

Primljen / Received: 21.6.2019.

Ispravljen / Corrected: 11.4.2020.

Prihvaćen / Accepted: 30.4.2020.

Dostupno online / Available online: 10.5.2022.

Metoda projektiranja i inženjerska primjena posmičnih zidova s tarnim prigušivačem seizmičke energije

Autori:



Mr.sc. **Bin Dang**, dipl.ing.građ.
Sveučilište u Shangluo-u, Shaanxi, Kina
Fakultet za urbanizam, ruralno planiranje i arhitekturu
bind@slxy.edu.cn



Doc.dr.sc. **Tao Li**, dipl.ing.građ.
Sveučilište u Shangluo-u, Shaanxi, Kina
Fakultet za urbanizam, ruralno planiranje i arhitekturu
Sveučilište Huanghuai, Henan, Kina
Arhitektonski fakultet
lita0623114@126.com
Autor za korespondenciju



Prof.dr.sc. **Sheliang Wang**, dipl.ing.građ.
Xian Sveučilište za arhitekturu i tehnologiju
Arhitektonski fakultet
554299675@qq.com



Doc.dr.sc. **Meng Zhan**, dipl.ing.građ.
Sveučilište Huanghuai, Henan, Kina
Arhitektonski fakultet
zhanyi313@163.com

Prethodno priopćenje

Bin Dang, Tao Li, Sheliang Wang, Meng Zhan

Metoda projektiranja i inženjerska primjena posmičnih zidova s tarnim prigušivačem seizmičke energije

U današnje je vrijeme zadatak seizmičkog pojačavanja konstrukcija postupno ostvarivanje ciljeva koji omogućuju brzo obnavljanje funkcionalnosti građevina, te čak i njihovu prenamjenu nakon potresa. Osim toga, u građevinama s posmičnim zidovima lako dolazi do oštećenja podnožja armiranobetonskih posmičnih zidova. Ako se na to mjesto postavi prigušivač, osigurava se normalna sposobnost posmičnog zida u pogledu krutosti i trošenja energije, a sam prigušivač se može jednostavno, prikladno i financijski povoljno zamijeniti nakon potresa, što je značajan faktor u razvoju gradova s obnovljivim funkcijama. U tu je svrhu projektiran novi tip prigušivača u kojem se energija troši trenjem. Na početku se opisuju komponente prigušivača te se teoretski analizira postupak projektiranja, uključujući i definiranje mjesta na koje se prigušivač postavlja, dužinu rupe vijka te početnu silu klizanja. Zatim se na temelju ispitivanja posmičnih zidova programom SAP2000 proračuna i provjerava ispravnost modela. Nakon toga se prigušivači postavljaju u kut posmičnog zida radi ponovnog modeliranja. Za razne dužine rupe vijka, u radu se uspoređuju i analiziraju histerezna učinkovitost, smanjenje nosivosti, smanjenje krutosti te učinak modela u pogledu disipacije energije. Rezultati pokazuju da se primjenom tarnog prigušivača može poboljšati trošenje energije te odgoditi smanjenje krutosti i nosivosti građevina. U radu je prikazana teoretska osnova za detaljnije inženjersko projektiranje i primjenu.

Ključne riječi:

disipacija energije trenjem, plastični zglobovi, analiza konačnih elemenata, smanjenje nosivosti, raspršivanje energije

Research Paper

Bin Dang, Tao Li, Sheliang Wang, Meng Zhan

Design method and engineering application of shear wall with friction energy dissipation damper

At present, the target of seismic strengthening is to gradually work towards the objective of being able to quickly restore function, and even replace function after an earthquake. In addition, the foot of reinforced concrete shear walls is easily damaged in shear wall structures. If a damper is set in this part, it can ensure the normal stiffness and energy consumption function of the shear wall, and it can be easily and conveniently replaced after an earthquake at a low cost, which is an important measure to realize recoverable functional cities. Therefore, a new type of friction energy dissipation damper has been designed. First, the components of the damper are described, and the design process, including the base placement area, bolt hole length, and initial slip force, is theoretically analysed. Then, on the basis of a shear wall test, SAP2000 is used to analyse and verify correctness of the model. Furthermore, the dampers are placed in the corner of the shear wall for remodelling. Considering different bolt hole lengths, the hysteretic performance, bearing capacity attenuation, stiffness degradation, and energy dissipation capacity of the model are compared and analysed. The results show that the friction energy dissipation damper can improve the energy dissipation capacity and delay the stiffness degradation and bearing capacity attenuation of the structure. This study provides a theoretical basis for a more detailed engineering design and application.

Key words:

friction energy dissipation, plastic hinge, finite element analysis, bearing capacity attenuation, stiffness degradation, energy dissipation

1. Uvod

Cilj seizmičkog ojačanja tradicionalnih inženjerskih građevina, utemeljen na poboljšanju potresne učinkovitosti same građevine, jest povećanje otpornosti građevine na potresno djelovanje i to kroz razvoj visoko učinkovitih konstrukcijskih materijala, nosivih komponenata te konstrukcijskih sustava [1]. Zbog učestale pojave razornih potresa diljem svijeta, te nasumičnosti i nepredvidivosti razine oštećenja, u novije vrijeme rast svijesti o tome da se građevine teško mogu pojačati i popraviti samo na temelju umjetno koncipirane pretpostavke da se "građevine mogu popraviti nakon velikih potresa", na kojoj se bazira tradicionalno poimanje potresnog projektiranja. Stoga su razvijena rješenja koja uključuju disipaciju energije i naprave za ublažavanje utjecaja potresa koje se mogu ugraditi na osjetljivim tj. lako oštećivim komponentama građevine. U slučaju slabijih potresa, takvi elementi preuzimaju seizmičku energiju, a u slučaju snažnih i izuzetno razornih potresa ti elementi uništavaju sami sebe i tako troše energiju te umanjuju pretjerano oštećenje i deformaciju čitave građevine [2, 3]. Danas se kao elementi za disipaciju energije najviše koriste metalni prigušivači, prigušivači s dodanom masom tj. s usklađenim gibanjem tekućine, viskoelastični/viskozni prigušivači i tarni prigušivači.

Calado i Chen [4-6] spojili su pojasnicu i hrbat čeličnog l-nosača s pojasnicom stupa postavljanjem dodatnog čeličnog kutnika na spojeve okvira, kako bi dobili stvaran "zglobni spoj" te disipirali energiju kroz deformiranje spojnog kutnog čeličnog elementa. Utvrđeno je međutim da je došlo do povećanja vremena potrebnog za odvijanje histereznog ciklusa, te da je čelična ploča jako oštećena tlačnim izvijanjem, a to je dovelo do ozbiljnog uleknuća histerezne krivulje i smanjenja sposobnosti disipacije energije. Guo Wei [7] počeo je istraživanje s osnovnim matematičkim modelom prigušivača s usklađenim gibanjem tekućine (eng. *tuned liquid damper* - TLD). Izračun spojeva devetokatne čelične građevine proveden je dodavanjem rešetki u vodospremnik a pritom su korišteni alati OpenSees i MATLAB. Utvrđeno je da prigušivač TLD s rešetkama ima dobra svojstva u pogledu prilagodljivosti i ublažavanja udara. Chen Min [8] stavio je prigušivač s viskoznom tekućinom na oslonac okvira desetokatne okvirne konstrukcije s posmičnim zidovima te je proveo izračun odziva u vremenu kako bi se uvjerio u sigurnost te konstrukcije s posmičnim zidovima.

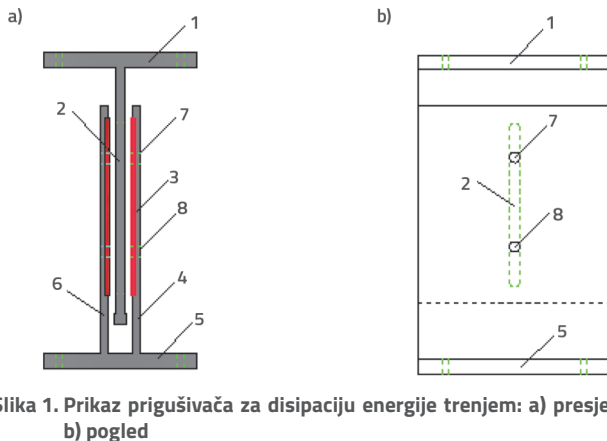
Mnogi znanstvenici i stručnjaci bave se proučavanjem tarnih prigušivača koji se ugrađuju u mostove i druge građevine zbog njihove sposobnosti trošenja energije, neovisnosti o vanjskoj energiji te zbog niskih troškova održavanja. Zbog toga se ti prigušivači često koriste u drvenim, čeličnim i betonskim konstrukcijama. Hashemi [9, 10] je proveo eksperimentalna istraživanja i numeričku simulaciju seizmičke učinkovitosti samoresetirajućeg posmičnog zida drvene građevina u koju je ugrađen tarni prigušivač seizmičke energije. Yoshiaki [11] je projektirao tri različite vrste tarnih spojeva koje je postavio na konstrukciju s posmičnim zidovima. Zatim je proveo simulacijsko

ispitivanje odgovarajućih komponenata te je ustanovio da posmični zid s tarnim spojevima dobro preuzima energiju. Deng i dr. [12] instalirali su tarne prigušivače za disipaciju energije u zonu plastičnog zgloba potpuno montažnih spojeva grede i stupa čelične okvirne konstrukcije, te su izmjerili sposobnost trošenja energije i otpornost na deformacije na četiri uzorka prirodne veličine. Brian G. Morgen [13] proveo je seizmičku analizu nevezane naknadno napete montažne betonske okvirne konstrukcije s tarnim prigušivačem te je predložio postupak izračunavanja početne sile klizanja tarnog prigušivača i područje ojačanja naknadnim napinjanjem, pri čemu je cilj bio osigurati zadanu izračunsku bočnu krutost i tražiti sposobnost disipacije energije. Liu Yunshuai [14] analizirao je seizmičku učinkovitost samoresetirajućih tarnih prigušivača. Liu Shaobo [15] je razvio tarni prigušivač od kompozita aluminija i poliuretana. Takav prigušivač s obzirom na svoja svojstva ima obilježje viskoelastičnog prigušivača i tarnog prigušivača. Zhang Yanxia [16] predložio je neku vrstu samoresetirajućeg i nepopravljajućeg ležaja za disipaciju energije trenjem s prednapetim čeličnim užadima i tarnim prigušivačem, te je proveo naizmjenična niskociklička ispitivanja nosivosti u raznim uvjetima rada. U većini do sada objavljenih radova analizira se samo teorija i provodi simulacija tarnih prigušivača za disipaciju energije. Praktična primjena prigušivača na konstrukcijama analizira se tek u manjem broju studija.

