

Ravninski model ponašanja omeđenog zida pri cikličkom horizontalnom opterećenju

Matošević, Đurđica

Doctoral thesis / Disertacija

2015

Degree Grantor / Ustanova koja je dodijelila akademski / stručni stupanj: **Josip Juraj Strossmayer University of Osijek, Faculty of Civil Engineering and Architecture Osijek / Sveučilište Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku, Građevinski i arhitektonski fakultet Osijek**

Permanent link / Trajna poveznica: <https://urn.nsk.hr/urn:nbn:hr:133:172563>

Rights / Prava: [In copyright](#)/[Zaštićeno autorskim pravom.](#)

Download date / Datum preuzimanja: **2025-02-06**



GRAĐEVINSKI I ARHITEKTONSKI FAKULTET OSIJEK
Faculty of Civil Engineering and Architecture Osijek

Repository / Repozitorij:

[Repository GrAFOS - Repository of Faculty of Civil Engineering and Architecture Osijek](#)



dabar
DIGITALNI AKADEMSKI ARHIVI I REPOZITORIJI

DOKTORSKA DISERTACIJA

RAVNINSKI MODEL PONAŠANJA OMEĐENOG ZIDA PRI CIKLIČKOM HORIZONTALNOM OPTEREĆENJU

PODACI O AUTORU

Ime i prezime: **dr. sc. Đurđica Matošević**, dipl.ing.grad.
Mjesto i godina rođenja: Osijek, Republika Hrvatska, 1952.
Diplomirala: Sveučilište u Zagrebu, Fakultet građevinskih znanosti u Zagrebu, 1977.,
Magistrirala: Sveučilište u Zagrebu, Građevinski fakultet Zagreb, 1997.
Zaposlena: Sveučilište Josipa Jurja Strossmayera u Osijeku, Građevinski fakultet Osijek

PODACI O DOKTORSKOM RADU:

Znanstveno područje: Tehničke znanosti
Znanstveno polje: Građevinarstvo
Mentor: prof. dr. sc. Vladimir Sigmund

POSTUPAK OCJENE I OBRANA:

Prijava teme: listopad 2007.

Povjerenstvo za ocjenu doktorske disertacije:

izv. prof. dr. sc. Ivica Guljaš, dipl. ing. građ., Građevinski fakultet Osijek, predsjednik,
prof. dr. sc. Vladimir Sigmund, dipl. ing. građ., Građevinski fakultet Osijek, mentor i član i
prof. dr. sc. Mehmed Čaušević, dipl. ing. građ., Građevinski fakultet Rijeka, član

Povjerenstvo za obranu doktorske disertacije:

izv. prof. dr. sc. Ivica Guljaš, dipl. ing. građ., Građevinski fakultet Osijek, predsjednik,
prof. dr. sc. Vladimir Sigmund, dipl. ing. građ., Građevinski fakultet Osijek, mentor i član i
prof. dr. sc. Mehmed Čaušević, dipl. ing. građ., Građevinski fakultet Rijeka, član

Mjesto i datum obrane: Građevinski fakultet Osijek, 28. svibnja 2015.

**SVEUČILIŠTE JOSIPA JURJA STROSSMAYERA U OSIJEKU
GRAĐEVINSKI FAKULTET**

DOKTORSKA DISERTACIJA

**RAVNINSKI MODEL PONAŠANJA OMEĐENOG
ZIĐA PRI CIKLIČKOM HORIZONTALNOM
OPTEREĆENJU**

ĐURĐICA MATOŠEVIĆ

Osijek, 2015.

Mentor rada: Prof.dr.sc. Vladimir Sigmund, dipl.ing.grad.

Doktorski rad sadrži 246 stranica, 240 slika i fotografija, 55 tablica i 1 prilog.

ŽIVOTOPIS AUTORICE

Rođena je u Osijeku 1952. god., gdje je završila osnovnu i srednju, Tehničku školu građevinskog smjera. Diplomirala je na konstruktorskom smjeru na Građevinskom fakultetu u Zagrebu 1977. god. Potom se u Osijeku zaposlila na Višoj tehničkoj građevinskoj školi kao asistent iz mehanike. Radila je na Građevinskom fakultetu u Osijeku do 1986. god., a zatim u projektnom birou "Arhitekt" u Osijeku kao projektant-statičar. Stručni je ispit položila 1987. god. U vrijeme domovinskog rata radila je na procjenama ratnih šteta na području grada Osijeka. 1992. god. ponovo se zaposlila na Građevinskom fakultetu u Osijeku te u okviru Zavoda za tehničku mehaniku radila kao asistent na sveučilišnom i predavač na stručnom studiju. U okviru Zavoda za materijale i konstrukcije držala je vježbe na predmetu Zidane konstrukcije. Magistrirala je 1997. god. na Građevinskom fakultetu u Zagrebu na temi iz dinamike konstrukcija. Sudjelovala je u radu hrvatskih i međunarodnih znanstveno-istraživačkih projekata, te domaćih i međunarodnih znanstvenih skupova s temama iz područja aseizmičkog projektiranja zidanih građevina.

Član je Hrvatske komore arhitekata i inženjera u graditeljstvu.

Član je Hrvatskog društva za mehaniku.

Član je Društva građevinskih inženjera Osijeka.

ZAHVALA

Želim izraziti svoju zahvalnost osobama koje su mi pomogle tijekom izrade ovoga rada, a bez kojih bih teško postigla konačni cilj.

Kao prvome, želim se zahvaliti dr. Vladimiru Sigmundu, mojemu neumornom mentoru i savjetniku, koji mi je otvorio, meni do tada potpuno nepoznate, nove vidike. Zahvaljujem mu na svemu čemu me naučio, a posebno na podršci da ustrajem tijekom ovog napornog višegodišnjeg posla.

Mladim kolegama koji su me podržavali i pomagali svojim znanjima o numeričkim postupcima, ali se i smrzavali zajedno sa mnom i fizički radili tijekom eksperimentalne faze posla.

Laborantima koji su u vrlo teškim uvjetima i s malo opreme i iskustva obavili posao na najbolji mogući način.

Mojim sinovima, Jurju i Josipu, bez čije ljubavi i podrške ne bih doktorski rad privela kraju.

Mojim dragim prijateljima, na njihovom prijateljstvu, brizi i veselju kojom me okružuju.

SAŽETAK

Zbog svoje jednostavnosti, ekonomičnosti, dobrih fizikalnih svojstava, trajnosti i ljepote omeđeno zide se primjenjuje diljem svijeta za izgradnju stambenih, poslovnih i industrijskih objekata već cijelo stoljeće. Iskustva o njihovom ponašanju tijekom potresa su dobra. Međutim, u suvremenoj građevinskoj praksi tradicionalnom građenju je potrebna dopuna odgovarajućim proračunima. S obzirom na složenost samog materijala i nepouzdanost njegovih mehaničkih svojstava postupak proračuna nije moguće temeljiti na uobičajenim postavkama teorije elastičnosti. Neizbježna su pokusna ispitivanja cijelih konstrukcija, odnosno njezinih sastavnih dijelova, pojedinih zidova.

Cilj ovog rada je istraživanje ponašanja omeđenog zida pri horizontalnom naizmjeničnom opterećenju u ravnini zida, te nakon toga na osnovu eksperimentalnih podataka provesti numeričku simulaciju zgrada i predložiti neka rješenja i eventualna poboljšanja u projektiranju novih i vrednovanju postojećih zidanih zgrada. Na uzorcima u mjerilu 1:1,5 ispitane tri serije zidova jednakih dimenzija, omjera $H/L=1,15$, na horizontalno izmjenično opterećenje u razini gornjeg horizontalnog serklaža. Tri serije od po tri uzorka omeđenog zida imale su različit tip veze između vertikalnih serklaža i zida, a jedan je uzorak bio od nearmiranog zida. Na osnovu eksperimentalnih rezultata provedena je numerička analiza, te istraživanje prošireno na zidove drugih omjera H/L , te zidove s otvorima manjim od $1,5m^2$. Procijenjeni su nelinearni seizmički odgovori zgrada koje imaju površinu zidova od 2%, 2,46%, 3%, 4%, 5% i 6% bruto tlocrta, visine jedne do pet etaža na po sedam potresa proračunskog ubrzanja tla od 0,1g, 0,2g i 0,3g. Procijenjene su veličine faktora ponašanja pojedinih tipova zidova. Određene su veličine dopuštenih međukatnih pomaka za razinu znatnih oštećenja i pripadajuće najmanje potrebne gustoće zida u tlocrtu građevine.

Ključne riječi: omeđeno zide, pokus, nelinearni seizmički odgovor, faktor ponašanja, gustoća zida

ABSTRACT

Because of its simplicity, low cost, good physical properties, durability and aesthetic qualities confined masonry is used worldwide for the construction of residential, commercial and industrial buildings during an entire century. Experiences on its behaviour during earthquakes are mostly good. However, in modern building practice it is necessary to supplement the traditional construction methods with corresponding numerical analysis. Considering that it is a composite material of uncertain mechanical properties the design process cannot be based on conventional solutions of the theory of elasticity. It is necessary to carry out experimental tests of entire structures, or its component parts, the walls.

The objective of this work is to investigate the behaviour of masonry walls subjected to a horizontal cyclic load in the plane of the wall. After that, on the basis of experimental data the numerical simulation of buildings should be carried out and some solutions and possible improvements in the design of new confined masonry buildings and in the evaluation of existing confined masonry buildings should be proposed. The three series of specimens aspect ratio $H / L = 1.15$ were scaled and tested to the horizontal cyclic loading at the upper level of the horizontal tie beams. Each of the series was composed of three specimens with a different type of connection between the tie-columns and masonry. One more specimen was built as unreinforced masonry and tested in the same way. Based on experimental results, numerical analysis was carried out, and research was expanded to the other aspect ratio H / L walls and the walls with openings smaller than $1,5\text{m}^2$. The nonlinear seismic response was estimated for one to five stories buildings which have a wall area of 2%, 2.46%, 3%, 4%, 5% and 6% of the gross floor plan under twenty one earthquake a-t diagrams of different design ground acceleration: 0.1g, 0.2 g and 0.3 g. The behaviour factors were evaluated for particular wall types. Allowed interstory drift was determined according to the level of serious damage. The corresponding minimum required densities of the walls in the floor plan of the building were evaluated.

Keywords: confined masonry, experiment, nonlinear seismic response, behaviour factor, wall density

SADRŽAJ:

| | |
|--|-----------|
| NASLOVNICA..... | II |
| MENTOR I OPSEG DOKTORSKOG RADA | III |
| ŽIVOTOPIS AUTORICE..... | IV |
| ZAHVALA..... | V |
| SAŽETAK..... | VI |
| ABSTRACT..... | VII |
| SADRŽAJ..... | VIII |
| POPIS OZNAKA..... | XII |
| POPIS SLIKA..... | XVII |
| POPIS TABLICA..... | XXIV |
| | |
| 1. UVOD..... | 1 |
| 1.1. Općenito..... | 1 |
| 1.2. Cilj istraživanja..... | 2 |
| 1.3. Kratki opis rada..... | 4 |
| 1.3.1. Ispitivanje materijala i zidova..... | 4 |
| 1.3.2. Numerička analiza..... | 6 |
| 1.3.3. Višekatni modeli zgrada..... | 6 |
| | |
| 2. PONAŠANJE OMEĐENOG ZIDA PRI POTRESU..... | 8 |
| 2.1. Općenito..... | 8 |
| 2.2. Bitne razlike između a.b. okvira s zidanom ispunom i omeđenog zida..... | 9 |
| 2.3. Otpornost zida na potresno djelovanje..... | 10 |
| 2.3.1. Mehanizmi sloma..... | 10 |
| 2.3.2. Proračun otpornosti na horizontalna djelovanja u ravnini omeđenog zida..... | 13 |
| 2.3.2.1. Proračun nosivosti omeđenog zida prema ENV-1996-1:2005..... | 13 |
| 2.3.2.2. Proračun nosivosti omeđenog zida prema Tomaževiću..... | 16 |
| 2.3.2.3. Proračun nosivosti omeđenog zida prema Floresu i Alcoceru..... | 18 |
| 2.3.2.4. Proračun nosivosti nearmiranog zida | 18 |
| | |
| 3. ISPITIVANJA MATERIJALA | 21 |
| 3.1. Općenito..... | 21 |
| 3.2. Mehanička svojstva sastavnih materijala zida..... | 21 |
| 3.2.1. Zidni elementi..... | 21 |
| 3.2.2. Mort..... | 23 |
| 3.2.3. Beton..... | 24 |
| 3.2.4. Armatura..... | 24 |

| | |
|---|-----------|
| 3.3. Mehanička svojstva ziđa..... | 24 |
| 3.3.1. Tlačna čvrstoća..... | 24 |
| 3.3.2. Posmična čvrstoća..... | 25 |
| 3.4. Rekapitulacija ispitanih svojstava materijala..... | 27 |
| 4. PROVEDENA ISPITIVANJA I PRIKAZ REZULTATA..... | 28 |
| 4.1. Općenito..... | 28 |
| 4.2. Opis prototipa..... | 28 |
| 4.3. Opis uzoraka..... | 32 |
| 4.4. Oprema za ispitivanje i način bilježenja rezultata..... | 35 |
| 4.5. Vertikalno i horizontalno opterećenje..... | 37 |
| 4.6. Način obrade i prikaza mjerenih podataka..... | 38 |
| 4.6.1. Bilinearna idealizacija..... | 39 |
| 4.6.2. Krutosti..... | 40 |
| 4.6.3. Posmične deformacije..... | 42 |
| 4.6.4. Razina oštećenja..... | 42 |
| 4.6.5. Utrošak energije i prigušenje | 44 |
| 4.7. Eksperimentalni rezultati pojedinih uzoraka..... | 46 |
| 4.7.1. Serija A..... | 46 |
| 4.7.1.1. Uzorak A1..... | 46 |
| 4.7.1.2. Uzorak A2..... | 50 |
| 4.7.1.3. Uzorak A3..... | 55 |
| 4.7.2. Serija B..... | 61 |
| 4.7.2.1. Uzorak B1..... | 61 |
| 4.7.2.2. Uzorak B2..... | 66 |
| 4.7.2.3. Uzorak B3..... | 72 |
| 4.7.3. Serija C..... | 78 |
| 4.7.3.1. Uzorak C1..... | 78 |
| 4.7.3.2. Uzorak C2..... | 85 |
| 4.7.3.3. Uzorak C3..... | 90 |
| 4.7.4. Serija D..... | 96 |
| 4.8. Prikaz i ocjena rezultata ispitivanja pojedinih tipova modela..... | 103 |
| 4.8.1. Mehanizmi sloma..... | 103 |
| 4.8.1.1. Tip A..... | 104 |
| 4.8.1.2. Tip B..... | 105 |
| 4.8.1.3. Tip C..... | 105 |
| 4.8.1.4. Tip D..... | 106 |
| 4.8.2. Opis oštećenja..... | 106 |
| 4.8.3. Sposobnost deformacije..... | 109 |

| | | |
|-----------|---|------------|
| 4.8.4. | Nosivosti..... | 110 |
| 4.8.5. | Krutosti..... | 112 |
| 4.8.6. | Energija i prigušenje..... | 115 |
| 4.8.7. | Faktor ponašanja..... | 119 |
| 4.9. | Zaključak | 123 |
| 5. | NUMERIČKO MODELIRANJE..... | 125 |
| 5.1. | Općenito..... | 125 |
| 5.2. | Program Atena 2D Eng..... | 125 |
| 5.3. | Usklađivanje i usporedba rezultata dobivenih ispitivanjem i numeričkog modela..... | 128 |
| 5.4. | Proširenje analize na zidove dva i četiri puta većeg omjera L/H zid s otvorom programom Atena (tip E, F i G) | 139 |
| 5.4.1. | Zid E (L/H=1,65) | 142 |
| 5.4.2. | Zid F (L/H=3,22) | 143 |
| 5.4.3. | Zid G (L/H=1,65, s prozorskim otvorom < 1,5m ²) | 146 |
| 5.5. | Usporedba rezultata nosivosti i krutosti zidova E, F i G prema EC-6 i preporukama priznatih stručnjaka s vrijednostima iz numeričke analize | 147 |
| 5.6. | Zaključak..... | 148 |
| 6. | PROCJENA OČEKIVANIH POMAKA I RAZINE OŠTEĆENJA VIŠEKATNIH KONSTRUKCIJA PRI DJELOVANJU POTRESA | 151 |
| 6.1. | Općenito..... | 151 |
| 6.2. | Spektar odgovora..... | 151 |
| 6.3. | Postupak proračuna očekivanih pomaka..... | 155 |
| 6.4. | Proračun očekivanih pomaka i razina oštećenja..... | 161 |
| 6.4.1. | Razine oštećenja i procjena graničnog relativnog katnog pomaka..... | 161 |
| 6.4.2. | Očekivani pomaci..... | 162 |
| 6.4.2.1. | Odabrana potresna djelovanja..... | 162 |
| 6.4.2.2. | Opis modela..... | 163 |
| 6.4.2.3. | Veličine najvećih očekivanih pomaka..... | 165 |
| 6.5. | Analiza rezultata..... | 167 |
| 6.5.1. | Pojam gustoće zida..... | 167 |
| 6.5.2. | Relativni katni pomaci i gustoća zida d_{wA} | 168 |
| 6.5.3. | Usporedba odredbi HRN EN 1998:2011/NA:2011 i rezultata proračuna..... | 171 |
| 6.5.4. | Odnos razine oštećenja prema gustoći zida d_{wA} | 172 |
| 6.5.5. | Odnos razine oštećenja prema gustoći zida d_{wm} | 175 |
| 6.6. | Zaključak..... | 177 |

| | |
|---|------------|
| 7. KRATKI PREGLED RADA, ZAKLJUČCI I PREPORUKE ZA DALJNJA ISTRAŽIVANJA..... | 178 |
| 7.1. Kratki pregled rada..... | 178 |
| 7.2. Zaključci i preporuke za daljnja istraživanja..... | 180 |
| 7.2.1. Zaključci..... | 180 |
| 7.2.2. Preporuke za daljnja istraživanja..... | 182 |
| | |
| POPIS LITERATURE..... | 183 |
| | |
| PRILOG A – Prikaz procijenjenih vrijednosti horizontalnih pomaka..... | 187 |

POPIS OZNAKA

Slova latinice

| | |
|----------------|---|
| $[D]$ | Matrica krutosti |
| $ d(t)_{max} $ | Najveći pomak jednostupnjevnog sustava |
| $[K]$ | Matrica krutosti |
| $[M]$ | Matrica masa |
| $ d(t)_{max}$ | Najveća veličina odgovora jednostupnjevnog sustava u linearnom području |
| a | Duljina pritisnutog dijela zida |
| a.b. | Armirani beton |
| A_{env} | Površina ispod d -V krivulje |
| a_g | Najveće ubrzanje tla normalizirano gravitacijom Zemlje |
| A_i | Ploština bruto tlocrta i-te etaže |
| a_{max} | Najveće ubrzanje tla |
| A_s | Ploština armature |
| A_{sA} | Ploština vertikalne armature u a.b. serklažima |
| a_{tmax} | Najveća vrijednost ubrzanja tla |
| A_w | Ploština zida |
| A_{wi} | Ploština nosivih zidova jednog od glavnih smjerova i-te etaže |
| A_z | Ploština presjeka zidnog uzorka |
| b | Faktor razdiobe posmičnih naprezanja u zidu |
| c | Kohezija |
| C_1 | Koeficijent međudjelovanja a.b. serklaža i zida, te razdiobe posmičnog naprezanja |
| d | Horizontalni pomak vrha zida |
| d' | Udaljenost osi vertikalnih a.b. serklaža |
| d_1^* | Horizontalni pomak vrha zida u prvom koraku opterećenja |
| d_1, d_2 | duljine dijagonala |
| d_c | Duljina armiranobetonskog serklaža |
| d_{cr} | Horizontalni pomak zida pri pojavi prvih pukotina u zidu |
| d_{el} | Horizontalni pomak na granici elastičnog ponašanja |
| D_g | Odgovor ubrzanja linearnog oscilatora perioda T_g uz faktor prigušenja 2% |
| d_h | Horizontalni pomak vrha zida nastao smicanjem |
| d_L | Statička visina presjeka |
| d_{max} | Najveći horizontalni pomak vrha zida |
| D_{max} | Najveći pomak na razini „i-te“ etaže |
| $D_{max,i}$ | Najveći pomak i-te etaže |
| DR | Faktor pomaka |
| d_s | Promjer armature |
| d_{tmax} | Najveća vrijednost pomaka tla |
| d_u | Horizontalni pomak zida koji odgovara pojavi V_u |
| d_{Vmax} | Horizontalni pomak zida koji odgovara pojavi V_{max} |
| d_{wA} | Gustoća zidova |
| d_{wm} | Gustoća zidova po jedinici mase građevine |

| | |
|---------------|---|
| E | Modul elastičnosti |
| E_e | Energija utrošena pri idealno elastičnom ponašanju |
| E_h | Površina unutar petlje jednog histereznog ciklusa |
| E_i | Uloženja energija pomicanja tla |
| E_m | Modul elastičnosti zida |
| e_u | Ekscentričnost uzdužne sile na granici nosivosti |
| F_{aa} | Faktor amplifikacije ubrzanja |
| F_{ac} | Faktor amplifikacije ubrzanja |
| F_{ad} | Faktor amplifikacije pomaka |
| F_{ad} | Faktor amplifikacije pomaka |
| F_{av} | Faktor amplifikacije brzine |
| F_{av} | Faktor amplifikacije brzine |
| f_b | Normalizirana tlačna čvrstoća zidnog elementa u smjeru šupljina |
| f_{bh} | Normalizirana tlačna čvrstoća elemenata u horizontalnom smjeru |
| $f_{c,cr}$ | Naprezanje pri pojavi pukotina u zidnom uzorku |
| $f_{ck,cube}$ | Karakteristična tlačna čvrstoća betonske kocke |
| $f_{cw,sr}$ | Srednja vrijednost tlačne čvrstoće zidnog uzorka |
| f_d | Računska tlačna čvrstoća zida |
| F_i | Faktor smanjenja doprinosa vitkih zidova u gustoći zida |
| F_i | Faktor smanjenja doprinosa vitkih zidova |
| f_k | Karakteristična tlačna čvrstoća zida |
| F_m | Računska tlačna sila u zidu |
| f_m | Karakteristična tlačna čvrstoća zida |
| f_m^* | Karakteristična čvrstoća morta |
| $f_{mc,z}$ | Tlačna čvrstoća zidnog elementa u vertikalnom smjeru |
| $f_{mcz,sr}$ | Srednja vrijednost tlačne čvrstoće zidnog elementa u vertikalnom smjeru |
| f_{mt} | Vlačna čvrstoća morta pri savijanju |
| FPRZ2 | Faktor povjerenja pri razini znanja 2 |
| F_{puk} | Sila pritiska pri pojavi pukotina u zidnom uzorku |
| F_s | Računska tlačna sila u armaturi |
| f_t | Karakteristična vlačna čvrstoća zida |
| f_t | Karakteristična vlačna čvrstoća morta pri savijanju |
| F_u | Sila pri slomu zidnog uzorka |
| f_v | Posmična čvrstoća zida |
| f_{vk} | Karakteristična posmična čvrstoća zida |
| f_{vko} | Karakteristična posmična čvrstoća tlačno neopterećenog zida |
| f_y | Granica velikih izduženja armature |
| f_{yd} | Računska vlačna čvrstoća armature |
| g | Gravitacija Zemlje |
| G | Modul posmika |
| G | Modul posmika |
| $G1$ | Stupanj oštećenja: Blaga oštećenja |
| $G2$ | Stupanj oštećenja: Srednje teška oštećenja |
| $G3$ | Stupanj oštećenja: Teška oštećenja |
| $G4$ | Stupanj oštećenja: Jako teška oštećenja |
| $G5$ | Stupanj oštećenja: Uništenje |
| g_k | Stalno djelovanje |
| G_m | Modul posmika zida |

| | |
|-----------------|---|
| H | Visina zida |
| IDR | Relativni katni pomak |
| IDR_u | Granični relativni katni pomak |
| I_z | Moment tromosti poprečnog presjeka zida |
| K | Krutost zida |
| K_e | Elastična krutost zida |
| K_e^* | Teorijski određena krutost zida (iz izraza 4.7.) |
| K_{nn} | Koeficijent krutosti (normalni) „inteface“ elementa |
| K_o | Početna krutost zida |
| $K_{prototipa}$ | Krutost prototipa zida |
| K_{tt} | Koeficijent krutosti (tangencijalni) „inteface“ elementa |
| L | Ukupna duljina zida |
| l_o | Duljina zida unutar vertikalnih serklaža, duljina nearmiranog zida |
| m_i | Masa i-te etaže |
| $m_{prototipa}$ | Masa prototipa |
| M_{sav} | Moment nosivosti na savijanje |
| M_{sd} | Računski moment savijanja |
| M_u | Moment na savijanje u graničnom stanju nosivosti |
| m_{uzorka} | Masa uzorka |
| n | Broj šipki armature |
| N_i | Ukupna sila pritiska u zidu |
| N_{sd} | Računsko vertikalno opterećenje zida |
| n_w | Faktor oblika zida |
| N_w | Vertikalno opterećenje zida |
| OSR | Omjer povećanja nosivosti |
| q | Faktor ponašanja |
| q^* | Faktor ponašanja koji ne uzima u obzir disipativna svojstva konstrukcije |
| q_k | Promjenjivo djelovanje |
| RZ | Razina znanja |
| s | Modul elastičnosti armature |
| s | Standardna devijacija |
| S_a | Spektralno ubrzanje linearnog sustava |
| S_a' | Spektar odgovora ubrzanja (Lepage) |
| S_d | Spektralni pomak linearnog sustava |
| S_d' | Spektar odgovora pomaka (Lepage) |
| S_{pa} | Pseudoubrzanje |
| S_{pa} | Pseudoubrzanje |
| S_{pv} | Pseudobrзина |
| S_v | Spektralna brzina linearnog sustava |
| t | Debljina zida |
| T | Period oscilacija konstrukcije |
| T_b | Granični period oscilacija područja konstantnog ubrzanja |
| T_c | Granični period oscilacija područja konstantne brzine |
| T_d | Granični period oscilacija područja konstantnog pomaka |
| T_{eff} | Efektivni period konstrukcije |
| T_{eff} | Efektivni početni period $T \cdot \sqrt{2}$ |
| T_g | Karakteristični period gibanja tla: najniži period pri kojem uložena energija, uz prigušenje od 10%, prestaje opadati ili rasti |

| | |
|-------------------------------|--|
| TR | Omjer T_{eff}/T_g |
| TR | Omjer efektivnog početnog perioda i karakterističnog perioda gibanja tla |
| t_s | Debljina sljubnice |
| V | Horizontalna sila u ravnini zida |
| V_1 | Horizontalna sila otpora zida u prvom koraku |
| V_{cr} | Horizontalna sila pri pojavi prvih pukotina u zidu |
| $V_{\text{cr}}(\text{A\&F})$ | Horizontalna sila pri pojavi pukotina po Alcoceru i Floresu |
| V_{dmax} | Sila otpora pri rušenju zida |
| V_{max} | Najveća horizontalna sila otpornosti zida |
| v_{max} | Najveća brzina tla |
| V_{Rd} | Računska posmična otpornost zida |
| V_{Rd} | posmična otpornost zida |
| $V_{\text{Rd}(1)}$ | Računska posmična otpornost zida |
| $V_{\text{Rd}(2)}$ | Računska posmična otpornost armiranobetonskog serklaža |
| $V_{\text{Rd}}(\text{T})$ | posmična otpornost zida (po Tomaževiću) |
| $V_{\text{Rd1}}(\text{T})$ | Posmična otpornost zida (po Tomaževiću) |
| $V_{\text{Rd2}}(\text{T})$ | Posmična otpornost armiranobetonskih serklaža (po Tomaževiću) |
| $V_{\text{Rdr}}(\text{A\&F})$ | Najveća računaska horizontalna sila otpora zida po Alcoceru i Floresu |
| V_{sav} | Horizontalna sila otpora zida pri savojnom mehanizmu sloma |
| v_{tmax} | Najveća vrijednost brzine tla |
| V_u | Granična horizontalna sila otpornosti zida |
| W | Ukupna težina zgrade |
| x | Udaljenost neutralne osi od pritisnutog ruba presjeka |
| x_{tla} | Pomicanje tla |
| z | Krak unutarnjih sila |

Slova Grčkog alfabeta

| | |
|---------------------------|---|
| α | Koeficijent rubnih uvjeta |
| β | Koeficijent raspucanosti zida |
| β_{equ} | Ekvivalentno viskozno prigušenje jednostupnjevskog armiranobetonskog okvira |
| β_v | Viskozno prigušenje pri elastičnom odgovoru |
| γ_{pros} | Prosječna posmična deformacija |
| γ_1, γ_2 | Posmične deformacije zida |
| Γ_i | Faktor sudjelovanja „i“-tog vlastitog oblika |
| Δ_1, Δ_2 | Promjena duljine dijagonale uzorka zida |
| $[\varepsilon]$ | Matrica deformacija |
| ε_m | Deformacija zida |
| ε_{mu} | Granična deformacija zida |
| ε_s | Deformacija armature |
| κ | Koeficijent posmika za pravokutni poprečni presjek |
| μ | Koeficijent trenja u zidu |
| μ_u | Faktor duktiliteta |
| ϑ | Parametar ovisan o načinu razdiobe pritiska na dodiru zida i vertikalnog serklaža |
| ξ | Koeficijent viskoznog prigušenja |

| | |
|------------------------|--|
| $[\sigma]$ | Matrica naprezanja |
| σ_c, σ_t | Glavna naprezanja |
| σ_d | Računsko tlačno naprezanje u zidu |
| σ_o | Ukupno tlačno naprezanje u zidu uslijed vertikalnog opterećenja |
| $\sigma_{o,i}$ | Tlačno naprezanje u zidu od pritiska a.b. serklaža |
| $\sigma_{o,v}$ | Tlačno naprezanje u zidu od vertikalnog opterećenja |
| τ | Posmično naprezanje |
| φ | Koeficijent uporabnog opterećenja |
| φ_c, φ_t | Smjer glavnih tlačnih, vlačnih naprezanja |
| Φ_i | Ordinata osnovnog vlastitog oblika na razini „i“ |
| Ψ_2 | Koeficijent nazovistalnog djelovanja |
| ω | Kružna frekvencija konstrukcije |
| ω_o | Kružna frekvencija neprigušenih oscilacija jednostupnjevskog sustava |
| ω_{uzorka} | Kružna frekvencija uzorka |

POPIS SLIKA

1. UVOD

Slika 1.1. Dur Untaš, 13. st. pr. Kr., Iran

Slika 1.2. Keopsova piramida, 25. st.pr. Kr, Egipat

Slika 1.3. Ponte Dell'Abbadia, 1.st.pr. Kr., Italija

Slika 1.4. Kazalište u Ammanu, 2 st.po. Kr. , Jordan

Slika 1.5. Položaj zida u zgradi

Slika 1.6. Detalj povezivanja zida i vertikalnih serklaža prototipa Tip A - bez povezivanja; tip B – prijeklop opeke; i tip C-s vilicama $d_s=8\text{mm}$

Slika 1.7. Naizmjenična horizontalna sila na vrhu zida

2. POGLAVLJE

Slika 2.1. Konstruktivni elementi zgrade od omeđenog zida

Slika 2.2. Ponašanje a.b. okvira (a) i omeđenog zida (b) pri seizmičkom opterećenju u ravnini zida

Slika 2.3. Slika pukotina eksperimentalno ispitanog omeđenog zida (Perez-Gavilan 2009.)

Slika 2.4. Fotografija stambene zgrade u Kini uništene 2008. potresom u pokrajini Beichuan (a) i u Meksiku oštećena Tehuacan potresom 1999.god.(b)

Slika 2.5. Posmični slom - Aguilar i Alcocer 2001. (a) i slom savijanjem – Yoshimura 2004. (b)

Slika 2.6. Ispadanje zida okomito na svoju ravninu – shema (a); potres 2010. Maule (b)

Slika 2.7. Tlocrt omeđenog zida, shema proračuna nosivosti na posmik

Slika 2.8. Tlocrt omeđenog zida, shema proračuna nosivosti na čisto savijanje

Slika 2.9. Tlocrt omeđenog zida, shema proračuna nosivosti na savijanje uzdužnom silom

Slika 2.10. Međudjelovanje na dodiru zida i serklaža

Slika 2.11. Tipična krivulja nosivosti prema Alcoceru&Floresu

Slika 2.12. Ravnoteža nearmiranog zida opterećenog na tlak i savijanje

3. POGLAVLJE

Slika 3.1. Fotografija zidnog elementa

Slika 3.2. Ispitivanje tlačne čvrstoće glinenih šupljih blokova

Slika 3.3. Ispitivanje tlačne i čvrstoće morta na savijanje

Slika 3.4. Ispitivanje tlačne čvrstoće zida

Slika 3.5. Ispitivanje posmične čvrstoće zida

Slika 3.6. Posmična čvrstoća zida

4. POGLAVLJE

Slika 4.1. Položaj i dimenzije prototipa zida

- Slika 4.2. Detalji povezivanja zida i vertikalnih serklaža : tip A, B, C, D
- Slika 4.3. Prototip zida tipa A s detaljima prototipa zidova tipa B i C
- Slika 4.4. Uzorci tipa B,C i D
- Slika 4.5. Detaljni prikaz uzorka A
- Slika 4.6. Izrada temelja uzoraka, priprema oplata za betoniranje vertikalnih serklaža uzoraka
- Slika 4.7. Prikaz gotovog uzorka u okviru za ispitivanje
- Slika 4.8. Položaj uzorka i preša za opterećenje
- Slika 4.9. Položaj mjernih senzora na uzorku
- Slika 4.10. Nivo gornjrg vertikalnog serklaža (a), mjerenje promjene duljine dijagonale (b)
- Slika 4.11. Shema djelovanja vertikalnih i horizontalnih opterećenja na uzorak
- Slika 4.12. Promjena horizontalne sile tijekom ispitivanja
- Slika 4.13. Idealizacija eksperimentalnih rezultata bilinearnom krivuljom
- Slika 4.14. Deformacija zida upetog na oba horizontalna ruba
- Slika 4.15. Histerezna petlja 1. ciklusa opterećenja uzorka B1
- Slika 4.16. Posmična deformacija zida
- Slika 4.17. Nepovratno potrošena enegija tijekom cikličkog opterećivanja zida
- Slika 4.18. Prikaz potrošene energije E_h i energije idealno elastične deformacije E_e
- Slika 4.19. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska u uzorku A1
- Slika 4.20 Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska u uzorku A1
- Slika 4.21. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka A1 prema horizontalnom pomaku
- Slika 4.22. Histerezna petlja uzorka
- Slika 4.23. Bilinearna idealizacija uzorka A1
- Slika 4.24. Opadanje krutosti uzorka A1
- Slika 4.25. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska uzorka A2
- Slika 4.26. Fotografija i Slika pukotina ispitanog uzorka A2
- Slika 4.27. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka A2 prema horizontalnom pomaku
- Slika 4.28. Promjena duljina dijagonala uzorka A2
- Slika 4.29. Promjena Promjena duljina dijagonala o ovisnosti o promjeni hor. sile uzorka A2
- Slika 4.30. Odnos veličine ukupnog mjenenog horizontalnog i pomaka od smicanja uzorka A2
- Slika 4.31. Histerezna petlja uzorka A2
- Slika 4.32. Bilinearna idealizacija uzorka A2
- Slika 4.33. Opadanje krutosti uzorka A2
- Slika 4.34.. Ukupna potrošena i uložena energija uzorka A2
- Slika 4.35. Prigušenje uzorka A2
- Slika 4.36. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska zorka A3
- Slika 4.37. Fotografija i Slika pukotina ispitanog uzorka A3
- Slika 4.38. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka A3 prema horizontalnom pomaku
- Slika 4.39.. Promjena duljina dijagonala uzorka A3
- Slika 4.40. Odnos veličine ukupnog mjenenog horizontalnog i pomaka od smicanja uzorka A3

- Slika 4.41. Histerezna petlja uzorka A3
- Slika 4.42. Bilinearna idealizacija uzorka A3
- Slika 4.43. Opadanje krutosti uzorka A3
- Slika 4.44. Ukupna uložena i potrošena energija uzorka A3
- Slika 4.45. Prigušenje uzorka A3
- Slika 4.46. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska uzorka B1
- Slika 4.47. Fotografija i crtež pukotina ispitanog uzorka B1
- Slika 4.48. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka B1 prema horizontalnom pomaku
- Slika 4.49. Promjena duljina dijagonala u ovisnosti o horizontalnom pomaku uzorka B1
- Slika 4.50. Odnos veličine ukupnog mjenenog horizontalnog i pomaka od smicanja uzorka B1
- Slika 4.51. Histerezna petlja uzorka B1
- Slika 4.52. Bilinearna idealizacija uzorka B1
- Slika 4.53. Opadanje krutosti uzorka B1
- Slika 4.54. Ukupna uložena i potrošena energija uzorka B1
- Slika 4.55. Prigušenje uzorka B1
- Slika 4.56. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska uzorka B2
- Slika 4.57. Fotografija i crtež pukotina ispitanog uzorka B2
- Slika 4.58. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka B2 prema horizontalnom pomaku
- Slika 4.59. Promjena duljina dijagonala u ovisnosti o horizontalnom pomaku uzorka B2
- Slika 4.60. Promjena duljina dijagonala u ovisnosti o promjeni hor. sile V uzorka B2
- Slika 4.61. Odnos veličine ukupnog mjenenog horizontalnog i pomaka od smicanja
- Slika 4.62. Histerezna petlja uzorka B2
- Slika 4.63. Bilinearna idealizacija uzorka B2
- Slika 4.64. Opadanje krutosti uzorka B2
- Slika 4.65. Ukupna uložena i potrošena energija uzorka B2
- Slika 4.66. Prigušenje uzorka B2
- Slika 4.67. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska uzorka B3
- Slika 4.68. Fotografija i crtež pukotina ispitanog uzorka B3
- Slika 4.69. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka B3 prema horizontalnom pomaku
- Slika 4.70. Promjena duljina dijagonala u ovisnosti o horizontalnom pomaku uzorka B3
- Slika 4.71. Promjena duljina dijagonala u ovisnosti o promjeni hor. sile V uzorka B3
- Slika 4.72. Odnos veličine ukupnog mjenenog horizontalnog i pomaka od smicanja uzorka B3
- Slika 4.73. Histerezna petlja uzorka B3
- Slika 4.74. Bilinearna idealizacija uzorka B3
- Slika 4.75. Opadanje krutosti uzorka B3
- Slika 4.76. Ukupna uložena i potrošena energija uzorka B3
- Slika 4.77. Prigušenje uzorka B3
- Slika 4.78. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska uzorka C1
- Slika 4.79. Fotografija i crtež pukotina ispitanog uzorka C1

- Slika 4.80. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka C1 prema horizontalnom pomaku
- Slika 4.81. Promjena duljina uzlazne dijagonale prije (a) i poslije 25. ciklusa (b) uzorka C1
- Slika 4.82. Promjena duljina dijagonala u ovisnosti o hor. pomaku uzorka C1
- Slika 4.83. Promjena duljina dijagonala u ovisnosti o promjeni hor. sile uzorka C1
- Slika 4.84. Odnos veličine ukupnog mjenenog horizontalnog i pomaka od smicanja uzorka C1
- Slika 4.85. Histerezna petlja uzorka C1
- Slika 4.86. Bilinearna idealizacija uzorka C1
- Slika 4.87. Opadanje krutosti uzorka C1
- Slika 4.88. Ukupna uložena i ukupna potrošena energija uzorka C1
- Slika 4.89. Prigušenje uzorka C1
- Slika 4.90. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska uzorka C2
- Slika 4.91. Fotografija i crtež ispitanog uzorka C2
- Slika 4.92. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka C2 prema horizontalnom pomaku
- Slika 4.93. Promjena duljina dijagonala uzorka C2
- Slika 4.94. Promjena duljina dijagonala o ovisnosti o promjeni hor. sile uzorka C2
- Slika 4.95. Odnos veličine ukupnog mjenenog horizontalnog i pomaka od smicanja u uzorku C2
- Slika 4.96. Histerezna petlja uzorka C2
- Slika 4.97. Bilinearna idealizacija uzorka C2
- Slika 4.98. Opadanje krutosti uzorka C2
- Slika 4.99. Ukupna uložena i potrošena energija uzorka C2
- Slika 4.100. Prigušenje uzorka C2
- Slika 4.101. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska uzorka C3
- Slika 4.102. Fotografija i crtež pukotina ispitanog uzorka C3
- Slika 4.103. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka prema horizontalnom pomaku uzorka C3
- Slika 4.104. Promjena duljina dijagonala uzorka C3
- Slika 4.105. Promjena duljina dijagonala o ovisnosti o promjeni hor. sile uzorka C3
- Slika 4.106. Odnos veličine ukupnog mjenenog horizontalnog i pomaka od smicanja uzorka C3
- Slika 4.107. Histerezna petlja uzorka C3
- Slika 4.108. Bilinearna idealizacija uzorka C3
- Slika 4.109. Opadanje krutosti
- Slika 4.110. Ukupna uložena i potrošena energija uzorka C3
- Slika 4.111. Prigušenje uzorka C3
- Slika 4.112. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska
- Slika 4.113. Fotografija i crtež pukotina ispitanog uzorka D
- Slika 4.114. Rasprostiranje pukotina po dubini zida uzorka D
- Slika 4.115. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka D prema horizontalnom pomaku
- Slika 4.116. Promjena duljina dijagonala u ovisnosti o hor. pomaku uzorka D
- Slika 4.117. Promjena duljina dijagonala o ovisnosti o promjeni hor. sile uzorka D
- Slika 4.118. Odnos veličine ukupnog mjenenog horizontalnog i pomaka od smicanja uzorka D

- Slika 4.119. Histerezna petlja uzorka D
- Slika 4.120. Bilinearna idealizacija uzorka D
- Slika 4.121. Opadanje krutosti uzorka D
- Slika 4.122.. Ukupna uložena i potrošena energija uzorka D
- Slika 4.123. Prigušenje uzorka D
- Slika 4.124. Histerezna petlja i slika pukotina savojnog mehanizma sloma (Frumento i dr.2009, str.80)
- Slika 4.125. Histerezna petlja i slika pukotina posmičnog mehanizma sloma (Frumento i dr.2009, str.84)
- Slika 4.126. Ktivilje oštećenja uzoraka A,B,C i D
- Slika 4.127. Normalizirane krivulje oštećenja uzoraka A,B,C i D
- Slika 4.128. Anvelopa nosivosti i njezina bilinearna idealizacija
- Slika 4.129. Tlocrt omeđenog uzorka zida s oznakama za proračun
- Slika 4.130. Nnačin određivanja sekantne krutosti „k“
- Slika 4.131. Promjena krutosti svih uzoraka ovisnosti o relativnom katnom pomaku u području IDR=0-1%
- Slika 4.132. Promjena krutosti svih uzoraka ovisnosti o relativnom katnom pomaku u području IDR=0-5%
- Slika 4.133. Promjena omjera krutosti $\frac{K}{K_e}$ svih uzoraka ovisnosti o omjeru relativnog pomaka $\frac{d}{d_{H \max}}$
(prikaz rezultata pojedinih uzoraka)
- Slika 4.134. Promjena omjera krutosti $\frac{K}{K_e}$ pojedinih tipova uzoraka ovisnosti o omjeru relativnog pomaka
- Slika 4.135. Ukupno uložena energija do granice teških oštećenja za tipove uzoraka A,B, C i D
- Slika 4.136. Ukupno utrošena energija do granice teških oštećenja za tipove uzoraka A,B, C i D
- Slika 4.137. Prigušenje uzoraka tipa A
- Slika 4.138. Prosječne vrijednosti koeficijenata histereznog prigušenja za uzorke tipa A
- Slika 4.139. Prigušenje uzoraka tipa B
- Slika 4.140. Prosječne vrijednosti koeficijenata histereznog prigušenja za uzorke tipa B
- Slika 4.141. Prigušenje uzoraka tipa C
- Slika 4.142. Prosječne vrijednosti koeficijenata histereznog prigušenja za uzorke tipa C
- Slika 4.143. Primarna krivulja uzoraka tipa „A“ (Matlab, Nedler-Meadov algoritam)
- Slika 4.144. Primarna krivulja uzoraka tipa „A“
- Slika 4.145. Primarna krivulja uzoraka tipa „B“
- Slika 4.146. Primarna krivulja uzoraka tipa „C“
- Slika 4.147. Primarna krivulja uzoraka tipa „D“
- Slika 4.148. Primarne krivulja uzoraka tipa A,B,C i D
- Slika 4.149. Bilinearne idealizacije osnovnih krivulja nosivosti uzoraka tipa A i B
- Slika 4.150. Bilinearne idealizacije osnovnih krivulja nosivosti uzoraka tipa C i D
- Slika 4.151. Definicija faktora ponašanja i omjera „veće čvrstoće“ (OSR)

5. POGLAVLJE

Slika 5.1. Srednja razina promatranja materijala zida (a); mikrostrukturalna razina promatranja morta (b)

Slika 5.2. Vrste proračuna na seizmička djelovanja

Slika 5.3. Kapacitet pomaka građevine

Slika 5.4. Način provjere sposobnosti horizontalne deformacije zgrade

Slika 5.5. Mreža konačnih elemenata

Slika 5.6. Vrste korištenih konačnih elemenata

Slika 5.7. Osnovna opterećenja za kombinacije

Crtež 5.8. Usporedba eksperimentalnih i rezultata numeričke analize za tip A

Slika 5.9. Usporedba eksperimentalnih i rezultata numeričke analize za tip B

Slika 5.10. Usporedba eksperimentalnih i rezultata numeričke analize za tip C

Slika 5.11. Usporedba eksperimentalnih i rezultata numeričke analize za tip D

Slika 5.12. Tip A, slika vlačnih dijagonala pri $IDR=0,3\%$ i tlačnih pri $IDR=0,9\%$, prikazane pukotine širine veće od $0,1\text{mm}$

Slika 5.13. Tip B, slika vlačnih dijagonala pri $IDR=0,3\%$ i tlačnih pri $IDR=0,9\%$, prikazane pukotine širine veće od $0,1\text{mm}$

Slika 5.14. Tip C, slika vlačnih dijagonala pri $IDR=0,3\%$ i tlačnih pri $IDR=0,9\%$, prikazane pukotine širine veće od $0,1\text{mm}$

Slika 5.15. Tip D, slika vlačnih dijagonala pri $IDR=0,3\%$ i tlačnih pri $IDR=0,33\%$, prikazane pukotine širine veće od $0,1\text{mm}$

Slika 5.16. Slika deformacije pri dosezanju granice sloma: tip A , $IDR=0,85\%$; tip B, $IDR=0,73$ (pomaci uvećani 5 puta)

Slika 5.17. Crtež deformacije pri dosezanju granice sloma: tip C , $IDR=1,10\%$; tip D, $IDR=0,33$ (pomaci uvećani 5 puta)

Slika 5.18. Model E

Slika 5.19. Model F

Slika 5.20. Model G

Slika 5.21. Model E, mreža konačnih elemenata

Slika 5.22. Dijagram d-V modela zida E

Slika 5.23. Slika glavnih tlačnih naprezanja pri relativnom katnom pomaku od $0,25\%$ i $0,5\%$ modela zida E

Slika 5.24. Slika glavnih tlačnih naprezanja pri relativnom katnom pomaku od $0,75\%$ i 1% modela zida E

Slika 5.25. Slika deformacija i pukotina većih od $0,1\text{mm}$ pri relativnom katnom pomaku od 1% (pomaci povećani 10 puta) modela zida E

Slika 5.26. Model F, mreža konačnih elemenata

Slika 5.27. Dijagram d-V , model zida F

Slika 5.28. Slika glavnih tlačnih naprezanja pri relativnom katnom pomaku od $0,125\%$ modela zida F

Slika 5.29. Slika glavnih tlačnih naprezanja pri relativnom katnom pomaku od $0,25\%$ modela zida F

Slika 5.30. Slika glavnih tlačnih naprezanja pri relativnom katnom pomaku od $0,375\%$ modela zida F

Slika 5.31. Slika glavnih tlačnih naprezanja pri relativnom katnom pomaku od 0,50% modela zida F

Slika 5.32. Slika deformacija i pukotina većih od 0,1mm pri relativnom katnom pomaku od 0,5.% (hor. pomaci povećani 10 puta) model zida F

Slika 5.33. Model G, mreža konačnih elemenata

Slika 5.34. Dijagram d-V modela zida G

Slika 5.36. Slika glavnih tlačnih naprezanja pri relativnom katnom pomaku od 0,52% i 0,7% modela zida G

Slika 5.37. Slika deformacija i pukotina većih od 0,1mm pri relativnom katnom pomaku od 0,7.% (hor. pomaci povećani 3 puta) modela zida G

6. POGLAVLJE

Slika 6.1. Ubrzanja odgovora za konstrikcije s periodima vibracija do 3 sek za tri različita faktora viskozno prigušenja

Slika 6.2. Spektar odgovora preporučeni u EC-8 za tipove tla od A-E uz 5% prigušenja za tip 1 potresa

Slika 6.3. Prikaz idealno elastičnog, stvarnog i bilinearnog modela odgovora konstrukcije te spektra odgovora

Slika 6.4. Newmark-Hallov elastični spektar

Slika 6.5. Jednakost potrošnje energije elastičnog i elasto-plastičnog sustava

Slika 6.6. Jednakost najvećeg pomaka elastičnog i elasto-plastičnog sustava

Slika 6.7. Spektri odgovora za različite faktore duktiliteta prema a) Newmarku i Hallu i b) Vidicu, Fajfaru

Slika 6.8. Normalizirana krivulja oštećenja

Slika 6.9. Prototip s jednim stupnjem slobode

Slika 6.10. Promjena ploštine međukatne konstrukcije pripadajuće zidu

Slika 6.11. Promjena katnosti prototipa

Slika 6.12. Relativni katni pomaci za jednoetažni model

Slika 6.13. Relativni katni pomaci za dvoetažni model

Slika 6.14. Relativni katni pomaci za troetažni model

Slika 6.15. Relativni katni pomaci za četveroetažni model

Slika 6.16. Relativni katni pomaci za petetažni model

Slika 6.17. Relativni katni pomaci za nivo potresa do 0,1g

Slika 6.18. Relativni katni pomaci za nivo potresa do 0,2g

Slika 6.19. Relativni katni pomaci za nivo potresa do 0,3g

Slika 6.20. Očekivani intenzitet potresnog djelovanja pri dosezanju razine oštećenja jednoetažnog modela

Slika 6.21. Očekivani intenzitet potresnog djelovanja pri dosezanju razine oštećenja dvoetažnog modela

Slika 6.22. Očekivani intenzitet potresnog djelovanja pri dosezanju razine oštećenja troetažnog modela

Slika 6.23. Očekivani intenzitet potresnog djelovanja pri dosezanju razine oštećenja četveroetažnog modela

Slika 6.24. Očekivani intenzitet potresnog djelovanja pri dosezanju razine oštećenja petetažnog modela

Slika 6.25. Odnos očekivanog relativnog katnog pomaka prema d_{wm} za intenzitete potresa do 0,1g

Slika 6.26. Odnos očekivanog relativnog katnog pomaka prema d_{wm} za intenzitete potresa do 0,2g

Slika 6.27. Odnos očekivanog relativnog katnog pomaka prema d_{wm} za intenzitete potresa do 0,3g

POPIS TABLICA

1. UVOD nema tablica

2. POGLAVLJE

Tablica 2.1. Usporedba načina izvedbe omeđenog zida i a.b. okvira s zidanim ispunima

3. POGLAVLJE

Tablica 3.1. Klase odstupanja dimenzija zidnih elemenata

Tablica 3.2. Grupe zidnih elemenata

Tablica 3.2. Grupe zidnih elemenata

Tablica 3.3. Tlačna čvrstoća zidnih elemenata

Tablica 3.4. Tlačna i vlačna čvrstoća morta serija uzoraka 1,2 i 3

Tablica 3.5. Tlačna čvrstoća betona vertikalnih i horizontalnih serklaža uzoraka serija 1,2 i 3

Tablica 3.6. Tlačna čvrstoća i modula elastičnosti zida uzoraka 1,2 i 3

Tablica 3.7. Ispitana svojstva svih materijala

4. POGLAVLJE

Tablica 4.1. Proračun ukupnog vertikalnog opterećenja zida

Tablica 4.2. Preslikavanje prototipa u model

Tablica 4.3. Materijalne i geometrijske karakteristike ispitivanog uzorka

Tablica 4.4. Podjela konstrukcija (zgrada) u razrede oštećljivosti (tablica oštećljivosti)

Tablica 4.5. Razdjelba oštećenja zidanih zgrada

Tablica 4.6. Mehaničke osobitosti uzorka A1

Tablica 4.7. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka A2

Tablica 4.8. Mehaničke osobitosti uzorka A2

Tablica 4.9. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka A3

Tablica 4.10. Mehaničke osobitosti uzorka A3

Tablica 4.11. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka B1

Tablica 4.12. Mehaničke osobitosti uzorka B1

Tablica 4.13. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka B2

Tablica 4.14. Mehaničke osobitosti uzorka B2

Tablica 4.15. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka B3

Tablica 4.16. Mehaničke osobitosti uzorka B3

Tablica 4.17. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka C1

Tablica 4.18. Mehaničke osobitosti uzorka C1

Tablica 4.19. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka C2

Tablica 4.20. Mehaničke osobitosti uzorka C2

- Tablica 4.21. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka C3
- Tablica 4.22. Mehaničke osobitosti uzorka C3
- Tablica 4.23. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka D
- Tablica 4.24. Mehaničke osobitosti uzorka D
- Tablica 4.25. Opis oštećenja tijekom ispitivanja na horizontalno cikličko opterećenje svih uzoraka
- Tablica 4.26. Relativni katni pomaci na granicama oštećenja G1, G2, G3 i G4
- Tablica 4.27. Vrijednosti pomaka pri pojavi prvih pukotina, na granici elastičnosti i granični pomak svih uzoraka
- Tablica 4.28. Najveće sile otpora i pripadajući horizontalni pomaci svih uzoraka
- Tablica 4.29. Usporedba najvećih sila otpora određenih prema EC6, Tomaževiću i Floresu&Alcoceru i eksperimentalnih vrijednosti
- Tablica 4.30. Usporedba krutosti pojedinih uzoraka i koeficijenti raspucanosti presjeka
- Tablica 4.31. Parametri prosječnih krivulja otpornosti zidova tipa A, B, C i D
- Tablica 4.32. Parametri prosječnih krivulja otpornosti zidova tipa A, B, C i D

5. POGLAVLJE

- Tablica 5.1. Usporedba eksperimentalnih i podataka dobivenih numeričkim postupkom push-over analize
- Tablica 5.2. Usporedba eksperimentalnih i vrijednosti krutosti dobivenih numeričkom analizom
- Tablica 5.3. Procjena najveće nosivosti zidova E,F
- Tablica 5.4. Procjena elastične krutosti zidova
- Tablica 5.5. Vrijednosti elastične krutosti, horizontalnih pomaka i horizontalne sile otpora dobivene numeričkim postupkom modela zida E
- Tablica 5.6. Vrijednosti elastične krutosti, horizontalnih pomaka i horizontalne sile otpora dobivene numeričkim postupkom za model zida F
- Tablica 5.7. Vrijednosti elastične krutosti, horizontalnih pomaka i horizontalne sile otpora dobivene numeričkim postupkom modela zida G
- Tablica 5.8. Usporedba rezultata nosivosti za zidove E, F i G
- Tablica 5.9. Usporedba rezultata krutosti prema EC-6 i priznatim autorima s rezultatima numeričke analize

6. POGLAVLJE

- Tablica 6.1. Vrijednosti faktora ponašanja prema prEN1998-1:2003. (tablica 9.1)
- Tablica 6.2. Vrijednosti faktora ponašanja prema HRN ENV 1998-1-3:2005. (tablica 5.1)
- Tablica 6.3. Osnovni parametri odabranih potresnih djelovanja
- Tablica 6.4. Proračun mase prototipa
- Tablica 6.5. Svojstvene vrijednosti pojedinih modela
- Tablica 6.6. Prikaz propisanih i analizom određenih gustoća zida
- Tablica 6.7. Prikaz odnosa gustoća zida d_{wA} prema d_{wm} i odgovarajućih relativnih katnih pomaka

7. POGLAVLJE nema tablica

1. POGLAVLJE

UVOD

1.1. Općenito

U zidanoj izvedbi građevine se rade od najranijih početaka ljudske civilizacije. Hrpa kamenja kojom se zatvara ulaz u pećinu vjerojatno je prva od takve vrste. Poboljšanja i zanatska rješenja tijekom vremena, napredovala su u skladu s razvitkom ostalih tehnoloških dostignuća pojedinih kultura. Do danas su očuvane zidane građevine izvedene od kamenih blokova, dok su one od nepečene opeke uglavnom propale i o njima se danas nešto zna uglavnom iz pisanih povijesnih izvora.

Sumerani su zigurate i palače gradili od zemljanih opeka osušenih na suncu ili pečenih u pećima. Egipatske piramide, grčki hramovi i rimske palače, akvedukti i arene, uglavnom su građeni kao



Slika 1.1. . Dur Untaş, 13. st. pr. Kr., Iran



Slika 1.2. Keopsova piramida, 25. st.pr. Kr, Egipat



Slika 1.3. Ponte Dell'Abbadia, 1.st.pr. Kr., Italija



Slika 1.4. Kazalište u Ammanu, 2 st.po. Kr., Jordan

zidane konstrukcije od manje ili više obrađenih kamenih blokova. Objekti manje važnosti gradili su se od nepečениh, na suncu osušenih zidanih elemenata.

Pečenom opekrom manjih formata izrađenom od zemlje u Europi su prvi gradili Etrušćani. Tada su se počele su izvoditi prve lučne konstrukcije od pojedinih blokova, sa zaglavnim elementom, nad otvorima vrata ili za mostovske konstrukcije.

Sva dobra svojstva zidanih konstrukcija izvrsno je u tri rečenice sažeo P.B. Lourenço (1996):

„Najvažnija osobina zidane konstrukcije je jednostavnost. Polaganje komada kamena ili opeke jedan na drugi, bilo sa ili bez morta, je jednostavna ali uspješna tehnika građenja od davnina. Ostala važna svojstva su: ljepota, čvrstoća, jednostavno održavanje, raznovrsnost, upijanje zvuka i vatrootpornost.“

Zidane kamene građevine ostale su do današnjih dana više ili manje očuvane, one izrađene od nepečene opeke potpuno su nestale, a dijelovi građevina od pečene opeke iz antičkog vremena još uvijek postoje. Naravno građevine nisu propadale samo uslijed djelovanja atmosfere na njihov materijal. Često su građevine namjerno rušene, slučajno ili ciljano paljene i uništavane na različite načine. Međutim tijekom svojega vijeka trajanja građevine su povremeno izložene i različitim elementarnim nepogodama: olujama, orkanskim vjetrovima, poplavama, erupcijama vulkana i potresima. Potres je jedna od najopasnijih situacija u kojima se građevina može naći. Ovisno o njihovom intenzitetu i duljini trajanja potresi ponekad ruše čitave gradove, a ponekad predstavljaju neznatno uznemirujuću pojavu. Tako je 226. god.pr.Kr. u potresu koji je pogodio Rodos zauvijek nestala tridesetak metara visoka figura „Kolosa“. Potres u Dubrovniku 1667. god. jedan je od najjačih potresa koji se dogodio u Hrvatskoj. U njemu je poginula polovina dubrovačkog stanovništva, a grad je od posljedica potresa gorio još dvadeset dana. Nakon potresa, ovisno o njihovom intenzitetu i duljini trajanja, građevine su uvijek više ili manje oštećene. Naravno, pri tome je uočeno da su se neke građevine pri seizmičkom opterećenju ponašale tako da su im oštećeni samo nebitni dijelovi i lako su se popravile, dok su neke druge toliko oštećene da se nisu dale popraviti. Cilj suvremenog aseizmičkog građevinarstva je projektiranje građevina čija će oštećenja pri potresu biti u skladu s intenzitetom i trajanjem potresa. Da bi se to osiguralo nužno je poznavati svojstva ugrađenih materijala i način ponašanja pojedinih vrsta konstrukcija pri seizmičkom opterećenju.

1.2. Cilj istraživanja

Zidane konstrukcije, koje su izvedene od kompozitnog materijala, sastavljenog od zidnih elemenata i morta, a čija kvaliteta značajno ovisi o vještini fizičke radne snage, teško je dovoljno pouzdano opisati jednadžbama otpornosti materijala i teorije elastičnosti. Ponašanje ovih konstrukcija ovisi o kvaliteti zida, ali i njihovim veličinama i međusobnim odnosima geometrijskih veličina zidova. Stoga su numeričke metode obrade ponašanja i odgovora ovakvih vrsta konstrukcija s jedne strane vrlo složene, a s druge strane dosta nepouzidane. Razina točnosti postupaka i opisa ponašanja pojedinih sastavnih materijala zida ne mogu osigurati zadovoljavajuću točnost rješenja, ako znamo s koliko nepouzdanim pretpostavkama ulazimo u sam proračun. Zato su eksperimentalni podaci i ispitivanja zidova, te cijelih nosivih sklopova, odnosno zgrada, od neprocjenjive vrijednosti u praksi projektiranja i izvedbe zidanih konstrukcija. Ponašanje pojedinog zida, koji predstavlja samostalni konstruktivni element zgrade, značajno utječe na ponašanje i otpornost zgrade u cjelini. Stoga je eksperimentalno ispitivanje mehaničkog ponašanja pojedinog zida kao cjeline, za sada jedini zadovoljavajuće pouzdan način određivanja osnovnih zakonitosti i pravila ponašanja ovih konstruktivnih elemenata.

Omeđeno zide se u građevinskoj praksi primjenjuje kao nosivi konstruktivni sustav posljednjih stotinjak godina. Nosivost omeđenog zida uobičajeno se računala kao da se radi konstrukciji od nearmiranog zida. Složenost konstrukcije koja se sastoji od dva kompozitna materijala: zida i armiranog betona, činila je profinjeniji proračun konstrukcije neprimjerenim. Međutim, veliki opseg eksperimentalnih istraživanja i velika količina prikupljenih podataka o ponašanju omeđenog zida omogućila je razvoj novih metoda određivanja nosivosti omeđenog zida i unaprjeđenje sadašnjih propisa.

Ovaj rad je napravljen s namjerom da se istraži ponašanje omeđenog zida pri opterećenjima sličnim seizmičkim i time pridonese projektiranju sigurnijih a ekonomski opravdanih konstrukcija. U radu su data i neka praktična i tehnološka rješenja.

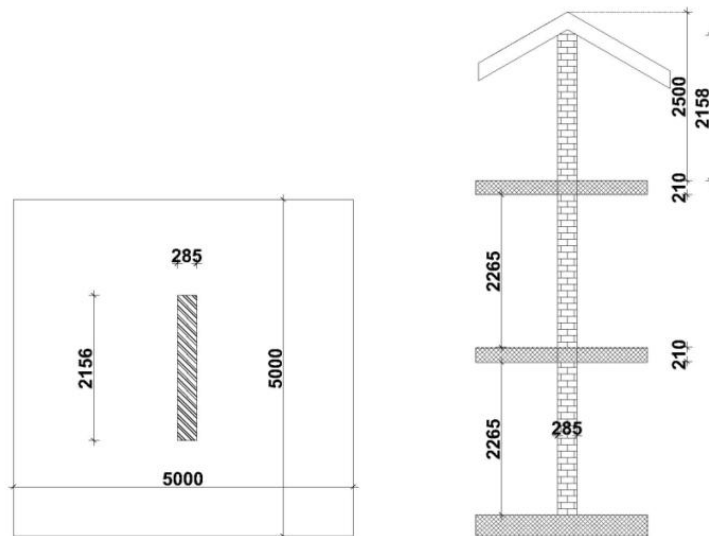
Prvi dio istraživanja odnosi se redu na problem osiguranja djelovanja zida i armiranobetonskog okvira (serklaža) kao cjelovitog konstruktivnog elementa (omeđeno zide). Prema EC-6 način povezivanja zida i vertikalnih serklaža u konstrukcijama omeđenog zida propisan je detaljno za slučaj povezivanja upuštanjem opeka u beton vertikalnih serklaža. Isto tako, predviđena je mogućnost drugog načina povezivanja uz opće upute (prEN 1996-1-1:2003(E): 8.1.4.1. (2)P "Masonry units in an unreinforced masonry wall shall be overlapped on alternate courses so that

that the wall acts as a single structural element".) Kod konstrukcija od omeđenog zida značajan utjecaj na nosivost i ponašanje pri cikličkom horizontalnom opterećenju ima razdioba i veličina pritiska na dodiru zida s vertikalnim a.b. serklažima. S druge pak strane, razdioba i veličina ovih kontaktnih naprezanja ovisna je o načinu povezivanja betona i zida. Prema tome način povezivanja zida i vertikalnih armirano-betonskih serklaža na kontaktu, te krutost te veze utječe na sveukupna svojstva konstrukcije od omeđenog zida. U Hrvatskoj se često izvode zgrade od omeđenog zida koje ne poštuju ovo pravilo, odnosno armirano-betonski vertikalni serklaži i zide se ne povezuju. Stoga sam nastojala utvrditi sličnosti i razlike u ponašanju omeđenih zidova za različite načine povezivanja zida s vertikalnim serklažima te predložiti neka rješenja, te procjeniti koliko to utječe na faktor ponašanja pojedinih tipova konstrukcija od omeđenog zida. Drugi dio istraživanja odnosio se na procjenu otpornosti višekatnih zgrada od omeđenog zida na seizmička djelovanja, ovisno o gustoći zida u bruto tlocrtu građevine, uz ograničenje razine oštećenja u područje koje osigurava mogućnost popravka građevine nakon potresnog djelovanja.

1.3. Kratki opis rada

1.3.1. Ispitivanje materijala i zidova

Istraživanje je provedeno na modelu omeđenog zida prizemlja stambene jednokatne zgrade s tavanom, opterećeno pripadajućom površinom od po 25 m² međukatne konstrukcije i krova. Prototip zida je duljine l=216 cm, visine h=248 cm, te debljine t=28,5 cm, odnosa H/L=1,15.

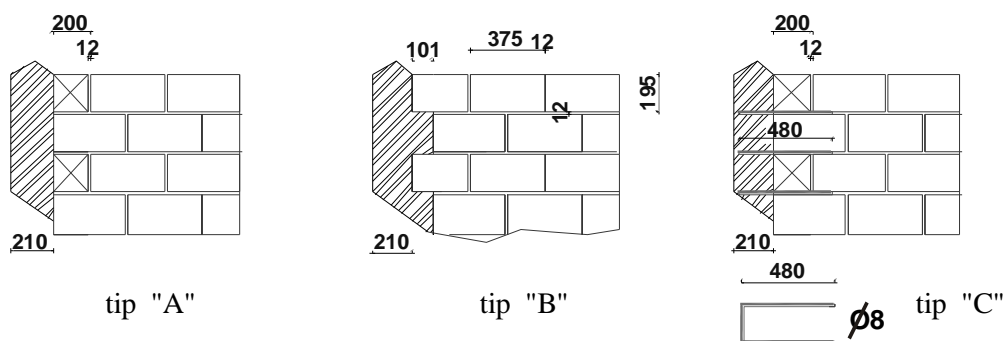


Slika 1.5. Položaj zida u zgradi

Ukupno vertikalno opterećenje zida iznosi 300 kN uz predvidivu iskorištenost vertikalne

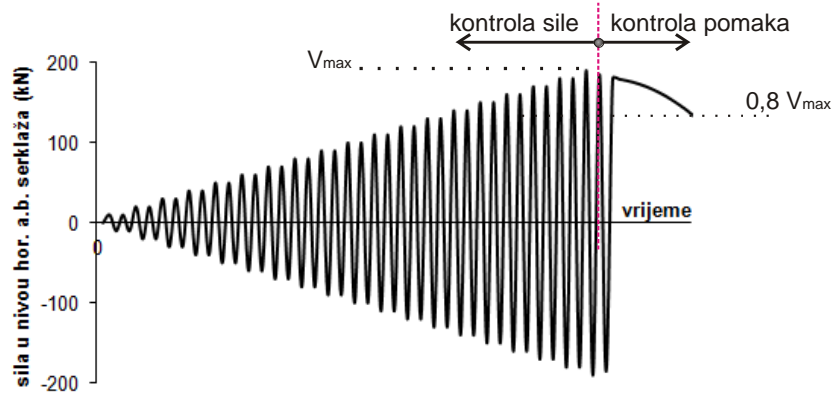
nosivosti zida od 22,4%. Zid je dimenzioniran i modeliran u skladu s propisanim pravilima HRN EC6 i HRN EC8.

