

Primljen / Received: 20.12.2023.

Ispravljen / Corrected: 1.11.2024.

Prihvaćen / Accepted: 20.1.2025.

Dostupno online / Available online: 10.4.2025.

Poboljšanje ponašanja AB okvira s blokovima bez morta pri potresu

Autori:



¹Doc.dr.sc. **Hakan Koman**
hakankoman@aydin.edu.tr
 Autor za korespondenciju



²Izv.prof.dr.sc. **Halil Nohutcu**
halil.nohutcu@cbu.edu.tr



³Prof.dr.sc. **Gökhan Kılıç**
gokhan.kilic@ieu.edu.tr



⁴Prof.dr.sc. **Arkadiusz Kwiecien**
arkadiusz.kwecien@pk.edu.pl



⁵Izv.prof.dr.sc. **Emre Ercan**
emre.ercan@ege.edu.tr

¹ Sveučilište Aydin u Istanbulu, Istanbul, Turska
 Tehnički fakultet

² Sveučilište Manisa Celal Bayar, Manisa, Turska
 Tehnički fakultet

³ Ekonomsko sveučilište u Izmiru, Izmir, Turska
 Tehnički fakultet

⁴ Tehničko sveučilište u Krakovu, Poljska
 Tehnički fakultet

⁵ Sveučilište Ege, Izmir, Turska
 Tehnički fakultet

Izvorni znanstveni rad

Hakan Koman, Halil Nohutcu, Gökhan Kılıç, Arkadiusz Kwiecien, Emre Ercan

Poboljšanje ponašanja AB okvira s blokovima bez morta pri potresu

U ovom su radu istraženi učinci blokova bez morta na armiranobetonski (AB) okvir na temelju proračunskih i eksperimentalnih analiza, uspoređujući njegovo ponašanje s ponašanjem tradicionalnih okvira s ispunskim zidovima i bez njih. Utjecaj sljubnica između zida i okvira istražen je razmatranjem fleksibilnih i krutih sljubnica. Primjena fleksibilne sljubnice spriječila je odvajanje zida i okvira. Okvir s tradicionalnom ispunom imao je povećanu bočnu krutost (1,44 puta u odnosu na okvir bez ispune). Suhozid s mortom između zida i okvira povećao je bočnu krutost 1,25 puta. Okvir s polimerom pokazao je slično ponašanje kao okvir bez ispune, posebno u pogledu početne krutosti. U proračunskoj analizi, u kojoj je bočni pomak AB okvira iznosio čak 0,08, zaključeno je da je zidanje bez morta omogućilo 17-postotno povećanje nosivosti u usporedbi s nosivosti okvira bez ispune. Suhozidom se bočna krutost okvira povećala za samo 10 %, dok je tradicionalni ispunski zid povećao krutost okvira 1,42 puta u proračunskoj analizi. Kada je između suhozida i okvira primijenjen polimer, krutost je bila slična krutosti okvira bez ispune. Zato se suhozidi s različitim ispunama mogu primjenjivati za povećanje osnovnog perioda konstrukcije kao alternativni pristup projektiranju konstrukcije otporne na potres. Primjenom polimera smanjilo se oštećenje zida smanjenjem naprezanja te je omogućen najveći bočni pomak. U usporedbi s AB okvirom bez ispune okvir s ispunom od suhozida i polimernim vezivom bio je nešto duktilniji.

Ključne riječi:

AB okvir, suhozid, polimer PM, poliuretansko ljepilo, fleksibilna sljubnica, Abaqus

Original research paper

Hakan Koman, Halil Nohutcu, Gökhan Kılıç, Arkadiusz Kwiecien, Emre Ercan

Improving the seismic behaviour of RC frames with mortarless blocks

This paper investigated the effects of mortarless blocks on a reinforced concrete (RC) frame based on computational and experimental analyses by comparing its behaviour with those of traditional frames with and without walls. The effects of the joint between the wall and frame were investigated using flexible and stiff joints. The use of a flexible joint prevented segregation between the wall and frame. The frame with traditional infill had increased lateral rigidity (1.44 times of the bare frame). A dry stack wall with mortar between the wall and frame increased the lateral rigidity by 1.25 times. The frame with the polymer exhibited a behaviour similar to that of the bare frame, especially with respect to the initial stiffness. In the computational analysis, in which the lateral drift of the RC frames was as high as 0.08, it was concluded that the mortarless masonry allowed a 17 % increase in load capacity compared with that of the bare frame. The dry stack masonry increased the lateral stiffness of the bare frame by only 10 %, whereas the traditional infill wall increased the stiffness of the bare frame by 1.42 times in computational analysis. When a polymer was used between the dry stack wall and frame, the stiffness was similar to that of the bare frame. Thus, dry-stack masonry walls with different gap fillers can be used to increase the period of structures as an alternative approach to earthquake-resistant structural design. The use of a polymer decreased the wall damage by reducing the stresses and allowed the highest lateral drift. Compared with the RC frame without walls, the dry-stacked masonry-infilled frame with the polymer binder was slightly more ductile.

Key words:

RC frame, dry stack masonry, polymer PM, polyurethane adhesive, flexible joint, Abaqus

1. Uvod

Diljem svijeta dogodili su se brojni razorni potresi, uključujući one prijavljene u Kocaeliju (1999.), Northridgeu (1994.), Kahramanmarašu (2023.), Landersu (1992.) i Kobeu (1995.). Mnogo je ljudi poginulo, a nastala je i ekonomska šteta zbog razaranja zgrada. Konkretno, opasne su neduktilne okvirne konstrukcije. Za rješavanje destruktivnih učinaka jakih pomaka tla potrebno je povećati sposobnost disipacije energije u zgradama. Za postizanje tog cilja mogu se koristiti seizmički prigušivači te su njihova svojstva razvijena. Frikcijski, metalni, viskozni i visokoelastični prigušivači pasivni su uređaji za disipaciju energije koji su primijenjeni u prethodnim istraživanjima. Navedena vrsta uređaja za disipaciju energije ekonomično je i alternativno rješenje za seizmičko ojačanje zgrada u usporedbi s tradicionalnim metodama seizmičkog ojačanja kao što je to upotreba armiranobetonskih (AB) zidova za povećanje bočne krutosti konstrukcija. U analizi seizmičkog ojačanja zgrade u Istanbulu pokazalo se da je primjena frikcijskih prigušivača izvedivija alternativa od tradicionalnih metoda ojačanja zbog jednostavnosti postavljanja uređaja bez ometanja stanara ili prisiljavanja na preseljenje tijekom procesa ojačanja [1]. U drugome istraživanju analiza je provedena primjenom frikcijskog prigušivača. Kada su čelične ukrute s frikcijskim prigušivačima dodane postojećim okvirima, razine nosivosti na bočne silu i krutosti povećale su se, momenti savijanja u stupovima smanjili su se, a uzdužne sile u stupovima povećale su se. AB zidovi ponašali su se kruto pod bočnim opterećenjem i bili su nepovoljni kada su se primjenjivali frikcijski prigušivači jer nisu mogli osigurati potreban pomak. Sila trenja koja aktivira frikcijske prigušivače može se odabrati tako da konstrukcija može održati elastično ponašanje pod očekivanim učincima kao što su vjetar i slabiji potres [2]. U drugome su radu predložena tri tipa metalnih prigušivača. Analiza je provedena dodavanjem prigušivača na postojeće čelične i armiranobetonske konstrukcije. Među uvedenim prigušivačima najveću potrošnju energije imao je hibridni prigušivač koji primjenjuje popuštanje čelika i trenje (engl. *metallic yielding and friction damper* - MYFD). Prema istraživanju provedenome na stvarnoj AB zgradi, prigušivač tipa MYFD smanjio je odziv konstrukcije za približno 35 % [3]. Prigušivači mogu poboljšati učinkovitost konstrukcija tijekom potresa, no cijena njihove izgradnje sprječava da postanu popularni.

U seizmički aktivnim područjima ispunski zidovi u okvirima obično se primjenjuju kao pregrade za odvajanje prostora i njihovi učinci na ponašanje konstrukcije tijekom potresa zanemareni su u prošlim projektima. Međutim, zidovi mogu promijeniti krutost, period oscilacije i duktilnost konstrukcije tijekom jakog potresa zahvaljujući interakciji zida i okvira. Osim toga ispunski zidovi mogu se srušiti u smjeru izvan ravnine u bilo kojemu trenutku tijekom potresa, što može neočekivano promijeniti ponašanje konstrukcije. Ispunski zidovi mogu uzrokovati razlike u bočnoj krutosti između katova i stvoriti meku etažu. Mnogi su znanstvenici istraživali navedene probleme i primjenjivali fiktivne tlačne elemente za modeliranje ponašanja ispunskog

zida. Taj je pristup također usvojen u potresnim normama kao što je Eurokod 8 te ga je usvojila i Federalna agencija za upravljanje u kriznim situacijama FEMA 356 [4].

Suprotno tomu, pretvaranje zidova koji su već izgrađeni iz nekonstrukcijskih razloga u elemente za disipaciju energije razumna je ideja. U eksperimentalnom je istraživanju zaključeno da suhozidni paneli mogu bez povećanja krutosti okvira znatno poboljšati sposobnost disipacije seizmičke energije kada je okvir u elastičnoj fazi [5]. Zato je u drugome istraživanju suhozidni panel modeliran kao element za disipaciju energije, a Jacobsenov pristup primijenjen je za izračun novoga koeficijenta prigušenja za dinamičku analizu okvira [6]. U Jacobsenovu je pristupu koeficijent prigušenja za nelinearnu fazu ponašanja konstrukcije izračunan određivanjem omjera između energije koju disipira element i energije elastične deformacije okvira. Također je navedeno da su svojstva sljubnice između okvira i suhozida (bez obzira na to postoji li razmak između panela i okvira) promijenila svojstva disipacije energije okvira. U sljedećem su istraživanju primijenjene različite vrste ispune za praznine i primijećeno je da je kruta sljubnica između suhozida i okvira uzrokovala veću disipaciju energije u okviru pod bočnim opterećenjima u usporedbi s ekvivalentnim zidom s pjenom kao ispunom sljubnice. To je uzrokovano vertikalnim pomicanjem ispune tijekom bočnog opterećenja okvira. Pjena je omogućila da se ispuna pomiče vertikalno. Međutim, u varijanti s krutom vezom više trenja djelovalo je između blokova bez morta, što je omogućilo okviru da nosi više bočnog opterećenja i troši više energije [7]. U sljedećem su istraživanju izračunani faktori prigušenja okvira sa suhozidima. Za okvir bez zidova utvrđen je koeficijent prigušenja od 0,03, dok je za okvir sa suhozidom utvrđen koeficijent prigušenja od 0,17. U teoriji, ako se koeficijent trenja između opeka može povećati, dodatno će se povećati i prigušenje. Prema njihovim rezultatima, okvir sa zidovima bez morta troši više energije nego okvir s tradicionalnim ispunskim zidovima ili okvir bez ispune [8].

U sljedećem je istraživanju provedeno pojednostavljeno numeričko modeliranje primjenom pristupa modeliranja neelastičnog zida računalnim programom *Seismostruct* nakon detaljne analize metodom konačnih elemenata (FEM) s računalnim programom DIANA te je zaključeno da je poluisprepleteno suhozidno zidanje korisno za poboljšanje disipacije energije konstrukcije bez znatnog smanjenja duktilnosti pomaka [9].

U prethodnome eksperimentalnom istraživanju pokazano je da nakon sloma stupova uslijed uzdužnog opterećenja poluisprepleteni zid pomaže okvirima da nose uzdužne sile i nastavlja trošiti energiju zbog trenja između blokova u neelastičnome stadiju okvira. Okviri s poluisprepletenim zidovima imali su bočnu nosivost približno 1,4 puta veću od nosivosti okvira bez ispunskog zida. Autori su promatrali ponašanje slaboga dijagonalnog tlačnog elementa u poluisprepletenome ispunskom zidu od opeke pod bočnim opterećenjem okvira [10]. U Turskoj je provedeno istraživanje s lokalnim poluisprepletenim šupljim opekama. Međutim, u tom se istraživanju bočna nosivost okvira nije povećala u usporedbi s okvirom bez ispunskog zida

[11]. To se može povezati s činjenicom da je upotreba šupljih opeka uzrokovala slab otpor kada je suhozid djelovao kao fiktivni tlačni element, a to nije pomoglo okviru da poveća bočnu nosivost.

U sljedećem su ispitivanju uspoređeni sustavi zidanja bez ispune koje su predložila dva tima iz dviju zemalja. U tu svrhu rezultati cikličkih ispitivanja ispunskih zidova prvo su kalibrirani u numeričkoj analizi kako bi se zidovi bez morta modelirali kao ekvivalentni tlačni elementi. Potom su provedene nelinearne statičke i nelinearne dinamičke analize na okviru od šest etaža. Rezultati su pokazali da je zidanje bez morta koje je predložio tim Sveučilišta u Paviji povećalo kapacitet 1,6 puta u usporedbi s okvirom bez ispunskog zida [12].

U drugome istraživanju faktori ponašanja za AB konstrukcije s poluisprepletenim i nearmiranim ispunskim zidovima uspoređeni su s onima za okvire bez ispune. Proveden je nelinearni statički proračun postupnog guranja konstrukcije za četverokatne konstrukcije. Zaključili su da je u svim slučajevima postavljanja poluisprepletenog ispunskog zida u konstrukciju faktor ponašanja bio veći nego kod okvira bez ispune i nearmiranih okvira zidova [13].

Nasuprot tomu, postavljanje fleksibilne sljubnice pokazalo je da primjena visokodeformabilna ljepila za sljubnice smanjuje koncentracije naprezanja i poboljšava nosivost sljubnica [14]. U prethodnim eksperimentima opeke popravljene fleksibilnim ljepilima izdržale su veće opterećenje od svojih nedeformiranih ekvivalenata u ispitivanjima savijanja, iako je vlačna čvrstoća ljepila bila manja od vlačne čvrstoće opeke [14]. Drugi su istraživači naknadno zaključili da upotreba fleksibilnih sljubnica povećava sposobnost trošenja energije konstrukcija [14-17]. U tim je istraživanjima navedeno da se visokodeformabilna ljepila za fleksibilne sljubnice mogu modelirati kao hiperelastični materijali te su navedena mehanička svojstva visokodeformabilnog ljepila [14-17].