S obzirom na kontinuirani rast broja stanovnika i poboljšanje životnog standarda, u modernoj se arhitekturi danas uglavnom bilježi trodimenzionalni trend razvoja. Okvirni sustav s posmičnim zidovima i konstrukcije s posmičnim zidovima danas su u arhitekturi sasvim uobičajeni. Mnoge studije pokazuju da u slučaju djelovanja potresnog opterećenja dolazi do pojave plastičnog zgloba u podnožju, što dovodi do popuštanja armature i oštećenja betona u tom području te do razvoja područja visoke koncentracije naprezanja [17-19]. Dakle, da bi se građevine mogle popraviti, treba se osigurati mogućnost zamjene podnožja zidova u odgovarajućim dijelovima građevine. Profesori Lv Xilin i Jiang Huanjun sa Sveučilišta Tongji izradili su studiju koja predstavlja pionirski iskorak u ovom području [20-22]. Provedene su teoretske i eksperimentalne studije o zamjenljivim podnožjima izrađenima od lameliranih gumenih segmenata i mekog čelika. U tu je svrhu u podnožje zida montiran jednostavno ugradiv i financijski povoljan tarni prigušivač. U ovom se radu osnovni naglasak stavlja na teoretsku metodu projektiranja tog prigušivača, njegovu otpornost na deformacije i sposobnost disipacije energije, te se daju solidni teoretski temelji za daljnja eksperimentalna istraživanja i praktičnu primjenu.

2. Sastavni elementi prigušivača za raspršivanje energije trenjem

Kako bi se ostvarila funkcija obnovljivosti posmičnog zida i smanjila koncentracija oštećenja u ključnim dijelovima, razvijen je poseban prigušivač za disipaciju energije trenjem. Taj je prigušivač prikazan na slici 1.



Kao što se može vidjeti na slici 1., prigušivač za disipaciju energije trenjem sastoji se od tri osnovna dijela tj. od unutarnje ploče 2, tarne ploče 3 i vanjske ploče 4 (6). Unutarnja ploča i vanjska ploča napravljene su od čelika visoke čvrstoće, a tarne ploča od mjedi. Gornji kraj unutarnje ploče pričvršćen je na krovni dio vijcima, a donji kraj nije povezan. Obje su strane srednjeg dijela vanjskih ploča užlijebljene i spojene s donjim dijelom, koji je vijcima povezan s donjim komponentama posmičnog zida. Tarna je ploča s obje strane usadena u vanjske ploče, i viša je od unutarnje površine vanjskih ploča. Unutarnje ploče imaju dugačke rupe vijka. Vanjske ploče i tarne ploče spojene su s unutarnjim pločama pomoću dva vijka visoke čvrstoće s protuočupnim komponentama. Prednosti uređaja su jednostavnost konstrukcije, praktična obrada, mogućnost samoresetiranja ovisno o težini konstrukcije, niska cijena i jednostavna zamjena. Uređaj je prikladan za disipaciju energije i smanjenje vibriranja konstrukcije.

3. Teorija projektiranja prigušivača s disipacijom energije trenjem u podnožju zida

3.1. Određivanje veličine područja ponovnog slijeganja

U slučaju jakog potresa, do najvećeg oštećenja dolazi u podnožju zida pa je stoga, prema pretpostavci ravnog presjeka i načelu koordinacije deformacije, plastična deformacija najveća u podnožju zida za koje se može reći da predstavlja područje plastičnog zgloba [23, 24]. Drugim riječima, dužina područja važan je indeks duktilnosti i sposobnosti armiranobetonskog posmičnog zida da disipira energiju. Stoga se već na početku zadaje da veličina zamijenjene površine ne smije biti manja od površine plastičnog zgloba.

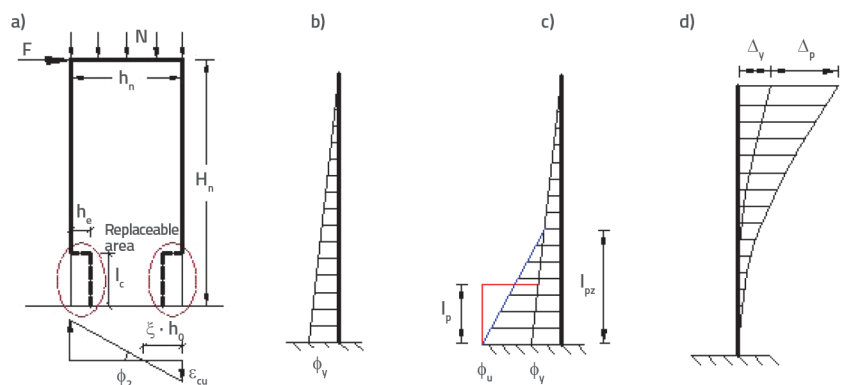
Domaći i strani znanstvenici, uključujući

između ostalih i istraživače kao što su Park [25], Paulay [26], Bohl [27] i Qian Jia-ru [23], proučavali su još od pedesetih godina prošlog stoljeća proračunski model i faktore koji utječu na dužinu plastičnog zgloba kod armiranobetonskih posmičnih zidova. Međutim, zbog velikog broja faktora koji utječu na tu dužinu, pažnja znanstvenika bila je usmjerena na različite elemente. Stoga do sada nije donesen jedinstven zaključak, iako je do današnjeg dana proveden velik broj eksperimentalnih studija, teoretskih analiza i numeričkih simulacija o dužini plastičnog zgloba kod konstrukcija s posmičnim zidovima. U tablici 1. prikazani su rezultati istraživanja o dužini plastičnih zglobova koje su proveli neki stručnjaci i znanstvenici u Kini i u drugim državama.

Tablica 1. Formule za izračun ekvivalentne dužine plastičnog zgloba kod AB posmičnih zidova

Literatura	Izračunski model
[24]	$l_p = (2,5 \approx 3,0) \cdot b_c$
[25]	$l_p = 0,5 \cdot h_w$
[26]	$l_p = 0,2 \cdot h_w + 0,44 \cdot H_w$
[27]	$l_p = (0,2 \cdot h_w + 0,05 \cdot z) \cdot (1 - 1,5 \frac{P}{f_c b_c h_w})$ $l_{pz} = 0,48 h_w \lambda^{0,35} (1 - \mu_N) (1 - 14,87 \rho_v)$
[28]	$l_p (H_w - \frac{1}{2} l_p) = l_{pz} (\frac{1}{2} H_w - \frac{1}{3} l_{pz})$
[29]	$l_p = (0,33 m - 0,03) \cdot H_w$
[30]	$l_p = 0,43 \cdot h_{w0} + 0,077 \cdot \frac{H_w}{h_{w0}}$

Napomene: f'_c , l_{pz} , λ , m , μ_N , ρ_v i h_{w0} označavaju redom tlačnu čvrstoću betonskih valjaka, dužinu plastičnog zgloba, omjer raspona posmika, omjer posmika pri savijanju, omjer osnog tlačjenja, omjer vilica armature i efektivna visina presjeka za AB posmični zid. Ostali parametri iz tablice prikazani su na slici 2.a. Prema [21, 23], u ovom je radu usvojena relativno jednostavna i praktična metoda izračunavanja prikazana u radu [26]. U nastavku je iskazana izračunana dužina plastičnog zgloba:



Slika 2. Dijagram sile – deformacije konzolnog posmičnog zida: a) dijagram sile; b) zakrivljenost pri popuštanju; c) granična zakrivljenost; d) dijagram deformacija

$$l_c = \gamma_1 l_p = \gamma_1 (0,2 \cdot h_w + 0,044 \cdot H_w) \tag{1}$$

Kao što se može vidjeti na slici 2., u izračunu se koristi koncentrirani model plastičnog zgloba donjeg presjeka sa slomom pri savijanju. Oznake $\varepsilon_{c,max}$, ϕ_u i ξ redom označavaju granično tlačno savijanje betona na rubu tlačne zone, maksimalnu zakrivljenost presjeka i relativnu visinu tlačne zone. Ako pretpostavimo da je posmični zid u graničnom stanju, zakrivljenost presjeka u donjem ekvivalentnom području plastičnog zgloba l_p je jednaka [25], tj. $\phi_p = \phi_u - \phi_y$, gdje $-\phi_y$ predstavlja zakrivljenost pri popuštanju donjeg presjeka.