Modelirana su tri različita načina povezivanja zida i vertikalnih serklaža: tip A je bez povezivanja zida i vertikalnog serklaža (osim adhezije), tip B vezom “na zub (sa prijeklopom)”, te tip C u kojemu su armirano-betonski vertikalni serklaži i zide povezavi vilicama u svakoj horizontalnoj reški zida, kako pokazuje slika 1.6. Uzorci zida su izvedeni su u mjerilu 1:1,5 u skladu s pravilima potpune sličnosti, tj materijali prototipa i uzorka imaju jednaka svojstva. Svim ugrađenim materijalima ispitana su mehanička svojstva sukladno HRN EC propisima. Prema pravilima zidanja omeđenog zida, prvo je ozidano zide, a potom betonirani armirano-betonski vertikalni i horizontalni serklaži. Od svakog tipa modela izvedena su po tri uzorka, te jedan uzorak nearmiranog zida (tip D) koji je poslužio za usporedbu ponašanja nearmiranog i omeđenog zida općenito.



Slika 1.6. Detalj povezivanja zida i vertikalnih serklaža prototipa Tip A - bez povezivanja; tip B – preklop opeke; i tip C-s vilicama $d_s=8$ mm

Svih deset uzoraka ispitano je na konstantno vertikalno i cikličko horizontalno opterećenje u ravnini zida u nivou horizontalnog serklaža na vrhu uzorka. Pri tome se veličina horizontalne sile povećavala jednakim korakom, a sila je nanošena u dva ciklusa istog intenziteta s lijeve i desne strane zida (Slika 1.7.). Nakon dosezanja najveće vrijednosti poprečne sile uzorci su monotono gurani, s kontrolom pomaka, na jednu stranu do položaja u kojemu je sila otpora opala najmanje za 30%, odnosno do veličine koju je dopuštala postojeća oprema.



Slika 1.7. Naizmjenična horizontalna sila na vrhu zida

Mjereni podaci su prikupljeni tijekom cijelog ispitivanja i obrađeni su u skladu s postojećom europskom praksom. Određene su histerezne petlje, ovojnice histereznih petlji, najveće nosivosti i njima pripadajući relativni katni pomaci, potrošnja energije tijekom cikličkog opterećivanja i rasterećivanja zida, te određeni mehanizmi sloma pojedinih uzoraka. Uspoređeni su rezultati nosivosti i ponašanja konstrukcije u elastičnom i plastičnom području za različita konstruktivna rješenja povezivanja zida i vertikalnih a.b. serklaža, te određene vrijednosti faktora ponašanja za pojedine tipove zidova.

1.3.2. Numerička analiza

Na osnovu dobivenih eksperimentalnih rezultata modeliran je materijal zidnog elementa i plošnog elemenata koji je primijenjen u računalnom programu ATENA ver. 4.3 koji ima mogućnost modeliranja materijalne i geometrijske nelinearnosti metodom konačnih elemenata. Nakon usklađivanja numeričkih i eksperimentalnih rezultata podešavanjem ulaznih parametara za proračun, analizirani su odgovori modela zidova sa drugim odnosima visine i dužine, modeli duljih zidova sa više raspona, modeli omeđenog zida s otvorima. Određene su nosivosti i krutosti modela, te vrijednosti uspoređene s vrijednostima koje preporučuje HRN EC6. Analizirana je primjenjivost i svrsi ishodbost proračuna primjenom mikro-modeliranja nelinearnom metodom konačnih elemenata.

1.3.3. Višekatni modeli zgrada

Procijenjeni su najveći očekivani pomaci jednoetažnih do petetažnih grada s različitom gustoćom zida pri djelovanju potresnih opterećenja. Za projektno ubrzanje potresa 0,1g, 0,2g i 0,3g određene su veličine najvećih relativnih katnih pomaka. Vrijednosti međukatnih pomaka su

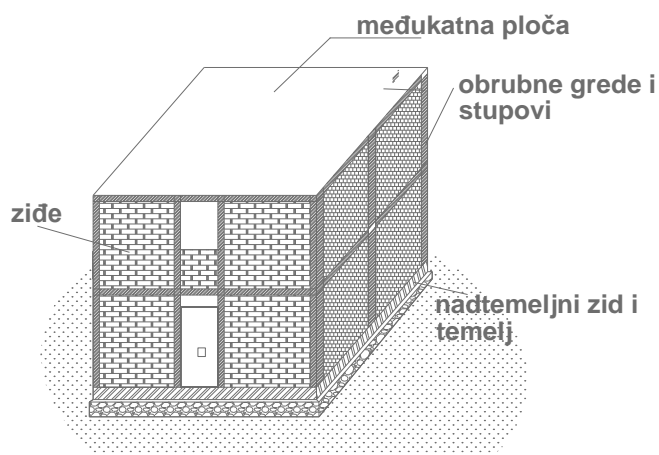
izravno povezane s razinama oštećenjima koje su određene iz rezultata eksperimentalnih ispitivanja na uzorcima. Određene su vrijednosti potrebnih gustoća zida koje pri odgovarajućim intenzitetima potresnog djelovanja osiguravaju da granični relativni katni pomak neće biti premašen. Određene su krivulje oštetljivosti za sve modele za tri razine intenziteta potresa.

2. POGLAVLJE

PONAŠANJE OMEĐENOG ZIDA PRI POTRESU

2.1. Općenito

Omeđeno zide, zamjena za nearmirano zide u armirano betonskom okviru, bez potrebe izvedbe oplata a.b. okvira, kao konstruktivni sustav izvodi se u zadnjih stotinjak godina. Zgrade od omeđenog zida grade se kako u urbanim tako i ruralnim područjima, kao prizemnice ili višestambene višekratne zgrade. Grade se i u područjima valike seizmičke opasnosti (Slovenija, Meksiko, Peru....) u cijelom svijetu, pa i u Hrvatskoj. Nazivom “omeđeno zide” se u općem smislu imenuju različiti tipovi zidanih konstrukcija pojačanih dodavanjem čelika, drveta ili željeza. U ovom će se radu rabiti za konstruktivne sustave koji su izvedeni od opeke omeđene nosivim elementima kako je to prikazano na crtežu 2.1. Potrebno je naglasiti da ovaj konstruktivni sustav objedinjuje dobra svojstva obaju osnovnih načina građenja, nearmiranog zida i a.b. okvira.



Slika 2.1. Konstruktivni elementi zgrade od omeđenog zida

Konstrukcija se izvodi s vrlo malom količinom oplata, a posjeduje dobra svojstva a.b. okvira koji:

- povećavaju stabilnost i osiguravaju cjelovitost zida u njegovoj ravnini i izvan nje,
- povećavaju otpornost zida na bočna djelovanja i
- smanjuju lomljivost (krtost) zida.

Strukturne sastavnice zgrade od omeđenog zida su:

- zide – prenosi vertikalna opterećenja u temelje,
- vertikalni i horizontalni a.b. rubni elementi (vertikalni i horizontalni a.b. serklaži) koji osiguravaju nearmirani zid od raspadanja,
- međukatne konstrukcije – prenose vertikalna opterećenja na zidove, a pri potresu osiguravaju jednake pomake zidova u horizontalnoj ravnini,
- podnožni prsten (nadtemeljni zid) koji prenosi opterećenje iz zidova u temelje, te
- temelje koji prenose vanjska opterećenja u tlo.

2.2. Bitne razlike između a.b. okvira s zidanom ispunom i omeđenog zida

Kod omeđenog zida armatura je koncentrirana u vertikalnim i horizontalnim obrubnim elementima dok je unutarne zide obično nearmirano. Za razliku od a.b. okvira s zidnim ispunima, kod omeđenog zida glavni nosivi element konstrukcije je zide. Ono preuzima i vertikalna i horizontalna opterećenja. Vertikalni i horizontalni serklaži su znatno manjih dimenzija nego li grede i stupovi okvirnih konstrukcija. Temelji se uvijek izvode kao temeljne trake pod zidovima, dok se a.b. okviri obično oslanjaju na temeljne stope. Redoslijed i tehnologija izvedbe također su bitno različiti:

| Omeđeno zide | Armiranobetonske okvirne konstrukcije s zidnim ispunima |
|---|---|
| 1. Zida se zid 2. Betoniraju se vertikalni serklaži 3. Horizontalni serklaži se betoniraju na vrhu zida istovremeno s međukatnom konstrukcijom. | 1. Izvode se a.b. okviri 2. Zidni ispuni se izvode nakon očvršćenja betona, nisu posebno povezani s okvirnim betonskim elementima. |

Tablica 2.1. Usporedba načina izvedbe omeđenog zida i a.b. okvira s zidanim ispunima

U Hrvatskoj je često, pogotovo u izvedbi manjih objekata uobičajena praksa da se zgrade izvode tehnologijom kao konstrukcije od omeđenog zida, ali se zide i vertikalni serklaži ne povezuju kako je to propisima određeno, a armatura u a.b. elementima ne zadovoljava kriterije nosivih okvira. Na neki način te bi konstrukcije trebale pripasti u kategoriju a.b. okvirnih s zidanim ispunima, međutim ovakav proračunski model sigurno ne bi zadovoljio kriterije nosivosti čak ni samo za vertikalna opterećenja. Osim toga, kod ovakvih konstrukcija omjer krutosti okvira prema zidu je onaj koji odgovara omeđenom zidu, prema tome za očekivati je da će i preuzimanje opterećenja i ponašanje konstrukcije, te mehanizam sloma odgovarati onome za omeđeno zide.

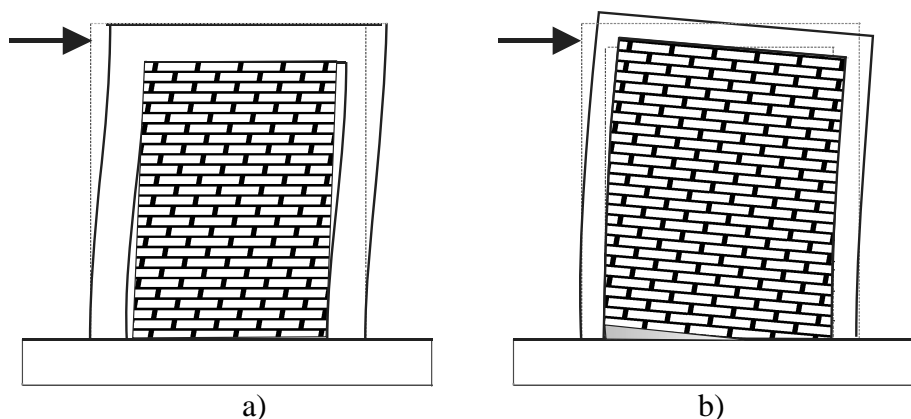
2.3. Otpornost zida na potresno djelovanje

Pri djelovanju seizmičkog opterećenja omeđeno zide djeluje kao monolitna kompozitna struktura zida i a.b. okvira. Zajedničko djelovanje osigurava povezanost zida i a.b. okvira upuštanjem zidnih elemenata u beton ili ugradnja moždanika. Tipični način sloma karakteriziraju dijagonalne pukotine kroz zide i vertikalne serklaže. Događa se u konstrukcijama kod kojih vertikalni obrubni armiranobetonski elementi nisu značajnije krutosti u odnosu na zide ispune. Ako su a.b. vertikalni serklaži znatne krutosti, konstrukcija poprima osobitosti a.b. okvira s zidanim ispunima. Kapacitet nosivosti omeđenog zida obično se određuje kao zbroj nosivosti zida i vertikalnih armiranobetonskih obrubnih elemenata. Vertikalni a.b. serklaži preuzimaju opterećenje tek nakon što popusti zide. Donedavna projektantska praksa je bila da se doprinos vertikalnih a.b. elemenata nije uzimao u obzir pri određivanju nosivosti omeđenog zida. Posljednja varijanta EC-6 (ENV-1996-1-:2005) propisuje da se nosivost određuje tako da se nosivost zida i a.b. vertikalnih elemenata omeđenog zida zbrajaju.

U najopćenitijem smislu, zid podvrgnut pomicanju tla opterećen je horizontalnim silama u nivou tla. S obzirom da je nosivost zida okomita na njegovu ravninu mala, nosivost zgrada osniva se najvećim dijelom na otpornosti njegovih zidova na opterećenja u njihovim ravninama. Nosivost zidova na pomicanje temelja u ravnini zida je svojstvo koje ima najvažniju ulogu u načinu ponašanja i veličini ukupnog kapaciteta nosivosti zidane konstrukcije na horizontalna opterećenja. Da bi se odredila nosivost, potrebno je poznavati mehanizam sloma. Uobičajen je postupak da se za pojedine mehanizme sloma odrede ukupni kapaciteti nosivosti. Naravno, minimalna otpornost određuje očekivani mehanizam sloma.

2.3.1. Mehanizmi sloma

Mehanizam sloma zida ovisan je o smjeru djelovanja seizmičkih opterećenja. Pri tome su moguće dvije ekstremne situacije: opterećenje djeluje u ravnini zida ili okomito na njega. Za razliku od armiranobetonskih okvira sa ispunima kod kojih se čvorovi u kojima su povezani vertikalni i horizontalni armiranobetonski elementi mogu smatrati upetima, dimenzije obrubnih grednih elemenata kod omeđenog zida su obično toliko male da se ova veza smatra zglobnom.

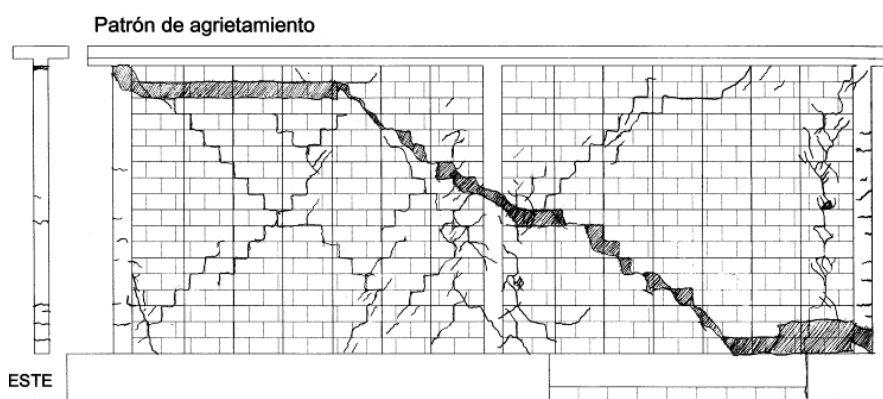


Slika 2.2. Ponašanje a.b. okvira (a) i omeđenog zida (b) pri seizmičkom opterećenju u ravnini zida

Nepostojanje veze između okvirnih a.b. elemenata i zidnog ispuna značajno smanjuje otpornost ispuna na opterećenja okomita na ravninu zida. Način sloma bitno je ovisan i o vrsti međukatnih i krovnoj konstrukciji. Razdioba seizmičke sile na zidove ovisna je odnosu krutosti zidova prema krutostima međukatnih ploča. Pri projektiranju se čelične i drvene konstrukcije tretiraju kao fleksibilne, a betonske (montažne ili monolitne) kao krute u svojoj ravnini. Kod konstrukcija sa krutim međukatnim konstrukcijama posmične sile u zidovima proporcionalne su njihovim relativnim krutostima.

Mehanizam sloma u ravnini zida

Tipičnu sliku oštećenja omeđenog zida uslijed seizmičkih opterećenja predstavljaju dijagonalne pukotine. Obično prvo nastaju u polju zida otkuda se pri povećanju opterećenja šire prema rubovima, te naposljetku u a.b. vertikalne elemente. Najčešće se popuštanje događa kao dijagonalni posmični slom. Uzdužna armatura vertikalnih serklaža obično je dostatna da spriječi slom savijanjem. Slom klizanjem u ovim je vrstama konstrukcija sasvim nevjerojatan.



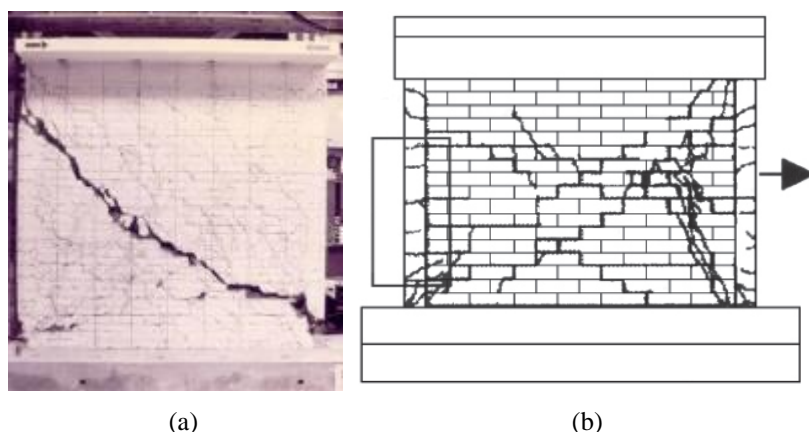
Slika 2.3. Slika pukotina eksperimentalno ispitanog omeđenog zida (Perez-Gavilan 2009.)



Slika 2.4. Fotografija stambene zgrade u Kini uništene 2008. potresom u pokrajini Beichuan (a) i u Meksiku oštećena Tehuacan potresom 1999.god.(b)

Mehanizam posmičnog sloma

Osnovna odlika mehanizma posmičnog sloma je dijagonalna pukotina. Nastaje pri istovremenom djelovanju vertikalnog i horizontalnog opterećenja. Nastaje kada glavni vlačni naponi dosegnu vrijednost vlačne čvrstoće zida. Teorijsko objašnjenje pojave u elastičnom, homogenom izotropnom konstruktivnom elementu dali su Turnšek i Čačovič 1970. god. Ovo oštećenje nastaje zbog klizanja morta po zidnom elementu u sljubnici ili vlačnog pucanja zidnih elemenata. Prvo se opterećenju odupire zide ispune dok vertikalni a.b. elementi zbog svoje relativno male krutosti ne sudjeluju u prijenosu opterećenja. Nakon što zide iscrpi nosivost i popuca, počinje pritiskati vertikalne a.b. serklaže. U toj fazi se aktivira vertikalna armature serklaža. Na koncu nastaju ozbiljna oštećenja središnje plohe zida i vrha i podnožja vertikalnih a.b. elemenata.



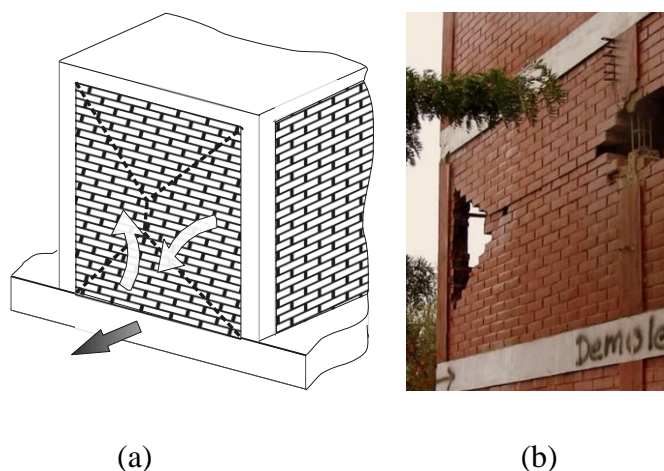
Slika 2.5. Posmični slom - Aguilar i Alcocer 2001. (a) i slom savijanjem – Yoshimura 2004. (b)

Mehanizam sloma savijanjem

Mehanizam sloma savijanjem karakteriziraju horizontalne pukotine u sljubnicama morta na vlačnoj strani zida i vlačne pukotine po cijeloj duljini a.b. vertikalnih serklaža. Nastaje uz drobljenje tlačnog dijela zida. Ako zide i vertikalni a.b. elementi nisu posebno povezani nastaje vertikalna pukotina između zida i betona. Slom savijanjem je povoljniji od posmičnog jer slom nastaje iscrpljenjem čvrstoće armature serklaža, a što osigurava duktilnost popuštanja cjeline, bez obzira na krto drobljenje betona i rubova zida.

Mehanizam sloma okomito na ravninu zida

Seizmička pobuda u smjeru okomito na ravninu zida uzrokuje savijanje i posmik zida. Ovo može izazvati slom ili prevrtanje zida, opasnije na višim etažama zgrade. Opseg i razina oštećenja ovise o vrsti međukatne konstrukcije i načina povezivanja zida i obrubnih elemenata (ako uopće postoji). Veća je vjerojatnost otkazivanja nosivosti izvan ravnine zida kod zgrada s fleksibilnim stropnim konstrukcijama. Vjerojatno je da će slom nastati kao da se radi o vertikalnoj ploči opterećenoj okomito na svoju ravninu, slobodno oslonjenu po sva četiri ruba.



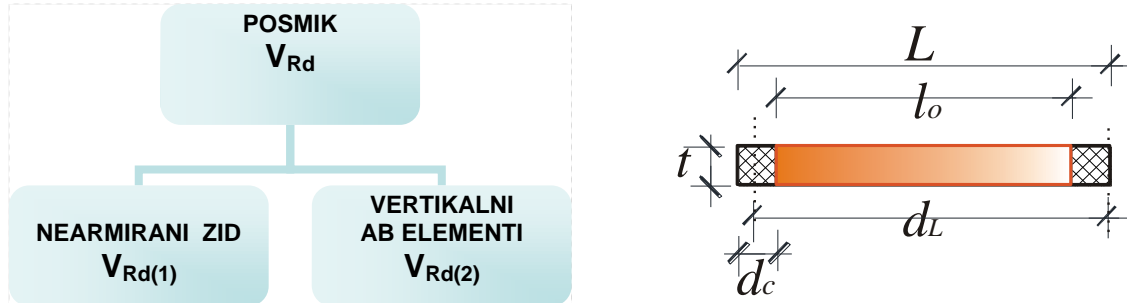
Slika 2.6. Ispadanje zida okomito na svoju ravninu – shema (a); potres 2010. Maule (b)

2.3.2. Proračun otpornosti na horizontalna djelovanja u ravnini omeđenog zida

2.3.2.1 . Proračun nosivosti omeđenog zida prema ENV-1996-1-:2005

Prema ENV-1996-1-:2005 posmična nosivost zida računa se kao da će mehanizam sloma zida biti klizanje po horizontalnoj reški, odnosno nosivost zida se dobije zbrajanjem kohezije i trenja u horizontalnoj sljubnici morta. Prema članku propisa 9.2 (2) pri provjeri nosivosti

zida na posmik otpornost se može odrediti kao zbroj posmične nosivosti zida i vertikalnih serklaža:



Slika 2.7. Tlocrt omeđenog zida, shema proračuna nosivosti na posmik

NEARMIRANI ZID
 $V_{Rd(1)}$

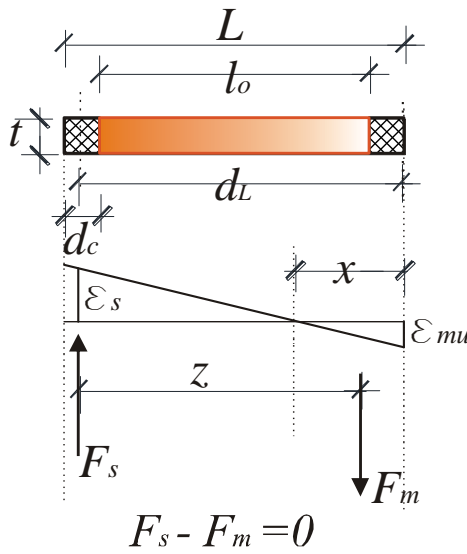
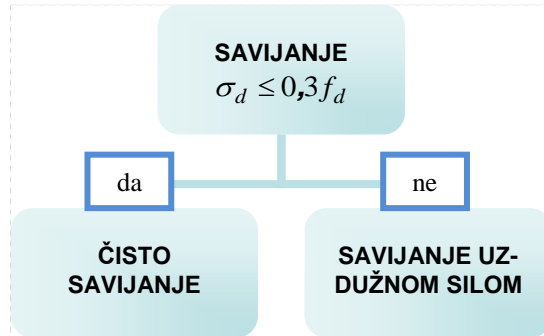
$$V_{Rd(1)} = \text{manji od} \begin{cases} \left(f_{vko} + 0,4 \frac{N_{Sd}}{t \cdot L} \right) \cdot t \cdot l_o \\ 0,065 \cdot f_b \cdot t \cdot l_o \end{cases} \dots\dots\dots(2.1.)$$

VERTIKALNI AB ELEMENTI
 $V_{Rd(2)}$

$$V_{Rd(2)} \text{ prema EC-2} \dots\dots\dots(2.2.)$$

Značenje geometrijskih veličina L , t , d_c i l_o prikazane su slikom. f_{vko} je karakteristična posmična čvrstoća zida ako u njemu nema tlačnog naprezanja, koeficijent trenja iznosi 0,4, $\frac{N_{Sd}}{t \cdot L} = \sigma_{Sd}$ je računsko tlačno naprezanje u zidu, a f_b normalizirana tlačna čvrstoća zidnog elementa. Doprinos nosivosti vertikalnih armiranobetonskih elemenata računa se kako je to propisano u EC-2 za betonske grede.

Nosivost na čisto savijanje dobije se tako da se traži najmanja nosivost od: popuštanja po armaturi vertikalnih serklaža ili popuštanja zbog prekoračenja tlačne dilatacije zida (2‰ za grupe zidnih elemenata 2,3,4, odnosno $3,5\text{‰}$ za grupu 1). Pri tome se razdoba tlačne sile u zidu smatra konstantnom na reduciranoj duljini. Proračun se provodi uz pretpostavku da ravni presjeci ostaju ravni, a deformacije armature i okolnog zida su jednake. Armirani zidni elementi opterećeni uzdužnim opterećenjem mogu se dimenzionirati na savijanje ovisno o veličini tlačnog računskog naprezanja u zidu; ako je prosječno naprezanje u zidu manje od 30% računске tlačne čvrstoće zida kao čisto savijanje; ako je prosječno naprezanje veće, mora se računati kao savijanje uzdužnom silom. Razdioba naprezanja po zidu ovisna je o geometrijskom odnosu duljine i visine zida. Pri projektiranju se nastoji osigurati savojni mehanizam sloma iz razloga bolje potrošnje energije pri slomu.



Slika 2.8. Tlocrt omeđenog zida, shema proračuna nosivosti na čisto savijanje

$$z = d \left(1 - 0,5 \frac{A_s \cdot f_{yd}}{t \cdot d \cdot f_d} \right) \leq 0,95d \quad \dots\dots\dots(2.3.)$$

ČISTO SAVIJANJE

$$M_{Rd} = \text{manji od} \begin{cases} A_s \cdot f_{yd} \cdot z \\ 0,3 \cdot f_d \cdot t \cdot d^2 \Rightarrow \text{za grupe zidnih elemenata 2,3,4 i grupu} \\ \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad 1 \text{ za lako agregatne elemente} \\ 0,4 \cdot f_d \cdot t \cdot d^2 \Rightarrow \text{za grupu 1 zidnih elemenata} \\ \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \text{osim lako agregatnih} \end{cases}$$

\dots\dots\dots(2.4.)

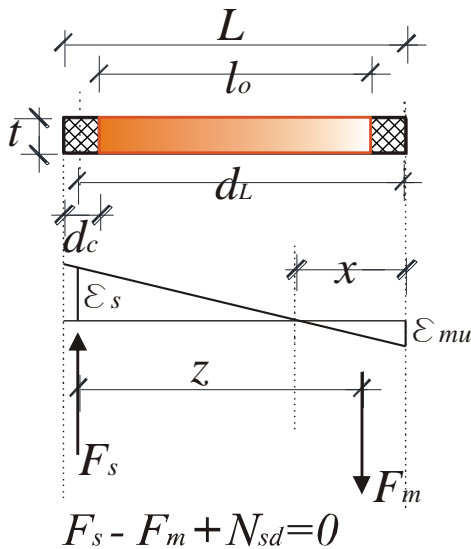
gdje je

- t - debljina zida,
- A_s - površina vlačne armature,
- f_d - računski tlačni čvrstoća zida,
- f_{yd} - računski čvrstoća armature.

**SAVIJANJE
UZDUŽNOM SILOM**

$$x = (d - z) \cdot 2 \quad \dots\dots\dots(2.5.)$$

$$z = \frac{M_{Sd} + N_{Sd} \left(\frac{L}{2} - \frac{d_c}{2} \right)}{N_{Sd} + A_s \cdot f_{yd}} \quad \dots\dots\dots(2.6.)$$



$$\begin{aligned} \epsilon_{mu} &= 0,0035 \dots\dots\dots \text{za grupu 1 zidnih el.} \quad \dots\dots(2.7.) \\ \epsilon_{mu} &= 0,002 \dots\dots\dots \text{za grupu 2,3,4 zidnih el.} \end{aligned}$$

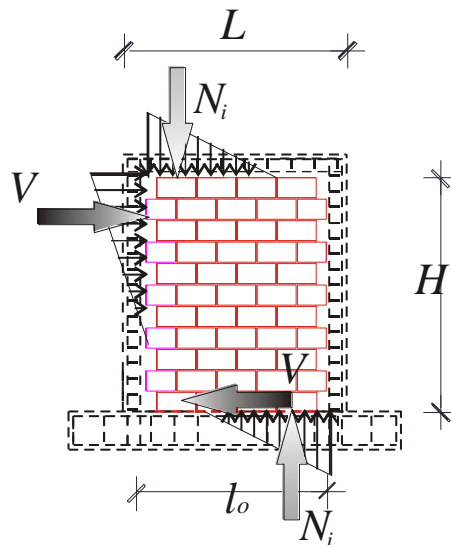
$$\epsilon_s = \frac{0,8 \cdot \epsilon_{mu} \cdot d - \epsilon_{mu} \cdot x}{x} \leq 0,01 \quad \dots\dots\dots(2.8.)$$

$$F_m = \frac{M_{Sd} + N_{Sd} \left(\frac{L}{2} - \frac{d_c}{2} \right)}{z} \leq x \cdot t \cdot f_d \quad \dots\dots(2.9.)$$

Slika 2.9. Tlocrt omeđenog zida, shema proračuna nosivosti na savijanje uzdužnom silom

2.3.2.2 . Proračun nosivosti omeđenog zida prema Tomaževiću

Prije formiranja prvih pukotina u zidu njegovo ponašanje je u skladu s cjelovitošću konstrukcije, tj. monolitno. Ovaj način proračuna predviđa sljedeći način sloma zida: nakon što beton popuca horizontalni pomak sprječava moždaničko djelovanje vertikalne armature serklaža, a drobljenje zidnih elemenata zida prethodi konačnom slomu. Naravno, posmična čvrstoća zida ovisi o razini vertikalnog pritiska u zidu. Osim o gravitacijskom opterećenju pritisak u zidu ovisi i o savijanju vertikalnih serklaža, odnosno njihovom horizontalnom pritisku na zid na mjestu dodira betona i zida. Stoga se vertikalni pritisak u zidu dobiva kao zbroj $\sigma_o = \sigma_{o,v} + \sigma_{o,i}$, gdje je $\sigma_{o,v} = \frac{N_w}{t \cdot L}$, a $\sigma_{o,i}$ je pritisak uslijed djelovanja serklaža na zide.



Slika 2.10. Međudjelovanje na dodiru zida i serklaža

Veličina pritiska na dodiru zida i a.b. serklaža $\sigma_{o,i}$ može se odrediti slično kao i kod okvira ispunjenih zidom:

$$\sigma_{o,i} = \frac{N_i}{A_w} = V \cdot \frac{n_w}{g \cdot A_w}, \quad \dots\dots\dots(2.10.)$$

gdje je n_w faktor ovisan o obliku zida, $n_w = \frac{H}{L}$, a g je parametar ovisan o načinu razdiobe pritiska na dodiru. Uvrštenjem ovog izraza u Turnšek-Čačovičevu jednadžbu za proračun horizontalne nosivosti zida nastaje izraz:

$$V_{Rd1}(T) = \frac{f_t \cdot A_w}{C_1 \cdot b} \left[1 + \sqrt{C^2 \cdot \left(1 + \frac{N_w}{f_t \cdot A_w} \right) + 1} \right], \dots\dots\dots(2.11.)$$

gdje je

$$C_1 = \frac{2g \cdot b \cdot l_o}{H} \text{ koeficijent koji uzima u obzir razdiobu međudjelovanja armirano-}$$

betonskih serklaža i posmičnih naprezanja unutar zida, a

b = faktor razdiobe posmičnih naprezanja.

Doprinos samih vertikalnih serklaža ukupnoj otpornosti zida uslijed moždaničkog djelovanja vertikalne armature serklaža određuje se kao:

$$V_{Rd2}(T) = n \cdot 0,806 \cdot d_s^2 \cdot \sqrt{f_{ck,cube} \cdot f_y}, \dots\dots\dots(2.12.)$$

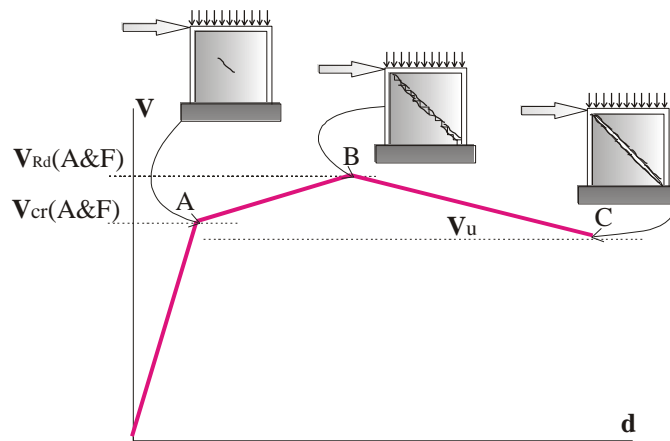
gdje je n broj šipki vertikalne armature u a.b. vertikalnim serklažima gdje je $f_{ck,cube}$ tlačna čvrstoća betona, a f_y granica popuštanja armaturnog čelika.

Ukupna nosivost određuje se kao zbroj nosivosti zida i vertikalnih a.b. serklaža:

$$V_{Rd}(T) = V_{Rd1}(T) + V_{Rd2}(T) \quad \dots\dots\dots(2.13.)$$

2.3.2.3 . Proračun nosivosti omeđenog zida prema Floresu i Alcoceru

Autori su na osnovu ispitivanja omeđenog zida zaključili da se tipična krivulja deformacija-opterećenje u pravilu može podijeliti u tri osnovna područja. Do deformacije pri kojoj se pojave prve kose pukotine (točke A) zid se ponaša linearno-elastično. Pri daljnje cikličkom opterećenju broj i širina pukotina se povećava, a koncentriraju se u srednjem dijelu zida oko dijagonale, pri čemu naglo opada krutost zida, otpornost nastaje uslijed trenja između zidnih elemenata i posmične čvrstoće vertikalnih a.b. serklaža. (točka B). Daljnje opadanje čvrstoće nastaje uslijed pucanja i ljuštenja stijenki zidnih elemenata, te konačno drobljenja betona vertikalnih a.b. serklaža (točka C).



Slika 2.11. Tipična krivulja nosivosti prema Alcoceru&Floresu

Matematički model trilinearne krivulje otpornosti omeđenog zida ima za određivanje veličina

$V_{Rd}(A \& F)$ i $V_{cr}(A \& F)$ izraze:

$$V_{Rd}(A \& F) = 1,25 \cdot V_{cr} \quad \& \quad V_{cr}(A \& F) = 0,5 \cdot f_{vko} \cdot L \cdot t + 0,3N_w \quad \dots\dots\dots(2.14.)$$

2.3.3. Proračun nosivosti nearmiranog zida

Prema EC-6 otpornost zida na **klizanje** određuje se preko njegove posmične nosivosti koja je ograničene vrijednosti, tako da se nosivost zida na klizanje procjenjuje na manju od vrijednosti:

$$V_{max} = L \cdot t \cdot (f_{vo} + c \cdot \sigma_o) \quad \dots\dots\dots(2.15.)$$

$$V_{max} = L \cdot t \cdot (0,065 f_b) \quad \dots\dots\dots(2.16.)$$

Pri čemu je vrijednost u zagradi propisane najveće vrijednosti ovisno o materijalu i grupi zidnog elemnta, te čvrstoći morta. U horizontalno i vertikalno opterećenom zidu **posmični srom** nastaje uslijed prekoračenja vlačnih naprezanja u zidu. Tada u zidu nastaju tzv. „X“

pukotine. Najveću horizontalnu otpornost u ravnini tako opterećenog zida razvili su autori Turnšek i Čačovič (1970). Temelji se na pretpostavci da je zide elastični, homogeni i izotropni materijal. U kombinaciji vertikalnog opterećenja N_w i horizontalnog V , glavna vlačna i tlačna naprezanja u zidu mogu se odrediti kao:

$$\sigma_c = \sqrt{\left(\frac{\sigma_o}{2}\right)^2 + (b \cdot \tau)^2} + \frac{\sigma_o}{2} \quad \& \quad \sigma_t = \sqrt{\left(\frac{\sigma_o}{2}\right)^2 + (b \cdot \tau)^2} - \frac{\sigma_o}{2}, \dots\dots\dots(2.17.)$$

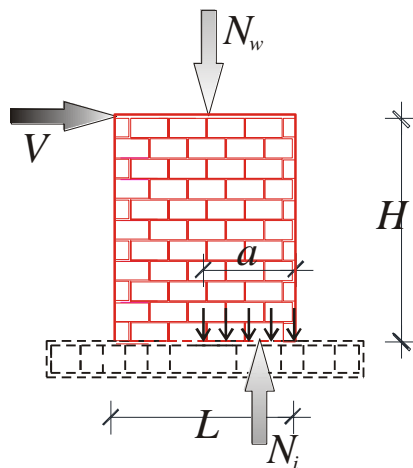
a smjer glavnih naprezanja određen je kutom

$$\varphi_c = \varphi_t = 0,5 \cdot \arctan\left(\frac{2 \cdot \tau}{\sigma_o}\right), \dots\dots\dots(2.18.)$$

pri čemu je b faktor razdiobe posmičnih naprezanja ovisan o omjeru visine prema duljini zida (najmanje 1, najviše 1,5) a τ je prosječno posmično naprezanje. Najveća posmična nosivost zida postići će se u trenutku kada u zidu nastanu glavna vlačna naprezanja veličine vlačne čvrstoće zida. Na taj način posmična se može odrediti čvrstoća zida kao:

$$V_{max} = L \cdot t \cdot \frac{f_t}{b} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_o}{f_t} + 1} \dots\dots\dots(2.19.)$$

Slom savijanjem nastaje uslijed drobljenja tlačnog dijela zida. Stoga otpornost na savijanje ovisi o tlačnoj čvrstoći zida. Iz uvjeta ravnoteže savijanog zida slijedi:



Slika 2.12. Ravnoteža nearmiranog zida opterećenog na tlak i savijanje
zbroj vertikalnih sila daje jednadžbu

$$N_i = N_w \Rightarrow \sigma_o \cdot L \cdot t = f_k \cdot a \cdot t \Rightarrow a = \frac{\sigma_o \cdot L}{f_k}, \dots\dots\dots(2.20.)$$

gdje a predstavlja tlačnu zonu podnožja zida, a N_w ukupnu vertikalnu silu u zidu.

Ekscentricitet uzdužne sile na granici nosivosti iznosi:

$$e_u = \frac{L}{2} - \frac{a}{2} = \frac{L}{2} \left(1 - \frac{\sigma_o}{f_k} \right), \quad \dots\dots\dots(2.21.)$$

a moment na granici nosivosti iznosi

$$M_u = \frac{\sigma_o \cdot t \cdot L^2}{2} \left(1 - \frac{\sigma_o}{f_k} \right). \quad \dots\dots\dots(2.22.)$$

Najveća horizontalna sila koja uzrokuje proračunati moment otpora iznosi:

$$V = \frac{M_u}{\alpha \cdot H} = \frac{\frac{\sigma_o \cdot t \cdot L^2}{2} \left(1 - \frac{\sigma_o}{f_k} \right)}{\alpha \cdot H}, \quad \dots\dots\dots(2.23.)$$

gdje je α koeficijent koji ovisi o rubnim uvjetima, odnosno točki infleksije (0,5 za obostrano upet zid).

3. POGLAVLJE

ISPITIVANJA MATERIJALA

3.1. Općenito

Određivanje mehaničkih svojstava zidanih konstrukcija, u prvom redu čvrstoće i duktilnosti, nužno je da bi se moglo proračunavati i projektirati nove i rekonstruirati i održavati postojeće zidane objekte. Zide je kompozitno nehomogeno građivo u kojemu su zidni elementi najčešće povezani mortom. Zidni elementi mogu biti napravljeni od raznih vrsta materijala, kao izotropni ili anizotropni, manje ili više pravilnih oblika i različitih dimenzija. Mortovi također variraju u debljinama i materijalima. Na mehaničke osobine zida ne utječu samo vrste upotrebljenih zidnih elemenata i morta, već i širine i broj sljubnica morta, te njihova popunjenost. Pri tome treba uzeti u obzir i obučenosť izvoditelja. Međutim, mehanička svojstva zida ipak prvenstveno ovise o mehaničkim osobitostima njegovih zidnih elemenata i morta. Stoga je prvi korak u uvidu u ponašanje zidanih konstrukcija određivanje mehaničkih svojstava njegovih osnovnih dijelova: zidnih elemenata i morta. Kako je predmet ovog rada omeđeno zide, ispitana su i osnovna mehanička svojstva betona i armature serklaža. Prema postojećim propisima ispitana su i mehanička svojstva zida pri jednoaksialnom tlačnom vertikalnom opterećenju.

3.2. Mehanička svojstva sastavnih materijala

3.2.1. Zidni elementi

Zidnim elementima od pečene gline koji su korišćeni za zidanje uzoraka koji su testirani ispitana su mehanička svojstva prema hrvatskim normama. Odabrana je opeka proizvođača "Opeka" Osijek V-5, dimenzija 25/19/19 cm, deklarirane tlačne čvrstoće od 150 daN/cm² i mase 6,7 kg/kom.



Slika 3.1. Fotografija zidnog elementa

Rasponi izmjera

Prema EN 772-16:2000 за одређивање изmjера одређене су изmjере и одступања од средње вредности те rasponi izmjera. Glineni šuplji blok ima nedopušteno одступање u duljini.

| Red. broj | Vrsta zidnog elementa | Odstupanje od srednje vrijednosti | Najveći raspon izmjere |
|-----------|-----------------------|-----------------------------------|------------------------|
| 1 | Glineni šuplji | Nedopušteno (L) | R2 |

Tablica 3. 1. Klase odstupanja dimenzija zidnih elemenata

Grupa zidnih elemenata

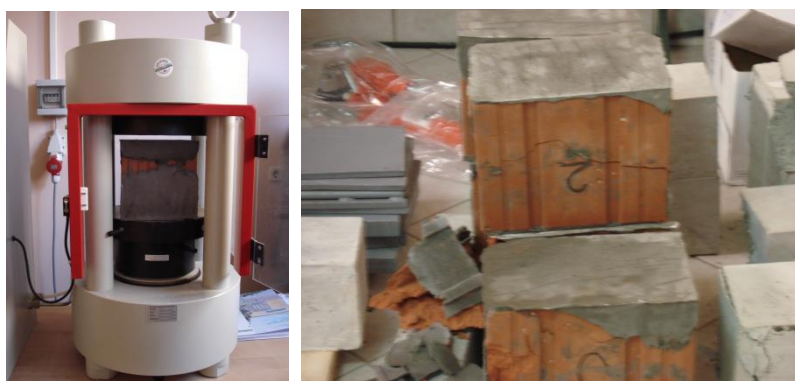
Prema HRN ENV 1996-1-:2007 zidni elementi su prema ukupnom volumenu šupljina u bruto volumenu, veličini pojedine šupljine i složenoj debljini stijenci glineni i betonski elementi klasificirani u grupu 2.

| Red. broj | Vrsta zidnog elementa | Grupa | |
|-----------|-----------------------|-------|--|
| 1 | Glineni šuplji | 2 | ukupni volumen šupljina 54,42% <55%; složena debljina 27,8>16%; pojedina šupljina <12,5% |

Tablica 3.2. Grupe zidnih elemenata

Tlačna čvrstoća

U skladu s normom DIN EN 772-1:2000 ispitane su tlačne čvrstoće zidnih elemenata. Iz zidnih elemenata nasumce je odabrano i ispitano šest elemenata. Pritisne površine obrađene su slojem za izravnavanje izvedenim od cementnog morta čvrstoće veće od 30 N/mm². Glineni zidni elementi uronjeni su u vodu 15 sati prije ispitivanja, pretvaranje u tlačnu čvrstoću suhog elementa određeno je množenjem s 1,2. Faktor oblika za blok dimenzija 25/19/19 iznosi 1,07.



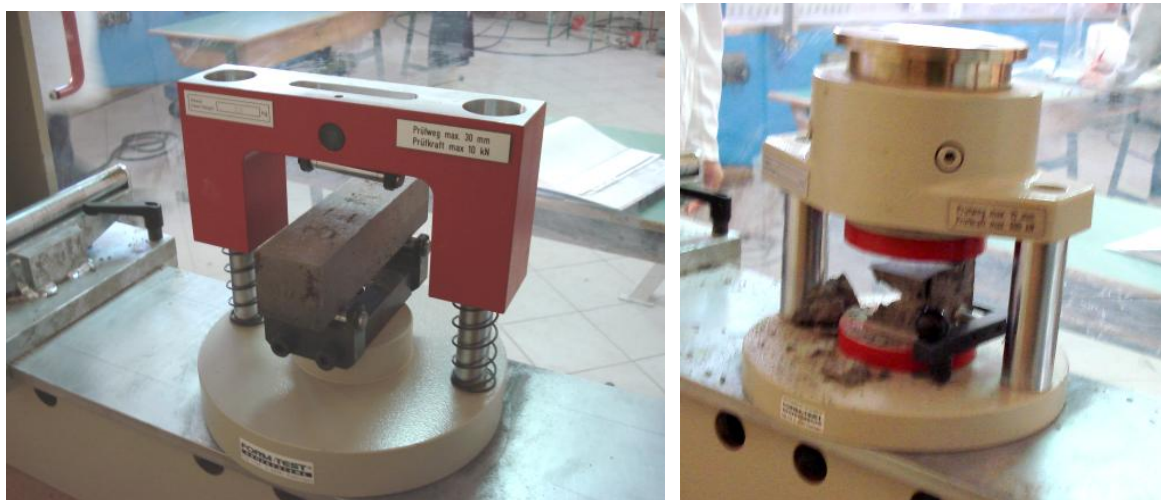
Slika 3.2. Испитивање tlačне чврстоће glinenih šupljih blokova

| Ispitni uzorak | Sila sloma (N) | Ploština (mm ²) | Tlačna čvrstoća $f_{mc,z}$ (Mpa) | Srednja vrijednost $f_{mcz,sr}$ (Mpa) | Standardno odstupanje s | Koeficijent varijacije $V=s/f_{mcz,sr}$ | Normalizirana tlačna čvrstoća f_b (MPa) |
|----------------|----------------|-----------------------------|----------------------------------|---------------------------------------|---------------------------|---|---|
| 1 | 520000 | 45632 | 11,396 | 13,210 | 2,000 | 15,139 | 17,03 |
| 2 | 560000 | 45448 | 12,322 | | | | |
| 3 | 640000 | 45756 | 13,987 | | | | |
| 4 | 510000 | 45880 | 11,116 | | | | |
| 5 | 640000 | 45632 | 14,025 | | | | |
| 6 | 750000 | 45695 | 16,413 | | | | |

Tablica 3.3. Tlačna čvrstoća zidnih elemenata

3.2.2. Mort

Mort je projektiran kao produžni mort omjera c:v:p=1:1:5. Njegovan je i ispitana mu je tlačna čvrstoća morta i čvrstoća morta na savijanje prema HRN EN 1015-11:2000:en. Za svaku seriju zidanja uzoraka ispitane su po tri prizme 40/40/160 [mm]. Rezultati čvrstoća ispitanih nakon 28 dana njegovanja za serije 1, 2 i 3 prikazane su u tablici 3.4.



Slika 3.3. Ispitivanje tlačne i čvrstoće morta na savijanje

| | tlačna čvrstoća morta (N/mm ²) | | | vlačna čvrstoća morta (N/mm ²) | | |
|-----------------------|--|----------|------------|--|-----------|------------|
| | serija 1 | serija 2 | serija 3,D | serija 1 | serija 2 | serija 3,D |
| minimalna vrijednost | 5,183 | 5,01 | 6,06 | 0,9375 | 0,9375 | 1,078125 |
| srednja vrijednost | 6,638 | 5,522 | 5,231 | 1,5966797 | 1,1067708 | 1,1875 |
| standardna devijacija | 0,592 | 0,456 | 0,341 | 0,3074916 | 0,1122665 | 0,090773 |

Tablica 3.4. Tlačna i vlačna čvrstoća morta serija uzoraka 1, 2 i 3

3.2.3. Beton

Za svaku seriju uzoraka su izrađene, njegovane i ispitane po tri kocke dimenzija 15 cm, te im je određena tlačna čvrstoća u skladu s normom HRN EN 12350-3. Po pojedinim serijama dobivene vrijednosti prikazane su u tablici 3.5.

| | srednja tlačna čvrstoća (N/mm ²) |
|--------------------|---|
| serija 1 | 43,84 |
| serija 2 | 38,03 |
| serija 3 | 28,56 |
| srednja vrijednost | 36,81 |
| uzorak D | 32,09 |

Tablica 3.5. Tlačna čvrstoća betona vertikalnih i horizontalnih serklaža uzoraka serija 1,2 i 3

3.2.4. Armatura

U vertikalne i horizontalne serklaže ugrađena je rebrasta armatura profila $d_s=6-10\text{mm}$ deklarirana kao B500B. Ispitana je šipka $d_s=8\text{mm}$ prema preporukama ISO 6892-1. Određena je veličina naprezanja na granici velikih izduženja koja je iznosila $f_{yk}=594\text{ N/mm}^2$, te modul elastičnosti od 206957 N/mm^2 .

3.3. Mehanička svojstva zida

3.3.1. Tlačna čvrstoća

Tlačna čvrstoća zida ispitana je u skladu s normom EN 1052-1:1998. Zide je zidano u produžnom mortu 1:1:5 s debljinama horizontalnih reški 1cm i potpuno popunjenim vertikalnim reškama. Srednja vrijednost tri uzorka morta za zidanje na dan ispitivanja zida iznosila je $5,13\text{ N/mm}^2$. Na liježuće plohe zidnih uzoraka obrađene su mortom kojim je zidano zide, a između uzorka i gornje čelične ploče postavljen je sloj tvrde gume debljine 5 mm. Uzorci su njegovani na zraku 28 dana. Mjerena je veličina pritiskujuće sile, te pomaci u uzdužnom i poprečnom smjeru ispitivanog uzorka. Mjerenje pomaka obavljeno je pomoću LVDT senzora s mjernom bazom od 40 cm.



Slika 3.4. Ispitivanje tlačne čvrstoće zida

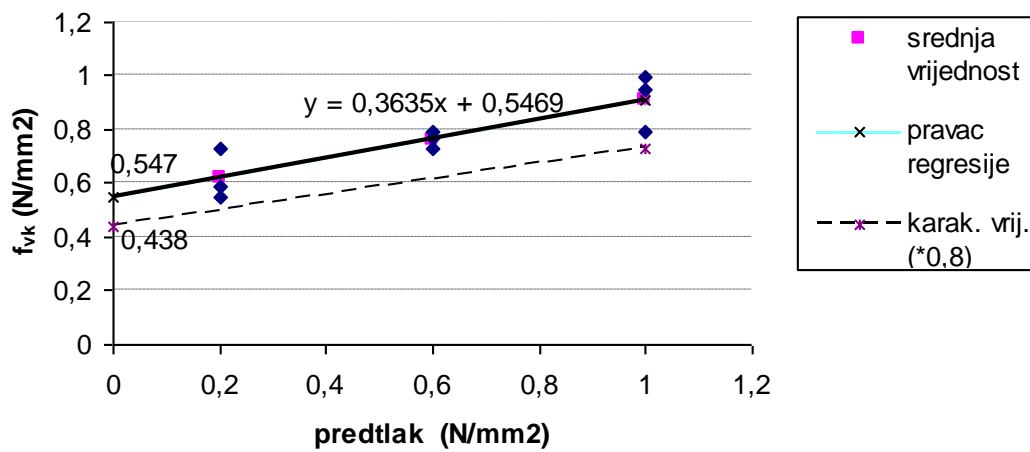
| ispitni uzorak | sila pri pojavi pukotina F_{puk} (N) | sila sloma F_u (N) | Ploština presjeka A_z (mm ²) | naprezanje pri pojavi pukotina $f_{c,cr} = F_{puk}/A_z$ (Mpa) | srednja vrijednost tlačne čvrstoće $f_{cw,sr}$ (Mpa) | srednja vrijednost tlačne čvrstoće $f_{cw,sr}$ (Mpa) | karakteristična vrijednost tlačne čvrstoće f_{cwk} (Mpa) | modul elastičnosti (MPa) |
|----------------|--|----------------------|--|---|--|--|--|--------------------------|
| 1 | 150000 | 300000 | 97359 | 1,54069 | 3,08138 | 2,61840 | 2,182003 | 8205 |
| 2 | 150000 | 250000 | 96472 | 1,55486 | 2,59143 | | | 5922 |
| 3 | 115000 | 210000 | 96224 | 1,19513 | 2,18241 | | | 5745 |

Tablica 3.6. Tlačna čvrstoća i modula elastičnosti zida uzoraka 1, 2 i 3

3.3.2. Posmična čvrstoća

Veličina posmičnog naprezanja ako nema normalnih naprezanja eksperimentalno se određuje ekstrapolacijom, na osnovu ispitivanja posmične čvrstoće za različite vrijednosti pritisaka. Ova veličina je određena prema prEN 1052-3:2001. Devet uzoraka od po tri zidna elementa u ozidana u produžnom mortu srednje tlačne čvrstoće od od 6,02 N/mm² njegovana su 28 dana. Potom su po tri uzorka ispitana na način da je mjerena sila potrebna da srednji zidni element progura kroz dva rubna. Pri tome su nivoi pritisaka bili različiti: 0,2 N/mm², 0,6 N/mm² i 1 N/mm². Kod svih devet uzoraka slom se dogodio po mortu. Na osnovu obavljenih ispitivanja ekstrapolacijom je procijenjena kohezija zida na 0,547 N/mm² te kut unutrašnjeg trenja od

20°. Prema preporukama norme ove se vrijednosti umanjuju faktorom 1,25 što daje konačne vrijednosti $c=0,438$ i $\mu=\text{tg } 16^\circ=0,291$.



Slika 3.6. Posmična čvrstoća ziđa

3.4. Rekapitulacija ispitanih svojstava materijala

U tablici 3.7. su prikazana ispitana mehanička svojstva ugrađenih materijala.

| Materijal | Svojstvo | Oznaka | Vrijednost | Std. Dev. | Jedinica |
|--|--|------------------|------------|---|-------------------|
| Opečni element sa vertikalnim šupljinama | Normalizirana tlačna čvrstoća u vertikalnom smjeru | f_b | 17.0 | | MPa |
| | Normalizirana tlačna čvrstoća u horizontalnom smjeru | f_{bh} | 2.6 | | |
| Mort opće namjene | tlačna čvrstoća / vlačna čvrstoća pri savijanju | f_m^* / f_{mt} | 6.11/1.26 | pros. $f_m =$ 6.04/1.17 (0.43/0.08) | MPa |
| | | | 5.57/1.12 | | |
| | | | 6.43/1.14 | | |
| | | | 6.64/1.58 | pros. $f_m =$ 6.15/1.32 (0.43/0.23) | |
| | | | 5.94/1.23 | | |
| | | | 5.86/1.15 | pros. $f_m =$ 6.03/1.35 (1.07/0.42) | |
| | | | 7.17/1.83 | | |
| | | | 5.06/1.07 | | |
| | | | 5.86/1.15 | - | |
| | | | 5.89/1.26 | | |
| Zide | srednja vrij. / karak. tlačna čvrstoća | f_k | 2.6/2.2 | | Mpa |
| | karak. vlačna čvrstoća | f_t | 0,22 | | Mpa |
| | modul elastičnosti | E_m | 3900 | | Mpa |
| | granična deformacija | ϵ_{mu} | 0.57 | | %o |
| | karak. posmična čvrstoća tlačno neopterećenog zida | f_{vk0} | 0.44 | | Mpa |
| | karak. koeficijent trenja | μ | 0.291 | | - |
| Beton | karakteristična tlačna čvrstoća betonske kocke | $f_{ck,cube}$ | 51.5 | pros. $f_{ck} =$ 43.5 (8.26) | N/mm ² |
| | | | 35.0 | | |
| | | | 44.0 | | |
| | | | 48.5 | pros. $f_{ck} =$ 43.7 (4.19) | |
| | | | 41.5 | | |
| | | | 41.0 | pros. $f_{ck} =$ 42.9 (6.83) | |
| | | | 43.5 | | |
| | | | 48.5 | | |
| | | | 35.0 | | |
| Uzduža i poprečna armatura | granica velikih izduženja | f_{yk} | 594 | | N/mm ² |
| | karak. vlačna čvrstoća | f_{uk} | 699 | | N/mm ² |
| | modul elastičnosti | E_s | 206957 | | N/mm ² |

Tablica 3.7. Ispitana svojstva svih materijala

4. POGLAVLJE

PROVEDENA ISPITIVANJA I PRIKAZ REZULTATA

4.1. Općenito

Eksperimentalni postupci istraživanja i projektiranja, oduvijek su značajni dio inženjerske prakse. Uvijek kada teoretska znanja i mogućnosti nisu dostatne za rješavanje praktičnih problema, pokus može poslužiti za procjenu prikladnosti nekih tehničkih rješenja. S druge pak strane, pokusima se može doći do podataka o nekim zakonitostima ponašanja materijala i konstrukcija, odnosno do teorijskih rješenja koja su općenito primjenjiva bez nužnosti ponavljanja eksperimenata. Poboljšanja numeričkih metoda, povećane mogućnosti primjene kompjutorskih programa i suvremeni matematički aparat u posljednje su vrijeme smanjili potrebu za izvedbom pokusa na modelima konstrukcija. Uzevši u obzir cijenu eksperimentalnih postupaka u usporedbi s uobičajenim kompjutorskim analizama, naravno da se eksperimentalni postupci provode za istraživanje složenih pojava i to samo u dijelu koji se ne može matematički modelirati s zadovoljavajućom pouzdanošću. S obzirom da se zidane konstrukcije izvode od kompozitnog materijala s velikim varijacijama u veličinama i vrstama materijala od kojih se rade zidni elementi i mortovi, različitim načinima slaganja, gotovo u pravilu manuelnim postupcima, teorijska obrada ponašanja konstrukcija moguća je tek u nekim aspektima i to uz priličnu nepouzdanost. U suvremenoj praksi projektiranja taj se problem rješava nešto većim koeficijentima sigurnosti materijala i konstrukcije, a pokusi koji daju bolji uvid u ponašanje zidanih konstrukcija mogu ih eventualno smanjiti, te su za sada nezamjenjivi dio istraživačkog rada. Na osnovu eksperimentalnih istraživanja pokušavaju se dobiti izrazi koji će dati zadovoljavajuće dobre procjene krutosti i nosivosti, te bolji uvid u ponašanja zidanih konstrukcija podvrgnutih različitim načinima opterećenja. Pri tome se pokusi provode na prototipu ili smanjenom modelu konstruktivnog elementa, dijela konstrukcije ili cijelog nosivog sklopa. Mjerilo izvedbe uzorka prilagođava se mogućnostima izvedbe, mjerenja i opterećivanja. Naravno, pokusi se mogu izvoditi na otvorenom ili u laboratorijskim uvjetima. Ograničenje cijene, raznovrsnost problema i točnost mjerenja daju prednost laboratorijskim ispitivanjima u kojima se nosivu strukturu izvodi u smanjenom, modelskom obliku. Za seizmičko inženjerstvo do sada najsavršeniji način ispitivanja konstrukcija se provodi na potresnim stolovima, ali to je u pravilu ispitivanje na modelu

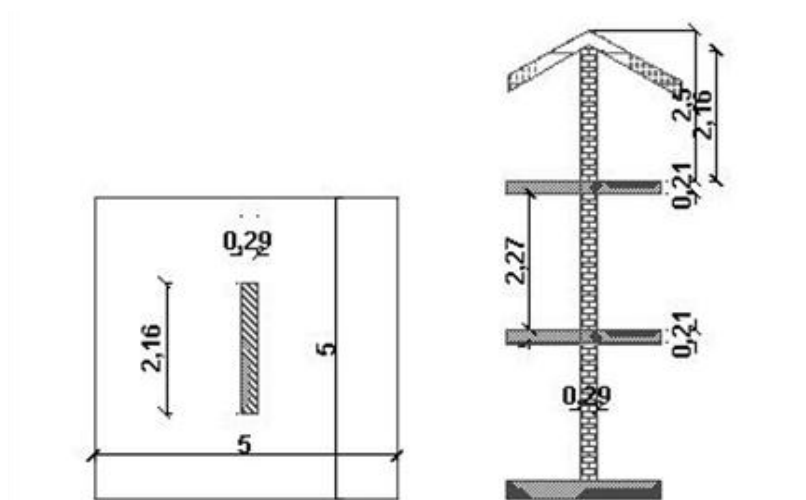
smanjenom 2 do 3 puta, izvedenom od materijala svojstava sličnih prototipu i opterećenom simuliranim opterećenjem.

Tijekom potresa zidovi su opterećeni i vertikalnim i horizontalnim djelovanjima. Horizontalna nastaju kao posljedica horizontalnih ubrzanja seizmičkih djelovanja, a vertikalna uslijed gravitacije i vertikalne komponente seizmičkih ubrzanja. Cilj eksperimentalnih ispitivanja je da što bolje simuliraju sva djelovanja, ali i osiguraju odgovarajuće rubne uvjete.

U ovome je istraživanju provedeno „nazovimo“ statičko ispitivanje jer ne zahtijeva posebno složenu opremu, uvijek se može zaustaviti, obaviti opažanja i nastaviti. Tijekom pokusa moguće je kontrolirati pomake ili opterećenja. Uobičajeno je u početnim fazama pokusa kontrolirati opterećenja, a nakon početnih pucanja i deformacija uzorka (kada deformacije počinju naglo rasti) zadavati deformacije. Tako se može detaljno proučiti način ponašanja konstrukcije i dobiti osnovne podatke potrebne za kalibraciju numeričkog modela. Horizontalna sila tijekom ispitivanja se ciklički mijenjala i povećala konstantnim korakom, pri čemu je ista veličina sile ponavljana dva puta. Uzorak je izveden u mjerilu 1:1,5, pri čemu su materijalne karakteristike zida nepromijenjene. Vertikalno opterećenje zida je držano konstantnim tijekom ispitivanja, ali nije osigurana spriječenost rotacije gornjeg ruba zida. Način ispitivanja, mjerilo uzorka i rubni uvjeti uzorka prilikom opterećivanja izvedeni su na način koji je bio usklađen s mogućnostima opreme, ali i praksom nekih prethodno slično provedenih ispitivanja koja su pokazala sasvim dobre i primjenjive rezultate u analizi zidanih zgrada (Abrams i Eppeson [1990]; Costa [2007]).

4.2. Opis prototipa

Ispitivani zid predstavlja zid prizemlja stambene dvoetažne zgrade (prizemlje, prvi kat i tavan) koji preuzima vertikalno opterećenje od 25m² međukatnih konstrukcija i krova. Stropna konstrukcija je projektirana kao FERT-strop stalnog opterećenja od 4 kN/m², s promjenjivim opterećenjem od 2 kN/m², vlastita težina zida je procijenjena na 12 kN/m².



Slika 4.1. Položaj i dimenzije prototipa zida

- Pripadajuća površina 5x5 (m²)
- 1. Kat stalno djelovanje $g_k=4$ kN/m², promjenjivo $q_k=2$ kN/m²
- Tavan stalno djelovanje $g_k=4$ kN/m², promjenjivo $q_k=1$ kN/m²
- Krov stalno djelovanje $g_k=1$ kN/m², promjenjivo $q_k=1$ kN/m²
- Vlastita težina zida 6,69 m x 0,285m x 2,156m x 12 kN/m³=49,33 kN

Na osnovu ovako usvojenih veličina određeno je proračunsko opterećenje kao:

$$N_{sd} = \sum G_{k,j} + \psi_{2i} \cdot \varphi \cdot Q_{k,i} \quad \dots\dots\dots(4.1.)$$

Vertikalno opterećenje je određeno prema EC8 s koeficijentima: koeficijent „nazovimo“ stalnog djelovanja $\psi_2 = 0,3$ (stanovi, uredi), koeficijent $\varphi = 0,5$ za neovisno upotrebljavane prostore (prvi kat) i $\varphi = 1,0$ (krov i tavan).

Vertikalno opterećenje:

$$N_{sd} = (1 \cdot g_k + \psi_{2i} \cdot \varphi \cdot q_k) \cdot 25 \quad \dots\dots\dots(4.2.)$$

| | | | |
|--------------------------|--|--------|----|
| v.t. zida | | 49,33 | kN |
| krov | $(1 \cdot 1 + 0,3 \cdot 1 \cdot 1) \cdot 25 =$ | 32,5 | kN |
| međukatna konstr. tavana | $(1 \cdot 4 + 0,3 \cdot 1 \cdot 1) \cdot 25 =$ | 107,5 | kN |
| međukatna konstr. 1 kata | $(1 \cdot 4 + 0,3 \cdot 0,5 \cdot 2) \cdot 25 =$ | 107,5 | kN |
| Ukupno: | | 296,83 | kN |

Tablica 4.1. Proračun ukupnog vertikalnog opterećenja zida

Zid je duljine 216 cm, visine 248 cm, debljine 28,5 cm, s potpuno popunjenim horizontalnim i vertikalnim sljubnicama debljine 12 mm. Vertikalni i horizontalni armirano-betonski

obrubni elementi su dimenzija 21/28,5 cm. Proračunsko naprežanje u zidu uslijed vertikalnog djelovanja iznosi $\sigma_o = 0.49$ MPa što iznosi 22,4% eksperimentalno određene tlačne čvrstoće zida (2,16 Mpa). Prototip je projektiran u skladu prema propisima EC6 i EC8 od materijala koji su uobičajeno u uporabi u istočnoj Hrvatskoj. Tako je zide projektirano od zidnih elemenata od pečene gline proizvođača "Opeka" Osijek, tip V-5, dimenzija 25/19/19 cm, deklarirane tlačne čvrstoće od 150 daN/cm² i mase 6,7 kg/kom u produžnom mortu c:v:p=1:1:5. Armiranobetonski vertikalni i horizontalni obrubni elementi zida su od betona klase C30/37, armirani čeličnim šipkama B500B. Vertikalni i horizontalni serklaži su armirani uzdužnom rebrastom armaturom $d_s=12$ mm s vilicama na razmaku 15 cm u vertikalnim i 20 cm u horizontalnim serklažima.