U sljedećem je istraživanju polimer ubrizgavan između zona interakcije tradicionalnih šupljih opeka i AB okvira. Pri ispitivanju okvira na posmik u ravni uočeno je da ubrizgavanje polimera čini okvir duktilnijim, no pri bočnome pomaku od 1,6 % veza je otkazala, iako je ubrizgavanje polimera spriječilo urušavanje zida izvan ravnine [18]. U jednom su radu ispitivanja na vibracijskome stolu otkrila da je ubrizgavanje polimera zaštitilo tradicionalnu ispunu i odgodilo slom u zoni spoja do bočnog pomaka od 2,5 % [19]. Ti su rezultati potvrđeni rezultatima drugoga eksperimentalnog istraživanja u kojemu je konstrukcija bila sposobna izdržati jake harmonijske vibracije na vibracijskome stolu tijekom dužeg perioda (10 min) (1,35 g, 30 mm, 1,3 % bočnog pomaka) [20].

Cilj je ovog rada istražiti suhozide kao zidni sustav koji troši energiju unutar AB okvira. Primjena suhozida unutar AB okvira mijenja njihov kapacitet i krutost. U projektiranju konstrukcija otpornih na potres ili tijekom seizmičkog ojačanja smanjenje krutosti okvira u usporedbi s tradicionalnim ispunskim zidovima može biti korisno. Kao što je navedeno u prethodnome istraživanju [7], interakcija između suhozida

i okvira uzrokuje zonu uklještenja u zidu, a unutar te zone dolazi do trenja između opeka. Ako je međudjelovanje spriječeno razmakom između okvira i zida, zona uklještenja nestaje, čime se disipacija energije smanjuje. Zato prethodno spomenuta visokodeformabilna ljepila mogu biti povoljna za osiguravanje duktilne kontaktne zone između zida i okvira bez dopuštanja bilo kakvog odvajanja materijala. Visokodeformabilna ljepila mogu smanjiti bočnu krutost okvira u usporedbi s alternativnim krutim ispunama. Zato je cilj ovog rada istražiti učinke fleksibilne sljubnice između okvira i ispune bez morta na ponašanje konstrukcije kroz eksperimentalno kvazistatičko opterećenje AB okvira i FEM analizu pomoću Abaqusa [21]. Za program proračunskog modeliranja odabran je Abaqus jer pruža izvrsnu procjenu eksperimentalnih rezultata [22].

2. Materijali i metode

Za eksperiment izrađena su četiri AB okvira. Elementi okvira bili su dimenzija 12 × 12 cm. Uzorci okvira bili su visoki 0,75 m, sa svijetlim rasponom greda od 1 m. Izgrađen je temelj presjeka 30 × 30 cm i duljine 1,5 m za upeti oslonac stupova. Uzdužne armaturne šipke (4Ø8) ugrađene su u stupove i grede, dok su armaturne šipke Ø6 ugrađene kao poprečna armatura. Kako bi se istražilo ponašanje okvira, provedeni su kvazistatički eksperimenti. Unutar triju AB okvira provedeni su različiti tipovi ispunskih zidova. Jedan ispunski zid bio je tradicionalni ispunski zid koji je služio za usporedbu i izgrađen je pomoću morta i obične šuplje opeke (dimenzija 190 × 85 × 100 mm). Druga dva ispunski zida bili su suhozidi građeni primjenom čvrste glinene opeke dimenzija 190 × 90 × 50 mm koja se u praksi primjenjuje za zidanje. Između okvira i suhozida primijenjeni su različiti materijali sljubnica. Fleksibilne i krute sljubnice izrađene su pomoću polimera PM i morta.



Slika 1. Shematski prikazi okvira: a) Okvir bez ispune; b) Okvir s tradicionalnom ispunom; c) Okvir sa suhozidom i polimernim vezivom; d) Okvir sa suhozidom i mortom

2.1. Ispitivanja materijala

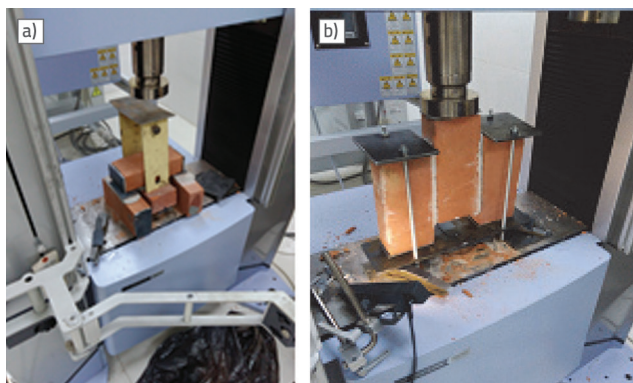
Tlačna čvrstoća betona upotrijebljenog u okviru određena je tlačnim ispitivanjima. Prosječna 28-dnevna tlačna čvrstoća uzoraka kocke iznosila je 30,25 MPa. Zato se beton može klasificirati kao C25/30 u skladu s normom TS-EN 206.

Rezultati vlačnog ispitivanja proizvođača pokazali su da su elementi namijenjeni za čelične armaturne šipke koje se primjenjuju unutar okvira. Granica popuštanja i vlačna čvrstoća čelika B420C korištenog za šipke promjera 8 mm u AB okviru bila je 491 MPa odnosno 553 MPa. Što se tiče B420C koji se koristi za šipke promjera 12 mm, granica popuštanja i vlačna čvrstoća iznosila je 490 MPa odnosno 610 MPa. Čelik SAE 5,5 mm (čelik SAE 1008) primijenjen je za ovijanje u AB okviru s pretpostavljenom granicom popuštanja i vlačnom čvrstoćom od 277 MPa odnosno 387 MPa. Izduženje SAE čelika pri slomu iznosilo je 42 %.

U eksperimentima upotrijebljen je most omjera 1 : 2 : 9 (cement : vapno : pijesak), koji se sastojao od portlandskog cementa razreda CEM 1 32.5 i hidratiziranog vapna. Dobiven je udio vode potreban za slijeganje od 10 mm. Tlačna ispitivanja i ispitivanja na savijanje provedena su prema normi TS EN 196-1. Za potrebe ispitivanja pripremljeni su uzorci greda dimenzija 40 mm × 40 mm × 160 mm. Za dobivanje modula elastičnosti morta pripremljen je cilindrični uzorak 100/200 mm, a ispitivanja su provedena prema normi EN 13286-43. Prosječne gustoće šest uzoraka morta iznosile su 1954,14 kg/m³. Pri ispitivanju na savijanje brzina opterećenja iznosila je 50 N/s, a razmak između oslonaca 100 mm. Prosječna savojna čvrstoća morta iznosila je 0,257 MPa. Tlačna ispitivanja provedena na polovini uzoraka nakon ispitivanja na savijanje pokazala su prosječnu čvrstoću od 5 MPa. Modul elastičnosti dobiven je eksperimentalno, ali rezultati nisu valjani zbog pogreške na kameri koja se dogodila tijekom mjerenja deformacije. Zato je modul elastičnosti preuzet iz prethodnoga eksperimentalnog istraživanja [23] provedenog na istoj vrsti morta. U prethodnom je istraživanju zaključeno da se vrijednosti morta očvrstulog između opeka trebaju smatrati reprezentativnima za stvarnu situaciju u zidu, a prosječni modul elastičnosti iznosio je 700 MPa [23].

Za simulaciju ponašanja okvira u proračunskome modelu važno je shvatiti ponašanje kontaktne zone između morta i opeke. Uzimajući to u obzir, pripremljena su tri uzorka za posmični i vlačni način ponašanja veze između morta i opeke.

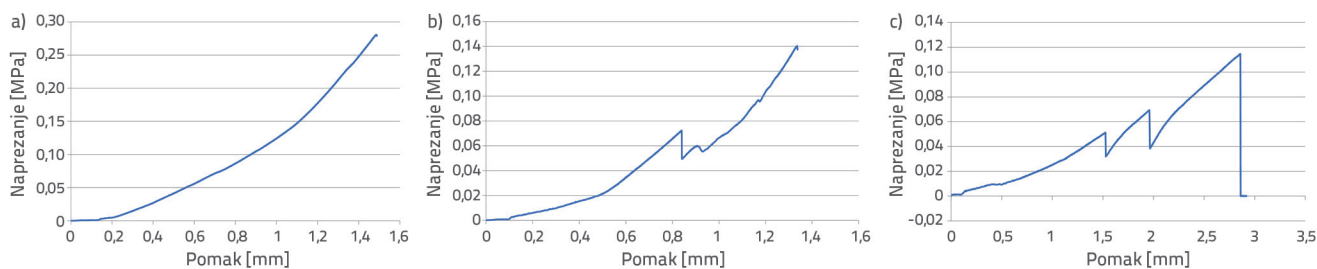
Međutim, rezultati uzorka 3 u ispitivanju na posmik sadržavali su pogreške zbog vibracija u kameri pa rezultati za uzorak 3 nisu upotrijebljeni. Pretpostavlja se da kontaktna zona između morta i betona pokazuje isto ponašanje u numeričkoj analizi suhozida. Na slici 2. prikazana su ispitivanja na posmik i vlačna ispitivanja kontaktne plohe. Čelične ploče na uzorcima primijenjene su za stvaranje glatkih površina tijekom opterećenja. Brzina opterećenja tijekom ispitivanja na posmik postavljena je na 10 N/s. Nakon opterećenja dobiven je grafikon naprezanja i pomaka za svaki uzorak. Na slici 3. prikazani su rezultati ispitivanja vlačne prionjivosti.



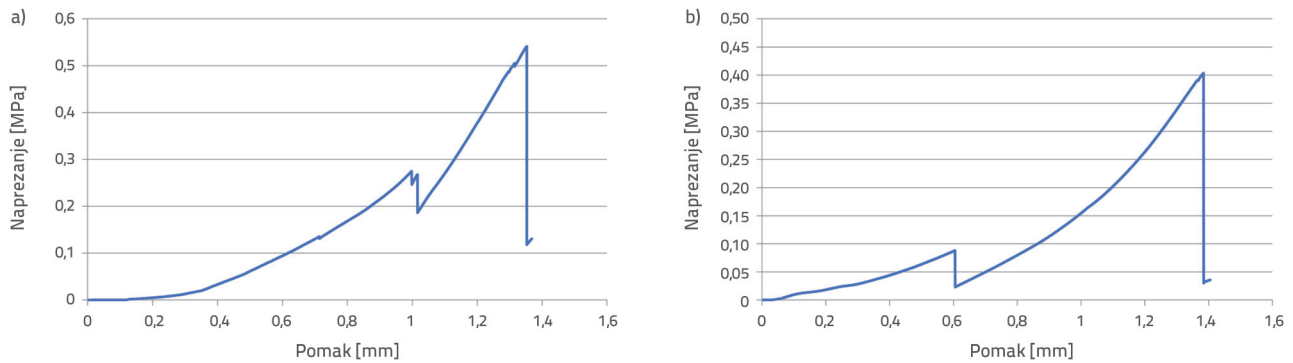
Slika 2. a) Vlačna ispitivanja; b) Ispitivanja posmične veze

Na slici 4. prikazani su rezultati ispitivanja posmične veze u kojima je energija loma u odgovarajućemu modu otkazivanja dobivena izračunavanjem površine ispod grafova. U ispitivanju posmičnog ponašanja utvrđeno je da površine ispod grafova za uzorke 1 i 2 iznose 0,21 MPa odnosno 0,15 MPa. U ispitivanjima vlačne prionjivosti utvrđeno je da površine ispod grafova uzoraka 1, 2 i 3 iznose 0,14 N/mm, 0,06 N/mm odnosno 0,12 N/mm. Prosječna energija loma za posmični slom iznosila je 0,18 N/mm, a prosječna energija loma za vlačni slom 0,10 N/mm.

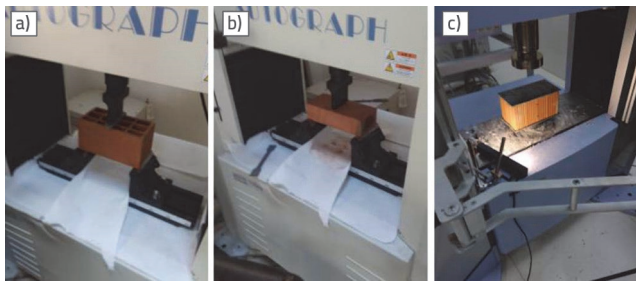
U eksperimentima primijenjene su dvije vrste glinenih opeka. Glinene opeke proizvedene za zidanje primijenjene su u zidovima bez morta. Šuplje glinene opeke obično se primjenjuju za tradicionalne ispušne zidove. U skladu s TS EN 772-1 tlačna čvrstoća opeke za zidanje određena je na 16 MPa. Prosječna vlačna čvrstoća opeke za zidanje utvrđena je na 8,94 MPa u ispitivanjima savojne čvrstoće (slika 5.).