Za neotvoreni posmični zid, postupak se može pojednostavniti usvajanjem izračuna za konzolni element. Na temelju mehanike i gornjih pretpostavki, kut graničnog pomaka iznosi:

$$\theta_u = \frac{1}{3} \phi_y H_w + (\phi_u - \phi_y) l_p \tag{2}$$

Obično se usvaja da je $(1/3)(\phi_y H_w) - \phi_y l_p < \phi_u l_p$ [21]. Stoga, kada donji presjek AB posmičnog zida dostigne graničnu zakrivljenost, granična tlačna deformacija betona iznosi:

$$\varepsilon_{c,max} = \phi_u \cdot \xi h_0 \approx \frac{\theta_u \xi h_0}{l_p} \tag{3}$$

Ako pretpostavimo da su zamjenjive komponente potrebne u području u kojem dolazi do deformacije betona, tada se širina zamjenjivog područja može dobiti kako slijedi:

$$h_c = \gamma_2 h_p = \gamma_2 \left(1 - \frac{\varepsilon_x}{\varepsilon_{cu}}\right) \xi h_0 = \gamma_2 \left(1 - \frac{\varepsilon_x l_p}{\theta_u \xi h_0}\right) \xi h_0 \tag{4}$$

U gornjim izrazima, vrijednosti γ_1 i γ_2 su koeficijenti značajnog utjecaja, a oni u obzir uzimaju početna oštećenja betonskih elemenata, slučajni ekscentricitet, pogrešku pri ugradnji i ostale faktore. Ova se vrijednost može odabrati ovisno o značaju građevine ili komponente.

3.2. Određivanje faktora duktilnosti pomaka

Prema slici 2.d može se zaključiti da se faktor duktilnosti pomaka poprečnog presjeka i faktor duktilnosti zakrivljenosti mogu odrediti kao:

$$\mu_\Delta = \frac{\Delta_u}{\Delta_y} = \frac{\Delta_y + \Delta_p}{\Delta_y} \tag{5}$$

$$\mu_\phi = \frac{\phi_u}{\phi_y} \tag{6}$$

gdje Δ_y, Δ_u i Δ_p predstavljaju pomak pri popuštanju, granični pomak i plastični pomak pri graničnom stanju AB posmičnog zida.

Odmah nakon popuštanja donjeg dijela posmičnog zida, može se usvojiti da zakrivljenost presjeka varira linearno duž visine posmičnog zida. Odnos između pomaka na vrhu konzolnog posmičnog zida i zakrivljenosti može se iskazati kako slijedi:

$$\Delta = \iint \phi(x) dx dy = \iint \frac{x}{H} \phi_y dx dy \tag{7}$$

Ako pretpostavimo da se, nakon postizanja graničnog stanja, središnja točka ekvivalentna površina plastičnog zgloba nalazi u središtu plastične rotacije, plastični se pomak dobiva na sljedeći način:

$$\Delta_p = \phi_p (H_w - 0,5 l_p) = (\phi_u - \phi_y) l_p (H_w - 0,5 l_p) \tag{8}$$

Dostupna je metoda u mehanici:

$$\Delta_y = \frac{1}{3} F_y H_w^3 = \frac{1}{3} \phi_y H_w^2 \tag{9}$$

Iz toga slijedi:

$$\mu_\Delta = \frac{\Delta_u}{\Delta_y} = \frac{\Delta_y + \Delta_p}{\Delta_y} = 1 + \frac{(\phi_u - \phi_y) l_p (H_w - 0,5 l_p)}{\frac{1}{3} \phi_y H_w^2} = 1 + 3(u_\phi - 1) \frac{l_p}{H_w} (1 - 0,5 \frac{l_p}{H_w}) \tag{10}$$

Teoretski se izraz (7) može integrirati kako bi se dobila zakrivljenost donjeg dijela zida i pomak na vrhu posmičnog zida, ali rezultati teoretskog izračuna obično nisu u skladu s rezultatima eksperimentalnih mjerenja [31]. Na temelju zaključaka koje su donijeli Priestley [32], profesor Qian Jiaru [23] i profesor Liang Xingwen [23], zakrivljenost pri popuštanju i granična zakrivljenost mogu se izračunati kako slijedi:

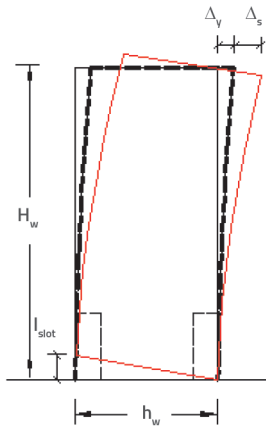
$$\begin{cases} \phi_y = 3 \cdot \frac{f_y}{E_s \cdot h_w} \\ \phi_u = \frac{\varepsilon_{c,max}}{\xi \cdot h_{w0}} = \frac{\varepsilon_{cu}}{N + \rho_w b_w h_{w0} f_{yv}} \\ \alpha_1 f_c b_w \beta + 2 \rho_w b_w f_{yv} \end{cases} \tag{11}$$

gdje je ε_{cu} granična tlačna čvrstoća pri savijanju betona a, prema [33], ta čvrstoća iznosi: $\varepsilon_{cu} = 0,0033 - (f_{cu,k} - 50) \cdot 10^{-5}$. Faktor duktilnosti pomaka može se dobiti prenošenjem rezultata izračuna iz izraza (11) u izraze (6) i (10).

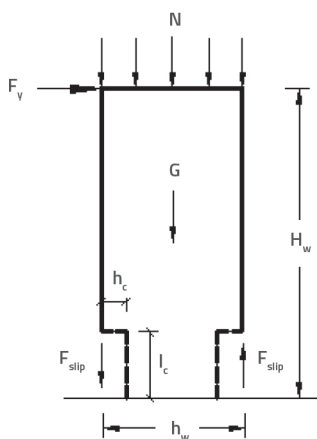
3.3. Određivanje dužine rupe vijka

Faktor duktilnosti pomaka odraz je odnosa pomaka i pomaka pri popuštanju nakon oštećenja gornjeg dijela konstrukcije. Istovremeno, odnos između pomaka na vrhu zida i visine odizanja podnožja zida također se može koristiti u izračunima [34]:

$$\mu_{SF} = \frac{\Delta_y + \Delta_s}{\Delta_y} \leq \mu_\Delta \tag{12}$$



Slika 3. Odnos između pomaka na vrhu i visine odizanja podnožja



Slika 4. Dijagram sila na konstrukciji posmičnog zida tijekom početnog klizanja

Na temelju slike 3. može se pretpostaviti da je kut pod kojim se diže podnožje zida jednak onom na dnu, nakon popuštanja na vrhu. Stoga vrijedi

$$\Delta_s = I_{\text{slot}} \cdot \frac{H_w}{h_w} \quad (13)$$

Uvrštavanjem izraza (13) u izraz (12), može se zaključiti sljedeće:

$$I_{\text{slot}} = (\mu_{\Delta} - 1) \cdot \Delta_y \cdot \frac{h_w}{H_w} \quad (14)$$

3.4. Određivanje početne sile klizanja

Tarni prigušivač instaliran u zidu počinje se klizati kada u podnožju zida dođe do početnog popuštanja krajnje vanjske armature. Horizontalna sila nanosena na vrh zida je F_y , a može se također definirati i kao opterećenje pri popuštanju posmičnog zida, kao što se to vidi na slici 4.

F_{slip} je vertikalna sila koja se javlja kada prigušivač počne kliziti. Za silu prikazanu na slici 4. dostupna je jednadžba ravnoteže:

$$F_{\text{slip}} = \frac{F_y H_w}{h_w} - \frac{N + G}{2} \quad (15)$$

gdje je N jednoosna sila nanosena na posmični zid preko gornje konstrukcije, a može se odrediti pomoću faktora osnog tlaka, dok je G težina posmičnog zida.

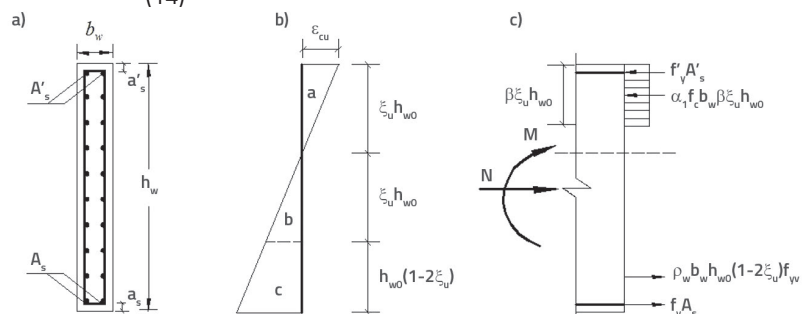
Znanstvenici obično vrlo brižljivo analiziraju stanje opterećenja pri popuštanju. U tom smislu, oni obično analiziraju granična opterećenja, te ih zatim transformiraju u opterećenja pri popuštanju aproksimiranjem odnosa između ispitivanja. U ovom radu, profesor Lv Xilin [29] predlaže eksperimentalnu aproksimaciju rezultata za elemente posmičnog zida s varijabilnim parametrima i to kako slijedi:

$$\frac{F_u}{F_y} = 2.05 - 0.31n + 0.40\lambda_v - 0.34\lambda \quad (16)$$

gdje je n faktor osnog tlaka, λ_v je karakteristična vrijednost ukrute rubnog elementa, a λ je raspon posmika posmičnog zida. Kod velikih ekscentričnih tlačnih posmičnih zidova, smatra se da AB posmična zidna konstrukcija postiže granično stanje na tlačnom rubu betona. Pritom obrazac deformacije betona poprima oblik trokuta [35], kako je prikazano na slici 5.

Slika 5.b je umjetno podijeljena na tri dijela, tj. na dva istovjetna trokutasta dijela (a) i (b) te na trapezoidni dio (c). Kod prva dva dijela, naprezanje je jednako horizontalno raspoređenim armaturnim šipkama posmičnog zida pod tlakom, a aproksimacija naprezanja i savijanja je jednaka. Drugim riječima, kada se razmatra ravnoteža sila u horizontalnom smjeru, naprezanja armaturnih šipaka horizontalno raspoređenih u dva trokutasta područja međusobno se poništavaju te se ne uvode u izračun. U preostalom dijelu (c), deformacija horizontalno raspoređenih šipaka bliska je pravokutnoj raspodjeli, unutar koje sva armatura rezultira u:

$$\begin{cases} M = F_u H_w \\ M + \rho_w b_w h_{w0} (1 - 2\xi_u) f_{yv} \cdot \frac{1}{2} h_{w0} (1 - 2\xi_u) - f_y' A_s' (h_{w0} - a_s') - \\ - N \cdot \left(\frac{h_w}{2} - a_s \right) - \alpha_1 f_c b_w \beta \xi_u h_{w0} (h_{w0} - \frac{1}{2} \xi_u h_{w0}) = 0 \end{cases} \quad (17)$$



Slika 5. Dijagram sila posmičnog zida: a) poprečni presjek; b) raspodjela deformacija; c) ravnoteža sila

Iz izraza (17) može se odrediti vrijednost F_v , a ta se vrijednost uvrštava u jednadžbu (15) kako bi se dobila vrijednost F_{slip} .