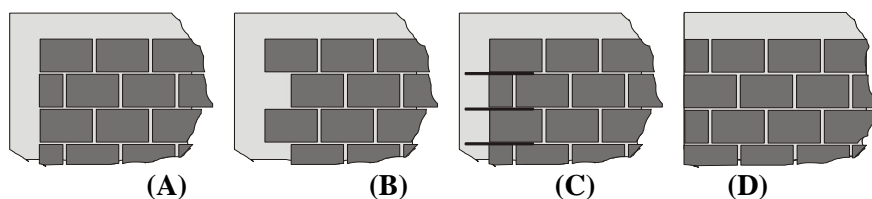
Projektirana su tri različita tipa detalja na spoju zida i vertikalnih serklaža:

- a) ne postoji posebna veza – tip A
- b) povezivanje zida i vertikalnih serklaža
„zubom“ u skladu s EC6 – tip B
- c) povezivanje zida i vertikalnih serklaža
armaturnom šipkom $d_s=8$ mm – tip C,

te jedan zid izveden od nearmiranog zida s armiranobetonskim horizontalnim serklažem,

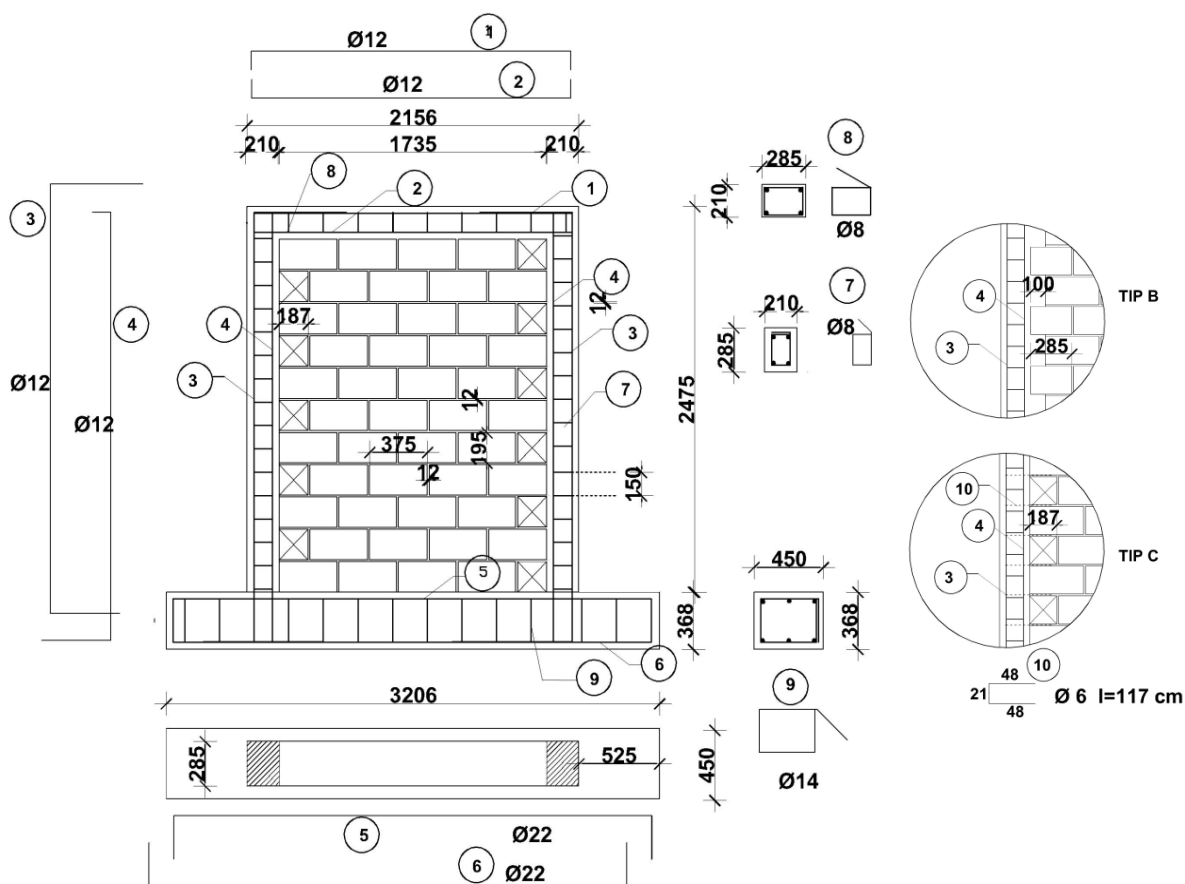
- d) nearmirani zid – tip D.

Detalji izvedbe su prikazani na slici 4.2.



Slika 4.2. Detalji povezivanja zida i vertikalnih serklaža : tip A, B, C, D

Na slici 4.3. je prikazan prototip zida i osobitosti pojedinih varijanti detalja spoja zida i vertikalnih serklaža.



Slika 4.3. Prototip zida tipa A s detaljima prototipa zidova tipa B i C

4.3. Opis uzoraka

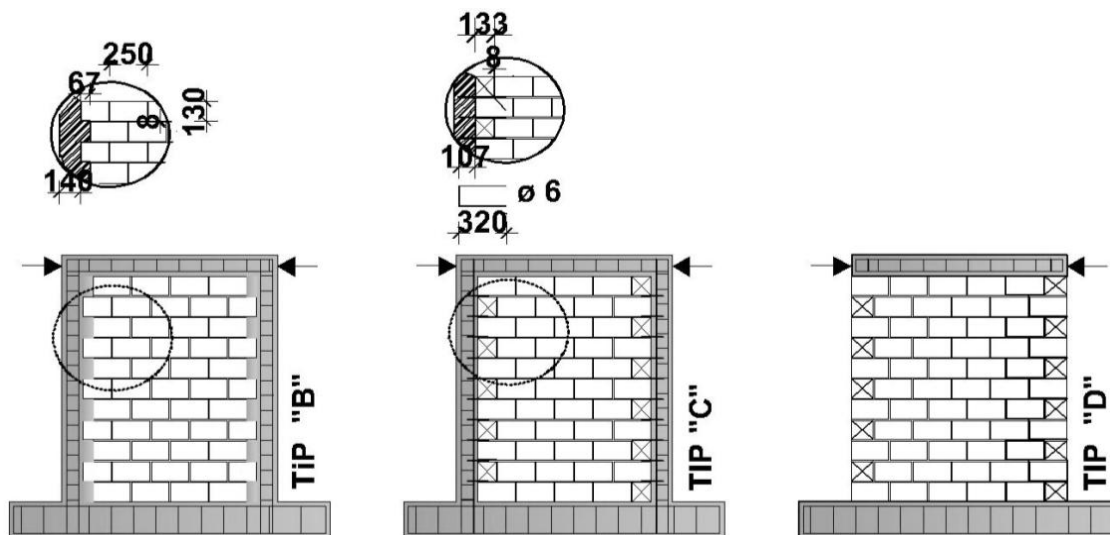
Od svakog tipa modela (A,B,C), osim tipa D, izvedena su po tri uzorka u mjerilu 1:1,5 u skladu s pravilima sličnosti pri čemu su svojstva materijala prototipa i modela ostala jednaka (Harris, Sabnis 1999.) Serije od po tri uzorka zidane su i betonirane istovremeno. Tako je napravljeno deset uzoraka: A1, A2, A3, B1, B2, B3, C1, C2, C3 i D, gdje je broj oznaku tipa uzorka broj serije u kojoj je izveden. U trećoj seriji izvedbe napravljen je i jedan uzorak tipa D radi usporedbe rezultata.

Mehaničke i geometrijske karakteristike prototipa i uzoraka te koeficijenti preslikavanja prikazani su tablicom 4.2.

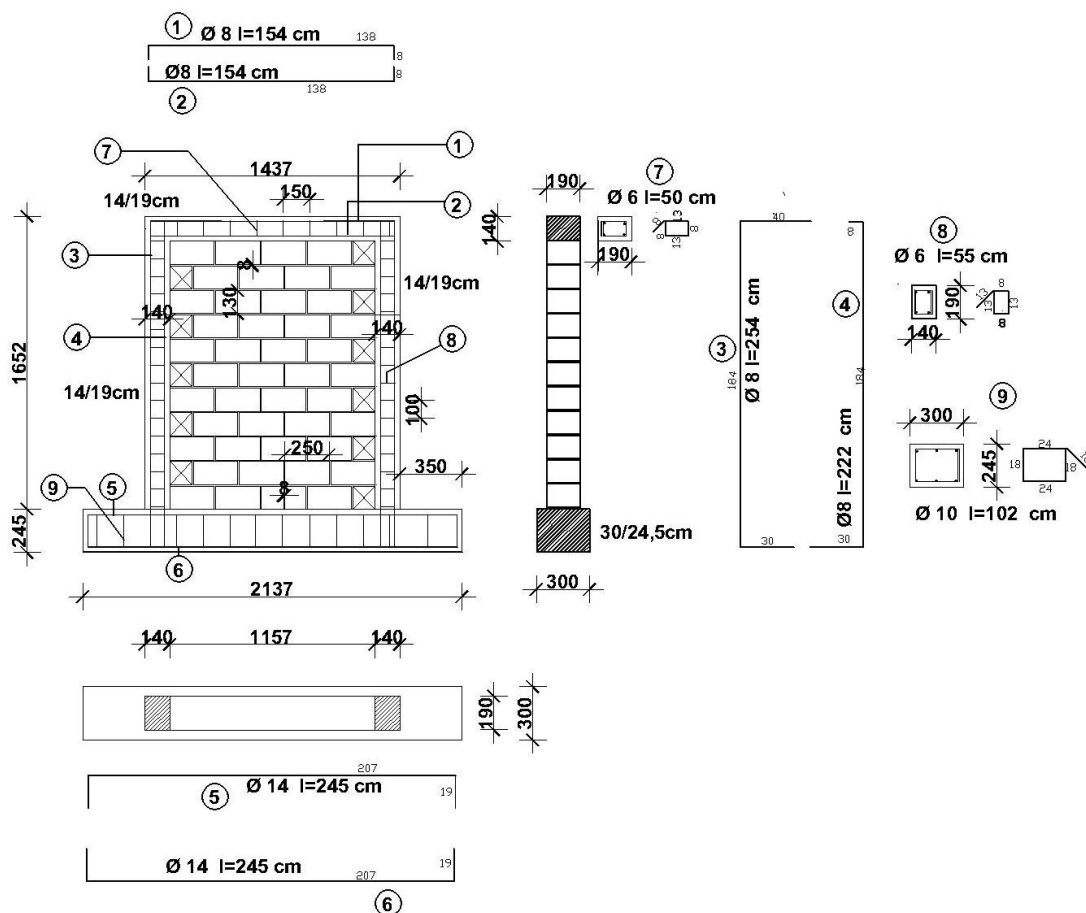
| veličina | koeficijent preslikavanja | vrijednost na modelu | vrijednost u naravi (prototip) | opis |
|--------------|---------------------------|----------------------|--------------------------------|--|
| | 1,5 | 250/190/130 | 375/285/195 | element za zidanje (mm) |
| t_s | 1,5 | 8 | 12 | debljina sljubnice (mm) |
| L | 1,5 | 1437 | 2155,5 | duljina zida (mm) |
| t | 1,5 | 190 | 285 | debljina zida (mm) |
| H | 1,5 | 1650 | 2475 | visina zida (mm) |
| f_m | 1 | 2,16 | 2,16 | karak. tlačna čvrstoća zida (N/mm^2) |
| f_{vko} | 1 | 0,438 | 0,438 | karak. vrij. početne posm. čvrstoće (N/mm^2) |
| f_t | 1 | 0,12 | 0,12 | vlačna čvrstoća zida (N/mm^2) |
| μ | 1 | 0,309 | 0,309 | koef. trenja zida |
| α | 1 | 1 | 1 | koef. upetosti zida |
| ϵ_m | 1 | | | deformacija zida |
| N_{sd} | 2,25 | 131,92 | 296,83 | tlačna sila u zidu (kN) |
| E_m | 1 | 2620 | 2620 | modul elastičnosti zida (N/mm^2) |
| G_m | 1 | 1048 | 1048 | modul posmika zida (40%E) (N/mm^2) |
| ω | 1/1,5 | - | - | Kružna frekvencija (1/sek) |

Tablica 4.2. Preslikavanje prototipa u model

Na slici 4.4. prikazane su dimenzije i detalji izvedbe uzoraka tipa B, C i D, a na slici 4.5. detaljni nacrt uzorka tipa A.



Slika 4.4. Uzorci tipa B,C i D



Slika 4.5. Detaljni prikaz uzorka A

Da bi broj horizontalnih sljubnica u uzorku i prototipu bio jednak, zidni blokovi su po visini piljeni na visinu od 13 cm; duljine zidnih elemenata u uzorku su jednake onima u prototipu i iznose 25 cm. Širina bloka uzorka je 19 cm. Uzorci su zidani na armirano-betonskoj temeljnoj gredi dimenzija 30/24,5 cm. Armatura vertikalnih serklaža je usidrena u temeljnu armiranobetonski temelj. Zidanju se pristupilo nakon što je beton temelja očvrstnuo. Zide uzoraka je omeđeno betonskim vertikalnim i horizontalnim serklažima, nakon što su napravljeni zidovi. Izvedeni su na način da je betoniranje pojedine serije obavljeno tijekom tri dana, u jednom danu - po jedan uzorak tipa A, B i C. Ispitivanje svake serije obavljeno je kroz tri dana 28 dana nakon betoniranja serklaža.



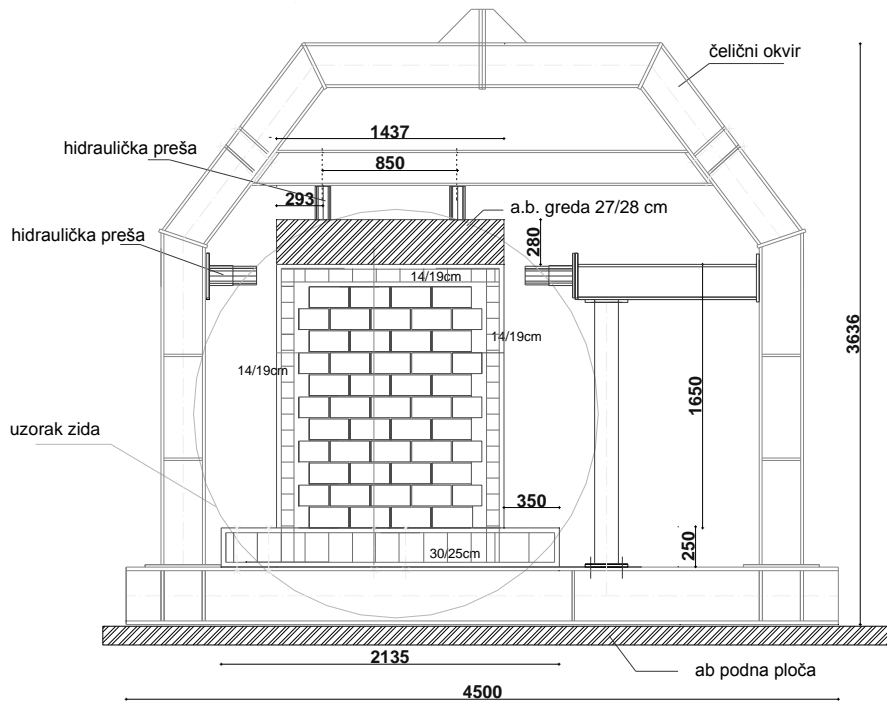
Slika 4.6. Izrada temelja uzoraka, priprema oplata za betoniranje vertikalnih serklaža uzoraka



Slika 4.7. Prikaz gotovog uzorka u okviru za ispitivanje

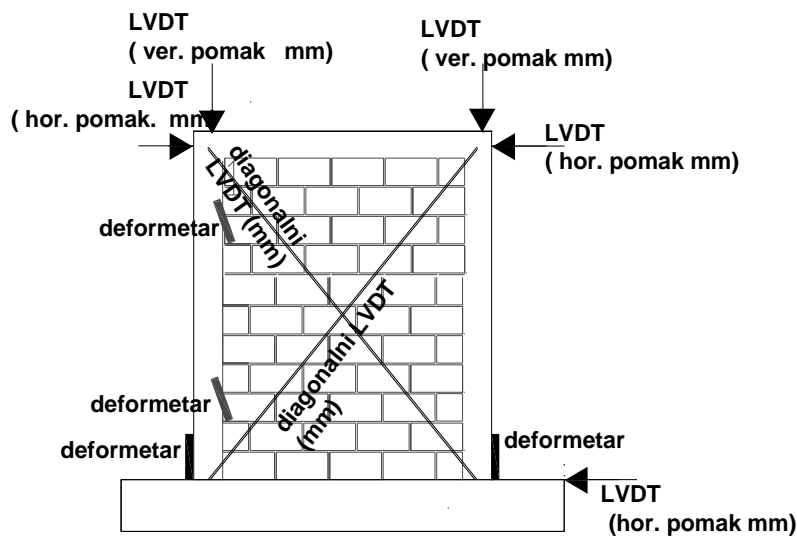
4.4. Oprema za ispitivanje i način bilježenja rezultata

Ispitivanje je provedeno na način da je uzorak opterećen vanjskim konstantnim vertikalnim opterećenjem, upet u temelj i horizontalno naizmjenično opterećivan u nivou gornje a.b. grede u ravnini zida. Uzorak je vijcima kroz temelj učvršćen u čvrsti čelični okvir koji je fiksiran u armiranobetonsku podnu ploču. Vertikalna opterećenja postavljena su na zid preko armiranobetonske grede koja je rasporedila pritisak dviju hidrauličkih preša kapaciteta 350 kN, a horizontalna su djelovala naizmjenično preko dviju hidrauličkih preša koje su bile vijcima učvršćene na stupove čeličnog okvira.



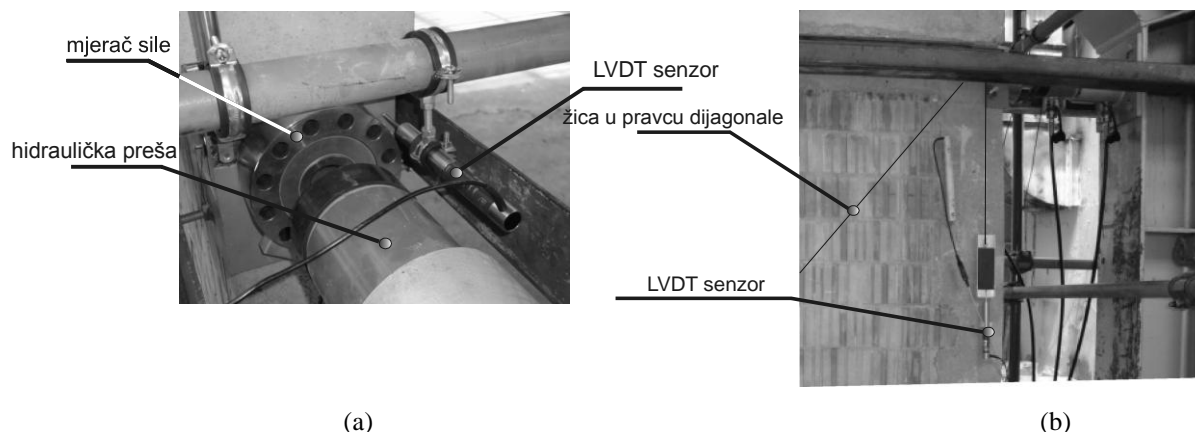
Slika 4.8. Položaj uzorka i preša za opterećenje

Mjerni instrumenti pomaka nalazili su se na nepomičnoj skeli oko uzorka. Pri tome se LVDT (Linear Variable Differential Transformer) senzorima mjerilo pomake u nivou temelja, gornjeg ruba i promjenu duljine dijagonale u ravnini zida te odstupanje od ravnine u nivou gornjeg ruba zida. Na vertikalne serklaže pričvršćeni su induktivni deformetri s bazom 20 cm kojima se mjerila deformacija armiranobetonskih serklaža na mjestima najvećeg savijanja i klizanje između zida i vertikalnih serklaža na dnu i vrhu zida. Pojava pukotina bilježena je nakon svakog ciklusa opterećenja.



Slika 4.9. Položaj mjernih senzora na uzorku

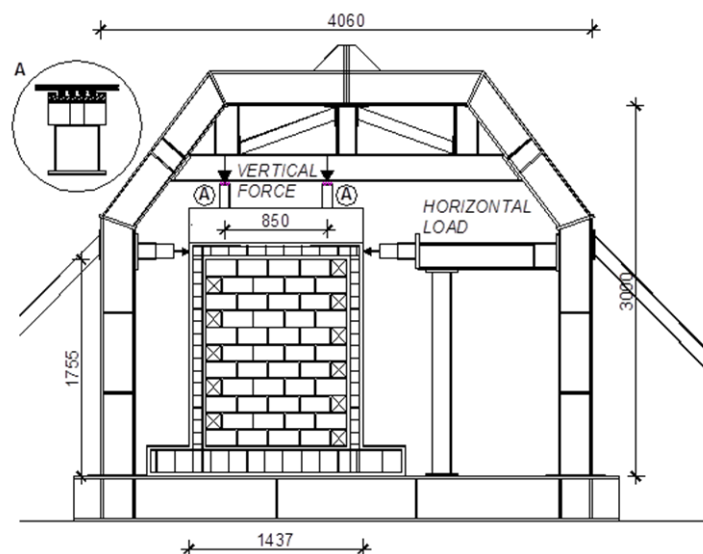
Vrh zida je pomoću dva čelična L profila obostrano bio osiguran od možebitnog ispadanja iz ravnine. Cijeli sustav promjene opterećenja i pomaka i deformacija zabilježen je programom DEWESoft s vremenskom gustoćom uzorka od 1/100 sek na prijenosnom računalu. Prikaz postavljanja uzorka u kruti čelični okvir prikazan je na slici 4.8., a shema položaja horizontalnih i vertikalnih sila te mjernih instrumenata na slici 4.9.



Slika 4.10. Nivo gornjeg vertikalnog serklaža (a), mjerenje promjene duljine dijagonale (b)

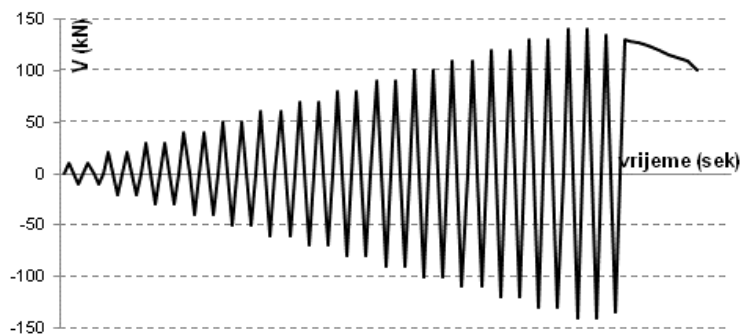
4.5. Vertikalno i horizontalno opterećenje

Vertikalno opterećenje je postignuto dvjema hidrauličkim prešama kapaciteta od 350 kN, koje su simetrično pritisknule armirano-betonsku gredu koja je jednoliko raspodijelila opterećenje na zid. Na mjestima djelovanja vertikalnih sila na gredu izvedeni su horizontalno pomični klizni oslonci. Horizontalno opterećenje djelovalo je kao izmjenična horizontalna sila u nivou osi horizontalnih serklaža. Nanošeno je hidrauličkim prešama kapaciteta 350 kN. Pri tome je temelj bio nepomično učvršćen u okvir za ispitivanje kako je prikazano na slici 4.11.



Slika 4.11. Shema djelovanja vertikalnih i horizontalnih opterećenja na uzorak

Horizontalna sila se od početne vrijednosti od 10 kN povećavala s korakom od 10 kN, pri čemu je izmjenično svaki korak ponovljen dva puta. Od trenutka kada je dosegnuta najveća horizontalna sila (opaženo je opadanje sile uz povećanje pomaka) kontroliran je pomak uz monoton prirast do veličine kada je sila opala na 80% najveće vrijednosti. Daljnje ispitivanje je bilo nemoguće zbog ograničenja veličine mjerenja pomaka LVDT-a. Promjena sile u vremenu prikazana je na slici 4.12.



Slika 4.12. Promjena horizontalne sile tijekom ispitivanja

4.6. Način obrade i prikaz mjerenih podataka

Najbitnija mehanička svojstva, koja određuju kapacitet nosivosti i deformaciju zidova sastoje se od dvije osnovne grupe podataka: to su svojstva ugrađenih kompozita u materijal zida i osobitosti zida tretiranog kao cjeloviti anizotropni materijal. Najvažnija mehanička svojstva kompozitnog materijala zida

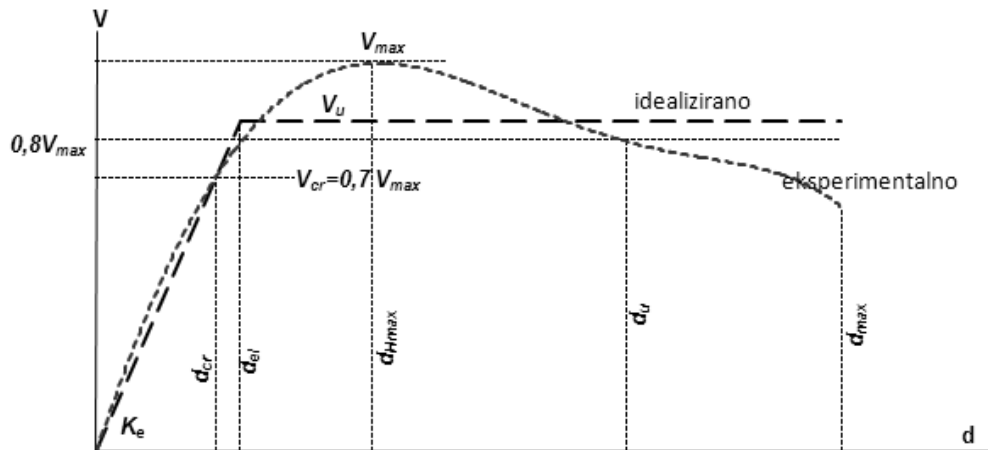
- tlačna čvrstoća zida f_m ,

- posmična f_v i vlačna čvrstoća f_t ,
- modul elastičnosti E_m ,
- modul posmika G_m ,
- krutost K i
- faktor duktiliteta μ_u ,

moгу se odrediti, odnosno procijeniti na osnovu nekih eksperimentalno utvrđenih veličina. Kako je prikazano na slici 4.9. na ispitivanim uzorcima mjerene su vrijednosti horizontalnih i vertikalnih pomaka na pojedinim mjestima, te veličine horizontalnih i vertikalnih sila koje su pri tome djelovale na gornjem rubu zida. Tlačna, vlačna i posmična čvrstoća zida prethodno su određene na uzorku zida kako to nalažu odgovarajuće norme (opisano u poglavlju 3.). Modul elastičnosti zida E_m procijenjen je na osnovu preporuke EC6 kao $1000 f_k$, a modul posmika G_m kao 40% vrijednosti E_m . Krutosti zidova i faktori duktiliteta određeni su na osnovu mjerenja pomaka i sila. Pri tome su korišteni neki već standardni postupci obrade. Uobičajeno je idealiziranje eksperimentalno dobivene krivulje odnosa horizontalnog pomaka vrha zida prema veličini horizontalne sile bilinearnom ili trilinearnom anvelopom. U daljnjem tekstu pomakom zida nazivat će se pomak gornjeg ruba horizontalnog serklaža uzorka.

4.6.1. Bilinearna idealizacija

U ovom radu idealizacija za svaki od uzoraka provedena je bilinearnim odnosom u kojem je granična vrijednost horizontalne sile V_u određena iz uvjeta izjednačenja potrošnje energije stvarne i idealizirane krivulje (Tomažević, 1999.). Pri tome se procijenilo da pojava prvih značajnih pukotina svim uzorcima nastaje pri veličini horizontalne sile koja je 70% vrijednosti najveće V_{\max} , a granicom rušenja $V_{d\max}$ stanje pri kojem najveća horizontalna sila opadne za cca 25% svoje vrijednosti. Granični pomak odgovara opadanju najveće sile otpora za 20% (Frumento i dr. 2009.). Efektivna krutost se dobije kao omjer $K_e = V_{cr} / d_{cr}$.



Slika 4.13. Idealizacija eksperimentalnih rezultata bilinearnom krivuljom

Kada je određena krutost K_e iz uvjeta da je površina ispod krivulje eksperimentalno dobivenih rezultata jednaka onoj ispod idealizirane može se izračunati idealizirana granična sila kao:

$$V_u = K_e \left(d_{max} - \sqrt{d_{max}^2 - \frac{2A_{anv}}{K_e}} \right) \quad \dots\dots\dots(4.3.)$$

Veličina faktora duktiliteta definira se kao odnos odnosa pomaka na granici nosivosti s pomakom na idealiziranoj granici elastičnosti:

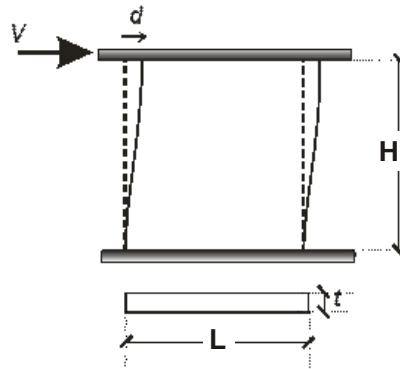
$$\mu_u = \frac{d_u}{d_{el}} \quad \dots\dots\dots(4.4.)$$

4.6.2. Krutosti

Efektivna krutost K_e može se izračunati iz odnosa najveće sile u bilinearnom dijagramu i idealizirane veličine pomaka na granici elastične grane:

$$K_e = \frac{V_u}{d_{el}} \quad \dots\dots\dots(4.5.)$$

Veličina efektivne krutosti je značajna pri određivanju razdiobe seizmičkih sila po pojedinim zidovima građevine, jer krutost građevine kao superpozicija krutosti njezinih zidova određuje period vibracija zgrade. Stoga usporedba vrijednosti veličine elastične krutosti zida koja bi se dobila iz momenta tromosti poprečnog presjeka i eksperimentalno dobivenih krutosti daje dobru osnovu za prosudbu o utjecaju detalja izvedbe na mehanička svojstva zida. Po definiciji elastična krutost je vrijednost posmične sile koja uzrokuje jedinični pomak na zidu s određenim rubnim uvjetima, geometrijom i svojstvima ugrađenih materijala.



Slika 4.14. Deformacija zida upetog na oba horizontalna ruba

Pomak koji nastaje uslijed djelovanja savijanja i smicanja je veličine:

$$d = \frac{V \cdot H^3}{12EI_z} + \frac{\kappa \cdot V}{GA_w} \dots\dots\dots(4.6.)$$

gdje je $I_z = \frac{t \cdot L^3}{12}$ = moment tromosti poprečnog presjeka zida,

A_w = površina poprečnog presjeka zida, a

κ = koeficijent posmika za pravokutni poprečni presjek.

Ako se izrazi za površinu i moment tromosti poprečnog presjeka i $\kappa = 1,2$ uvrste u izraz (4.6.) može se odrediti teorijski izraz za većilinu efektivne krutosti zida kao:

$$K_e = \frac{V}{d} = \frac{G \cdot A_w}{1,2H \cdot \left[1 + \alpha \frac{G}{E} \left(\frac{H}{L} \right)^2 \right]} \dots\dots\dots(4.7.)$$

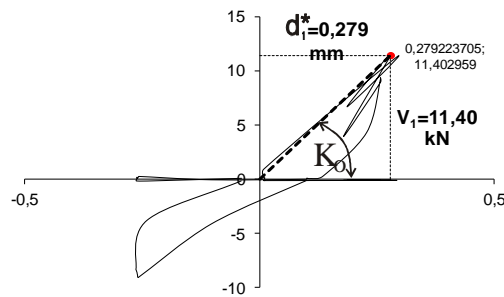
gdje je α koeficijent ovisan o rubnim uvjetima, u ovom slučaju (obostrano upet zid) 0,83. Vrijednosti veličina modula elastičnosti i posmika su procijenjene prema preporukama EC6 i prikazane u tablici 4.3.

| | | |
|---------------|------|-------------------|
| $E_m=1000f_k$ | 2620 | N/mm ² |
| $G_m=0,4E$ | 1048 | N/mm ² |
| H | 1652 | mm |
| L | 1437 | mm |
| t | 190 | mm |
| α | 0,83 | |

Tablica 4.3. Materijalne i geometrijske karakteristike ispitivanog uzorka

Procijenjena vrijednost elastične krutosti neraspucanih uzoraka na osnovu izraza (4.7.) iznosi $K_e=100,39$ kN/mm. Kako vertikalni serklaži ne utječu bitno na krutost zida u proračunu nisu niti uzeti u obzir. Na svim anvelopama nosivosti naznačene su vrijednosti efektivne krutosti

koji se dobiju u bilinearnom dijagramu. Iz ovih je podataka moguće odrediti veličinu ekvivalentnog modula elastičnosti raspucanog presjeka kao $E_{ras}=E \cdot \beta$. Kako se promjena krutosti može dovesti u izravnu vezu s razinom oštećenja zida, iz anvelope nosivosti određena je krivulja opadanja sekantne krutosti, pri čemu je početna krutost određena izravno iz mjerenih vrijednosti prvog ciklusa opterećenja, kako je prikazano na slici 4.15. (za uzorak B1).



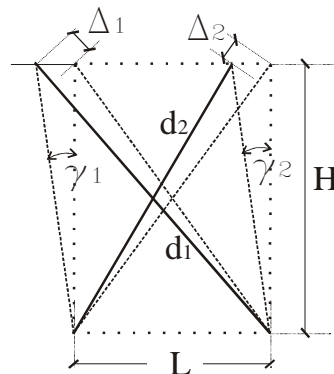
Slika 4.15. Histerezna petlja 1. ciklusa opterećenja uzorka B1

$$K_o = \frac{V_1}{d_1^*} \dots\dots\dots(4.8.)$$

Nakon prikaza vrijednosti za pojedinačne uzorke rezultati su obrađeni preko srednjih vrijednosti za pojedini tip uzoraka, odnosno fit-funkcijom za grafičke prikaze.

4.6.3. Posmične deformacije

Da bi se odredila veličina posmičnih deformacija i njihov udio u ukupnom horizontalnom pomaku zida analizirana je promjena duljina dviju dijagonala. Iz poznatih dijagonalnih pomaka moguće je odrediti posmične deformacije. Ovdje je ukupna posmična deformacija određena kao srednja vrijednost mjerenja na dvije dijagonale kako pokazuje slika 4.16.



Slika 4.16. Posmična deformacija zida

$$\gamma_1 = |\Delta_1| \cdot \frac{d_1}{L \cdot H} \text{ \& } \gamma_2 = |\Delta_2| \cdot \frac{d_2}{L \cdot H} \Rightarrow \gamma_{pros} = \frac{1}{2}(\gamma_1 + \gamma_2) \dots \dots \dots (4.9.)$$

Horizontalni pomak zida uslijed posmične deformacije može se odrediti kao:

$$d_h = \gamma_{pros} \cdot H \quad (4.10.)$$

Razlika između ukupnog pomaka i pomaka koji je nastao od posmične deformacije predstavlja veličinu pomaka prouzročenu savijanjem. Ovaj pokazatelj je jedan od bitnih pri procjenjivanju mehanizma sloma.

4.6.4. Razina oštećenja

Europska makroseizmička ljestvica zamijenila je do tada korištenu Medvedev-Spoheuer-Karnikovu ljestvicu intenziteta potresa. Na XXV skupštini Europske seizmološke komisije u Reykjaviku usvojena je rezolucija kojom se preporučuje zemljama članicama primjena nove seizmičke ljestvice. Pri tome se nastojalo objediniti znanja i uspostaviti suradnju između inženjera i seizmologa. Navedeni dokument sadrži detaljne upute o primjeni. Za razliku od mjerenja potresa preko oslobođene energije, odnosno magnitude, EMS-98 intenzitet potresa izražava preko njegovog učinka na određeno područje. Ljestvica ima dvanaest stupnjeva intenziteta. Np. stupanj II. opisan kao „jedva primjetan“ uz dodatno obrazloženja: „Titranje osjećaju tek poneki ljudi na počinku, posebno na višim katovima zgrada“; stupanj V. je „jaki“ uz dodatni opis: „Potres osjećaju u zatvorenim prostorima gotovo svi, na otvorenom većina. Mnogi usnuli se bude. Naki bježe na otvoreno. Svi dijelovi zgrada podrhtavaju. Većina objekata se značajno njišu. Porculan i staklo zveckaju. Vibracije su snažne. Objekti s velikom masom na vrhu se prevrću. Vrata i prozorska krila se njišu.“ Podjela konstrukcija (zgrada) u razrede oštetljivosti predviđa grupe A, B, C, D, E i F, uz pretpostavku vjerojatne, manje vjerojatne i očekivane pojave oštećenja za pojedine vrste konstruktivnih sustava: zidane, armiranobetonske, čelične i drvene. Područje zidanih konstrukcija predviđa razrede oštetljivosti i njihovu očekivanost kako je prikazano u tablici 4.4.

| Vrsta konstrukcije | | Razred oštećljivosti | | | | | |
|--------------------|--|----------------------|----|----|---|---|---|
| | | A | B | C | D | E | F |
| zide | suhozid, zide od neobrađenog kamena vezanog mortom | ○ | | | | | |
| | od nepečanih zidnih elemenata | ○— | | | | | |
| | od klesanaca | ○— | ○ | | | | |
| | od kamenih masiva | | ○— | ○ | | | |
| | nearmirano ili od obrađenog kamena | — | ○ | — | | | |
| | nearmirano s a.b. međukatnim konstrukcijama | | — | ○ | — | | |
| omeđeno i armirano | | | — | ○— | — | | |

Tablica 4.4. Podjela konstrukcija (zgrada) u razrede oštećljivosti (tablica oštećljivosti)

U prikazanoj tablici vjerojatnost pojave oštećenja za pojedine vrste zidanih zgrada predstavljaju oznake:

- - najvjerojatnije oštećljiva
- - vjerojatno oštećljiva
- - manja vjerojatnost, iznimke.

Težine oštećenja zidanih zgrada podijeljene su u pet stupnjeva kako je prikazano u tablici 4.5.

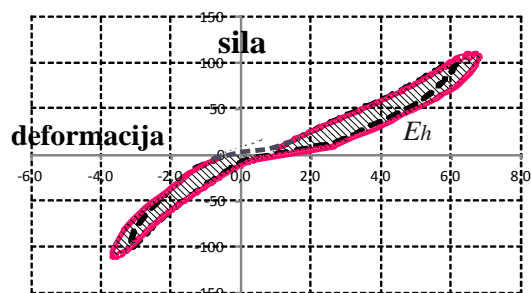
| Podjela oštećenja zidanih zgrada | |
|---|---|
|  | Stupanj G1. Zanimariva do blaga oštećenja U ponekim zidovima vlasate pukotine. Otpadanje malih komadića žbuke. Vrlo rijetko moguće je ispadanje pojedinih komada zidnih elemenata s viših etaža. |
|  | Stupanj G2. Umjerena oštećenja (blaga oštećenja konstrukcije, umjerena oštećenja nekonstruktivnih dijelova) Pukotine u većini zidova. Otpadanje većih komada žbuke. Djelomično rušenje dimnjaka. |
|  | Stupanj G3. Znatna do teška oštećenja (umjerena oštećenja konstrukcije, teška oštećenja nekonstruktivnih dijelova) U većini zidova velike pukotine. Odvajanje pokrova. Pucanje dimnjaka u razini pokrova; slom pojedinih pregrada i zabata. |
|  | Stupanj G4. Jako teška oštećenja (teška konstruktivna oštećenja, jako teška oštećenja nekonstruktivnih dijelova) Ozbiljni lomovi zidova; djelomično rušenje konstrukcije krova i stropnih konstrukcija. |
|  | Stupanj G5. Razorno (jako teška oštećenja konstrukcije) Potpuno ili skoro potpuno rušenje. |

Tablica 4.5. Razdjelba oštećenja zidanih zgrada

Na temelju kriterija tablice oštećenja zgrada i opažanja tijekom ispitivanja zidova određene su granice, odnosno veličine relativnih katnih pomaka, pojedinih područja oštećenja zidova koja će postužiti za detaljnije analize oštećenja višekatnih zgrada od omeđenog zida.

4.6.5. Utrošak energije i prigušenje

Materijalna nelinearnost zidanih konstrukcija očituje se u opadanju krutosti i povećanju prigušenja do određene razine oštećenja. Sa stanovišta energije u dijagramu pomak-sila površina ispod krivulje predstavlja veličinu energije pohranjene u konstruktivni element. Ako je materijal napregnut u području nelinearnog ponašanja, činjenica je da nakon rasterećenja postoji dio nepovratne deformacije, a što upućuje na zaključak da je na trajnu deformaciju nepovratno potrošen dio uložene energije. Konstrukcija povratnom deformacijom vraća samo dio energije koji bi vratila da je materijal u području linearno-elastičnih deformacija. Mjeru količina nepovratno izgubljene energije predstavlja površina unutar histerezne petlje, kako pokazuje slika 4.15.

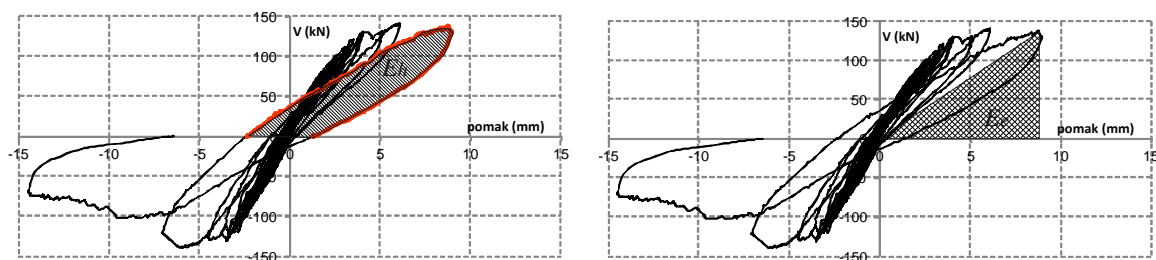


Slika 4.17. Nepovratno potrošena enegija tijekom cikličkog opterećivanja zida

Po pojedinim ciklusima ispitivanja moguće je odrediti ukupno uloženu i disipiranu energiju. Pri tome se histerežno prigušenje opisuje koeficijentom ekvivalentnog viskoznog prigušenja ξ :

$$\xi = \frac{E_h}{4 \cdot \pi \cdot E_e}, \quad \dots\dots\dots(4.11)$$

gdje je E_h je površina unutar petlje jednog histereznog ciklusa, a E_e površina koja odgovara idealno elastičnoj deformaciji na istoj razini deformacije kao i promatrani ciklus.

Slika 4.18. Prikaz potrošene energije E_d i energije idealno elastične deformacije E_e

4.7. Eksperimantalni rezultati pojedinih uzoraka

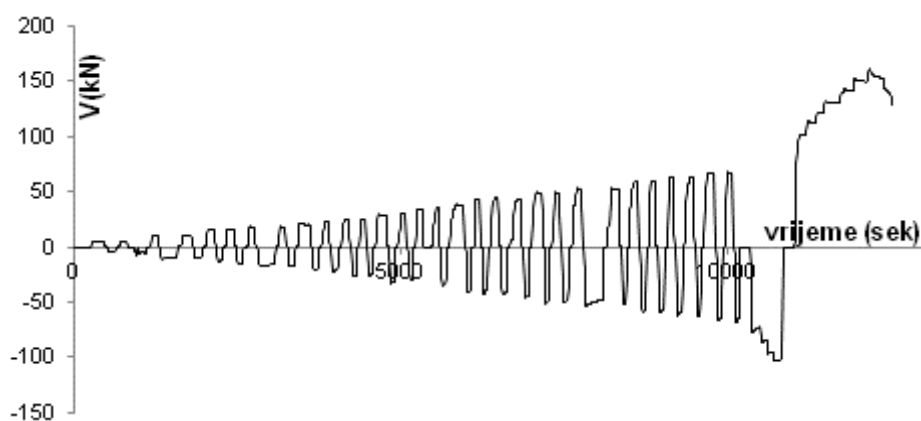
Na osnovu mjerenih veličina sila, pomaka i deformacija, opažanja pojava pukotina, ljuštenja i svih drugih podataka koji se čine značajnim za pojavu popuštanja uzoraka zidova pri cikličkom horizontalnom opterećenju istim postupkom su obrađeni rezultati ispitivanja svih deset uzoraka. U svim rezultatima mjerenja horizontalnih pomaka uočena je blaga nesimetričnost koja se je najvjerojatnije nastala kao posljedica nedovoljne krutosti gornje čelične grede okvira za ispitivanje i nesimetričnog položaja uzorka u okviru.

4.7.1. Serija A

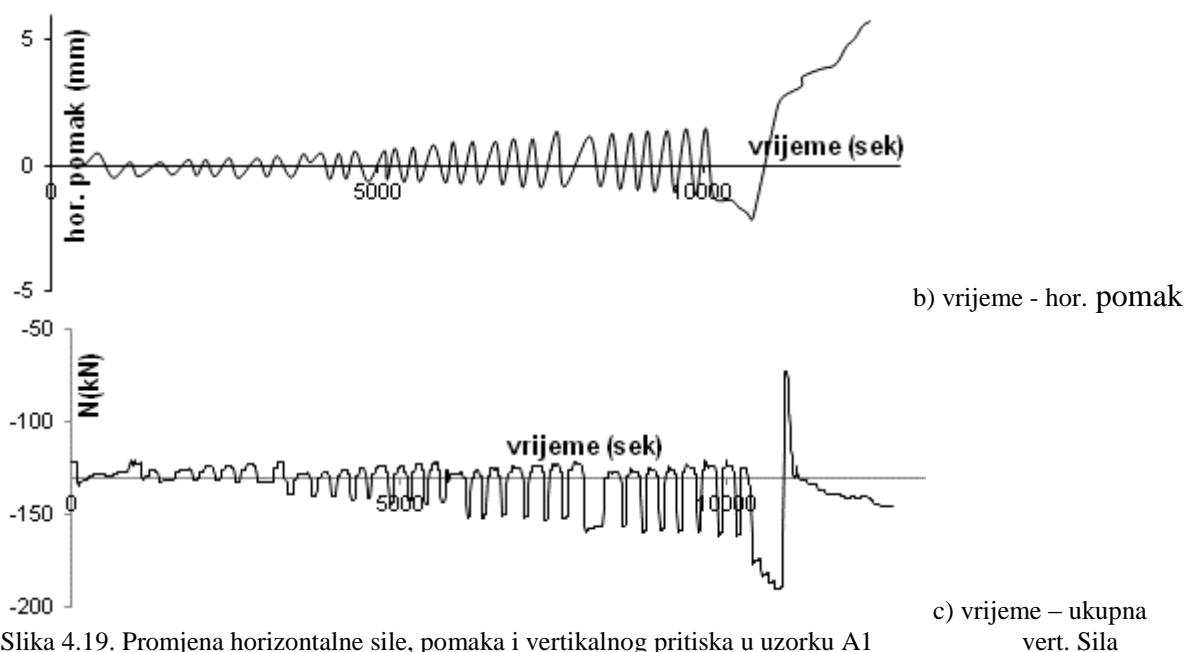
4.7.1.1.

Uzorak A1

Promjenu veličine i smjera horizontalne sile i pomaka na vrhu zida, te promjenu vertikalne sile prikazuju slike 4.19 a) do c).

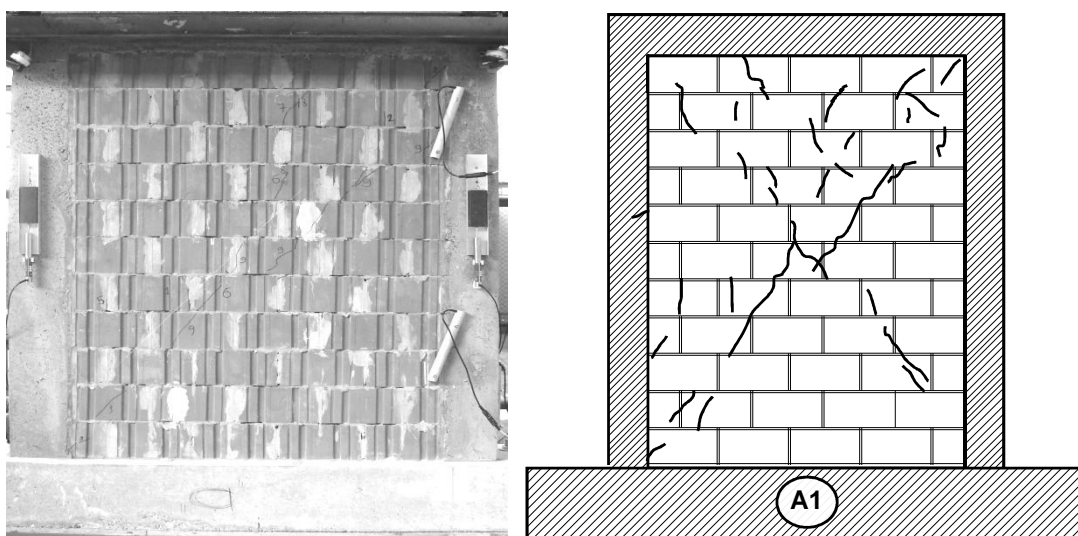


a) vrijeme - hor.sila



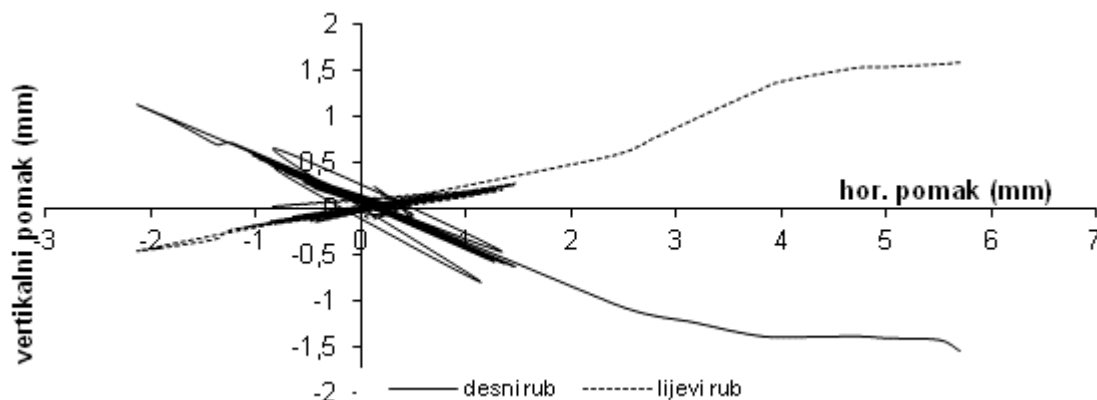
Slika 4.19. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska u uzorku A1

Iz prikazanog odnosa ukupnog vertikalnog opterećenja i horizontalnog pomaka vidljiv je trend blagog povećanja tlaka u zidu s porastom horizontalnog pomaka. Najveći relativni katni pomak koji je zid dosegnuo iznosio je 0,36%. Tijekom pokusa su prve pukotine opažene pri hor. pomaku od 1mm, odnosno $IDR=0,063\%$ u zidnim elementima kao uske vertikalne pukotine visinom ograničene na jedan element. Kose pukotine nastaju pri nivou opterećenja od cca 130 kN pri hor. pomaku 3,2mm ($IDR=0,2\%$) u području dijagonale zida. U slijedećim ciklusima pukotine počinju stvarati kontinuiranu liniju duž dijagonale zida.



Slika 4.20. Fotografija i crtež pukotina ispitivanog uzorka A1

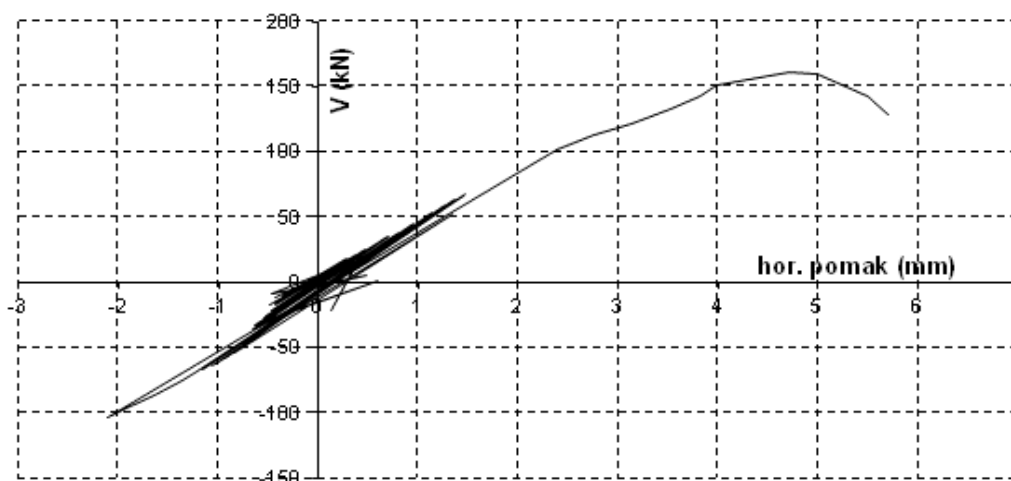
Koso pružanje najvećeg dijela pukotina ukazuje na slom uslijed prekoračenja glavnih vlačnih naprezanja u materijalu. Konačna ocjena mehanizma sloma nalazi se u pog. 4.8.1. Najveća otpornost na horizontalno djelovanje iznosila je 160,65 kN pri relativnom katnom pomaku od 0,298%.



Slika 4.21. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka A1 prema horizontalnom pomaku

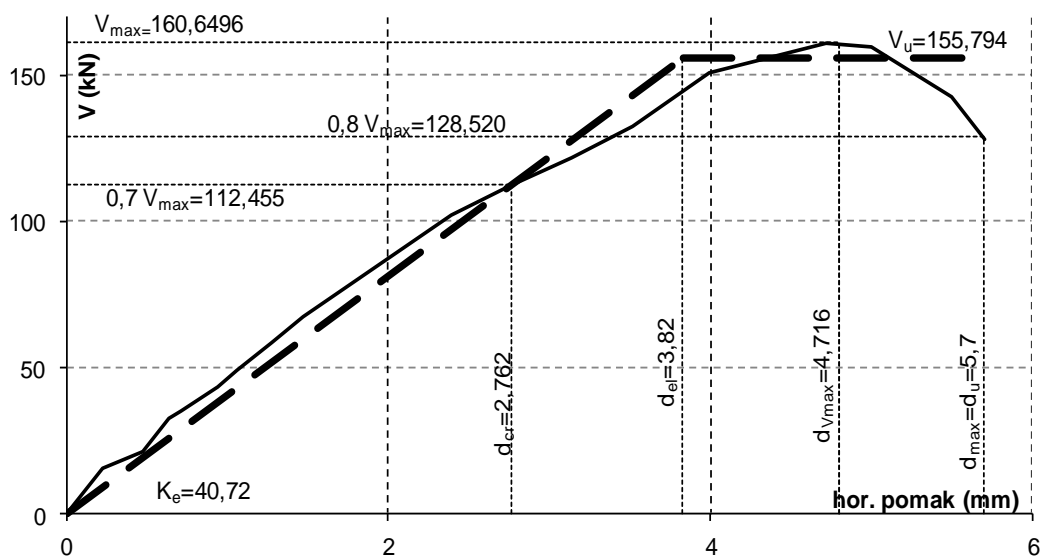
Na slici pomaka lijevog i desnog vertikalnog ruba vidi se blaga nesimetrija. U posljednjoj fazi ispitivanja „guranjem“ odizanje jednog i spuštanje drugog kraja zida uglavnom je simetrično i ukazuje na savijanje uzorka.

Nažalost, histereznu petlju ovog uzorka nije moguće rekonstruirati u cijelosti, jer su nestali kompjutorski zapisi pomaka tijekom ispitavanja. Na osnovu računalnog zapisa promjene sile i podataka o pomacima koji su bilježeni manuelno, određena je histerezna petlja, točno koliko je bilo moguće.



Slika 4.22. Histerezna petlja uzorka A1

Eksperimentalni rezultati idealizirani su na prethodno opisan način bilinearnim oblikom te su određeni osnovni opće prihvaćeni parametri ponašanja uzorka koji su očitani iz slika i prikazani u tablici 4.6.

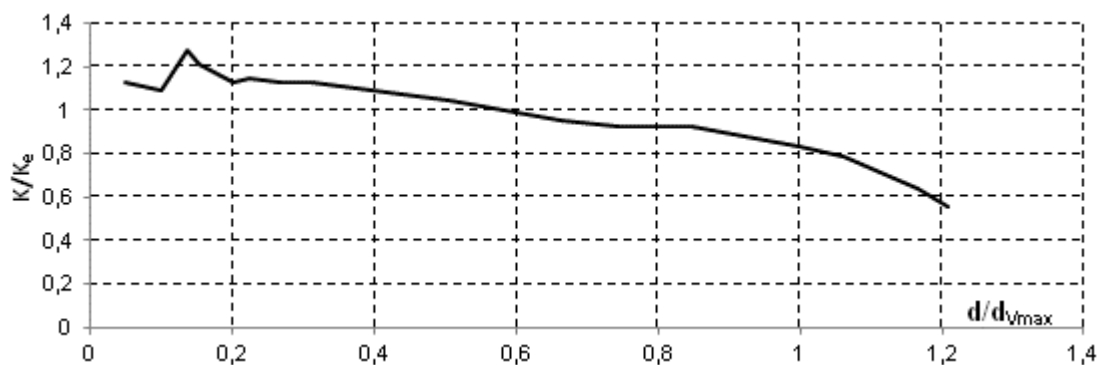


Slika 4.23. Bilinearna idealizacija uzorka A1

| svojstvo | određena vrijednost |
|------------------------------|---------------------|
| elastična krutost (kN/mm) | 40,72 |
| pojava prvih pukotina (kN) | 112,455 |
| granična sila otpora (kN) | 155,794 |
| IDR granice elastičnosti (%) | 0,242 |
| IDR najveće sile otpora (%) | 0,298 |
| IDR granice sloma (%) | 0,361 |

Tablica 4.6. Mehaničke osobitosti uzorka A1

Opadanje sekantne krutosti uzorka prikazano je na slici 4.24. Uz malo početno kolebanje sekantna krutost uzorka opada za $d/d_{V_{max}}$ veće od 0,2 ujednačeno, skoro linearno do vrijednosti cca 60% vrijednosti elastične krutosti određene bilinearnom idealizacijom..



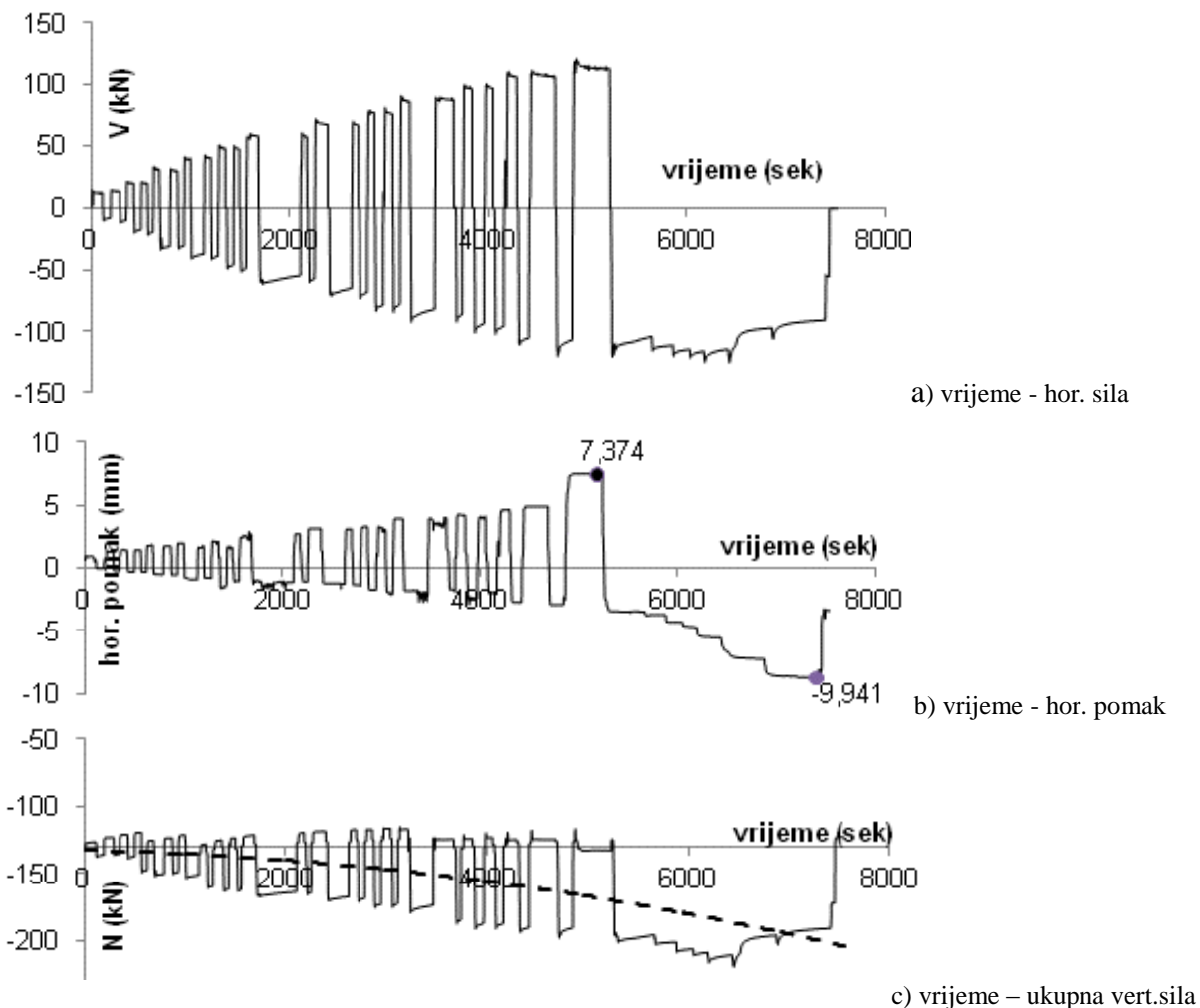
Slika 4.24. Opadanje krutosti uzorka A1

Energetska analiza nije provedena iz razloga koji su već navedeni u opisu histerezne petlje.

4.7.1.2.

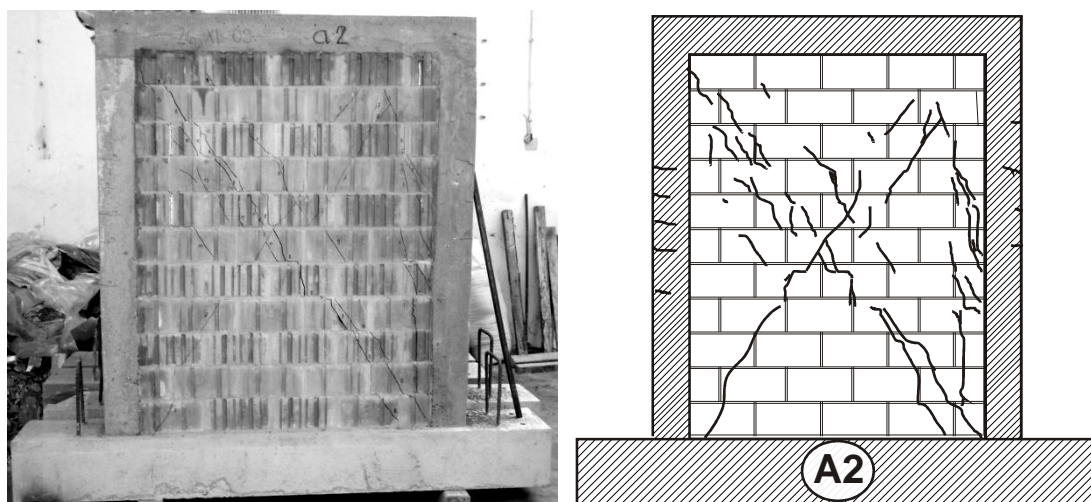
Uzorak A2

Promjenu veličine i smjera horizontalne sile i pomaka na vrhu zida, te promjenu tlačne sile u zidu prikazuju slike 4.25 a) do c).



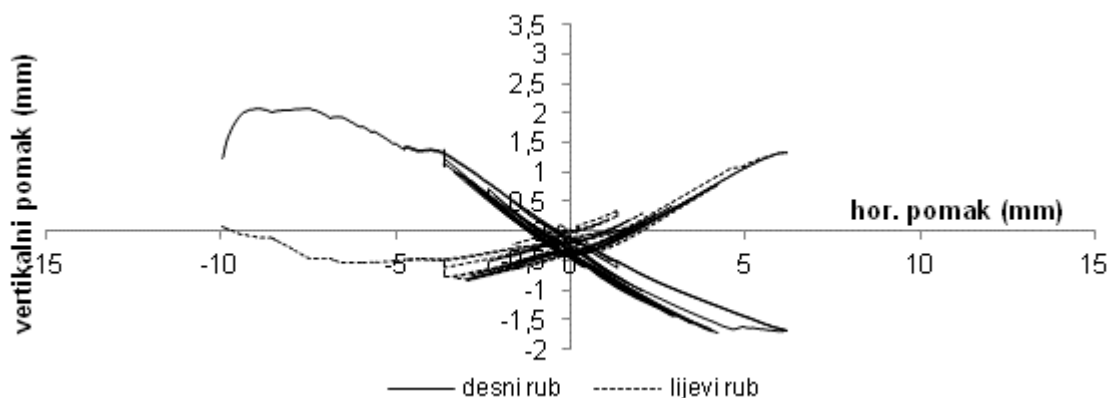
Slika 4.25. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska uzorka A2

Iz prikazanog odnosa ukupnog vertikalnog opterećenja i horizontalnog pomaka očigledan je trend povećanja tlaka u zidu s porastom horizontalnog pomaka. Najveći relativni katni pomak do kojega je uzorak ispitivan iznosio je 0,62%. Prve pukotine pojavile su se pri relativnom pomaku od 0,17% u središnjem dijelu zida, a najveća otpornost na horizontalno djelovanje iznosila je 125,4 kN pri relativnom katnom pomaku od 0,41%.



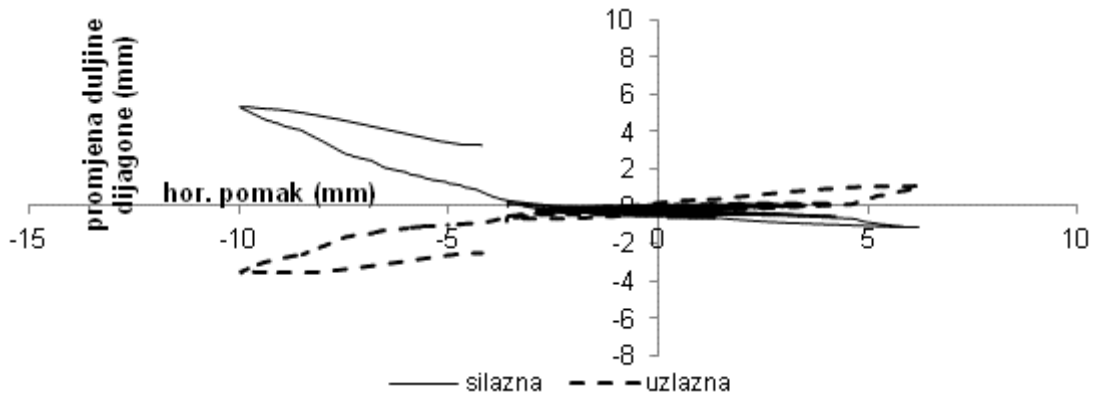
Slika 4.26. Fotografija i crtež pukotina ispitnog uzorka A2

Prve pukotine su se pojavile uglavnom u dijagonalnom smjeru, uz neznatnu pojavu tankih kratkih vertikalnih u zidnim elementima. S povećanjem horizontalnog pomaka debljine i duljine pukotina su se povećavale šireći se radijalno prema rubovima zida, odnosno vertikalnim i horizontalnim serklažima i temelju. Naposljetku su se pojavile pukotine u betonu vertikalnih serklaža. Konačna slika pukotina pokazuje najveću količinu pukotina u gornjem dijelu zida. Horizontalne pukotine su u vertikalnim a.b. serklažima nastale pri katnom pomaku od 0,24%. U zidu prevladavaju dijagonalne kose pukotine kroz središnji dio zida. Konačna ocjena mehanizma sloma nalazi se u pog. 4.8.1.