Slika 3. Ispitivanje vlačne prionjivosti uzoraka: a) Uzorak 1; b) Uzorak 2; c) Uzorak 3



Slika 4. Ispitivanje posmičnog ponašanja uzoraka: a) Uzorak 1; b) Uzorak 2



Slika 5. a) Ispitivanje na savijanje uzorka šuplje opeke; b) ispitivanje na savijanje uzorka glinene opeke, c) tlačno ispitivanje šuplje glinene opeke

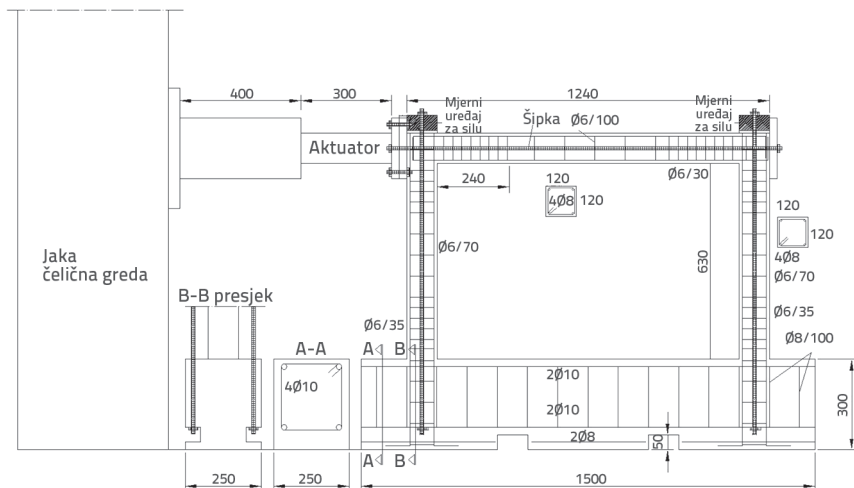
Modul elastičnosti opeke za zidanje postavljen je na 6000 MPa kao što je to navedeno u prethodnome istraživanju [24]. Tlačna čvrstoća i modul elastičnosti šuplje opeke određeni su tlačnim ispitivanjem (slika 5.). Brzina opterećenja tijekom ispitivanja iznosila je 0,15 MPa/s, a čelična ploča s epoksidnom smolom postavljena je na gornju i donju površinu opeke kako bi se postiglo ravnomjerno opterećenje. Deformacija u srednjemu dijelu opeke izmjerena je kamerom. Prosječna tlačna čvrstoća šuplje opeke iznosila je 3,56 MPa, a prosječni modul elastičnosti svih uzoraka šuplje opeke 1111 MPa. Vlačne čvrstoće šupljih opeka izračunane su ispitivanjem na savijanje. Prosječna vlačna čvrstoća svih uzoraka šuplje opeke iznosila je 0,9 MPa.

2.2. Ciklička ispitivanja okvira

2.2.1. Svojstva okvira

Okvir sa stupovima od 40 × 40 cm projektiran je u skladu s pravilima projektiranja AB elemenata Turske norme za potresno projektiranje iz 2018. (TSC 2018) [25]. Okvir je visine 3 m i raspona grede 4 m, a projektiran je na temelju bočnog i vertikalnog opterećenja stupa od 250 kN odnosno 600 kN. Nakon analize dobivene su sljedeće unutarnje sile za dimenzioniranje: $N_d = 700$ kN (uzudžno), $V_d = 126$ kN (posmik), $M_d = 206$ kNm (moment) za stup i $V_d = 92$ kN i $M_d = 172$ kNm za gredu. Uzdužne armaturne šipke grede i stupa određene su prema unutarnjim silama, a površina armature poštivanjem

maksimalne i minimalne armature iz TSC-a 2018 [25]. Armatura za ovijanje određena je u skladu s principom projektiranja po sposobnosti nosivosti kao što je to navedeno u TSC-u 2018 [25]. Metoda proračuna po sposobnosti nosivosti temeljila se na promjeni momenta nosivosti elemenata u plastičnome zglobu i zanemarivanja doprinosa betona otpornosti na posmik tijekom određivanja posmične armature. Također je kontrolirana granična nosivost na posmik navedena u normi kako bi se spriječio krhki tlačni slom. Kontrolirana su pravila armiranja za ovijanje stupova, a odabran je $\varnothing 12/10$ cm (12 mm) armaturne šipke za 40 × 40 cm stupove. Koeficijent armiranja uzdužnom armaturom je 0,01141 odnosno armatura 12 \varnothing 14. Zbog problema s podizanjem teškog okvira okvir je smanjen na četvrtinu veličine, ali umjesto presjeka elemenata od 10 × 10 cm upotrijebljen je okvir s elementima presjeka 12 × 12 cm (iz konstrukcijskih i tvorničkih razloga). Taj proces skaliranja izveden je na temelju praktičnih zakona fizičkog modeliranja o kojima se raspravljalo u prethodnim istraživanjima [26, 27]. Praktični ishodi pristupa fizičkog modela navedeni su u tablici 1. U tablici 1. F označava silu, L duljinu, a S_l omjer skaliranja (u ovome istraživanju je 4). Dimenzioniranje je ponovno provjereno za elemente poprečnog presjeka 12 × 12 cm, a dimenzioniranjem je potvrđeno da je armatura jednaka kao prije. Naprimjer, potrebna uzdužna površina armature za stup od 48 × 48 cm bila je 2628 mm². Ako su površine armaturnih šipki podijeljene faktorom 16, tada je uočeno da je 4 \varnothing 8 prikladno za umanjene modele stupova od 10 × 10 cm i 12 × 12 cm ($\varnothing 8$ jest minimalna dostupna armaturna šipka na tržištu). U skladu sa zakonima o skaliranju posmična armatura također se mora skalirati, ali, kako bi se omogućio vrlo velik kapacitet bočnog pomaka na okviru, dodane su dodatne šipke za ovijanje u područje čvora grede i stupa okvira od 12 × 12 cm, slijedeći pristup u normi TSC 2018. Prema TSC-u 2018 [25], duljina kritičnog područja u gredama mora biti najmanje dva puta veća od visine grede, a razmak između spona u tome području u gredama mora biti 0,25 visine grede. Zato je u kritičnome području duljine 240 mm odabran razmak spona od 30 mm. Šuplje opeke (190 × 190 × 135 mm) standardne su opeke. Zato se pretpostavilo da nema potrebe skalirati uzorke šupljih opeka od 190 × 85 × 100 mm koje se primjenjuju u tradicionalnim eksperimentima u kojima



Slika 6. Okvir skaliran za četvrtinu i uvjeti opterećenja u eksperimentima

se ispituju zidovi. U zidovima bez morta primijenjene su opeke visine 50 mm i širine 90 mm. U ovome se radu analizirani okvir ne ponaša "snažan stup – slaba greda". To može ograničiti sposobnost trošenja energije uslijed trenja u suhozidu. Detalji okvira i dimenzije u milimetrima prikazani su na slici 6. Slika 6. skalirana je za približno 1/18. Zaštitni sloj betona je 15 mm. Dimenzioniranje je primijenjeno u prethodnome numeričkom istraživanju [28].

Tablica 1. Stvarni praktični model [26]

Količina	Dimenzije	Stvarni praktični model
Naprezanje betona	FL ⁻²	1
Deformacija betona	-	1
Modul elastičnosti betona	FL ⁻²	1
Poissonov omjer betona	-	1
Zapreminska težina	FL ⁻³	1/S ₁
Naprezanje armature	FL ⁻²	1
Deformacija armature	-	1
Modul elastičnosti armature	FL ⁻²	1
Naprezanje prijanjanja između armature i betona	FL ⁻²	1
Duljina	L	S ₁
Pomak	L	S ₁
Kutni pomak	-	1
Površina armature	L ²	S ₁ ²
Točkasto opterećenje	F	S ₁ ²
Linijsko opterećenje prirastom	FL ⁻¹	S ₁
Tlak	FL ⁻²	1
Moment	FL	S ₁ ³

2.2.2. Ciklička ispitivanja

Oprema za opterećenje prikazana je na slikama 6. i 7. Za cikličko kvazistatičko ispitivanje AB okvira primijenjen je aktuator. Horizontalni aktuator kapaciteta 500 kN i hoda od 250 mm. Proizvelo ga je sveučilišno inženjersko društvo [29]. Potenciometri su postavljeni na kutovima okvira i na sredini visine stupova kako bi se izmjerili bočni pomaci. Proizvedeni su pomoću OPKON-a [30]. Senzori za mjerenje sile primijenjeni su za mjerenje bočnog opterećenja stupova. Bočna opterećenja primijenjena su hidrauličkim aktuatorom kapaciteta 30 cm, pričvršćenog za glavni čelični okvir.

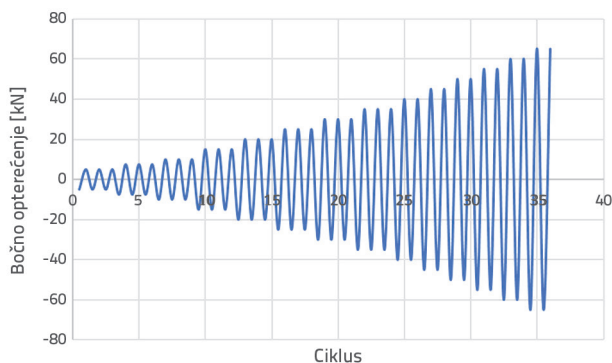
Na kraju aktuatora nalazi se zglob. Uzorak okvira postavljen je u sustav opterećenja, točnije čelični okvir širine 6,25 m i visine 3,25 m. Mjerni uređaji za mjerenje sile postavljeni su za mjerenje vertikalnog i bočnog opterećenja. Maksimalno vertikalno opterećenje primijenjeno na stupove iznosilo je 75 kN (jednolik tlak približno jednak 5 MPa), što je maksimalno opterećenje koje se može unijeti armaturnom šipkom pričvršćenom za temelj zategnutim maticama. U skladu s pristupom praktičnoga pravog modela za skaliranje na okvir je potrebno postaviti dodatnu težinu. Međutim, masa okvira činila je mali udio ukupnoga vertikalnog opterećenja pa dodatne težine nisu bile potrebne. Taj je pristup primijenjen u prethodnome istraživanju u kojemu je također ispitan skalirani AB stup. Budući da su modul elastičnosti i omjeri ubrzanja bili jednaki jedan, zapreminska težina treba biti 1/S₁, no u prethodnom je istraživanju preporučeno da se ubrzanje ne uzima u obzir u eksperimentima u kojima su dinamički učinci beznačajni kao što su to kvazistatički učinci [31].



Slika 7. Cikličko ispitivanje okvira bez ispune

Linearni potenciometri primijenjeni su za utvrđivanje bočnih pomaka u ispitivanju. Četiri linearna potenciometra postavljena su u gornjim kutovima, u sredini okvira i još jedan u temelju. Okvir je učvršćen šipkama kao što je to prikazano na slici 7.

Bočno opterećenje izvedeno je povećanjem sile u intervalima od 5 kN kao što je to prikazano na slici 8. Za opterećenja do 45 kN primijenjena su tri ciklusa. Naknadno su primijenjena dva ciklusa kako bi se dobio izračun vremena. Nakon posljednjeg ciklusa opterećenja primijenjeni su pomaci od 60 i 65 mm. Temelj uzorka okvira dimenzioniran je tako da pruži upeti oslonac za stupove i omogućiti podizanje na postolje.

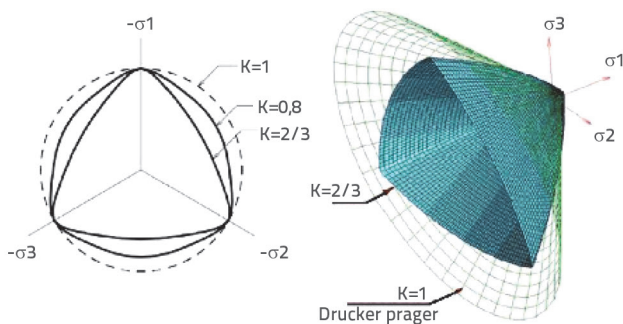


Slika 8. Opterećenje u cikličkome ispitivanju

2.3. Proračunsko modeliranje

2.3.1. Modeliranje betona

Za modeliranje betona primijenjen je proračunski model pod nazivom *concrete damaged plasticity* (CDP). CDP model modifikacija je Drucker-Pragerova (DP) modela. Kada je $K = 1$, tada je model DP model kao što je to prikazano na slici 9 [32]. Za razliku od von Misesove teorije, DP teorija uzima u obzir promjene u volumenu uslijed hidrostatskog tlaka kako bi se dobio uvjet popuštanja.



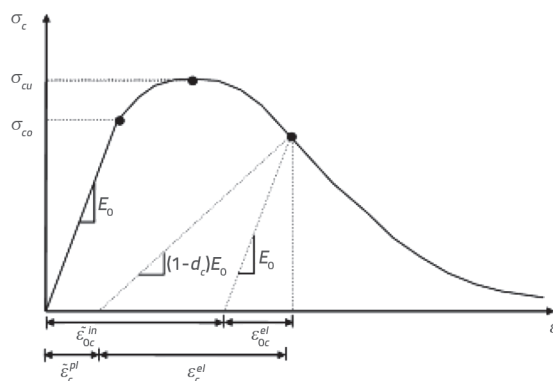
Slika 9. Model *concrete damaged plasticity* [32]

Odnosi između naprezanja i deformacija betona u proračunskome modelu prikazani su na slici 10. U ovom su istraživanju vrijednosti na krivulji određene prema izrazu 1 [33], a za parametre d_c i d_{cr} , koji upućuju na učinke koji deformiraju elastičnost betona pod tlakom i vlakom, pretpostavljeno je da su jednaki nuli.

$$f/f_o = 2.1 \times (\epsilon/\epsilon_o) - 1.33 \times (\epsilon/\epsilon_o)^2 + 0.2 \times (\epsilon/\epsilon_o)^3 \quad (1)$$

Pretpostavlja se da je deformacija koja odgovara maksimalnome naprezanju 0,002 za beton razreda C25, a Youngov modul postavljen je na 31000 MPa. Kut dilatacije za beton, koji označava kut dilatacije izračunan u ravnini p-q, postavljen je na 38°. U usporedbi s prethodnim eksperimentima [34], navedena vrijednost daje realne rezultate.

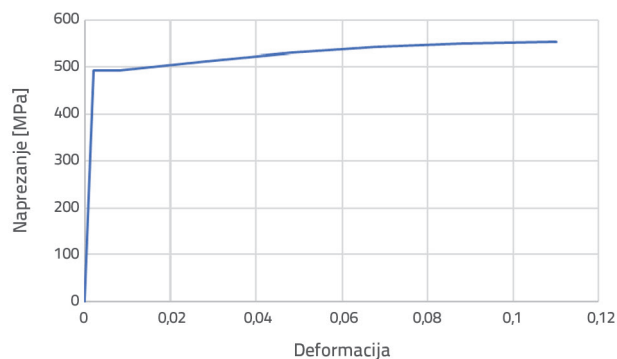
Smatra se da vrijednost ekscentriciteta, koji označava omjer vlačne i tlačne čvrstoće betona, iznosi 0,1. Vrijednost f_{bo}/f_{co} postavljena je na 1,16, pri čemu je f_{bo} čvrstoća betona u uvjetima dvodimenzionalnog opterećenja, a f_{co} čvrstoća u uvjetima jednodimenzionalnog opterećenja.