3.5. Određivanje predopterećenja vijaka

Početna sila klizanja F_{slip} vijaka je maksimalno statičko trenje između čelične ploče i tarne ploče, pa tako imamo

$$F_{slip} = \mu \cdot n_s \cdot n_b \cdot T_b \quad (18)$$

gdje je μ koeficijent trenja između tarne ploče i unutarnje ploče, a može se bazirati bilo na iskustvu ili na rezultatima ispitivanja; n_s je broj kliznih površina, a n_b je broj vijaka; T_b je vučna sila koju nanosi samo jedan vijak.

3.6. Određivanje broja posmičnih vijaka

Formula za izračunavanje broja vijaka glasi:

$$n = \frac{F_{slip}}{\min(N_v^b, N_c^b)} \quad (19)$$

gdje su N_v^b i N_c^b posmik tj. nosivost vijaka koji su projektirani u skladu s kineskim propisom "Standard za projektiranje čeličnih konstrukcija (GB 50017-2017)".

Preporučuje se korištenje gornjih jednadžbi u projektiranju zamjenljivog posmičnog zidnog elementa jer se tako postižu točniji rezultati modeliranja. Numerički simulacijski modeli bazirani na tim izrazima prikazani su u poglavlju 4.

4. Potvrda modela

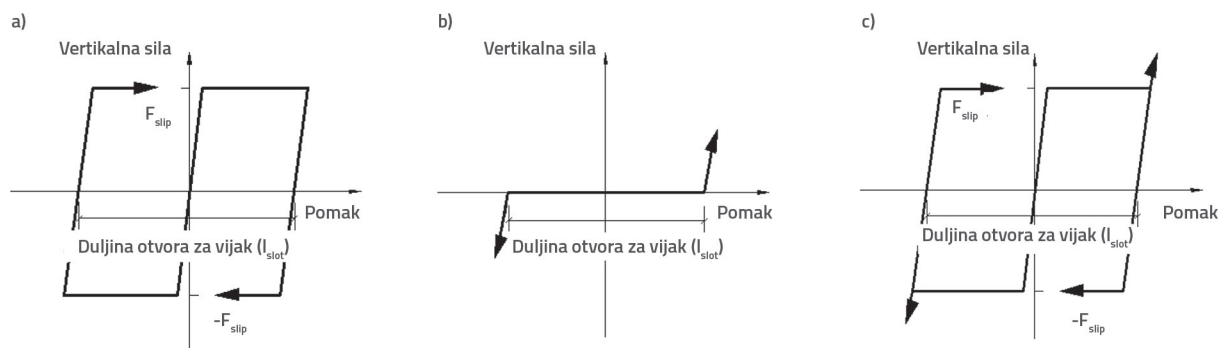
Kao primjer se koristi opći kontrastni zid (SW-0) prikazan u referenci [20]. Dimenzije tog zida prikazane su u tablici 2. Kao uzdužna armatura skrivenih stupova koristi se armatura klase II, dok se klasa I koristi za horizontalnu armaturu, vertikalnu armaturu i vilice armature.

Usvojen je nelinearni slojeviti ljuskasti element [36]. Tim se elementom čelične šipke i betonska konstrukcija dijele u velik broj slojeva pomoću programa konačnih elemenata SAP2000, koji je zapravo samo jedan od mnogih danas dostupnih programa za provođenje simulacija. Tim se programom u obzir uzima spoj između ravninskog savijanja, ravninskog posmika i savijanja izvan ravnine, a isto tako se njime mogu potpuno vjerno opisati prostorna mehanička svojstva ljuskastih konstrukcija. U konstitutivnoj krivulji naprezanje-deformacija za beton usvojen je Manderov model prema kojem se u obzir uzima i utjecaj vilica armature. Za čeličnu armaturu, koja je također značajan materijal, usvojen je dvostrukonaborani linijski model i "kinematički" histerezni model.

Kada bočni pomak posmičnog zida nije velik, posmična vrijednost koju preuzima prigušivač na stopi zida manja je od F_{slip} tj. još uvijek ne dolazi do klizanja prigušivača, pa nastaje elastoplastična deformacija između unutarnje tarne ploče i vanjske tarne ploče. Prigušivač počinje klizati kada posmična sila prigušivača dosegne vrijednost F_{slip} . U tom periodu posmična sila prigušivača ostaje konstantna. Klizanjem prema gornjem (donjem) kraju dugog otvora za vijak, posmična sila raste linearno zato što je stijenka otvora vijka blokirana. Suprotno opterećenje

Tablica 2. Podaci o dimenzijama i armaturi armiranobetonskog posmičnog zida

Vrsta	Karakteristična vrijednost
Dimenzije zidnog segmenta (visina x dužina x širina)	3200 mm × 1600 mm × 200 mm
Dimenzije čelične ploče za nanošenje opterećenja	500 mm × 450 mm × 20 mm
Metoda postavljanja ploče za nanošenje opterećenja	ugradnja
Razdjelna armatura i naponska armatura posmičnog zida	Φ8/120
Vlačna armatura posmičnog zida	Φ6/240
Klasa čvrstoće betona	C25
Tlačna čvrstoća betonske kocke	28,5 MPa



Slika 6. Dijagram sile za posmični zid: a) Konstitutivni odnos trenja-klizanja prigušivača; b) Hookov model; c) Spojeni model

slično je slučaju opterećenja prema naprijed, pri čemu se pretpostavlja da se i rasterećenje i ponovno opterećenje provodi linearno (vrijednost krutosti se ne mijenja), a utjecaj prethodnog opterećenja se ne uzima u obzir [34, 37].

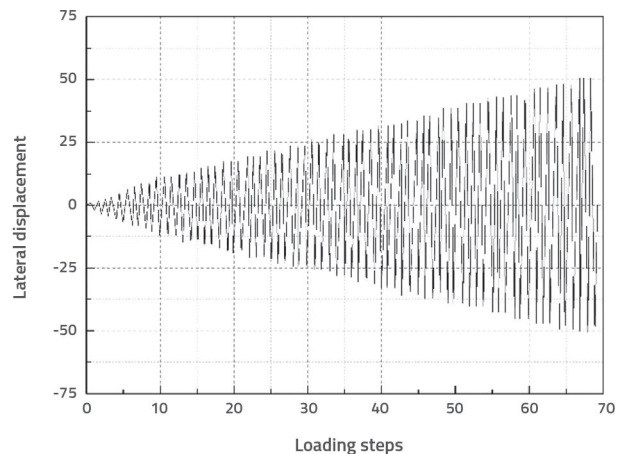
Na temelju gornje analize, za simuliranje elasto-plastičnih karakteristika tarnog prigušivača za disipaciju energije koristi se multilinearne plastični model (kinematički model) bez prigušivanja krutosti, kao što se to vidi na slici 6.a. Osim toga, Hookov element koristi se za simuliranje karakteristika sile maksimalne visine odizanja tarnog prigušivača nakon ograničenja pomoću dugog otvora vijka, kao što se to vidi na slici 6.b. I na kraju, karakterističan sila-pomak model spoja tarnog prigušivača prikazan je na slici 6.c.

U simulaciji se početak i kraj klizanja uzimaju u obzir zadavanjem različitih vrijednosti krutosti i pomaka. Zbog elasto-plastične posmične deformacije, posmična krutost materijala u simulaciji se koristi kao osnovna vrijednost krutosti. U skladu s relevantnom literaturom [38, 39] primjenjuje se izraz (20):

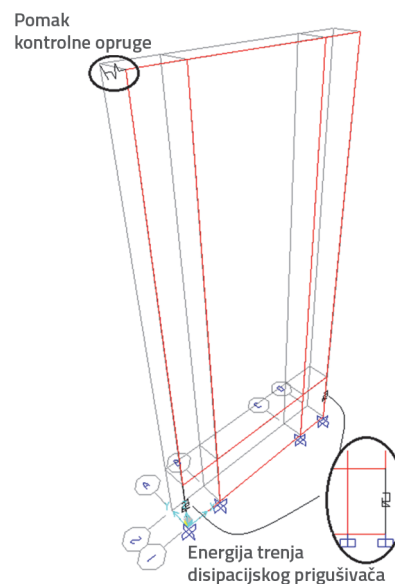
$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (20)$$

gdje su E i ν elastični modul, tj. Poissonov koeficijent materijala, a obje su vrijednosti definirane prema literaturi [39, 40]. Nakon izračuna, posmična krutost mjedi (34,62 GPa) koristi se kao približna krutost elasto-plastične deformacije prije klizanja jer ima niži posmični modul od čelika. Kada počne klizanje, usvaja se posmična krutost koja je jednaka nuli. Kada uzlazno (silazno) klizanje dosegne 0,5 slot, tada Hookov element dobiva na važnosti zbog blokiranja otvora za vijak, pri čemu se pretpostavlja da vrijednost posmične krutosti još uvijek raste linearno do 34,62 GPa.

U postupku simulacije, dužina dugačkog otvora za vijak određuje se primjenom "otvorenog" svojstva u nelinearnoj analizi Hookovog elementa. Istovremeno se čelična greda za opterećivanje postavlja na vrh posmičnog zida kako bi se olakšalo nanošenje vertikalnog opterećenja. Metoda pomaka pri opterećenju, prikazana u [20], usvojena je kako bi se olakšala analiza i usporedba s rezultatima ispitivanja. Shematski dijagram simulacije opterećenja prikazan je na slici 7.

