

Primljen / Received: 4.9.2022.

Ispravljen / Corrected: 4.2.2023.

Prihvaćen / Accepted: 12.3.2023.

Dostupno online / Available online: 10.5.2023.

Učinak tla na kapacitet viskoznih prigušivača između susjednih zgrada

Autori:



Izv.prof.dr.sc. **Elif Cagda Kandemir**, dipl.ing.građ.
Demokratsko sveučilište u Izmiru, Izmir, Turska
Odjel za građevinarstvo
elifcagda.kandemir@idu.edu.tr

Autor za korespondenciju



Prof.dr.sc. **Robert Jankowski**, dipl.ing.građ.
Tehničko sveučilište u Gdanjsku, Poljska
Fakultet građevinarstva i inženjerstva okoliša
jankowr@pg.edu.pl

Izvorni znanstveni rad

Elif Cagda Kandemir, Robert Jankowski

Učinak tla na kapacitet viskoznih prigušivača između susjednih zgrada

U istraživanju se ispitivao seizmički sudar dviju susjednih zgrada uzimajući u obzir interakciju tla i konstrukcije (engl. *soil-structure interaction* – SSI). Provedena je sveobuhvatna parametarska analiza zgrada različitih visina kako bi se ispitalo ponašanje uzrokovano sudarima, uzimajući u obzir učinak tla. Provedena je valična transformacija (engl. *wavelet transform*) kako bi se dobio uvid u razlike u učestalosti udarnih sila između susjednih konstrukcija s nepomičnom i s fleksibilnom bazom. Linearni viskozni prigušivači (LVD) između susjednih katova upotrijebljeni su kao mjere zaštite od sudara. Potreban dodatni omjer prigušenja LVD-ova određen je optimizacijskom analizom pri različitim vrstama tla kako bi se potvrdio učinak SSI-ja na konstrukcijsko prigušenje. Usporedni rezultati s SSI-jem i bez njega pokazali su da uključivanje SSI-ja pogoršava odzive uzrokovane sudarima tijekom potresa.

Ključne riječi:

susjedne zgrade, interakcija tla i konstrukcije (SSI), neprekidno valična transformacija, linearni viskozni prigušivač

Original research paper

Elif Cagda Kandemir, Robert Jankowski

Effect of soil on the capacity of viscous dampers between adjacent buildings

This study investigated the seismic pounding of two adjacent buildings considering soil–structure interaction (SSI). A comprehensive parametric study of buildings with different heights was performed to reveal the pounding-involved behaviour considering the soil effect. Wavelet transform has been conducted to gain insight into the differences in the frequency contents of the impact forces between fixed- and flexible-base adjacent structures. Linear viscous dampers (LVDs) between adjacent floors were used as pounding protection measures. The required supplemental damping ratio of the LVDs was determined through optimisation analysis under different soil types to verify the effect of the SSI on structural damping. Comparative results with and without SSI showed that incorporating the SSI worsens the pounding-involved responses during earthquakes.

Key words:

adjacent buildings, soil–structure interaction (SSI), continuous wavelet transform, linear viscous damper

1. Uvod

Tijekom jakih potresa susjedne su konstrukcije sklone velikim oštećenjima ili čak urušavanju zbog asinkronih oscilacija, kao što je to slučaj u mnogim nedavnim potresima, poput potresa u Christchurchu 2011. [1], potresa u Vanu 2011. [2] i potresa u Gorkhiju 2015. [3]. Više od tri desetljeća znanstvenici su istraživali seizmičke sudare, a zatim su objavili rezultate istraživanja u nekoliko radova [4-12]. Različite konfiguracije konstrukcija, modeli sudara, analize te pretpostavke razmatrane u tim istraživanjima uputile su na to da sudaranje konstrukcija pojačava konstrukcijske odzive. Još je jedan pogoršavajući čimbenik utjecaj tla, koji uključuje klizanje, rotaciju i slijeganje temelja tijekom potresa [13-21]. Nepomična podloga koja zanemaruje učinak tla dovoljna je za konstrukcije niske krutosti, kod kojih je pomak gornje konstrukcije važniji od pomaka temelja. Unatoč tome, mora se uzeti u obzir učinak tla, jer u krućim konstrukcijama momenti temelja mogu uvelike doprinijeti ukupnom odzivu i krutosti [22]. Mahmoud i sur. [23] analizirali su susjedne trokatnice s fleksibilnom podlogom. Prema rezultatima, u smislu težine i krutosti susjednih konstrukcija, odziv se lakših konstrukcija povećao kada je uzet u obzir učinak tla. Ghandil i Aldaikh [24] istraživali su razmak razdvajanja i distribuciju oštećenja uzduž visina zgrada susjednih konstrukcija s fleksibilnom podlogom. Naveli su da razmak razdvajanja mora biti tri puta veći od minimalnoga razmaka propisanoga Međunarodnim građevinskim kodom iz 1997. godine. Madani i sur. [25] također su prikazali uzlazne udarne sile između dviju susjednih zgrada s fleksibilnom podlogom s različitim razmacima razdvajanja i visinama. Naserkhaki i sur. [26] istraživali su učinak sudara i interakcije tla i konstrukcije (engl. *soil-structure interaction* - SSI) na višekratnice tijekom gibanja tla modeliranih pomoću sinusnih valova i primijenili stvarne zapise potresa. Napomenuli su da je povećanje seizmičkih odziva bilo preveliko da bi se zanemarili učinci tla.

Učinci sudara i tla mogu uzrokovati razornu štetu na konstrukcijama, pa ih treba kontrolirati i ublažiti. Učinkovitost viskoznih prigušivača za suzbijanje pojačanih konstrukcijskih vibracija susjednih konstrukcija uzrokovanih SSI-jem proučavali su Kazemi i sur. [10], Elwardany i sur. [12], Kermani i sur. [27], te Miari i Jankowski [28]. Sarcheshmehpour i sur. [29] implementirali su viskozne prigušivače u okvire od čelika s fleksibilnom podlogom primjenom optimizacije genetskoga algoritma. Zaključili su da se prigušivanje smanjilo kada se uzeo u obzir učinak tla. Kazemi i sur. [11] primijenili su linearne i nelinearne viskozne prigušivače između susjednih konstrukcija otpornih na momente uzimajući u obzir učinak tla. Pokazali su da se vjerojatnost rušenja tijekom sudara smanjuje nakon povezivanja viskoznih prigušivača.

Ovo je istraživanje ispitivalo ponašanje dviju susjednih zgrada pri sudarima i potreban kapacitet viskoznih prigušivača za sprečavanje sudara, uzimajući u obzir SSI. U prethodnome radu [30] istražene su susjedne konstrukcije s nepomičnom podlogom i njihove veze uporabom linearnih viskoznih

prigušivača (LVD). Radi usporedbe, analize su provedene uporabom istih konstrukcijskih modela. Istražena su tri slučaja povezana s dvije zgrade s različitim masama, parametrima krutosti i visinama. U slučaju 1. parametri su mase i krutosti svih katova obje konstrukcije bili isti, dok su ti parametri varirali u slučajevima 2. i 3. Broj katova jedne od zgrada promijenjen je s jednoga na 15, a druga je zgrada imala 15 katova. Za zgrade se smatralo da su konstrukcije tipa posmičnih greda i modelirane kao sustavi masa-krutost s jednim translacijskim stupnjem slobode po masi i linearnim karakteristikama sile i deformacije. Iako većina konstrukcija pokazuje nelinearno ponašanje pod seizmičkim opterećenjima, pretpostavka o linearnom elastičnom ponašanju prikladna je za konstrukcije s napravama za preuzimanje seizmičke energije, osobito u fazi preliminarnoga projekta [31-35]. Rayleighove matrice prigušenja izrađene su pri omjeru prigušenja od 5 %. Pretpostavlja se da se sudari izazvani potresom javljaju u svim zgradama samo između susjednih katova i pri visinama katova od 3,6 m. Sudar između katova modeliran je uz pomoć paralelne kombinacije linearne opruge i prigušivača, tj. primjenom Kelvin-Voigtova modela. Sile sudara konstrukcija s nepomičnom i fleksibilnom podlogom također su procijenjene primjenom neprekidne valične transformacije (engl. *continuous wavelet transform* - CWT) radi dobivanja komponenata frekvencije sudara u određenom vremenskom okviru. Linearni viskozni prigušivači upotrijebljeni su kao mjere zaštite od sudara između susjednih katova. Dodatni omjeri prigušenja i kapaciteti linearnih viskoznih prigušivača optimizirani su kako bi se odredio minimalni ukupni kapacitet prigušenja koji sprečava sudare između susjednih katova. Kapaciteti prigušivača uspoređeni su s kapacitetima dobivenima za zgrade s nepomičnom podlogom. Cilj je ovoga rada doprinijeti novijoj literaturi razmatranjem rezultata dodatnih omjera prigušenja koji su potrebni kada se uzima u obzir SSI. Sve analize i postavljanje modela provedeni su pomoću programa MATLAB [36].

2. Numerički modeli

2.1. Model sudara

Modeli sudara, kao što su linearni viskoelastični model Anagnostopoulou [37], nelinearni elastični model Davisa [38] i nelinearni viskoelastični model Jankowskog [39], razvijeni su i primjenjivani u mnogim konstrukcijskim sustavima [40-43]. U ovom istraživanju primijenjen je linearni viskoelastični model, poznat i kao Kelvin-Voigtov model. Parametri modela, koji se sastoje od paralelne linearne opruge i prigušivača, izraženi su na sljedeći način [37]:

$$F_p(t) = k_p \delta(t) + c_p \dot{\delta}(t) \quad (1)$$

$$c_p = 2\xi_p \sqrt{k_p \frac{m_1 m_2}{m_1 + m_2}} \quad (2)$$

$$\xi_p = \frac{-\ln e}{\sqrt{\pi^2 + (\ln e)^2}} \quad (3)$$

pri čemu su $F_p(t)$ sila sudara kao funkcija vremena (t), k_p krutost, a c_p koeficijent prigušenja modela sudara. $\delta(t)$ i $\dot{\delta}$ su relativni pomak i relativna brzina između dvije konstrukcije koje se sudaraju. ξ_p je omjer prigušenja sudara, a e je koeficijent restitucije. Mase elemenata koji se sudaraju označene su s m_1 i m_2 . U ovom je radu k_p postavljen na vrijednost 20 puta veću od koeficijenta krutosti kata kruće konstrukcije, prema Anagnostopoulosu [37]. Nadalje, ξ_p jednak 0,14 ($e = 0,65$), primijenjen je za betonske površine, prema prijedlogu Azevedoa i Bentoa [44]. Linearna opruga i prigušivač aktivirali su se kada se zatvorio razmak između konstrukcija, stvarajući tako sudarnu silu.