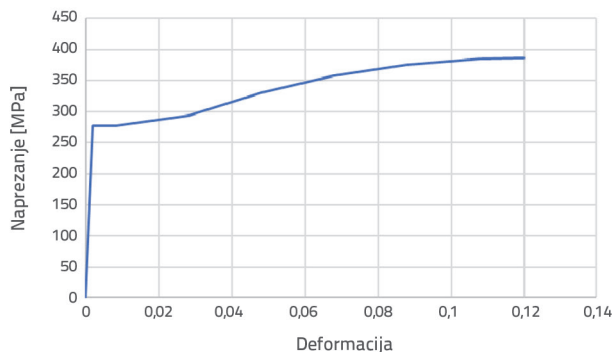
Slika 10. Radni dijagram betona [34]

2.3.2. Modeliranje čelika

Rezultati ispitivanja vlačne čvrstoće koje su proveli proizvođači primijenjeni su za modeliranje ponašanja čelika kao što je to objašnjeno u eksperimentalnome istraživanju u poglavlju 2.1. Pri modeliranju uzeti su u obzir učinci očvršćivanja plastičnom deformacijom kao što je to navedeno u poglavlju o nelinearnome modeliranju u turskoj građevinskoj seizmičkoj normi iz 2018. Radni dijagrami čeličnih materijala prikazani su na slikama 11. i 12.



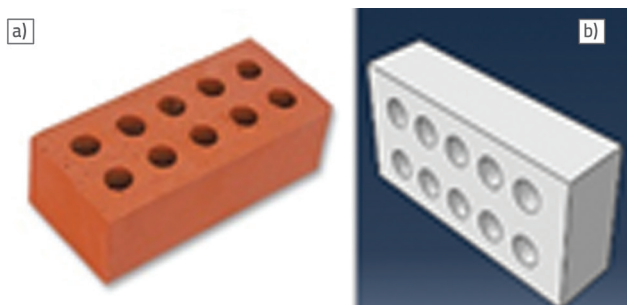
Slika 11. Radni dijagram čelika S420c [25]



Slika 12. Radni dijagram čelika SAE [25]

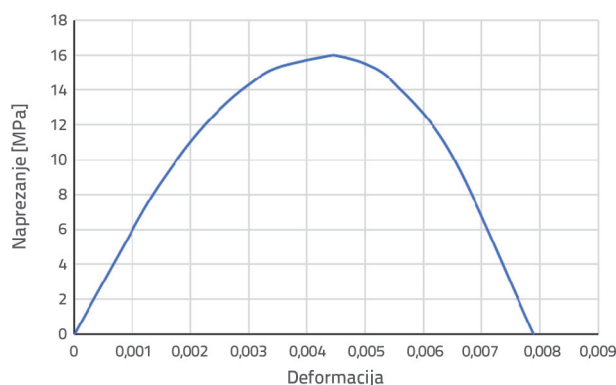
2.3.3. Modeliranje glinenih opeka

Za modeliranje ziđa bez morta primijenjene su lokalne opeke (slika 13.). Za modeliranje ponašanja opeke primijenjen je CDP model u Abaqusu postavljanjem parametra K na jedan kako bi odražavao DP model.



Slika 13. a) Glinene opeke koje se primjenjuju za suhozid; b) Proračunski model

Vrijednosti naprezanja i deformacije izračunane su paraboličkim odnosom opisanim u prethodnome istraživanju [24]. U tome odnosu granična popuštanja pri tlačnome ponašanju smatrana su deformacijom koja odgovara trećini čvrstoće. Radni dijagram opeke prikazan je na slici 14. Mehanička svojstva opeke određena su onako kako je to opisano u poglavlju 2.1. Tradicionalni ispunski zid izgrađen je od šuplje glinene opeke, a primijenjeno je mikro i makromodeliranje.



Slika 14. Radni dijagram glinenih opeka [24]

2.3.4. Modeliranje morta

Za modeliranje ponašanja morta primijenjen je CDP model. Kut dilatacije iznosio je $36,4^\circ$. Utvrđeno je da tlačna čvrstoća morta, Youngov modul, Poissonov omjer i vlačna čvrstoća iznose redom 5 MPa, 700 MPa, 0,157 i 0,257 MPa.

2.3.5. Modeliranje polimernog veziva

Prethodna istraživanja koja su opisivala modeliranje ponašanja savitljivih materijala i raspravljala o mehaničkim svojstvima materijala [14-16, 35] pružila su parametre koji će se primjenjivati u Mooney-Rivlinovoj teoriji. Mooney-Rivlinova teorija izražena je izrazima (2) do (6) kao što je to navedeno u prethodnim istraživanjima [14, 35].

$$W^{M-R} = C_{10} \times (\Delta^2 + 2/\Delta - 3) + C_{01} \times (1/\Delta^2 + 2\Delta - 3) \quad (2)$$

$$S_1 = F/A_0 = (dW^{M-R}/d\Delta) = 2 \times (C_{10} \times (\Delta - 1/\Delta^2) + (C_{01} \times (1 - 1/\Delta^2))) = 2 \times (1 - 1/\Delta^2) \times (\Delta C_{10} + C_{01}) \quad (3)$$

$$E_0 = 3G_0 = 6(C_{10} + C_{01}) \quad (4)$$

$$G_0 = 2(C_{10} + C_{01}) \quad (5)$$

$$\Delta = L/L_0 = \varepsilon + 1 \quad (6)$$

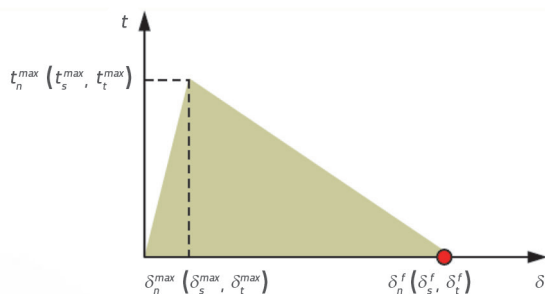
pri čemu je L konačna duljina, L_0 početna duljina, W^{M-R} funkcija energije deformacije materijala sličnog gumi, S_1 naprezanje, E_0 Youngov modul, G_0 modul posmika, a ε deformacija. C_{10} i C_{01} koeficijenti su Mooney-Rivlinove teorije. Na temelju rezultata prethodnog istraživanja [36] izračunane vrijednosti C_{01} i C_{10} iznosile su -0,05 odnosno 0,47.

2.3.6. Modeliranje interakcije između veziva i materijala u pristupu mikromodeliranju

Površinsko kohezivno ponašanje primijenjeno je za simulaciju interakcije morta i opeke te za interakciju polimera i opeke. Taj pristup primjenjuje pojednostavljenu metodu za modeliranje veza, pretpostavljajući vrlo tanko sučelje, i usvaja konstitutivni model naprezanja-razdvajanja. Izrazi za površinsko kohezivno ponašanje vrlo su slični onima koje se primjenjuju za kohezivne elemente koji pokazuju ponašanje naprezanja i razdvajanja [37]. Zakoni o naprezanju – razdvajanju primijenjeni su kako bi se opisao odziv sljubnica u načinima sloma 1, 2 ili 3, koji predstavljaju vlačni i posmični slom. U početku se sljubnica ponašala linearno, a vrijednosti K_n , K_s i K_t predstavljale su krutosti zgloba. Plastični odziv sljubnica počeo je dosežati vršnu vrijednost naprezanja. Štoviše, t_n i t_t redom su normalna i posmična naprezanja, a d_n i d_s razdvajanja za normalna i posmična naprezanja (slika 15.). Za definiranje početka oštećenja primijenjen je kriterij nominalnog naprezanja. Pretpostavljena je vlačna čvrstoća sljubnice od 0,173 MPa. Također, Mohr-Coulombova posmična svojstva

klizanja opisana su koeficijentom trenja postavljenim na 0,66 kako bi se simuliralo ponašanje nakon sloma sljubnice, što upućuje na to da će sljubnica kliziti ako posmično naprezanje premaši kritično posmično naprezanje. U Mohr-Coulombovu ponašanju koeficijent kohezije uzet je kao nula, a tlak je pomnožen s koeficijentom trenja (0,66). Energije loma sljubnica dobivene su iz eksperimentalnih podataka. Energije loma za Mod-1 i Mod-2 iznosile su 0,10 N/mm odnosno 0,18 N/mm. Kao što je to naznačeno u Abaqusovu priručniku [37], izrazi površinskoga kohezijskog ponašanja bili su vrlo slični onima koji se primjenjuju za kohezijske elemente s ponašanjem naprezanja i razdvajanja. U skladu s time pretpostavljeno je da su energije loma (površine ispod grafa naprezanje – razdvajanje) jednake. Ponašanje mješovitog načina rada u proračunskom modelu zabilježeno je primjenom Benzeggagh-Kenaneova pravila. Kao što je to spomenuto u prethodnome istraživanju [38], kada nema razlike u kritičnim energijama loma između drugog i trećeg načina posmičnog sloma, Benzeggagh-Kenaneovo pravilo najprikladniji je izbor za bilježenje kritične mješovite energije loma. Isto je istraživanje predložilo primjenu vrijednosti Benzeggagh-Kenaneova eksponenta od dva za krhke sljubnice [38].

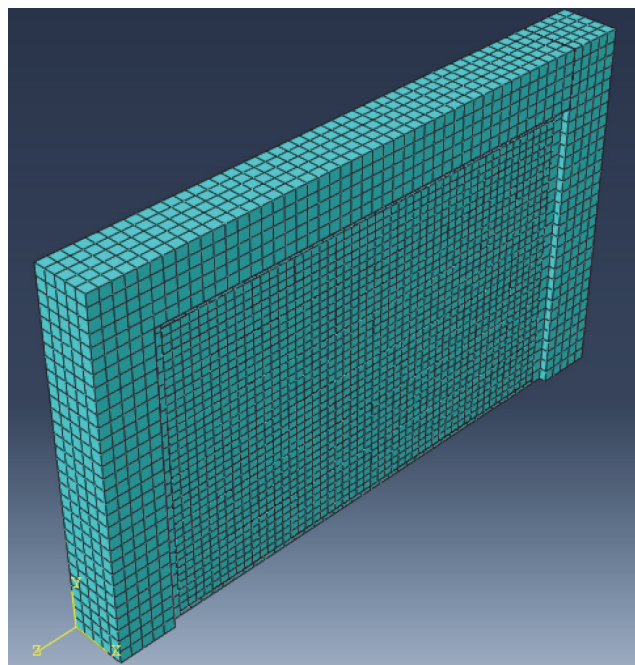
U prethodnome istraživanju energije loma fleksibilnih sljubnica uspoređivane su s onima sljubnica morta. Ta je usporedba pokazala da su polimerne sljubnice podvrgnute opsežnim i izraženijim oštećenjima i da imaju veće ukupne energije loma. Vrijednosti energije loma polimerne sljubnice dobivene su iz ovog rada i postavljene na 4,22 N/mm odnosno 10,93 N/mm za prvi i drugi način ponašanja [38].



Slika 15. Ponašanje naprezanja i razdvajanja [37]

2.3.7. Analiza modela

Element C3D8R primijenjen je za sve materijale u modelu, osim za armaturne šipke. Element C3D8R jest linearni element s osam čvorova, sa smanjenom integracijom i kontrolom učinka pješčanog sata (engl. *hourglass control*; slika 16.). Za armaturnu šipku primijenjen je element linearne grede s dvama čvorovima (B31). Za opterećenje okvira primijenjena je eksplicitna dinamička analiza. U Abaqusu je ta vrsta analize prikladnija za nelinearne kvazistatičke probleme koji uključuju kontakt.



Slika 16. Mreža konačnih elemenata

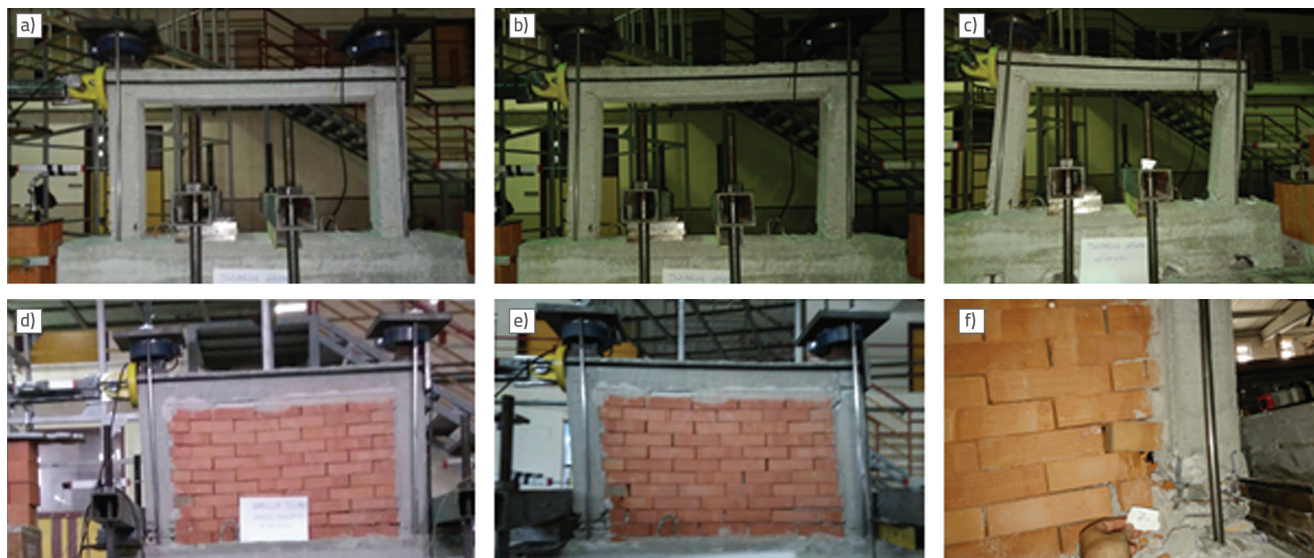
Za rješavanje izraza gibanja umjesto Newton-Raphsonove metode primijenjena je metoda središnjih razlika (engl. *central difference method*). Glavna prednost tog pristupa njegova je niska proračunska cijena. To je zato što matrice krutosti, mase i prigušenja nisu određeni u svakoj iteraciji. Umjesto toga pomaci u koracima $l + 1$ određeni su primjenom pomaka u koracima l i $l - 1$. Zahtjev za proračunskom snagom potreban je za određivanje unutarnjih sila u elementima [27].