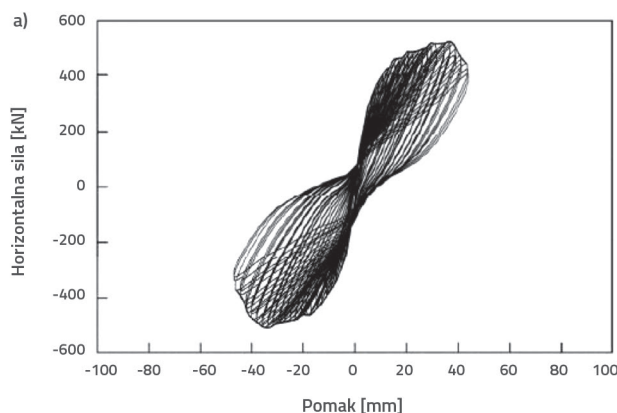


Slika 7. Shematski dijagram opterećenja za obični posmični zid



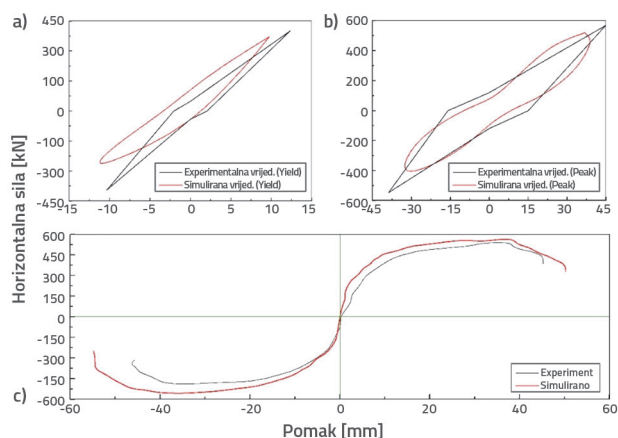
Slika 8. Shematski dijagram opterećenja posmične zidne konstrukcije

U simulaciji se za uvođenje krivulje opterećenja u vremenu koristi naredba "funkcija". Zatim se vremenski zapis o pomaku



Slika 9. Kontrastni dijagram s histereznim krivuljama: a) histerezna krivulja s eksperimentalnim vrijednostima [20], b) histerezna krivulja sa simuliranim vrijednostima

primjenjuje na posmični zid pomoću opruge za kontrolu pomaka s relativno velikim koeficijentom opružnog djelovanja, što također može ukloniti problem numeričke konvergencije nakon graničnog opterećenja posmičnog zida [34, 41]. Usađeni stupovi posmičnog zida i srednji dio definirani su kao segmenti prema raznim metodama i koeficijentima armiranja koji su prikazani u tablici 2. I na kraju, ograničenja na rubu generirana su duž rubova konstrukcije kako bi se uspostavio kompletan model konačnih elemenata. Na slici 8. daje se shematski prikaz posmičnog zida s prigušivačem koji je dodan na donji dio zida. Nakon izračuna i analize, izrađen je usporedni dijagram s histereznim krivuljama, krivuljom okosnicom i histereznim petljama osnovnih karakterističnih eksperimentalnih i simulacijskih vrijednosti (vidi slike 9. i 10.).



Slika 10. Usporedba i provjera pomoću histerezne petlje i krivulje okosnice: a) histerezna petlja pri popuštanju; b) histerezna petlja u vršnoj točki; c) krivulja okosnica

Kako se u postupku simulacije koristi idealno elastoplastični model betona, silazni dio simulirane histerezne krivulje duži je od stvarnog eksperimenta a i vršna vrijednost sile također je relativno veća. Zbog dvostruko naborane linije šipke, efekt "miješenja" uzrokovan popuštanjem nije uočljiv. Kako idealni materijali korišteni u simulaciji nemaju početne manjkavosti i pogreške zbog umjetnog opterećivanja, simulirana sila je

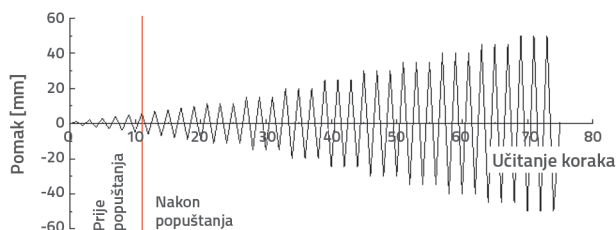
Tablica 3. Osnovni fizikalni parametri za izračun

Vrsta	Karakteristična vrijednost
Izračunski faktor osnovnog tlaka, μ_N	0,3
Vertikalno opterećenje, N	1069 kN
Zamjenjivo područje (visina x širina x debljina)	500 mm x 320 mm x 200 mm
Materijal korišten za tarnu ploču	mjed
Faktor trenja između mjedi i čelične ploče, μ	0,3
Debljina unutarnje ploče	40 mm
Debljina vanjske ploče	24 mm
Vrsta vijka	M22

veća pri istoj razini opterećenja kao što se može vidjeti na krivulji okosnici. Tako intuitivno vidimo da je obodna linija krivulje okosnice viša od odgovarajuće vrijednosti dobivene eksperimentom (slika 10.c). Stoga se može vidjeti na slikama 10.a i 10.b da su histerezne petlje dviju vrijednosti slične za osnovne karakteristične vrijednosti, tj. sposobnost disipacije energije u istom vremenskom intervalu vrlo je slična. Općenito uzevši, model može udovoljiti potrebama stvarnog projekta uz određeni postotak pogreške, te se može koristiti za analizu stvarnih projekata.

5. Numerička analiza u raznim uvjetima

Kako bi se provjerila seizmička učinkovitost AB posmičnog zida za slučaj velikog ekscentričnog savijanja, inženjerski primjer iz gornje točke usvojen je kao predmet istraživanja, a tarni je prigušivač izveden na temelju gore opisane teorije izračuna. Odabrani preliminarni parametri prikazani su u tablici 3. Kao što se navodi u [42], svaki ciklus opterećivanja odvija se tri puta nakon popuštanja. U međuvremenu je opterećenje pomaka pojednostavljeno kako bi se olakšalo promatranje, kao što se to vidi na slici 11.



Slika 11. Krivulja opterećenja pomaka za simulaciju

Izračunavanjem formula (15) do (17) može se utvrditi da vrijednost F_{slip} iznosi 118,8 kN. Kombiniranjem formula (9) i (11) uočava se da pomak pri popuštanju posmičnog zida od običnog betona iznosi 11,52 mm ($\Delta y = 11,52$ mm). Kako na duktilnost utječu brojni faktori, u ovom su radu usvojena četiri koeficijenta duktilnosti (2, 3, 4, 5) koji se obično koriste kod konstrukcija s posmičnim zidovima. Ti se koeficijenti koriste

Tablica 4. Uvjeti simuliranja posmičnih zidova

Br.	Koeficijent duktilnosti	Dužina dugog otvora za vijak [mm]	Odgovarajući bočni pomak posmičnog zida [mm]
1	-	-	-
2	2	5,76	23,04
3	3	11,52	34,56
4	4	17,28	46,08
5	5	23,04	57,60

Napomene: Dužina dugog otvora za vijak i odgovarajući bočni pomak na vrhu zida prikazani su u izrazu (14)

kako bi se poboljšala primjenjivost različitih vrsta posmičnih zidova. U ovom se radu razmatraju posmični zidovi s različitim koeficijentima duktilnosti. Uvjeti podešavanja prikazani su u tablici 4.

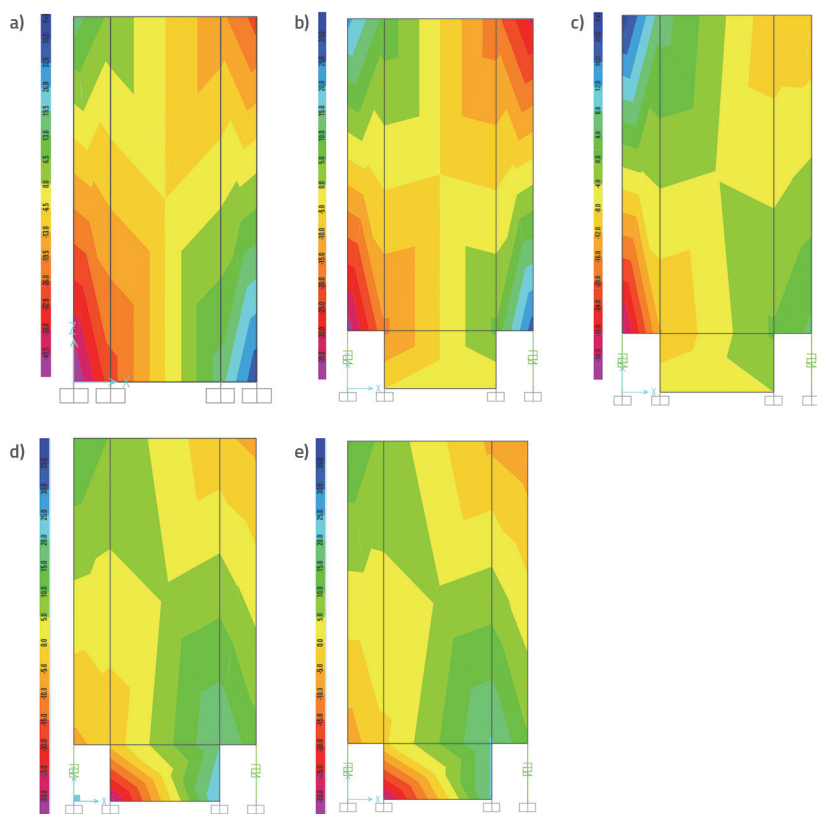
Kao što se ovdje navodi, simulacijski se izračuni provode za pet radnih uvjeta. Kako bi se mogle uočiti promjene u naprezanju betona u raznim radnim uvjetima, pod istim uvjetima pomaka ($\Delta = 40,56$ mm) izrađuju se nefogrami naprezanja (S11) slojevitog ljuskastog elementa koji odgovaraju betonskom zaštitnom sloju, kako je to prikazano na slici 12. Kada bočni pomak dosegne vrijednost od 40,56 mm, vrijednost pomaka na vrhu zida postaje veća od odgovarajuće vrijednosti tarnog prigušivača koji klizi na vrh (dno) duge rupe vijka, tj. Hookov je model ranije odigrao svoju ulogu. Međutim, zbog djelovanja tog pomaka, zadnja dva

radna uvjeta još uvijek su u fazi klizanja i još nije dosegnut vrh (tj. dno) rupe vijka.

