskih i srednje visokih modela (s manje od 7 katova), dok se vrijednosti DCR kod visokih modela povećavaju za oko 1,5 do 5 puta. Rezultati također pokazuju da u slučaju niskih i srednje visokih modela (7 katova ili manje), vrijednost DCR za grede i stupove raste približno 1,1 do 1,75 puta pod utjecajem primarnog udara po visini konstrukcije. Kod visokih modela, vrijednosti DCR za stupove podložne su utjecaju primarnog udara i to približno 35 do 70 posto više nego grede. Kao što se vidi na slici 20. primarni udar dovodi do povećanja vrijednosti DCR kod stupova i to približno 1,5 do 5 puta, dok to povećanje iznosi otprilike 1,5 do 3,2 puta kod greda. Rezultati pokazuju da omjer konstrukcije bitno utječe na intenzitet utjecaja primarnog udara na stupove (naročito je to izraženo kod obodnih stupova).

Usporedba rezultata odnosa dostupnog i dopuštenog naprezanja te vrijednosti DCR, za elemente konstrukcije po visini modela (tablica 3. i slika 20.), pokazuje da statička metoda dovodi od golemih grešaka u ocjeni osjetljivosti konstrukcija u bliskom području rasjeda.

## 6. Zaključci

U ovom se radu analizira utjecaj primarnog udara na lokalna i globalna opterećenja i otpornost čeličnih okvira, a pomoću nelinearne dinamičke analize provedene na pet modela konstrukcija. Ti modeli su čelični okviri s 3, 5, 7, 10 i 15 katova, a proračunani su primjenom dvadeset zapisa značajnih gibanja u bliskom i udaljenom području rasjeda pomoću nelinearne analize vremenskih zapisa, a na bazi odredbi FEMA 356. Ako se pretpostavi da je razina rizika u bliskom i udaljenom području rasjeda jednaka, i da su spojevi između greda i stupova kruti te uzimajući u obzir rezultate predmetne analize utjecaja



Slika 20. Odnos opterećenja i otpornosti (DCR) za bliski (NF) i udaljeni (FF) rasjed za elemente konstrukcije po visini modela

primarnog udara na projektne zahtjeve, osnovni posmik, međukatni pomak i kapacitet elemenata konstrukcije, može se zaključiti sljedeće:

- Omjeri raspona i visine okvira u izravnoj su vezi s uzdužnim silama stupova uslijed primarnog udara (što je naročito izraženo kod obodnih stupova visokih okvira). Stoga jedna jedinica povećanja omjera dovodi do otprilike pedesetpostotnog povećanja uzdužne sile stupova zbog primarnog udara. Također je uočeno da dvostruko povećanje omjera dovodi do povećanja utjecaja primarnog udara na odnos opterećenja i otpornosti (DCR) konstrukcijskih elemenata te da to povećanje iznosi otprilike 3 do 5 puta.
- Pulsirajući pomaci dugog perioda ( $T_{\text{pulse}} > 0.7$  s) uzrokovani primarnim udarom dvojako utječu na stupove čeličnih okvira. Prvo, ovisno o omjeru okvira, oni dovode do povećanja uzdužne sile približno 5 do 20 posto te momenta savijanja stupova približno 10 do 56 posto. Drugo, ovisno o mjestu na kojem se stup nalazi i omjeru okvira, ti pomaci dovode do smanjenja čvrstoće na savijanje i duktilnosti kod savijanja stupova približno 12,5 do 50 posto, tj. 25 do 50 posto. Stoga, povećanje opterećenja i smanjenje otpornosti stupova dovodi do povećanja odnosa opterećenja i otpornosti (DCR) stupova otprilike 1,5 do 5 puta u smjeru okomitom na liniju rasjeda, što uzrokuje znatna oštećenja stupova, naročito na obodnim stupovima, koji su smješteni u donjem dijelu visokih modela.
- Analiza zahtjeva za grede pokazuje da utjecaj primarnog udara dovodi do povećanja zahtjeva glede savijanja greda približno 2 do 50 posto te, ako se pretpostavi da uzdužna sila ne djeluje na grede, može se zaključiti da primarni udar uopće ne utječe na čvrstoću i duktilnost greda.
- Za potrebe potresnog proračuna okvira postavljenih poprečno na liniju rasjeda u područjima blizu rasjeda, sljedeća odredba sadržana u potresnim propisima "korištenje visoko duktilnih konstrukcijskih elemenata velike popustljivosti za protupotresno projektiranje konstrukcija primjenom potresno kompaktnih profila, te projektiranje stupova s minimalnim odnosom ostvarene uzdužne sile i donje granične tlačne čvrstoće manje od 0,5 (konzervativan raspon je  $P_{UF}/P_{CL} \leq 0.2$ )" provjerena je u ovom radu, naročito u donjem dijelu visokih okvira (posebno kod obodnih stupova).
- U slučaju konstantne razine rizika, kada na lokaciju konstrukcije djeluju dva potresna izvora, koji imaju istu mogućnost generiranja vršnog ubrzanja tla na bliskom i udaljenom području rasjeda, za potresni proračun konstrukcija trebala bi se koristiti posebna anvelopa izravnatog projektnog spektra za bliska i udaljena područja rasjeda.