Za uspješnu eksplicitnu analizu, ako će se primjenjivati za simulaciju kvazistatičkog opterećenja, moraju se uzeti u obzir određeni uvjeti jer se u tim situacijama statičko opterećenje transformira u dinamičko opterećenje. Ako se inercijske sile održavaju ispod određene granice, problem se može smatrati statičkim. To se određivanje može obaviti nakon analize ispitivanjem omjera kinetičke i ukupne unutarnje energije. Ako je taj omjer manji ili jednak 0,10, analiza je kategorizirana kao kvazistatičko opterećenje [27]. Za sve analize na okvire primijenjeno je opterećenje bočnim pomakom od 60 mm uz vrijeme opterećenja od 6 s.

3. Rezultati

3.1. Rezultati cikličkog ispitivanja ogoljenog okvira

U AB elementima okvira tijekom histereznih ciklusa od 5 kN (0,13 mm pomaka), 7,5 kN (0,22 mm pomaka) i 10 kN (0,50 mm pomaka) nije došlo do loma. Pri približno 15 kN (0,9 mm) pojavile su se mikropukotine u području gdje je hidraulički aktuator dodirivao okvir. U ciklusima od 45 kN (8 mm



Slika 17. Razvoj oštećenja: a) okvir bez ispune na početku; b) okvir bez ispune pri maksimalnome opterećenju (omjer pomaka 0,037); c) okvir bez ispune pri najvećemu pomaku (omjer pomaka 0,08); d) okvir s ispunskim suhozidom na početku; e) okvir s ispunskim suhozidom pri maksimalnome opterećenju (omjer pomaka 0,04); f) okvir s ispunskim suhozidom pri najvećemu pomaku (omjer pomaka od 0,09)

pomaka) bilo je moguće uočiti početak savojnih oštećenja na donjim dijelovima stupova i pukotine u zoni čvora stupa i grede. U ciklusima od 55 kN (13 mm pomaka) primijećene su posmične pukotine u stupovima, a oštećenje se povećalo u zoni čvora stupa i grede. Maksimalno opterećenje iznosilo je 63 kN (28 mm pomaka). Početna krutost okvira može se smatrati 12259,09 N/mm, ako se vrijednost opterećenja od 26970 N smatra početnom točkom popuštanja okvira. Oštećenje u različitim fazama opterećenja prikazano je na slici 17.

3.2. Rezultati cikličkog ispitivanja okvira s ispunskim suhozidom sa sljubnicom morta

U ovom je eksperimentu oštećen stup u zoni spajanja grede. Prva mikropukotina uočena je na gornjoj sljubnici morta ispunskog zida. U ciklusima od 35 kN (4,5 mm pomaka) ispunski je zid počeo gubiti dodir s okvirom. U ciklusima od 40 kN (6 mm pomaka) pojavile su se pukotine u čvoru stup – grede. U maksimalnome ciklusu opterećenja od 65,1 kN (pomak od 30 mm) pojavile su se dijagonalne posmične pukotine u gornjoj i donjoj zoni svakog stupa, gdje se spajaju s gredom i temeljem. Nije došlo do sloma ispune u smjeru izvan ravnine, čak i ako tijekom eksperimenta nije bilo pridržanja. Ispunski zid nije pokazao nikakva ozbiljna oštećenja, a većina opeka mogla se ponovno upotrijebiti ako ih se odvojilo nakon eksperimenta. Stanja okvira u različitim fazama opterećenja prikazana su na slici 17.

Nakon sloma, a radi demonstracije, isproban je veliki pomak od 80 mm. Pukotine pri velikome pomaku od 80 mm prikazane su na slici 18.

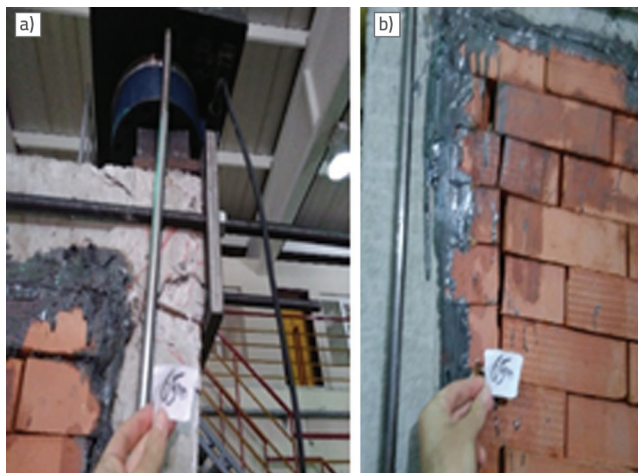


Slika 18. Okvir s ispunskim suhozidom i sljubnicom morta s velikim pomakom od 80 mm (omjer pomaka 0,1)

3.3. Rezultati cikličkog ispitivanja okvira s ispunskim suhozidom s polimernom sljubnicom

U ovome eksperimentu nije primijećeno ozbiljno oštećenje za opterećenja manja od 30 do 35 kN (5 do 5,5 mm pomaka). Tijekom ciklusa opterećenja od 40 kN (pomak od 7,5 mm) pukotine nastale pri savijanju počele su se pojavljivati na mjestima gdje su se stupovi spojili s temeljem. Tijekom ciklusa opterećenja od 50 kN (pomak od 11 mm) vidljiva su povećana oštećenja u zoni čvora stup – grede. U uvjetima maksimalnog opterećenja od 65 kN (pomak od 52 mm) uočene su dijagonalne posmične pukotine na vrhu stupova, na mjestima na kojima su se spajali s gredama (slika 19.). Kada se bočno opterećenje povećalo na 65 mm, tada ispunski zid nije izgubio dodir s okvirom, što upućuje na to da je veza polimera bila puno jača od veze morta.

Na zidnim opekama nastala je minimalna šteta. Stanja okvira u različitim fazama opterećenja prikazana su na slici 20. Ako se vrijednost opterećenja od 28090 N smatra početnom točkom popuštanja okvira, može se smatrati da početna krutost okvira iznosi 10032,14 N/mm.



Slika 19. a) Oštećenje čvora stup – greda (omjer pomaka 0,08); b) Razdvajanje u zidu bez morta (omjer pomaka 0,08)

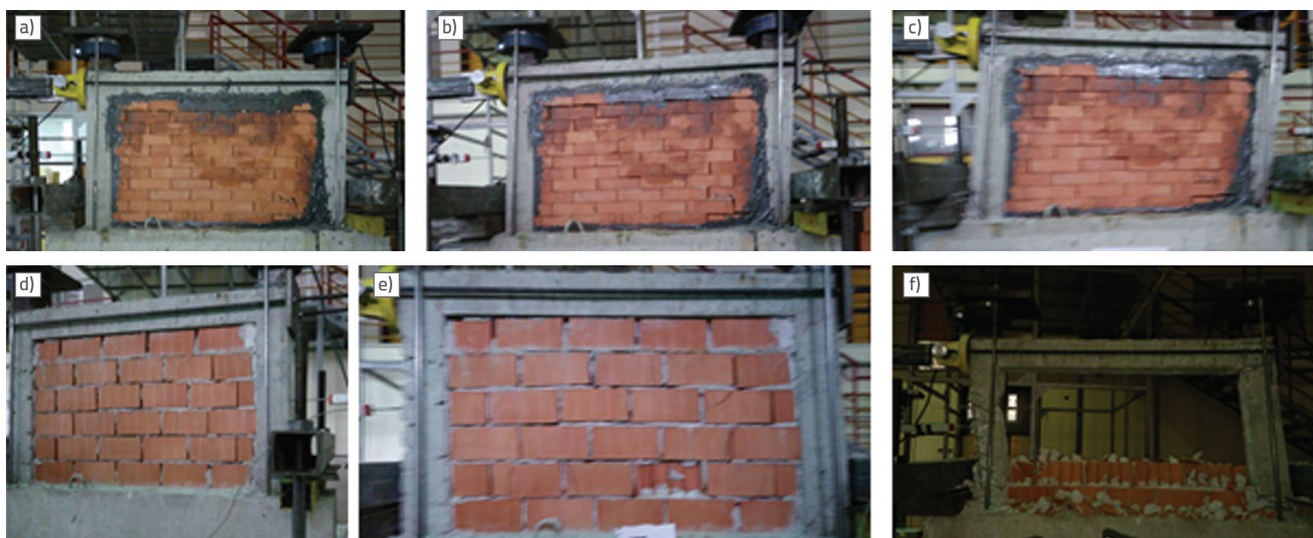
3.4. Rezultati cikličkog ispitivanja okvira s tradicionalnom ispunom

U ovome eksperimentu uz opterećenja do 50 kN (3,88 mm pomaka) nisu uočena oštećenja ispunskog zida. Kao što je i očekivano, mikropukotine pojavile su se u zonama spajanja stupa i grede te stupa i temelja u skladu s prethodnim eksperimentima. Pomaci su kontrolirani pri opterećenjima

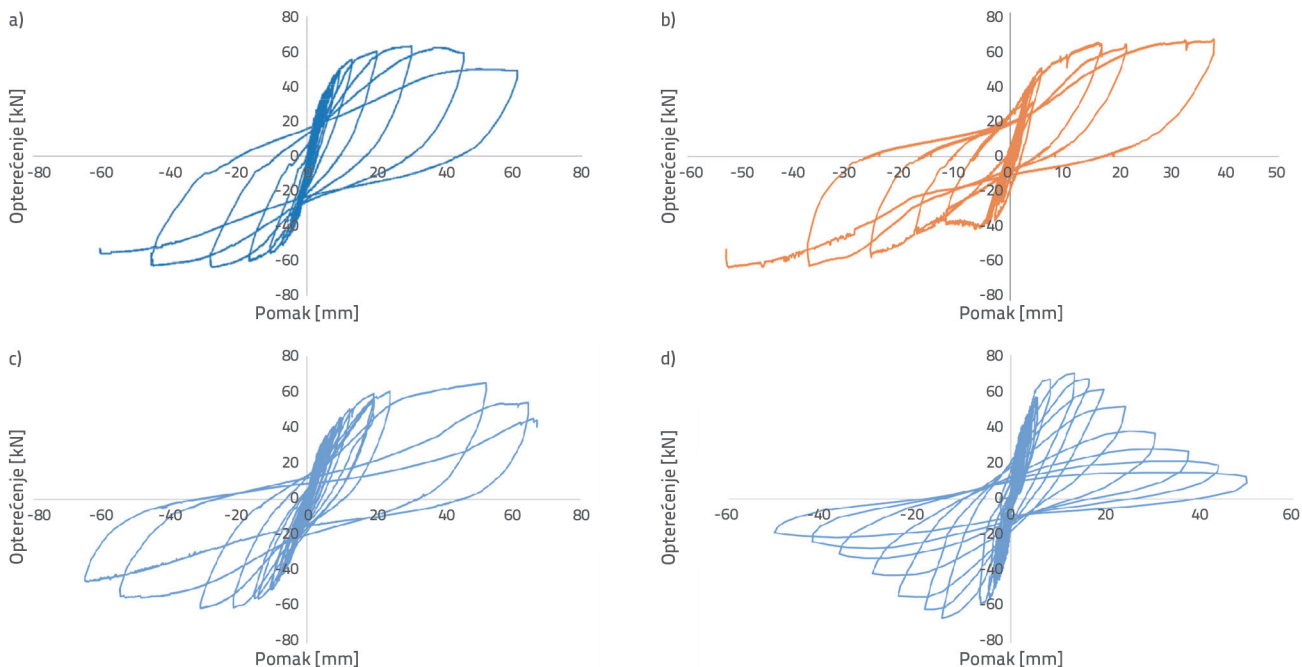
većima od 70 kN (pomak od 13,62 mm) kako bi se nastavilo bočno opterećenje. Pri bočnome opterećenju od 20 mm pojavile su se pukotine u ispunskom zidu, a pri bočnome opterećenju od 30 mm došlo je do kolapsa gornjeg dijela ispunskog zida u smjeru izvan ravnine, uzrokujući učinak kratkog stupa (engl. *short-column effect*). Na slici 21. prikazan je oštećeni okvir pri najvećemu pomaku. Kao što je i očekivano, pri pomaku od 30 mm u stupovima su bile vidljive dijagonalne posmične pukotine. Opterećenje je završeno na pomaku od 60 mm. Smatra se da početna krutost okvira iznosi 17678,11 N/mm, ako se vrijednost opterećenja od 41190 N smatra početnom točkom popuštanja okvira. Usporedba svih histereznih petlji okvira prikazana je na slici 22. Usporedba svih anelopa histereznih petlji prikazana je na slici 23.