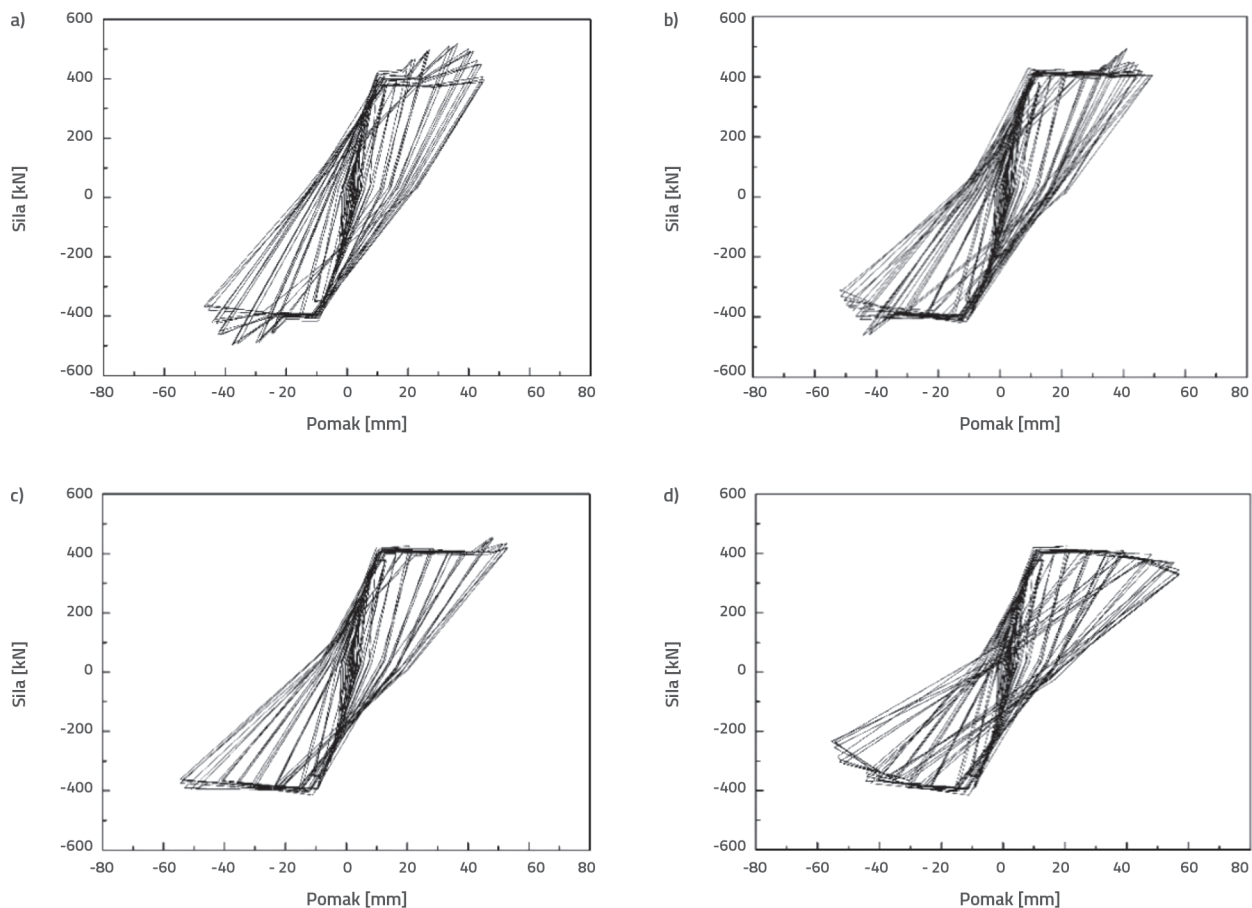
Na slici 12. jasno se vidi utjecaj dužine rupe vijka tarnog prigušivača na ukupno naprezanje posmičnog zida. Za posmični zid od običnog betona, maksimalna pozitivna i negativna naprezanja (39,0, - 45,5) javljaju se u stopi zida i također čine maksimalno naprezanja koje odgovara ispitivanju [17-20]. Zbog povezivanja osne sile i bočnog pomaka na vrhu posmičnog zida, na najizbočenijoj vanjskoj strani zida dolazi do koncentracije naprezanja. Ako usporedimo uvjete (2) i (3), njihove vlačne i tlačne zone uglavnom su iste, a maksimalno naprezanje betona javlja se na spoju zida i tarnog prigušivača nakon klizanja. Međutim, u prethodnom se uvjetu naprezanje ranije nanosi na šipku vijka tarnog prigušivača, što više utječe na naprezanje

betona. Na primjer, maksimalne tlačne čvrstoće u ta dva slučaja iznose -35,0 i -32,0, što je za 23,08 % i 29,7 % niže nego kod posmičnog zida od običnog betona sa znatnim smanjenjem. Drugim riječima, kako trenje preuzima ulaznu energiju tako raste i dužina trenja, troši se više energije, te se smanjuje naprezanje betona povezanog sa spojem. Prigušivač u tom trenutku još uvijek klizi u uvjetima (4) i (5). Ipak, zbog velike dužine klizanja, veliki je i bočni pomak, pa to čini glavno područje vlaka i tlaka u prijelazu betona sa spoja na ugao zida. U tom se razdoblju maksimalno naprezanje betonskog zida javlja u uglu zida, a maksimalno tlačno naprezanje u oba slučaja iznosi 30,0, što je manje od naprezanja zabilježenog za gornja tri uvjeta. Kako su vrijednosti ulazne i preuzete energije jednake, tako su jednaki i raspon vlačnih i tlačnih zona betona i iznosi naprezanja. Istovremeno su za razne radne uvjete izrađene i histerezne krivulje, kao što se može vidjeti na slici 13.

Kao što se vidi na slici 13., tarni prigušivač mijenja oblik histereznih petlji te histerezna krivulja poprima oblik "luka" ali ipak postaje itekako "skokovita"



Slika 12. Nefogram naprezanja posmičnog zida za razne dužine rupa vijaka, primjenljivo za bilo koje vrijeme i za pet uvjeta ($\Delta = 40,56$ mm, S11)



Slika 13. Histerezna krivulja za razne dužine rupa vijaka: a) dužina otvora iznosi 5,76 mm ($\mu_a = 2$); b) dužina otvora iznosi 11,52 mm ($\mu_a = 3$); c) dužina otvora iznosi 17,28 mm ($\mu_a = 4$); d) dužina otvora iznosi 23,04 mm ($\mu_a = 5$)

prije popuštanja modela. Nakon toga, područje histerezne petlje postupno se širi, što znači da raste sposobnost modela da disipira energiju. Istovremeno, zbog akumulacije preostalog oštećenja i deformacija, histerezna se krivulja donekle i spušta, pa se postupno ubrzava pad čvrstoće i krutosti. Kako bi se jasno analizirao utjecaj tarnih prigušivača na betonske konstrukcije, provest će se detaljnija analiza histerezne krivulje.

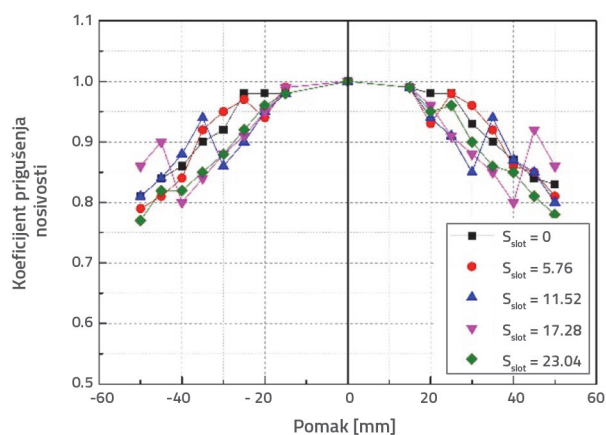
6. Analiza rezultata simulacije

6.1. Prigušivanje nosivosti

Pri određenoj amplitudi pomaka, nosivost elementa se smanjuje usporedo s povećanjem broja ciklusa. Ova vrsta prigušenja uvelike utječe na nosivost komponenata. Što se prigušenje brže odvija, brže se umanjuje i seizmička učinkovitost. Koefficient prigušenja nosivost λ_i , općenito se iskazuje pomoću sljedećeg izraza (21):

$$\lambda_i = \frac{p_j^i}{p_j^{i-1}} \tag{21}$$

gdje su p_j^i i p_j^{i-1} opterećenja ciklusa i tj. $i-1$ pri amplitudi pomaka j . Primjenom podataka s histereznihi krivulja odabire se drugi ciklus svake faze kao predmet istraživanja, te se dobiva utjecaj raznih dužina rupa vijaka na prigušenje nosivosti (slika 14.).