2.2. Mehanizam interakcije tla i konstrukcije (SSI)

U ovom je radu primijenjen model ljuljanja (engl. *sway-rocking model*) koji prikazuje tlo ispod konstrukcije pomoću opruga i prigušivača za translacijska i rotacijska kretanja. Tlo se smatra homogenim, linearno elastičnim i izotropnim poluprostorom, opisanim modulom smicanja G , Poissonovim omjerom ν , gustoćom mase ρ i brzinom posmičnih valova V_s . Za konstrukcije koje se ovdje razmatraju pretpostavljene su temeljne ploče od $17 \text{ m} \times 17 \text{ m}$, kao što su odredili Sarcheshmehpour i sur. [29], za zgrade od tri, sedam i četrnaest katova. Prema Wolfovoj jednadžbi [45] ekvivalentni polumjer (r) temelja dobiven je primjenom $\sqrt{A/\pi}$ u vrijednosti od 10 m, pri čemu je A ploština temelja. Turske potresne građevinske norme iz 2018. (TBEC 2018) [46] klasificiraju tlo u šest tipova, od tvrdoga tla (ZA) do tla s posebnim zahtjevima za obradu (ZF), što je slično klasifikaciji prema ASCE 7-16 [47]. U ovom istraživanju razmatrano ih je pet, ZA (tvrda stijena), ZB (stijena), ZC (vrlo gusto tlo i meka stijena), ZD (kruto tlo) i ZE (rahli pijesak). Karakteristike tala prikazane su u tablici 1.

Tablica 1. Vrste tla i njihova svojstva

Vrste tla	Poissonov omjer (ν)	Gustoća mase (ρ) [kNs/m ⁴]
ZA (tvrda stijena)	0,20 [39]	2,40 [41]
ZB (stijena)	0,25 [39]	2,25 [41]
ZC (meka stijena)	0,33 [40]	2,00 [41]
ZD (kruto tlo)	0,40 [40]	1,80
ZE (rahli pijesak)	0,50 [40]	1,50

Tablica 2. Svojstva zgrade i razmatrani slučajevi

Slučajevi	m [kg]	Zgrada 1			Zgrada 2		
		k [N/m]	Broj katova	Visina kata [m]	k [N/m]	Broj katova	Visina kata [m]
Slučaj 1	$1 \cdot 10^5$	$6,8 \cdot 10^7$	15	3,6	$6,8 \cdot 10^7$	1-15	3,6
Slučaj 2					$10 \cdot 10^8$		
Slučaj 3					$7,2 \cdot 10^6$		

Jednadžbe za krutost i koeficijente prigušenja tla navedene u radu Veletsosa i Venture [51] izražene su na sljedeći način:

$$K_h = 8Gr/(2-\nu) \quad (4a)$$

$$C_h = 4,6\rho V_s r^2/(2-\nu) \quad (4b)$$

$$K_\theta = 8Gr^3/(3-3\nu) \quad (5a)$$

$$C_\theta = 0,46\rho V_s r^4/(1-\nu) \quad (5b)$$

pri čemu su K_h i K_θ statički koeficijenti translacijske i rotacijske krutosti, a C_h i C_θ koeficijenti prigušenja uzduž smjera klizanja, odnosno ljuljanja. Modul smicanja tla izračunava se pomoću $G = \rho V_s^2$.

2.3. Jednadžba gibanja i postupak optimizacije

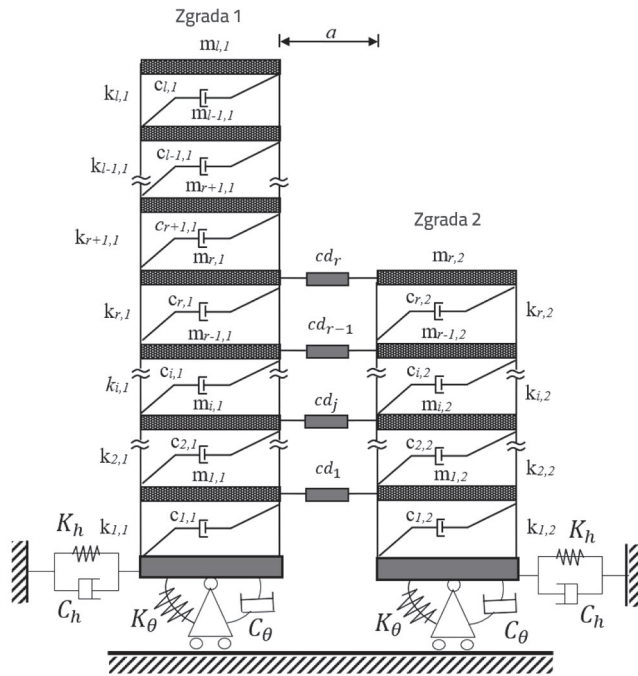
Dvije susjedne višekatkne, za koje se pretpostavilo da su sustavi posmičnih greda, modelirane su primjenom modela koncentrirane mase i krutosti. Visina je svih katova bila ista i iznosila je 3,6 m. Uzeto je da su raspodjele krutosti i masa jednolike. Mase svih katova ($1 \times 10^5 \text{ kg}$) bile su koncentrirane na razinama ploča. Krutosti katova zgrade 1 bile su $6,8 \times 10^7 \text{ N/m}$, dok su u ostalim zgradama iznosile $6,8 \times 10^7 \text{ N/m}$ (slučaj 1.), $10 \times 10^8 \text{ N/m}$ (slučaj 2.), i $7,2 \times 10^6 \text{ N/m}$ (slučaj 3.). Konstrukcijska svojstva i razmatrani slučajevi navedeni su u tablici 2. U nastavku se zgrada 2 u slučaju 2. smatra krućom, a u slučaju 3. fleksibilnijom konstrukcijom.

Broj katova zgrade 2 varirao je od 1 do 15 kako bi se simulirali građevinski postupci i/ili susjedne zgrade različitih visina. Seizmički razmak između zgrada izračunan je na temelju visine zgrade, kao što je propisano u TBEC 2018 [46] u kojem se navodi da za zgrade ukupne visine do 6 m razmak iznosi 30 mm, a na svaka sljedeća 3 m visine dodaje se 10 mm. Konfiguracije višekatkne prikazane su na slici 1. Za susjedne zgrade s vrijednostima l i r katova povezanih LVD-ovima jednadžba gibanja izražava se kao

$$M\ddot{X} + (C^{(s)} + Cd)\dot{X} + KX + F_p = -Mr\ddot{x}_g \quad (6)$$

pri čemu je veličina svake matrice (M , K i C), uključujući značajke tla, $l + r + 4$ (zbroj koncentriranih translacija mase i četiri stupnja slobode za ljuljanje i njihanje temelja). Eksponent s u izrazu (6)

označava broj zgrade (1 za zgradu 1 i 2 za zgradu 2). Na slici 1. svaki konstrukcijski parametar m , k i c iza zarezova ima donje indekse koji označavaju broj kata i broj zgrade. Broj pričvršćenih viskoznih prigušivača bio je jednak broju katova niže zgrade.



Slika 1. Konfiguracija susjednih zgrada

$$M_{(I+r+4, I+r+4)} = \begin{bmatrix} [M^{(1)}] & [m_i^{(1)}] & [m_i^{(1)}h_i^{(1)}] & 0 & \dots & 0 \\ (I,I) & (I,1) & (I,1) & & & \\ [m_i^{(1)}] & \Sigma m_i^{(1)} & \Sigma(m_i^{(1)}h_i^{(1)}) & \vdots & \ddots & \vdots \\ (1,I) & & & & & \\ [m_i^{(1)}h_i^{(1)}] & \Sigma(m_i^{(1)}h_i^{(1)}) & \Sigma(m_i^{(1)}(h_i^{(1)})^2) & 0 & \dots & 0 \\ (1,I) & & & & & \\ 0 & \dots & 0 & [M^{(2)}] & [m_i^{(2)}] & [m_i^{(2)}h_i^{(2)}] \\ & & & (r,r) & (r,1) & (r,1) \\ \vdots & \ddots & \vdots & [m_i^{(2)}] & \Sigma m_i^{(2)} & \Sigma(m_i^{(2)}h_i^{(2)}) \\ & & & (1,r) & & \\ 0 & \dots & 0 & [m_i^{(2)}h_i^{(2)}] & \Sigma(m_i^{(2)}h_i^{(2)}) & \Sigma(m_i^{(2)}(h_i^{(2)})^2) \\ & & & (1,r) & & \end{bmatrix} \quad (7a)$$

$$K_{(I+r+4, I+r+4)} = \begin{bmatrix} [K^{(1)}] & 0 & \dots & 0 \\ (I,I) & & & \\ 0 & K_h^{(1)} & & \vdots \\ \vdots & & K_\theta^{(1)} & \vdots \\ \vdots & & \vdots & [K^{(2)}] \\ & & & (r,r) \\ 0 & \dots & 0 & K_h^{(2)} & 0 \\ & & & 0 & K_\theta^{(2)} \end{bmatrix} \quad (7b)$$

$$C_{(I+r+4, I+r+4)} = \begin{bmatrix} [C^{(1)}] & 0 & \dots & 0 \\ (I,I) & & & \\ 0 & C_h^{(1)} & & \vdots \\ \vdots & & C_\theta^{(1)} & \vdots \\ \vdots & & \vdots & [C^{(2)}] \\ & & & (r,r) \\ 0 & \dots & 0 & C_h^{(2)} & 0 \\ & & & 0 & C_\theta^{(2)} \end{bmatrix} \quad (7c)$$

$$cd_{(I+r+4, I+r+4)} = \begin{bmatrix} [A] & [0] & [-A] & [0] \\ (r,r) & (r, I-r+2) & (r,r) & (r,2) \\ [0] & [0] & [0] & [0] \\ (I-r+2,r) & (I-r+2, I-r+2) & (I-r+2,r) & (m-r+2,2) \\ [-A] & [0] & [A] & [0] \\ (r,r) & (r, I-r+2) & (r,r) & (r,2) \\ [0] & [0] & [0] & [0] \\ (2,r) & (2, I-r+2) & (2,r) & (2,2) \end{bmatrix} \quad (7d)$$

pri čemu su matrice masa zgrade $[M^{(1)}] = \text{diag}(m_{i,1})$ i $[M^{(2)}] = \text{diag}(m_{i,2})$. Donji indeks i je broj kata odgovarajuće zgrade 1 ili 2. h je visina kata izračunana od baze. Dimenzije matrice prigušenja LVD-ova pričvršćenih između susjednih katova. U Cd , $[A] = \text{diag}(cd)$ i $[-A] = \text{diag}(-cd)$. Broj prigušivača jednak je broju katova zgrade 2 (broj katova je između 1 i 15). Stoga, vektor koeficijenta prigušivača ima r redova, $cd = \{cd_1, \dots, cd_r, \dots, cd_r\}$.