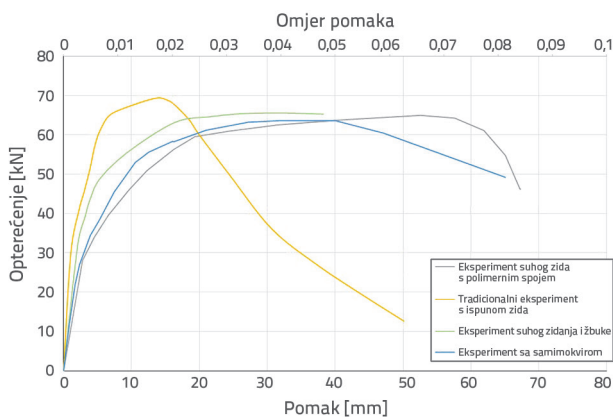
Slika 21. Oštećeni okvir s tradicionalnom ispunom pri najvećemu pomaku (omjer pomaka 0,08)



Slika 20. a) Suhozid s polimernom sljubnicom na početku; b) Suhozid s polimernom sljubnicom pri maksimalnome opterećenju (omjer pomaka 0,07); c) Suhozid s polimernom sljubnicom pri najvećemu pomaku (omjer pomaka 0,086); d) Tradicionalni okvir na početku; e) Tradicionalni okvir pri maksimalnome opterećenju (omjer pomaka 0,018); f) Tradicionalni okvir pri najvećemu pomaku (omjer pomaka 0,08)



Slika 22. a) Histerezna petlja okvira bez ispune; b) Histerezna petlja okvira sa suhozidom i sljubnicom od morta; c) Histerezna petlja okvira sa suhozidom i polimernom sljubnicom; d) Histerezna petlja okvira s tradicionalnom ispunom



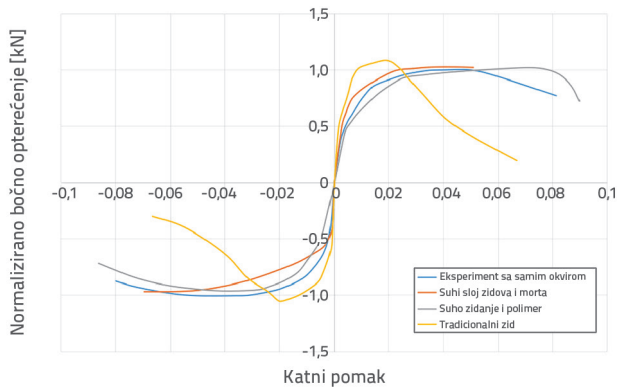
Slika 23. Usporedba anvelopa dobivenih eksperimentima

Oštećenja na okvirima mogu se klasificirati pomoću Europske makroseizmičke ljestvice 98. U cikličkim su ispitivanjima svi uzorci bili prisiljeni imati velike bočne pomake (do 0,08). Zato su u stupovima bile vidljive posmične pukotine i otkriveno je odlamanje zaštitnog sloja betona. Osim toga uočeni su izvijanje armiranih šipki i slom tradicionalnog ispunskog zida. Međutim, stupovi su otkazali, a kat se nije urušio. Zato je stupanj oštećenja bio u rasponu od tri do četiri na kraju stupnja opterećenja kao što je to prikazano na slikama 27. do 29.

Na slici 24. prikazan je normalizirani graf anvelopa dobivenih eksperimentima. Za normalizaciju odgovarajući odnosi drugih okvira normalizirani su na ponašanje okvira bez ispune. Razine opterećenja temeljene na omjerima pomaka navedene su u tablici 2.

Tablica 2. Usporedba razine opterećenja prema omjeru pomaka

Omjer pomaka (eksp.)	Opterećenje u okviru bez ispune [kN]	Opterećenje u okviru sa suhozidom i mortom [kN]	Opterećenje u okviru sa suhozidom i polimerom [kN]	Opterećenje u okviru s tradicionalnom ispunom [kN]
0,01	46,785	52,41	41,47	65,7
0,02	58,288	63,22	54,612	68,7
0,03	62,15	64,71	60,4	55
0,04	63,6	65,5	62,164	36,17
0,05	63,6	65,32	63,30	26,74
0,06	59,88	61,44	64,18	18,8
0,07	54,88	61,4	64,95	11,68
0,08	49,88	-	62,47	-

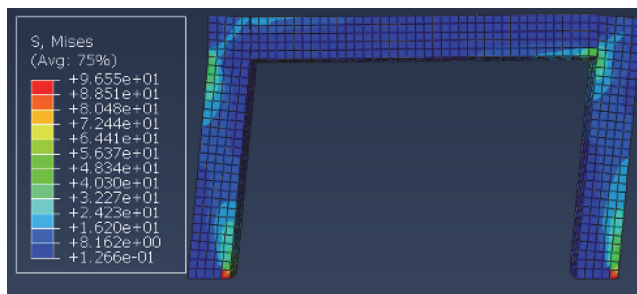


Slika 24. Normalizirani graf anelopa iz eksperimenata

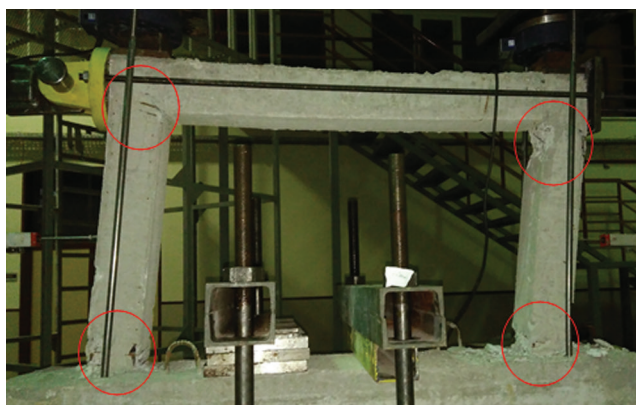
3.5. Rezultati proračunske analize

3.5.1. Rezultati za okvir bez ispune

U proračunskom je modelu analiza otkrila odnose sile i pomaka okvira, energetske grafikone i vrijednosti naprezanja. Okvir bez ispune izdržao je 57,1 kN. Može se smatrati da je početna krutost okvira iznosila 15230 N/mm, ako se vrijednost opterećenja od 32744 N smatra početnom točkom popuštanja okvira. Primijećen je pomak pri popuštanju od 4,55 mm. Smatra se da je duktilnost pomaka jednaka 13,18. Krivulje bočnog opterećenja i pomaka dobivene nakon analize prikazane su na slikama 27. do 29. Von Misesova naprezanja na okviru bez ispune prikazana su na slici 25.

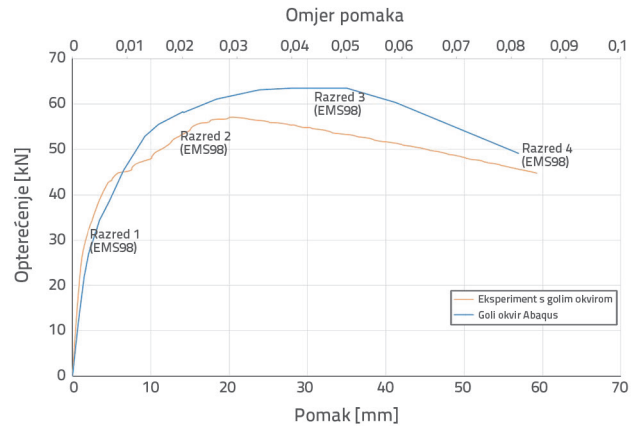


Slika 25. Von Misesova naprezanja u okviru bez ispune u betonu

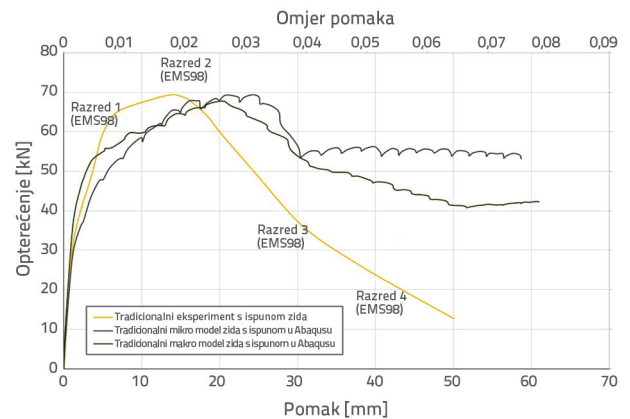


Slika 26. Oštećeni okvir

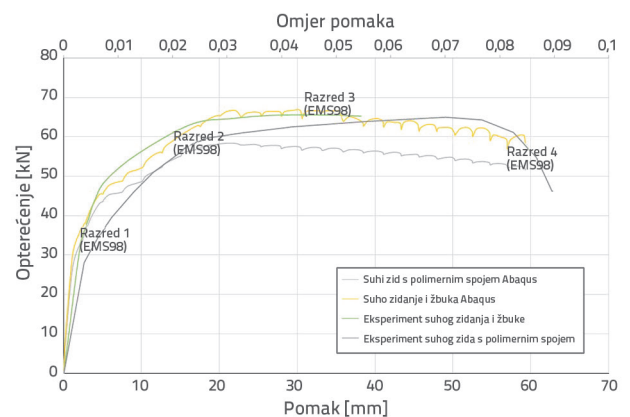
Slika 26. prikazuje oštećeni okvir pri najvećem pomaku. U oštećenim zonama su von Misesova naprezanja varirala između 56,37 MPa i 96,5 MPa. Naprezanja su premašila čvrstoću betona.



Slika 27. Usporedba numeričke analize i krivulja eksperimentalnih kapaciteta nosivosti okvira bez ispune

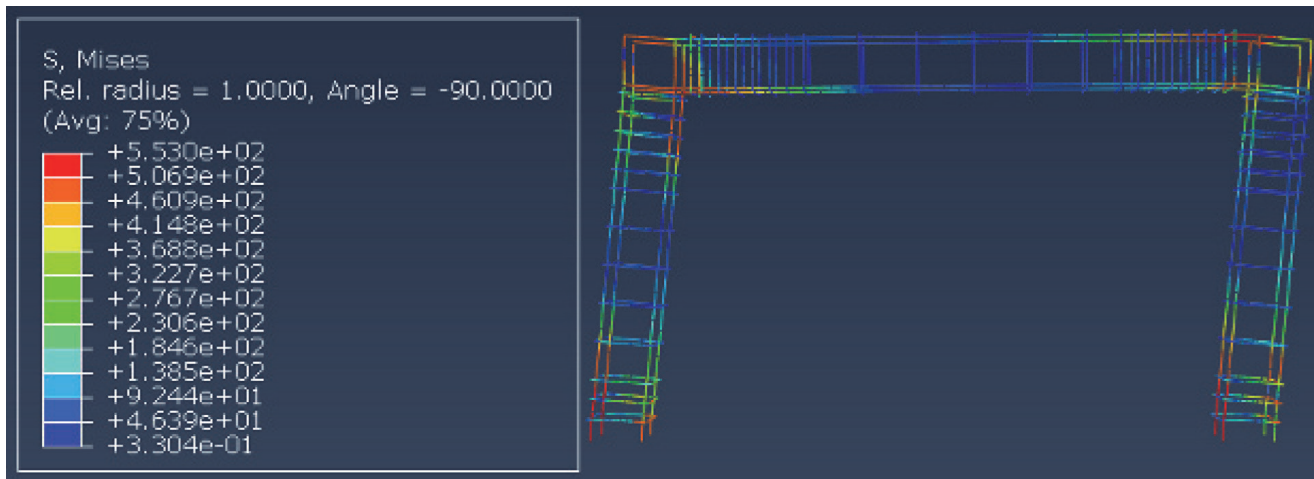


Slika 28. Usporedba numeričke analize i krivulja eksperimentalnih kapaciteta nosivosti okvira s tradicionalnom ispunom



Slika 29. Usporedba numeričke analize i krivulja eksperimentalnih kapaciteta nosivosti okvira sa suhozidom

Postojala je mala razlika između krivulje proračunskog modela i krivulje eksperimentalnoga kapaciteta nosivosti. Maksimalna

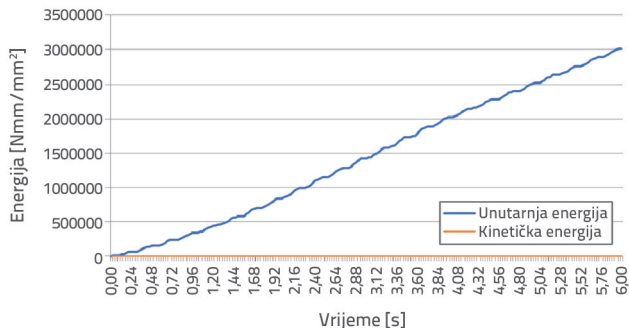


Slika 30. Von Misesova naprezanja u armaturi

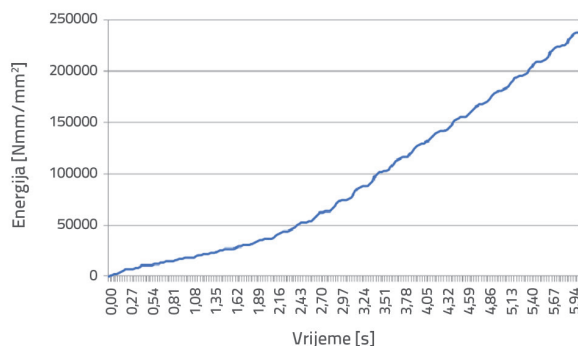
vrijednost naprezanja u armaturnim šipkama dosegla je 553 MPa kao što je prikazano na slici 30. To upućuje na znatno popuštanje prije sloma. Ta je vrijednost dosljedna kada se uzmu u obzir oštećene zone u eksperimentima.

3.5.2. Okvir sa suhozidom i sljubnicom morta

Okvir s ispunom i mortom između zida i okvira izdržao je 67 kN. Ako se bočni pomak od 2,15 mm smatra početnom točkom nelinearne faze, početna krutost okvira iznosi 16816,44 N/mm. Zato se rješenje koje uključuje suhozid bez morta može smatrati kombinacijom slaboga dijagonalnog tlačnog elementa i većega viskozno prigušenja. Na temelju početne krutosti to sugerira prednosti ekvivalentnog okvira s tlačnim elementom za projektiranje zgrade. Zid bez morta nije imalo negativan učinak na duktilnost izraženu preko pomaka. Energetski grafikoni pokazuju vrijednosti niske kinetičke energije/ukupne unutarnje energije. Na slici 31. prikazan je energetski grafikon za okvir sa suhozidom i sljubnicom morta. Ocijenjeni su i ostali okviri. To upućuje na to da se analiza može smatrati kvazistatičnom. Disipacija energije trenjem sklopa prikazana je na slici 32.



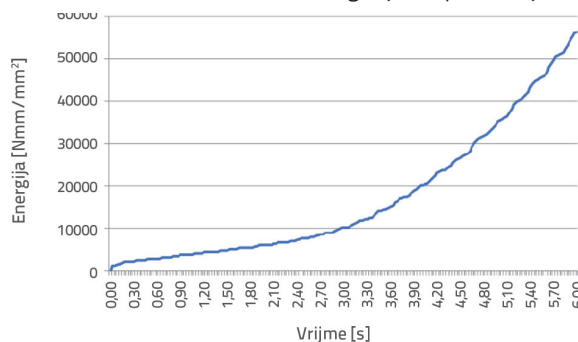
Slika 31. Usporedba kinetičke energije i unutarnje energije okvira sa suhozidom i sljubnicom morta



Slika 32. Disipacija energije trenjem okvira sa suhozidom i polimernim sljubnicama

Tijekom eksperimenta opeke za suho zidanje nisu oštećene. Von Misesova naprezanja u oštećenim zonama zida (okvir nije prikazan) bila su u rasponu od 3,82 do 6,53 MPa kao što je to prikazano na slici 35. Apsolutna glavna naprezanja (mjerena u MPa) na zidu prikazana su na slici 36.