Slika 14. Utjecaj dužine rupa vijka na prigušenje nosivosti

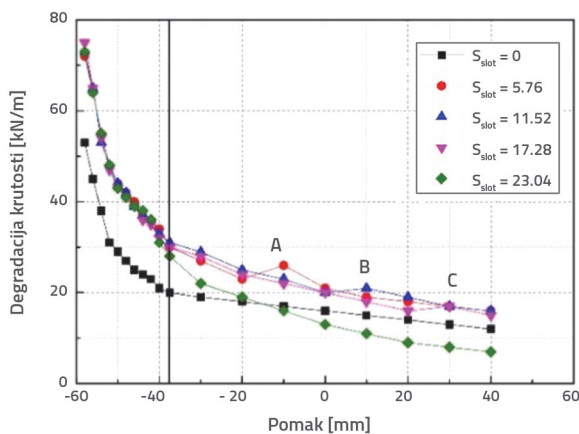
Iz ovog se grafikona može vidjeti da se na raznim točkama pomaka nosivost smanjuje usporo s povećanje ciklusa opterećenja. Osnovni razlog za to je akumulacija oštećenja i smanjenje nosivosti zbog superpozicije plastične deformacije tijekom nanošenja opterećenja. Međutim, dolazi i do različitog rasapa energije zbog fluktuacija u prigušenju nosivosti i različitih brzina prigušenja. Kada bočni pomak varira od 40 mm do 45 mm, kod vrijednosti $S_{slot} = 17,28$ mm, tada se čista energija rasapa trenja transformira u rasap energije zbog ekstruzije prigušivača, pa tako koeficijent prigušenja nosivosti prema naprijed raste u modelu s 0,8 na 0,92. U usporedbi s konstantnim smanjenjem vrijednosti $S_{slot} = 23,04$ mm, brzina prigušenja donekle se smanjuje, što je garancija održavanja normalne nosivosti konstrukcije.

6.2. Pad krutosti

Sekantna se krutost koristi za analizu zakonitosti prigušenja krutosti tijekom opetovanih nanošenja opterećenja, a bočna krutost u vrhu definira se u razdobljima pozitivnog i negativnog opterećenja prema [43] kako slijedi:

$$\kappa = \frac{|P_i^+| + |P_i^-|}{|\Delta_i^+| + |\Delta_i^-|} \quad (22)$$

gdje su P_i^+ i P_i^- maksimalne i minimalne vrijednosti horizontalnog opterećenja u ciklusu i , a Δ_i^+ i Δ_i^- horizontalni su pomaci koji odgovaraju vršnim opterećenjima (slika 15.).



Slika 15. Utjecaj dužine rupe vijka na smanjenje krutosti

Kao što se može vidjeti na slici 15., početna krutost posmičnog zida raste za otprilike 37,8 % kada je ugrađen tarni prigušivač. Prije popuštanja, smanjenje krutosti donekle se mijenja ovisno o dužini rupe vijka, a vrijednosti krutosti veće su od odgovarajućih vrijednosti posmičnih zidova od običnog betona. Nakon popuštanja, tarni prigušivač počinje klizati i disipirati energiju. Kada kliže prema vrhu, krutost raste do raznih razina (točke A, B i C na slici). Drugim riječima, prisutnost tarnih prigušivača

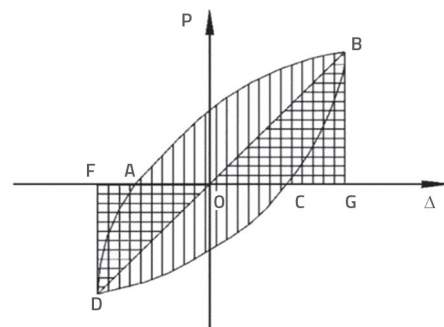
usporava smanjenje krutosti modelske konstrukcije, a vrijednosti krutosti veće su od onih zabilježenih kod običnog betona pri istom pomaku. Međutim, pri klizanju prema vrhu, teoretski bočni pomak posmičnog zida trebao bi iznositi 57,6 mm za $S_{slot} = 23,04$ mm, što je više od maksimalnog bočnog pomaka od 50 mm. Na slici se vidi da se krutost posmičnog zida brzo smanjuje. Stoga bi se u budućnosti trebali izbjegavati ovakvi slučajevi kako bi se izbjegli problemi u primjeni zbog pretjeranog pada krutosti.

6.3. Sposobnost preuzimanja energije

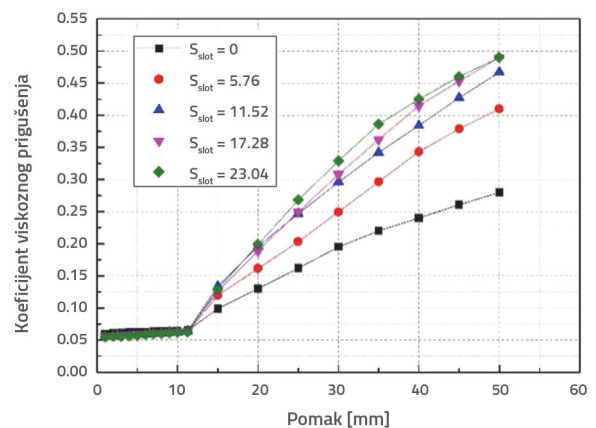
Clough i Penzien [44] predložili su ekvivalentni koeficijent viskozno prigušenja. Taj se koeficijent koristi za kvantitativno opisivanje ukupne sposobnosti disipacije energije u postupku postizanja seizmičke otpornosti građevine. Koristi se izraz (23):

$$h_e = \frac{1}{2\pi} \cdot \frac{S_{ABC} + S_{ADC}}{S_{\Delta BOG} + S_{\Delta DOF}} \quad (23)$$

gdje je $S_{ABC} + S_{ADC}$ energija koju disipira uzorak tijekom čitavog ciklusa opterećenja-rasterećenja, što se može izračunati pomoću metode trake. Vrijednosti $S_{\Delta BOG}$ i $S_{\Delta DOF}$ označavaju površinu (tj. apsorbiranu energiju) koja je okružena hipotetskom elastičnom konstrukcijom kada postigne isti pomak. Ona se može dobiti na temelju eksperimentalnih karakterističnih vrijednosti, kako je to prikazano na slici 16.



Slika 16. Prikaz ekvivalentnog koeficijenta histereznog prigušenja



Slika 17. Utjecaj dužine rupe vijka na ekvivalentni koeficijent viskozno prigušenja

Na slici 17. prikazan je iznos ekvivalentnog koeficijenta viskoznog prigušenja izračunan u različitim radnim uvjetima. Iz te se slike vidi da je prije popuštanja plastična deformacija modela relativno mala zbog njegove izrazite krutosti, a sposobnost disipacije energije donekle raste, iako promjena nije očita. Nakon popuštanja, plastična deformacija postaje veća a sposobnost disipacije energije trenjem postupno raste. Međutim, kako raste broj recipročnih ciklusa trenja, dolazi do lokalnog plastičnog tečenja materijala između mjedene ploče i čelične ploče. Tome je razlog kontinuirano povećanje plastične deformacije, zbog čega se učinak trenja pogoršava i dovodi do pada linije trenda na nacrtu. Međutim, očito je da učinak raspršivanja energije raste nakon dodavanja tarnih prigušivača. Na primjer, kada bočni pomak iznosi 50 mm, koeficijent viskoznog prigušenja posmičnog zida od običnog betona iznosi samo 0,28. Usporedno s povećanjem dužine otvora za klin raste i koeficijent viskoznog prigušenja i to za 46,4 %, 66,8 %, 75 % i 75 %. Učinak disipacije energije znatno je povećan.

Može se zaključiti da se odgovarajućim projektiranjem tarnih prigušivača može postići veća krutost modela i veća sposobnost disipacije energije pod uvjetom da se osigura prihvatljiva nosivost. Drugim riječima, tako se može postići bolja seizmička otpornost. Istovremeno se može dobiti model koji je prihvatljiv, brzo dostupan i zamjenjiv pod uvjetom da se osigura manje samo-resetiranje. Ipak, potrebne su dodatne studije radi optimalizacije dužine rupe vijka, a one se trebaju temeljiti na praktičnim iskustvima.

7. Zaključak

U radu se predlaže nova vrsta AB posmičnog zida s prigušivačem za disipaciju energije trenjem. Posmični zid ima određenu samoresetirajuću sposobnost ovisno o vlastitoj težini, a prednosti su mu izrazito disipiranje energije i jednostavna zamjena. Na temelju analiza prikazanih u radu mogu se izvesti sljedeći zaključci:

- Na temelju teoretskih analiza istražene su i definirane točke ključne za projektiranje kao što su mjesto postavljanja,

početna sila klizanja te dužina rupe vijka ovog zamjenjivog prigušivača energije trenjem. Istraživanje je potvrdilo određen stupanj pouzdanosti ove metode projektiranja, te da se ona može primijeniti u inženjerskoj praksi.

- Prema gornjoj teoriji izračuna, armiranobetonski zid je simuliran pomoću uslojenih ljuskastih elemenata, a tarni je prigušivač simuliran multilinearim plastičnim modelom i Hookovim modelom. Nakon toga je za posmični zid provedena simulacijska analiza konačnih elemenata. Uspoređene su i analizirane histerezne krivulje, skeletne krivulje i sposobnost disipacije energije. Rezultati pokazuju da između njih nema velikih razlika, tj. da je spomenuta metoda modeliranja prikladna.
- Na temelju alata SAP2000 i potvrdnog modela simulirani su i analizirani posmični zidovi za rasap energije s rupama vijaka čija dužina iznosi 5,76 mm, 11,52 mm, 17,28 mm i 23,04 mm. Uspoređena je i analizirana njihova histerezna sposobnost, prigušenje nosivosti, smanjenje krutosti i disipacija energije. Rezultati pokazuju da se tarnim prigušivačem može poboljšati disipaciju energije posmično zidne konstrukcije, usporiti smanjenje krutosti i prigušenje nosivosti, te da se takvi prigušivači mogu jednostavno zamijeniti nakon potresa.