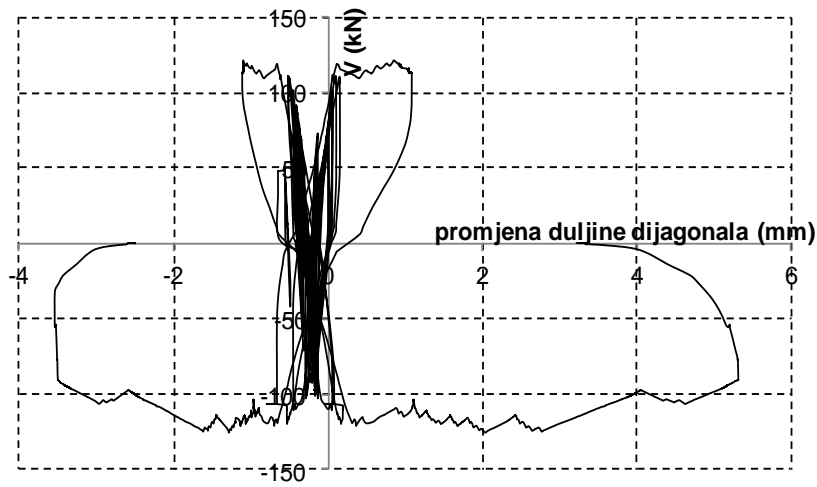


Slika 4.27. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka A2 prema horizontalnom pomaku

Na slici pomaka lijevog i desnog vertikalnog ruba vidi se očekivana simetrija samo do do relativnog katnog pomaka od 0,17%, tj. do granice pojave prvih pukotina. Pri tome se povećava ukupna tlačna sila u zidu. Očita je nesimetričnost u posljednjoj fazi ispitivanja „guranjem“ pri kojemu se desni rub znatno izdizao pri čemu se lijevi nije očekivano spuštao.

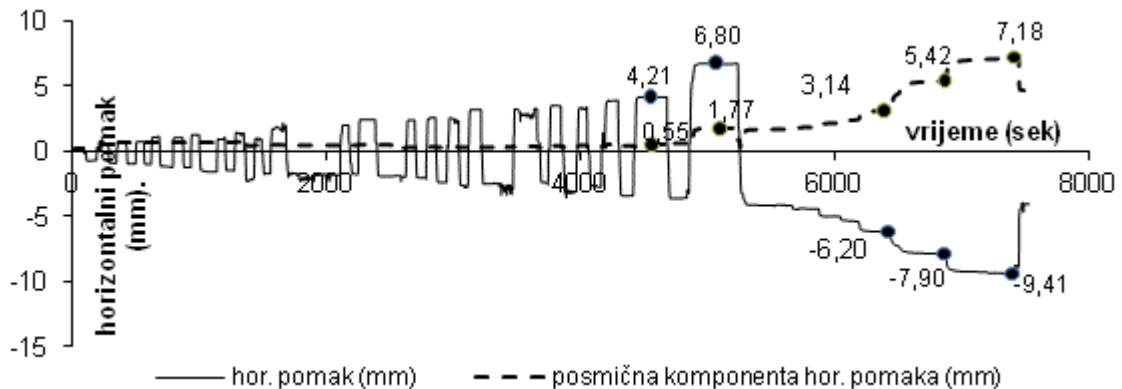


Slika 4.28. Promjena duljina dijagonala uzorka A2



Slika 4.29. Promjena duljina dijagonala o ovisnosti o promjeni hor. Sile V uzorka A2

Iz mjerene promjene duljina dijagonala određene su posmične deformacije prema ukupnom pomaku. Značajno posmično popuštanje nastaje u području relativnog katnog pomaka $IDR=0,40\%$, a koji odgovara relativnom katnom pomaku koji neposredno prethodi položaju najveće sile otpora zida.



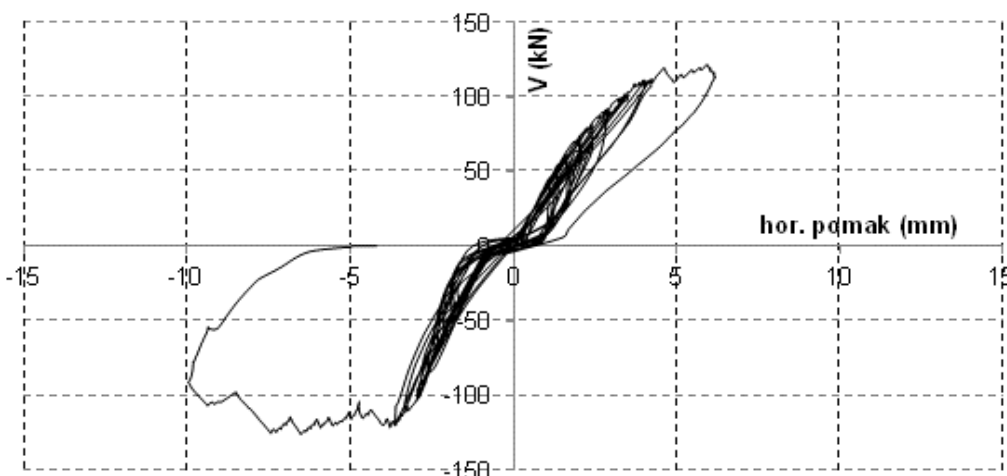
Slika 4.30. Odnos veličine ukupnog mjenog horizontalnog i pomaka od smicanja uzorka A2

Veličine odnosa posmičnog prema ukupnom horizontalnom pomaku prikazan je u tablici 4.7.

| relativni katni pomak IDR % | 0,27 | 0,43 | 0,39 | 0,50 | 0,60 |
|---|-------|-------|-------|-------|-------|
| horizontalni pomak (mm) | 4,21 | 6,80 | 6,2 | 7,90 | 9,41 |
| hor. komp. posmične deformacije (mm) | 0,55 | 1,77 | 3,14 | 5,42 | 7,18 |
| udio posmične deformacije u ukupnoj (%) | 13,06 | 26,03 | 50,65 | 68,61 | 76,30 |

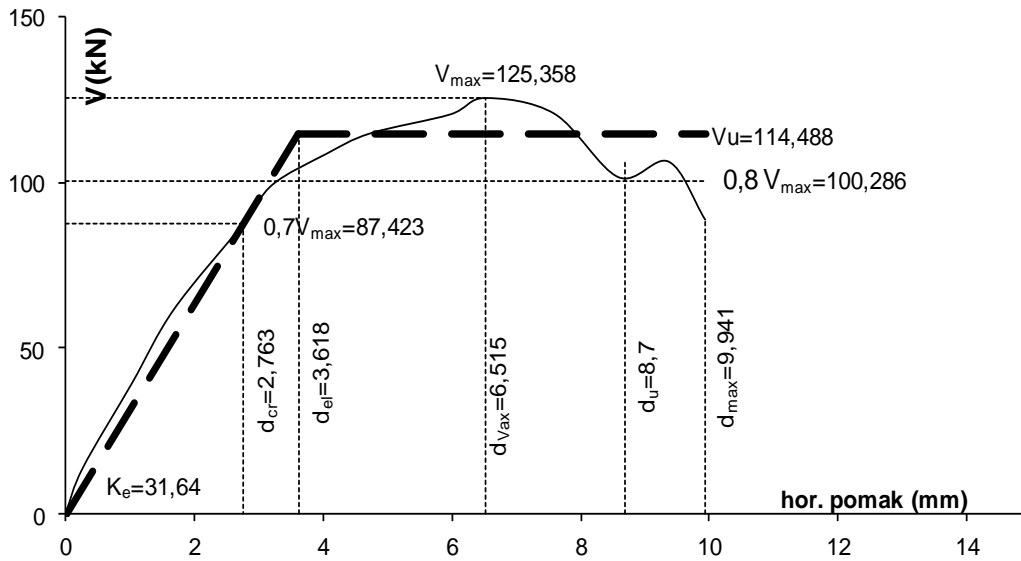
Tablica 4.7. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka A2

Histerezna petlja je izbočenog oblika po ciklusima. Nakon dosezanja sile otpora oko 110 kN nagib prirasta postaje sve blaži. Uz blago kolebanje vrijednosti sile otpora horizontalni pomak naglo raste do 6,2 mm (IDR=0,40%). Nakon toga, u slijedećem ciklusu sila otpora više ne može prekoračiti veličinu od 120 kN, te lagano opada uz veliki prirast pomaka. Uzorak ima velika plastična popuštanja, pri čemu ne dolazi do naglog povećanja širina pukotina ili značajnog ljuštenja stijenki zidnih blokova.



Slika 4.31. Histerezna petlja uzorka A2

Eksperimentalni rezultati idealizirani su na prethodno opisan način bilinearnim oblikom koji onda određuje osnovne općeprihvaćene parametre ponašanja uzorka koji su očitani iz slika 4.32 i prikazani u tablici 4.8.

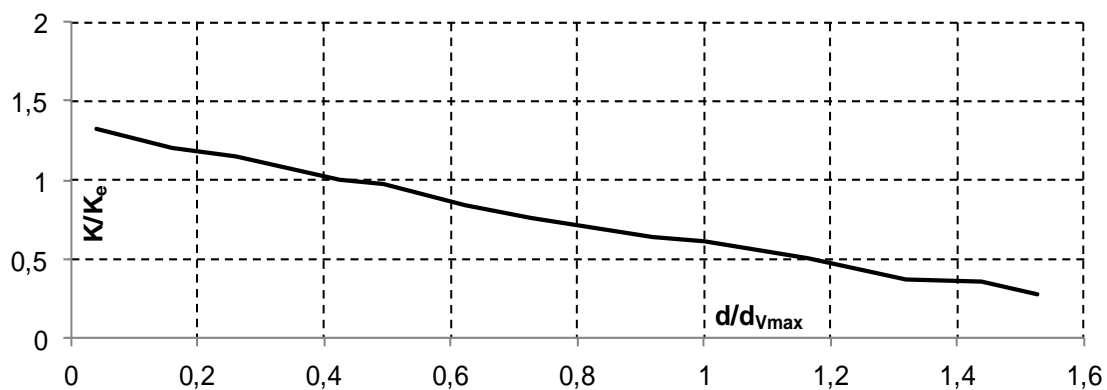


Slika 4.32. Bilinearna idealizacija uzorka A2

| svojstvo | određena vrijednost |
|------------------------------|---------------------|
| početna krutost (kN/mm) | 31,64 |
| pojava prvih pukotina (kN) | 87,42 |
| granična sila otpora (kN) | 114,49 |
| IDR granice elastičnosti (%) | 0,23 |
| IDR najveće sile otpora (%) | 0,41 |
| IDR granice sloma (%) | 0,63 |

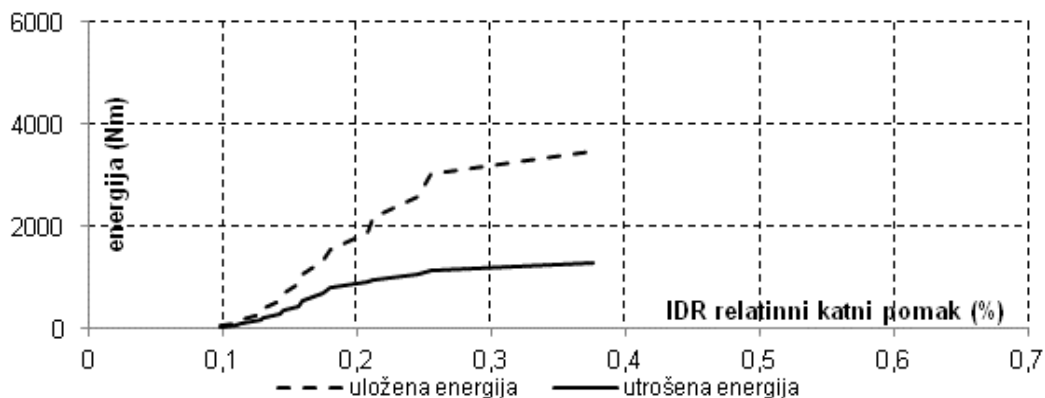
Tablica 4.8. Mehaničke osobitosti uzorka A2

Opadanje sekantne krutosti uzorka prikazano je na crtežu 4.33. Normalizirane sekantne krutosti opadaju s relativnim katnim pomakom praktički linearno.



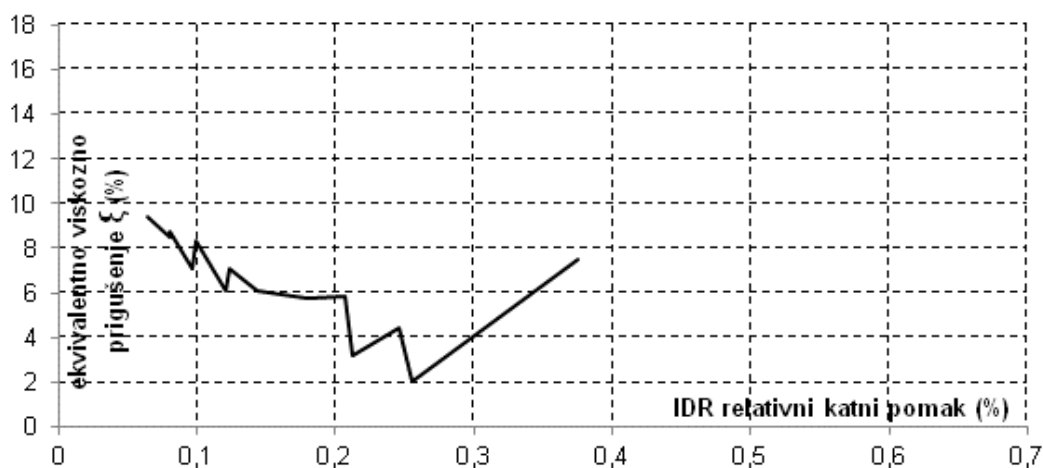
Slika Slika 4.33. Opadanje krutosti uzorka A2

Energetska analiza je provedena za opetovane cikluse opterećenja osim za dio pokusa u kojem se provodilo guranje u jednom smjeru. Potrošnja energije raste u području elastičnog ponašanja. Nakon što uzorak prekorači granicu pojave prvih pukotina uložena energija dobije sasvim mali prirast, dok utroška praktično nema.



Slika 4.34. Ukupna potrošena i uložena energija uzorka A2

Kako se vidi na slici 4.35. koeficijent prigušenja ima zakonitost promjene sličan armiranobetonskim konstrukcijama: prvobitno opadanje u linearnom i porast u području plastičnog popuštanja.



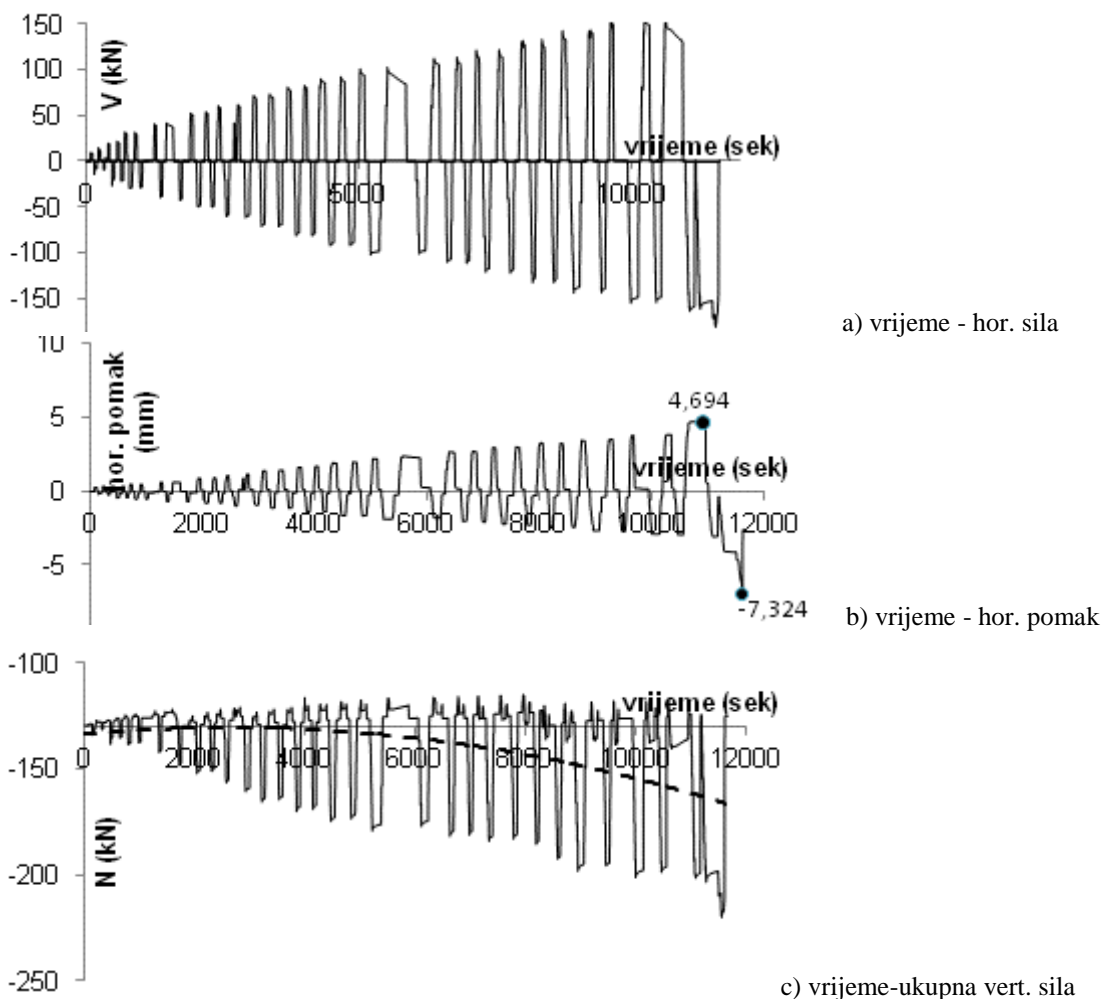
Slika 4.35. Prigušenje uzorka A2

Koeficijent prigušenja ima zakonitost promjene sličan a.b. konstrukcijama, prvobitno opadanje u linearnom i porast u području plastičnog popuštanja.

4.7.1.3.

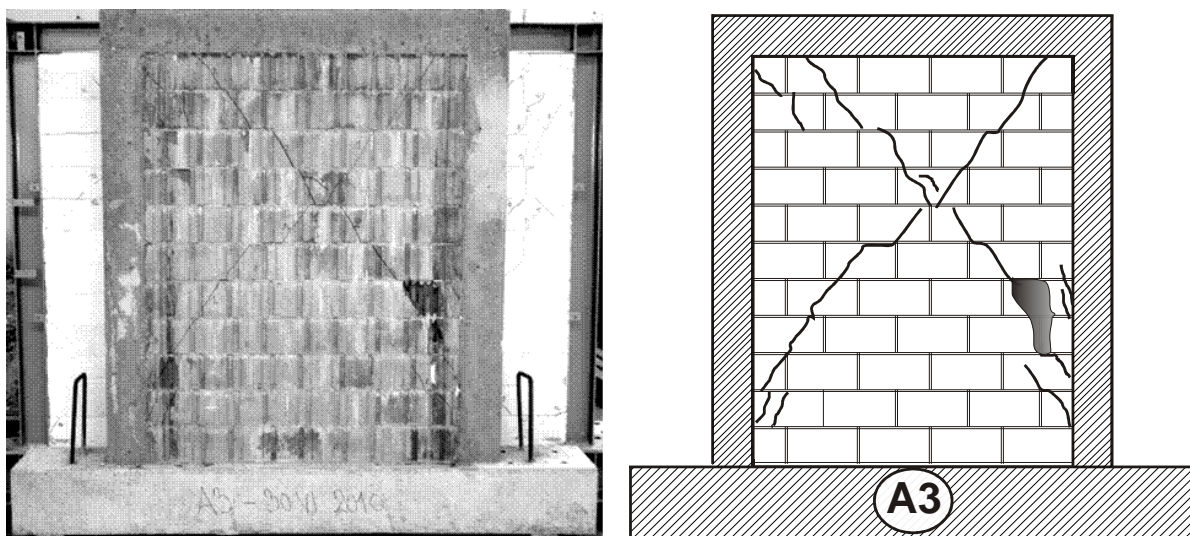
Uzorak A3

Promjenu veličine i smjera horizontalne sile i pomaka na vrhu zida, te promjenu vertikalnog pritiska u zidu prikazuju slike 4.36. a) do c).



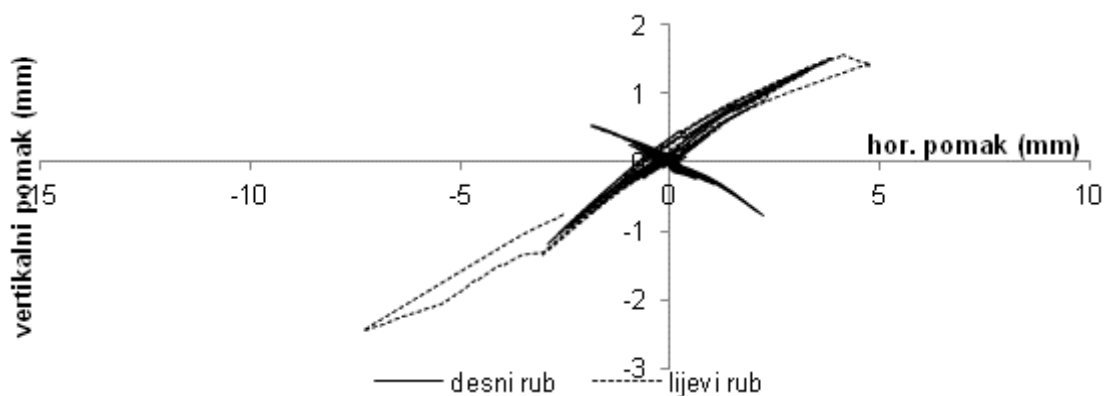
Slika 4.36. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska zorka A3

Iz prikazanog odnosa ukupnog vertikalnog opterećenja i horizontalnog pomaka očigledan je trend povećanja tlaka u zidu s porastom horizontalnog pomaka. Najveći relativni katni pomak koji je zid dosegnuo iznosio je 0,46%. Do relativnog katnog pomaka od 0,3% (pomaku 4,7 mm) nisu nastajale nikakove pukotine u uzorku. Ponašanje je bilo idealno elastično. Do pojave pukotina došlo je naglo, uz zvučni prasak, u smjeru tlačne dijagonale uz naglu pojavu popuštanja, odnosno opadanja sile otpora. Nakon toga pri promjeni smjera horizontalnog opterećenja dosegnuta je najveća sila horizontalnog otpora pri pomaku od 5,5 mm, nakon čega je došlo do naglog opadanja nosivosti. Uzorak je popustio na vrlo neuobičajen način, pri sili znatno većoj od ostalih, bez značajnijeg plastičnog područja, krhko, uz pojavu dviju koncentriranih, uočljivih dijagonalnih pukotina X oblika. Najveća otpornost na horizontalno djelovanje iznosila je 177,62 kN pri relativnom katnom pomaku od 0,35%.



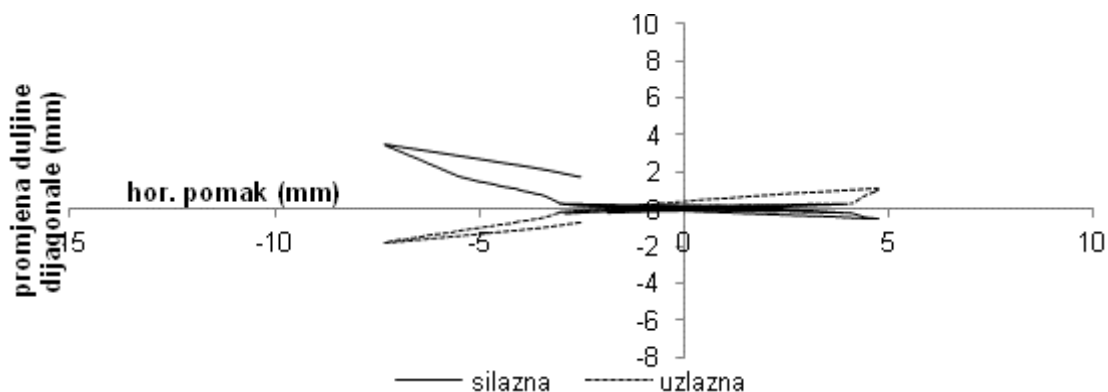
Slika 4.37. Fotografija i crtež pukotina ispitanog uzorka A3

Pukotine se nisu širile u armirani beton serklaža. Konačna ocjena mehanizma sloma nalazi se u pog. 4.8.1.



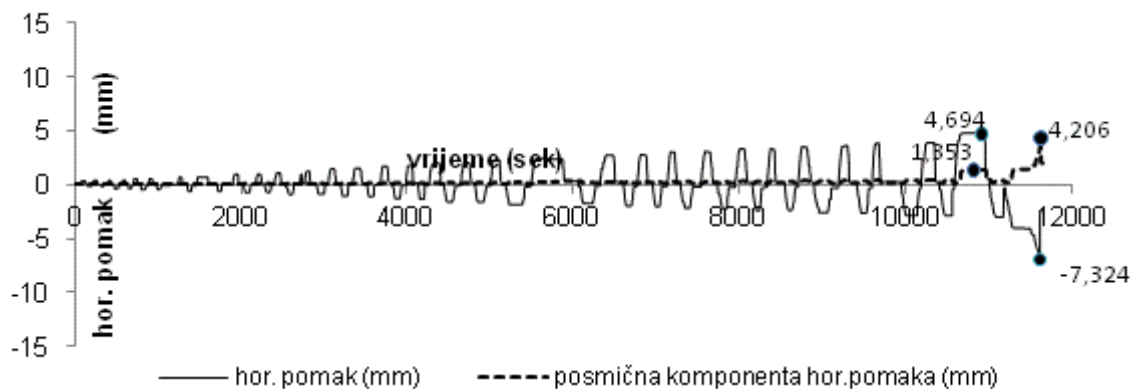
Slika 4.38. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka A3 prema horizontalnom pomaku

Na slici vertikalnog pomaka lijevog i desnog ruba vidi se očekivana simetrija. Nakon relativnog katnog pomaka od 0,16% došlo je do otkazivanja mjernog instrumenta na desnom rubu zida.



Slika 4.39. Promjena duljina dijagonala uzorka A3

Iz slike odnosa hor. pomaka koji nastaje od posmične deformacije prema ukupnom pomaku pokazuje značajno posmično popuštanje od relativnog katnog pomaka zida koji odgovara trenutku opadanja nosivosti zida, odnosno položaju najveće sile otpora $IDR=0,30\%$.



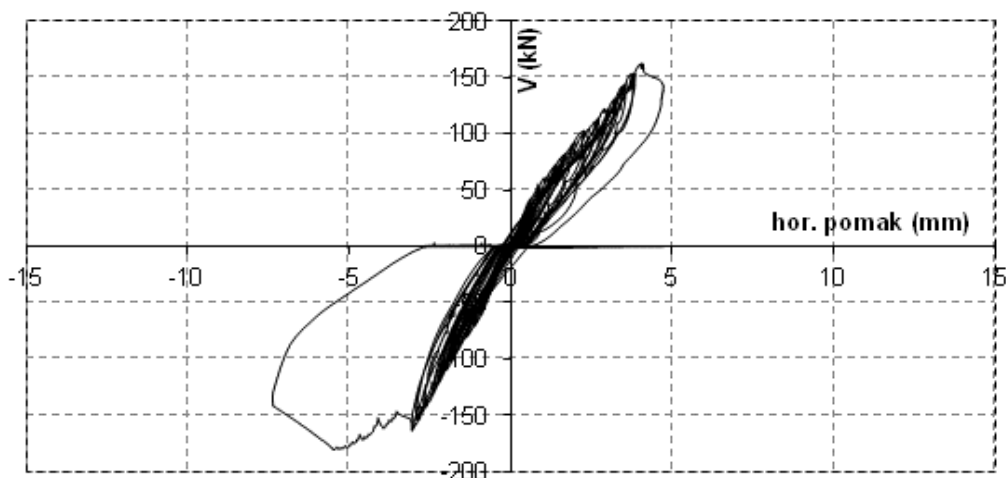
Slika 4.40. Odnos veličine ukupnog mjenjenog horizontalnog i pomaka od smicanja uzorka A3

Veličine odnosa posmičnog prema ukupnom horizontalnom pomaku prikazan je u tablici 4.9.

| relativni katni pomak % | 0,30 | 0,46 |
|---|-------|-------|
| horizontalni pomak (mm) | 4,694 | 7,324 |
| hor. komp. posmične deformacije (mm) | 1,353 | 4,206 |
| udio posmične deformacije u ukupnoj (%) | 28,82 | 57,43 |

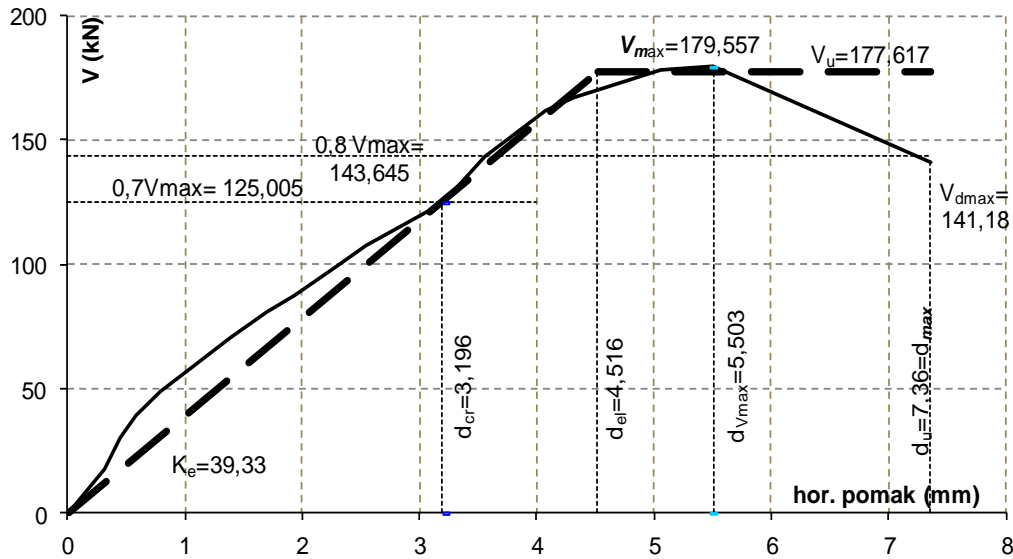
Tablica 4.9. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka A3

Na granici nosivosti zida udio posmične deformacije iznosi 57,43 % što odgovara relativnom katnom pomaku ostalih uzoraka, ali kod njih pri tome ne dolazi do sloma. Pri relativno malom horizontalnom pomaku, a nakon dosezanja najveće vrijednosti nosivost uzorka je naglo opadala pri čemu je došlo do krtog sloma.



Slika 4.41 Histerezna petlja uzorka A3

Eksperimentalni rezultati idealizirani su na prethodno opisan način bilinearnim oblikom koji onda određuje osnovne općeprihvaćene parametre ponašanja uzorka koji su očitani iz slika i prikazani u tablici 4.10.

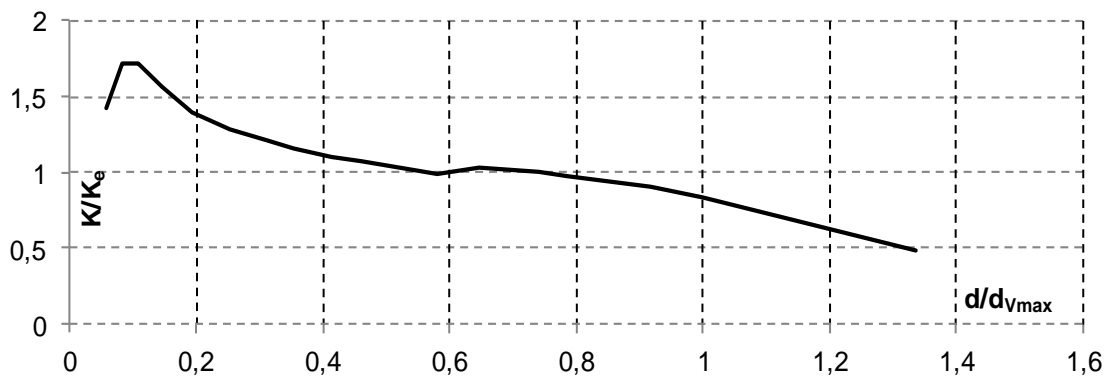


Slika 4.42. Bilinearna idealizacija uzorka A3

| svojstvo | određena vrijednost |
|------------------------------|---------------------|
| elastična krutost (kN/mm) | 39,33 |
| granica elastičnosti (kN) | 125,005 |
| granična sila otpora (kN) | 177,617 |
| IDR granice elastičnosti (%) | 0,20 |
| IDR najveće sile otpora (%) | 0,35 |
| IDR granice sloma (%) | 0,47 |

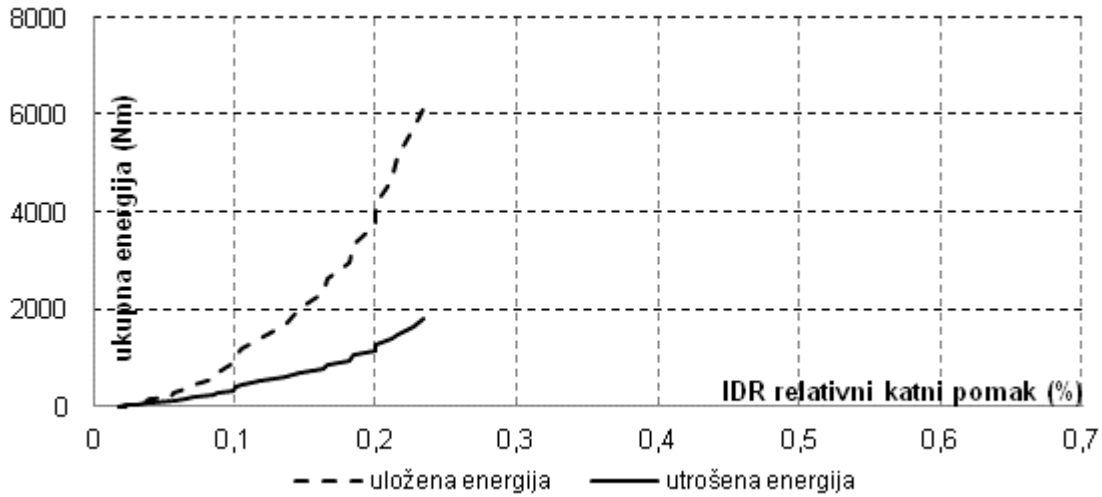
Tablica 4.10. Mehaničke osobitosti uzorka A3

Opadanje sekantne krutosti uzorka prikazano je na slici 4.43. Omjer aktualne i elastične krutosti stavljen je odnos prema omjeru pomaka i pomaka koji odgovara pomaku pri doseganju najveće sile otpora. Uz malo početno kolebanje sekantna krutost uzoraka opada sasvim pravilno, vrlo blizu linearnom.

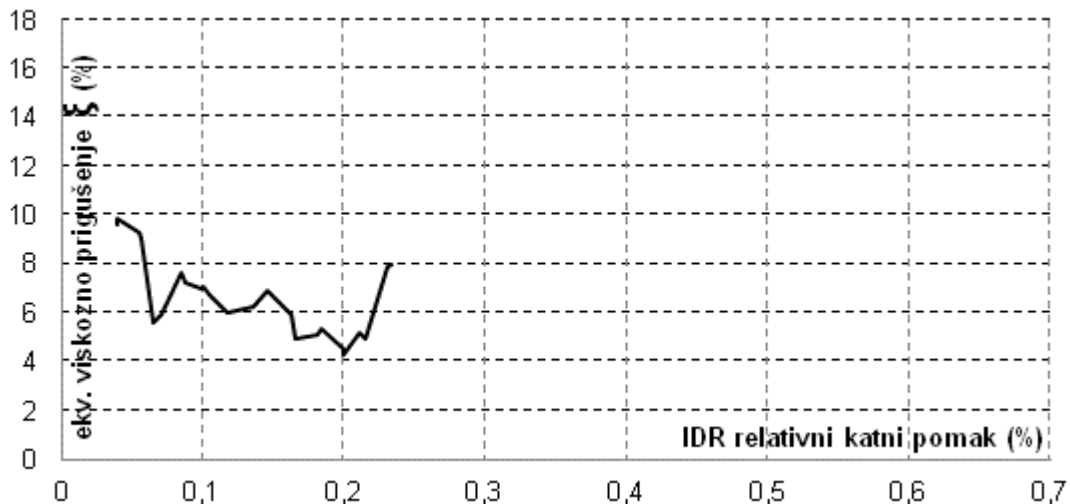


Slika 4.43. Opadanje krutosti uzorka A3

Energetska analiza je pokazuje specifičnost ponašanja uzorka A3. Energiju koja je podjednaka onoj potrošenoj do relativnog katnog pomaka ostalih uzoraka od cca 0,7% ovdje je utrošena do veličine od 0,23%.



Slika 4.44. Ukupna uložena i potrošena energija uzorka A3



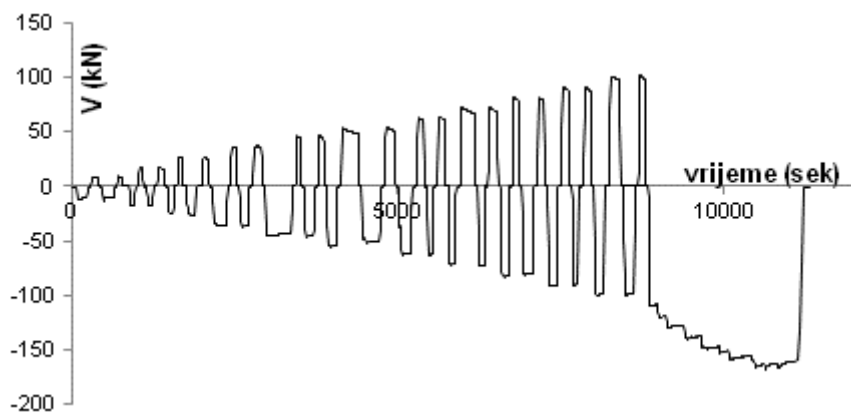
Slika 4.45. Prigušenje uzorka A3

Promjena koeficijenta ekvivalentnog viskoznog prigušenja potvrđuje specifičnost uzorka, tj. neuobičajeno ponašanje u području od 0,1% do 0,2% relativnog katnog pomaka, uz očekivano opadanje pri pomacima manjim od 0,5%, odnosno porast koji prethodi slomu. Pri tome su veličine prigušenja u skladu s vrijednostima ostalih uzoraka u početnim fazama, ali konačna vrijednost prigušenja doseže tek polovinu vrijednosti ostalih uzoraka.

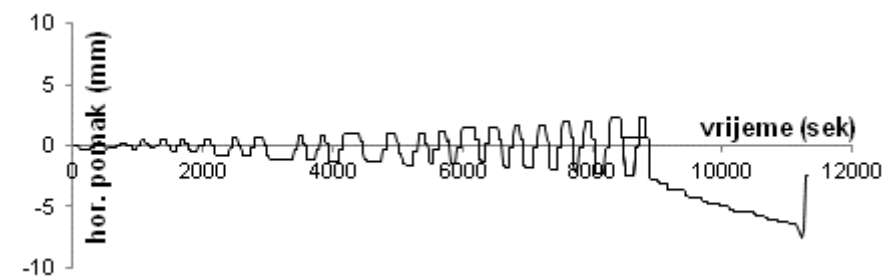
4.7.2. Serija B

4.7.2.1. Uzorak B1

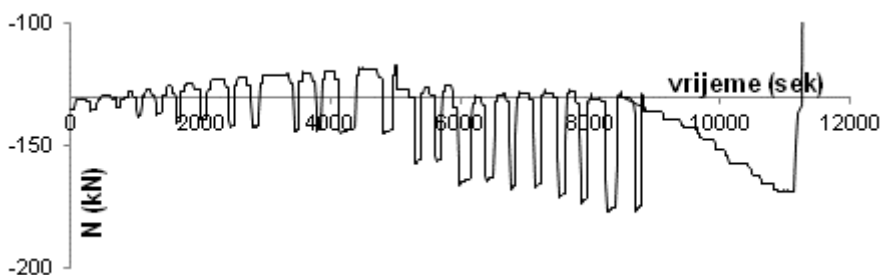
Promjenu veličine i smjera horizontalne sile i pomaka na vrhu zida prikazuju slike 4.46. a) do c).



a) vrijeme - hor.sila



b) vrijeme - hor. pomak

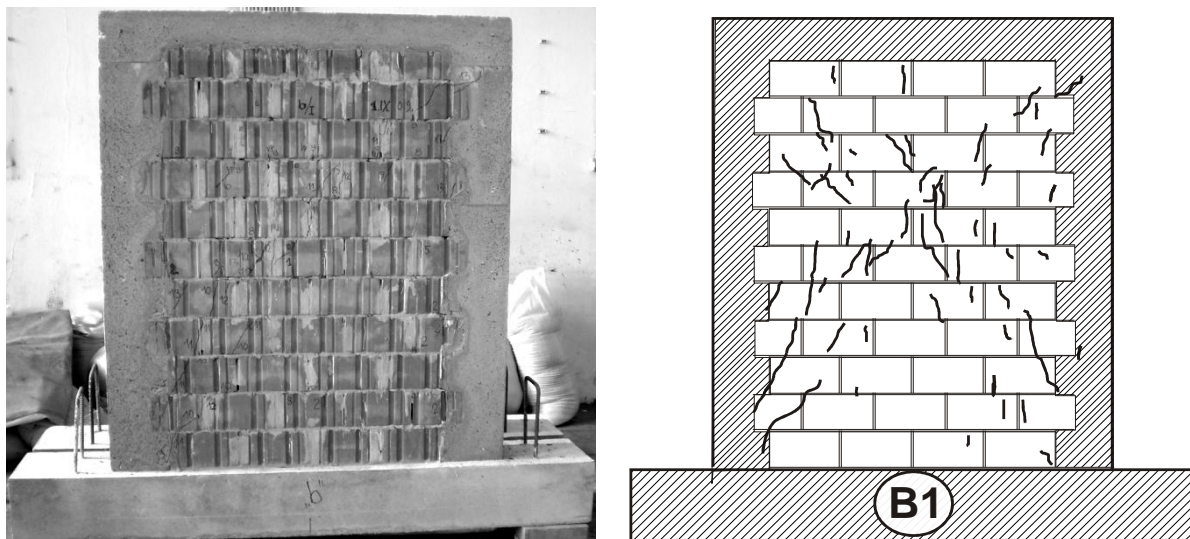


c) vrijeme – ukupna vert. sila

Slika 4.46. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska uzorka B1

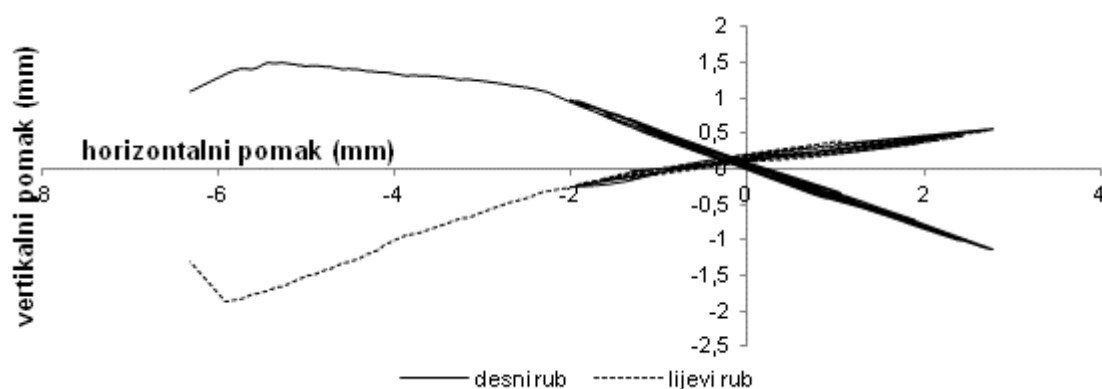
Iz prikazanog odnosa ukupnog vertikalnog opterećenja i horizontalnog pomaka očigledan je trend povećanja tlaka u zidu s porastom horizontalnog pomaka. Najveći relativni katni pomak koji je zid dosegao iznosio je 0,47%. Prve pukotine pojavile su se pri relativnom pomaku od 0,18% u središnjem dijelu zida kao vertikalne pukotine zidnih elemenata. Prve kose pukotine nastale su u dvanaestom ciklusu opterećenja; na rubovima uz vertikalne serklaže počinju u

vršku „zuba“ opeke, a pružaju se dijagonalom zida. Opažene su kratke pukotine betona vertikalnih serklaža koje se nastavljaju iz zida u područjima gornjih i donjih kutova zida.



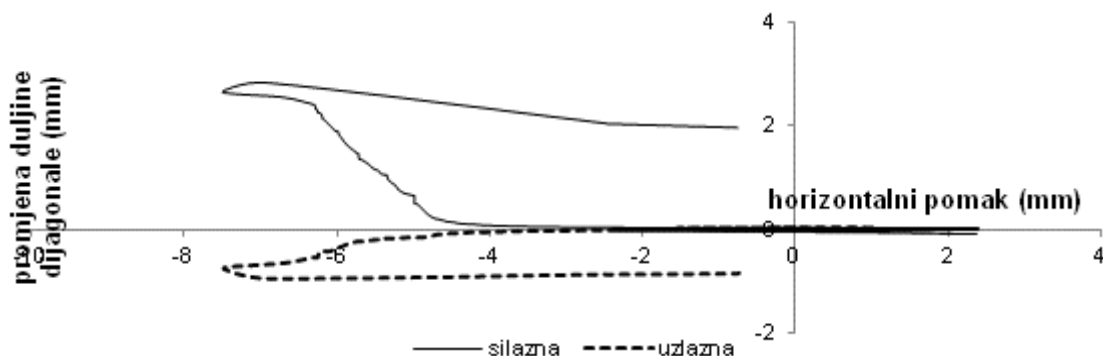
Slika 4.47. Fotografija i crtež pukotina ispitanog uzorka B1

Slika pukotina pokazuje raspršenost pukotina po cijeloj plohi zida uz blagu koncentraciju uz pružanje dijagonale. Koso pružanje najvećeg dijela pukotina ukazuje na slom uslijed prekoračenja glavnih vlačnih naprezanja u materijalu. Konačna ocjena mehanizma sloma nalazi se u pog. 4.81. Najveća otpornost na horizontalno djelovanje iznosila je 167,39 kN pri relativnom katnom pomaku od 0,37%.



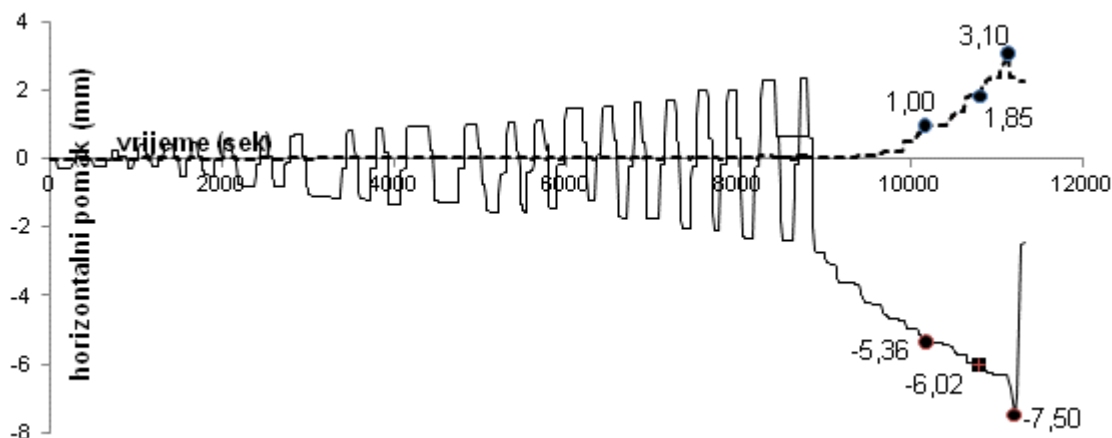
Slika 4.48. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka B1 prema horizontalnom pomaku

Na slici pomaka lijevog i desnog vertikalnog ruba vidi se blaga nesimetrija. Očita je nesimetričnost spuštanja i izdizanja rubova pri pomaku u lijevu stranu (negativni horizontalni pomak). U posljednjoj fazi ispitivanja „guranjem“ odizanje jednog i spuštanje drugog kraja zida ukazuje na savijanje uzorka.



Slika 4.49. Promjena duljina dijagonala u ovisnosti o horizontalnom pomaku uzorka B1

Uočljiva je očekivana blaga nesimetričnost deformacija dijagonala. Iz slike odnosa hor. pomaka koji nastaje od posmične deformacije prema ukupnom pomaku vidljivo je značajno posmično popuštanje od relativnog katnog pomaka zida koji odgovara trenutku opadanja nosivosti zida, odnosno položaju najveće sile otpora $IDR=0,38\%$.



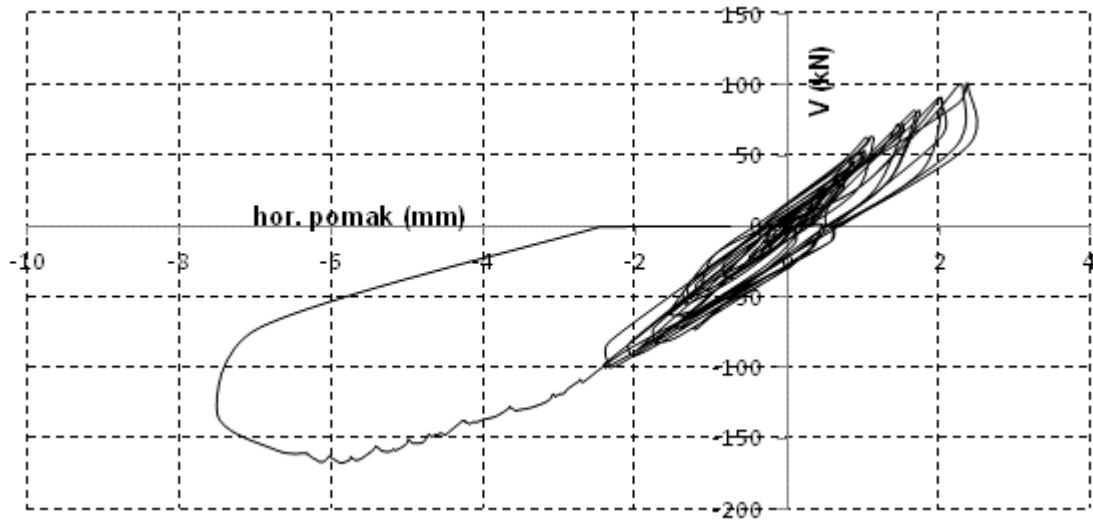
Slika 4.50. Odnos veličine ukupnog mjenjenog horizontalnog i pomaka od smicanja uzorka B1

Veličine odnosa posmičnog prema ukupnom horizontalnom pomaku prikazan je u tablici 4.11.

| relativni katni pomak % | 0,34 | 0,38 | 0,47 |
|---|-------|-------|-------|
| horizontalni pomak (mm) | 5,36 | 6,02 | 7,5 |
| hor. komp. posmične deformacije (mm/mm) | 1 | 1,85 | 3,1 |
| udio posmične deformacije u ukupnoj (%) | 18,66 | 30,73 | 41,33 |

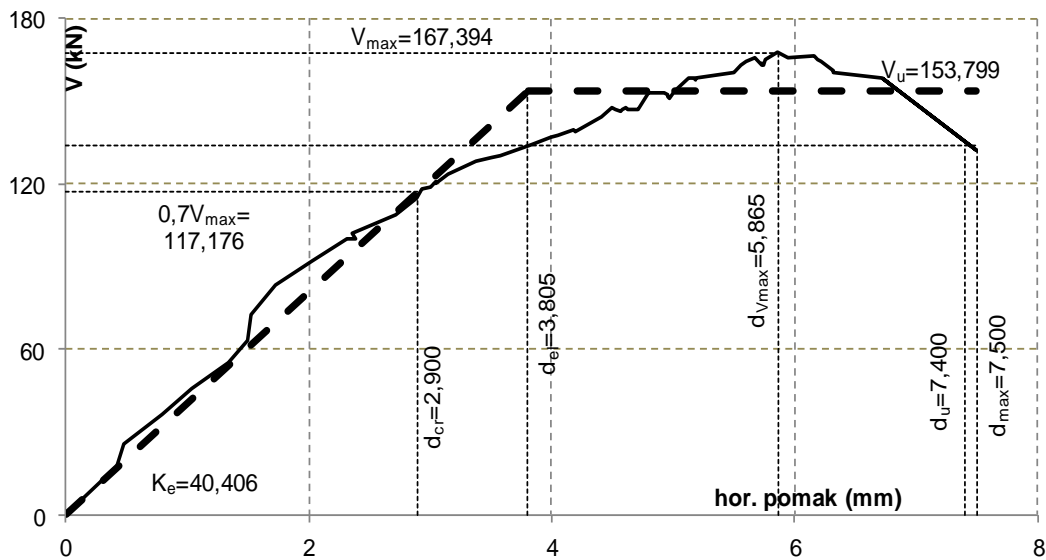
Tablica 4.11. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka B1

Histerezna petlja je izbočenog oblik po ciklusima, što znači da dobro apsorbira energiju. Nakon dosezanja najveće vrijednosti nosivost uzorka je opadala pri čemu nije došlo do krto g sloma. Oblik histerezne krivulje u pojedinim ciklusima nije očekivanog oblika što je najvjerojatnije nastalo uslijed neke sistematske greške u mjernim instrumentima.



Slika 4.51. Histerezna petlja uzorka B1

Eksperimentalni rezultati idealizirani su na prethodno opisan način bilinearnim oblikom koji onda određuje osnovne općeprihvaćene parametre ponašanja uzorka koji su očitani iz crteža i prikazani u tablici 4.12. Uzorak ima značajno veću početnu krutost od ostala dva uzorka tipa B. To je dovelo i do najveće ukupne sile otpora u toj grupi, ali zato najmanjeg pomaka na granici nosivosti.

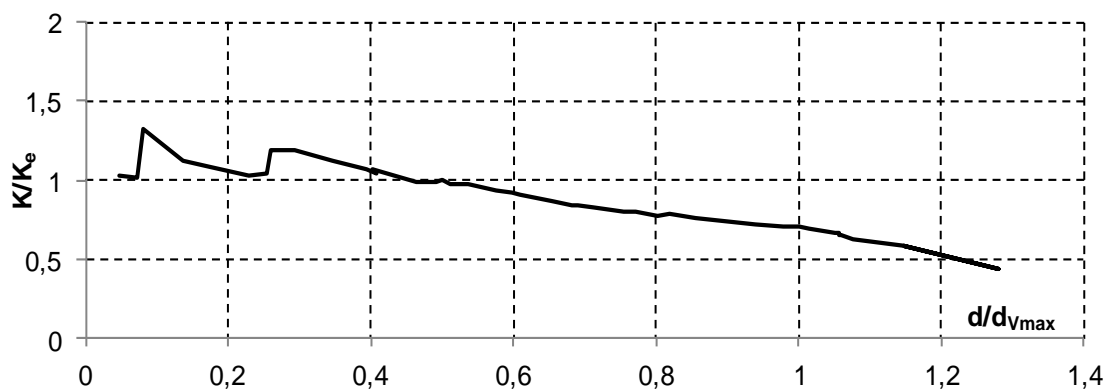


Slika 4.52. Bilinearna idealizacija uzorka B1

| svojstvo | određena vrijednost |
|------------------------------|---------------------|
| elastična krutost (kN/mm) | 40,406 |
| pojava prvih pukotina (kN) | 117,176 |
| granična sila otpora (kN) | 153,799 |
| IDR granice elastičnosti (%) | 0,24 |
| IDR najveće sile otpora (%) | 0,475 |
| IDR granice sloma (%) | 0,468 |

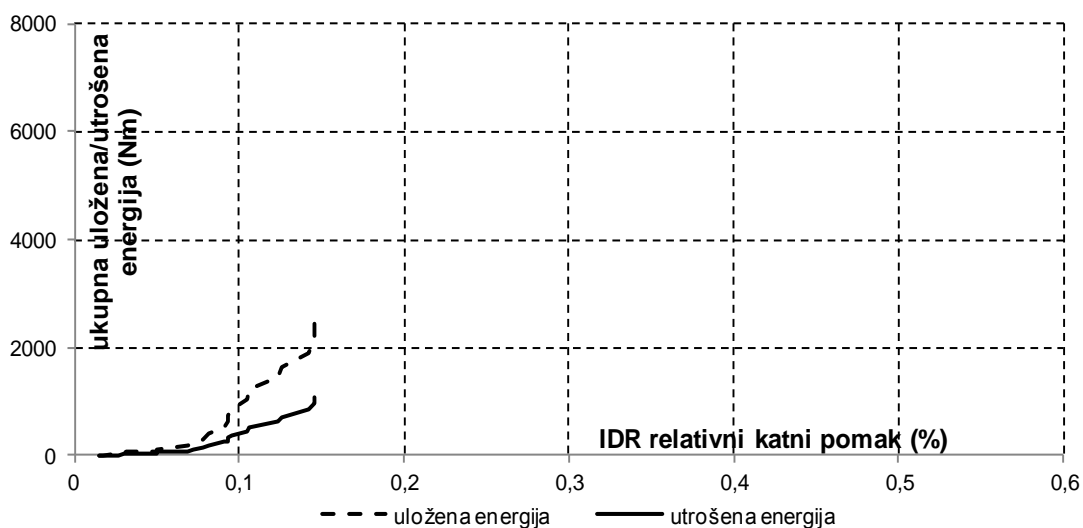
Tablica 4.12. Mehaničke osobitosti uzorka B1

Uzorak ima značajno veću početnu krutost od ostala dva uzorka tipa B. Opadanje sekantne krutosti uzorka prikazano je na slici 4.53. Uz malo početno kolebanje sekantna krutost uzoraka opada za pomake veće od 0,4% ujednačeno, skoro linearno.



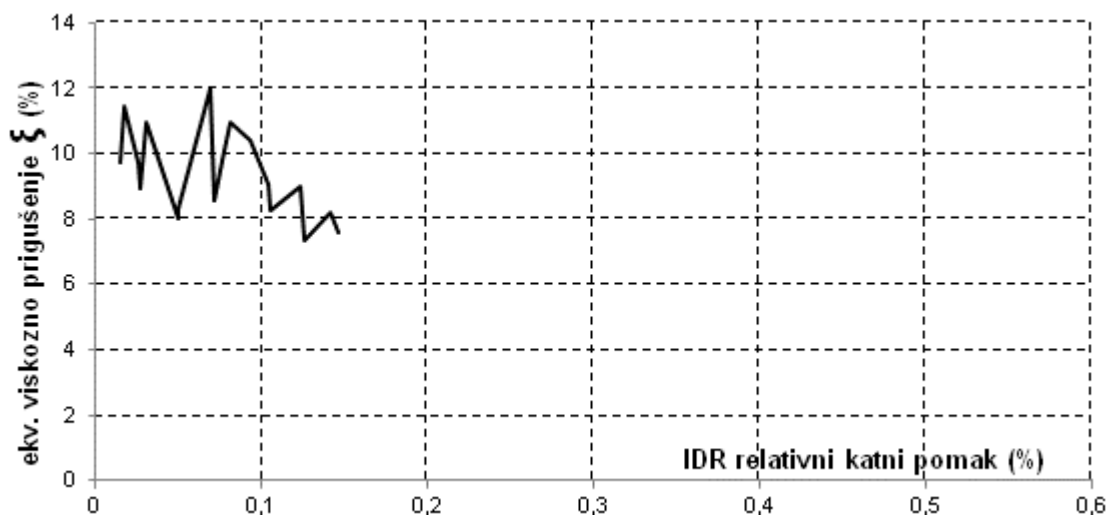
Slika 4.53. Opadanje krutosti uzorka B1

Energetska analiza je provedena za opetovane cikluse opterećenja osim za dio pokusa u kojem se provodilo guranje u jednom smjeru. Ukupno uložena energija je znatno manja od ostala dva uzorka istog tipa (B), ali je u skladu s veličinom relativnog katnog pomaka do kojega je pokus izveden bez guranja u jednom smjeru.



Slika 4.54. Ukupna uložena i potrošena energija uzorka B1

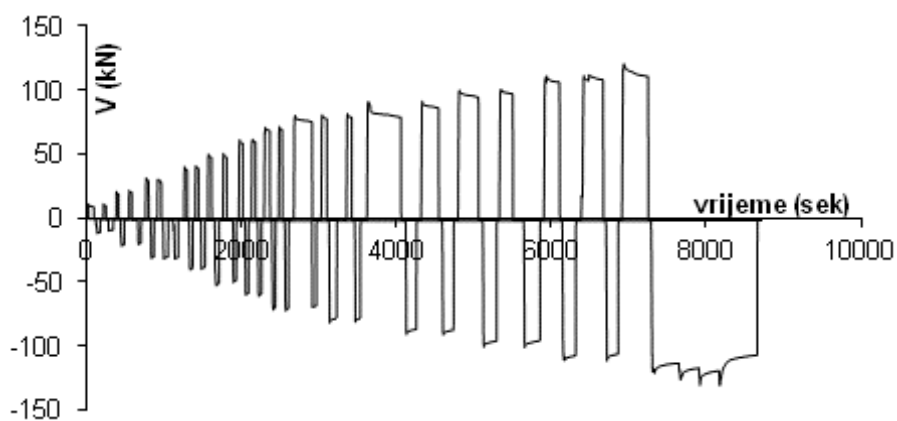
Koeficijent ekvivalentnog viskozno prigušenja tijekom ispitivanja kreće se u granicama 8-12% bez neke jasne pravilnosti. Nakon prekoračenja relativnog katnog pomaka od 0,1% pokazuje trend laganog opadanja.



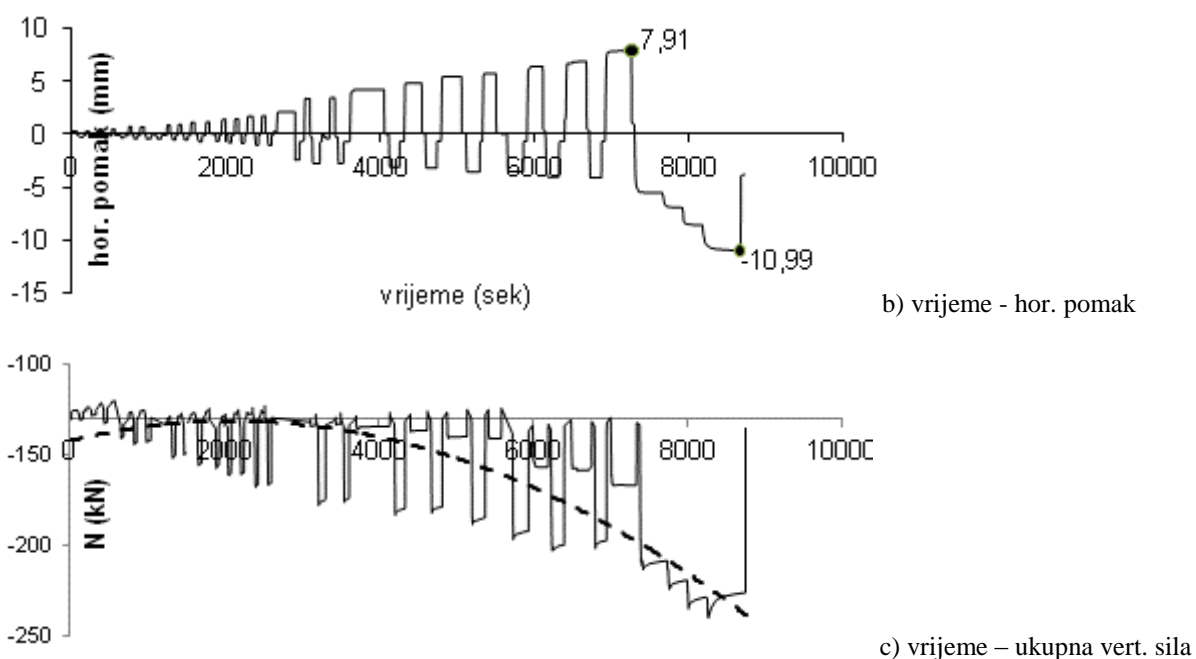
Slika 4.55. Prigušenje uzorka B1

4.7.2.2. Uzorak B2

Promjenu veličine i smjera horizontalne sile i pomaka na vrhu zida uzorka B2 prikazuju crteži 4.56. a) do c).

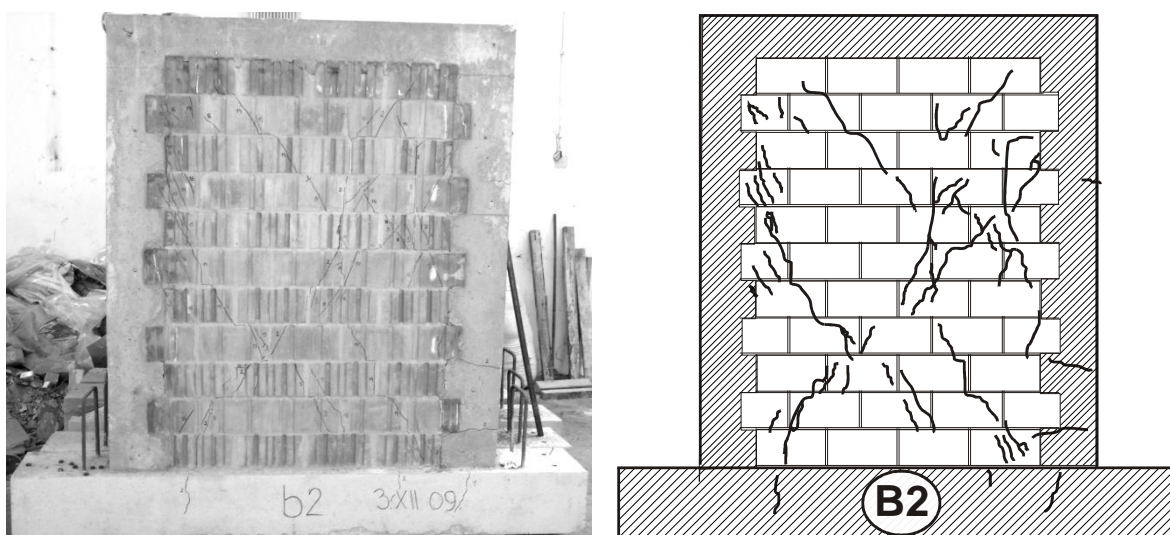


a) vrijeme - hor.sila



Slika 4.56. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska uzorka B2

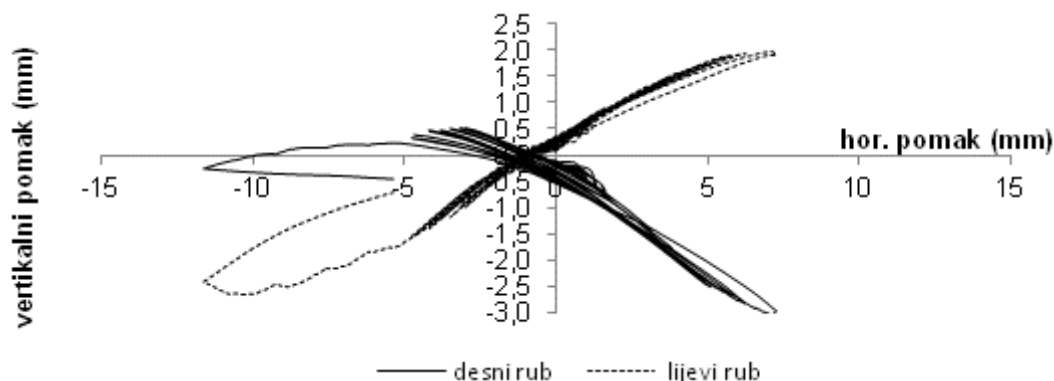
Iz prikazanog odnosa ukupnog vertikalnog opterećenja i horizontalnog pomaka očigledan je trend povećanja tlaka u zidu s porastom horizontalnog pomaka. Najveći relativni katni pomak koji je zid dosegao iznosio je 0,67%. Prve pukotine pojavile su se pri relativnom pomaku od 0,22% u središnjem dijelu zida, a najveća otpornost na horizontalno djelovanje iznosila je 130,7 kN pri relativnom katnom pomaku od 0,65%.