Dodatni omjer prigušenja za susjedne konstrukcije, konstrukcija s fleksibilnom podlogom izražen je kao, prema [30]:

$$\xi_{cd}^s = \frac{(\max\{T_{1,1}^f, T_{1,2}^f\}) \sum_j cd_j (\phi_{1,1}^f - \phi_{1,2}^f)^2}{4\pi \sum_i m_i \phi_i^{f^2}} \quad (8)$$

pri čemu eksponent f označava parametre konstrukcija s fleksibilnom podlogom, $T_{1,1}^f, T_{1,2}^f$ su prirodni periodi, a $\phi_{1,1}^f, \phi_{1,2}^f$ oblici zgrada 1 i 2, izračunani pomoću analize svojstvene vrijednosti. U postupku optimizacije koji je ovdje obrađen objektivna je funkcija minimiziranje ukupnoga kapaciteta prigušivača uz ravnomjernu raspodjelu između susjednih katova. Cilj je ovoga istraživanja spriječiti sudare prilagodbom dodatnoga omjera prigušenja. Minimalni ukupni kapacitet prigušivača dobiven je ispitivanjem ograničene optimizacije pomoću funkcije *fmincon* u MATLAB-u [30, 36]. Ta funkcija zahtijeva donje i gornje ograničenje u vrijednosti nula za slučaj bez prigušivača vrijednost po volji za unaprijed definirani maksimalni kapacitet prigušivača. Ograničenje jednakosti ($A_{\text{eq}(j)}$) na temelju izraza (8) izvodi se na sljedeći način:

$$\{A_{\text{eq}(j)}\} = \frac{(\max\{T_{1,1}^f, T_{1,2}^f\})}{4\pi \sum_{i=1}^{I+r} m_i \phi_i^{f^2}} (\phi_{1,1}^f - \phi_{1,2}^f)^2 \quad (9)$$

$$\{A_{\text{eq}}^s\} = \{A_{\text{eq}(1)}^f, \dots, A_{\text{eq}(j)}^f, \dots, A_{\text{eq}(r)}^f\} \quad (10)$$

$$\{A_{\text{eq}}^s\} [cd] = \xi_{cd}^s \quad (11)$$

Umnožak ograničenja jednakosti i vektora koeficijenta prigušivača daje dodatni omjer prigušenja ξ_{cd}^f . Taj se omjer postupno povećava, a vektor koeficijenta prigušivača cd izračunava se dok sudarne sile na svim katovima ne budu jednake nuli.

Tablica 3. Odabrana gibanja tla

Potres	Postaja	PGA [g]	PGV [m/s]	PGA/PGV	Magnituda (M_w)
Duzce, 1999.	Bolu	0,739	0,583	1,268	7,2
Kobe, 1995.	JMA	0,834	0,902	0,925	6,9
Samos, 2020.	Kusadasi	0,183	0,225	0,813	6,6

3. Gibanja tla

U ovom su radu prikazani primjeri rezultata postignutih za odabrana gibanja tla s različitim magnitudama, vršnim ubrzanjima tla (PGA) i vršnim brzinama tla (PGV) (vidjeti tablicu 3.). Treba imati na umu da su potresi u Duzceu i Kobeu primjeri jakih potresa u blizini rasjeda, dok je potres na Samosu posljednji jaki potres koji se dogodio u Turskoj. Zapis o ubrzanju potresa u Kobeu 1995. i u Duzceu 1999. dobiveni su iz baze podataka o kretanju tla PEER [52], dok je zapis ubrzanja potresa na Samosu 2020. dobiven iz baze podataka AFAD [53].

4. Rezultati

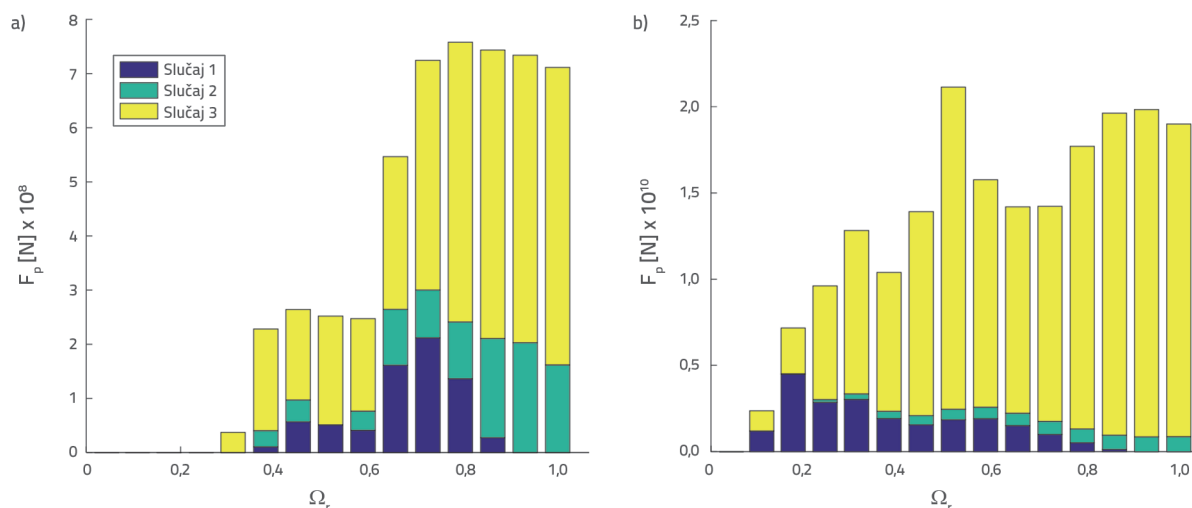
Usporedni rezultati konstrukcija s nepomičnom i fleksibilnom podlogom prikazani su u ovom odjeljku kako bi se razjasnio učinak SSI-ja na seizmičke odzive uzrokovane sudarima.

4.1. Sile sudara i procjena pomoću valične transformacije

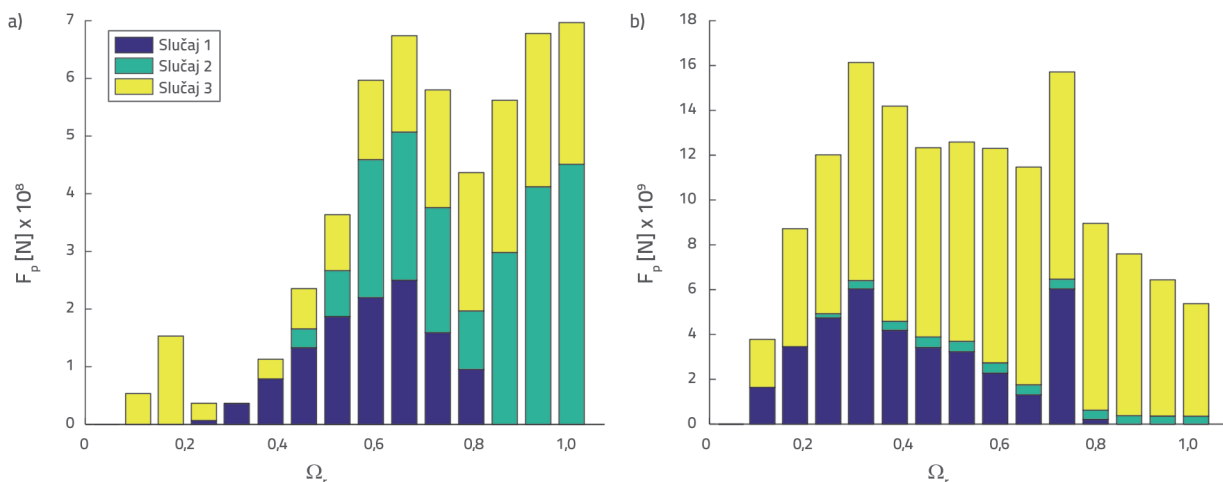
Sile sudara prikazane su na temelju bezdimenzionalnoga parametara omjera frekvencija između susjednih konstrukcija. Taj je parametar definiran kao normalizirana veličina za različite brojeve katova [30]. Izračunan je za svaku zgradu s pomoću jednadžbe $\Omega_i = \omega_i s_i^2 \sqrt{m_i / k_i}$, pri čemu su i ($i = 1, 2$) broj zgrade, ω_i i s_i prirodna kutna frekvencija i broj katova, a m_i i k_i parametri

mase i krutosti jednoga kata odgovarajuće zgrade. Omjer koji je normalizirana vrijednost između susjednih zgrada izračunan je prema izrazu $\Omega_f = \Omega_2 / \Omega_1$. Taj omjer pruža bezdimenzionalnu ljestvicu za usporedbu rezultata prikazanih u ovom odjeljku umjesto primjene omjera frekvencija, koji ovisi o konstrukcijskim svojstvima.