## LITERATURA

- [1] Gioncu, V.: Framed structures Ductility and seismic response, General Report. Journal of Constructional Steel Research. 55, 125-154, 2000.
- [2] Stewart, J.P., Chiou, S.J., Bray, J.D., Graves, R.W., Somerville, P.G., Abrahamson, N.A.: Ground Motion Evaluation Procedures for Performance-Based Design. Research report conducted under grant no. EEC-9701568 from the National Science Foundation, University of California, Berkeley, CA, 2001.
- [3] Alavi, B., Krawinkler, H.: Effects of near-fault ground motions on frame structures. Report No. 138, The John A. Blume Earthquake Engineering Center, Stanford University, California, 2001.
- [4] Alavi, B., Krawinkler, H.: Behaviour of moment-resisting frame structures subjected to near-fault ground motions. Journal of Earthquake Engineering and Structure Dynamics. 33, 678-706, 2004., DOI: 10.1002/eqe.369
- [5] Bolt, B.A.: Seismic input motions for nonlinear structural analysis. Journal of Earthquake Technology. 448, 223-232, 2004.
- [6] Bray, J.D., Rodriguez-Marek, A.: Characterization of forward-directivity ground motions in the near-fault region. Journal of Soil Dynamics and Earthquake Engineering. 24, 815-828, 2004.
- [7] Soleimani Amiri, F., Ghodrati Amiri, G., Razeghi, H.: Estimation of seismic demands of steel frames subjected to near-fault earthquakes having forward directivity and comparing with pushover analysis results. Journal of the Structural Design of Tall and Special Buildings, 2012., DOI: 10.1002/tal.747
- [8] Anderson, J.C., Bertero, V.V.: Uncertainties in establishing design earthquake, Journal of Structural Engineering, ASCE 113(8): 1709-1724, 1987., DOI: [http://dx.doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1987\)113:8\(1709\)](http://dx.doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1987)113:8(1709))
- [9] Hall, J.F.: Seismic response of steel frame buildings to near-fault ground motions. Report No. EERL 97-05, California Institute of Technology, Pasadena, California, 1997.
- [10] Sehhati, R., Rodriguez-Marek, A., ElGawady, M., Cofer, W.F.: Effects of near-fault ground motions and equivalent pulses on multi-storey structures. Journal of Engineering Structures. 33, 767-779, 2011., DOI: 10.1016/j.engstruct.2010.11.032
- [11] Özhendekci, D., Özhendekci, N.: Seismic performance of steel special moment resisting frames with different span arrangements. Journal of Constructional Steel Research. 72, 51-60, 2012., DOI: 10.1016/j.jcsr.2011.10.002