Slika 4.57. Fotografija i crtež pukotina ispitanoeg uzorka B2

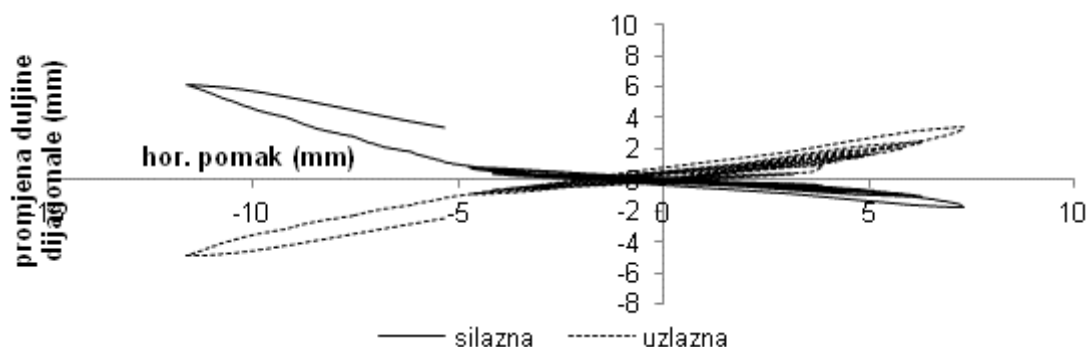
Prve pukotine su bile dijagonalno orijentirane smještene uglavnom u središnjem dijelu zida. S povećanjem horizontalnog pomaka debljine i duljine pukotina su se povećavale šireći se

radijalno prema rubovima zida, odnosno vertikalnim i horizontalnim serklažima i temelju. Naposljetku su se pojavile pukotine u betonu vertikalnih serklaža i temelju. Slika pukotina pokazuje raspršenost pukotina po cijeloj plohi zida uz blagu koncentraciju uz vertikalne serklaže. Koso pružanje najvećeg dijela pukotina ukazuje na slom uslijed prekoračenja glavnih vlačnih naprezanja u materijalu. Konačna ocjena mehanizma sloma nalazi se u poglavlju 4.8.1.



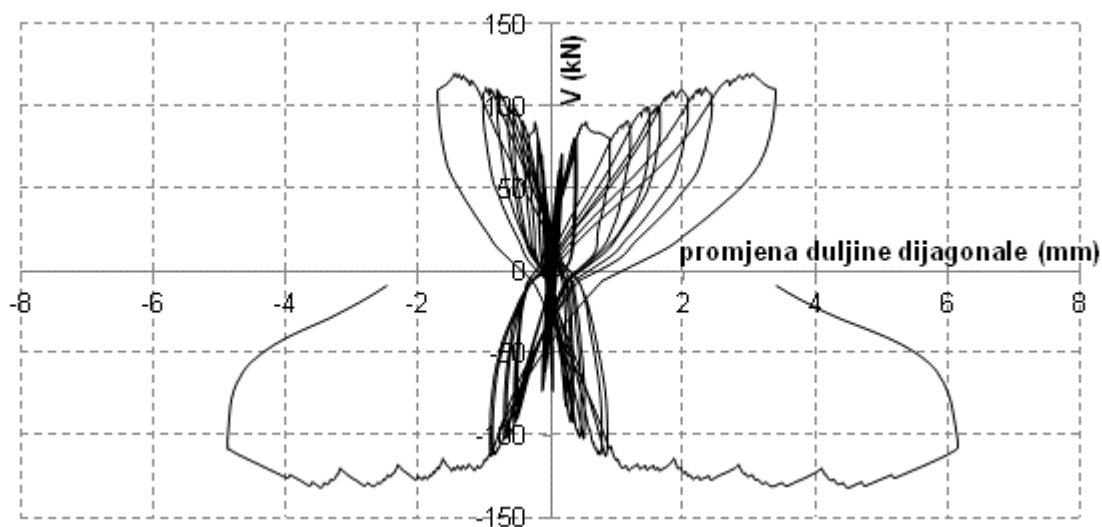
Slika 4.58. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka B2 prema horizontalnom pomaku

Na slici pomaka lijevog i desnog vertikalnog ruba vidi se očekivana simetrija do relativnog katnog pomaka od 0,19%. Očita je nesimetričnost spuštanja i izdizanja rubova pri pomaku u lijevu stranu (negativni hor. pomak). U posljednjoj fazi ispitivanja „guranjem“ oba su se ruba spuštala što je prouzročilo značajno povećanje vertikalnog pritiska u zidu.



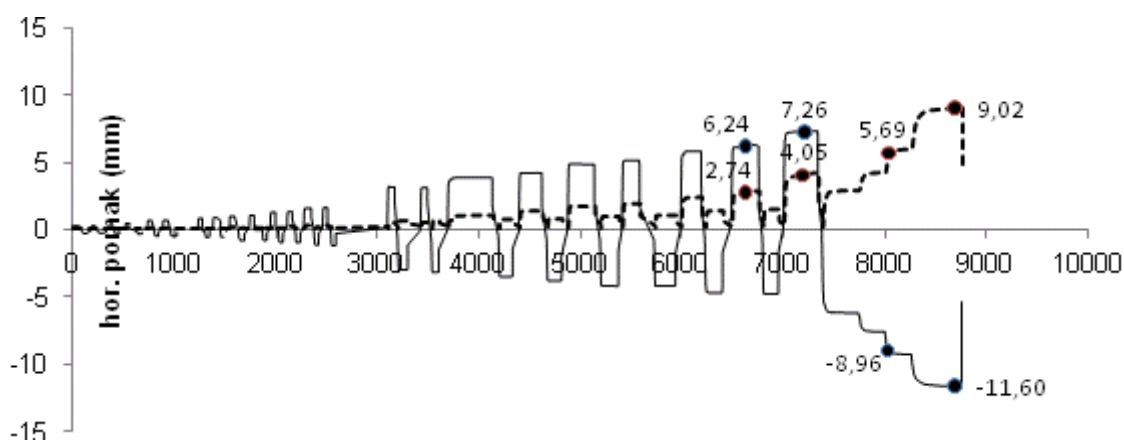
Slika 4.59. Promjena duljina dijagonala u ovisnosti o horizontalnom pomaku uzorka B2

Na slikama promjene duljine dijagonala, jasno je vidljiva blaga nesimetričnost lijevog prema desnom pomaku.



Slika 4.60. Promjena duljina dijagonala u ovisnosti o promjeni hor. sile V uzorka B2

Iz slike odnosa horizontalnog pomaka koji nastaje od posmične deformacije prema ukupnom pomaku vidljivo je značajno posmično popuštanje od relativnog katnog pomaka zida koji odgovara trenutku opadanja nosivosti zida, odnosno položaju najveće sile otpora $IDR=0,39\%$.



Slika 4.61. Odnos veličine ukupnog mjenjenog horizontalnog i pomaka od smicanja

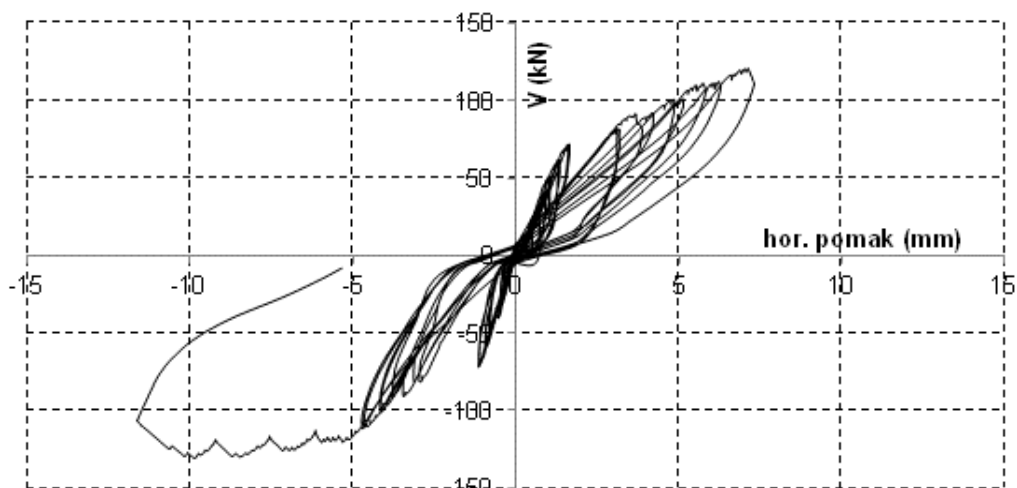
Odnosa posmičnog prema ukupnom horizontalnom pomaku prikazan je u tablici 4.13.

| relativni katni pomak % | 0,39 | 0,46 | 0,57 | 0,73 |
|---|-------|-------|------|-------|
| horizontalni pomak (mm) | 6,24 | 7,26 | 8,96 | 11,60 |
| hor. komp. posmične deformacije (mm) | 2,74 | 4,05 | 5,69 | 9,02 |
| udio posmične deformacije u ukupnoj (%) | 43,91 | 55,79 | 63,5 | 77,76 |

Tablica 4.13. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka B2

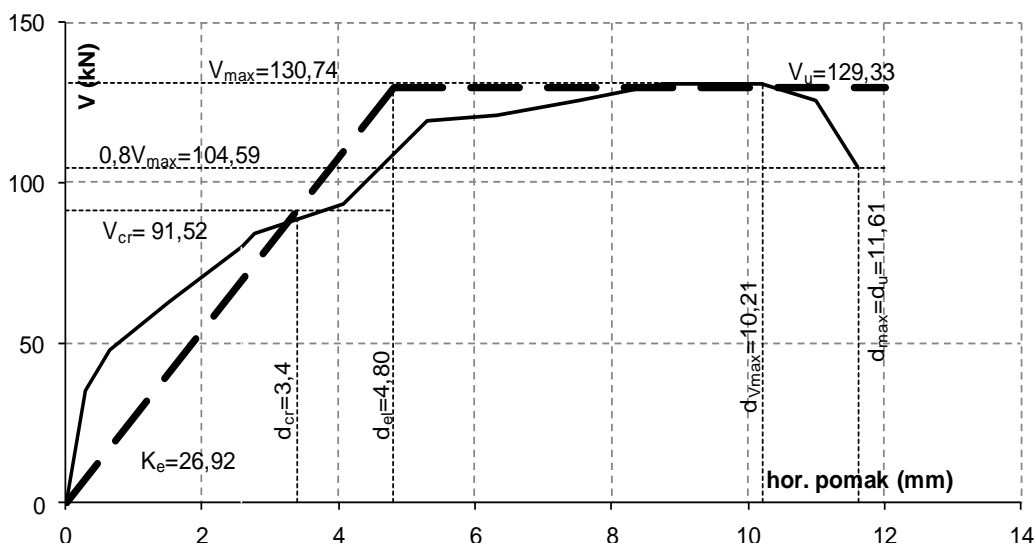
Histeretna petlja je izbočenog oblik po ciklusima, što ukazuje na dobru potrošnju energije. Nakon dosezanja najveće vrijednosti nosivost uzorka je opadala pri čemu nije došlo do krtoeg sloma. Najlogičnije objašnjenje ovakve pojave duktiliteta je aktiviranje nosive armature u

vertikalnim a.b. obrubnim stupovima. Mjestimično opadanje nosivosti uz ponovno ojačanje uz održavanje podjednake sile uz porast pomaka posljedica je otvaranja pukotina drobljenja stijenci zidnih elemenata.



Slika 4.62 Histerezna petlja uzorka B2

Eksperimentalni rezultati idealizirani su na prethodno opisan način bilinearnim oblikom koji onda određuje osnovne općeprihvaćene parametre ponašanja uzorka koji su očitani iz crteža 4.63. i prikazani u tablici 4.14.

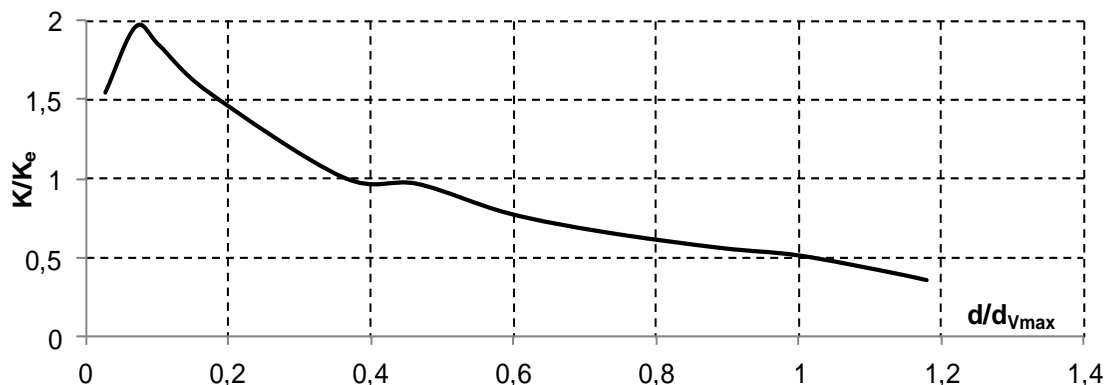


Slika 4.63. Bilinearna idealizacija uzorka B2

| svojstvo | određena vrijednost |
|------------------------------|---------------------|
| elastična krutost (kN/mm) | 26,92 |
| pojava prvih pukotina (kN) | 91,52 |
| granična sila otpora (kN) | 129,33 |
| IDR granice elastičnosti (%) | 0,30 |
| IDR najveće sile otpora (%) | 0,64 |
| IDR granice sloma (%) | 0,73 |

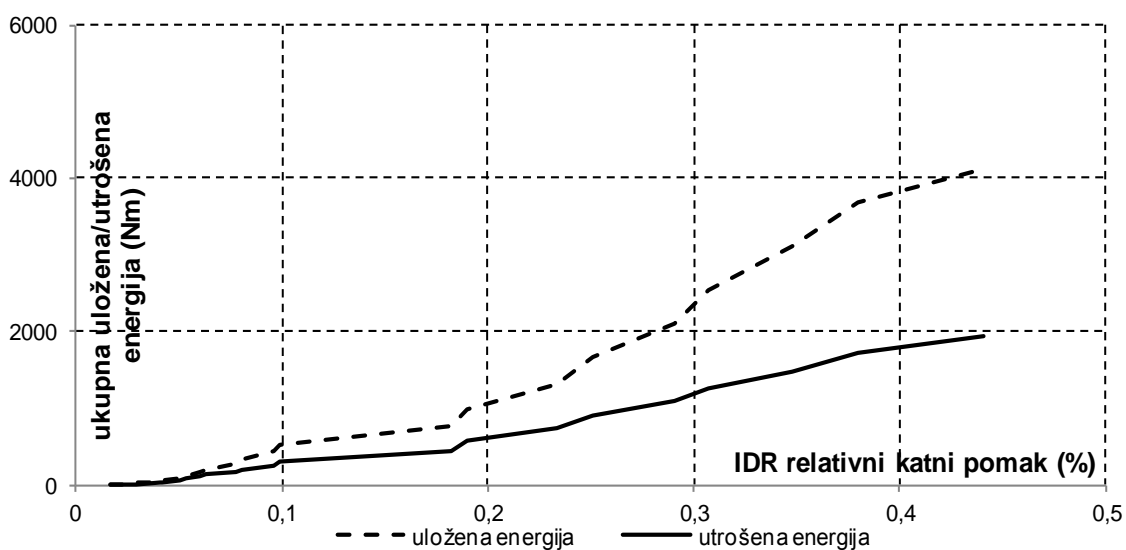
Tablica 4.14. Mehaničke osobitosti uzorka B2

Opadanje sekantne krutosti uzorka prikazano je na slici 4.64. Uz malo početno kolebanje sekantna krutost uzoraka opada za pomake manje od 0,4% znatno brže nego li za veće.

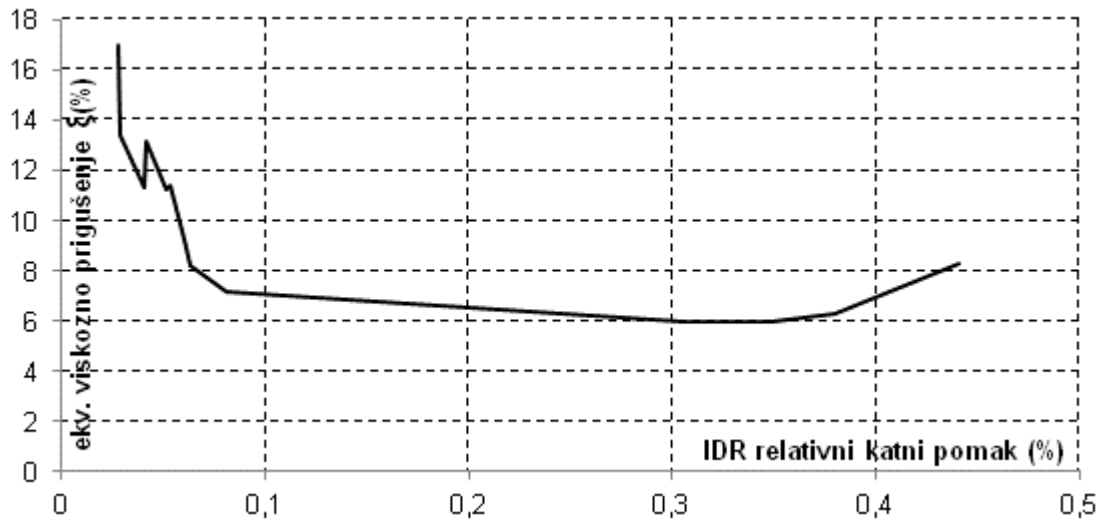


Slika 4.64. Opadanje krutosti uzorka B2

Energetska analiza je provedena za opetovane cikluse opterećenja osim za dio pokusa u kojem se provodilo guranje u jednom smjeru. Potrošnja energije raste nešto brže u elastičnog ponašanja i nastavlja blaže rasti do vrijednosti najvećeg otpora (V_{max}).



Slika 4.65. Ukupna uložena i potrošena energija uzorka B2

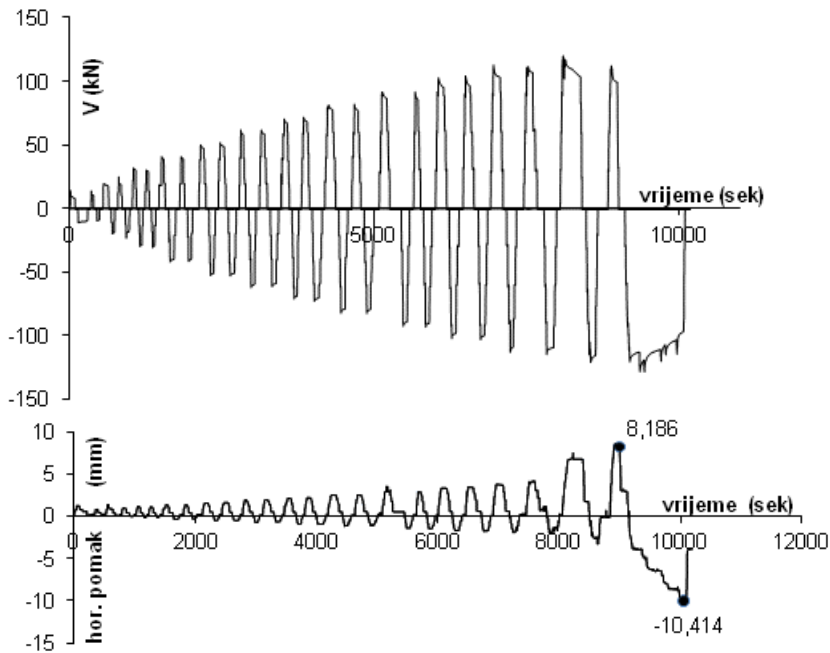


Slika 4.66. Prigušenje uzorka B2

Koeficijent prigušenja ima zakonitost promjene sličan armiranobetonskim konstrukcijama, prvobitno opadanje u linearnom i porast u području plastičnog popuštanja.

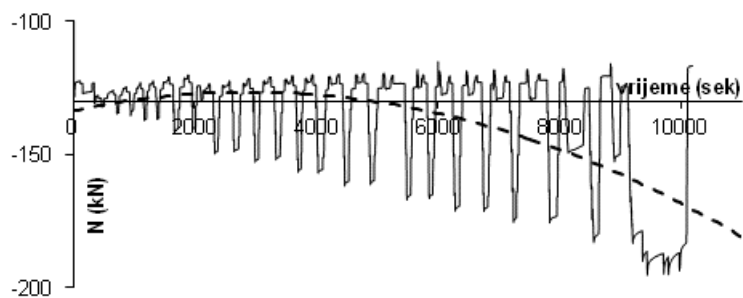
4.7.2.3. Uzorak B3

Promjenu veličine i smjera horizontalne sile i pomaka na vrhu uzorka B3 zida prikazuju crteži 4.67. a) do c).



a) vrijeme - hor. sila

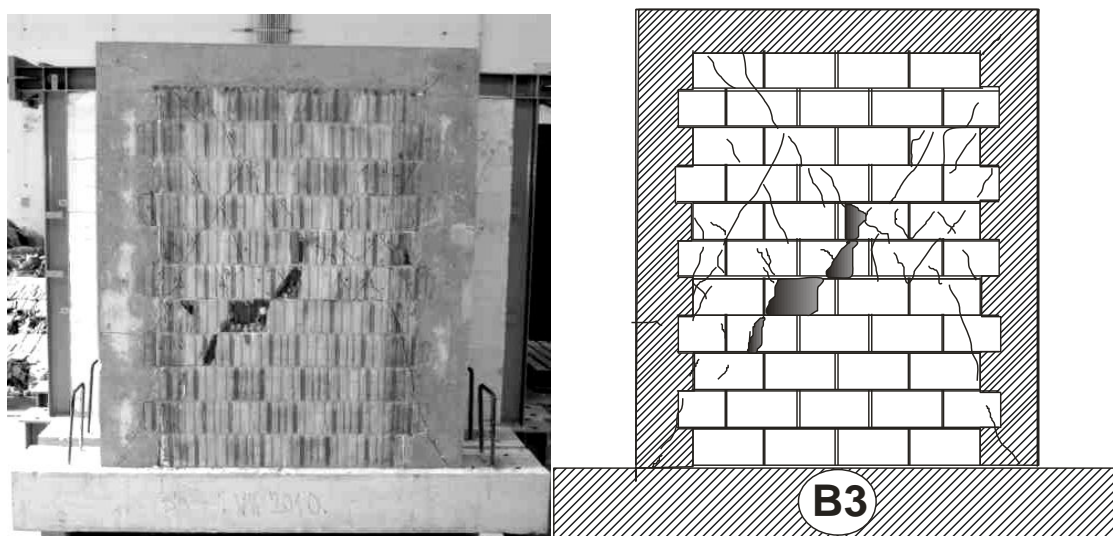
b) vrijeme - hor. Pomak



c) vrijeme – ukupna vert. sila

Slika 4.67. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska uzorka B3

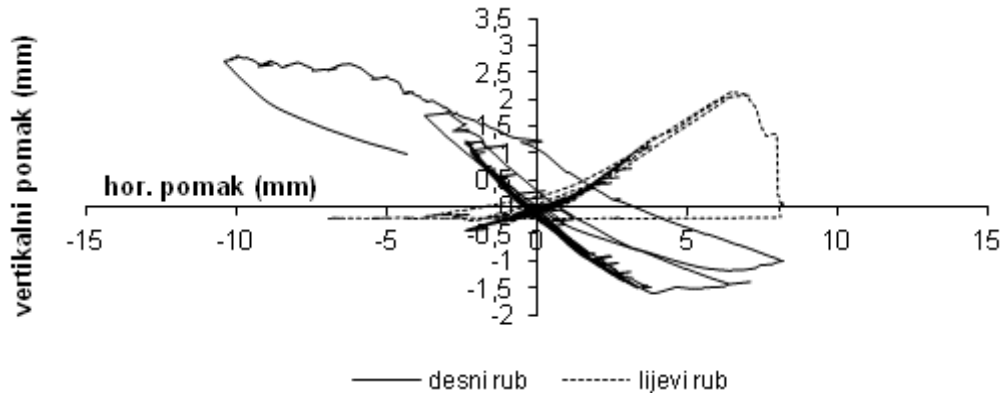
Iz prikazanog odnosa ukupnog vertikalnog opterećenja i horizontalnog pomaka očigledan je trend povećanja tlaka u zidu s porastom horizontalnog pomaka. Najveći relativni katni pomak koji je zid dosegnuo iznosio je 0,63%. Prve pukotine pojavile su se pri relativnom pomaku od 0,19% u središnjem dijelu zida, a najveća otpornost na horizontalno djelovanje iznosila je 128,6 kN pri relativnom katnom pomaku od 0,38%.



Slika 4.68. Fotografija i crtež pukotina ispitivanog uzorka B3

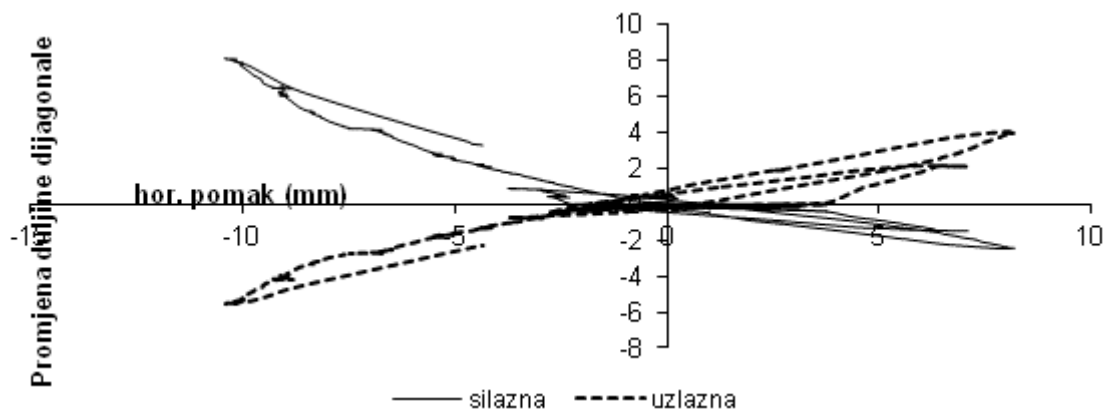
Prve pukotine su pretežno dijagonalno orijentirane uz sporadičnu pojavu vertikalnih. S povećanjem horizontalnog pomaka debljine i duljine pukotina su se povećavale šireći se radialno prema rubovima zida, odnosno vertikalnim i horizontalnim serklažima i temelju. Naposljetku su se pojavile pukotine u betonu vertikalnih serklaža, a stijenke zidnih blokova su se počele ljuštiti u središnjem dijelu zida. Slika pukotina pokazuje koncentraciju pukotina u srednjem dijelu visine. Širenje pukotina iz zida u beton vertikalnih serklaža pri dnu zida pri relativnom katnom pomaku od 0,5% ukazuje na mehanizam sloma uslijed savijanja. Unatoč

tome, koso pružanje najvećeg dijela pukotina znači slom uslijed prekoračenja glavnih vlačnih naprezanja u materijalu. Konačna ocjena mehanizma sloma nalazi se u pog. 4.8.1.

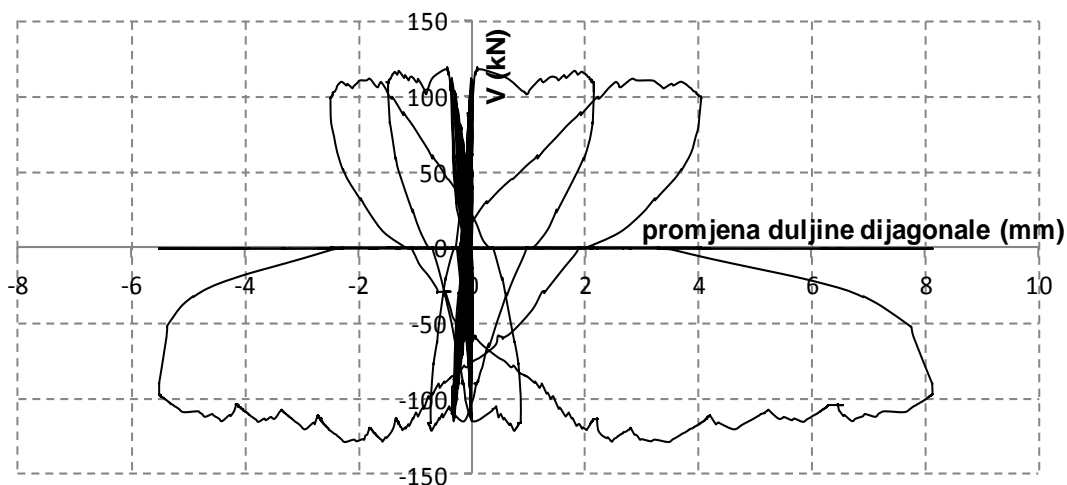


Slika 4.69. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka B3 prema horizontalnom pomaku

Na slici pomaka lijevog i desnog vertikalnog ruba vidi se očekivana simetrija do relativnog katnog pomaka od 0,24%. Ovo je granica od koje pomaci počinju znatno rasti, tj. uzorak značajno popuštati. Pri tome se povećava ukupna tlačna sila u zidu. Očita je nesimetričnost u posljednjoj fazi ispitivanja „guranjem“ pri kojemu se desni rub znatno izdizao pri čemu se lijevi nije očekivano spuštao. Ova se pojava može pripisati značajnom ne homogenosću materijala raspucanog zida kao i elastičnosti grede na koju se upirao gornji rub zida.

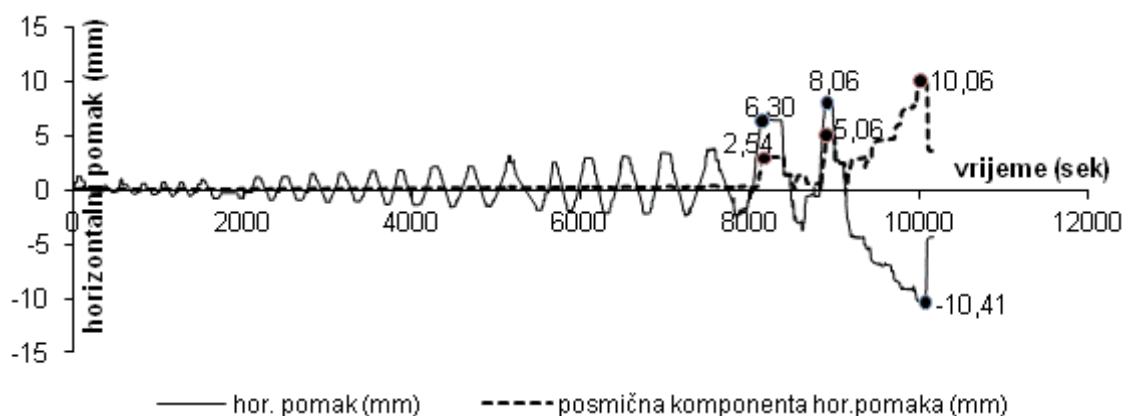


Slika 4.70. Promjena duljina dijagonale u ovisnosti o horizontalnom pomaku uzorka B3



Slika 4.71. Promjena duljina dijagonala u ovisnosti o promjeni hor. sile V uzorka B3

Iz slike odnosa hor. pomaka koji nastaje od posmične deformacije prema ukupnom pomaku pokazuje značajno posmično popuštanje od relativnog katnog pomaka zida koji odgovara trenutku opadanja nosivosti zida, odnosno položaju najveće sile otpora $IDR=0,39\%$.



Slika 4.72. Odnos veličine ukupnog mjenog horizontalnog i pomaka od smicanja uzorka B3

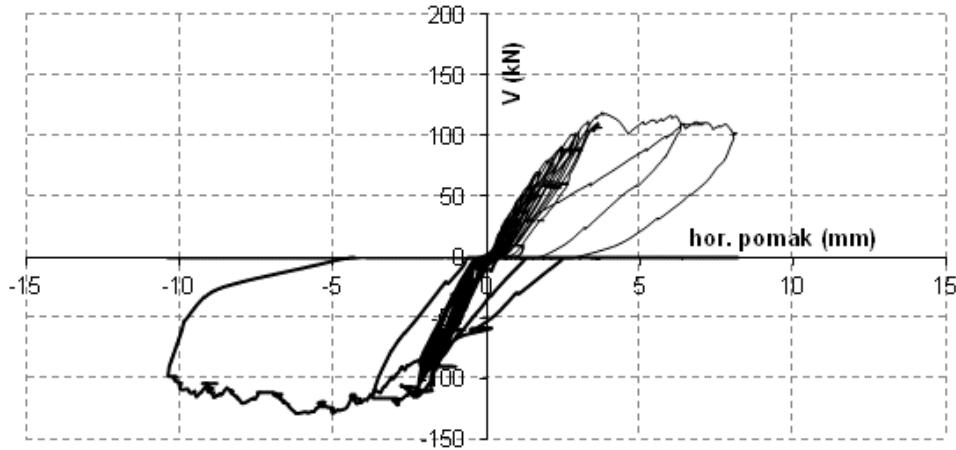
Veličine odnosa posmičnog prema ukupnom horizontalnom pomaku prikazan je u tablici 4.15.

| relativni katni pomak % | 0,40 | 0,51 | 0,66 |
|---|-------|-------|-------|
| horizontalni pomak (mm) | 6,3 | 8,06 | 10,41 |
| hor. komp. posmične deformacije (mm) | 2,54 | 5,06 | 10,06 |
| udio posmične deformacije u ukupnoj (%) | 40,32 | 62,78 | 96,64 |

Tablica 4.15. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka B3

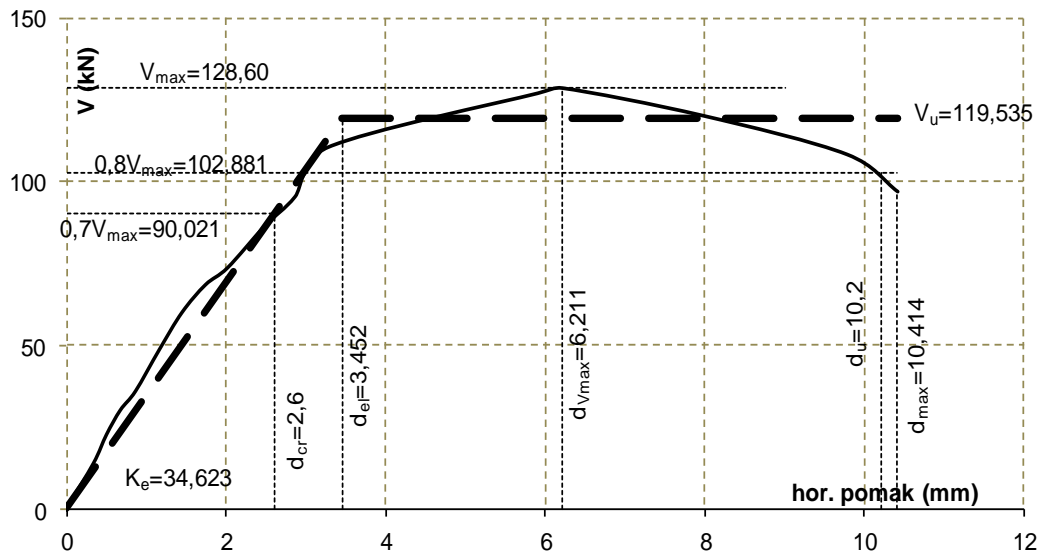
Histeretna petlja je izbočenog oblik po ciklusima, što ukazuje na dobru potrošnju energije. Nakon doseganja najveće vrijednosti nosivost uzorka je opadala pri čemu nije došlo do krto

sloma. Najlogičnije objašnjenje ovakve pojave duktiliteta je aktiviranje nosive armature u vertikalnim a.b. obrubnim stupovima. Mjestimično opadanje nosivosti uz ponovno ojačanje uz održavanje podjednake sile uz porast pomaka posljedica je otvaranja pukotina drobljenja stijenci zidnih elemenata.



Slika 4.73. Histerezna petlja uzorka B3

Ekperimentalni rezultati idealizirani su na prethodno opisan način bilinearnim oblikom koji onda određuje osnovne opće prihvaćene parametre ponašanja uzorka koji su očitani iz crteža 4.74. i prikazani u tablici 4.16.

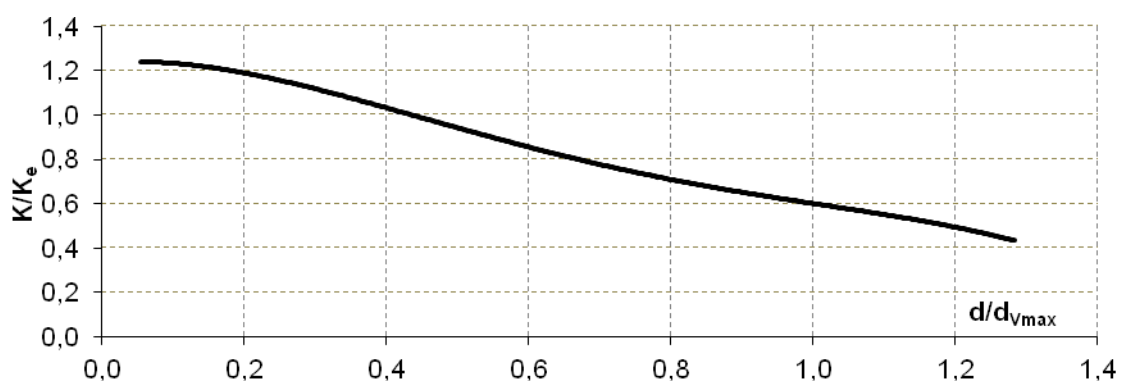


Slika 4.74. Bilinearna idealizacija uzorka B3

| svojstvo | određena vrijednost |
|------------------------------|---------------------|
| elastična krutost (kN/mm) | 34,62 |
| granica elastičnosti (kN) | 90,02 |
| granična sila otpora (kN) | 119,54 |
| IDR granice elastičnosti (%) | 0,22 |
| IDR najveće sile otpora (%) | 0,39 |
| IDR granice sloma (%) | 0,65 |

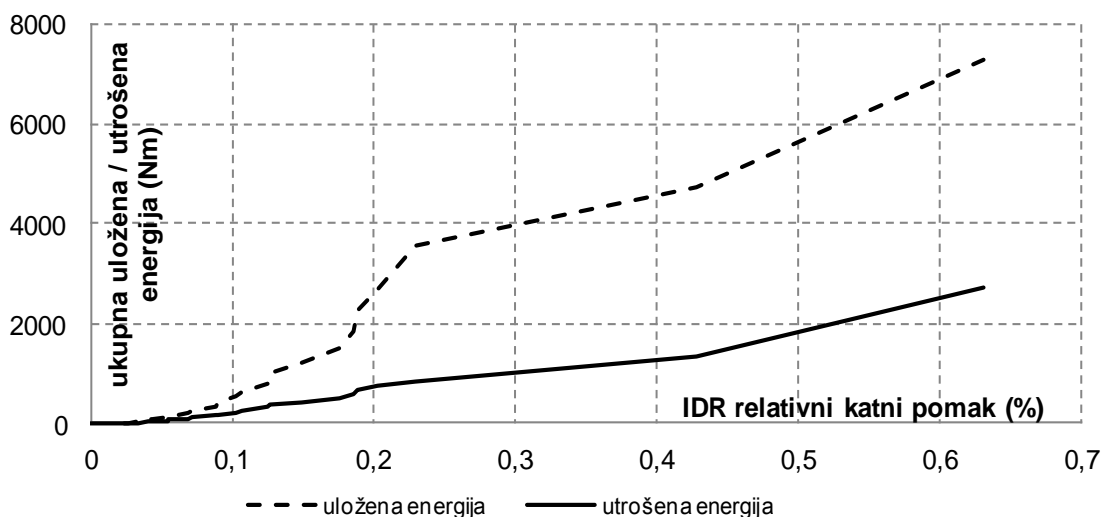
Tablica 4.16. Mehaničke osobitosti uzorka B3

Opadanje sekantne krutosti uzorka prikazano je na slici 4.75. Uz malo početno kolebanje sekantna krutost uzoraka opada sasvim pravilno, vrlo blizu linearnom.

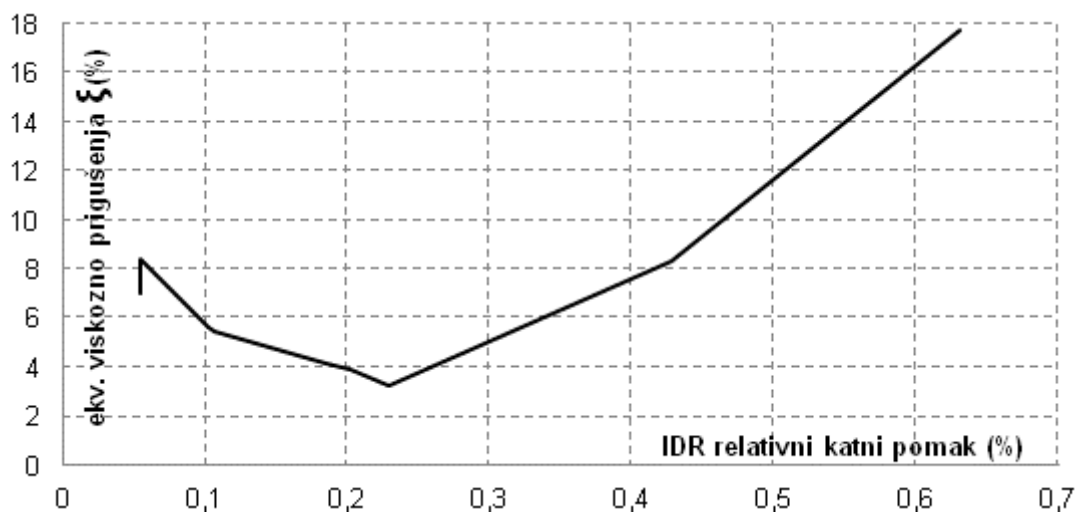


Slika 4.75. Opadanje krutosti uzorka B3

Energetska analiza je provedena za opetovane cikluse opterećenja osim za dio pokusa u kojem se provodilo guranje u jednom smjeru. Potrošnja energije raste nešto brže u elastičnog ponašanja i nastavlja rasti manje više linearno do vrijednosti najvećeg otpora (V_{max}).



Slika 4.76. Ukupna uložena i potrošena energija uzorka B3



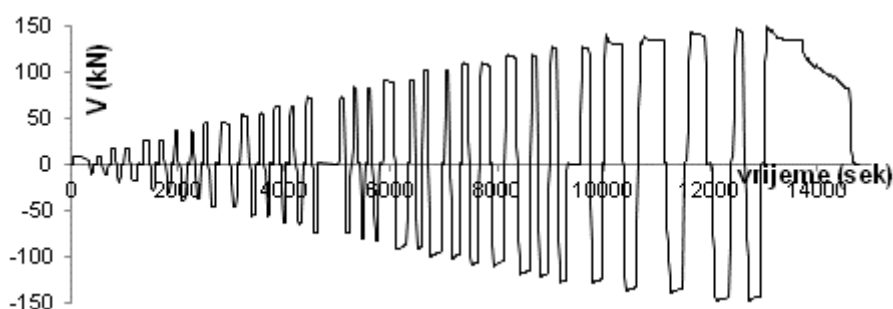
Slika 4.77. Prigušenje uzorka B3

Koeficijent ekvivalentnog viskoznog prigušenja ima zakonitost promjene sličan armiranobetonskim konstrukcijama, prvobitno opadanje u linearnom i porast u području plastičnog popuštanja.

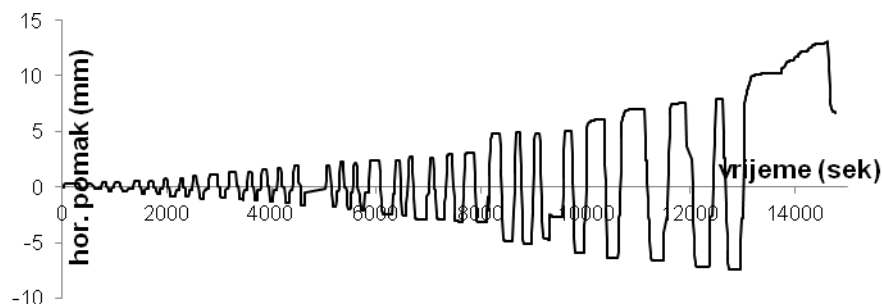
4.7.3. Serija C

4.7.3.1. Uzorak C1

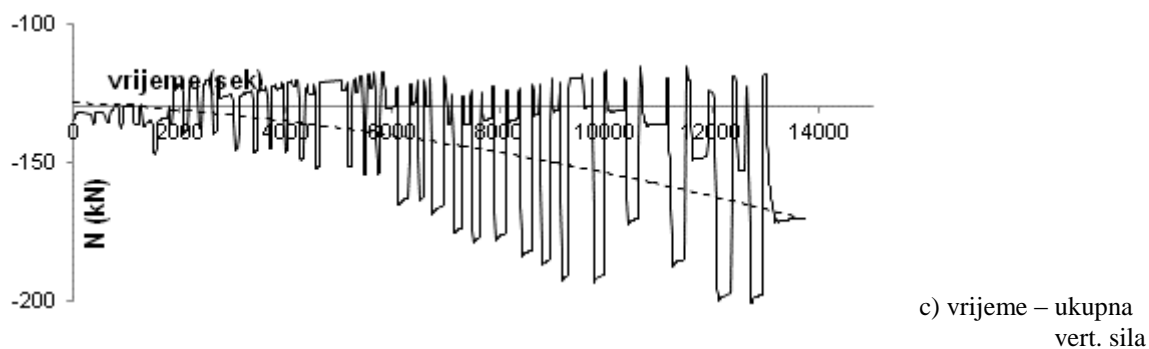
Promjenu veličine i smjera horizontalne sile i pomaka na vrhu uzorka C1 zida prikazuju slike 4.78. a) do c).



a) vrijeme - hor. sila

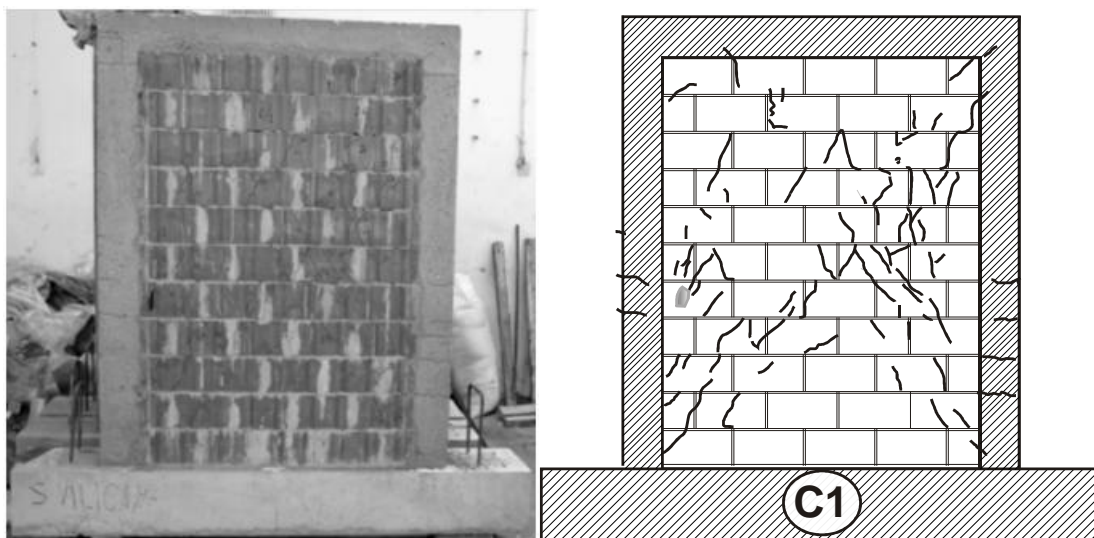


b) vrijeme - hor. pomak



Slika 4.78. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska uzorka C1

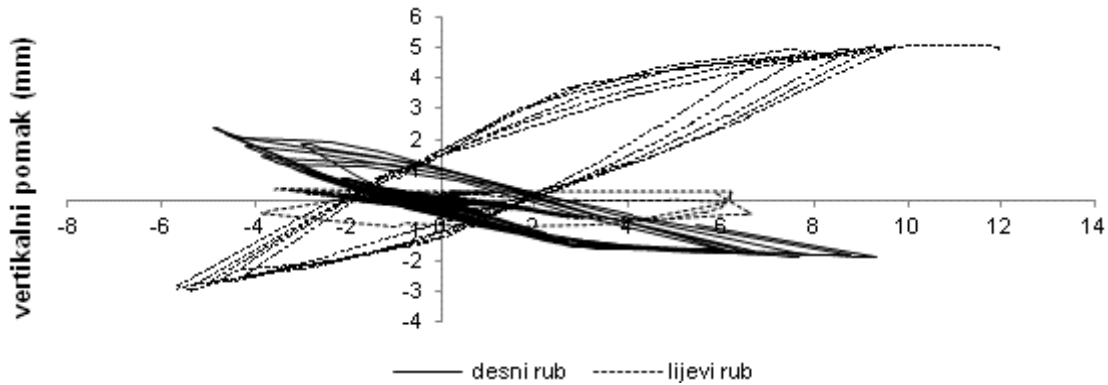
Iz prikazanog odnosa ukupnog vertikalnog opterećenja i horizontalnog pomaka očigledan je trend povećanja tlaka u zidu s porastom horizontalnog pomaka. Najveći relativni katni pomak koji je zid dosegao iznosio je 0,82%. Prve pukotine pojavile su se pri relativnom pomaku od 0,17% u središnjem dijelu zida, a najveća otpornost na horizontalno djelovanje iznosila je 148,68 kN pri relativnom katnom pomaku od 0,53%.



Slika 4.79. Fotografija i crtež pukotina ispitanog uzorka C1

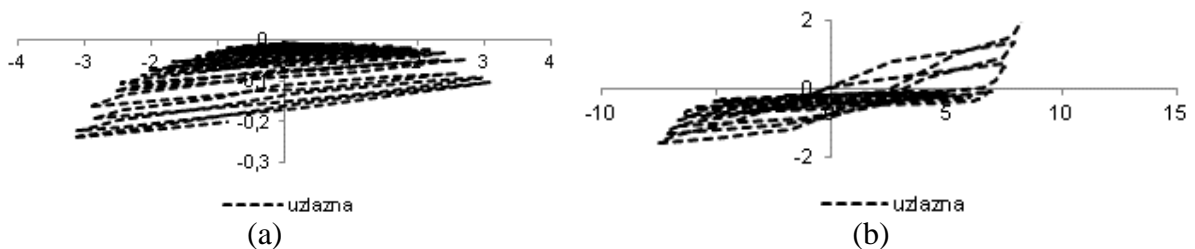
Prve pukotine su se pojavile uglavnom u dijagonalnom smjeru, uz neznatnu pojavu tankih, kratkih, vertikalnih pucanja u zidnim elementima. S povećanjem horizontalnog pomaka, debljine i duljine pukotina su se povećavale, šireći se radijalno prema rubovima zida, odnosno vertikalnim i horizontalnim serklažima i temelju. Naposljetku su se pojavile pukotine u betonu vertikalnih serklaža. Stijenke zidnih elemenata oljuštile su se samo na jednom zidnom bloku u posljednjem ciklusu opterećenja. Konačna slika pukotina pokazuje nešto veći broj pukotina u srednjem dijelu visine zida i u području uz vertikalne serklaže. Horizontalne pukotine u betonu vertikalnih serklaža posljedica su savijanja, ali unatoč tome,

koso pružanje najvećeg dijela pukotina svojstvo je mehanizma sloma uslijed prekoračenja glavnih vlačnih napreznja u materijalu. Konačna ocjena mehanizma sloma nalazi se u pog. 4.8.1.

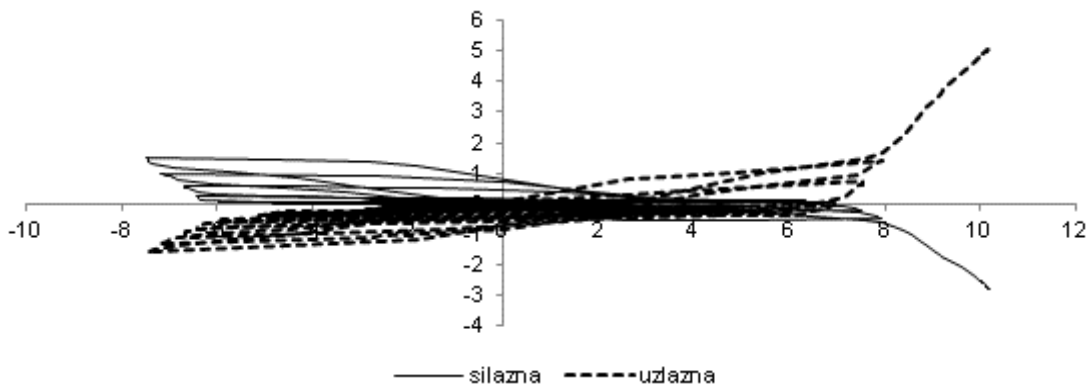


Slika 4.80. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka C1 prema horizontalnom pomaku

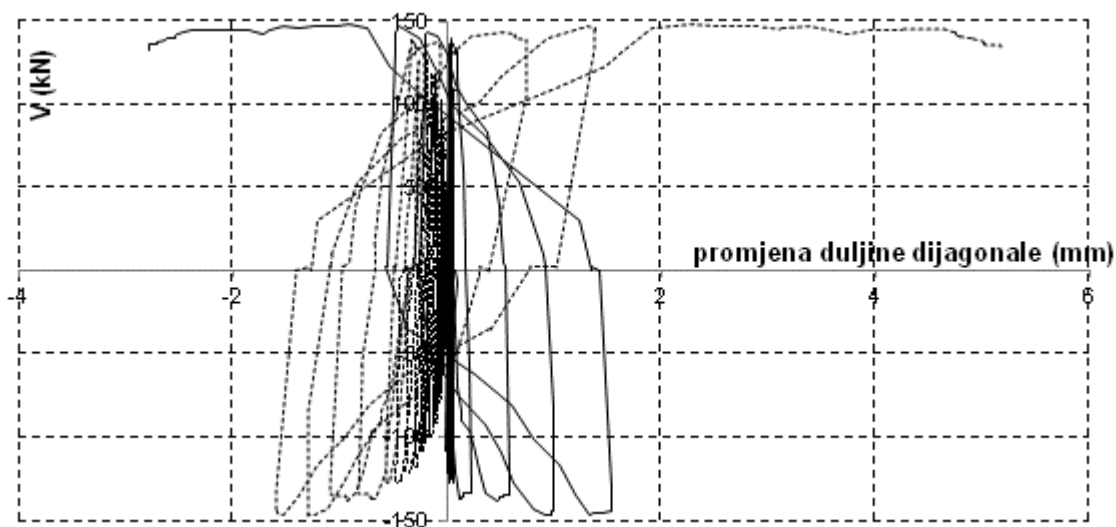
Na slici pomaka lijevog i desnog vertikalnog ruba vidljiva je neočekivano velika nesimetrija. Detaljni pregled ovog dijagrama pokazuje uobičajenu simetričnost do 25 ciklusa, odnosno do relativnog katnog pomaka od 0,2%, nakon kojega dolazi do nagle promjene i lijevi rub se pri pomaku udesno naglo počeo izdizati. Uzorak je naglo popustio što je vidljivo i u histerezoj petlji. S obzirom da su geometrijska svojstva prije ispitivanja provjerena, a okvir za ispitivanje u slijedećim pokusima nije dodatno ukrućen ovo naglo popuštanje mora imati uzrok u promjeni krutosti, odnosno nekom neočekivanom pucanju materijala uzorka.



Slika 4.81. Promjena duljina uzlazne dijagonale prije (a) i poslije 25. ciklusa (b) uzorka C1

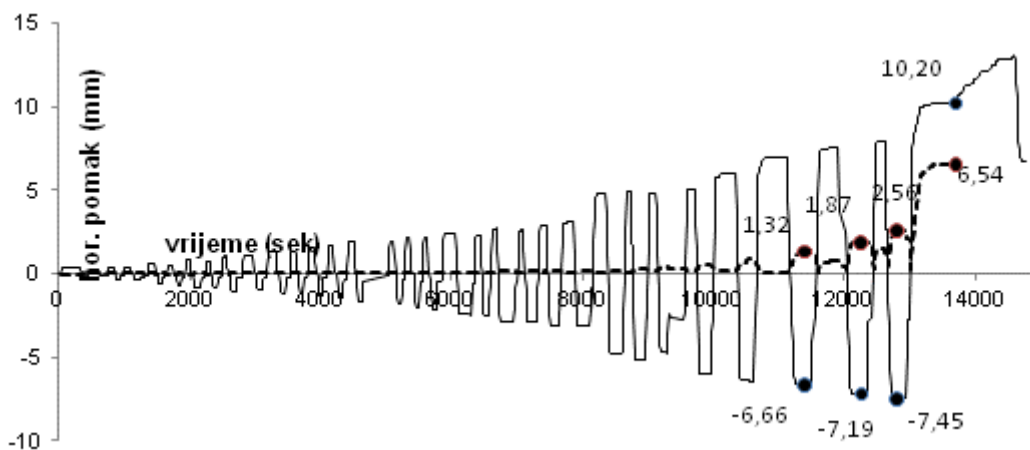


Slika 4.82. Promjena duljina dijagonala u ovisnosti o hor. pomaku uzorka C1



Slika 4.83. Promjena duljina dijagonala u ovisnosti o promjeni hor. sile uzorka C1

Vidi se neobična promjena duljine dijagonale do 25. ciklusa, odnosno uzlazna dijagonala se neprestano skraćuje i nema očekivano uzastopno produljenje, odnosno skaćenje. Nakon 25. ciklusa ciklusa način promjene teče očekivano. Iz mjerene promjene duljina dijagonala određene su posmične deformacije prema ukupnom pomaku. Vidi se da udio posmičnih u ukupnom horizontalnom pomaku postaje značajan tek pri pomacima koji premašuju relativni katni pomak od $IDR=0,42\%$. To je područje pomaka u kojemu promjene dijagonala imaju uobičajeni tok.



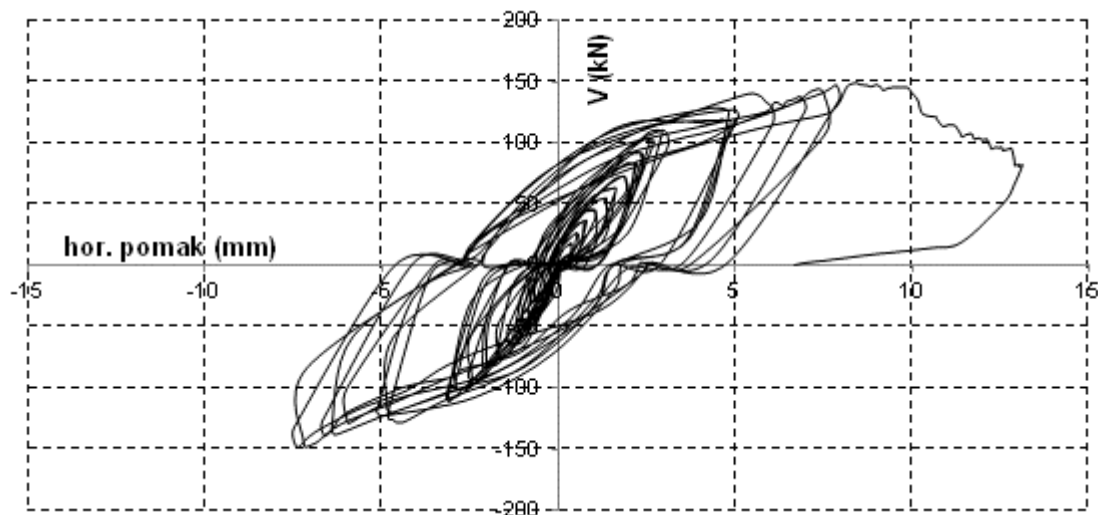
Slika 4.84. Odnos veličine ukupnog mjenog horizontalnog i pomaka od smicanja uzorka C1

Veličine odnosa posmičnog prema ukupnom horizontalnom pomaku prikazan je u tablici 4.17.

| relativni katni pomak % | 0,42 | 0,46 | 0,47 | 0,65 |
|---|-------|-------|-------|-------|
| horizontalni pomak (mm) | 6,66 | 7,19 | 7,45 | 10,2 |
| hor. komp. posmične deformacije (mm) | 1,32 | 1,87 | 2,56 | 6,54 |
| udio posmične deformacije u ukupnoj (%) | 19,82 | 26,01 | 34,36 | 64,12 |

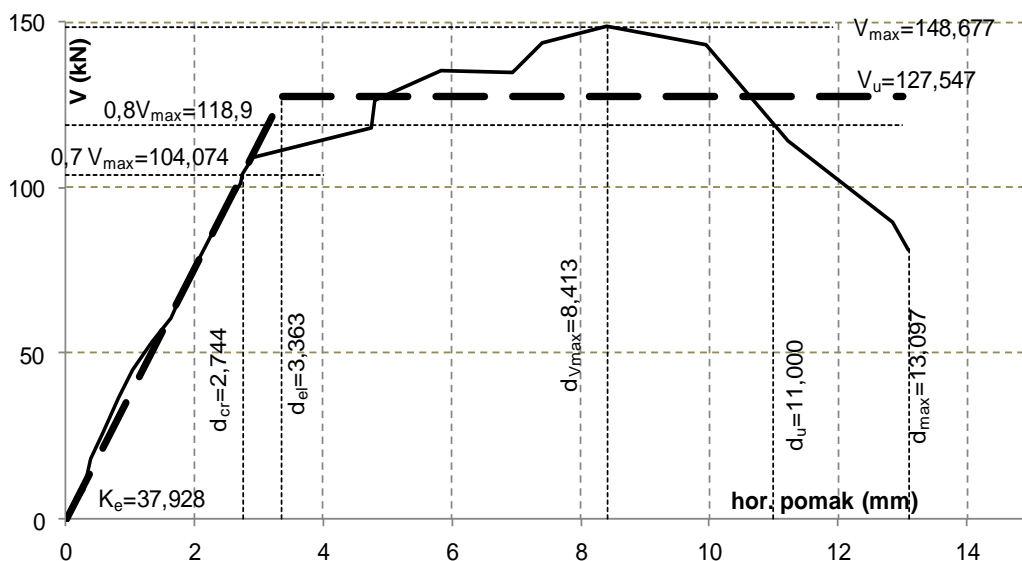
Tablica 4.17. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka C1

Histerezna petlja je izbočena u svim ciklusima opterećenja. Postoji značajni diskontinuitet u pravilu ponašanja uzorka koji je nastao nakon 24 ciklusa. Nakon pomaka od 3,155 mm u slijedećem (25.) ciklusu pomak naraste na 5,126 mm. To predstavlja povećanje pomaka od 62%, pri čemu je sila porasla sa 110 kN na 120 kN. Prema usvojenim kriterijima predviđena je pojava prvih pukotina pri pomaku od 2,744 mm, ali naravno taj podatak predstavlja okvirnu vrijednost. Prve su pukotine opažane na uzorku pri pomaku od 1mm, ali su sve vertikalnog smjera i ograničene duljine unutar pojedinih zidnih elemenata. Prve kose pukotine nastale su pri sili od 110 kN, odnosu pri pomaku od 3mm. U tom trenutku zid je naglo popustio da bi se u slijedećem koraku konsolidirao. Neposredno prije popuštanja zida pukotine su se iz zida proširile u vertikalne serklaže. Pri najvećoj hor. sili od 148,68 kN horizontalni pomak počne naglo rasti, a sila otpora opadati. Uzorak ima velika plastična popuštanja, pri čemu ne dolazi do naglog povećanja širina pukotina ili značajnog ljuštenja stijenki zidnih blokova.



Slika 4.85. Histerezna petlja uzorka C1

Eksperimentalni rezultati idealizirani su na prethodno opisan način bilinearnim oblikom koji onda određuje osnovne općeprihvaćene parametre ponašanja uzorka koji su očitani iz slike 4.85. i prikazani u tablici 4.18.

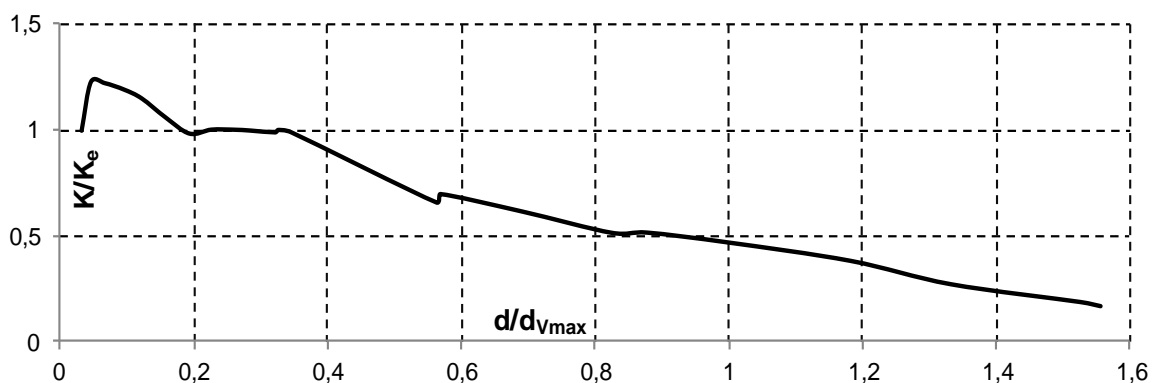


Slika 4.86. Bilinearna idealizacija uzorka C1

| svojstvo | određena vrijednost |
|------------------------------|---------------------|
| početna krutost (kN/mm) | 37,928 |
| granica elastičnosti (kN) | 104,074 |
| granična sila otpora (kN) | 127,547 |
| IDR granice elastičnosti (%) | 0,21 |
| IDR najveće sile otpora (%) | 0,532 |
| IDR granice sloma (%) | 0,70 |

Tablica 4.18. Mehaničke osobitosti uzorka C1

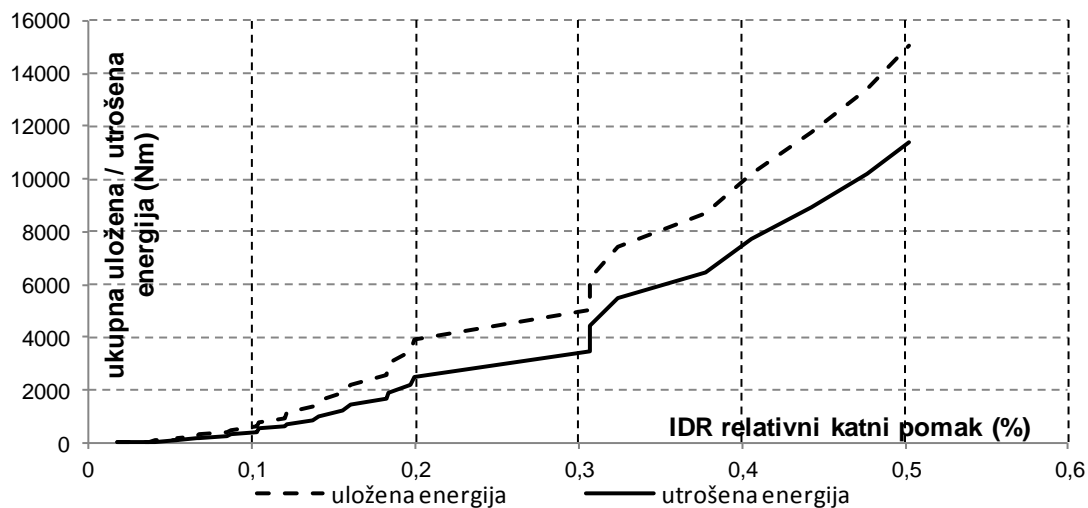
Opadanje sekantne krutosti uzorka prikazano je na crtežu 4.87. Uz malo početno kolebanje sekantna krutost opada po približno linearnom pravilu.