Kumulativne sudarne sile utemeljene na bezdimenzionalnom parametru omjera frekvencija prikazane su na slikama 2. do 4. za konstrukcije s nepomičnom i fleksibilnom podlogom utemeljene na tlu tipa ZC i izložene potresima Duzce, Kobe i Samos. Sudarne sile dobivene u slučaju 3. (označeno žutom bojom) činile su se većima u svakom grafikonu, bez obzira na to je li konstrukcija imala nepomičnu ili fleksibilnu podlogu. Dakle, možemo zaključiti da s povećanjem broja katova fleksibilnija susjedna zgrada (slučaj 3.) pogoršava odzive na sudare. Trendovi u kumulativnim sudarnim silama konstrukcija s nepomičnom i fleksibilnom podlogom tijekom potresa u Duzceu (slika 2.) bili su slični, otkrivajući da su veće sile dobivene u slučajevima kada su visine konstrukcija bile podjednake. U slučaju 1., najveća sudarna sila od približno 2×10^8 N zabilježena je za zgradu od 11 katova; međutim, udarna sila od 45×10^8 N zabilježena je za zgradu od 3 kata, uzimajući u obzir SSI. Ipak, za slučaj 2., najveća sudarna sila iznosila je približno 2×10^8 N za konstrukciju s nepomičnom bazom i 10×10^8 N za konstrukciju pod utjecajem SSI-ja kada su se obje sudarile sa zgradom od 14 katova. Važnost SSI-ja tijekom analize zgrade postala je jasna za slučaj 3., u kojem su sudarne sile iznosile $5,5 \times 10^8$ N za nepomičnu podlogu i $200 \times$

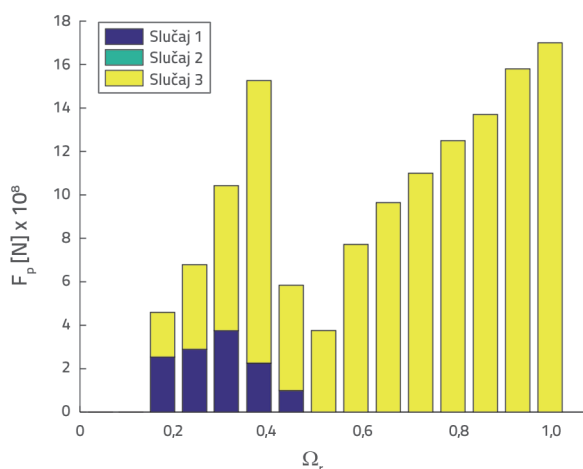


Slika 2. Udarne sile utemeljene na bezdimenzionalnom parametru omjera frekvencija Ω_f ; a) konstrukcije s nepomičnom podlogom; b) konstrukcije s fleksibilnom podlogom temeljene na tlu tipa ZC tijekom potresa u Duzceu



Slika 3. Udarne sile utemeljene na bezdimenzionalnom parametru omjera frekvencija Ω_r : a) konstrukcije s nepomičnom podlogom; b) konstrukcije s fleksibilnom podlogom temeljene na tlu tipa ZC tijekom potresa u Kobeu

10^8 N za SSI u zgradi od 15 katova. Što se tiče potresa u Kobeu (slika 3.), kumulativni sudar bio je vrlo sličan onome u slučaju potresa u Duzceu.



Slika 4. Udarne sile utemeljene na bezdimenzionalnom parametru omjera frekvencija Ω_r : konstrukcije s fleksibilnom podlogom temeljene na tlu tipa ZC tijekom potresa na Samosu

U slučaju 1., sudarna sila od $2,5 \times 10^8$ N izračunana je za zgradu od 10 katova, dok je 60×10^8 N dobivena za zgrade od 5 i 11 katova sa SSI-jem. Sudarne sile bile su gotovo jednake u slučaju 2., točnije $4,5 \times 10^8$ N za zgradu od 15 katova s nepomičnom bazom i 4×10^8 N za zgradu od 10 katova sa SSI-jem. U slučaju 3. sudarna je sila od $2,25 \times 10^8$ N izračunana za zgradu od 12 katova, a sila od 100×10^8 N izračunana je za zgradu od 10 katova sa SSI-jem. Stoga ti numerički rezultati pokazuju da u slučaju sudara s fleksibilnijom zgradom treba u uzeti obzir SSI. Razmjerno niži PGA potresa na Samosu nije rezultirao sudarom između zgrada s nepomičnom podlogom. Nasuprot tome, za zgrade s fleksibilnom podlogom primijećene su velike sudarne sile za slučajeve 1. i 3., ali ne i za slučaj 2., kao što je prikazano

na slici 4. Iz tih rezultata možemo zaključiti da sudarna sila uvelike ovisi o fleksibilnosti susjednih konstrukcija. Veća blizina konstrukcije niske krutosti uzrokovala je veću sudarnu silu od približno 17×10^8 N, kao u slučaju 3. Osim toga, SSI je imao sve veći učinak na odzive sudara, bez obzira na krutosti susjednih konstrukcija i karakteristike potresa.

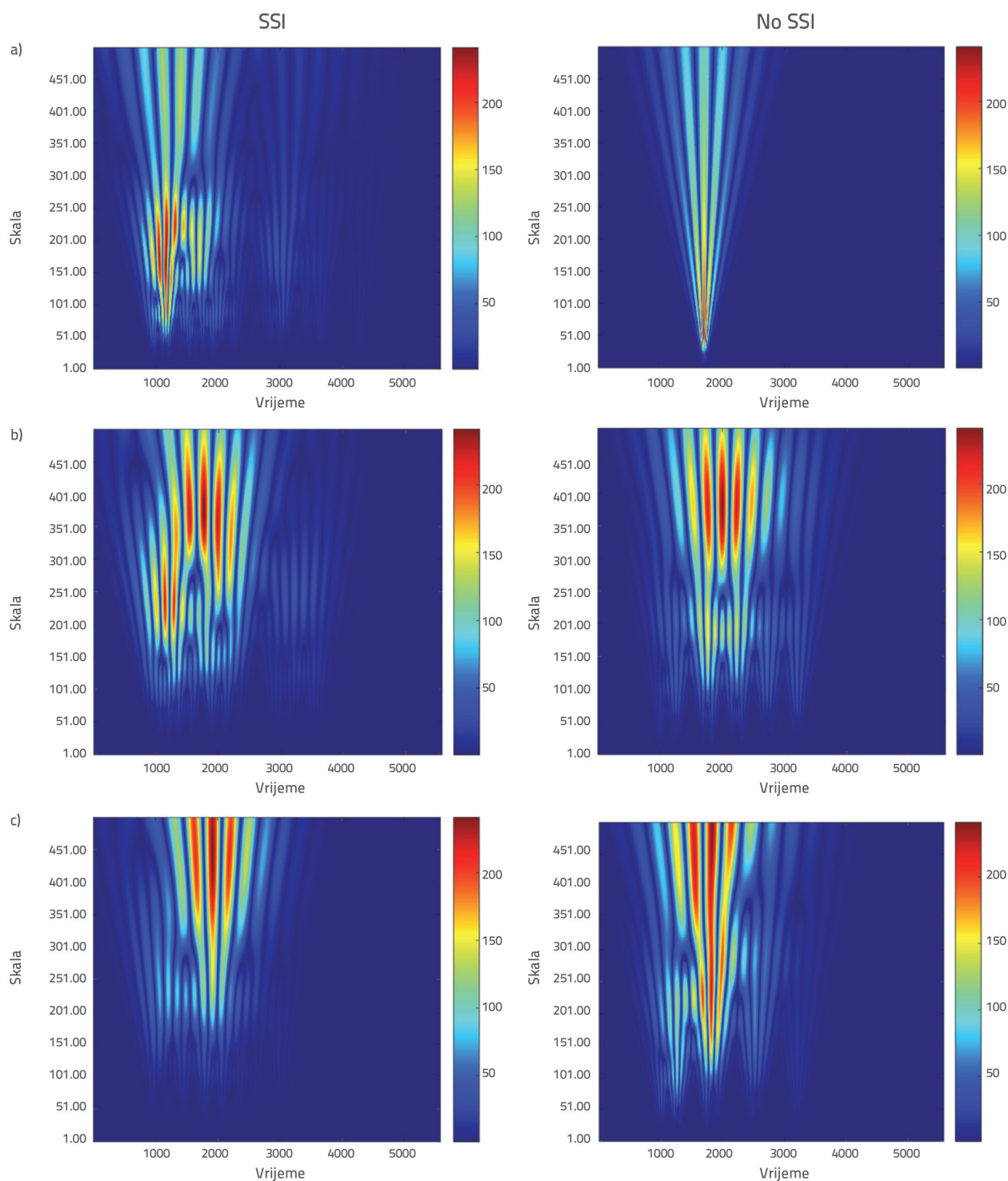
Odzivi sudarne sile u slučaju 3., tijekom potresa u Duzceu i Kobeu, također su obrađeni pomoću CWT-a. Međutim, treba imati na umu da valični skalogrami nisu mogli biti prikazani za potres na Samosu, jer nije došlo do sudara zgrada s nepomičnom podlogom, pa stoga ne nudi mogućnost usporedbe odziva. Valična transformacija prikladan je alat za nestacionarne signale, jer razgrađuje signal u temeljne funkcije dilatiranih (skaliranih) i pomaknutih (translatiranih) verzija matične valične funkcije, istodobno pružajući uvid u frekvenciju signala. Za razliku od Fourierove transformacije, valična analiza može prikazati frekvencijske komponente bilo kojega signala u vremenskoj domeni [54, 55]. Postoje dvije vrste valičnih transformacija: diskretne i kontinuirane. Razlikuju se po skali i parametrima pomicanja tijekom generiranja prozora. Diskretna valična transformacija primjenjuje samo podskup skale i parametara pomaka, dok kontinuirana valična transformacija (CWT) izračunava valične koeficijente na svakoj skali u diskretnom vremenu. Usprkos velikome opterećenju računala, potonja je primijenjena u ovom radu zahvaljujući svojoj mogućnosti generiranja prozora za pružanje informacija o frekvenciji. Valični koeficijenti $C(a,b)$, kao funkcije varijabli a i b , dobiveni su množenjem izvornoga signala s odgovarajuće skaliranim i pomaknutim valičima (engl. *wavelet*), prema sljedećoj jednadžbi [56]:

$$C(a,b) = \int_{-\infty}^{\infty} f(t) \cdot \psi(a,b,t) dt \tag{12a}$$

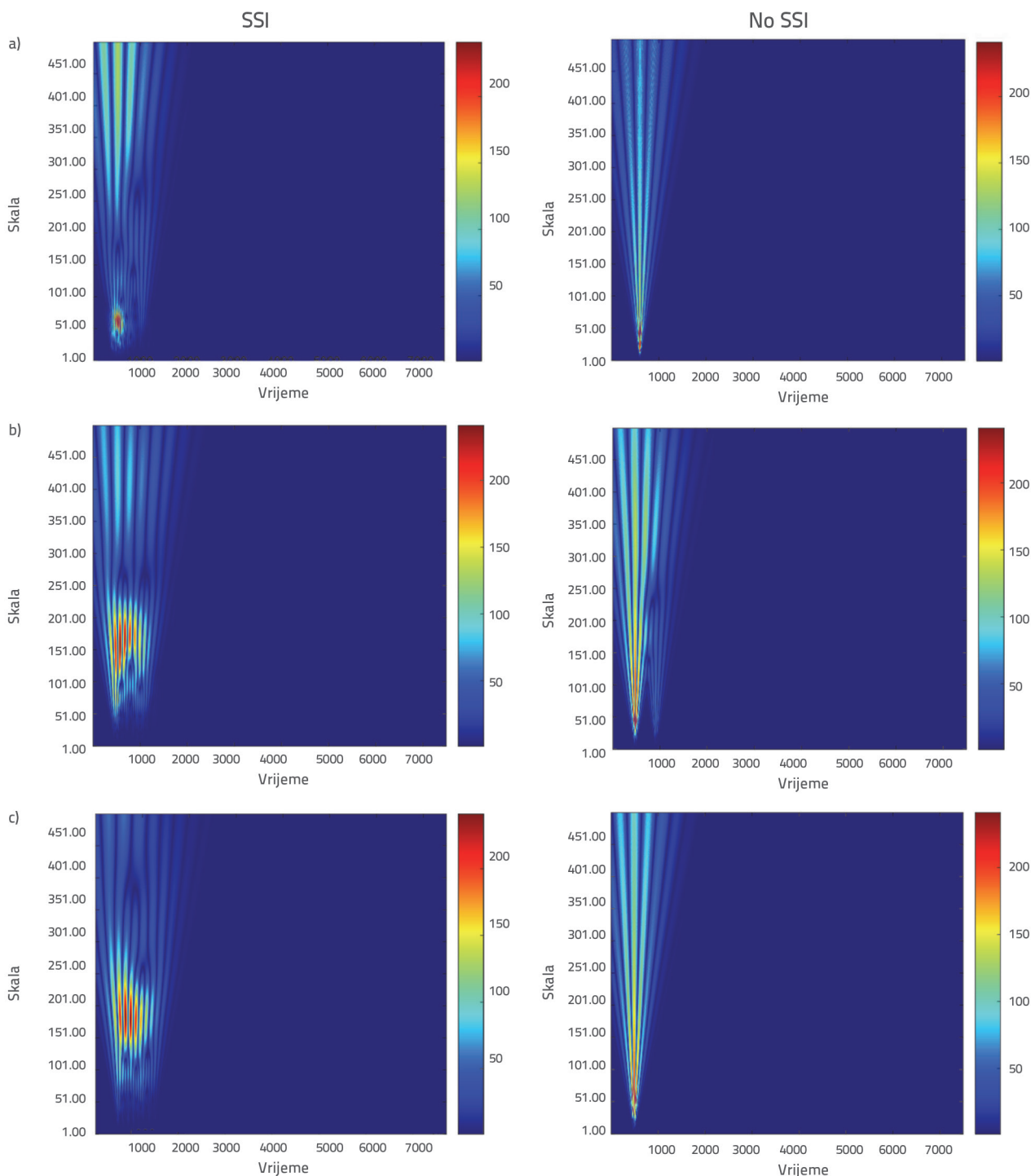
$$\psi(a,b,t) = \frac{1}{\sqrt{a}} \psi\left(\frac{t-b}{a}\right) \tag{12b}$$

pri čemu je $\psi(a, b, t)$ glavni valič, a a , b , t su faktori vremena, ljestvice i pomaka. ψ^* je kompleksni konjugat valiča. Korelacijski koeficijent skaliranoga valiča sa signalom iscrtan je na grafu skale i vremena. Skalogram CWT-a otkrio je korelaciju između skaliranih (a) i pomaknutih (b) valiča i signala u ravnini skala–vrijeme. Prema zadanoj boji, plava

označava nisku, a crvena visoku korelaciju. Parametar ljestvice (a) inverzna je frekvencija u odnosu na množenje. Stoga, niske vrijednosti na skali označavaju visokofrekventni udio u signalu, a visoke vrijednosti na skali označavaju niskofrekventni udio. Nagle varijacije u signalu mogu se otkriti valičima niskoga stupnja, dok se sporije varijacije mogu otkriti



Slika 5. Valični skalogrami udarnih sila u slučaju 3 tijekom potresa u Duzceu: a) 15/5 katova; b) 15/10 katova; c) 15/15 katova



Slika 6. Valični skalogrami udarnih sila u slučaju 3 tijekom potresa u Kobeu.: a) 15/5 katova; b), 15/10 katova; c) 15/15 katova

valičima visokoga stupnja. Dostupni su različiti oblici valiča, kao što su Haar, Morlet, Daubechies i sombrero (engl. *Mexican Hat*). Morletov valič, koji je primijenjen u ovom istraživanju, složena je funkcija koja se pokazala učinkovitim alatom za izdvajanje značajki u dijagnostici signala mehaničke vibracije [57, 58]. Također je primijenjen za otkrivanje seizmičkih signala [59, 60].

CWT analiza provedena je primjenom MATLAB-a [36] (rezultati su na slikama 5. i 6.). Sudarne sile izračunane su primjenom Kelvin-Voigtovog modela u vremenskoj domeni i transformirane u sastavne valiče (engl. *constituent wavelet*). U analizi vremenske domene možemo promatrati signal s njegovom vrijednošću u određenom vremenu. Međutim, u analizi frekvencijske domene primjenom CWT-a možemo izvesti frekvencijski udio signala

u određenom vremenu. U valičnim skalogramima vodoravna os označava vrijeme, a okomita os skale koje su postavljene na 1:1:500. Koeficijenti velikih razmjera, odnosno magnitude udarnih sila, prikazani su crvenim valovima, dok su relativno niže vrijednosti prikazane plavim valovima. Period uzorkovanja za CWT je 0,01 s; stoga bismo trebali pomnožiti vrijeme na vremenskoj osi sa 100. Sve slike u ovom odjeljku prikazuju usporedbu valičnih skalograma konstrukcija s fleksibilnom podlogom sa skalogramima konstrukcija s nepomičnom podlogom. Slika 5.(a) pokazuje da se tijekom potresa u Duzceu, kada je uzet u obzir SSI, maksimalna sudarna sila dogodila ranije, pri otprilike 11 s, nego u konstrukciji s nepomičnom podlogom, koja je imala sudar nakon 18 s. Osim toga, crveni su se valovi širili u višim skalama na približno 200 (frekvencija je jednaka 1/200), tj. niže frekvencije, koje su bile veće od onih u slučaju nepomične podloge (skala je bila 25), koje su primile jače udarne sile. Usprikos tome, slike 5.b i 5.c prikazuju produžena plava područja za slučajeve s nepomičnom podlogom, što upućuje na veliki broj sudara. Nasuprot tome, kako se visina zgrada izjednačavala, maksimalne udarne sile javljale su se na višim skalama, tj. na nižim frekvencijama (1/400), kao što je prikazano crvenim valovima, što upućuje na to da su sudari utvrđeni tijekom duljih razdoblja. Što se tiče ozbiljnosti sudara (crveni valovi), odzivi na sudare povećani su za više susjedne zgrade. Za visinu zgrade valični skalogrami sudarnih sila pokazali su da su se broj i jačina udaraca povećali i produžili tijekom dugih razdoblja, na primjer sa 10 na 20 s. Uzimajući u obzir SSI, sudari su se dogodili ranije za niže konstrukcije, tj. na približno 10 s.

U usporedbi s konstrukcijama s nepomičnom podlogom, češći udari na konstrukcije s fleksibilnom podlogom tijekom potresa u Kobeu mogu se uočiti na slici 6., jer se valovi šire na veće područje. Svi su se sudari dogodili tijekom prvih 10 s. Iako su se maksimalni sudari pojavili gotovo istovremeno, razlikovali su se na osi skale. Kad je došlo do najvećega sudara, primijećene su više skale koje odgovaraju niskofrekventnim komponentama za konstrukciju podvrgnutu potresu u Kobeu, ako se uzima u obzir SSI, a osobito ako je zgrada viša.

4.2. Optimalni kapaciteti linearnih viskoznih prigušivača (LVD)

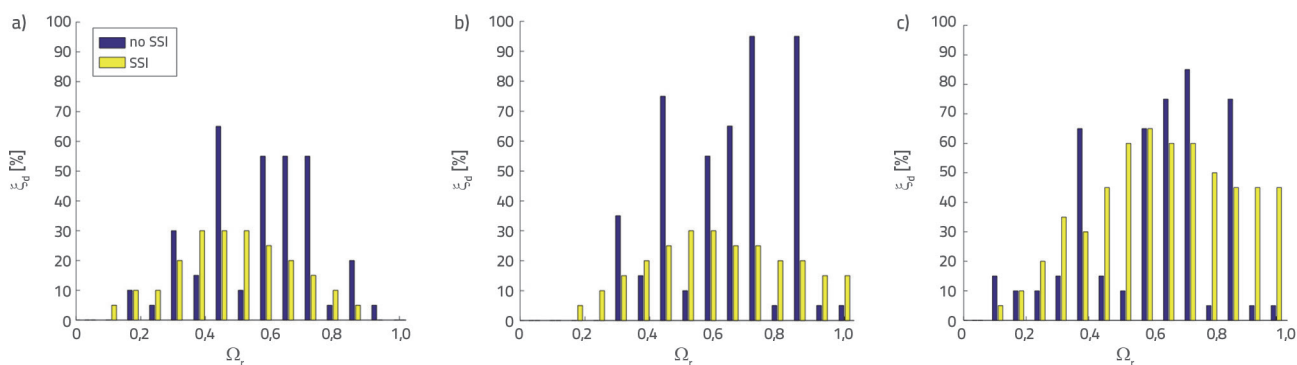
Između susjednih katova upotrijebljeni su linearni viskozni prigušivači kako bi se spriječilo sudaranje konstrukcija uzrokovano potresom. Dodavanje prigušivača povezanom sustavu sinkronizira ponašanje konstrukcije i, posljedično, ublažava seizmičke odzive putem dodatnoga koeficijenta prigušenja. Stoga je provedeno optimizacijsko istraživanje kako bi se odredio potreban koeficijent prigušenja radi sprečavanja sudara konstrukcija. Prikazani postupak optimizacije primjenjiv je na sve susjedne konstrukcije bez obzira na model ili konstrukcijski sustav. Ta se metoda temelji na ponašanju konstrukcije tijekom potresa, a ne na dinamičkim karakteristikama konstrukcije. Postupak optimizacije može se sažeti na sljedeći način. Dodatni koeficijent prigušenja postupno

se povećava u svakom vremenskom koraku sve dok sudar ne izostane. Tijekom procesa optimizacije, ako su sudarne sile na svim katovima jednake nuli, algoritam se prekida. U suprotnom se gornja granica povećava sve dok se ne postigne slučaj bez sudara na svim susjednim katovima. U ovom je radu gornja granica, ub , postavljena na 5×10^5 Ns/m, što je postignuto obradom svih slučajeva optimizacije i pronalaskom vrijednosti pri kojoj su za svaku analizu slučaja izostali sudari.