Zidovi bez morta povećali su bočnu nosivost okvira bez ispune za 17 %. U prethodnome istraživanju, u kojemu su kao ispuna primijenjeni poluisprepleteni betonski blokovi bez morta [10], povećanje je iznosilo približno 1,4 puta. To se može povezati s činjenicom da je u prethodnome istraživanju vertikalni pritisak bio veći na blokovima bez morta zbog uvjeta opterećenja.



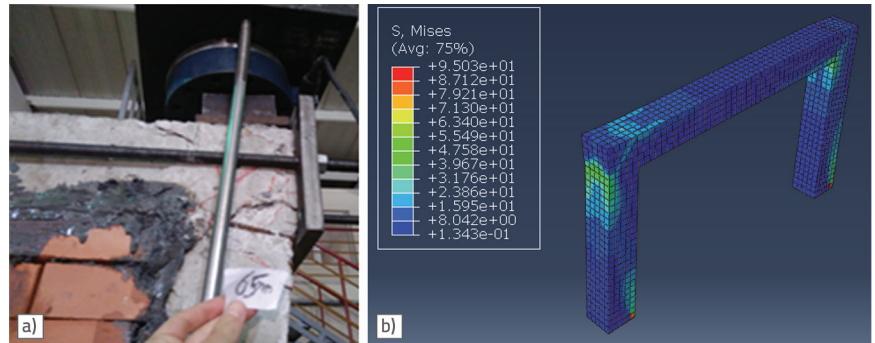
Slika 33. Disipacija energije trenjem okvira sa suhozidom i polimernim sljubnicama

3.5.3. Okvir sa suhozidom i polimernim sljubnicama

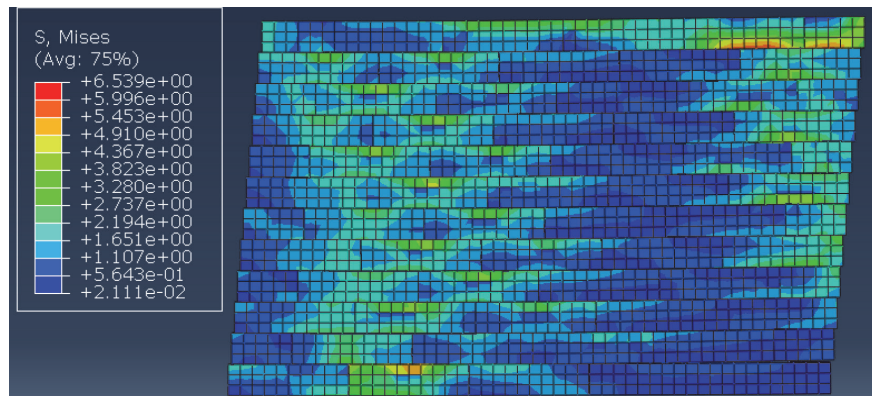
U ovoj je analizi okvir s ispunom i polimernim vezivom između zida i okvira izdržao opterećenje od 58,36 kN. Ako se pomak od 2,14 mm smatra pomakom pri popuštanju, početna je krutost 15,512 N/mm, što je gotovo jednako krutosti okvira bez ispune. To znači da zidanje bez morta nema negativan učinak na pomak pri popuštanju i duktilnost konstrukcije izraženu preko pomaka. Kada se primjenjuju polimerne sljubnice, postoje manje razlike u periodu osciliranja u odnosu na okvir. Disipacija energije trenjem sklopa prikazana je na slici 33. Ta je energija primijenjena za izračunavanje ekvivalentnoga koeficijenta prigušenja. Područja s visokim von Misesovim naprezanjem bila su u skladu s područjima koja su pokazala najveća oštećenja u eksperimentima (slika 34.). Von Misesova naprezanja u oštećenim zonama zida bila su u rasponu od 1,21 do 3,63 MPa kao što je to prikazano na slici 37. To upućuje na to da je polimerno vezivo smanjilo naprezanje na zidu. Apsolutna glavna naprezanja (mjerena u MPa) smanjila su se na zidu kada je primijenjeno polimerno vezivo, a kao što je to prikazano na slici 38.

3.5.4. Okvir s tradicionalnom ispunom

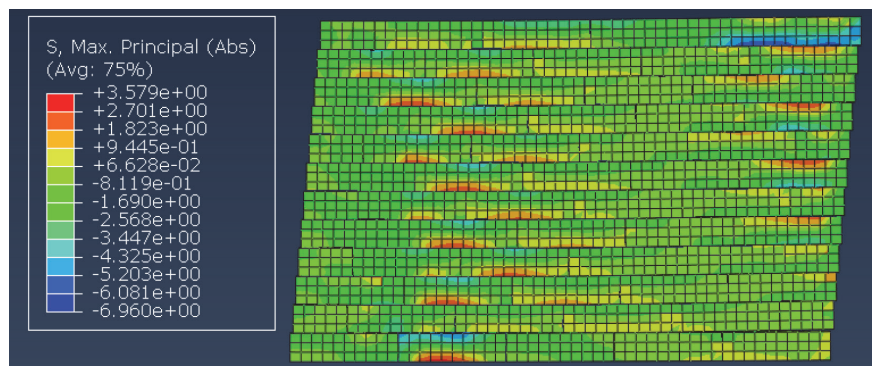
Okvir s tradicionalnom ispunom modeliran je makro i mikro pristupom. Makro pristup izražen izrazima od (7) do (9) temeljio se na Eurokodu i preuzet je iz prethodnog istraživanja [40]. Tlačne čvrstoće opeke i morta iznosile su 3,56 MPa odnosno 5 MPa. U prethodnom je istraživanju predloženo da maksimalna deformacija za zidove iznosi 0,0088. U skladu s time ta je deformacija primijenjena za zidove u ovome radu. Modul elastičnosti zida izračunan pomoću izraza 9 [41] iznosio je 1012,24 MPa. Simboli t_H , t_t , E_H , E_t , k i E_g jesu debljina morta, debljina opeke, modul elastičnosti morta, modul elastičnosti opeke, koeficijent koji se odnosi na prijanjanje i modul elastičnosti



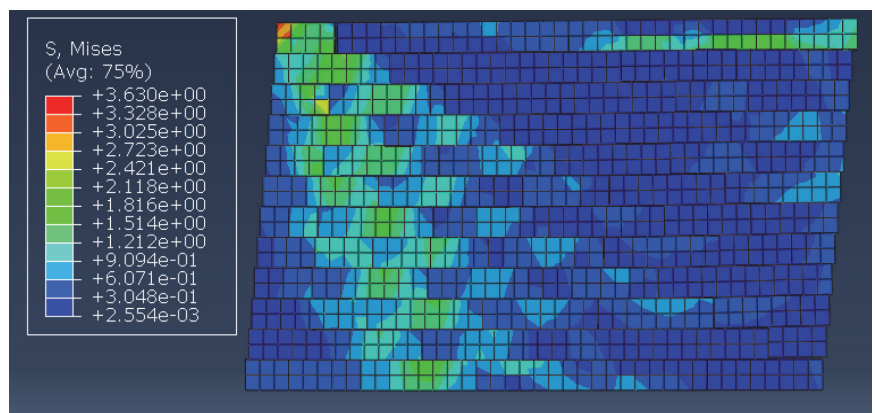
Slika 34. a) Zone oštećenja u eksperimentima. b) Von Misesovo naprezanje u okviru s polimerom



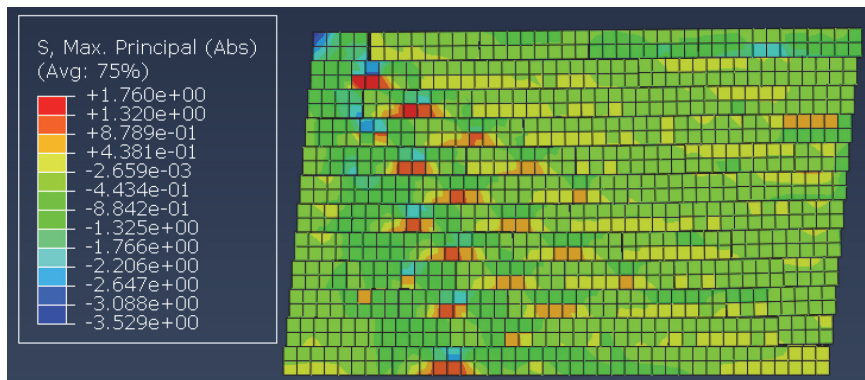
Slika 35. Von Misesova naprezanja suhozida u okviru s mortom



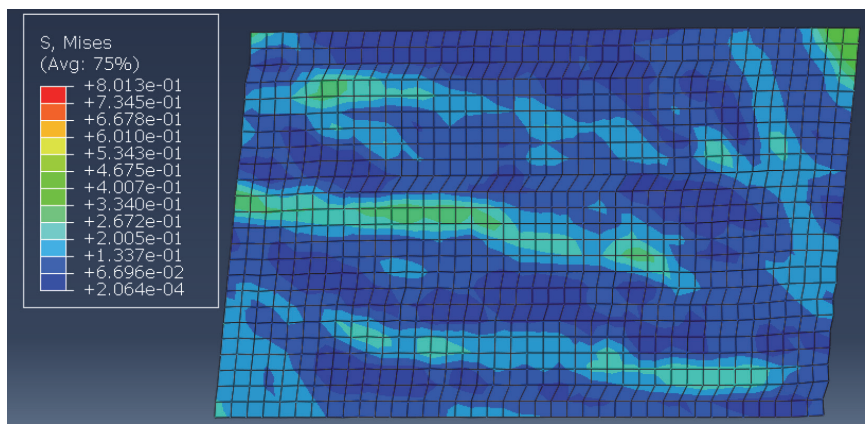
Slika 36. Maksimalna apsolutna glavna naprezanja suhozida u okviru s mortom



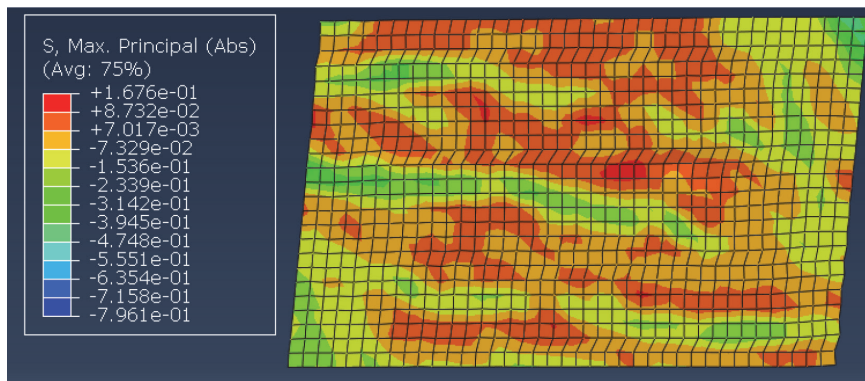
Slika 37. Von Misesova naprezanja suhozida u okviru s polimerom



Slika 38. Maksimalna apsolutna glavna naprezanja suhozida u okvirima s polimerima



Slika 39. Von Misesova naprezanja tradicionalne zidane ispunne u makromodelu



Slika 40. Maksimalna apsolutna glavna naprezanja tradicionalne zidane ispunne u makromodelu

Tablica 3. Usporedba eksperimentalnih i proračunskih rezultata

Oznaka	Maksimalni pomak pri slomu (eksperiment)	Maksimalno opterećenje (eksperiment) [kN]	Početna krutost (eksperiment) [N/mm]	Maksimalni pomak (proračunski model)	Maksimalno opterećenje (proračunski model) [kN]	Početna krutost (proračunski model) [N/mm]
Okvir bez ispunne	0,08	63	12259,09	0,08	57,1	15230
Suhozid s mortom	0,08	65,09 (3 %)	15348,57 (25 %)	0,08	67 (17 %)	16816,44 (10 %)
Suhozid s polimerom	0,086	65 (3 %)	10032,14 (-)	0,08	58,36 (2 %)	15512 (1 %)
Okvir s tradicionalnom ispunom	0,06	70 (11 %)	17678,11 (44 %)	0,078	69 (20 %)	21618,6 (41 %)

zida. Zid je modeliran primjenom makromodela, a sloj morta modeliran je između zida i okvira primjenom istih zakona o naprezanju i razdvajanju kao i onih primijenjenih u prethodnim analizama. U CDP modelu primijenjenom za makromodeliranje zida kut dilatacije i ekscentricitet pretpostavljeno je da iznose jedan, a parametar viskoznosti 0,004. Te su vrijednosti primijenjene u prethodnome istraživanju koje je objavilo slične rezultate [42]. Debljina zida u makromodelu iznosila je 100 mm. U mikromodeliranju opeka, mort i sučelje morta modelirani su zasebno. Uzeta je tlačna čvrstoća od 3,56 MPa, a modul elastičnosti iznosio je 1111 MPa.

$$f_{ckmax} = 0,4 \times 3,56^{0,75} \times 5^{0,25} = 1,57 \text{ MPa} \quad (7)$$

$$f_{dktensile} = 0,4 \times 0,9^{0,75} \times 0,257^{0,25} = 0,26 \text{ MPa} \quad (8)$$

$$E_d = [(t_t + t_h) / ((t_t / E_t) + t_h / E_h)] \times k \quad (9)$$

Okvir s tradicionalnom ispunom izdržao je maksimalno opterećenje od 69 kN. U makromodeliranju početna krutost okvira iznosila je 21618,60 N/mm, što je više od analize mikromodela koja je dala vrijednost od 16850 N/mm. U eksperimentima se gornji dio zida slomio u smjeru izvan ravnine, ali u proračunskome modelu, u kojemu je opterećenje bilo u smjeru u ravnini, nije primijećen takav slom. Ti rezultati mogu objasniti razliku između proračunskih rezultata i eksperimentalne krivulje kapaciteta nosivosti za pomake veće od 30 mm. Na slici 39. prikazana su von Misesova naprezanja (izražena u MPa).