Zahvale

Za ovo istraživanje dobivena je djelomična potpora u okviru znanstvenoistraživačkih projekata Odjela za obrazovanje Shaanxi (18JK0248), znanstvenoistraživačkog projekta Glavnog laboratorija Odjela za obrazovanje Shaanxi (17JS071), ključnih znanstvenoistraživačkih projekata za veleučilišta i sveučilišta u provinciji Henan (19A560016), ključnih projekata iz područja znanosti i tehnologije u provinciji Henan (192102310277, 182102310834) i ključnih projekata iz područja znanosti i tehnologije u Zhumadianu (19005). Osim toga, ovime bismo htjeli izraziti zahvalnost profesoru Lv Xilin-u na njegovom pionirskom radu u području zamjenjivih stopa.

LITERATURA

- [1] Zhou, Y., Wu, H., Gu, A.Q.: Earthquake engineering: From earthquake resistance, energy dissipation, and isolation, to resilience, *Engineering Mechanics*, 36 (2019) 6, pp. 1-12.
- [2] Lv, X.L., Chen, Y., Mao, Y.J.: New Concept of Structure al Seismic Design: Earthquake Resilient Structures, *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 39 (2011) 7, pp. 941-947.
- [3] Lv, X.L., Quan, L.M., Jiang, H.J.: Research trend of earthquake resilient structures seen from 16WCEE, *Earthquake engineering and engineering dynamics*, 37 (2017) 3, pp. 1-9.
- [4] Calado, L., Proenca, J. M., Espinha, M.: Hysteretic behavior of dissipative welded fuses for earthquake resistant composite steel and concrete frames, *Steel and Composite Structures*, 14 (2013) 6, pp. 547-569.
- [5] Calado, L., Proenca, J. M., Espinha, M.: Hysteretic behavior of dissipative bolted fuses for earthquake resistant steel frames, *Journal of Constructional Steel Research*, 85 (2013), pp. 151-162.
- [6] Chen, Y., Shao, T., He, X.: Study on steel H-beams with replaceable energy dissipation angle, *Proceedings of the 8th International Symposium on Steel Structures*. Korea: Korean Society of Steel Construction, pp. 369-370, 2015.
- [7] Guo, W., Zeng, C.: A New Tuned Liquid Damper Applied in Building for Seismic Vibration Control. *Structural Engineers*, 34 (2018), pp. 59-66.
- [8] Chen, M., Chen, B.W., Zou, Y.S.: Energy dissipation design of frame-supported shear wall structures. *Building Structure*, 46 (2016) 6, pp. 43-48.

- [9] Hashemi, A., R. Masoudnia, P. Quenneville.: A numerical study of coupled timber walls with slip friction damping devices, *Constr. Build. Mater.*, 121 (2016), pp. 373–385, <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.05.160>.
- [10] Hashemi, A., P. Zarnani, R. Masoudnia, P. Quenneville.: Experimental testing of rocking cross-laminated timber walls with resilient slip friction joints. *J. Struct. Eng.*, 144 (2018) 1, 04017180, [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0001931](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001931).
- [11] Yoshiaki, K., Hidemaru S., Koichiro I., Yasushi F., Solomon T.: Friction-based connectors for timber shear walls: static experimental tests, *J. Archit. Eng.*, 25 (2019) 2, 04019006.
- [12] Deng, K.L., Zheng D., Yang C., Xu T.F.: Experimental and Analytical Study of Fully Prefabricated Damage-Tolerant Beam to Column Connection for Earthquake-Resilient Frame, *J. Struct. Eng.*, 145 (2019) 3, 04018264.
- [13] Morgen, G.B., Kurama, C.Y.: Seismic Design of Friction-Damped Precast Concrete Frame Structures, *Journal of Structural Engineering*, 133 (2007) 11, pp. 1501-1511.
- [14] Liu, Y.S., Han, J.P., Wang, X.Q.: Investigation on seismic performance of bridge with self-centring friction dampers, *Advanced Engineering Sciences*, 50 (2018) 6, pp. 77–83.
- [15] Liu, S.B., Li, A.Q.: Experimental study on a friction damper of aluminium foam/ polyurethane interpenetrating phase composites, *China Civil Engineering Journal*, 50 (2018) 6, pp. 77–83.
- [16] Zhang, Y.X., Huang, W.Z., Liu, A.Q.: A study on the behavior of self-centring and free-repair braces with friction dampers. *Journal of Vibration and Shock*, 37 (2018) 4, pp. 126-146.
- [17] Shi, Q.X., Wang, S.L., Su, S.Q., Wang, Q.W., Zhu, J.Q.: Pseudodynamic test of a reinforced concrete frame-shear wall model structure, *China Civil Engineering Journal*, 44 (2011) 7, pp. 1-9.
- [18] Hung, C.C., Li, A.H., Chen, H.C.: High-strength steel reinforced squat UHPFRC shear walls: cyclic behavior and design implications, *Engineering Structures*, 141 (2017), pp. 59-74.
- [19] Mohamed, N., Farghaly, A.S., Benmokrane, B.: Experimental investigation of concrete shear walls reinforced with glass fiber-reinforced bars under lateral cyclic loading, *Journal of Composites for Construction*, 18 (2014) 3, pp. 271-281.
- [20] Mao, Y.J., Lv, X.L.: Quasi-static cyclic tests of RC shear wall with replaceable foot parts, *Journal of Central South University (Science and Technology)*, 45 (2014) 6, pp. 2029-2040.
- [21] Liu, Q.Z., Jiang, H.J.: Design Method of New Type of Reinforced Concrete Shear Wall with Replaceable Corner Components and Its Analysis, *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 44 (2016) 1, pp. 37-44.
- [22] Lv, X.L., Mao, Y.J.: Design Method for RC Shear Walls with Replaceable Foot Parts, *Structural Engineers*, 28 (2012) 3, pp. 12-17.
- [23] Qian, J.R., Xu, F.J.: Displacement-based deformation capacity design method of RC cantilever walls, *J Tsinghua Univ (Sci& Tech)*, 47 (2007) 3, pp. 305-308.
- [24] Yan, L.Z., Liang, X.W., Xu, J.: Research on Calculation Method of Deformation Capacity of Reinforced Concrete Shear Wall, *Engineering Mechanics*, 31 (2014) 11, pp. 92-98.
- [25] Park, R., Paulay, T.: *Reinforced Concrete Structures*, New York: Wiley, 1975, pp. 535 - 553.
- [26] Paulay, T., Priestley, M.J.N.: *Seismic Design of Reinforced Concrete and Masonry Buildings*, New York: John Wiley & Sons, Inc, 1992.
- [27] Bohl, A., Adebar, P.: Plastic Hinge Lengths in High Rise Concrete Shear Walls, *ACI Structural Journal*, 108 (2011) 2, pp. 148-157.
- [28] Wang, Y.J., Wang, M.F.: Study on Calculation Model of Plastic Hinge Length of Reinforced Concrete Shear Walls, *Industrial Construction*, 46 (2016) 5, pp. 80-85+165.
- [29] Zhang, S., Lv, X.L., Zhang, H.M.: Experimental and analytical studies on the ultimate displacement of RC shear walls, *China Civil Engineering Journal*, 42 (2009) 4, pp. 10-16.
- [30] Mehrdad, S., Armen, D.K.: Seismic Fragility of RC Structural Walls: Displacement Approach, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 127 (2001) 2, pp. 219-228.
- [31] Wen, B.J., Liang, X.W.: Shear Capacity of Hinge Region of RC Shear Wall, Xi'an: Xi'an University of Architectural Science and Technology, 2008.
- [32] Priestley, M.J.N.: Aspect of drift and ductility capacity of rectangular cantilever structural wall, *Bulletin of New Zealand Society for Earthquake Engineering*, 31 (1998) 2, pp. 73-85.
- [33] Ministry of Housing and Urban-Rural Construction of the People's Republic of China.: Code for design of concrete structures (2015) (GB 50010-2010), Beijing: China Construction Industry Publishing House, 2016.
- [34] Wei, Y.L., Pierre, Q., Nawawi, C.: A numerical study of the seismic behavior of timber shear walls with slip-friction connectors, *Engineering Structures*, 34 (2012), pp. 233-243.
- [35] Lv, W., Qian, J.R., Fang, E.H.: Experimental and computational studies on ductility of reinforced concrete shear walls, *J Tsinghua Univ (Sci& Tech)*, 39 (1999) 4, pp. 88-91.
- [36] CSI Analysis Reference Manual For Sap2000, ETABS and SAFE, CSI, 2009.
- [37] Wei Y. L., Pierre, Q., Nawawi, C.: A low damage and ductile rocking timber wall with passive energy dissipation devices, *Earthquakes and structures*, 9 (2015) 1, pp. 127-143.
- [38] Xu, Z.L.: *Elasticity*, Beijing: Higher Education Press, 2016.
- [39] MarcAndre, M., Krishan, K.C.: *Mechanical Behavior of Materials (Second Edition)*. Cambridge: Cambridge University Press, 2009.
- [40] Sun, X.F., Fang, X.S., Guan, L.: *Mechanics of materials*, Beijing: Higher Education Press, 2019.
- [41] Wei Y.L., Pierre, Q., Nawawi, C.: Seismic behaviour of timber shear walls with load-limiting slip-friction connectors, *The New Zealand Society for Earthquake Engineer* (2009), Auckland, 2009.
- [42] Ministry of Housing and Urban-Rural Construction of the People's Republic of China. Specification for seismic test of buildings (JGJ/T101-2015), Beijing: China Construction Industry Publishing House, 2015.
- [43] Wang, S.L., Li, T., Yang, T., Zhang, B., Ju, J.: Experimental study on seismic behavior of RAC columns with silica fume and hybrid fiber, *Journal of Building Structures*, 34 (2013) 5, pp. 122-129.
- [44] Clough, R., Penzien, J.: *Dynamics of structures*, Berkeley: Criticare Systems, Inc., 2004.