U ovom se odjeljku uspoređuju ukupni koeficijenti prigušenja i koeficijenti prigušenja koje daju viskozni prigušivači za konstrukcije s nepomičnom i fleksibilnom podlogom. Rezultati su dobiveni za tlo tipa ZC za fleksibilnu podlogu te za potres u Duzceu kako bi se usporedili rezultati nepomične podloge navedeni u istraživanju Kandemir-Mazanoglua i Mazanoglua [30]. Tablica 4. prikazuje optimalne dodatne koeficijente prigušenja i ukupne koeficijente prigušenja za različite katove zgrade 2 (B2), koja se nalazila uz zgradu 1 od 15 katova (B1). Zgrade od 5, 7, 9, 10, 11, 13 i 14 katova s fleksibilnim podlogama u slučaju 1., zgrade od 5, 7, 9, 10, 11 i 13 katova s fleksibilnim podlogama u slučaju 2. i zgrade od 2, 7, 10, 11 i 13 katova s fleksibilnim podlogama u slučaju 3. imale su niže dodatne koeficijente prigušenja od konstrukcija s nepomičnim podlogama. Za slučaj 1, maksimalni je koeficijent prigušenja bio 65 % za konstrukciju s nepomičnom podlogom od 7 katova, dok je 30 % bilo dovoljno za konstrukciju s fleksibilnom podlogom. Međutim, odgovarajući ukupni koeficijent prigušivača povećao se s $1,43$ na $25,21 \times 10^5$ Ns/m. Konstrukcija od 14 katova s nepomičnom podlogom zahtijevala je $1579,10 \times 10^5$ Ns/m, dok prigušivač nije bio potreban kada je SSI uzet u obzir. U slučaju 2. za zgradu od 13 katova, koeficijent se prigušenja smanjio s 95 % na 20 % za konstrukciju sa SSI. Koeficijent prigušenja povećao se s $18,73$ na $22,58 \times 10^5$ Ns/m, što je manje od koeficijenta u slučaju 1. Međutim, konstrukcija od 14 katova s nepomičnom podlogom zahtijevala je $1579,10 \times 10^5$ Ns/m, dok je manji kapacitet prigušivača od $18,87 \times 10^5$ Ns/m bio potreban kada je uzet u obzir SSI. U slučaju 3., kao što je i očekivano, dobiveni su viši koeficijenti prigušenja zbog velikih udarnih sila. Maksimalno smanjenje koeficijenta prigušenja dobiveno je za zgradu od 13 katova, a smanjeno je sa 75 % na 45 %, dok je povećanje sile prigušenja bilo sa $15,68$ na $50,83 \times 10^5$ Ns/m. Međutim, konstrukcija od 14 katova s nepomičnom podlogom zahtijevala je $1579,10 \times 10^5$ Ns/m, dok je manji kapacitet prigušivača od $56,61 \times 10^5$ Ns/m bio potreban kada je uzet u obzir SSI. Kao i u slučaju rezultata dobivenih u prethodnom odjeljku u pogledu udarnih sila, SSI je važan čimbenik koji treba uzeti u obzir za konstrukcije izložene seizmičkoj pobudi. U ovom odjeljku pojašnjena je prednost kapaciteta LVD-a pri uzimanju u obzir SSI-ja, posebno za ublažavanje sudara visokih zgrada. Osim toga, kao što je prikazano na slici 7., dodatni koeficijent prigušenja imao je tendenciju smanjenja kada su zgrade bile približne visine i kada se uzme u obzir SSI u slučajevima 1. i 2.; međutim, kada je zgrada bila uz fleksibilniju zgradu, kao u slučaju 3., omjer se povećao. Rezultati su potvrdili da se konstrukcijski modalni koeficijent prigušenja temeljnoag prirodnog perioda povećava s interakcijom tla i konstrukcije tj. s SSI-jem. [41], što

Tablica 4. Usporedba ξ_d i Σcd u slučajevima 1, 2 i 3

Broj katova B1/B2	Ω_r	Slučaj 1		Slučaj 2		Slučaj 3	
		ξ_d [%] (Nepomična podloga [30])	$\Sigma cd (\times 10^5 \text{ Ns/m})$ (Nepomična podloga [30])	ξ_d [%] (Nepomična podloga [30])	$\Sigma cd (\times 10^5 \text{ Ns/m})$ (Nepomična podloga [30])	ξ_d [%] (Nepomična podloga [30])	$\Sigma cd (\times 10^5 \text{ Ns/m})$ (Nepomična podloga [30])
15/01	0,002	-	-	-	-	-	-
15/02	0,015	5 (-)	8,12 (-)	-	-	5 (15)	12,18 (2,62)
15/03	0,036	10 (10)	13,27 (2,70)	5 (-)	6,61 (-)	10 (10)	13,22 (2,67)
15/04	0,067	10 (5)	10,70 (1,99)	10 (-)	10,71 (-)	20 (10)	21,47 (3,99)
15/05	0,107	20 (30)	18,75 (5,41)	15 (35)	14,01 (6,52)	35 (15)	32,84 (2,44)
15/06	0,156	30 (15)	26,00 (13,99)	20 (15)	17,44 (13,99)	30 (10)	26,05 (6,87)
15/07	0,214	30 (65)	25,21 (1,43)	25 (75)	20,96 (17,81)	45 (65)	37,74 (8,75)
15/08	0,281	30 (10)	25,14 (21,45)	30 (10)	25,06 (21,45)	60 (15)	50,11 (18,51)
15/09	0,357	25 (55)	21,32 (11,35)	30 (55)	25,60 (11,35)	65 (65)	55,45 (13,82)
15/10	0,442	20 (55)	17,88 (11,25)	25 (65)	22,27 (13,63)	60 (75)	53,40 (16,19)
15/11	0,536	15 (55)	14,29 (11,18)	25 (95)	23,71 (21,48)	60 (85)	47,42 (18,57)
15/12	0,638	10 (5)	10,30 (138,92)	20 (5)	20,54 (138,92)	50 (5)	51,36 (138,92)
15/13	0,750	5 (20)	2,45 (3,94)	20 (95)	22,58 (18,73)	45 (75)	50,83 (15,68)
15/14	0,871	- (5)	- (1579,10)	15 (5)	18,87 (1579,10)	45 (5)	56,61 (1579,10)
15/15	1	-	-	15 (5)	19,92 (45,00)	25 (5)	25,45 (45,00)



Slika 7. Dodatni koeficijent prigušenja na temelju bezdimenzionalnog omjera prirodnog perioda: a) slučaj 1.; b) slučaj 2.; c) slučaj 3.

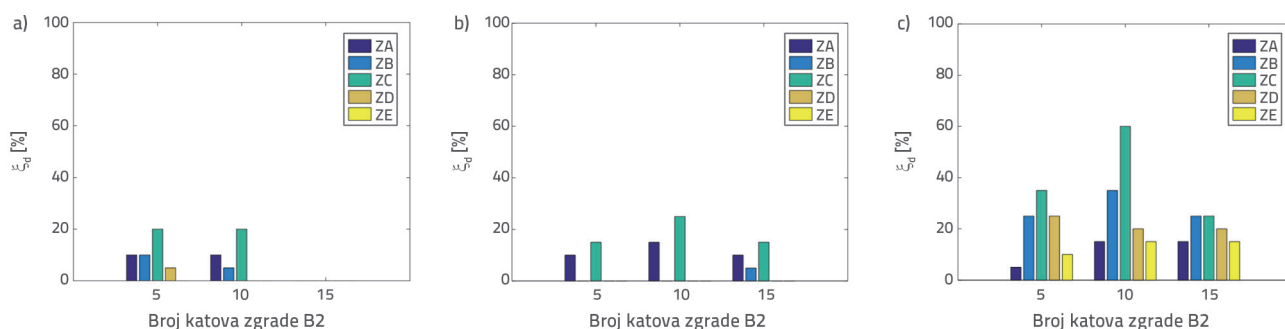
rezultira nižim koeficijentom prigušenja koji moraju osigurati viskozni prigušivači.

Promjene parametara prigušivača ovisno o vrsti tla navedene su u tablici 5. U svim ispitanim slučajevima najveći koeficijenti prigušenja dobiveni su za tlo tipa ZC, točnije 20 %, 25 % i 60 %, s

odgovarajućim koeficijentima prigušenja od $17,88 \times 10^5$, $22,27 \times 10^5$, i $53,40 \times 10^5 \text{ Ns/m}$ za slučajeve 1., 2. i 3., za zgradu od 10 katova. Za fleksibilnije tlo, potreban se koeficijent prigušenja smanjio, na primjer $9,37 \times 10^5$ i $32,84 \times 10^5 \text{ Ns/m}$ za tlo tipa ZE i ZC ispod zgrade od 5 katova. Tablica 5. pokazuje da se, kada

Tablica 5. Ukupni kapaciteti prigušivača i dodatni koeficijenti prigušenja s obzirom na različite tipove tla

Parametar		Vrsta tla														
		ZA			ZB			ZC			ZD			ZE		
		15/5	15/10	15/15	15/5	15/10	15/15	15/5	15/10	15/15	15/5	15/10	15/15	15/5	15/10	15/15
Slučaj 1	ξ_d [%]	10	10	-	10	5	-	20	20	-	5	-	-	-	-	-
	Σcd ($\times 10^5$ Ns/m)	9,36	8,92	-	9,37	2,36	-	18,75	17,88	-	4,68	-	-	-	-	-
Slučaj 2	ξ_d [%]	10	15	10	-	-	5	15	25	15	-	-	-	-	-	
	Σcd ($\times 10^5$ Ns/m)	9,36	13,36	13,28	-	-	3,24	14,01	22,27	19,92	-	-	-	-	-	
Slučaj 3	ξ_d [%]	5	15	15	25	35	25	35	60	25	25	20	20	10	15	15
	Σcd ($\times 10^5$ Ns/m)	4,69	13,37	21,02	23,44	31,21	33,20	32,84	53,40	25,45	23,40	17,80	16,95	9,37	13,41	15,12