Slika 4.87. Opadanje krutosti uzorka C1

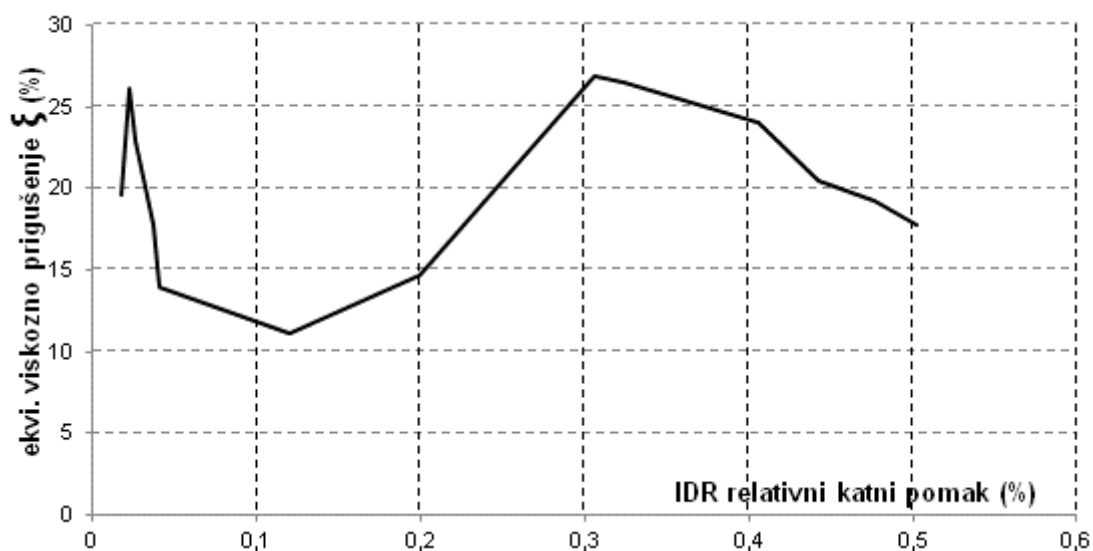
Energetska analiza je provedena za opetovane cikluse opterećenja, osim za dio pokusa u kojem se provodilo guranje u jednom smjeru. Potrošnja energije raste potpuno sukladno utrošenoj; obje energije naglo počinju rasti od 25. ciklusa opterećenja. Ukupno uložena

energija potrebna za doseganje relativnog katnog pomaka od 0,5% je značajno veća od energije ostalih uzoraka tipa C.



Slika 4.88. Ukupna uložena i ukupna potrošena energija uzorka C1

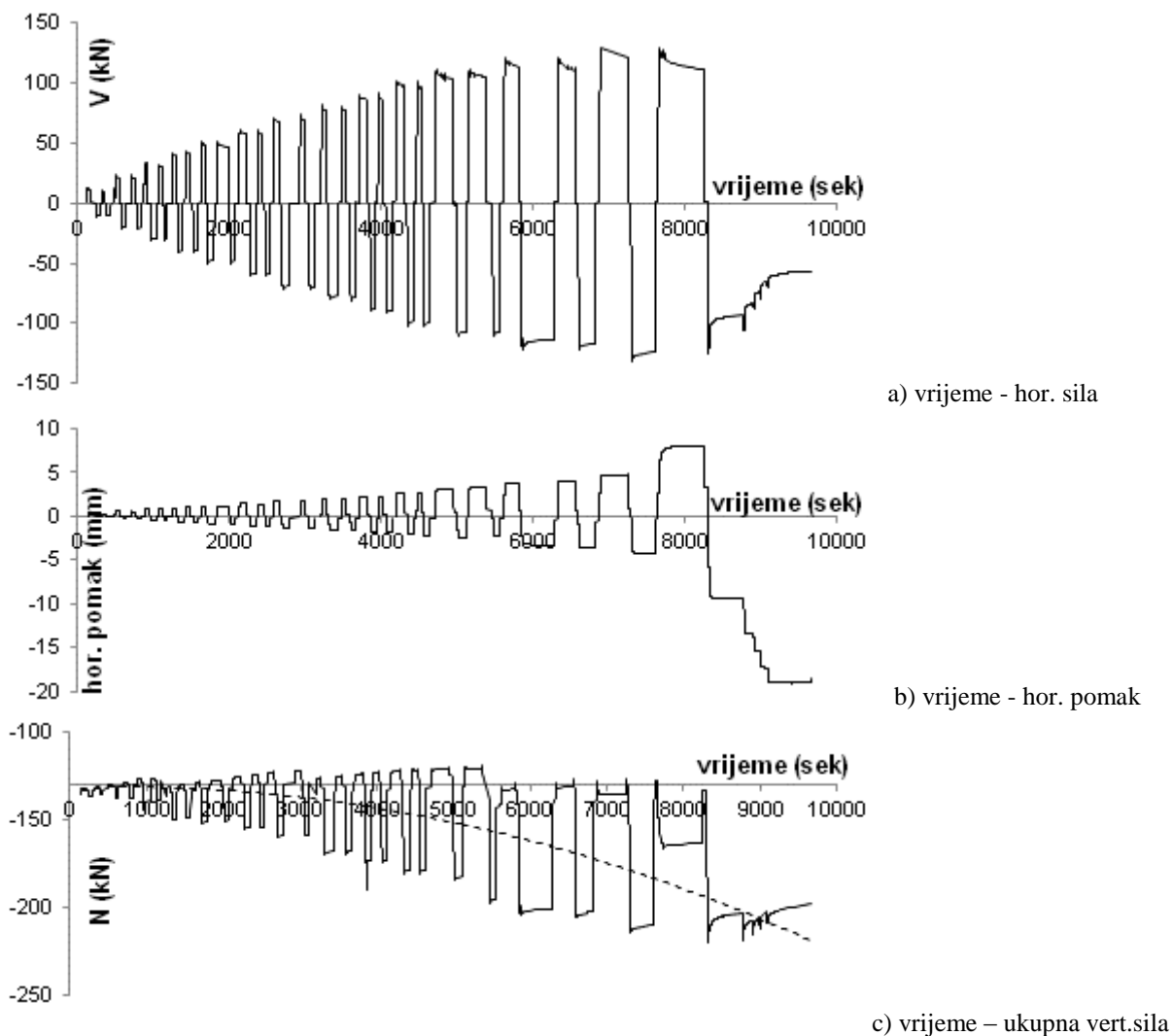
Koeficijent prigušenja ima zakonitost promjene sličan armiranobetonskim konstrukcijama: prvobitno opadanje u linearnom i porast u području plastičnog popuštanja, ali samo do $IDR=0,3\%$, nakon čega blago opada. Pri $IDR=0,5\%$ vraća se na vrijednost početnog prigušenja.



Slika 4.89. Prigušenje uzorka C1

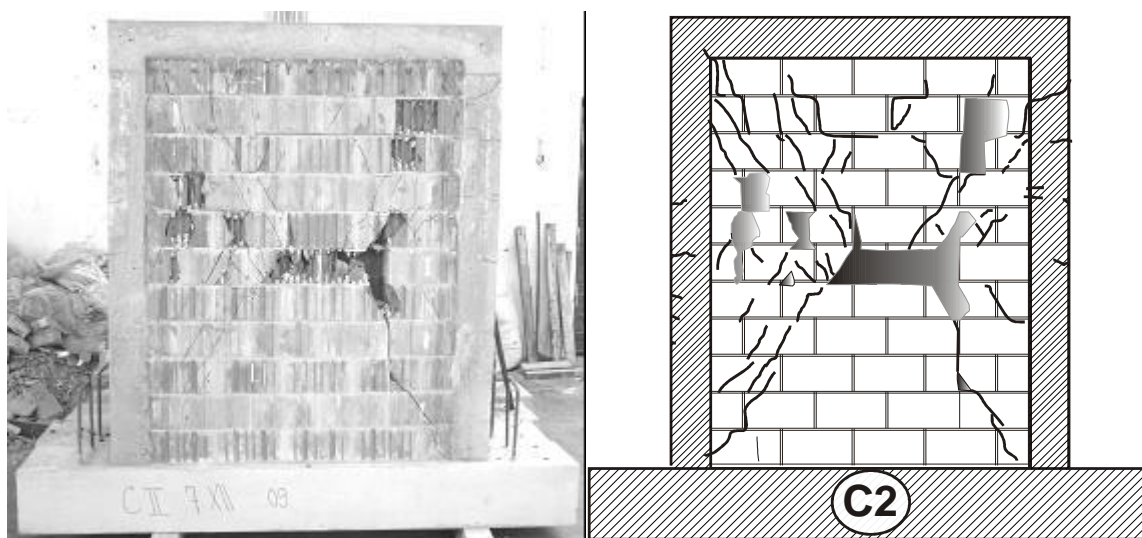
4.7.3.2. Uzorak C2

Promjenu veličine i smjera horizontalne sile i pomaka na vrhu uzorka C2 zida prikazuju Slika 4.90. a) do c).



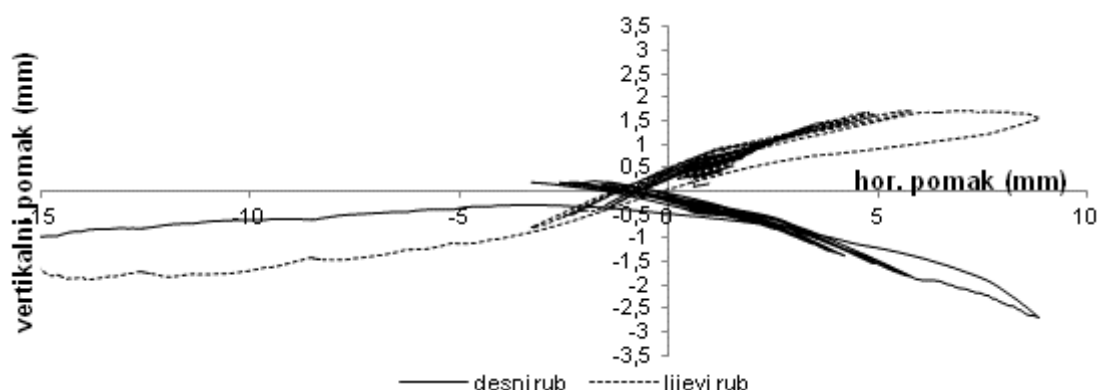
Slika 4.90. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska uzorka C2

Iz prikazanog odnosa ukupnog vertikalnog opterećenja i horizontalnog pomaka očigledan je trend povećanja tlaka u zidu s porastom horizontalnog pomaka. Najveći relativni katni pomak koji je zid dosegao iznosio je 1,21%. Prve pukotine pojavile su se pri relativnom pomaku od 0,21% u središnjem dijelu zida, a najveća otpornost na horizontalno djelovanje iznosila je 136,4 kN pri relativnom katnom pomaku od 0,38%.



Slika 4.91. Fotografija i crtež ispitivanog uzorka C2

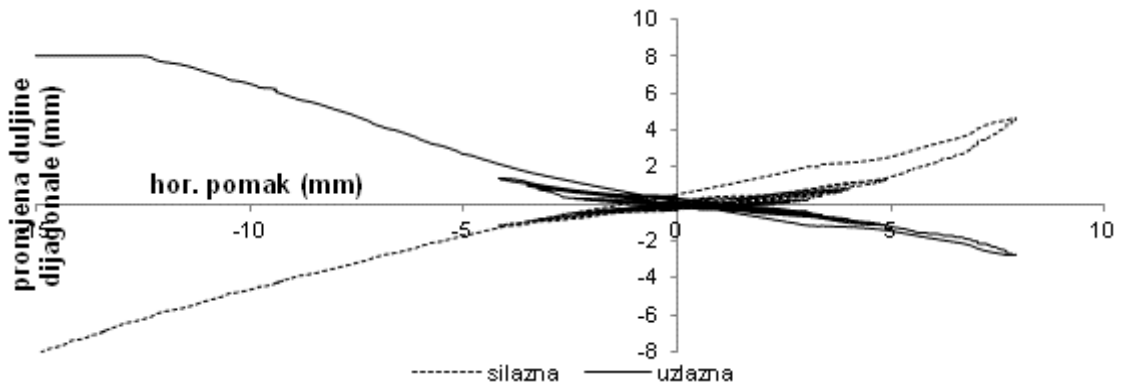
Prve pukotine su se pojavile uglavnom u dijagonalnom smjeru, uz neznatnu pojavu tankih kratkih vertikalnih u zidnim elementima. S povećanjem horizontalnog pomaka debljine i duljine pukotina su se povećavale šireći se radijalno prema rubovima zida, odnosno vertikalnim i horizontalnim serklažima i temelju. Naposljetku su se pojavile horizontalne pukotine u betonu vertikalnih serklaža, a stijenke zidnih blokova su se počele ljuštiti i središnjem i uz vertikalne serklaže zida. Konačna slika pukotina pokazuje neznatnu koncentraciju pukotina u srednjem dijelu visine, pukotine su raspodijeljene po cijeloj površini zida. Koso pružanje najvećeg dijela pukotina svojstvo je mehanizma sloma uslijed prekoračenja glavnih vlačnih naprezanja u materijalu. Konačna ocjena mehanizma sloma nalazi se u pog. 4.8.1.



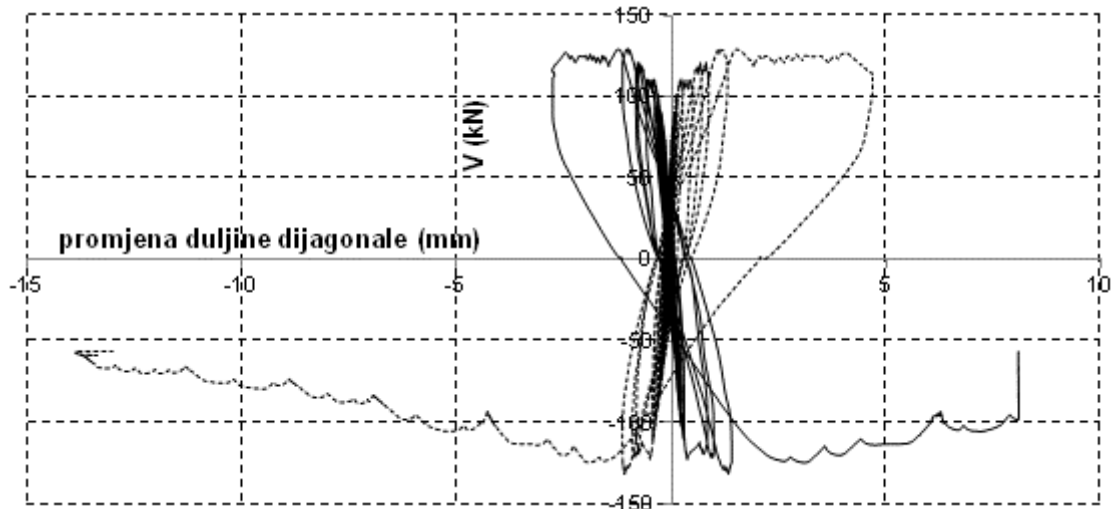
Slika 4.92. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka C2 prema horizontalnom pomaku

Na slici pomaka lijevog i desnog vertikalnog ruba vidi se očekivana simetrija samo u spuštanju, odnosno izdizanju lijevog i desnog ruba. Pri tome nema simetrije između desnog i

lijevog pomaka. Ova se pojava može pripisati elastičnosti grede na koju se upirao gornji rub zida.

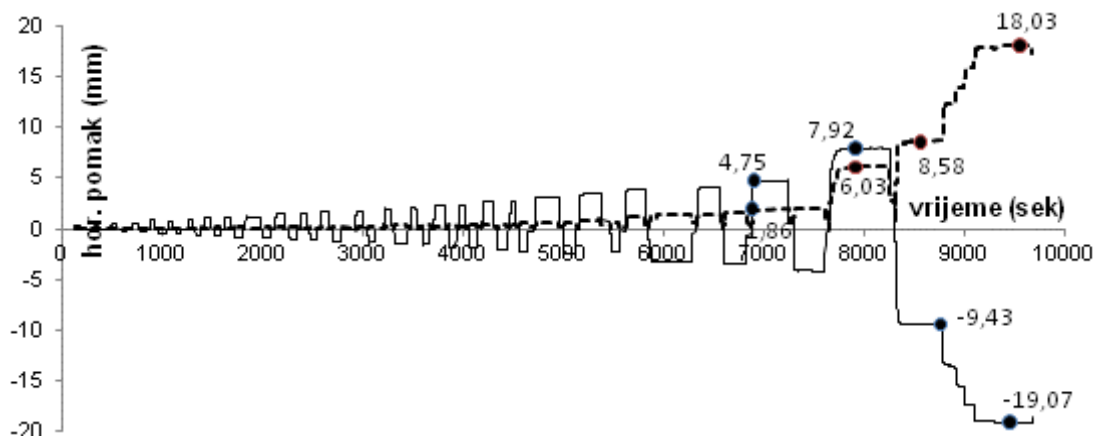


Slika 4.93. Promjena duljina dijagonala uzorka C2



Slika 4.94. Promjena duljina dijagonala o ovisnosti o promjeni hor. sile uzorka C2

Iz mjerene promjene duljina dijagonala određene su posmične deformacije prema ukupnom pomaku. Značajno posmično popuštanje nastaje od relativnog katnog pomaka zida koji odgovara $IDR=0,50\%$.



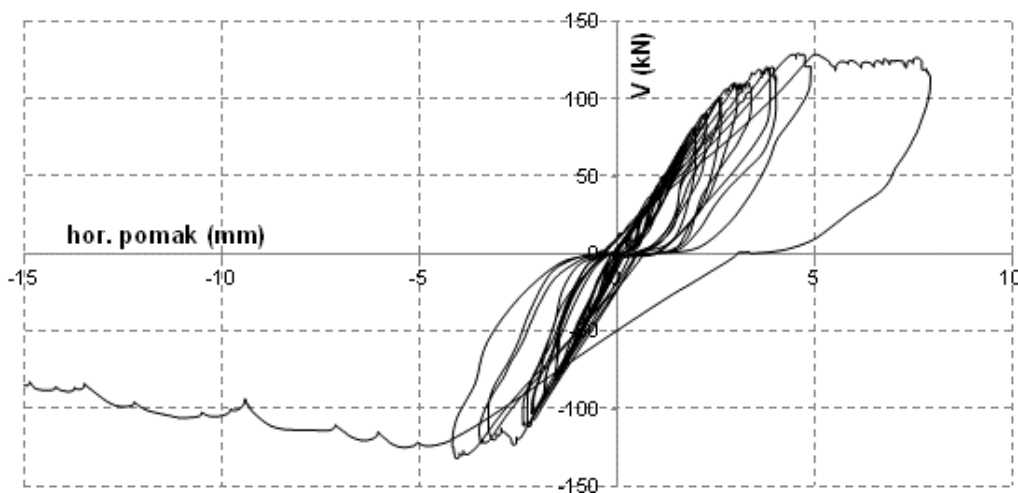
Slika 4.95. Odnos veličine ukupnog mjenog horizontalnog i pomaka od smicanja u uzorku C2

Veličine odnosa posmičnog prema ukupnom horizontalnom pomaku prikazan je u tablici 4.19.

| relativni katni pomak % | 0,30 | 0,50 | 0,60 | 1,21 |
|---|-------|-------|-------|-------|
| horizontalni pomak (mm) | 4,75 | 7,92 | 9,43 | 19,07 |
| hor. komp. posmične deformacije (mm) | 1,86 | 6,03 | 8,58 | 18,03 |
| udio posmične deformacije u ukupnoj (%) | 39,16 | 76,14 | 90,99 | 94,55 |

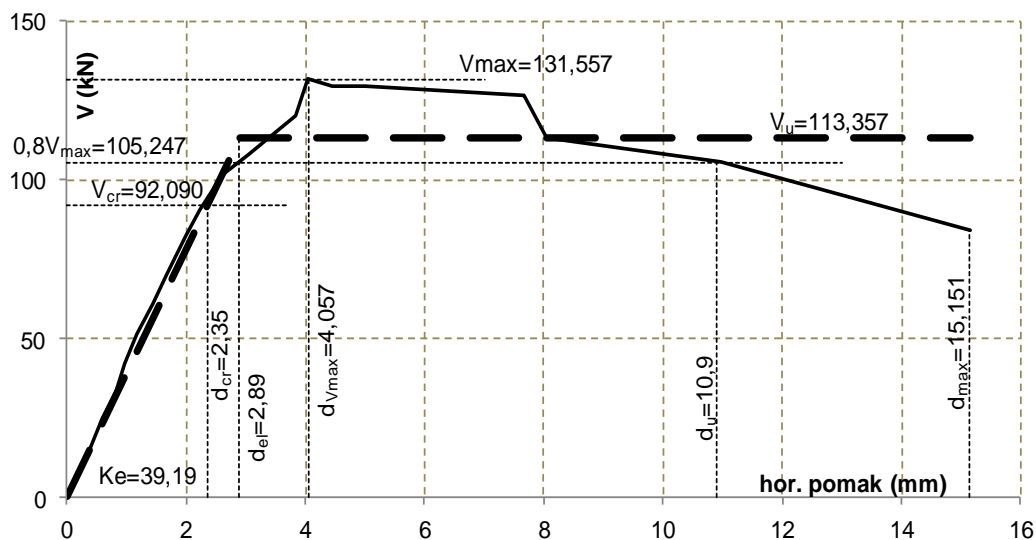
Tablica 4.19. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka C2

Histerezna petlja je izbočenog oblik po ciklusima, što ukazuje na dobru potrošnju energije. Nakon prekoračenja horizontalne sile od 100 kN nagib pojedinih petlji (ciklusa) postaje sve blaži. Uz blago opadanje sile otpora horizontalni pomak naglo raste do 8mm (IDR=0,51%). Nakon toga u slijedećem ciklusu sila otpora više ne može nadmašiti silu prethodnog ciklusa, te lagano opada uz veliki prirast pomaka. Uzorak ima velika plastična popuštanja, pri čemu ne dolazi do naglog povećanja širina pukotina ili značajnog ljuštenja stijenki zidnih blokova pri pomacima koji su ispod 0,65% . Ljuštenje stijenki zidnih elementa počelo je pri pomaku od 8mm (IDR=0,506%).



Slika 4.96. Histerezna petlja uzorka C2

Eksperimentalni rezultati idealizirani su na prethodno opisan način bilinearnim oblikom koji onda određuje osnovne općeprihvaćene parametre ponašanja uzorka koji su očitani iz crteža i prikazani u tablici 4.20.

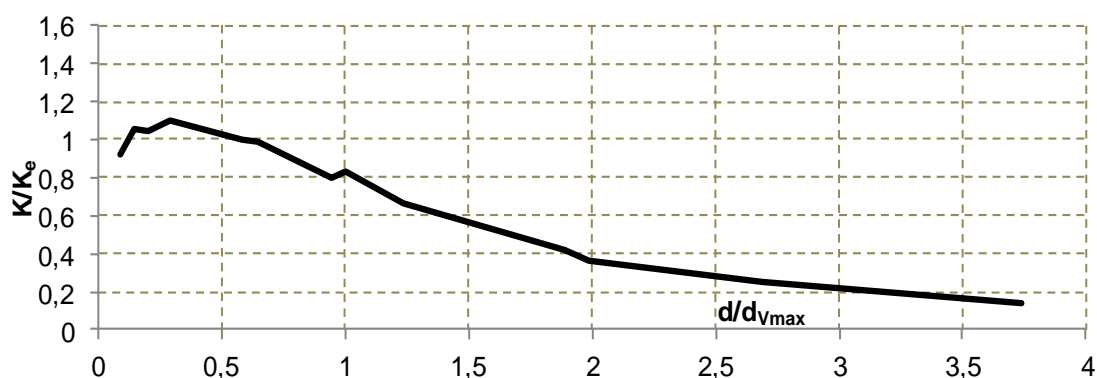


Slika 4.97. Bilinearna idealizacija uzorka C2

| svojstvo | određena vrijednost |
|------------------------------|---------------------|
| početna krutost (kN/mm) | 39,10 |
| pojava pukotina (kN) | 92,09 |
| granična sila otpora (kN) | 113,36 |
| IDR granice elastičnosti (%) | 0,18 |
| IDR najveće sile otpora (%) | 0,26 |
| IDR granice sloma (%) | 0,69 |

Tablica 4.20. Mehaničke osobitosti uzorka C2

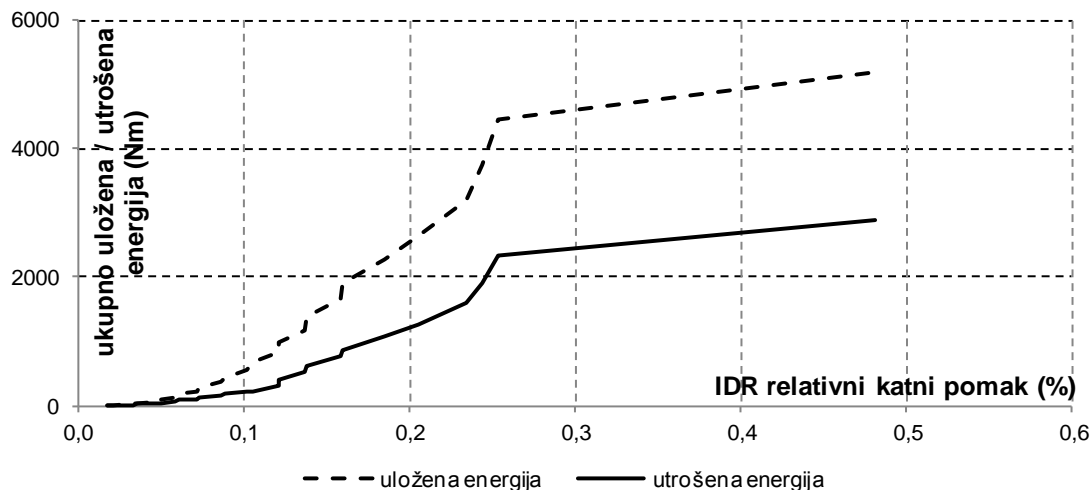
Opadanje sekantne krutosti uzorka prikazano je na slici 4.98. Uz malo početno kolebanje sekantna krutost uzorka opada na očekivani način.



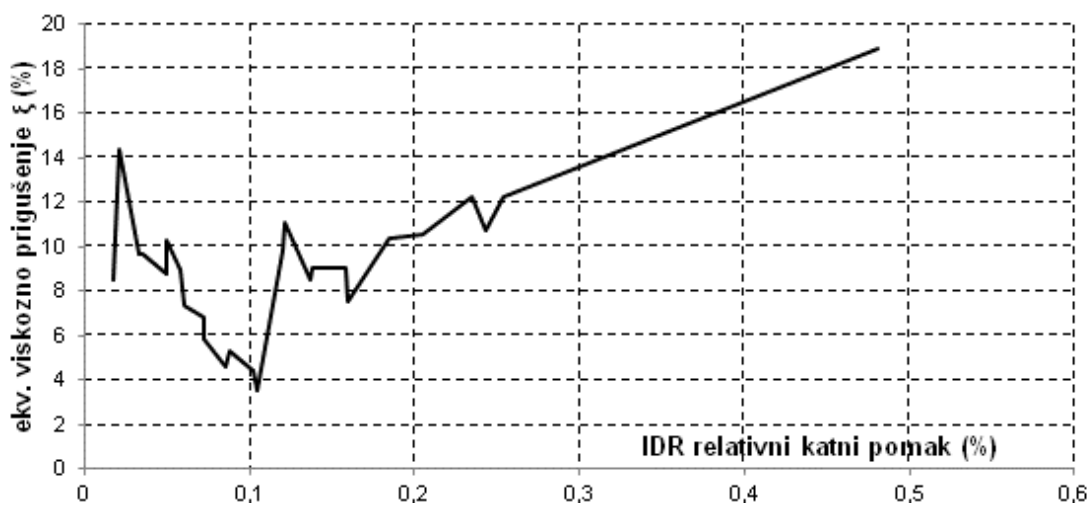
Slika 4.98. Opadanje krutosti uzorka C2

Energetska analiza je provedena za opetovane cikluse opterećenja osim za dio pokusa u kojem se provodilo guranje u jednom smjeru. Potrošnja energije raste nešto brže u području

elastičnog ponašanja i nastavlja slabije rasti do posljednjeg ciklusa opterećenja (prije guranja do sloma).



Slika 4.99. Ukupna uložena i potrošena energija uzorka C2

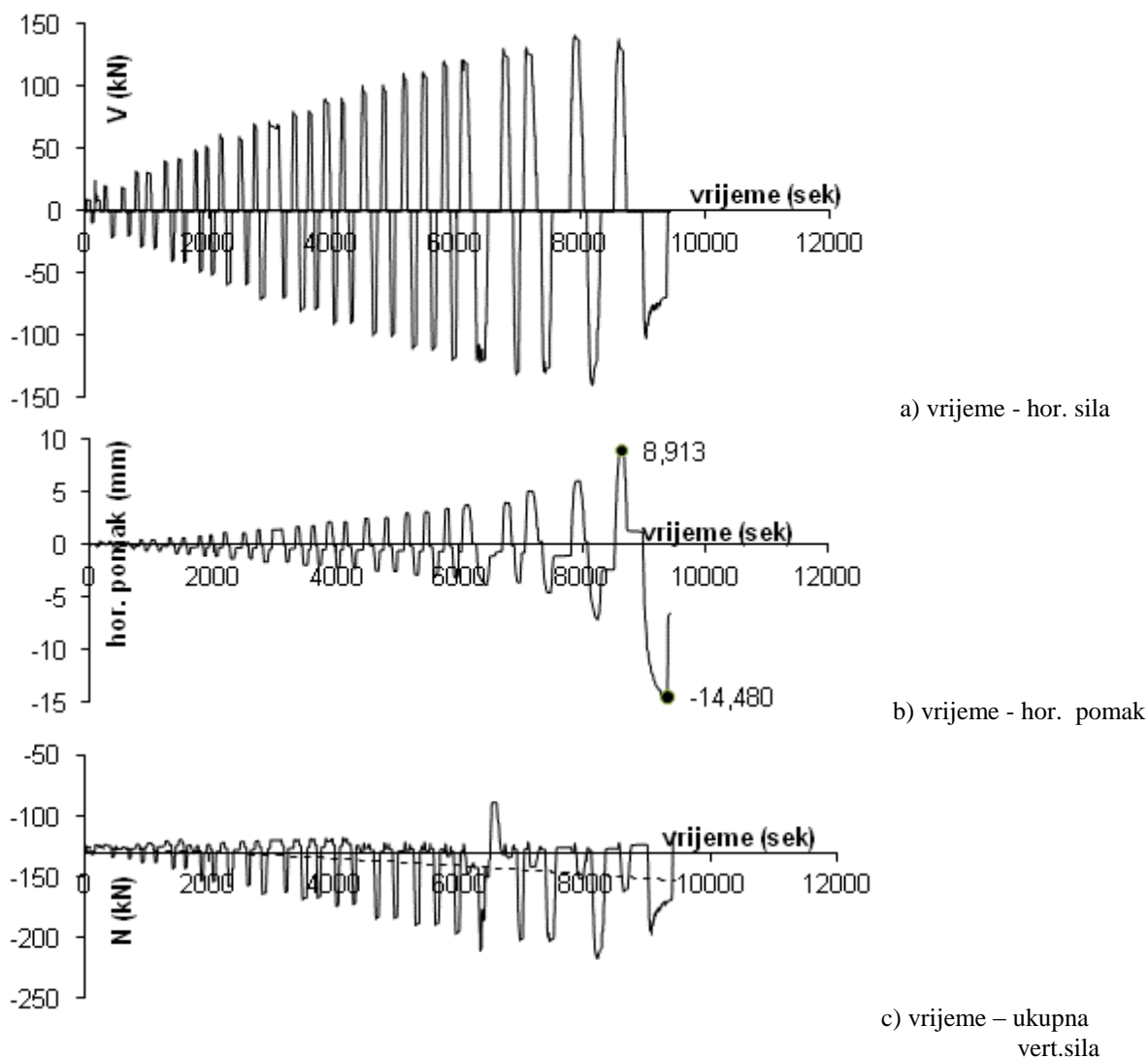


Slika 4.100. Prigušenje uzorka C2

Koeficijent ekvivalentnog viskoznog prigušenja ima globalnu zakonitost promjene sličan armiranobetonskim konstrukcijama, prvobitno opadanje u linearnom i porast u području plastičnog popuštanja. Pri tome veličine prigušenja nepravilno kolebaju.

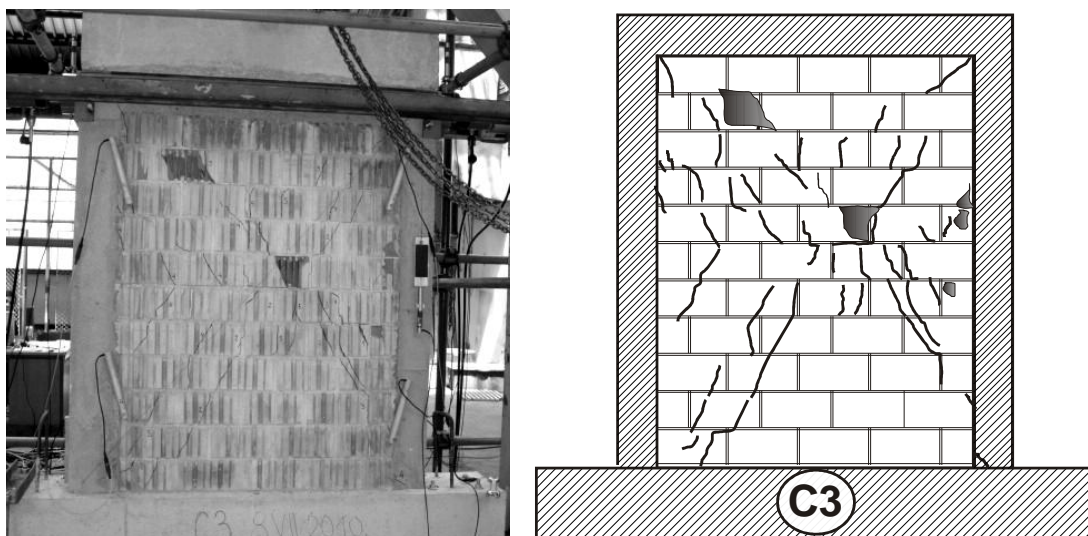
4.7.3.3. Uzorak C3

Promjenu veličine i smjera horizontalne sile i pomaka na vrhu uzorka C3 zida prikazuju slike 4.101. a) do c).



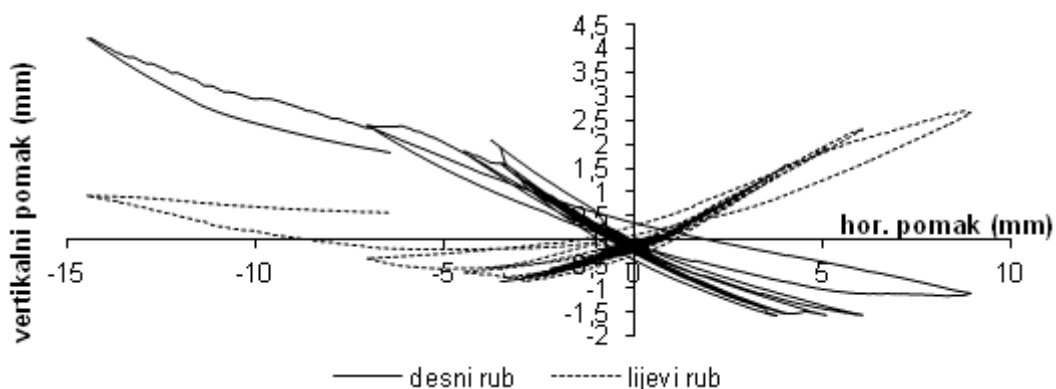
Slika 4.101. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska uzorka C3

Iz prikazanog odnosa ukupnog vertikalnog opterećenja i horizontalnog pomaka očigledan je trend povećanja tlaka u zidu s porastom horizontalnog pomaka. Najveći relativni katni pomak koji je zid dosegao iznosio je 0,66%. Prve pukotine pojavile su se pri relativnom pomaku od 0,21% u središnjem dijelu zida, a najveća otpornost na horizontalno djelovanje iznosila je 136,4 kN pri relativnom katnom pomaku od 0,38%.



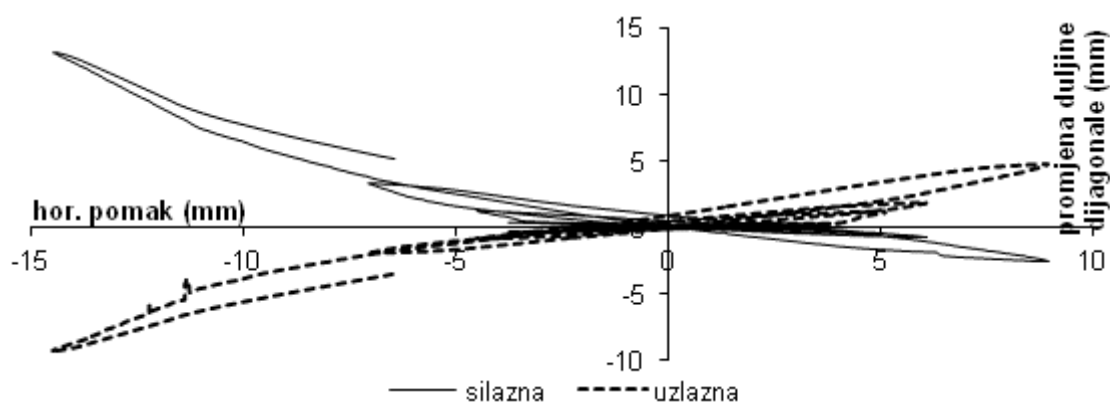
Slika 4.102. Fotografija i crtež pukotina ispitivanog uzorka C3

Prve pukotine su se pojavile u središnjem dijelu zida uglavnom u dijagonalnom smjeru, uz neznatnu pojavu tankih kratkih vertikalnih u zidnim elementima. S povećanjem horizontalnog pomaka debljine i duljine pukotina su se povećavale šireći se radialno prema rubovima zida, odnosno vertikalnim i horizontalnim serklažima i temelju. Naposljetku su se pojavile pukotine u betonu vertikalnih serklaža, a stijenke zidnih blokova su se počele ljuštiti i središnjem dijelu zida i uz vertikalne serklaže. Konačna slika pukotina pokazuje neznatnu koncentraciju pukotina u srednjem dijelu visine, pukotine su raspodijeljene po cijeloj površini zida. Pukotine u dijelu a.b. vertikalnog serklaža upetom u temelj nastale su širenjem iz zida pri relativnom katnom pomaku od 0,5% ukazuje na mehanizam sloma uslijed savijanja. Unatoč tome, koso pružanje najvećeg dijela pukotina svojstvo je mehanizma sloma uslijed prekoračenja glavnih vlačnih naprezanja u materijalu. Konačna ocjena mehanizma sloma nalazi se u pog. 4.8.1.

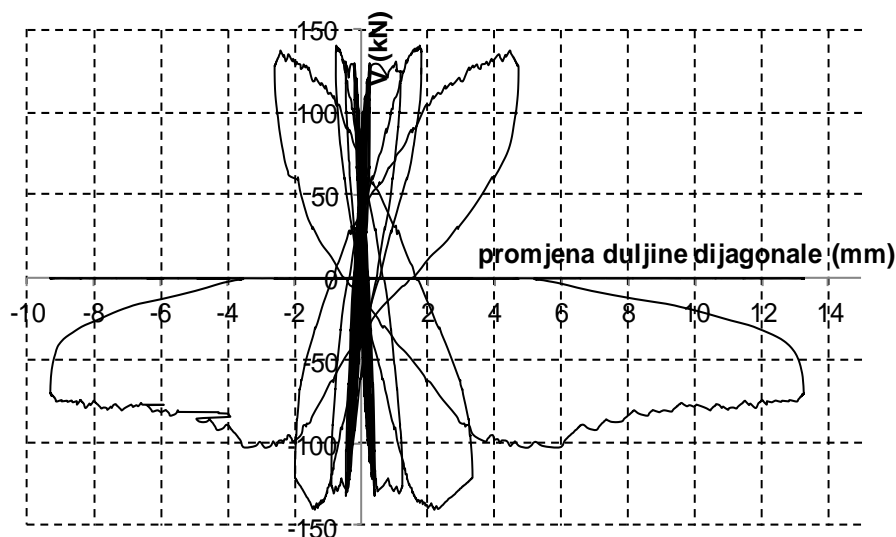


Slika 4.103. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka prema horizontalnom pomaku uzorka C3

Na slici pomaka lijevog i desnog vertikalnog ruba vidi se očekivana simetrija samo do do relativnog katnog pomaka od 0,24%. Ovo je granica od koje pomaci počinju znatno rasti, tj. uzorak značajno popuštati. Pri tome se povećava ukupna tlačna sila u zidu. Očita je nesimetričnost u posljednjoj fazi ispitivanja „guranjem“ pri kojemu se desni rub znatno izdizao pri čemu se lijevi nije očekivano spuštao. Ova se pojava može pripisati značajnom nehomogenosću materijala raspucanog zida kao i elastičnosti grede na koju se upirao gornji rub zida.

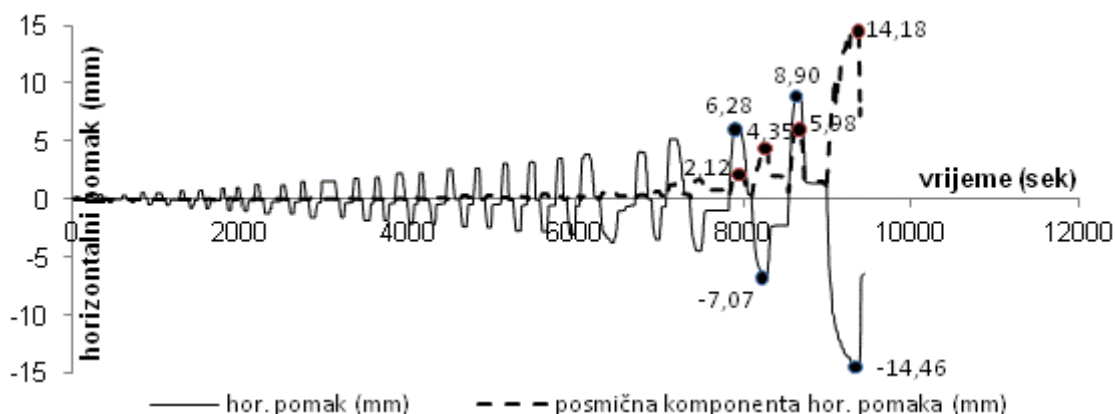


Slika 4.104. Promjena duljina dijagonala uzorka C3



Slika 4.105. Promjena duljina dijagonala o ovisnosti o promjeni hor. sile uzorka C3

Iz mjerene promjene duljina dijagonala određene su posmične deformacije prema ukupnom pomaku očito je značajno posmično popuštanje od relativnog katnog pomaka zida koji odgovara trenutku najveće nosivosti zida, odnosno položaju najveće sile otpora $IDR=0,38\%$.



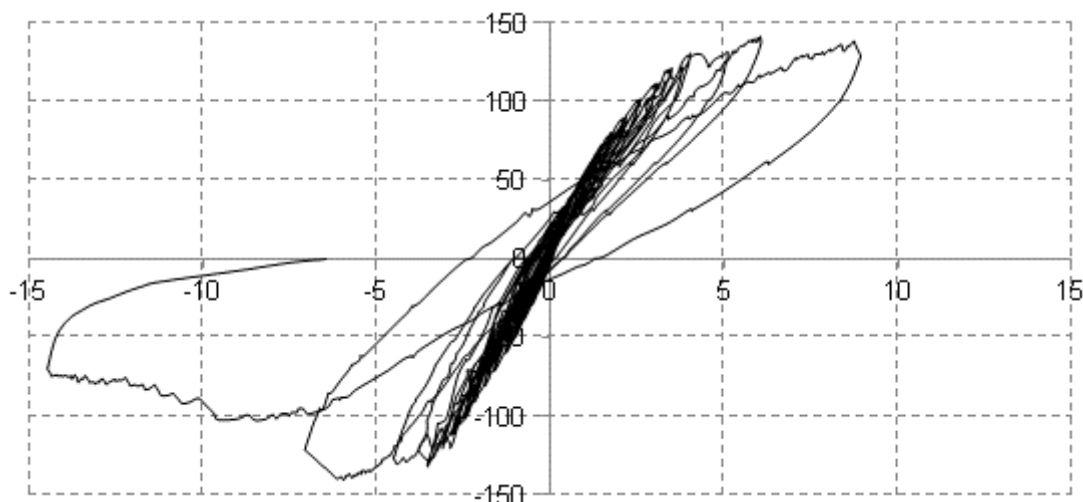
Slika 4.106. Odnos veličine ukupnog mjereno horizontalnog i pomaka od smicanja uzorka C3

Odnos posmičnog prema ukupnom horizontalnom pomaku prikazan je u tablici 4.21.

| relativni katni pomak IDR % | 0,38 | 0,45 | 0,56 | 0,92 |
|---|-------|-------|-------|-------|
| horizontalni pomak (mm) | 6,3 | 7,07 | 8,9 | 14,46 |
| hor. komp. posmične deformacije (mm) | 2,12 | 4,39 | 5,98 | 14,18 |
| udio posmične deformacije u ukupnoj (%) | 33,65 | 62,78 | 67,19 | 98,06 |

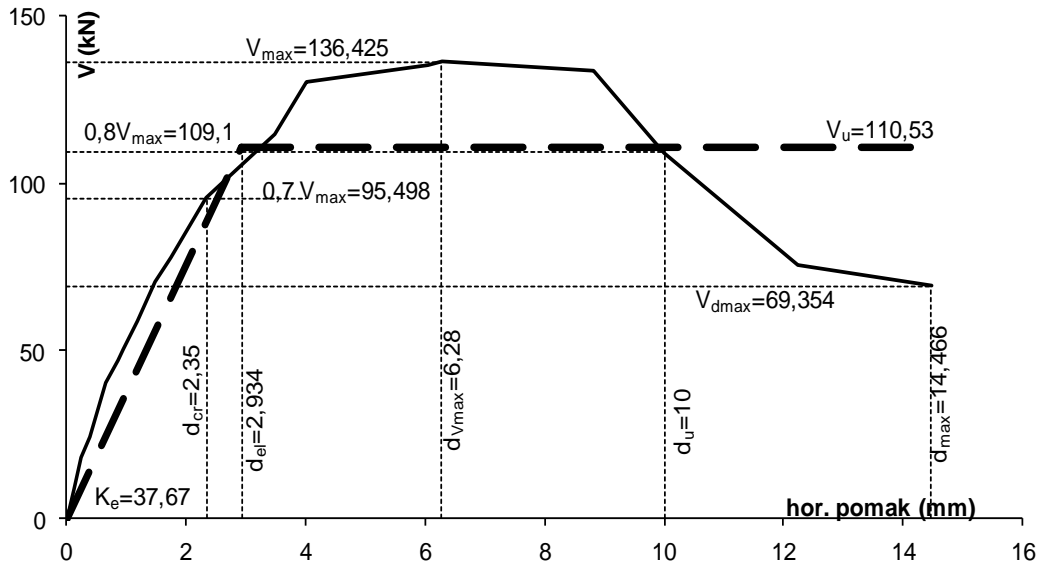
Tablica 4.21. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka C3

Histerezna petlja je izbočenog oblika po ciklusima, što ukazuje na dobru potrošnju energije. Nakon dosezanja najveće vrijednosti nosivosti uzorka nagib pojedinih petlji (ciklusa) postaje sve blaži. Uz blago opadanje sile otpora horizontalni pomak naglo raste do 8,8 mm (IDR=0,56%). Nakon toga u slijedećem ciklusu sila otpora naglo padne na veličinu cca 100 kN, te lagano opada uz veliki prirast pomaka. Uzorak ima velika plastična popuštanja, pri čemu ne dolazi do naglog povećanja širina pukotina ili značajnog ljuštenja stijenki zidnih blokova.



Slika 4.107. Histerezna petlja uzorka C3

Eksperimentalni rezultati idealizirani su na prethodno opisan način bilinearnim oblikom koji onda određuje osnovne općeprihvaćene parametre ponašanja uzorka koji su očitani iz crteža i prikazani u tablici 4.22.

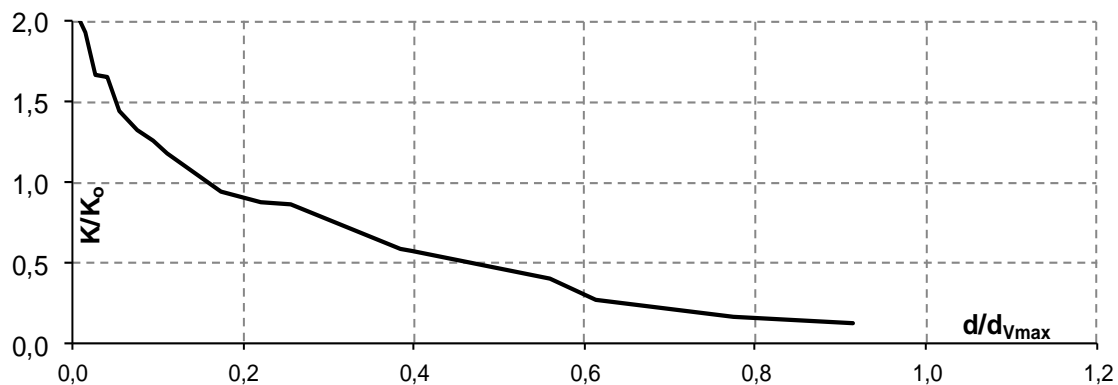


Slika 4.108. Bilinearna idealizacija uzorka C3

| svojstvo | određena vrijednost |
|------------------------------|---------------------|
| početna krutost (kN/mm) | 37,67 |
| granica elastičnosti (kN) | 95,50 |
| granična sila otpora (kN) | 110,53 |
| IDR granice elastičnosti (%) | 0,19 |
| IDR najveće sile otpora (%) | 0,40 |
| IDR granice sloma (%) | 0,63 |

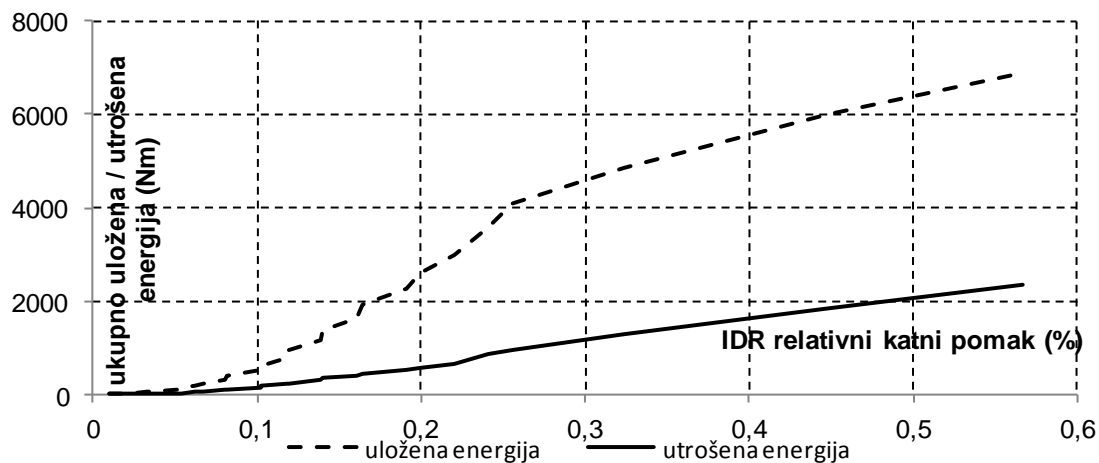
Tablica 4.22. Mehaničke osobitosti uzorka C3

Opadanje sekantne krutosti uzorka prikazano je na slici 4.109. Uz malo početno kolebanje sekantna krutost uzorka opada na očekivani način.

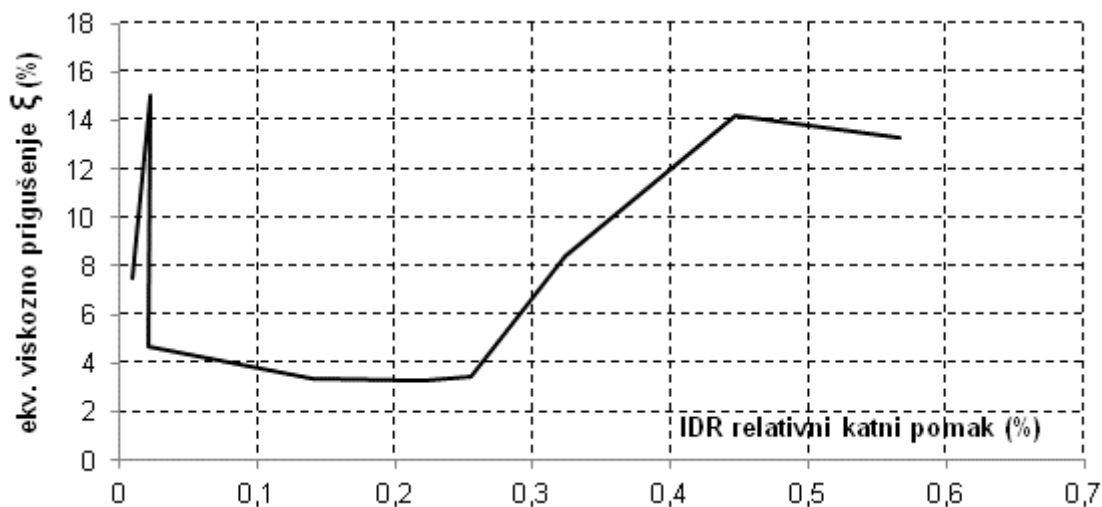


Slika 4.109. Opadanje krutosti

Energetska analiza je provedena za opetovane cikluse opterećenja osim za dio pokusa u kojem se provodilo guranje u jednom smjeru. Potrošnja energije raste nešto brže u području elastičnog ponašanja i nastavlja rasti manje više linearno do vrijednosti najvećeg otpora (V_{max}).



Slika 4.110. Ukupna uložena i potrošena energija uzorka C3

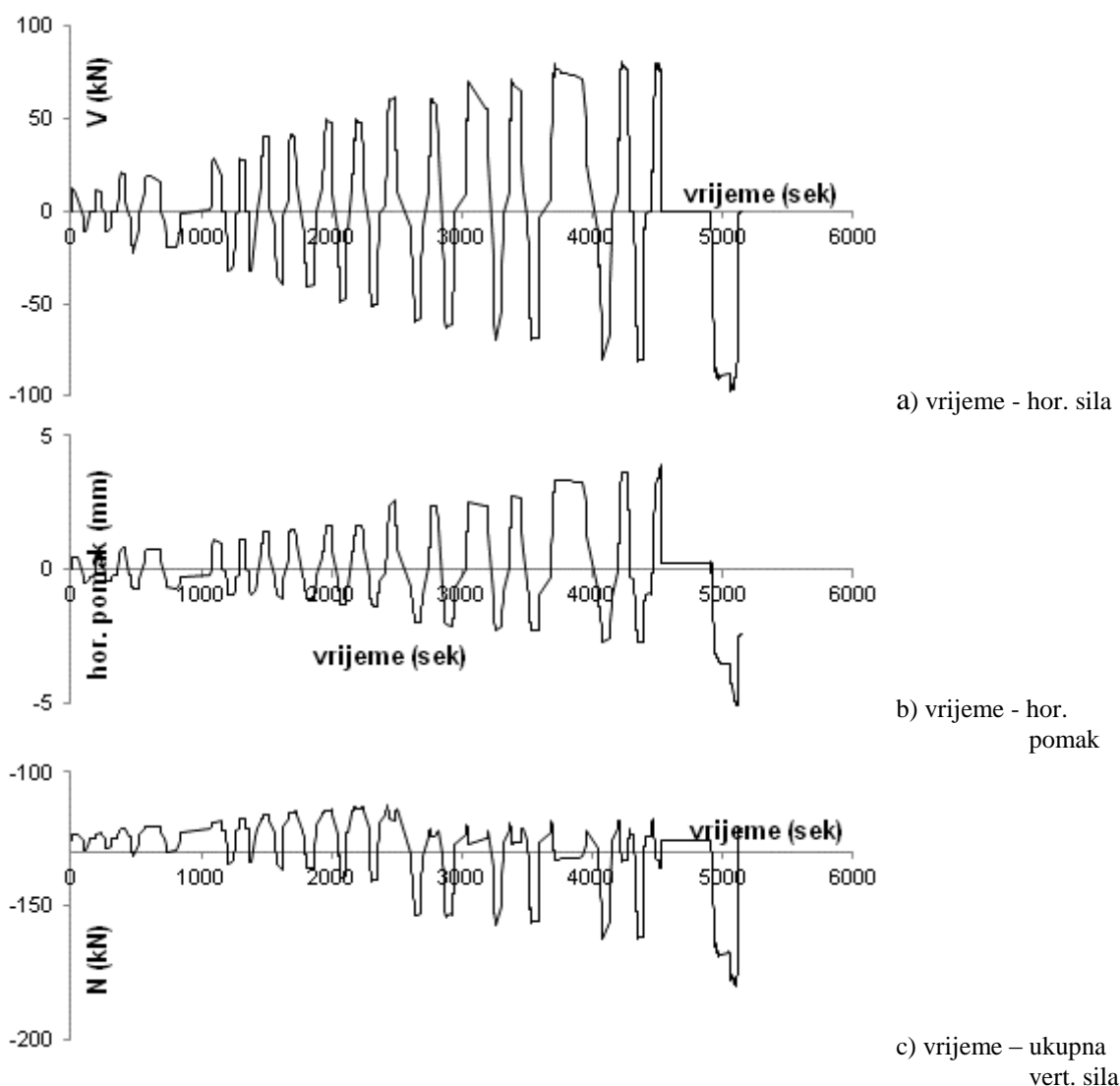


Slika 4.111. Prigušenje uzorka C3

Koeficijent prigušenja ima zakonitost promjene sličan a.b. konstrukcijama, prvobitno opadanje u linearnom i porast u području plastičnog popuštanja.

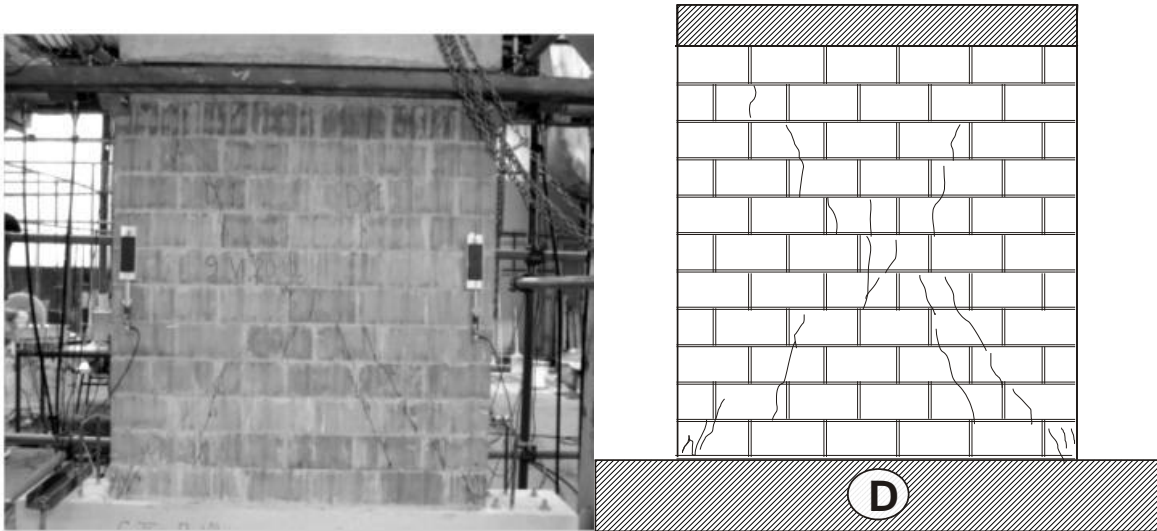
4.7.4. Serija D

Promjenu veličine i smjera horizontalne sile i pomaka na vrhu uzorka D zida prikazuju slike 4.112. a) do c).



Slika 4.112. Promjena horizontalne sile, pomaka i vertikalnog pritiska

Iz prikazane promjene ukupnog vertikalnog opterećenja i horizontalnog pomaka očigledan je trend blagog povećanja tlaka u zidu s porastom horizontalnog pomaka. Prve pukotine su se pojavile u 15 ciklusu opterećenja pri pomaku od 3,83 mm pri temelju, u kutu pritisnutog dijela zida, položene pod cca 60° prema horizontali. U slijedećem ciklusu slika pukotina se ponovila u suprotnom kutu i smjeru. U ciklusu 17, pri relativnom katnom pomaku $IDR=0,24\%$ nastala je isprekidana pukotina u dijagonalnom smjeru, uz neznatnu pojavu tankih kratkih vertikalnih u zidnim elementima. Pri nožici zida opažene su pukotine po središnjem dijelu zida. Nakon guranja u suprotnom smjeru pojavila se druga dijagonalna pukotina, a zid je popustio.



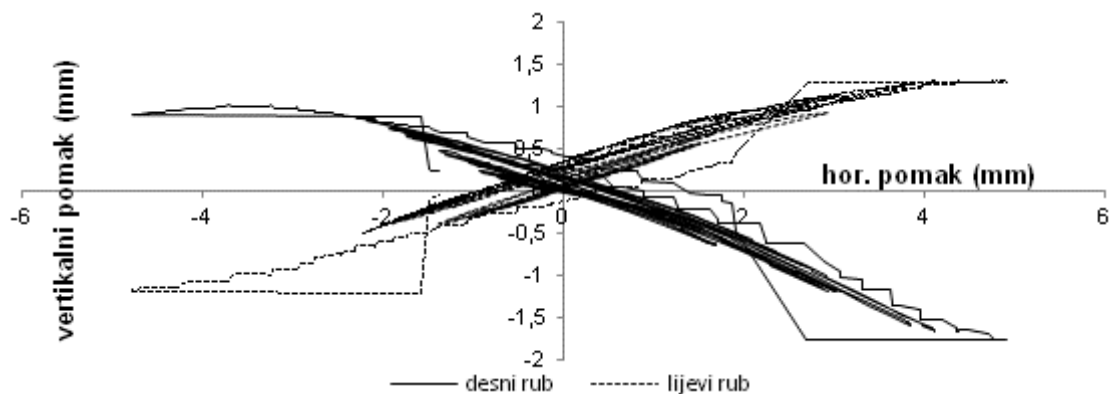
Slika 4.113. Fotografija i crtež pukotina ispitivanog uzorka D

Konačna slika pukotina pokazuje blagu koncentraciju pukotina uz donje rubove, odnosno mjesta nastajanja prvih pukotina.



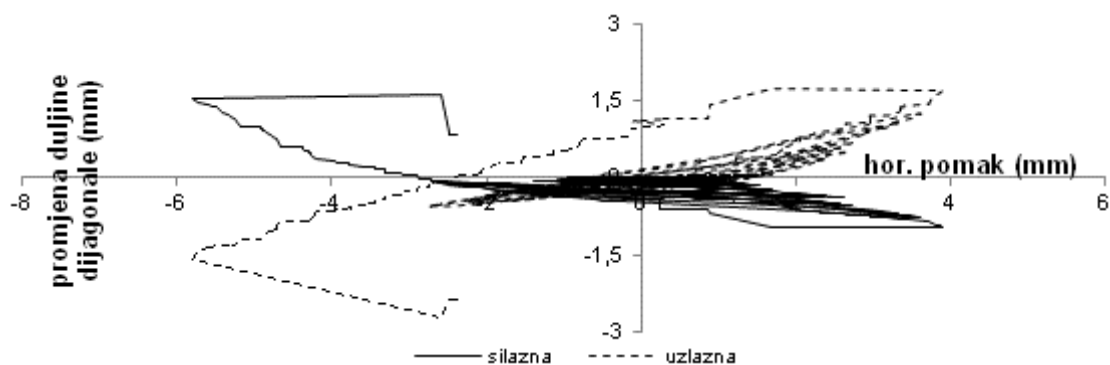
Slika 4.114. Rasprostiranje pukotina po dubini zida uzorka D

Suprotno očekivanom, u zidu koji ima relativno malu duljinu prema visini, slom nije nastao klizanjem. Slika pukotina tipičnog „X“ oblika posljedica je mehanizma sloma uslijed prekoračenja glavnih vlačnih naprezanja. Koncentracija pukotina u donjim kutovima upućuje na zaključak da nastaje blago savijanje koje dovodi do drobljenja rubova.

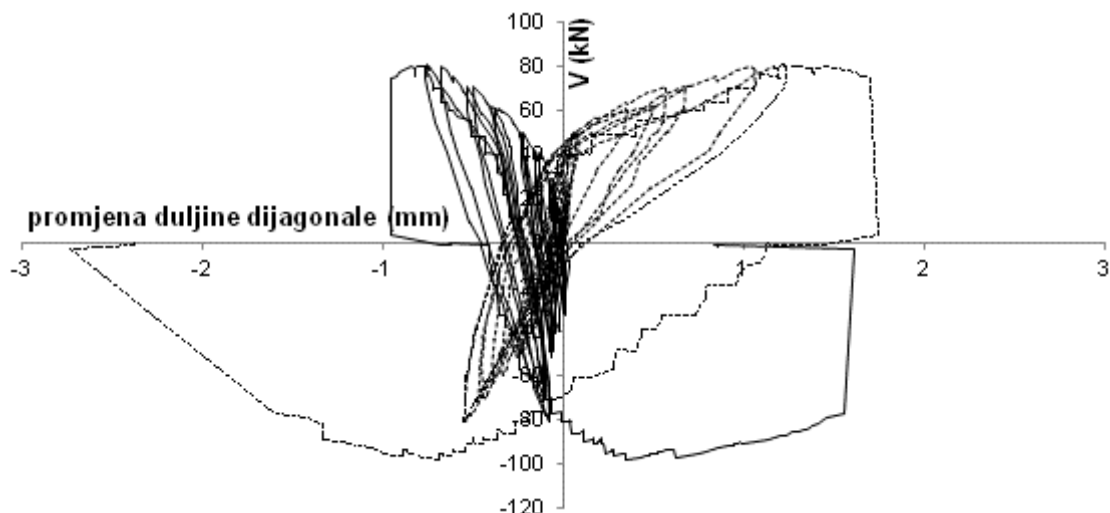


Slika 4.115. Veličina vertikalnog pomaka rubova uzorka D prema horizontalnom pomaku

Na slici pomaka lijevog i desnog vertikalnog ruba vidljiva je velika nesimetrija između lijevog i desnog pomaka, ali sasvim dobra simetrija spuštanja i odizanja lijevog u odnosu na desni rub.