Maksimalna apsolutna glavna naprezanja (izražena u MPa) prikazana su na slici 40.

Usporedba svih rezultata u pogledu bočnih pomaka, početnih krutosti i maksimalnih opterećenja prikazana je u tablici 3. Povećanja u odnosu na rezultate okvira bez ispune navedena su u zagradama.

4. Zaključak

Numeričke analize provedene u ovome radu pokazale su da suhozidi povećavaju disipaciju energije okvira zbog trenja. Ispunski materijal između zida i okvira promijenio je ponašanje. U proračunskome modelu maksimalno opterećenje okvira sa suhozidom i mortom bilo je 1,17 puta veće od najvećeg opterećenja okvira bez ispune. Očekuje se da će okvir izdržati povećana bočna opterećenja ako su uzorci projektirani tako da imaju snažan mehanizam jakog stupa i slabe grede (engl. *strong column - weak beam mechanism*) zahvaljujući jednakome ponašanju tlačnog elementa. Tradicionalni ispunski zid povećao je krutost okvira 1,42 puta, dok je suhozid s mortom povećao krutost za 10 % samo kada je mort primijenjen u proračunskome modelu. Kada je polimerno vezivo primijenjeno sa suhozidom, nije došlo do povećanja u proračunskome modelu.

U eksperimentima je postojala razlika od 3 % između maksimalnih opterećenja suhozida i okvira bez ispune. Okvir s tradicionalnom ispunom imao je veću bočnu krutost (1,44 puta veću od okvira bez ispune). Suhozid s mortom između zida i okvira povećao je bočnu krutost za 1,25 puta. Okvir s polimerom pokazao je slično ponašanje kao i okvir bez ispune, posebno u pogledu početne krutosti. To može povećati period vibriranja konstrukcije i smanjiti spektralno ubrzanje. Zato se opterećenje pri potresu može smanjiti. Taj fenomen pokazuje da konstrukcije mogu biti

izdržljivije ako se polimerno vezivo primjenjuje u kombinaciji sa suhozidom, a također otkriva znatan potencijal za smanjenje opterećenja od potresa. Osim toga suhozid može eliminirati probleme uzrokovane razlikama u krutosti između katova.

Drugi je aspekt tradicionalni slom ispunskog zida izvan ravnine, što rezultira krhkim ponašanjem. Došlo je do sloma tradicionalnog okvira s ispunom pri pomaku od 0,06, dok zid bez morta nije pokazao oštećenja čak ni pri velikim pomacima (0,08). Kao što se očekivalo, zidanje bez morta nije imalo negativan učinak na duktilnost izraženu pomakom. Osim toga okvir s polimernim ispunskim materijalom pokazao je izraženije duktilno ponašanje nakon vršnih opterećenja. U projektiranju konstrukcija suhozid smanjuje krutost konstrukcije, no to može dovesti do pomicanja viših katova koje je potrebno kontrolirati. Na temelju početne krutosti ekvivalentni okvir s tlačnim elementom može biti koristan za projektiranje zgrade.

Niža sposobnost deformacije morta rezultira većim koncentracijama naprezanja kada se zid deformira u vertikalnome smjeru, dok polimer smanjuje koncentracije naprezanja zbog svoje veće elastičnosti, no dolazi do nižeg rasipanja energije trenjem. Dakle, te dvije metode imaju različite prednosti i nedostatke te je potrebno odabrati odgovarajuću metodu. TSC 2018 predlaže fleksibilnu vezu između tradicionalnog zida i okvira kako bi se spriječili problemi uzrokovani interakcijom ispunskog zida i okvira te eliminirao problem nepouzdanog ponašanja tradicionalnih ispuna pri velikim bočnim pomacima. Ukupni rezultati pokazuju da je, kada se primjenjuje s polimernim vezivima, zidanje bez morta učinkovitije u pružanju većeg bočnog pomaka konstrukcije.

Navedeni rezultati ističu potencijal suhog zidanja kao alternativnog pristupa projektiranju i seizmičkoj prilagodbi postojećih konstrukcija.

LITERATURA

- [1] Yıldırım, S., Aşık, G., Erkus, B., Yetimoğlu, Y., Tonguç, Y., Mualla, I.: Retrofit of a reinforced concrete building with friction dampers, Second European Conference on Earthquake Engineering and Seismology, Istanbul, pp. 25-29, 2014
- [2] Nikam, S., Waghlikar, S., Patil, G.: Seismic energy dissipation of a building using friction damper, International Journal of Innovative Technology and Exploring Engineering, 3 (2014) 10, pp. 2278-3075
- [3] Li, H., Li, G., Wang, S.: Study and application of metallic yielding energy dissipation devices in buildings, 10th National Conference on Earthquake Engineering, Alaska, 2014.
- [4] Nicola, T., Leandro, C., Guido, C., Enrico, S.: Masonry infilled frame structures: State of art review of numerical modelling, Earthquakes and Structures, 8 (2015), pp. 225-251, <http://dx.doi.org/10.12989/eas.2015.8.1.895>
- [5] Lin, K., Totoev, Y.Z., Guo, H.L.T.: In-plane behaviour of a reinforcement concrete frame with a dry stack masonry panel, Materials, 9 (2016), Paper 108. <https://doi.org/10.3390/ma9020108>
- [6] Totoev, Y.: Design procedure for semi-interlocking masonry, Journal of Civil Engineering and Architecture, 9 (2015), pp. 517-525, <https://doi.org/10.17265/1934-7359/2015.05.003>
- [7] Hossain, A., Totoev, Y., Masia, M.J.: Energy dissipation of framed semi-interlocking masonry panel under large displacement, 10th Australian Masonry Conference, Sydney, pp. 344-355, 2018.
- [8] Totoev, Y.Z., Lin, K.: Frictional energy dissipation and damping capacity of framed semi-interlocking masonry infill, 15th International Brick and Block Masonry Conference, Florianopolis, Brazil, 2012.
- [9] Totoev, Y., Harty, A.: Semi-interlocking masonry as infill wall system for earthquake resistant buildings, The Journal of Engineering Research, 13 (2016) 1, pp. 33-41, <http://dx.doi.org/10.24200/tjer.vol13iss1pp33-41>
- [10] Sanada, Y., Yamauchi, N., Takahashi, E., Nakano, Y., Nakamura, Y.: Interlocking block infill capable of resisting out-of-plane loads. The 14th World Conference on Earthquake Engineering, Beijing, 2008.

- [11] Misir, S., Özcelik, Ö., Girgin, S., Kahraman, S.: Experimental work on seismic behaviour of various types of masonry infilled RC frames, *Structural Engineering and Mechanics*, 44 (2012) 6, pp. 763-774, <http://doi.org/10.12989/sem.2012.44.6.763>
- [12] Milanese, R.R., Totoev, Y., Morandi, P., Rossi, A., Magenes, G.: Estimation of basic dynamic characteristics of liable masonry infills with horizontal sliding joints from in-plane test results, 7th Ecomas Thematic Conference on Computational Methods in Structural Dynamics and Earthquake Engineering, Crete, pp. 2543-2564, 2019.
- [13] Shendkar, M., Ramancharla, K.P.: Response reduction factor of RC frame structures with semi-interlocked masonry and unreinforced masonry infill, *Indian Concrete Institute (ICI) Journal*, 1 (2018), pp. 24-28.
- [14] Kwiecien, A.: Highly deformable polymers for repair and strengthening of cracked masonry structures *International Journal of Engineering Technology*, 2 (2013) 1, pp. 182-196, http://dx.doi.org/10.5176/2251-3701_2.1.53
- [15] Kwiecien, A., de Felice, G., Oliveira, D.V., Zajac, B., Bellini, A., De Santis, S., Ghiassi, B., Lignola, G.P., Lourenço, P.B., Mazzotti, C., Prota, A.: Repair of composite to masonry bond using flexible matrix, *Materials and Structures*, 49 (2016) 7, pp. 2563-2580, <https://doi.org/10.1617/s11527-015-0668-5>
- [16] Kwiecien, A.: Shear bond of composites to brick applied highly deformable, in relation to resin epoxy interface materials, *Materials and Structures*, 47 (2014), pp. 2005-2020, <https://doi.org/10.1617/s11527-014-0363-y>
- [17] Kwiecien, A., Gams, M., Zajac, B.: Numerical modelling of flexible polymers as the adhesive for frps, *The 12th International Symposium on Fibre Reinforced Polymers as The Adhesive for FRPs*, Nanjing, 2015.
- [18] Akyıldız, A.T., Kwiecien, A., Zajac, B., Triller, P., Bohinc, U., Rousakis, T., Viskovic, A.: Preliminary in-plane shear tests of infills protected by PUFJ interfaces, *Brick and Block Masonry (2020)*, Taylor and Francis Group, London, pp. 968-975
- [19] Rousakis, T., Papadoulis, E., Sapalidis, A., Vanián, V., İlki, A., Halici, O.F., Kwiecien, A., Zajac, B., Hojyds, L., Krajewski, P., Tekieli, M., Akyıldız, A.T., Viskovic, A., Rizzo, F., Gams, M., Triller, P., Ghiassi, B., Colla, C., Benedetti, A., Rakicevic, Z., Bogdanovic, A., Manojlovski, F., Saklarovski, A.: Flexible Joints between RC frames and masonry infill for improved seismic performance-shake table tests, *Brick and Block Masonry*, (2020), pp. 499-507
- [20] Kwiecien, A., Rakicevic, Z., Bogdanovic, A., Manojlovski, F., Poposka, A., Shoklarovski, A., Rousakis, T., İlki, A., Gams, M., Viskovic, A.: PUFJ and FRPU earthquake protection of infills tested in resonance., 1st Croatian Conference on Earthquake Engineering, Zagreb, Croatia, pp. 465-475, 2021.
- [21] Abaqus 3D Experience R2017, Dassault Systems SIMULIA Corp. 1301 Atwood Avenue, Suite 101 W Johnston, RI 02919, USA
- [22] Al-Shaikh, I., Falah, N.: Numerical analysis of masonry infilled RC frames, *Journal of Science and Technology*, 19 (2014) 2, pp. 21-38
- [23] Vermeltoort, A.: Brick Mortar Interaction in Masonry Under Compression, *Eindhoven University of Technology*, Eindhoven, 2005.
- [24] Van Noort, J.R.: Computational Modelling of Masonry Structures, *Delft University of Technology*, Delft, 2012.
- [25] TSC-18 (2018) Specifications for buildings to be built in seismic areas, *Turkish Building Earthquake Code*. Ministry of Public Works and Settlement, Ankara.
- [26] Birdal, F.: Analytical modelling and experimental investigation of RC structures, *Kayseri University*, Kayseri, 2015.
- [27] Demir, C.: Seismic Behaviour of Historical Stone Masonry, *Istanbul Technical University*, Istanbul, 2012.
- [28] Koman, H., Nohutcu, H.: Numerical analysis of reinforced concrete frame with dry stack masonry infill, *Niğde Ömer Halisdemir University Journal of Engineering Sciences*, 10 (2021) 1, pp. 266-275, <https://doi.org/10.28948/ngumuh.785286>
- [29] Unal Engineering Bornova. <https://unalmuhendislik.com/en/>
- [39] OPKON Optic Electronic Control Sytems, Bayrampasa, İstanbul. <https://www.opkon.com.tr/en/contact>
- [31] Sayed, A.M., Javed, M., Alam, B.: Similitude analysis of concrete scaled bridge columns for quasi-static and free vibration testing, *Journal of Mechanical and Civil Engineering*, 3 (2012) 6, pp. 42-48
- [32] Santos, C.F.R., Alvarenga, R.C.S.S., Riberio, J.C.L., Castro, L.O., Silva, R.M., Santos, A.A.R., Nalon, G.H.: Numerical and experimental evaluation of masonry prisms by finite element method, *Ibracon Structure and Materials Journal*, 10 (2017) 2, pp. 477-508, <https://doi.org/10.1590/S1983-41952017000200010>
- [33] Inculet, V.: Nonlinear Analysis of Earthquake-induced Vibrations, *Aalborg University, School of Engineering and Science*, Denmark, 2016.
- [34] Obaidat, Y.T.: Structural Retrofitting of Concrete Beams Using FRP. *Lund University*, Lund, 2011.
- [35] Erkek, S.: Kauçuk Kapı Stoperinin Hiperelastik ve Viskoelastik Modellenmesi ve Sonlu Elemanlar Yöntemi ile Analizi, *Uludağ University*, Bursa, 2016.
- [36] Ksiel, P.: Model Approach for Polymer Flexible Joints in Precast Element Joints for Concrete Pavements, *Krakow University of Technology*, Krakow, 2018.
- [37] Dassault Systems Simula Abaqus, *Modelling Fracture and Failure, Lecture 6*
- [38] Abdulla, K.F., Cunningham, L.S., Gillie, M.: Simulating masonry behaviour using a simplified micro model approach, *Engineering Structures*, 151 (2017), pp. 349-365, <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2017.08.021>
- [39] Viskovic, A., Zuccarino, L., Kwiecien, A., Zajac, B., Gams, M.: Quick seismic protection of weak masonry infilling in filled frame structures using flexible joints, *Key Engineering Materials*, 747 (2017), pp. 628-637, <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.747.628>
- [40] Doğan, H.N.A.: Yığma Duvarların Mikro ve Makro Modelleme Teknikleri ile Lineer Olmayan Analizi, *Fırat University*, Elazığ, 2016.
- [41] Kömürcü, S.: Yığma Duvarların Düzlemiçi Davranışlarının Modellenmesi, *Istanbul Technical University*, İstanbul, 2017.
- [42] Timurağaoğlu, M.Ö., Doğan, A., Livaoğlu, R.: Comparison and Assessment of Material Models for Simulation of Infilled RC Frames Under Lateral Loads, *Građevinar*, 71 (2019) 1, pp. 45-56, <https://doi.org/10.14256/JCE.2307.2017>