Slika 8. Dodatni koeficijenti prigušenja za različite vrste tla tijekom potresa u Duzceu: a) slučaj 1.; b) slučaj 2.; c) slučaj 3.

je visina susjedne zgrade upola manja od druge zgrade, jačina sudara povećala te je potrebni kapacitet prigušivača povećan. Slika 8. prikazuje reprezentativne primjere koeficijenta prigušenja dobivenih za zgradu B2 s 5, 10 i 15 katova izloženu potresu u Duzceu. Za tla tipa ZD i ZE, sudari nisu uočeni. Prigušivanje do 20 % za slučaj 1. i 25 % za slučaj 2. bilo je potrebno za tlo tipa ZC. Osim toga, kada je zgrada bila u blizini fleksibilnije zgrade (slučaj 3.), bio je potreban veći koeficijent prigušenja koji odgovara većem kapacitetu prigušenja (slika 8.c). Treba imati na umu da za velike kapacitete prigušivača treba primijeniti nelinearne viskozne prigušivače s komponentama brzine nižima od 1 kako bi se izbjegla prekomjerna sila koja može oštetiti prigušivač ili imati neočekivani štetan učinak na seizmičku učinkovitost zgrada zbog mogućega velikog ubrzanja ili sila dobivenih od prigušivača s velikim koeficijentima prigušenja.

5. Zaključci

Provedena je sveobuhvatna parametarska analiza o susjednim konstrukcijama s interakcijom tla i konstrukcije (SSI) i bez navedene interakcije (no SSI) kako bi se otkrio učinak vrste tla na seizmičko ponašanje koje uključuje sudare. Provedena je CWT udarnih sila kako bi se usporedili i ispitali odzivi susjednih

konstrukcija s nepomičnom i fleksibilnom podlogom s obzirom na frekvijski udio signala. LVD-ovi su postavljeni između susjednih katova kao mjera zaštite od sudara. Potrebni dodatni koeficijenti prigušenja LVD-ova određeni su optimizacijom pri različitim konstrukcijskim konfiguracijama i vrstama tla kako bi se potvrdio učinak SSI-ja na konstrukcijsko prigušenje. Rezultati istraživanja sažeti su kako slijedi:

1. Broj i jačina sudara uvelike ovisi o krutosti susjedne zgrade i o tome uzima li se u obzir učinak SSI-ja. Treba imati na umu da se udarne sile zgrada s fleksibilnom i nepomičnom podlogom povećavaju kada se nalaze u blizini fleksibilnije zgrade. Međutim, udarne sile su se povećale 36 odnosno 44 puta tijekom potresa u Duzceu i Kobeu, ako se uzme u obzir SSI u slučaju 3.
2. Što se tiče visine zgrade, uzimajući u obzir SSI, udari su se dogodili otprilike 10 s ranije za niže konstrukcije, kao što je naznačeno valičnim skalogramom sudarnih sila. Osim toga, valični skalogrami pokazali su da su se broj i jačina udara povećali i produžili tijekom duljega vremenskog razdoblja. Uzimajući u obzir SSI, frekvencije pri kojima su promatrane udarne sile smanjile su se za najviše 1/8 (kao u slučaju potresa u Duzceu za zgradu od 5 katova).
3. Do sudara zgrada sa SSI dolazi češće kada je susjedna zgrada kruća nego kada je fleksibilnija. Stoga uzimanje u obzir SSI-

- ja sprečava brojne sudare u slučaju fleksibilnih konstrukcija. Razlog je značajan doprinos momenata temelja ukupnom odzivu u krućim konstrukcijskim sustavima. Kruće zgrade sa SSI osjetljive su na sudare, kao i fleksibilne zgrade s nepomičnim podlogama.
4. Kako se fleksibilnost susjedne zgrade povećavala, potrebni se dodatni koeficijenti prigušenja LVD-ova povećavaju kako bi se spriječili sudari. Međutim, za zgradu od 14 katova u slučaju 1., čak i ako su prigušivači bili potrebni za nepomičnu podlogu, kada se uzme u obzir SSI, ugradnja prigušivača nije bila potrebna.
 5. Broj sudara i jačina udarnih sila smanjuju se kada su visine zgrada podjednake. Stoga je kapacitet LVD-ova smanjen. Smanjenje do 75 % u koeficijentima prigušenja LVD-ova postignuto je kada je uzet u obzir SSI, kao u slučaju 2. za zgradu od 13 katova.
 6. Frekvencijske komponente pri kojima se javlja maksimalna udarna sila variraju ovisno o potresu.
 7. Mekša tla korisna su za izbjegavanje sudara kada su zgrade kruće. Za fleksibilnije tlo, kao što je ZE, potrebni se koeficijent prigušenja smanjuje. Na primjer, $9,37 \times 10^5$ Ns/m i $32,84 \times 10^5$ Ns/m za tlo tipa ZC ispod zgrade od 5 katova.
 8. Najveći koeficijenti prigušenja dobiveni su za tlo tipa ZC. U primjeru potresa u Duzceu, u slučajevima 1. i 2., kao i za tla tipa ZD i ZE, nisu uočeni sudari. Štoviše, prigušenje do 20 %, 25 % i 60 % za slučajeve 1., 2. i 3. bilo je potrebno za tlo tipa ZC.
 9. Uzimanje u obzir tla tijekom seizmičke analize značajno je za opisivanje ponašanja pri sudaru pod seizmičkim pobudama. Razlika između konstrukcija s nepomičnom i fleksibilnom podlogom u smislu kapaciteta LVD-a za sprečavanje sudara dokazala je da s povećanjem visine zgrade fleksibilnost tla ima povoljniji učinak na kapacitet prigušivača.

LITERATURA

- [1] Cole, G.L., Dhakal, R.P., Turner, F.M.: Building pounding damage observed in the 2011 Christchurch earthquake, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 41 (2012), pp. 893-913, <https://doi.org/10.1002/eqe.1164>
- [2] Yazgan, U., Oyguc, R., Ergiven, M.E., Celep, Z.: Seismic performance of buildings during 2011 Van earthquakes and rebuilding efforts, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 15 (2016), pp. 591-606, <https://doi.org/10.1007/s11803-016-0346-9>
- [3] Shrestha, B., Hao, H.: Building Pounding Damages Observed during the 2015 Gorkha Earthquake, *Journal of Performance of Constructed Facilities*, 32 (2018) 2, [https://doi.org/10.1061/\(asce\)cf.1943-5509.0001134](https://doi.org/10.1061/(asce)cf.1943-5509.0001134)
- [4] Kasai, K., Maison, B.F.: Building pounding damage during the 1989 Loma Prieta earthquake, *Engineering Structures*, 19 (1997), pp. 195-207, [https://doi.org/10.1016/S0141-0296\(96\)00082-X](https://doi.org/10.1016/S0141-0296(96)00082-X)
- [5] Efraimiadou, S., Hatzigeorgiou, G.D., Beskos, D.E.: Structural pounding between adjacent buildings subjected to strong ground motions Part I: The effect of different structures arrangement, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 42 (2013), pp. 1509-1528, <https://doi.org/10.1002/eqe.2285>
- [6] Moustafa, A., Mahmoud, S.: Damage assessment of adjacent buildings under earthquake loads, *Engineering Structures*, 61 (2014), pp. 153-165, <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.01.004>
- [7] Softysik, B., Jankowski, R.: Non-linear strain rate analysis of earthquake-induced pounding between steel buildings. *International Journal of Earth Sciences and Engineering*, 6 (2013) 3, pp. 429-433.
- [8] Mavronicola, E.A., Polycarpou, P.C., Komodromos, P.: Effect of ground motion directionality on the seismic response of base isolated buildings pounding against adjacent structures, *Engineering Structures*, 207 (2020), 110202, <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.110202>
- [9] Mohebi, B., Yazdanpanah, O., Kazemi, F., Formisano, A.: Seismic damage diagnosis in adjacent steel and RC MRFs considering pounding effects through improved wavelet-based damage-sensitive feature, *Journal of Building Engineering*, 33 (2021), 101847, <https://doi.org/10.1016/j.job.2020.101847>
- [10] Kazemi, F., Miari, M., Jankowski, R.: Investigating the effects of structural pounding on the seismic performance of adjacent RC and steel MRFs, *Bulletin of Earthquake Engineering*, 19 (2021) 1, pp. 317-343, <https://doi.org/10.1007/s10518-020-00985-y>
- [11] Kazemi, F., Mohebi, B., Jankowski, R.: Predicting the seismic collapse capacity of adjacent SMRFs retrofitted with fluid viscous dampers in pounding condition, *Mechanical Systems and Signal Processing*, 161 (2021), 107939, <https://doi.org/10.1016/j.ymsp.2021.107939>
- [12] Elwardany, H., Jankowski, R., Seleemah, A.: Mitigating the seismic pounding of multi-story buildings in series using linear and nonlinear fluid viscous dampers, *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 21 (2021) 4, Article number 137, <https://doi.org/10.1007/s43452-021-00249-9>
- [13] Korzec, A., Jankowski, R.: Extended Newmark method to assess stability of slope under bidirectional seismic loading, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 143 (2021), 106600, <https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2021.106600>
- [14] Kamgar, R., Tavakoli, R., Rahgozar, P., Jankowski, R.: Application of discrete wavelet transform in seismic nonlinear analysis of soil-structure interaction problems, *Earthquake Spectra*, 37 (2021) 3, pp. 1980-2012, <https://doi.org/10.1177/8755293020988027>
- [15] Minasidis, G., Hatzigeorgiou, G.D., Beskos, D.E.: SSI in steel frames subjected to near-fault earthquakes, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 66 (2014), pp. 56-68, <https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2014.06.030>
- [16] Far, H.: Advanced computation methods for soil-structure interaction analysis of structures resting on soft soils, *International Journal of Geotechnical Engineering*, 13 (2019) 4, pp. 352-359, <https://doi.org/10.1080/19386362.2017.1354510>
- [17] Elwardany, H., Seleemah, A., Jankowski, R., El-Khoriby, S.: Influence of soil-structure interaction on seismic pounding between steel frame buildings considering the effect of infill panels, *Bulletin of Earthquake Engineering*, 17 (2019) 11, pp. 6165-6202, <https://doi.org/10.1007/s10518-019-00713-1>
- [18] Sanghai, S.S., Pawade, P.Y.: Effectiveness of friction dampers on seismic response of structure considering soil-structure interaction, *GRAĐEVINAR*, 72 (2020) 1, pp. 33-44, <https://doi.org/10.14256/JCE.1982.2017>