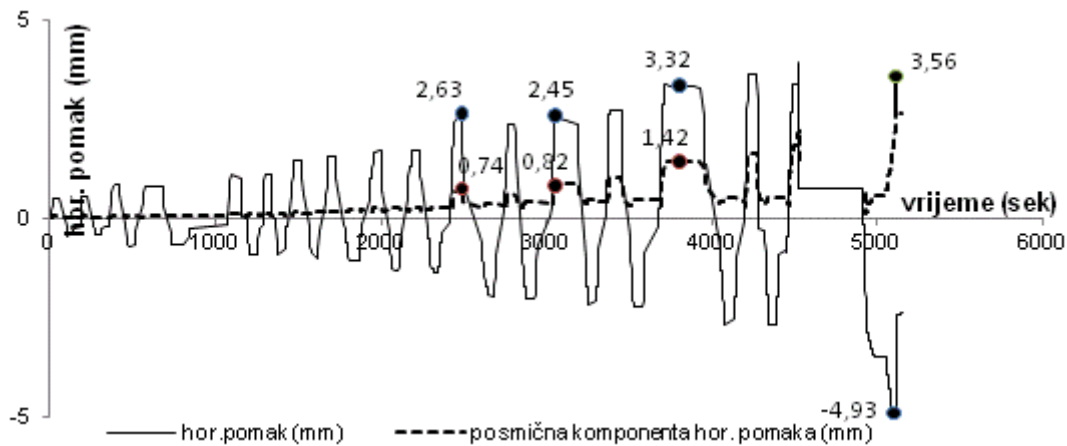


Slika 4.116. Promjena duljina dijagonala u ovisnosti o hor. pomaku uzorka D



Slika 4.117. Promjena duljina dijagonala o ovisnosti o promjeni hor. sile uzorka D

Vidi se neobična promjena duljine jedne od dijagonala. Skraćuje se tijekom svih ciklusa opterećenja, počinje se produljivati tek u području pomaka koji su veći od 3 mm.



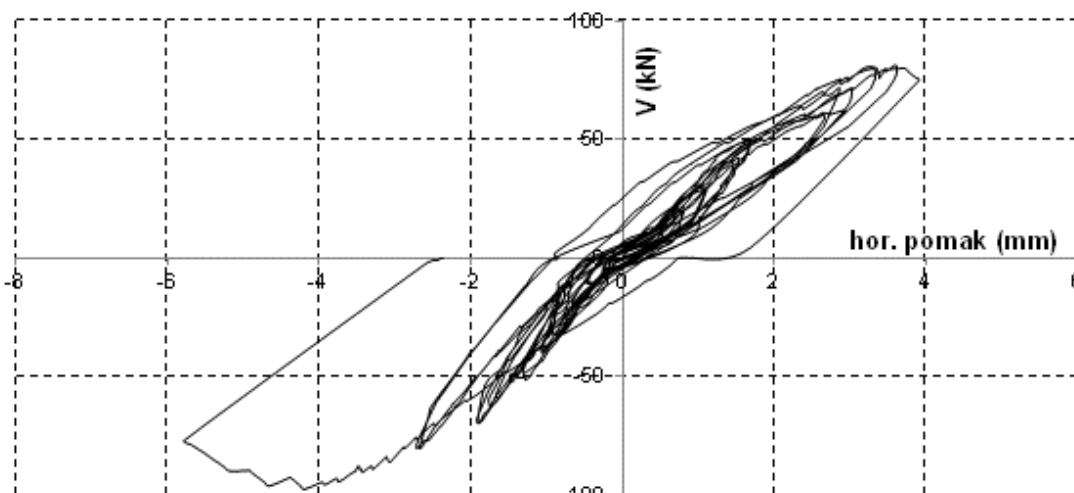
Slika 4.118. Odnos veličine ukupnog mjereno horizontalnog i pomaka od smicanja uzorka D

Veličine odnosa posmičnog prema ukupnom horizontalnom pomaku prikazan je u tablici 4.23. Slom uzorka nastaje pri relativnom katnom pomaku od 0,31% , ali slom ne nastaje samo uslijed prekoračenja posmične čvrstoće.

| relativni katni pomak % | 0,17 | 0,16 | 0,21 | 0,31 |
|---|-------|-------|-------|-------|
| horizontalni pomak (mm) | 2,63 | 2,45 | 3,32 | 4,93 |
| hor. komp. posmične deformacije (mm) | 0,74 | 0,82 | 1,42 | 3,56 |
| udio posmične deformacije u ukupnoj (%) | 28,14 | 33,47 | 42,77 | 72,21 |

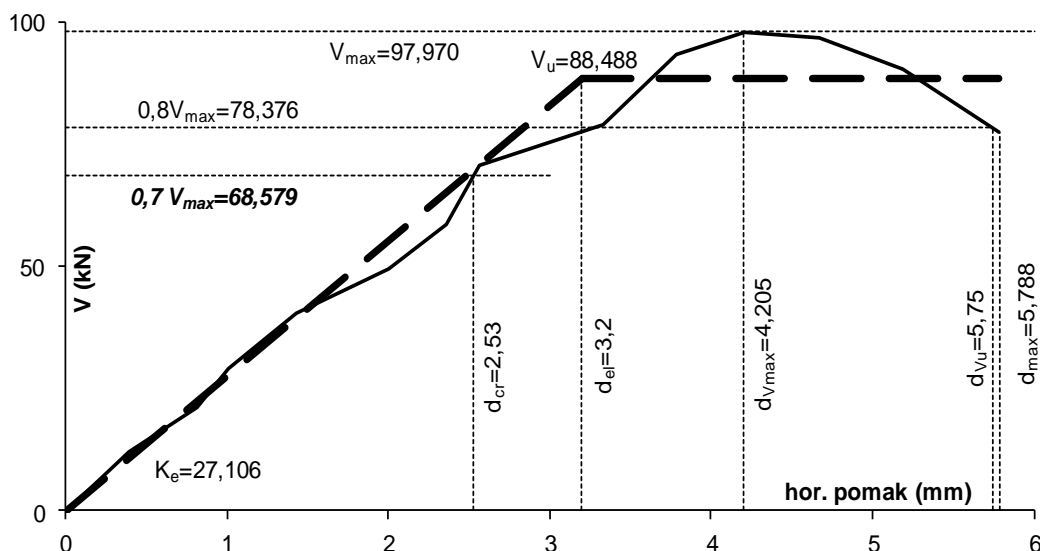
Tablica 4.23. Udio posmične u ukupnoj deformaciji uzorka D

Histerezna petlja je izbočena u svim ciklusima opterećenja. Najveća sila otpora koju je dosegno uzorak do sloma iznosila je 97,97 kN.



Slika 4.119. Histerezna petlja uzorka D

Eksperimentalni rezultati idealizirani su na prethodno opisan način bilinearnim oblikom koji onda određuje osnovne parametre ponašanja uzorka koji su očitani iz crteža i prikazani u tablici 4.24.

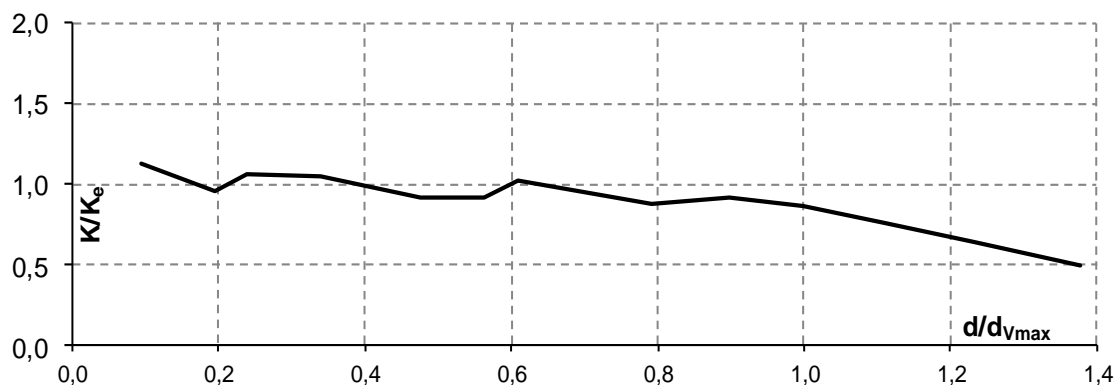


Slika 4.120. Bilinearna idealizacija uzorka D

| svojstvo | određena vrijednost |
|----------------------------------|---------------------|
| elastična krutost (kN/mm) | 27,106 |
| sila pri pojavi 1. pukotine (kN) | 68,579 |
| najveća sila otpora (kN) | 97,97 |
| IDR granice elastičnosti (%) | 0,203 |
| IDR najveće sile otpora (%) | 0,266 |
| IDR granice sloma (%) | 0,363 |

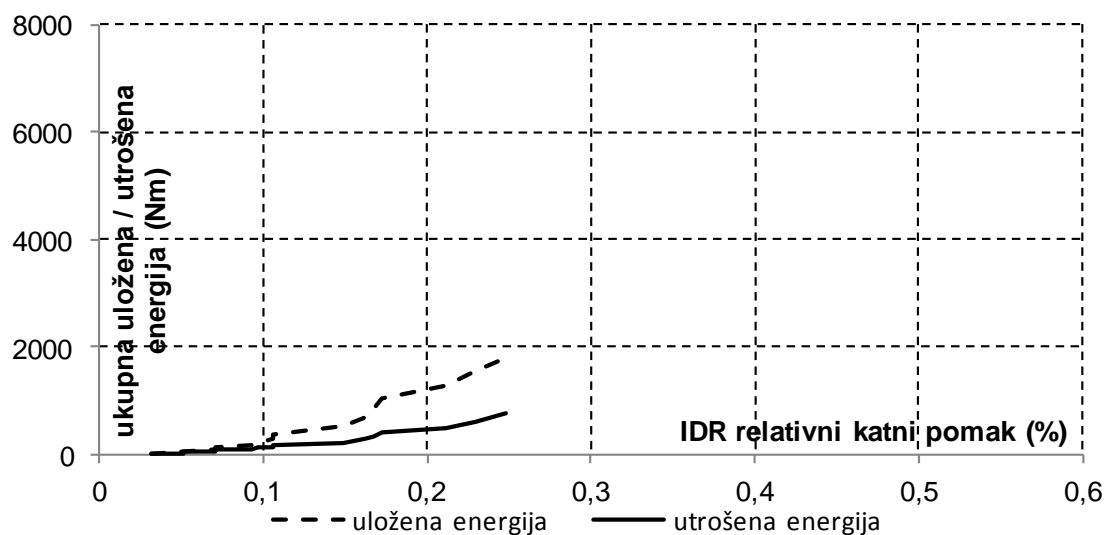
Tablica 4.24. Mehaničke osobitosti uzorka D

Opadanje sekantne krutosti uzorka prikazano je na slici 4.121. Uz malo početno kolebanje sekantna krutost uzorka počinje opadati od pomaka koji odgovara pojavi prvih pukotina u uzorku.

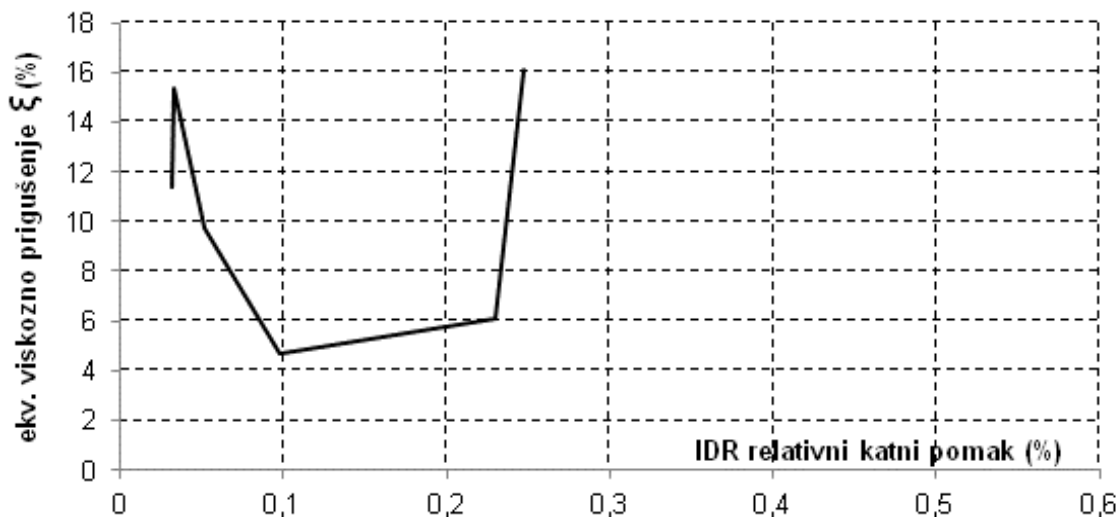


Slika 4.121. Opadanje krutosti uzorka D

Energetska analiza je provedena za opetovane cikluse opterećenja osim za dio pokusa u kojem se provodilo guranje u jednom smjeru. Energija utrošena u deformaciju nešto intenzivnije raste nakon doseganja pomaka koji odgovara pojavi prvih pukotina ($0,7V_{max}$; $IDR=0,16\%$).



Slika 4.122.. Ukupna uložena i potrošena energija uzorka D



Slika 4.123. Prigušenje uzorka D

Koeficijent ekvivalentnog viskoznog prigušenja ima zakonitost promjene sličan a.b. konstrukcijama: prvobitno opadanje u linearnom i porast u području plastičnog popuštanja.

4.8. Prikaz i ocjena rezultata ispitivanja pojedinih tipova modela

Da bi se odredila eventualna zakonitost, odnosno razlike ponašanja pojedinih tipova zidova, po grupama su određena i međusobno uspoređena bitna mehanička svojstva pojedinih grupa zidova i to:

- mehanizmi sloma;
- najveće vrijednosti sila otpora;
- razine oštećenja;
- početne krutosti i njihovo opadanje;
- vrijednosti elastične krutosti i sile otpora te njima pripadajuće vrijednosti pomaka, odnosno duktilnosti, dobivenih bilinearnom idealizacijom;
- sposobnost potrošnje uložene energije, te procjena faktora ekvivalentnog viskoznog prigušenja.

Naposljetku su statistički obrađene anvelope nosivosti i iz njih procijenjen koeficijent ponašanja pojedinih modela i veličina omjera „povećanja nosivosti“.

4.8.1. Mehanizmi sloma

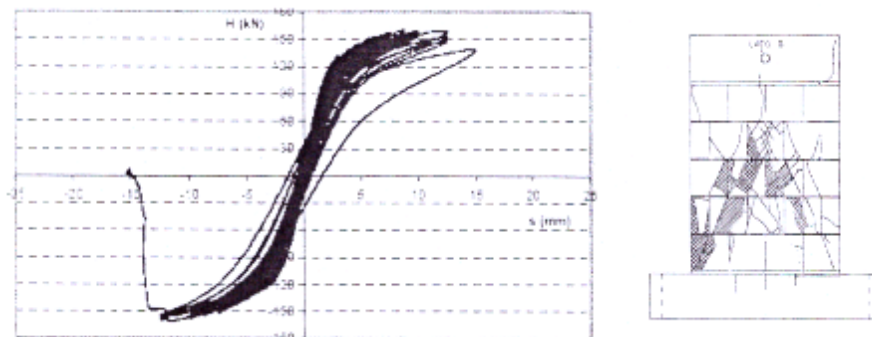
Općenito se mehanizam sloma zida procjenjuje na osnovu nekoliko bitnih pokazatelja: to su oblik histerezne petlje, način nastajanja i konačna slika pukotina, te usporedbe nosivosti određenih na osnovu pretpostavke o načinu sloma. Mehanizam sloma klizanjem kod zidova sa serklažima je isključen. Za potrebe određivanja nosivosti na savijanje koristit će se pojednostavljeni izraz koji u obzir uzima samo nosivost armature u vertikalnim serklažima (Frumento i dr. 2009.):

$$M_{sav} = A_{sa} \cdot f_y \cdot d' \quad \dots\dots\dots(4.12.),$$

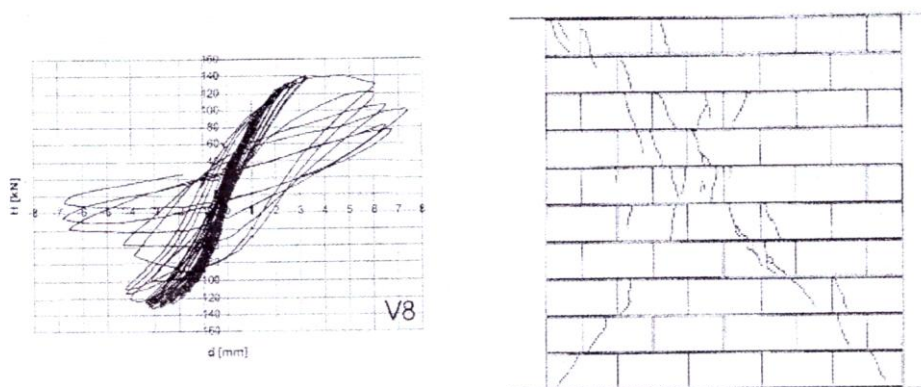
gdje je A_{sa} površina vertikalne armature, f_y granica velikih izduženja armature, a d' razmak težišta poprečnih presjeka vertikalnih serklaža. Tako se za obostrano upet zid dobije veličina poprečne sile nosivosti na savijanje kao:

$$V_{sav} = \frac{M_{sav}}{0,5 \cdot H} = \frac{2,01 \cdot 59,4 \cdot 129,7}{0,5 \cdot 158,3} = 195,76 \text{ kN} \quad \dots\dots\dots(4.13.)$$

Tanki , „S“ oblik histerezne petlje odlika je sloma savijanjem, dok „obla“ histerezna petlja s dijagonalnim pukotinama zida odgovara posmičnom slomu.



Slika 4.124. Histerezna petlja i slika pukotina savojnog mehanizma sloma (Frumento i dr.2009, str.80)



Slika 4.125. Histerezna petlja i slika pukotina posmičnog mehanizma sloma (Frumento i dr.[2009], str.84)

S obzirom da je najveća nosivost svih omeđenih uzoraka bila 155 kN ne očekuje se pojava mehanizma sloma savijanjem, već posmičnim popuštanjem po tlačnoj dijagonali ili hibridni pri kojemu nastaju kose pukotine u zidu i hor. pukotine koje nastaju od savijanja u armiranobetonskim serklažima. Analizirat će se popuštanje pojedinih tipova uzoraka da se provjeri ova pretpostavka.

4.8.1.1. Tip A

Način nastajanja pukotina je za prva dva uzorka tipa A bio jednak: prvo su nastale vlasaste vertikalne pukotine ograničene po visini na po jedan zidni element, a u kasnijim fazama opterećenja kose pukotine koje su se protezale po cijeloj duljini dijagonale zida uz nešto veći broj pukotina u gornjoj polovini visine zida. Uz to su na vanjskim rubovima armiranobetonskih vertikalnih serklaža nastale pukotine tipične za savijane grede. Uzorak A3

se ponašao nešto drugačije: bez pojave vertikalnih pukotina u uzorku je došlo do trenutnog popuštanja. Uz prasak se otvorila pukotina po cijeloj dijagonali u času kada je relativni katni pomak iznosio 0,3% (4,7mm). Nakon toga, u slijedećem koraku, pri djelovanju sile suprotnog smjera, otvorila se dijagonalna pukotina drugog smjera. Konačna slika pukotina imala je tipični X oblik od samo dvije dominantne pukotine. Oblik histerezne petlje uzoraka A3 i A2 ne razlikuje se oblikom, obje imaju konkavno zaobljenje koje daje relativno veliku potrošnju energije. Za uzorak A2 posmična deformacija u trenutku sloma iznosi 76% ukupne, a za uzorak A 3, 57% ukupne horizontalne deformacije.

Ocjena mehanizma sloma: HIBRIDNI (posmični sa savijanjem u vertikalnim serklažima)

4.8.1.2. Tip B

Pukotine su u sva tri uzorka početno nastajale koso na kutevima zida uz „zub“ betona vertikalnih serklaža. Postepeno im se povećavao broj, formirale su se pukotine kroz središnji dio zida, ali bez znatnije koncentracije u smjeru dijagonale. Naposljetku su se pukotine iz kuteva vert. serklaža proširile u beton. U uzorku B2 pukotine su nastale u a.b. temeljnoj gredi. Općenito uzevši pukotina je više nego u uzorcima tipa A, a raspršene su po cijeloj plohi zida, bez znatnije koncentracije u području dijagonale zida. Ljuštenje stijenki zidnih elemenata nastalo je na jednom uzorku. Ova se pojava može pripisati lokalnom izvijanju zidnih elemenata. Histerezne petlje su bitno „deblje“ od onih u uzorcima tipa A, a mjereni udio posmične deformacije u dva uzorka je 96% i 78%.

Ocjena mehanizma sloma: POSMIČNI

4.8.1.3. Tip C

Prve pukotine nastale su u središnjem dijelu zida, položene su koso, te su se postepeno širile prema rubovima zida. Konačno nije bilo značajne koncentracije pukotina u području dijagonale zida s nešto većim brojem pukotina manje duljine na gornjoj polovini zida. U završnim ciklusima opterećenja pojavile su se horizontalne pukotine na vanjskim vertikalnim ploham a.b. vertikalnih serklaža. Pri tome su se ljuštile vanjske stijenke zidnih elemenata. Ova se pojava pripisuje lokalnom izvijanju zidnih elemenata. Histerezne petlje su debljine slične uzorcima tipa B. Mjereni udio posmične deformacije u ukupnoj na dva uzorka iznosi 96% i 98%.

Ocjena mehanizma sloma: POSMIČNI

4.8.1.4. Tip D

Prve dijagonale su nastale približno pod 60% prema horizontali, sa ishodištem u donjem kutu zida. U slijedećim ciklusima se broj pukotina uz donje kutove zida povećao, a pukotine su se širile po visini zida. Mjereni podaci promjene duljine dijagonala pokazuju velik udio posmičnih pomaka u ukupnim, pri slomu to iznosi 72%.

Ocjena mehanizma sloma: POSMIČNI

4.8.2. Opis oštećenja

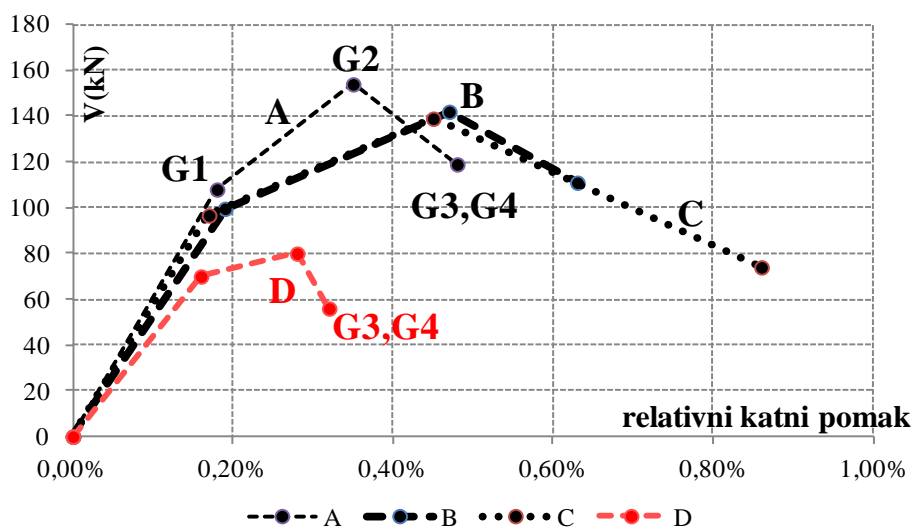
U svim tipovima uzoraka uglavnom su nastajale dijagonalne pukotine bez drobljenja kutova zida. Prema EMS-98 skali (Grünthal, 1998), nivoi oštećenja su određeni kao:

- 1. stupanj : blaga oštećenja (G1)
- 2. stupanj : srednje teška oštećenja (G2)
- 3. stupanj : teška oštećenja (G3)
- 4. stupanj : jako teška oštećenja (G4)
- 5. stupanj : uništenje (G5)

U tablici 4.25. prikazane su veličine relativnog katnog pomaka i pripadajuće horizontalne sile odgovarajuće pojedinom stupnju oštećenja uz detaljan opis nastajanja i vrste oštećenja koja su nastajala pri ispitivanju uzoraka. S obzirom na mogućnosti dostupne opreme pri eksperimentu uzorci nisu ispitani do potpunog rušenja nego na prethodno opisani način do graničnog stanja nosivosti. Stoga je bilo nemoguće odrediti krivulju odnosa ukupne horizontalne sile i relativnog katnog pomaka do stupnja G5. Krivulje su određene za svaki tip uzoraka posebno kao srednja vrijednost rezultata triju uzoraka i prikazane na slici 4.126. zalomljenom linijom u kojoj prva i druga točka zaloma označavaju točke G1 i G2. Kako se radi o iznimno krtime konstruktivnim elementima bilo je nemoguće odrediti razliku između nivoa oštećenja 3 i 4. Stoga posljednja točka ovako određene krivulje oštećenja predstavlja točku G3 i G4.

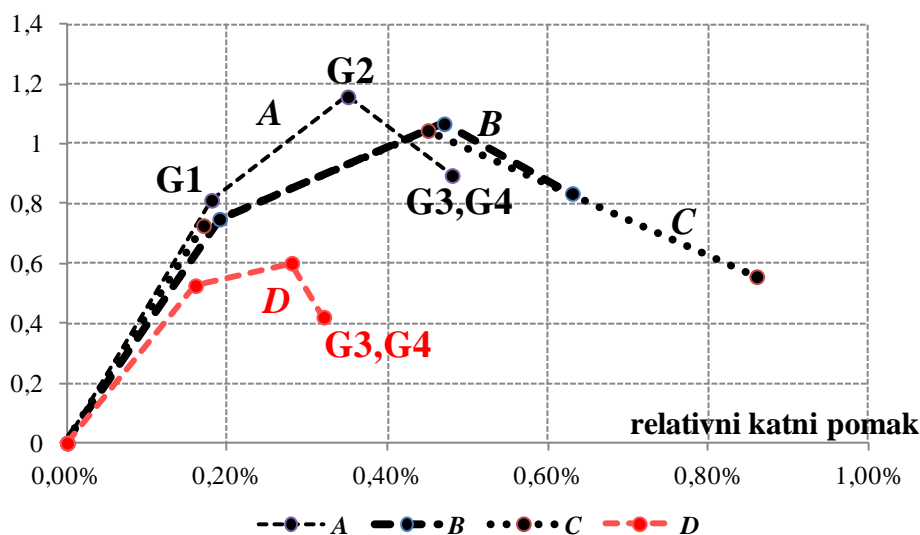
| Uzorak | blaga oštećenja 1. stupanj | | srednje teška oštećenja 2. stupanj | | teška oštećenja 3. i 4. stupanj | | Uočena šteta | |
|--------|-------------------------------|---------------|--|---------------|------------------------------------|---------------|--------------|--|
| | IDR(%) | V (kN) | IDR(%) | V (kN) | IDR(%) | V (kN) | | |
| A | A1 | 0.17 | 112.8 | 0.30 | 156 | 0.36 | 129 | Pojava vlasastih vertikalnih pukotina ograničenih na pojedine zidne elemente (G1). Prve dijagonalne pukotine pojavile su se u srednjem dijelu zida (G2). Širenje dijagonalnih pukotina prema kutovima (G3). Potpuno formirane pukotine X- oblika u zidu i horizontalne pukotine na vanjskim plohama vertikalnih serklaža u sredini visine zida (G4). |
| | A2 | 0.17 | 89 | 0.41 | 125 | 0.62 | 86 | |
| | A3 | 0.19 | 125.0 | 0.35 | 180 | 0.47 | 141 | |
| | prosj./ stand. dev. | 0.18 /0.01 | 108.9 /18.3 | 0.35 /0.06 | 154 /27.6 | 0.48 /0.13 | 119 /28.9 | |
| B | B1 | 0.20 | 117.2 | 0.38 | 167 | 0.47 | 133 | Prve pukotine nastaju na kutovima uz „zube“ vertikalnih serklaža, te se postepeno koso šire prema sredini zida (G1). Nastaje sasvim nepravilna mreža isprekidanih pukotina po cijeloj plohi (G2). Pukotine se iz zida šire u beton vertikalnih serklaža u podnožju zida (G3). Širenje pukotina u betonu i ljuštenje stijenci zidnih elemenata (G4). |
| | B2 | 0.21 | 91.5 | 0.65 | 131 | 0.76 | 105 | |
| | B3 | 0.16 | 90.0 | 0.39 | 129 | 0.66 | 96 | |
| | prosj./ stand. dev. | 0.19 /0.03 | 99.6 /15.3 | 0.47 /0.15 | 142 /21.4 | 0.63 /0.15 | 111 /19.3 | |
| C | C1 | 0.19 | 104.5 | 0.64 | 149 | 0.82 | 64 | Prve pukotine su nastale u smjeru dijagonala u sredini visine zida, pružajući se po zidnim elementima i kroz mort sljubnica (G1). Broj dijagonalnih pukotina se povećavao u oba smjera (G2). Nastaje sve veći broj pukotina manje duljine, uglavnom u gornjoj polovini zida, preko zidnih elemenata i morta u sljubnicama. Pukotine se u kutovima spoja vertikalnih i horizontalnih serklaža šire dijagonalno u beton (G3). Potpuno formiran X-oblik slike pukotina u zidu te serija hor. pukotina betona vertikalnih serklaža (G4). |
| | C2 | 0.19 | 90.1 | 0.32 | 132 | 0.86 | 88 | |
| | C3 | 0.14 | 95.5 | 0.40 | 136 | 0.90 | 69 | |
| | prosj./ stand. dev.. | 0.17 /0.03 | 96.7 /7.3 | 0.45 /0.17 | 139 /8.9 | 0.86 /0.04 | 74 /12.7 | |
| D | D | 0.16 | 70 | 0.28 | 80 | 0.32 | 56 | Kose pukotine nagiba strmijeg od dijagonala po visini jednog do dva elementa (G1). X-oblik pukotina gušći u donjem dijelu zida (G2). Koncentracija pukotina uz donje kutove zida (G3&4). |

Tablica 4.25. Opis oštećenja tijekom ispitivanja na horizontalno cikličko opterećenje svih uzoraka



Slika 4.126. Krivulje oštećenja uzoraka A,B,C i D

Krivulje oštećenja normalizirane vertikalnim pritiskom u zidu prikazane su na crtežu 4.127.



Slika 4.127. Normalizirane krivulje oštećenja uzoraka A,B,C i D

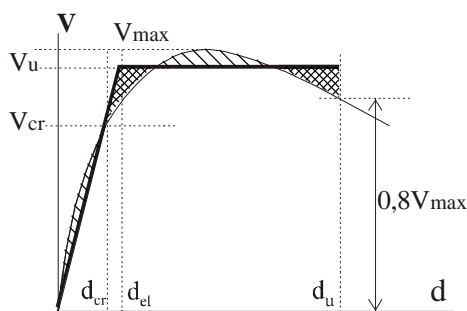
Očita je značajna razlika oštetljivosti zidova pojedinih tipova, pri čemu je očigledno da najbolja svojstva pokazuju zidovi tipa C, a tip B nešto manju oštetljivost od tipa A. Očekivano, nearmirani zid D je po opasnosti od oštećenja daleko iznad razine omeđenog zida.

| Tip zida | G1 (%) | G2 (%) | G3,G4 (%) |
|----------|--------|--------|-----------|
| A | 0,18 | 0,35 | 0,48 |
| B | 0,19 | 0,47 | 0,63 |
| C | 0,17 | 0,45 | 0,86 |
| D | 0,16 | 0,28 | 0,32 |

Tablica 4.26. Relativni katni pomaci na granicama oštećenja G1, G2, G3 i G4

4.8.3. Sposobnost deformacije

Određene su vrijednosti horizontalnih pomaka koje odgovaraju veličinama d_{el} - pomaku na granici elastičnosti, d_u – graničnom pomaku, d_{cr} – pomaku koji odgovara pojavi prvih pukotina i koeficijent duktiliteta μ_u - veličina omjera graničnog i pomaka na granici elastičnosti.



Slika 4.128. Anvelopa nosivosti i njezina bilinearna idealizacija

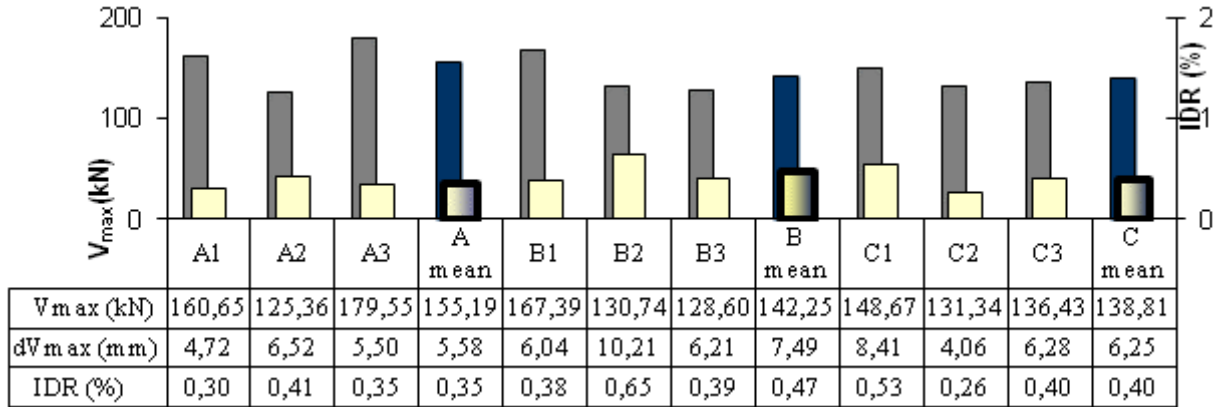
Srednje vrijednosti graničnih pomaka rastu od tipa A do tipa B za 35% , a od tipa B do tipa C za 10%. Srednje vrijednosti d_{el} kreću se u vrlo uskom području, od 3,45 mm do 4,02 mm, odnosno oko $IDR=0,25\%$. Pojava prvih pukotina d_{cr} isto tako nastaje u vrlo uskom području srednjih vrijednosti: od 2,48 mm do 2,91 mm, tj. $IDR= 0,17\%$. Međutim, faktor duktiliteta značajno raste od tipa A (1,83), preko B (2,44) do C (3,12) što predstavlja porast od A do C od 70%.

| serija | uzorak | d_u | d_{el} | d_{cr} | μ_u |
|-----------------------|--------|--------------|-------------|-------------|-------------|
| A | A1 | 5,70 | 3,82 | 2,76 | 1,49 |
| | A2 | 8,70 | 3,62 | 2,76 | 2,40 |
| | A3 | 7,20 | 4,52 | 3,20 | 1,59 |
| srednja vrijednost | | 7,20 | 3,99 | 2,91 | 1,83 |
| standardna devijacija | | 1,50 | 0,47 | 0,25 | 0,50 |
| B | B1 | 7,40 | 3,81 | 2,90 | 1,94 |
| | B2 | 11,60 | 4,80 | 3,40 | 2,42 |
| | B3 | 10,20 | 3,45 | 2,60 | 2,96 |
| srednja vrijednost | | 9,73 | 4,02 | 2,97 | 2,44 |
| standardna devijacija | | 2,14 | 0,70 | 0,40 | 0,51 |
| C | C1 | 11,00 | 3,36 | 2,74 | 3,27 |
| | C2 | 10,90 | 4,06 | 2,35 | 2,68 |
| | C3 | 10,00 | 2,93 | 2,35 | 3,41 |
| srednja vrijednost | | 10,63 | 3,45 | 2,48 | 3,12 |
| standardna devijacija | | 0,55 | 0,57 | 0,23 | 0,39 |
| | D | 5,75 | 3,20 | 2,53 | 3,27 |

Tablica 4.27. Vrijednosti pomaka pri pojavi prvih pukotina, na granici elastičnosti i granični pomak svih uzoraka

4.8.4. Nosivosti

Najveće sile nosivosti i njima odgovarajući relativni katni pomaci prikazani su u tablici 4.28.



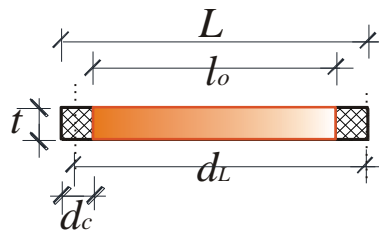
Tablica 4.28. Najveće sile otpora i pripadajući horizontalni pomaci svih uzoraka

Iz tablice 4.28. se vidi da uzorci tipa A daju najveću horizontalnu silu otpora pri najmanjem pomaku, uzorci tipa B 9% manju silu uz 30% veći pomak, dok uzorci tipa C imaju najmanju horizontalnu silu otpora pri horizontalnom pomaku nešto većem od tipa A, a manjem od tipa B. Neka značajnija zakonitost u odnosu horizontalne sile otpora i njima pripadajućih pomaka ne mogu se uočiti.

Usporedba vrijednosti najvećeg posmičnog kapaciteta nosivosti određenih prema odredbama EC6 (uključujući EC2), te prema preporukama priznatih stručnjaka u području zidanih konstrukcija, Tomaževića(1999) i Floresa i Alcocera (1996) prikazane su u tablici 4.29.

- Nosivost omeđenog zida prema EC-6 i EC-2 određuje se kao zbroj nosivosti zida i serklaža kako je to propisano. $V_{Rd} = V_{Rd1} + V_{Rd2}$ (opisano u 2.3.3), gdje je V_{Rd1} nosivost zida, a V_{Rd2} nosivost a.b. serklaža.

$$d_L = 1297 \text{ mm}; \quad l_o = 1157 \text{ mm}; \quad d_c = 140 \text{ mm}; \quad t = 190 \text{ mm}; \quad L = 1437 \text{ mm}$$



Slika 4.129. Tlocrt omeđenog uzorka zida s oznakama za proračun

$$V_{Rd1} = (0,44 + 0,291 \cdot 0,49) \cdot 190 \cdot 1157 = 128,07 \text{ kN} \dots\dots\dots(4.14.)$$

$$V_{Rd1} = 0,065 \cdot 17 \cdot 190 \cdot 1157 = 242,91 \text{ kN} \dots\dots\dots(4.15.)$$

$$V_{Rd2} = (0,59 + 0,15 \cdot 4,81) \cdot 190 \cdot 110 = 27,4 \text{ kN} \quad \dots\dots\dots(4.16.)$$

$$V_{Rd2}^* = (0,59 - 0,15 \cdot 3,83) \cdot 190 \cdot 110 = 0,32 \text{ kN} \quad \dots\dots\dots(4.17.)$$

$$V_{Rd} = 128,07 + 27,4 + 0,32 = 155,79 \text{ kN} \quad \dots\dots\dots(4.18.)$$

- Nosivost omeđenog zida prema Tomaževiću ovisna je o omjeru visine i duljine zida i mehaničkim svojstvima materijala, te broju i promjeru uzdužne armature serklaža:

$$c_1 = \frac{2 \cdot 1,25 \cdot 1,15 \cdot 1157}{1650} = 2,016 \quad \& \quad b = \frac{1650}{1475} = 1,15 \quad \dots\dots\dots(4.19.)$$

$$V_{Rd}(T) = \frac{0,22 \cdot 1157 \cdot 190}{2,016 \cdot 1,15} \cdot \left[1 + \sqrt{2,016^2 \left(1 + \frac{0,49}{0,22} \right) + 1} \right] + 4 \cdot 0,806 \cdot 8^2 \cdot \sqrt{36 \cdot 594} \quad \dots\dots\dots(4.20.)$$

$$V_{Rd} = 98,7 + 30,2 = 128,9 \text{ kN}. \quad \dots\dots\dots(4.21.)$$

- Nosivost omeđenog zida prema Floresu i Alcoceru određuje se kao nosivost zida povećana za 25%:

$$V_{cr}(A \& F) = 0,5 \cdot 0,44 \cdot 1437 \cdot 190 + 0,3 \cdot 133 = 99,1 \text{ kN} \quad \dots\dots\dots(4.22.)$$

$$V_{Rd}(A \& F) = 1,25 \cdot 99,1 = 123,83 \text{ kN}. \quad \dots\dots\dots(4.23.)$$

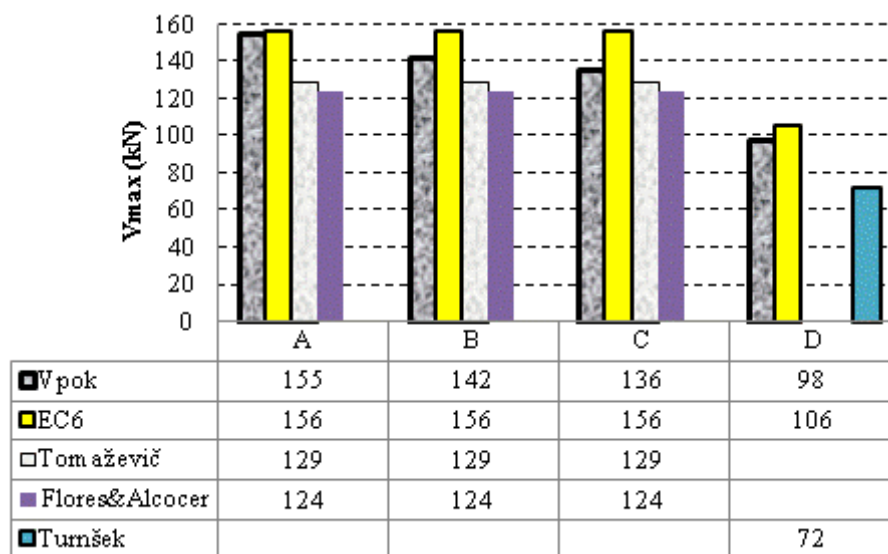
- Određena je nosivost nearmiranog zida prema EC-6 :

$$V_{Rd} = \frac{0,48 \cdot 1437^2 \cdot 190}{1650} \cdot \left(1 - \frac{0,48}{3 \cdot 0,22} \right) = 105,84 \text{ kN}, \quad \dots\dots\dots(4.24.)$$

- Prema autorima Turnšek i Čačoviču:

$$V_{Rd} = 1437 \cdot 190 \cdot \frac{0,22}{1,5} \cdot \sqrt{\frac{0,48}{0,22} + 1} = 71,53 \text{ kN}. \quad \dots\dots\dots(4.25.)$$

Rezultati proračuna uspoređeni s eksperimentalnim vrijednostima prikazani su tablici 4.29.



Tablica 4.29. Usporedba najvećih sila otpora određenih prema EC6, Tomaževiću i Floresu&Alcoceru i eksperimentalnih vrijednosti

Rezultati pokazuju da EC6 dobro predviđa nosivost nearmiranih zidova. Za zidove uokvirane serklažima nosivost određena prema EC6 dobro poklapanje s eksperimentalnim podacima pokazuje za tip zidova A, dok za tipove B i C premašuje postignute vrijednosti (tip B - 8%; tip C - 13%). Najveće vrijednosti sila nosivosti dobivene prema autorima Tomaževiću i Floresu&Alcoceru vrlo skoro se podudaraju, međutim podbacuju u odnosu na eksperimentalno određene veličine za cca 9%.

4.8.5. Krutosti

Krutosti određene bilinearnom idealizacijom za pojedine uzorke prikazane su u tablici 4.30. Uspoređene su s vrijednostima određenim prema EC8 za obostrano upete neraspucane zidove i određeni faktori raspucanosti β .

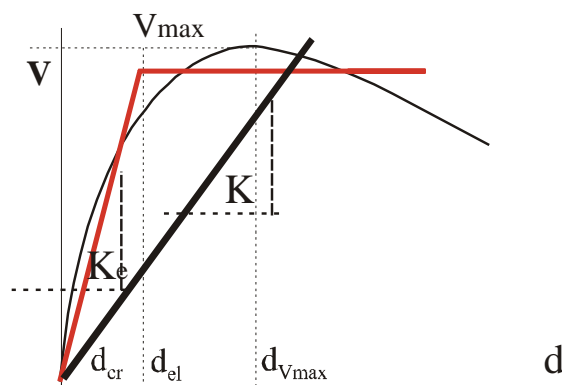
| uzorak | K [kN/mm] | bilinearna ideal. K_e (kN/mm) | koef. raspucanosti β [%] |
|-----------------------|-----------|---------------------------------|--------------------------------|
| A1 | 100 | 40,72 | 41 |
| A2 | 100 | 31,64 | 32 |
| A3 | 100 | 39,33 | 39 |
| srednja vrijednost | | 37,23 | |
| standardna devijacija | | 4,89 | |

| | | | |
|-----------------------|-----|-------|----|
| B1 | 100 | 40,41 | 40 |
| B2 | 100 | 26,92 | 27 |
| B3 | 100 | 34,62 | 35 |
| srednja vrijednost | | 33,98 | |
| standardna devijacija | | 6,77 | |
| C1 | 100 | 37,93 | 38 |
| C2 | 100 | 39,1 | 39 |
| C3 | 100 | 37,67 | 38 |
| srednja vrijednost | | 38,23 | |
| standardna devijacija | | 0,76 | |
| D | 100 | 27,11 | 27 |

Tablica 4.30. Usporedba krutosti pojedinih uzoraka i koeficijenti raspucanosti presjeka

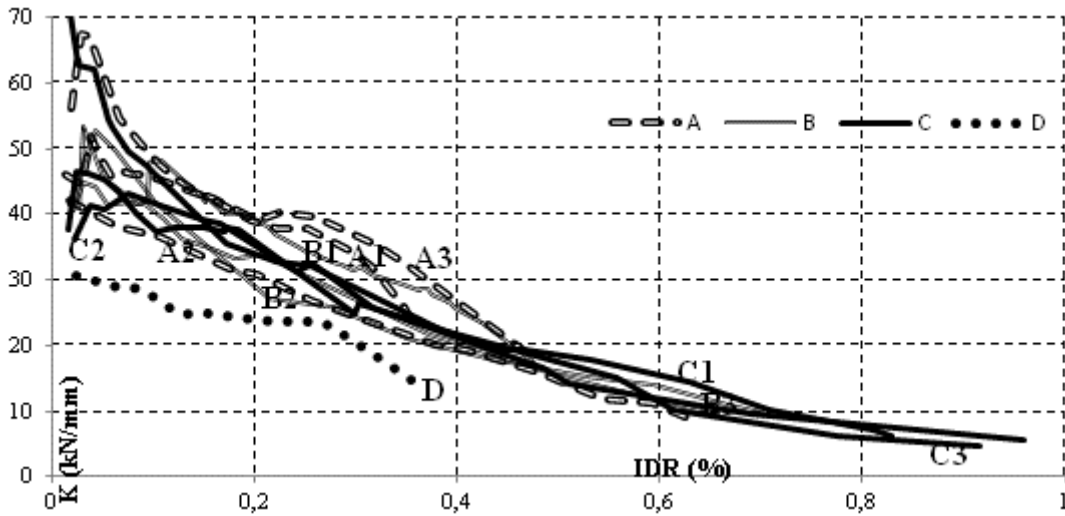
Koeficijent raspucanosti presjeka praktički je jednakih vrijednosti za sva tri tipa zida, a kreće se u rasponu od 34% do 38%, gdje je opet očigledna ujednačenost rezultata uzoraka tipa C.

Uspoređene su krivulje opadanja sekantne krutosti na ovojnica nosivosti za pojedine tipove uzoraka. Napravljen je dijagram odnosa krutosti K i relativnog katnog pomaka, te dijagram odnosa $\frac{K}{K_e}$ u odnosu prema omjeru $\frac{d}{d_{V_{max}}}$.



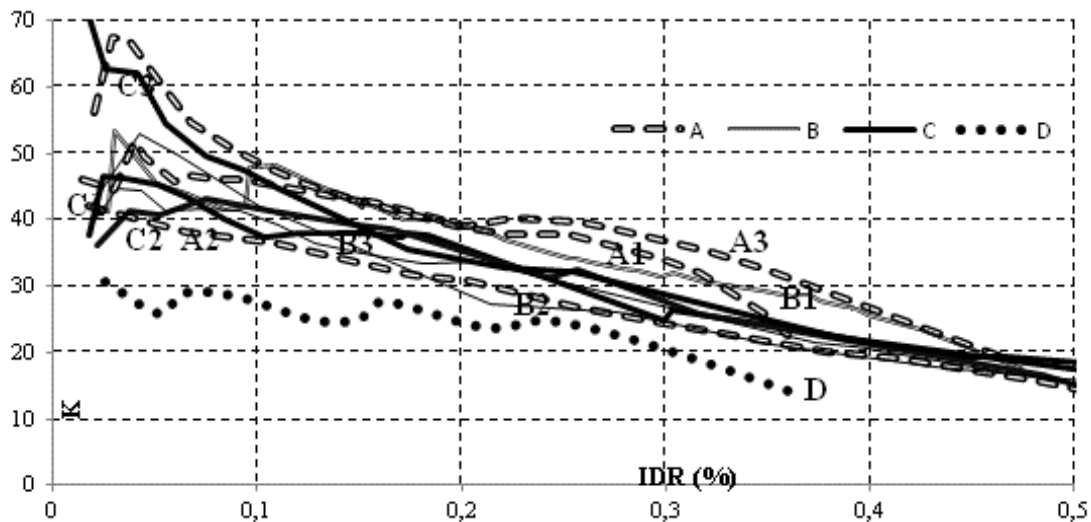
Slika 4.130. Način određivanja sekantne krutosti „k“

Svi uzorci imaju sličan način opadanja krutosti. Do vrijednosti relativnog katnog pomaka od cca 0,4% svim uzorcima krutost padne na 50% početne vrijednosti. Kod uzoraka veće početne krutosti degradacija krutosti je jača do pomaka od 0,2% , a nakon toga se svi uzorci ponašaju slično.



Slika 4.131. Promjena krutosti svih uzoraka ovisnosti o relativnom katnom pomaku u području IDR=0-1%

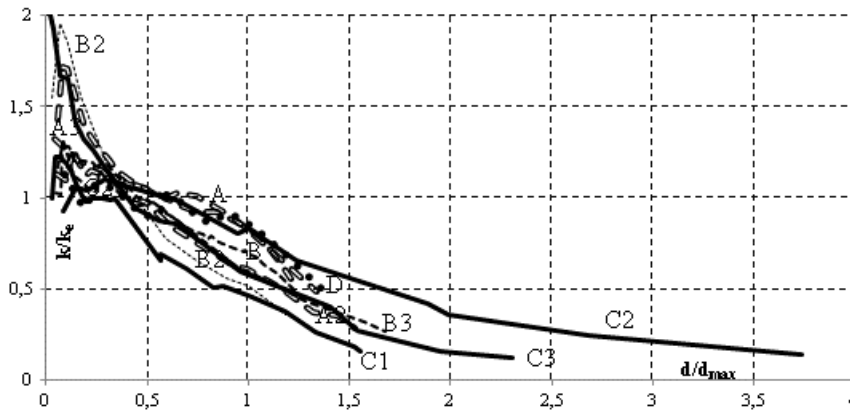
Način opadanja krutosti u apsolutnim vrijednostima u odnosu na relativni katni pomak prikazan je na slici 4.131. Kod uzorka A1 i A3 pri relativnom katnom pomaku od 0,2-0,4% uočljiv je blagi porast krutosti koji bi se mogao pripisati aktiviranju krutosti a.b. okvira vertikalnih i horizontalnih serklaža bez značajnijeg sudjelovanja zida. Ova je pojava znatno izražena na uzorku A3 čije je ponašanje bilo izrazito krhko. Detaljniji prikaz u području IDR=0-0,5% nalazi se na slici 4.132.



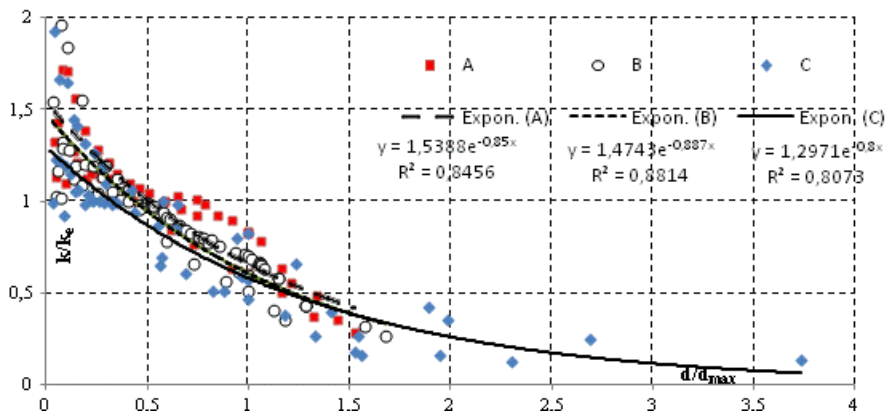
Slika 4.132. Promjena krutosti svih uzoraka ovisnosti o relativnom katnom pomaku u području IDR=0-5%

Način prikaza promjene sekantne krutosti koji preporučuje Tomažević (1999) globalno daje očekivanu zakonitost promjene relativne krutosti prema ovisnosti $\frac{K}{K_e}$ prema relativnom

pomaku $\frac{d}{d_{Vmax}}$ (Slika 4.133.).



Slika 4.133. Promjena omjera krutosti $\frac{K}{K_e}$ svih uzoraka ovisnosti o omjeru relativnog pomaka $\frac{d}{d_{Vax}}$ (prikaz rezultata pojedinih uzoraka)

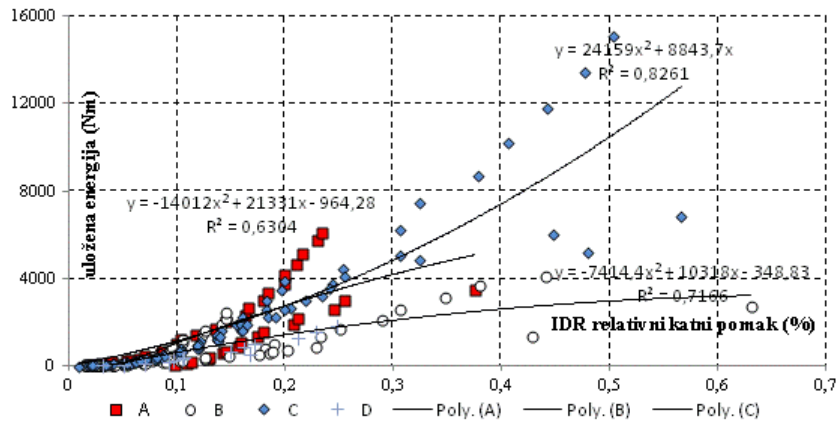


Slika 4.134. Promjena omjera krutosti $\frac{K}{K_e}$ pojedinih tipova uzoraka ovisnosti o omjeru relativnog pomaka $\frac{d}{d_{Vax}}$

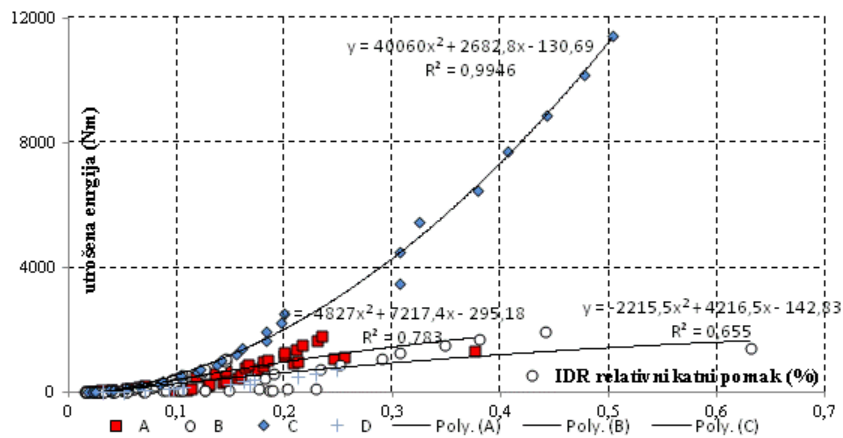
Pri tome su načini opadanja krutosti za sva tri tipa uzoraka vrlo slični, kako pokazuje slika 4.134.

4.8.6. Energija i prigušenje

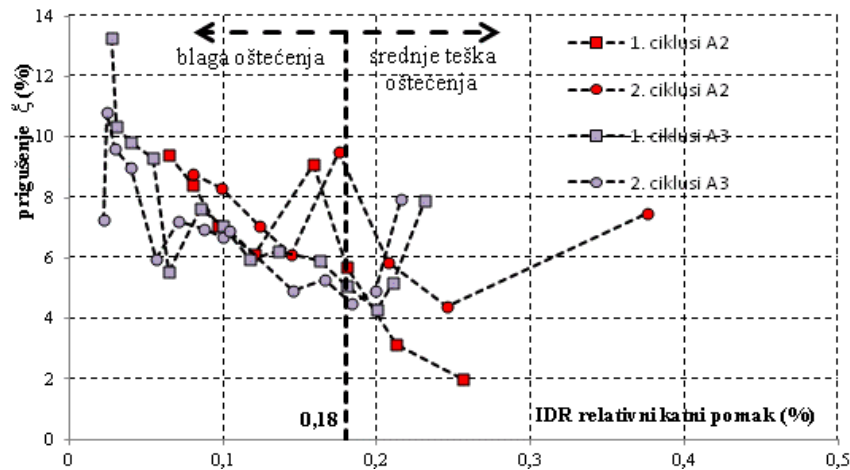
Po pojedinim ciklusima ispitivanja određena je ukupno uložena i disipirana energija. Izračunat je koeficijent histereznog prigušenja prema (4.11.). Veličina uložene i utrošene energije izražena je u odnosu prema relativnom katnom pomaku, odnosno veličini deformacije uzorka. Na isti je način prikazana i veličina prigušenja. Pri tome je određena prosječna vrijednost prigušenja u ovisnosti o veličini relativnog katnog pomaka. Veličine uložene i utrošene energije, te histereznog prigušenja određeno je po pojedinim ciklusima i prikazano u ovisnosti o relativnim katnim pomacima.



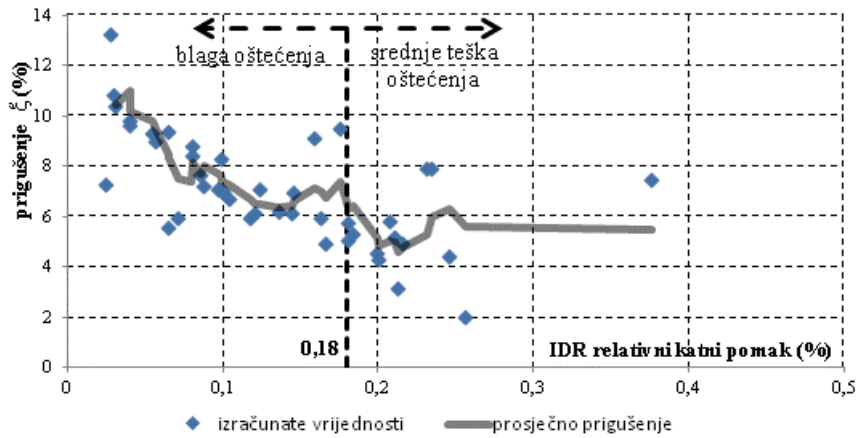
Slika 4.135. Ukupno uložena energija do granice teških oštećenja za tipove uzoraka A, B, C i D



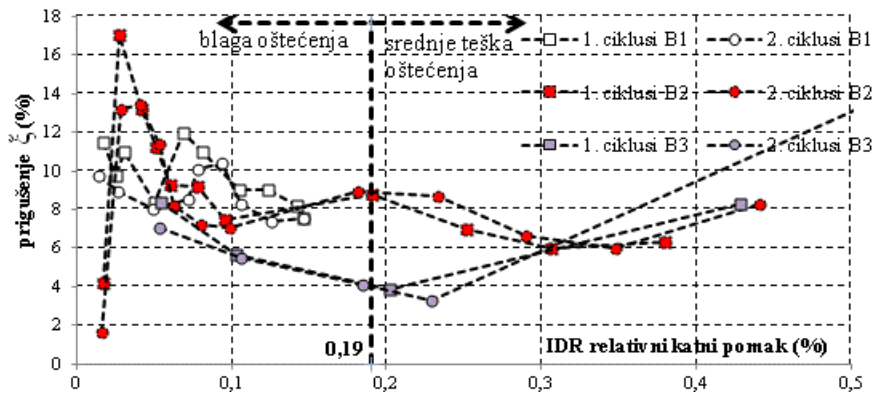
Slika 4.136. Ukupno utrošena energija do granice teških oštećenja za tipove uzoraka A, B, C i D



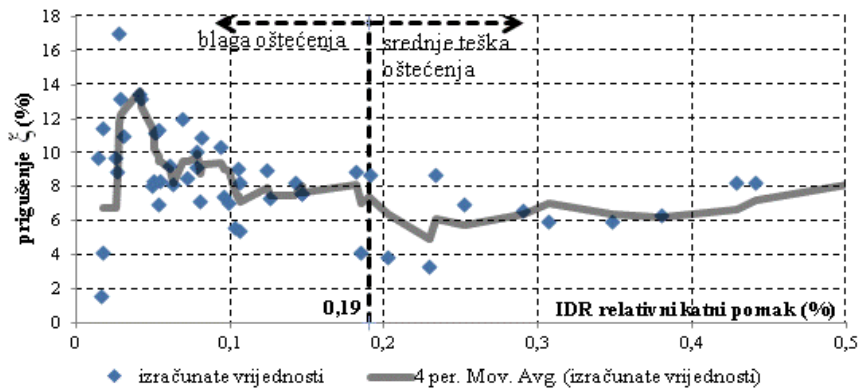
Slika 4.137. Prigušenje uzoraka tipa A



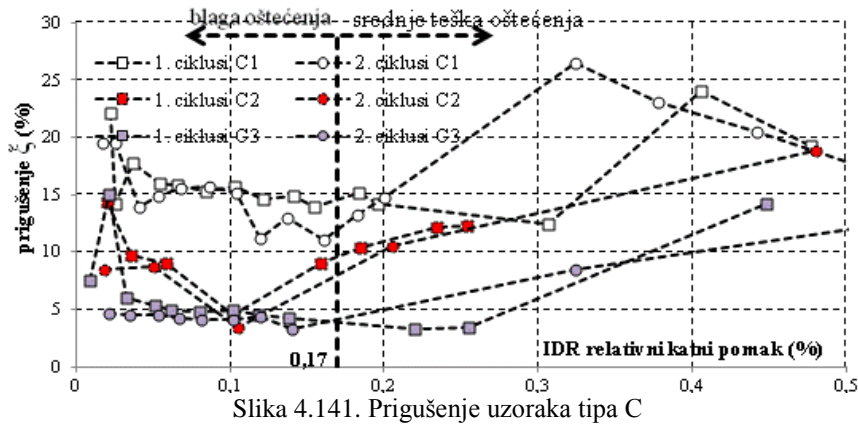
Slika 4.138. Prosječne vrijednosti koeficijenta histereznog prigušenja za uzorke tipa A



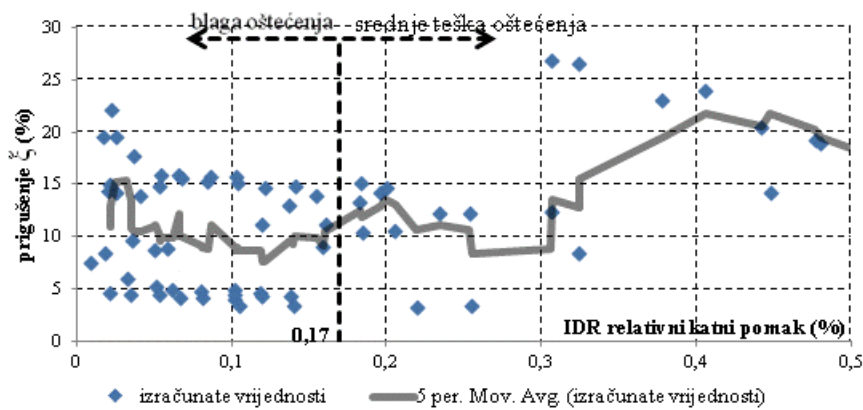
Slika 4.139. Prigušenje uzoraka tipa B



Slika 4.140. Prosječne vrijednosti koeficijenta histereznog prigušenja za uzorke tipa B



Slika 4.141. Prigušenje uzoraka tipa C

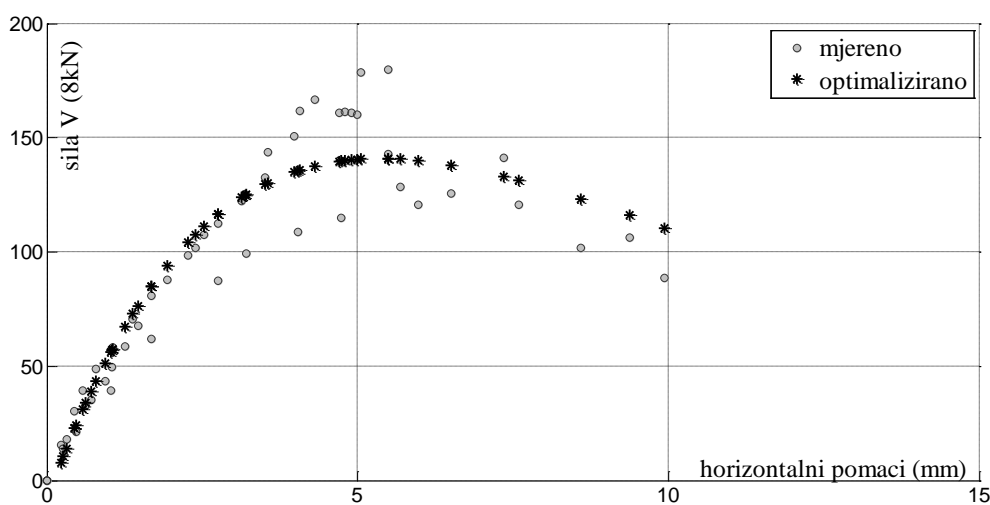


Slika 4.142. Prosječne vrijednosti koeficijenta histereznog prigušenja za uzorke tipa C

Do relativnog katnog pomaka od 0,2% (preko granice blagih oštećenja) uložena energija pokazuje podjednake vrijednosti uz veliki rasap rezultata. Kada deformacije prijedü pomake blagih oštećenja energija utrošena u uzorke tipa A i C naglo poraste, s time što tip A dolazi do granice velikih oštećenja pri $IDR=0,48\%$, a tip C tek pri 0,86% relativnog katnog pomaka. Uzorak tipa B pokazuje blaži prirast uložene energije, ali pri tome ostaje u području ispod granice teških oštećenja do relativnog katnog pomaka od 0,63%. Pri tome uložena i utrošena energija pokazuju jednak trend porasta za pojedine tipove uzoraka. Koeficijenti histereznog prigušenja kod svih uzoraka pokazuju veće vrijednosti u prvim ciklusima opterećivanja. Kod uzoraka tipa A prosječne vrijednosti prigušenja od početnih 10% opadnu do granice blagih oštećenja na oko 6%, da bi se nakon toga ustalile na vrijednostima u granicama 5-6%. Za uzorke tipa B prigušenje od početnih cca 14% do granice blagih oštećenja opadne na cca 7% nakon čega ostaje u granicama 6-8%. Prosječne vrijednosti koeficijenta histereznog prigušenja za uzorke tipa C stagniraju oko vrijednosti 10% od početka opterećivanja do relativnog katnog pomaka od 0,3%. Nakon toga prigušenje počinje lagano rasti do 20% kod relativnog katnog pomaka od 0,5%.