- [12] Mortezaei, A., Ronagh, H.R., Kheyroddin, A., Ghodrati Amiri, G.R.: Effectiveness of modified pushover analysis procedure for the estimation of seismic demands of buildings subjected to near-fault earthquakes having forward directivity. *Journal of the structural design of tall and special buildings*, 2009., DOI: 10.1002/tal.553
- [13] Yaghmaei-Sabegh, S., Alizadeh, H.M.: Improvement of Iranian Seismic Design Code Considering the Near-Fault Effects. *International Journal of Engineering*, 2012., DOI:10.5829/idosi.ije.2012.25.02c.08
- [14] Mostafaei, H., Kabeyasawa, T.: Effect of Infill Masonry Walls on the Seismic Response of Reinforced Concrete Buildings Subjected to the 2003 Bam Earthquake Strong Motion: A Case Study of Bam Telephone Center. *Bulletin of Earthquake Research Institute, University of Tokyo*. 79, 133-156, 2004.
- [15] Soltanzadeh, H.R., Vahebi, M.A., Zarbakhsh, H.: The mechanism of building destruction in bam city. Lajavard: Tehran, 2005. (In Persian)
- [16] Konagai, K., Yoshimi, M., Meguro, K., Yoshimura, M., Mayorca, P., Takashima, M. *et al.*: Strain Induced in Cracked Utility Poles and Damage to Dwellings from the Dec. 26, 2003 Bam Earthquake. *Bulletin of Earthquake Research Institute, University of Tokyo*. 79, 59-67, 2004.
- [17] Mostafaei, H., Kabeyasawa, T.: Investigation and Analysis of Damage to Buildings during the 2003 Bam Earthquake. *Bulletin of Earthquake Research Institute, University of Tokyo*. 79, 107-132, 2004.
- [18] Sanada, Y., Niousha, A., Maeda, M., Kabeyasawa, T., Ghayamghamian, M.R.: Building Damage around Bam Seismological Observatory Following the Bam, Iran Earthquake of Dec. 26, 2003. *Bulletin of Earthquake Research Institute, University of Tokyo*. 79, 95-105, 2004.
- [19] Hashemi, B.H., Hassanzadeh, M.: Study of a semi-rigid steel braced building damaged in the Bam earthquake. *Journal of Constructional Steel Research*. 64, 704-721, 2008., DOI:10.1016/j.jcsr.2007.12.007
- [20] Naem, F.: *The Seismic Design Handbook*. 2<sup>nd</sup> Edition. Kluwer Academic, New York, 2001.
- [21] Gerami, M., Abdollahzadeh, D.: Estimation of Forward Directivity Effect on Design Spectra in Near Field of Fault. *Journal of Basic and Applied Scientific Research*. 2, 8670-8686, 2012.
- [22] Kramer, S.L.: *Geotechnical Earthquake Engineering*. Prentice Hall, New Jersey, 1996.
- [23] Baker, J.W.: Quantitative Classification of Near-Fault Ground Motions Using Wavelet Analysis. *Bulletin of the Seismological Society of America*. 5, 1486-1501, 2007., DOI: 10.1785/0120060255
- [24] Saiidi, M., Somerville, P.: Bridge seismic analysis procedure to address near-fault effects. Research report of Caltrans Project, Nevada University (Reno), 2005.
- [25] Standard No.2800, 3<sup>rd</sup> Edition. Iranian Code of Practice for Seismic Resistant Design of Buildings. Ministry of Housing and Urban Development of Iran, 2005.
- [26] FEMA 356. Prestandard and commentary for the seismic rehabilitation of buildings. Federal Emergency Management Agency, 2000.
- [27] International Conference of Building Officials. *Uniform Building Code (UBC97)*. Whittier, California, 1997.
- [28] Iranian national regulation of buildings, Section 10<sup>th</sup>. Design and construction of steel buildings. Ministry of Housing and Urban Development of Iran, 2008.
- [29] Hibbeler, R.C.: *Structural Analysis*. 5<sup>th</sup> Edition, New Jersey: Prentice Hall, 405-427, 2001.