- [19] Dhehbiya, G., Salah, K.: Effects and dynamic behaviour of soil - framed structure interaction, *GRAĐEVINAR*, 74 (2022) 1, pp. 9-20, <https://doi.org/10.14256/JCE.2301.2017>
- [20] Muhsin, A.A., Risan, H.K.: Influence of near-fault characteristics on inelastic response of multi-storey building with intensity measurement analysis, *GRAĐEVINAR*, 73 (2021) 11, pp. 1081-1092, <https://doi.org/10.14256/JCE.2898.2020>
- [21] Mertol, H.C., Tunc, G., Akis, T.: Evaluation of masonry buildings and mosques after Sivrice earthquake, *GRAĐEVINAR*, 73 (2021) 9, pp. 881-892, <https://doi.org/10.14256/JCE.3101.2021>
- [22] Miari, M., Choong, K.K., Jankowski, R.: Seismic pounding between adjacent buildings: Identification of parameters soil interaction issues and mitigation measures, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 121 (2019), pp. 135-150, <https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2019.02.024>
- [23] Mahmoud, S., Abd-Elhamed, A., Jankowski, R.: Earthquake-induced pounding between equal height multi-storey buildings considering soil-structure interaction, *Bulletin of Earthquake Engineering*, 11 (2013) 4, pp. 1021-1048, <https://doi.org/10.1007/s10518-012-9411-6>
- [24] Ghandil, M., Aldaikh, H.: Damage-based seismic planar pounding analysis of adjacent symmetric buildings considering inelastic structure-soil-structure interaction, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 46 (2017), pp. 1141-1159, <https://doi.org/10.1002/eqe.2848>
- [25] Madani, B., Behnamfar, F., Tajmir Riahi, H.: Dynamic response of structures subjected to pounding and structure-soil-structure interaction, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 78 (2015), pp. 46-60, <https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2015.07.002>
- [26] Naserkhaki, S., Abdul Aziz, F.N.A., Pourmohammad, H.: Earthquake induced pounding between adjacent buildings considering soil-structure interaction, *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, 11, (2012), pp. 343-358, <https://doi.org/10.1007/s11803-012-0126-0>
- [27] Kermani, M., Saadatpour, M.M., Behnamfar, F., Ghandil, M.: Effects of seismic pounding between adjacent structures considering structure-soil-structure interaction, *Scientia Iranica*, 27 (2020), 5, pp. 2230-2246, <https://doi.org/10.24200/sci.2019.5405.1255>
- [28] Miari, M., Jankowski, R.: Incremental dynamic analysis and fragility assessment of buildings founded on different soil types experiencing structural pounding during earthquakes, *Engineering Structures*, 252 (2022), 113118, <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.113118>
- [29] Sarcheshmehpour, M., Estekanchi, H.E., Ghannad, M.A.: Optimum placement of supplementary viscous dampers for seismic rehabilitation of steel frames considering soil-structure interaction, *Structural Design of Tall and Special Buildings*, 29 (2020), e1682, <https://doi.org/10.1002/tal.1682>
- [30] Kandemir-Mazanoglu, E.C., Mazanoglu, K.: An optimization study for viscous dampers between adjacent buildings, *Mechanical Systems and Signal Processing*, 89 (2017), pp. 88-96, <https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2016.06.001>
- [31] Ramirez, O.M., Constantinou, M.C., Kircher, C.A., Whittaker, A.S., Johnson, M.W., Gomez, J., Chrysostomou, C.Z.: Development and evaluation of simplified procedures for analysis and design of buildings with passive energy dissipation systems-Revision 01, New York: Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research (MCEER), 2001.
- [32] Whittaker, A.S., Constantinou, M.C., Ramirez, O.M., Johnson, M.W., Chrysostomou, C.Z.: Equivalent lateral force and modal analysis procedures of the 2000 NEHRP Provisions for buildings with damping systems, *Earthquake Spectra*, 19 (2003) 4, pp. 959-980, <https://doi.org/10.1193/1.1622391>
- [33] Whittle, J.K., Williams, M.S., Karavasilis, T.L., Blakeborough, A.: A comparison of viscous damper placement methods for improving seismic building design, *Journal of Earthquake Engineering*, 16 (2012) 4, pp. 540-560, <https://doi.org/10.1080/13632469.2011.653864>
- [34] Lin, W.H., Chopra, A.K.: Earthquake response of elastic SDF systems with non-linear fluid viscous dampers, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 31 (2002) 9, pp. 1623-1642, <https://doi.org/10.1002/eqe.179>
- [35] Agrawal, A.K., Yang, J.N.: Design of passive energy dissipation systems based on LQR control methods, *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 10 (1999) 12, pp. 933-944, <https://doi.org/10.1106/FB58-N1DG-ECT-B8H4>
- [36] The Mathworks Inc., MATLAB: The language of technical computing, 9.1.0.441655 (R2016b), Natick, MA, USA.
- [37] Anagnostopoulos, S.A.: Pounding of buildings in series during earthquakes, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 16 (1988) 3, pp. 443-456, <https://doi.org/10.1002/eqe.4290160311>
- [38] Davis, R.: Pounding of buildings modelled by an impact oscillator, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 21 (1992), pp. 253-274, <https://doi.org/10.1002/eqe.4290210305>
- [39] Jankowski R.: Non-linear viscoelastic modelling of earthquake-induced structural pounding, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 34 (2005) 6, pp. 595-611, <https://doi.org/10.1002/eqe.434>
- [40] Pantelides, C.P., Ma, X.: Linear and nonlinear pounding of structural systems, *Computers and Structures*, 6 (1998) 1, pp. 79-92, [https://doi.org/10.1016/S0045-7949\(97\)00045-X](https://doi.org/10.1016/S0045-7949(97)00045-X)
- [41] Karayannis, C.G., Favvata, M.J.: Earthquake-induced interaction between adjacent reinforced concrete structures with non-equal heights, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 34 (2005) 1, pp. 1-20, <https://doi.org/10.1002/eqe.398>
- [42] Mahmoud, S., Jankowski, R.: Elastic and inelastic multi-storey buildings under earthquake excitation with the effect of pounding, *Journal of Applied Sciences*, 9 (2009) 18, pp. 3250-3262, <https://doi.org/10.3923/jas.2009.3250.3262>
- [43] Khatiwada, S., Chou, N., Butterworth, J.W.: A generic structural pounding model using numerically exact displacement proportional damping, *Engineering Structures*, 62-63 (2014), pp. 33-41, <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.01.016>
- [44] Azevedo, J., Bento, R.: Design criteria for buildings subjected to pounding, *Proceedings 11th World Conference on Earthquake Engineering 1996*, Paper no. 1063, Acapulco, Mexico.
- [45] Wolf, J.P.: Spring-dashpot-mass models for foundation vibrations, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 26 (1997) 9, pp. 931-949, [https://doi.org/10.1002/\(SICI\)1096-9845\(199709\)26:9<931::AID-EQE686>3.0.CO;2-M](https://doi.org/10.1002/(SICI)1096-9845(199709)26:9<931::AID-EQE686>3.0.CO;2-M)
- [46] Republic of Turkey Ministry of Interior Disaster and Emergency Management Authority, *Turkey Building Earthquake Code TBEC 2018*, Ankara, Turkey.
- [47] American Society of Civil Engineers, *Minimum design loads and associated criteria for buildings and other structures: ASCE/SEI 7-16*, 2017, United States.

- [48] Gercek, H.: Poisson's ratio values for rocks, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 44 (2007) 1, pp. 1-13, <https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2006.04.011>
- [49] IBC. International Building Code, International Code Council 2012.
- [50] Deere, D.U., Miller, R.P.: Engineering classification and index properties for intact rock, University of Illinois, Illinois, 1966.
- [51] Veletsos, A.S., Ventura, C.E.: Modal analysis of non-classically damped linear systems, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 14 (1986), pp. 217-243, <https://doi.org/10.1002/eqe.4290140205>
- [52] PEER Ground Motion Database. <https://ngawest2.berkeley.edu/>, 10.02.2021.
- [53] AFAD Turkish Accelerometric Database and Analysis System. <https://tadas.afad.gov.tr/list-event/>, 10.02.2021.
- [54] Xing, S., Halling, M.W., Meng, Q.: Structural Pounding Detection by Using Wavelet Scalogram, *Advances in Acoustics and Vibration*, (2012), Article ID 805141, <https://doi.org/10.1155/2012/805141>
- [55] Li, H., Yi, T., Gu, M., Huo, L.: Evaluation of earthquake-induced structural damages by wavelet transform, *Progress in Natural Science*, 19 (2009) 4, pp. 461-470, <https://doi.org/10.1016/j.pnsc.2008.09.002>
- [56] Misiti, M., Misiti, Y., Oppenheim, G., Poggi, J.M.: *Wavelet Toolbox: The MathWorks*, 2014.
- [57] Chun, L.C., Zhengding, Q.: A method based on Morlet wavelet for extracting vibration signal envelope. 5th International Conference on Signal Processing Proceedings. 16th World Computer Congress, 1 (2000), pp. 337-340.
- [58] Sheen, Y.T., Hung, C.K.: Constructing a wavelet-based envelope function for vibration signal analysis, *Mechanical Systems and Signal Processing*, 18 (2004), pp. 119-126, [https://doi.org/10.1016/S0888-3270\(03\)00046-3](https://doi.org/10.1016/S0888-3270(03)00046-3)
- [59] Heidari, A., Majidi, N.: Earthquake acceleration analysis using wavelet method, *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, 20 (2021) 1, pp. 113-126, <https://doi.org/10.1007/s11803-021-2009-8>
- [60] Lin, J., Qu, L.: Feature extraction based on Morlet wavelet and its application for mechanical fault diagnosis, *Journal of Sound and Vibration*, 234 (2004), pp. 135-148, <https://doi.org/10.1006/jsvi.2000.2864>