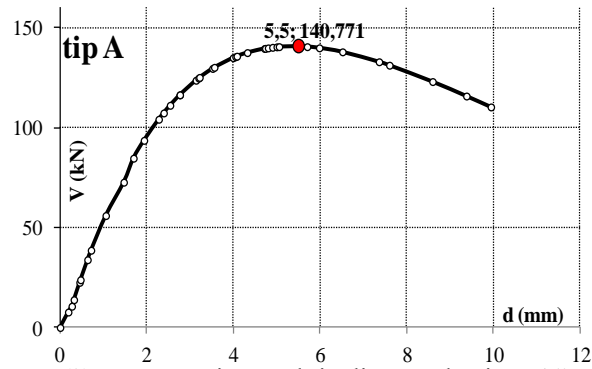
4.8.7. Faktor ponašanja

Optimizacija rezultata anvelopa nosivosti triju uzoraka za pojedine tipove zidova provedena je programom MatLab, Nelder-Mead-ovim algoritmom, „fitfun“ istraživačkom metodom, funkcijom tipa $y = c_1 e^{-\lambda_1 t} + c_2 e^{-\lambda_2 t}$, koja aproksimira lokalni optimum za glatke funkcije, gdje su „c“ linearni, a „λ“ nelinearni parametri. Obradom rezultata pojedinih uzoraka (Matlab R2012a) dobivene su idealizirane krivulje nosivosti za uzorke tipa A, B, C i D kako pokazuje slika 4.143.

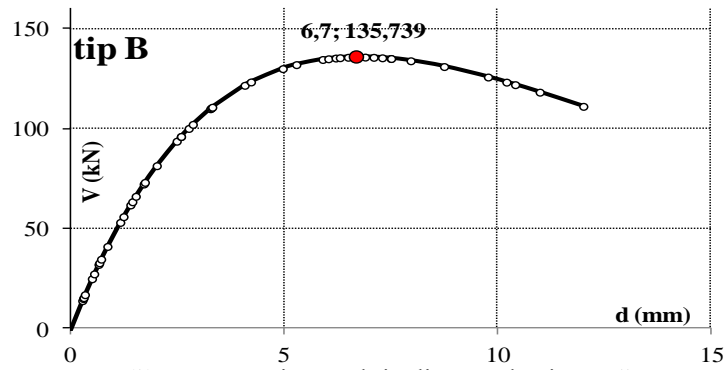


Slika 4.143. Primarna krivulja uzoraka tipa „A“ (MatLab, Nelder-Meadov algoritam)

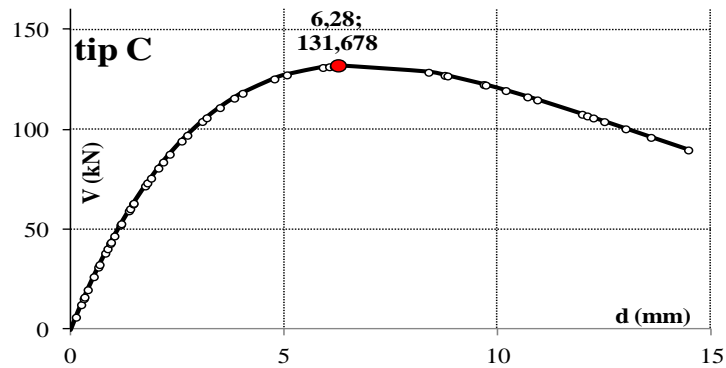
Anvelope nosivosti pojedinih uzoraka su obrađene programom Excel te su određene krivulje anvelopa nosivosti koje su prikazane na slikama 4.144. do 4.148. Najveću silu otpora postiže zid tipa A, dok B i C imaju približno jednake anvelope nosivosti uz vrlo malu razliku najveće sile nosivosti (cca 3%). Međutim, tipovi zidova B i C postižu svoju najveću vrijednost pri pomacima većim za cca 20% od zida tipa A. Nakon postizanja najveće sile otpora, nosivost zidova tipa B i C opada sporije, pri čemu zid tipa C ima najveću deformaciju prije nego li dospije u područje jako teških oštećenja. Nearmirani zid (tip D), naravno, ima značajno manju otpornost i sposobnost deformacije od zidova sa vertikalnim serklažima. Početne krutosti zidova tipa A su nešto veće od krutosti zidova tipa B i C koje su podjednake vrijednosti.



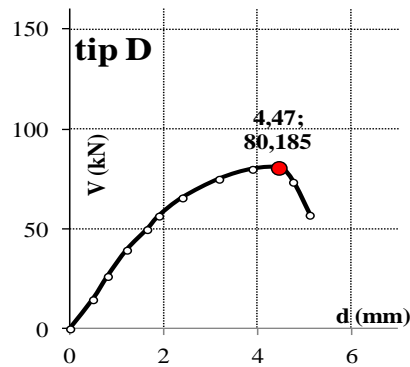
Slika 4.144. Primarna krivulja uzoraka tipa „A“



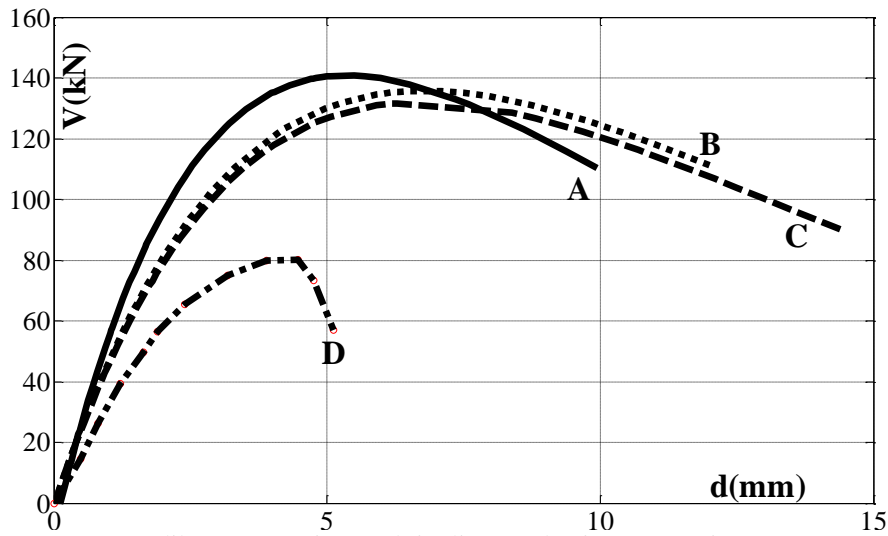
Slika 4.145. Primarna krivulja uzoraka tipa „B“



Slika 4.146. Primarna krivulja uzoraka tipa „C“

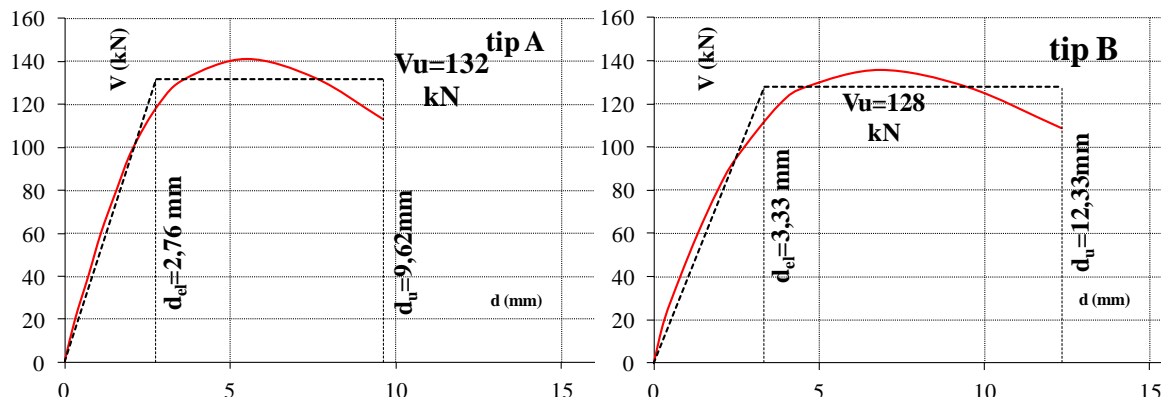


Slika 4.147. Primarna krivulja uzoraka tipa „C“

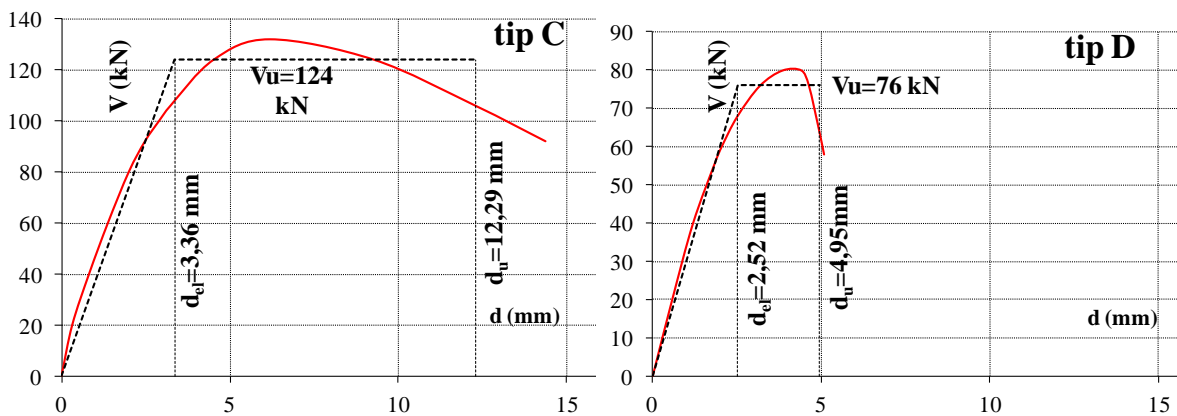


Slika 4.148. Primarne krivulja uzoraka tipa A, B, C i D

Obradom dobivenih krivulja nosivosti određene su veličine elastične krutosti, graničnog pomaka i granične sile na način kako je to opisano u pog.4.6.1., odnosno provedena bilinearna idealizacija pojedinih tipova zidova. Karakteristične vrijednosti anvelopa nosivosti i bilinearnih idealizacija pojedinih tipova zidova prikazane su a slikama 4.149. i 4.150. i u tablici 4.31.



Slika 4.149. Bilinearne idealizacije osnovnih krivulja nosivosti uzoraka tipa A i B



Slika 4.150. Bilinearne idealizacije osnovnih krivulja nosivosti uzoraka tipa C i D

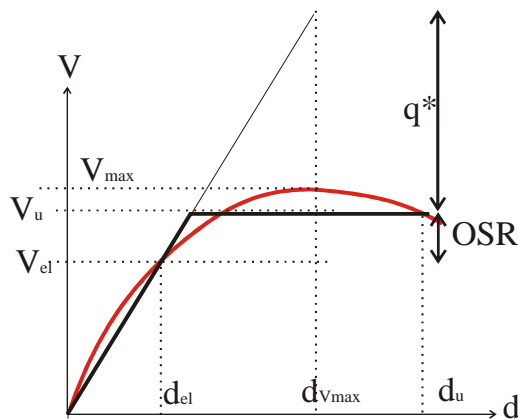
| Uzorak | K_e (kN/mm) | V_{cr} (kN) | V_u (kN) | d_{cr} (mm) | d_{el} (mm) | d_{max} (mm) | d_u (mm) | IDR_{cr} (%) | IDR_u (%) | $\mu_u=d_u/d_e$ (%) |
|--------|------------------|------------------|---------------|------------------|------------------|-------------------|---------------|-------------------|----------------|------------------------|
| A | 48,3 | 99 | 132 | 2,05 | 2,76 | 9,94 | 9,62 | 0,12 | 0,58 | 3,49 |
| B | 38,2 | 95 | 128 | 2,49 | 3,33 | 12,33 | 12,33 | 0,15 | 0,75 | 3,7 |
| C | 37,2 | 92 | 124 | 2,48 | 3,36 | 14,47 | 12,29 | 0,15 | 0,74 | 3,66 |
| D | 30,2 | 56 | 76 | 1,86 | 2,52 | 5,11 | 4,95 | 0,11 | 0,30 | 1,96 |

Tablica 4.31. Parametri prosječnih krivulja otpornosti zidova tipa A, B, C i D

Iz tablice 4.31. Može se vidjeti kako modeli tipa B i C imaju uglavnom slična provjerena mehanička svojstva, dok model A ima veću početnu krutost i nosivost, ali manju sposobnost plastičnog deformiranja. Pri tome relativni katni pomak pri pojavi prvih značajnih pukotina za tipove u kojima su vertikalni serklaži povezani sa zidom premašuje IDR_{cr} tipa A za oko 25%. Osnovna vrijednost faktora ponašanja izračunata je aproksimativnom formulom koja je određena uz zanemarenje međudjelovanja tla i konstrukcije uz izjednačenje utroška energije:

$$q^* = \sqrt{(2\mu_u - 1)} \quad \dots\dots\dots(4.26.)$$

Vrijednosti ovako određenih faktora ponašanja prikazani su u tablici 4.32. Iz eksperimentalnih istraživanja (Megenes, 2006.) provedenih na raznim sličnim tipovima zidova uočeno je da je stvarni faktor ponašanja veći od onoga određenog izrazom 4.26. Stoga je moguće redefinirati faktor ponašanja q^* preko omjera „povećanja nosivosti“ V_u/V_{el} .



Slika 4.151. Definicija faktora ponašanja i omjera „veće čvrstoće“ (OSR)

Za zidane zgrade je mjerodavan kapacitet nosivosti pri graničnom stanju pomaka d_u . Odgovarajuća sila otpora pri tom pomaku V_u je mnogo veća od one koja odgovara pojavi sloma prvog zida u zgradi jer nakon popuštanja prvog zida dolazi do preraspodjele opterećenja na preostale zidove pri čemu ne dolazi do nekog značajnijeg gubitka ukupne otpornosti objekta. Veličina ovog „povećanja nosivosti“ ovisi o mnogim faktorima kako

stvarnog ponašanja konstrukcije, tako i modeliranja kao što su: raspodjela zidova po tlocrtu i njihova međusobna povezanost, modelske pretpostavke o sudjelovanju zidova okomitih na pobudu, zajedničkom djelovanju međusobno okomitih zidova, djelovanje parapeta, otvora i njihovoj čvrstoći. U ovom radu je OSR omjer određen uz pretpostavku da svaki zid djeluje u svojoj ravnini potpuno samostalno. Većine faktora ponašanja q prikazane su u tablici 4.32.

| Uzorak | IDR _u (%) | $\mu_u = d_u/d_{el}$ (%) | V_u/V_{cr} (kN) | q^* | $q = q^*(V_u/V_{el})$ |
|--------|----------------------|-----------------------------|----------------------|-------|-----------------------|
| A | 0,58 | 3,486 | 1,333 | 2,76 | 3,258 |
| B | 0,75 | 3,700 | 1,347 | 3,33 | 3,409 |
| C | 0,74 | 3,660 | 1,348 | 3,36 | 3,388 |
| D | 0,30 | 1,962 | 1,962 | 2,52 | 2,321 |

Tablica 4.32. Parametri prosječnih krivulja otpornosti zidova tipa A, B, C i D

Na taj način se za provedena ispitivanja dobiju faktori ponašanja za nešto više od 30% većih vrijednosti. Pri tome se vidi kako je veličina faktora ponašanja q^* u granicama koje propisuje EC-8 (za nearmirane zidove $q=1,5-2,5$, a za omeđene zidove $q=2-3$).

4.9. Zaključak

Nakon provedenog ispitivanja po tri uzorka omeđenih zidova tipa A, B i C i obrade dobivenih podataka može se zaključiti slijedeće:

- Mehanizam sloma svih uzoraka je tipa posmičnog sloma, s manje više raspršenim kosim pukotinama zida, osim kod tipa A u kojemu su zamijećene horizontalne pukotine, što daje naslutiti veće aktiviranje vertikalnih armiranobetonskih serklaža, odnosno kombinaciju posmika i savijanja modela.
- Modeli kod kojih zide nije povezano s vertikalnim armiranobetonskim serklažima kako to nalažu propisi (tip A) nemaju manju nosivost od modela izvedenih u skladu s propisima.
- Krutosti svih modela su podjednake vrijednosti i opadaju na sličan način.
- Na osnovu sposobnosti potrošnje energije vidi se da se zidovi tipa A i C ponašaju slično, ali zid A nema ukupni kapacitet potrošnje kao tip C jer ne može dosegnuti njegov ukupni pomak. Koeficijenti ekvivalentnog viskoznog prigušenja rastu od tipa A prema C, a kreću se u granicama 4-20% pri čemu su najveći u prvim i posljednjim ciklusima opterećivanja.

- Modeli u kojima zide nije povezano s armiranobetonskim serklažima postižu oko 30% manje vrijednosti graničnih pomaka od modela izvedenih u skladu s propisima.
- Teška oštećenja zidovi tipa A dosegli su pri relativnom katnom pomaku od 0,48%, tipa B pri 0,63%, a zidovi tipa C pri 0,86%. Kako zidane građevine dolaze u granično stanje po pomaku, očigledna su poboljšana svojstva zidova u kojima je zide povezano s vertikalnim armiranobetonskim serklažima. Neramirani zid je dospio u stanje teškog oštećenja već pri relativnom katnom pomaku od 0,32%. Vidi se da vertikalni serklaži, čak i nepovezani sa zidom na propisani način, povećavaju sposobnost deformacije zida za 50%. Na osnovu toga se može zaključiti da zidovi s nepropisno izvedenom vezom zide-vertikalni serklaž imaju veći faktor ponašanja od nearmiranih zidova, te bi ih bilo opravdano tretirati kao posebnu grupu omeđenog zida uz faktore ponašanja kako to predviđa EC-8. Međutim, za zidove s propisno izvedenom vezom zide-armiranobetonski vertikalni serklaži bilo bi opravdano razmotriti mogućnost povećanja faktora ponašanja zbog očiglednog utjecaja OSR omjera.

5. POGLAVLJE

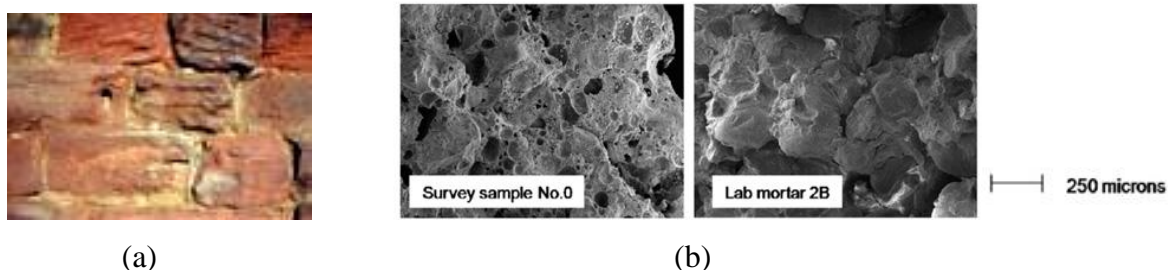
NUMERIČKO MODELIRANJE

5.1. Općenito

S obzirom na složenost materijala, zidane konstrukcije spadaju u skupinu kojoj je posebno teško predvidjeti ponašanje, bilo da radi o predviđanju pojave pukotina uslijed slijeganja, promjene temperature, kretanja vlage ili seizmičkih djelovanja. Da bi se pouzdanije moglo odrediti odgovor i sigurnost zidane konstrukcije na vanjska djelovanja potrebno je poznavati način ponašanja kompozitnog materijala – zida. To se prvenstveno odnosi na veličinu osnovnih mehaničkih parametara materijala kao što su modul elastičnosti, čvrstoća i unutrašnje trenje materijala.

Pri tome je jedno od osnovnih pitanja s kojeg nivoa promatrati materijal:

- mezoskopski (cm) ili sa srednje razine promatranja, tako da se pojedini sastavni dijelovi zida promatraju odvojeno, sa svojim pojedinačnim mehaničkim svojstvima i tehničkim rješenjima povezivanja zidnih elemenata i morta;

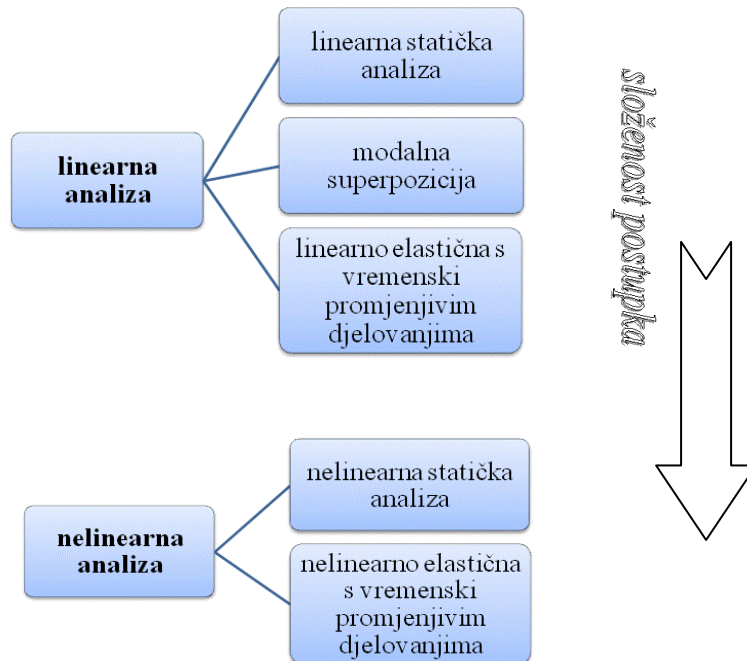


Slika 5.1. Srednja razina promatranja materijala zida (a); mikrostrukturalna razina promatranja morta (b)

- ili mikrostukturno (mm), odnosno, prostim okom nesagledivo, pri čemu su obično od interesa upijanje vlage, skupljanje, i kemijsko djelovanje na okoliš.

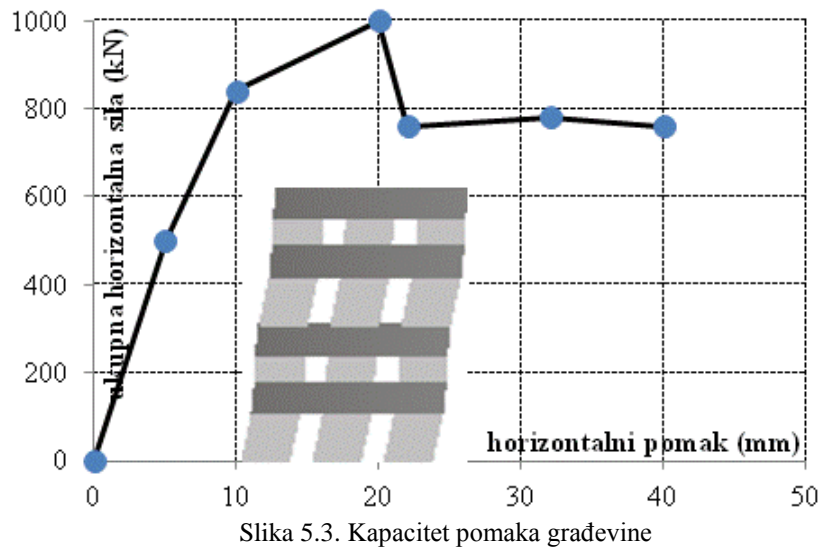
Na svim razinama promatranja, točan opis ponašanja pojedinih materijala u zidu je iznimno složen, tako da su pojednostavljenja nužna. S druge strane, veliki rasap eksperimentalnih rezultata ispitivanja čini reprezentativne veličine svojstava materijala prilično upitnim. Pri tome se ipak konačnim rezultatom smatraju rješenja na makro-nivou; u konačnici se traži ponašanje građevine kao cjeline, njezina pouzdanost i odgovor na vanjska djelovanja. Na makro-nivou se heterogeni materijal može homogenizirati što se često i radi. Europski propisi EC u nekim dijelovima postupaju upravo na taj način: np. određuju faktor ponašanja za četiri

vrste zidanih konstrukcija: od običnog zida, armiranog zida, zidova sa serklažima i prednapetog zida. Postupak proračuna može se provoditi na nekoliko osnovnih načina (navedeno od jednostavnijeg ka složenijem):

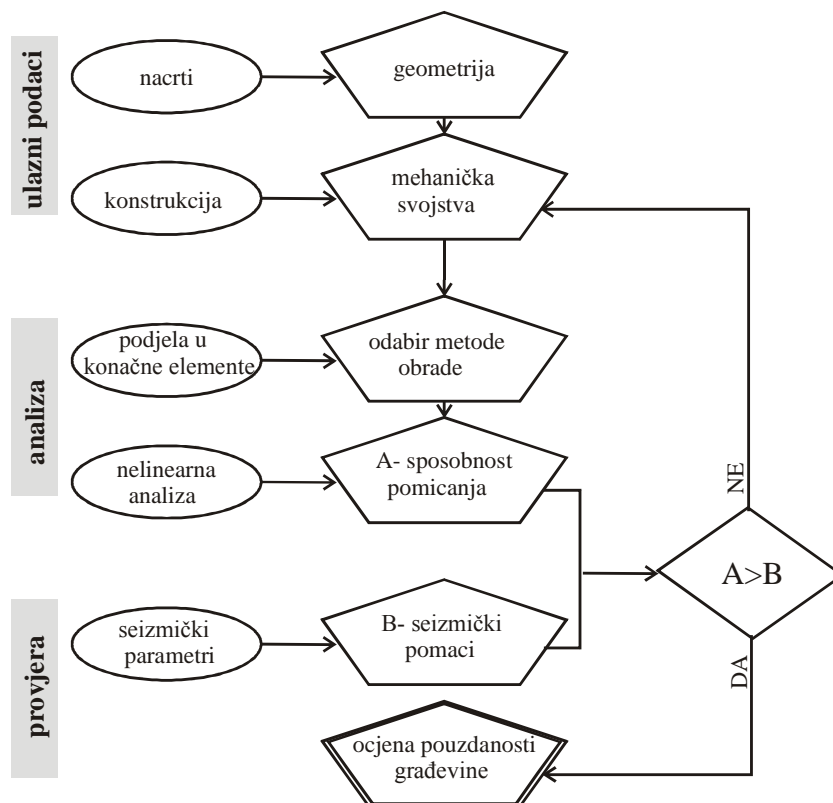


Slika 5.2. Vrste proračuna na seizmička djelovanja

Nekoliko godina unatrag uveden je novi pristup seizmičkoj procjeni i projektiranju, vezan uz „pushover“ analizu koja određuje ovisnost ukupne seizmičke silu o horizontalnim pomacima konstrukcije. Može se provoditi na način da se procjenjuje odgovor konstrukcije na vanjska djelovanja silama koje se po konstrukciji raspodjeljuju u omjerima krutosti, ili da se analiza provodi na način u kojem su unaprijed zadani pomaci konstrukcije. Drugi način analize omogućuje zadavanje nivoa oštećenja konstrukcije unaprijed.



Omjer kapaciteta pomaka dopuštene razine oštećenja izražene preko veličine pomaka daje uvid o sigurnosti konstrukcije pri potresnom djelovanju. Shema etapa i načina provođenja proračuna prikazan je na crtežu 5.4.



Slika 5.4. Način provjere sposobnosti horizontalne deformacije zgrade

Eksperimentalni rezultati pokazuju da zidane konstrukcije kutijastog tipa općenito imaju značajni kapacitet neelastičnih deformacija, što nelinearnu analizu čini nezaobilaznom. Kao i

u drugim područjima građevinarstva, numeričke metode predstavljaju vrlo učinkovito i relativno jeftino sredstvo u istraživanju ponašanja i projektiranju zidanih konstrukcija na seizmička opterećenja. Počele su se primjenjivati unatrag dvadesetak godina.

Danas postoji već cijeli niz numeričkih uslužnih programa koji dimenzioniraju konstrukcije u skladu s važećim propisima, te u Europi nekoliko nekomercijalnih od kojih su najpoznatiji SeismoStruct, SAM (Megenes i dr.), 3Muri (Lagomarsino i dr.); 3DMacro (Calio i dr.) . Numeričke proračunske metode se obično provodi na mezoskopskom ili makro nivou. Naravno, i numerički modeli često primjenjuju različite vrste pojednostavljenja, kao np. izotropnost ili obično krhko ponašanje pojedinih sastavnica zida.

5.2. Program Atena 2D Eng

U ovom radu numerička je analiza provedena programom Atena 2D, Cervenka Consulting, Czech Republic. Ovaj je program prvenstveno namijenjen nelinearnoj analizi betonskih i armirano-betonskih konstrukcija. Prikazuje stvarno ponašanje betona, uključujući popuštanje armature, pucanje i drobljenje betona. Ima relativno jednostavno grafičko sučelje, a rezultati (deformacije, naprezanja i pukotine) se mogu prikazati slikama. Moguće je modele projektirati i kao 3-D. Ovim se programom mogu rješavati statički problemi u 2D i 3D prostorima metodom konačnih elemenata u području linearnog i nelinearnog ponašanja u smislu geometrijske i materijalne nelinearnosti.

Materijal 2D SBETA materijal je namijenjen prvenstveno za opis nazovi-krtih materijala, a ima mogućnost detaljnog opisa nastajanja pukotina, omekšavanja, smanjenja čvrstoće uslijed raspucanosti i termičkih dilatacija. Armatura se može zadavati kao bi-linarna ili više-linearna s mogućnošću opisa ponašanja pri cikličkom opterećenju. Za metale se može zadati Von Misesov kriterij popuštanja. Temeljno tlo je moguće opisati preko Drucker-Pragerovog kriterija plastičnog popuštanja. Dodirni elementi (interface) imaju Coulombov-Mohrovo pravilo ponašanja. Moguće je modelirati nelinearne opruge, puzanje i skupljanje materijala te protok vlage.

Opterećenja se mogu zadati kao vlastita težina, raspodjeljena, oslonci, pomaci, temperatura i prednapon. Opterećenjase mogu zadavati po koracima.

Konačni elementi: postoji više 2D tipova trokutnih i četverokutnih elemenata, 3D prostorni, ljuskasti i vlaknasti, te 2D i 3D dodirni elementi.

5.3. Usklađivanje i usporedba rezultata dobivenih ispitivanjem i numeričkog modela

Postojeći eksperimentalni rezultati su obrađeni programskim paketom Atena 2D, ver.4.3.1.0. (2012), Cervenka consulting, Republika Češka.

Pojedini model zida promatran je kao ravni problem, na mezo-razini s pojedinačnim mehaničkim svojstvima materijala: betona, armature i zidnih elemenata koji su određeni eksperimentalno. Slijedi kratki opis pojedinih materijala i njihovih materijalnih svojstva.

- Model zida je podijeljen u makroelemente betona i zidnih elemata. Dodirne plohe zidnih elemenata, zidnih elemenata i betona predstavljene su „inter-face“ elementima. Temelj, vertikalni i horizontalni serklaži su međusobno sljubljeni, a armatura šipki u njima je modelirana prema svom stvarnom položaju i veličini poprečnog presjeka, dok su vilice „raspodjeljene“ po površini makroelemenata. Mreža konačnih elemenata je napravljena automatskim postupkom pri čemu je veličina elementa dimenzije ograničene na 3,5 cm.
- Provedena je „push-over“ analiza modela u koracima od po 0,2 mm, a model je guran u nivou gornjeg ruba. Pri tome je donji rub zida upet u temelj preko armature vertikalnih serklaža i neprekinutosti makro elemenata temelja i vertikalnih serklaža. Gornji rub ima spriječen vertikalni pomak, dok se horizontalno slobodno pomiče. Stoga je prvo unešeno vertikalno opterećenje zida, a tek potom osigurana daljnja horizontalnost gornjeg ruba zida.
- Model materijala koji predstavlja opeke i beton odabran je tako da je moguće opisati osnovna mehanička svojstva ovih sastavnih materijala. nelinearno ponašanje u tlaku uključujući omekšavanje i očvršćivanje, pucanje u vlaku, smanjenje tlačne čvrstoće uslijed raspucavanja, ojačanje u vlaku i smanjenje posmične krutosti nakon pucanja. Ovaj se materijal u programu Atena najbolje može opisati SBETA modelom.
- SBETA (StahlBETonAnalyse) model je prvenstveno modeliran tako da opisuje osnovna svojstva betona: nelinearno ponašanje u tlaku uključujući omekšavanje i očvršćivanje, pucanje u vlaku, smanjenje tlačne čvrstoće uslijed raspucavanja, ojačanje u vlaku, smanjenje posmične krutosti nakon pucanja te mogućnost odabira između dva načina nastajanja pukotina: fiksni ili rotirajući položaj pukotina. Temeljni model opisan je jednadžbom ravnoteže:

$$[\sigma] = [D] \cdot [\varepsilon] \quad \dots\dots\dots(5.1.)$$

Gdje su $[\sigma]$, $[D]$, i $[\varepsilon]$ matrice naprezanja, krutosti i deformacija. Matrica $[D]$ napravljena je za neraspucani materijal na osnovi izotropnog materijala u Hookeovom području. Raspucani model matricu krutosti radi za ortotropni materijal u kojem su lokalne koordinatne

osi smjerovi pukotina. Postoje mogućnosti odabira različitih načina otvaranja pukotina (eksponencijalni, linearni, linearno omekšanje na osnovi lokalne vlačne deformacije....). Koeficijent smanjenja tlačne nosivosti zidnih elemenata dobiven je usporedbom teorijskih i eksperimentalno utvrđenih vrijednosti krutosti zidova kako je prikazano u pog. 4.8.5.

- Vrijednosti mehaničkih svojstava materijala betona i opeke usklađeni su s eksperimentalno određenim vrijednostima prethodnih ispitivanja. Pri tome kod modeliranja opeke nastaje problem jer su opeke anizotropne, odnosno znatno mekše u horizontalnom smjeru. Problem se pokušalo riješiti omekšanjem vertikalnog „inter-face“ elementa.

BETON: Name : beton
 Type: CCSBETAMaterial
 Elastic modulus E = 3.100E+04 [MPa]
 Poisson's ratio ν = 0.200 [-]
 Tensile strength F_t = 2.317E+00 [MPa]
 Compressive strength F_c = -3.300E+01 [MPa]
 Type of tension softening : Exponential
 Specific fracture energy G_f = 5.793E-05 [MN/m]
 Crack model: Rotated
 Compressive strain at compressive strength in the uniaxial compressive test ϵ_{cC}
 = -1.682E-03 [-]
 Reduction of compressive strength due to cracks $CompRed$ = 0.800 [-]
 Type of compression softening : Crush Band
 Critical compressive displacement W_d = -5.0000E-04 [m]
 Shear Retention Factor Variable
 Tension-compression interaction : Linear
 Specific material weight ρ = 2.530E-02 [MN/m³]
 Coefficient of thermal expansion α = 1.200E-05 [1/K]

OPEKA: Name : opeka
 Type: CCSBETAMaterial
 Elastic modulus E = 2.500E+04 [MPa]
 Poisson's ratio ν = 0.200 [-]
 Tensile strength F_t = 1.768E+00 [MPa]
 Compressive strength F_c = -1.700E+01 [MPa]
 Type of tension softening : Exponential
 Specific fracture energy G_f = 4.400E-05 [MN/m]
 Crack model: Rotated
 Compressive strain at compressive strength in the uniaxial compressive test ϵ_{cC}
 = -1.336E-03 [-]
 Reduction of compressive strength due to cracks $CompRed$ = 0.360 [-]
 Type of compression softening : Crush Band
 Critical compressive displacement W_d = -5.0000E-04 [m]
 Shear Retention Factor Variable
 Tension-compression interaction : Linear
 Specific material weight ρ = 1.050E-02 [MN/m³]
 Coefficient of thermal expansion α = 1.200E-05 [1/K]

- Materijal morta u sljubnicama modeliran je kao „interface“ materijal. Na taj je način opisano ponašanje morta na dodiru s zidnim elementom. Mehanička svojstva materijala se opisuju preko dvije bitno različite grupe podataka, jedne koja se odnosi na stvarna mehanička svojstva i druge koja služi isključivo u numeričke svrhe. Prvu grupu čine vlačna čvrstoća (f_t),

kohezija (c) i koeficijent trenja (μ) prema Mohr-Coulombovu zakonu. Druga grupa se sastoji od dva koeficijenta krutosti K_{nn} (normalni smjer) i K_{tt} (tangencijalni smjer). Vertikalne i horizontalne ljubnice nisu zadane jednako, vertikalne su modelirane s manjim krutostima. Na taj se način nastojalo u modelu popraviti grešku koja je nastala modeliranjem zidnog elementa izotropnim materijalom.

MORT: HORIZONTALNE SLJUBNICE: Name : mort h
 Type: CC2DInterface
 Normal stiffness K_{NN} = 2.000E+04 [MN/m³]
 Tangential stiffness K_{TT} = 5.000E+03 [MN/m³]
 Tensile strength FT = 1.000E-01 [MPa]
 Cohesion C = 8.760E-01 [MPa]
 Friction coefficient $FRICITION$ = 6.120E-01 [-]
 Minimal normal stiffness for numerical purposes K_{NN_MIN} = 1.500E+01 [MN/m³]
 Minimal tangential stiffness for numerical purposes K_{TT_MIN} = 2.500E+00 [MN/m³]
 Function tension soft - hardening [m, -]: (0.000000E+00; 1.0000E+00)
 (1.000000E-04; 0.0E+00)
 Function cohesion soft - hardening [m, -]: (0.0000E+00; 1.0) (1.0000E-04; 0.0)

MORT: VERIKALNE SLJUBNICE: Name : mort v
 Type: CC2DInterface
 Normal stiffness K_{NN} = 5.000E+03 [MN/m³]
 Tangential stiffness K_{TT} = 2.000E+03 [MN/m³]
 Tensile strength FT = 1.000E-01 [MPa]
 Cohesion C = 8.760E-01 [MPa]
 Friction coefficient $FRICITION$ = 6.120E-01 [-]
 Minimal normal stiffness for numerical purposes K_{NN_MIN} = 2.000E+05 [MN/m³]
 Minimal tangential stiffness for numerical purposes K_{TT_MIN} = 2.000E+05 [MN/m³]

- Materijal koji opisuje armaturne šipke opisan je jednoaksialnim dijagramom naprezanje-deformacija. Moguće je zadati tri različite zakonitosti: linearni, bilinearni i više-linearni. Program predviđa potpunu simetričnost ponašanja u tlačnom i vlačnom području. Armatura se može modelirati pojedinačnim armaturnim šipkama kruto povezanim s materijalom makroelementa kroz koji prolaze (ili posebno zadanim pravilom ponašanja) ili postotkom armiranja.

ARMATURNE ŠIPKE: Name : armatura-šipke
 Type: CCReinforcement
 Typ: BiLinear with Hardening
 Elastic modulus E = 2.000E+05 [MPa]
 Sigma Y = 500.000 [MPa]
 Sigma T = 548.000 [MPa]
 Eps Lim = 1.000E-02 [-]
 Specific material weight RHO = 7.850E-02 [MN/m³]
 Coefficient of thermal expansion $ALPHA$ = 1.200E-05 [1/K]
 Active in compression

- Materijal vilica opisan je „razmazanom armaturom“ čija mehanička svojstva se mogu zadati na isti način kao i armaturne šipke uz podatak u postotku armiranja betona i smjeru postavljanja vilica.

VILICE: Name : vilice vertikalnog serklaža

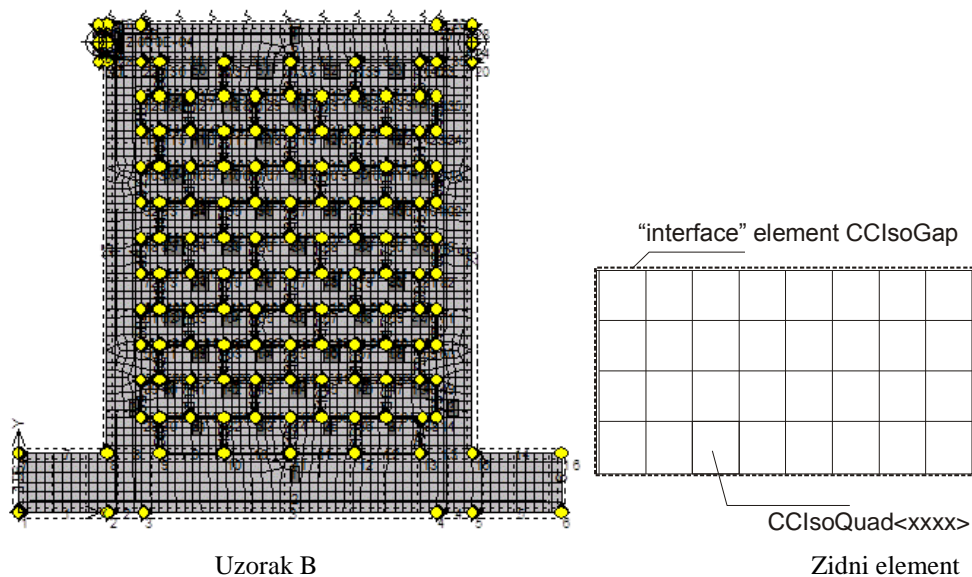
Type: CCSmearedReinf
 Typ: BiLinear with Hardening
 Elastic modulus E = 2.000E+05 [MPa]
 Sigma Y = 500.000 [MPa]
 Sigma T = 540.000 [MPa]
 Eps Lim = 1.000E-02 [-]
 Relative area of the smeared reinforcement Ratio = 0.002000 [-]
 Direction of the smeared reinforcement Direction = 1.0000 0.0000 [m]
 Specific material weight RHO = 7.850E-02 [MN/m3]
 Coefficient of thermal expansion ALPHA = 1.200E-05 [1/K]

Name : vilice horizontalnih serklaža

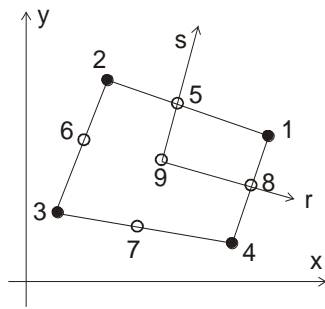
Type: CCSmearedReinf
 Typ: BiLinear with Hardening
 Elastic modulus E = 2.000E+05 [MPa]
 Sigma Y = 500.000 [MPa]
 Sigma T = 540.000 [MPa]
 Eps Lim = 1.000E-02 [-]
 Relative area of the smeared reinforcement Ratio = 0.002000 [-]
 Direction of the smeared reinforcement Direction = 0.0000 1.0000 [m]
 Specific material weight RHO = 7.850E-02 [MN/m3]
 Coefficient of thermal expansion ALPHA = 1.200E-05 [1/K]
 Active in compression

Name : vilice temelja

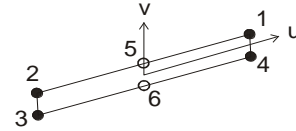
Type: CCSmearedReinf
 Typ: BiLinear with Hardening
 Elastic modulus E = 2.000E+05 [MPa]
 Sigma Y = 500.000 [MPa]
 Sigma T = 540.000 [MPa]
 Eps Lim = 1.000E-02 [-]
 Relative area of the smeared reinforcement Ratio = 0.003040 [-]
 Direction of the smeared reinforcement Direction = 0.0000 1.0000 [m]
 Specific material weight RHO = 7.850E-02 [MN/m3]
 Coefficient of thermal expansion ALPHA = 1.200E-05 [1/K]
 Active in compression



Slika 5.5. Mreža konačnih elemenata



Element tipa CCIsoQuad



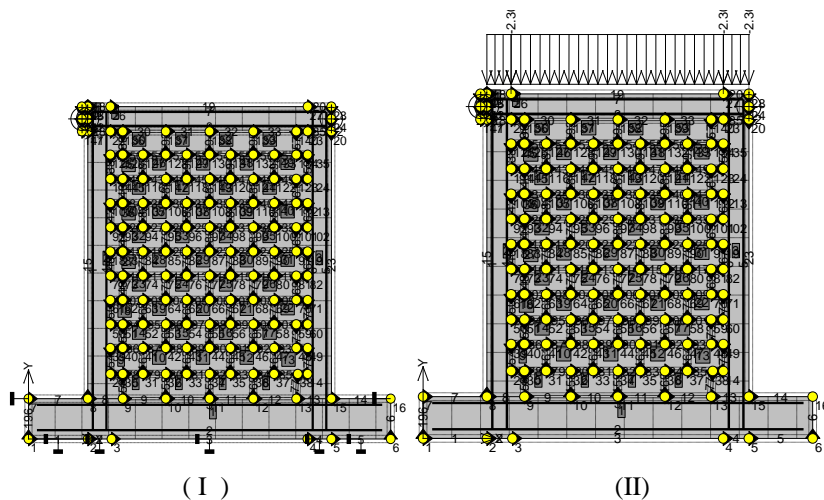
Element tipa CCIsoCCIisiGap

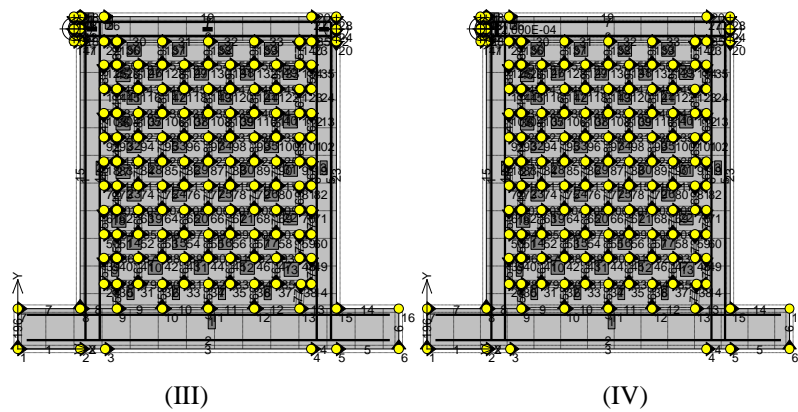
Slika 5.6. Vrste korištenih konačnih elemenata

U programu Atena rubni se uvjeti mogu mijenjati tijekom proračuna, a smatraju se opterećenjem. Stoga je postupak proračuna podijeljen u faze kako slijedi:

- I. vertikalno i horizontalno je pridržan temelj,
- II. u četiri koraka je priloženo vertikalno opterećenje zida,
- III. horizontalno je pridržan gornji rub zida,
- IV. zid je horizontalno 80 puta poguran za 0,2 mm.

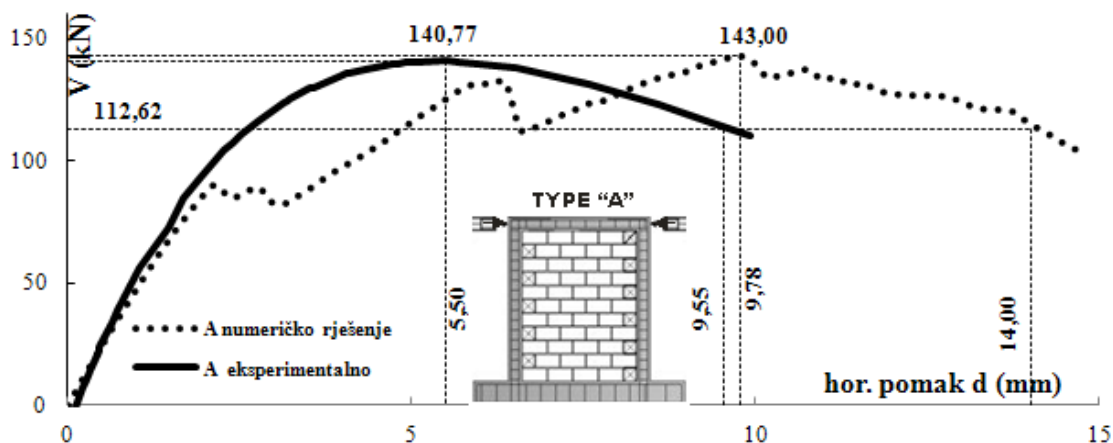
Kombinacije opterećenja su složene kao I; I+II; I+III+IV sa 80 koraka proračuna. Pri tome je određena krivulja ovisnosti horizontalne sile o horizontalnom pomaku, razdioba i veličine pukotina, te razdioba glavnih vlačnih naprezanja u modelu.



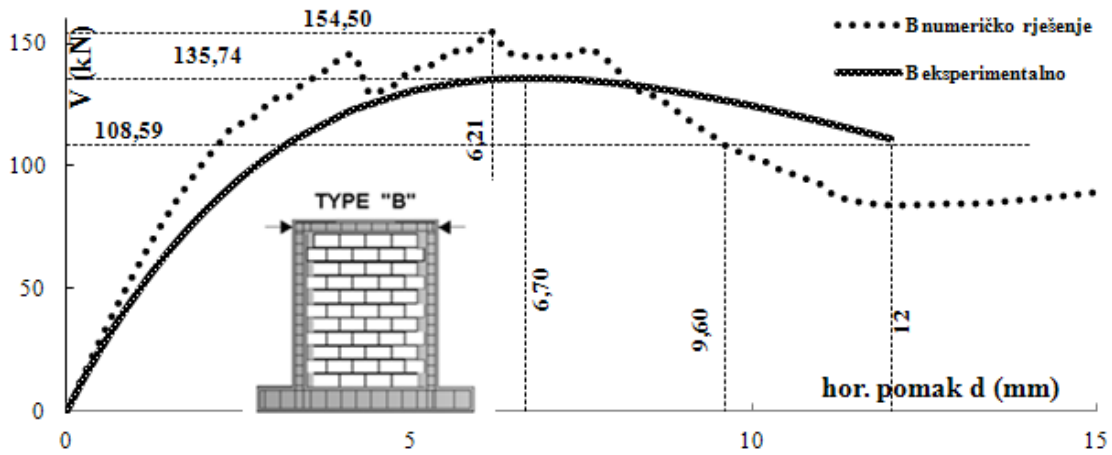


Slika 5.7. Osnovna opterećenja za kombinacije

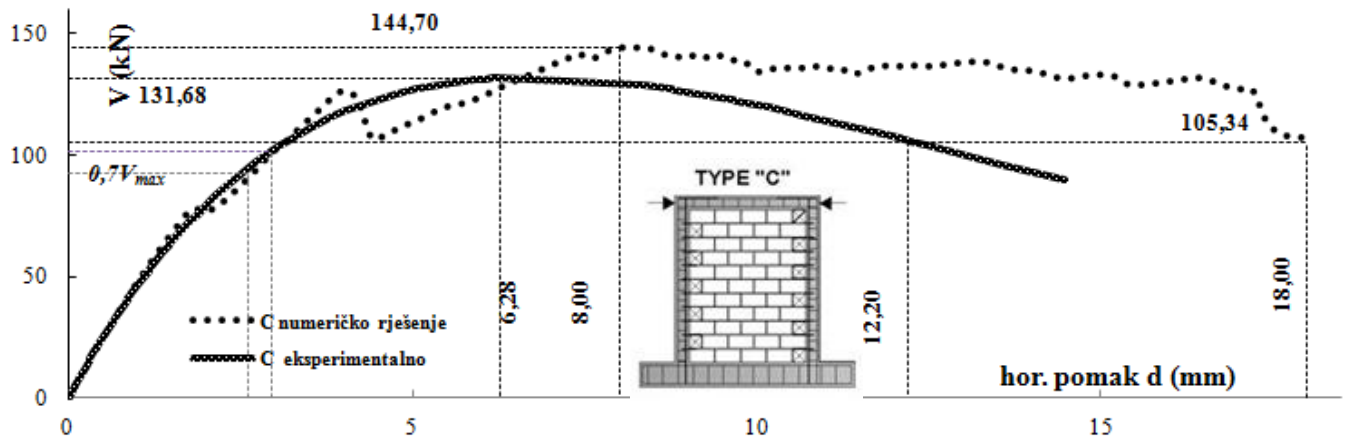
Mreža konačnih elemenata je napravljena od ravnih pravokutnika veličine stranice 3,5 cm. Betonski horizontalni i vertikalni serklaži i zidni elementi opisani su ravim elementima oznake CCIsoQuad. To su izoparametarski elementi s Gaussovom integracijom u 4 ili 9 integracijskih točaka. Svaki zidni element je podijeljen u trideset dva ravna elementa okružena „interface Gap“ elementima. Mort je opisan elementima bez debljine s dva stupnja slobode gibanja i mogućnošću ponašanja na dva različita načina: međusobno djelovanje trenja i kohezije ili bez međudjelovanja na kontaktu tipa CCIsoCCIsoGap. S obzirom da se tijekom pokusa nastojalo održati gornji rub uzorka horizontalnim, to se i u numeričkom modelu isti modelirao tako da ostane horizontalan tijekom proračuna. Horizontalni pomak je zadan preko tvrde čelične pločice na sredini visine gornjeg horizontalnog serklaža. Rješavanje je provedeno standardnim Newton-Raphsonovim postupkom. Proračunom dobivene ovojnice nosivosti u ovisnosti o horizontalnim pomacima zidova tipa A,B,C i D uspoređene su s eksperimentalnim rezultatima obrađenih Nedler-Meadovom metodom optimizacije. Ovojnice su prikazane na crtežima 5.8. do 5.11.



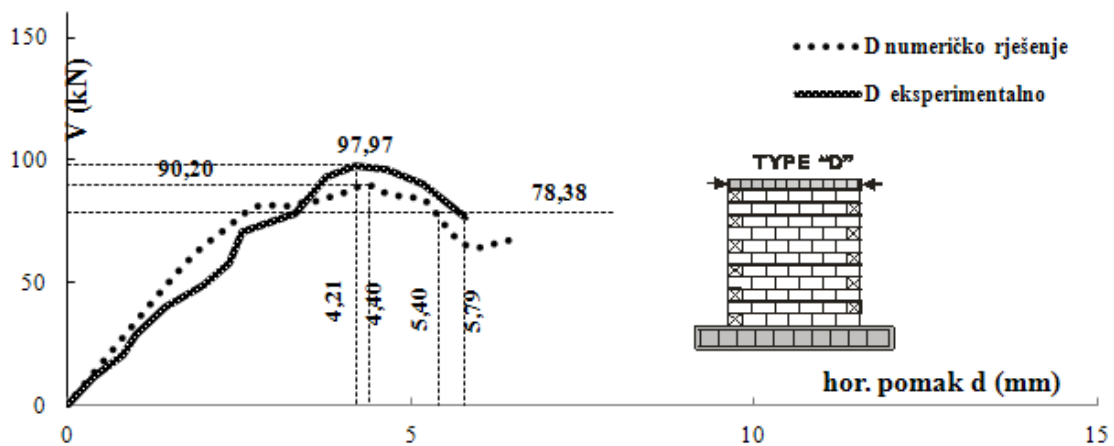
Slika 5.8. Usporedba eksperimentalnih i rezultata numeričke analize za tip A



Slika 5.9. Usporedba eksperimentalnih i rezultata numeričke analize za tip B



Slika 5.10. Usporedba eksperimentalnih i rezultata numeričke analize za tip C



Slika 5.11. Usporedba eksperimentalnih i rezultata numeričke analize za tip D

| | V_{max} (kN) | | | d_{Vmax} (cm) | | | d_u (cm) | | | IDR (%) | | |
|----------------|----------------|------------|----------------|-----------------|-------------|----------------|--------------|--------------|----------------|-------------|-------------|----------------|
| | pokus | Atena | odstupanje (%) | pokus | Atena | odstupanje (%) | pokus | Atena | odstupanje (%) | pokus | Atena | odstupanje (%) |
| A | 141 | 143 | 1,58 | 5,50 | 9,78 | 77,82 | 9,55 | 14,00 | 46,60 | 0,58 | 0,85 | 46,55 |
| B | 136 | 155 | 13,82 | 6,70 | 6,21 | -7,31 | 12,00 | 9,60 | -20,00 | 0,73 | 0,58 | -20,55 |
| C | 132 | 145 | 9,89 | 6,28 | 8,00 | 27,39 | 12,20 | 18,00 | 47,54 | 0,74 | 1,09 | 47,30 |
| prosjek | 136 | 147 | 8,43 | 6,16 | 8,00 | 32,63 | 11,25 | 13,87 | 24,71 | 0,68 | 0,84 | 24,43 |
| D | 98 | 90 | -7,93 | 4,21 | 4,40 | 4,51 | 5,79 | 5,40 | -6,74 | 0,35 | 0,33 | -5,71 |

Tablica 5.1. Usporedba eksperimentalnih i podataka dobivenih numeričkim postupkom push-over analize

Pokušaj modeliranja detalja spoja između vertikalnih serklaža i zida pokazao je dobru pouzdanost rješenja u veličini ukupne sile nosivosti zida (Tablica 5.1.). Najveće odstupanje iznosi 14%, a u prosjeku 8,5%. Zakonitost povećanja relativnog katnog pomaka na granici sloma od tipa A prema tipu C pri „push over“ numeričkoj analizi programom Atena ne postoji, iako je duktilnost tipa C najveća. Prosječno odstupanje elastične krutosti eksperimentalnih i rezultata dobivenih numeričkom analizom prikazani su u tablici 5.2. Prosječno odstupanje iznosi 16%, ali pojedinačni rezultati imaju velika odstupanja od eksperimentalnih vrijednosti. U slučaju nearmiranog zida tipa D postignut je velik stupanj poklapanja svih promatranih podataka: maksimalne nosivosti i njemu odgovarajućeg pomaka, graničnog pomaka pri kojem nosivost opadne na 80% svoje najveće vrijednosti. Pouzdanost rezultata ipak nije značajna jer se radi o samo jednom ispitanom uzorku.

| | K_e (kN/mm) | | |
|---------------------------|---------------|--------------|--------------|
| | pokus | Atena | odstupanje % |
| A | 37,23 | 43,87 | 18 |
| B | 33,98 | 49,16 | 45 |
| C | 38,23 | 34,34 | -10 |
| srednja vrijednost | 36,48 | 42,46 | 16 |
| st.dev. | 2,22 | 7,51 | 27,43 |
| D | 27,11 | 33,23 | 23 |

Tablica 5.2. Usporedba eksperimentalnih i podataka krutosti dobivenih numeričkom analizom

Smjer pružanja tlačnih dijagonala pri relativnim katnim pomacima od 0,3% i tlačnih pri 0,9% pojedinih tipova zidova prikazan je na crtežima 5.12. do 5.15. Na slikama se vidi da tip B nema jasno izražene vlačne i tlačne dijagonale, djeluje kao cjelina, a slika se bitno razlikuje od ostala dva tipa. Slika dijagonala nearmiranog zida pokazuje pravilnost sličnu tipu A i C (crtež 5.15).

Step 23, MODEL A11 nr5

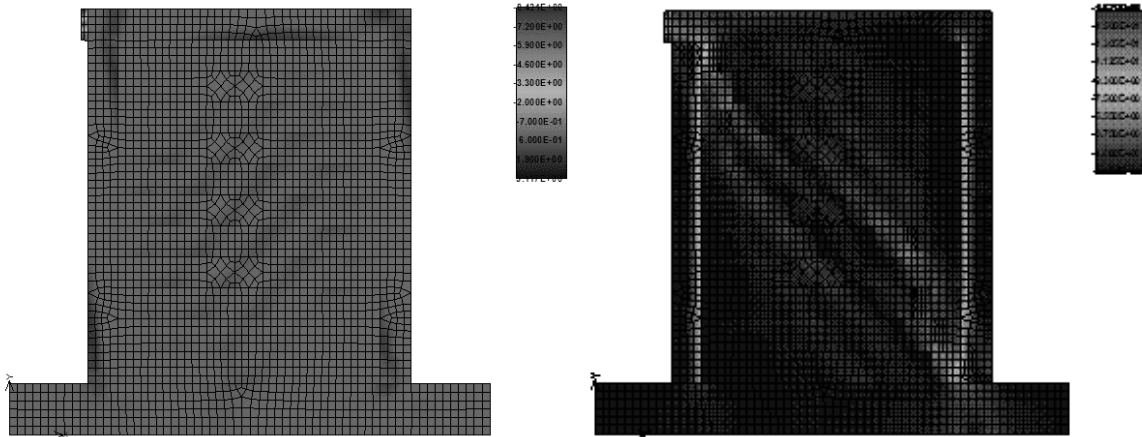
Scalars:rendering, Basic material, In nodes, Principal Stress, Max., <-8.421E+00;3.117E+00>[MPa]

Cracks: In elements, <1.000E-04;...>, opening: <-8.706E-06;8.168E-05>[m], Sigma_n: <-2.876E+00;2.305E+00>[MPa], Sigma_t: <0

Step 78, MODEL A11 nr5

Scalars:rendering, Basic material, In nodes, Principal Stress, Min., <-1.675E+01;0.000E+00>[MPa]

Cracks: In elements, <1.000E-04;...>, opening: <-7.529E-06;2.564E-03>[m], Sigma_n: <-2.619E+00;2.371E+00>[MPa], Sigma_t: <0



Slika 5.12. Tip A, slika vlačnih dijagonala pri IDR=0,3% i tlačnih pri IDR=0,9%, prikazane pukotine širine veće od 0,1mm

Step 23, MODEL A11 nr5

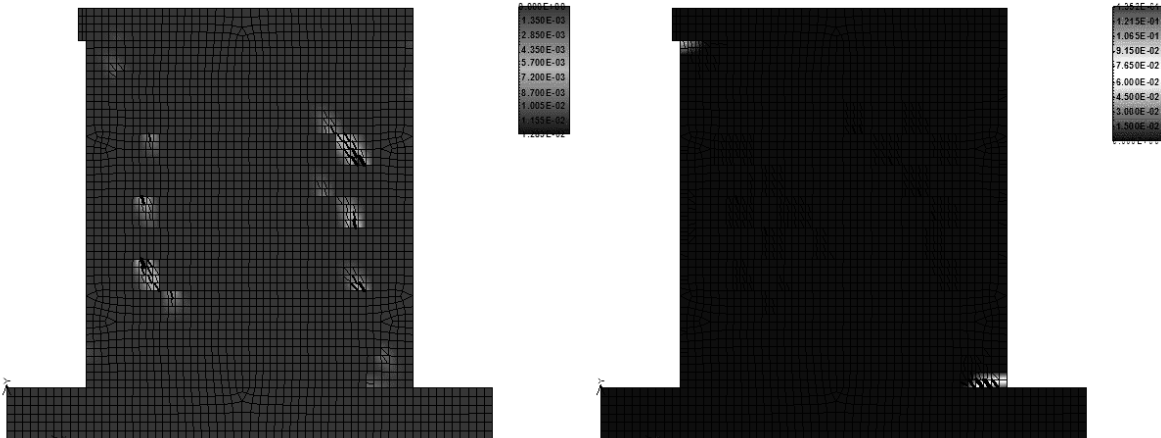
Scalars:rendering, Basic material, In nodes, Principal Stress, Max., <-8.421E+00;3.117E+00>[MPa]

Cracks: In elements, <1.000E-04;...>, opening: <-8.706E-06;8.168E-05>[m], Sigma_n: <-2.876E+00;2.305E+00>[MPa], Sigma_t: <0

Step 78, MODEL B 1g

Scalars:rendering, Basic material, In nodes, Principal Strain, Min., <-1.352E-01;0.000E+00>[None]

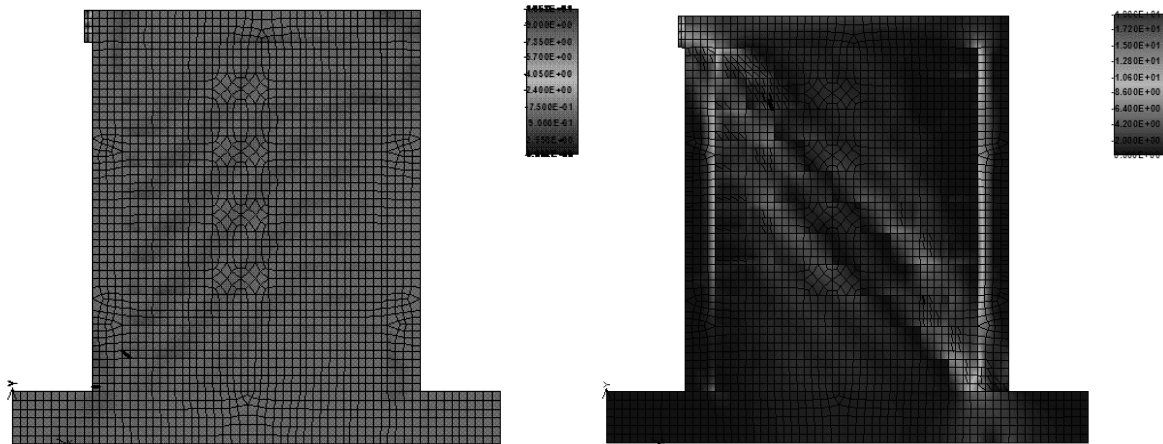
Cracks: In elements, <1.000E-04;...>, opening: <-8.737E-06;5.273E-03>[m], Sigma_n: <-2.622E+00;2.302E+00>[MPa], Sigma_t: <0



Slika 5.13. Tip B, slika vlačnih dijagonala pri IDR=0,3% i tlačnih pri IDR=0,9%, prikazane pukotine širine veće od 0,1mm

Step 23, MODEL B 1g
 Scalars:rendering, Basic material, In nodes, Principal Strain, Max., <-0.000E+00;1.289E-02>[None]
 Cracks: In elements, <1.000E-04; ...), opening: <-2.256E-06;7.837E-04>[m], Sigma_n: <-3.461E-01;2.290E+00>[MPa], Sigma_T: <0

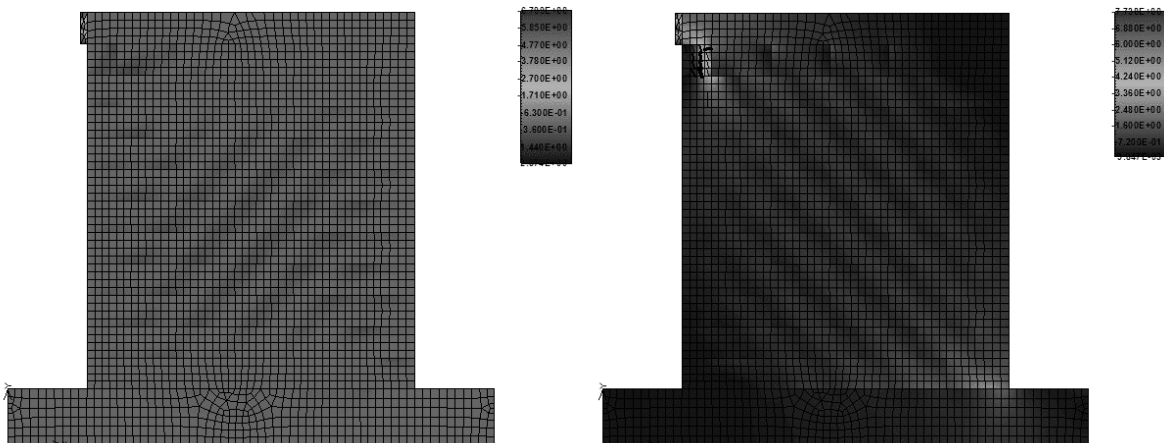
Step 76, MODEL C 1
 Scalars:rendering, Basic material, In nodes, Principal Stress, Min., <-1.906E+01;0.000E+00>[MPa]
 Cracks: In elements, <1.000E-04; ...), opening: <-9.045E-06;5.032E-03>[m], Sigma_n: <-3.609E+00;2.265E+00>[MPa], Sigma_T: <0



Slika 5.14. Tip C, slika vlačnih dijagonala pri IDR=0,3% i tlačnih pri IDR=0,9%, prikazane pukotine širine veće od 0,1mm

Step 23, MODEL D 5
 Scalars:rendering, Basic material, In nodes, Principal Stress, Max., <-6.799E+00;2.374E+00>[MPa]
 Cracks: In elements, <1.000E-04; ...), opening: <-2.128E-08;1.548E-05>[m], Sigma_n: <-2.308E-01;9.470E-01>[MPa], Sigma_T: <0.00

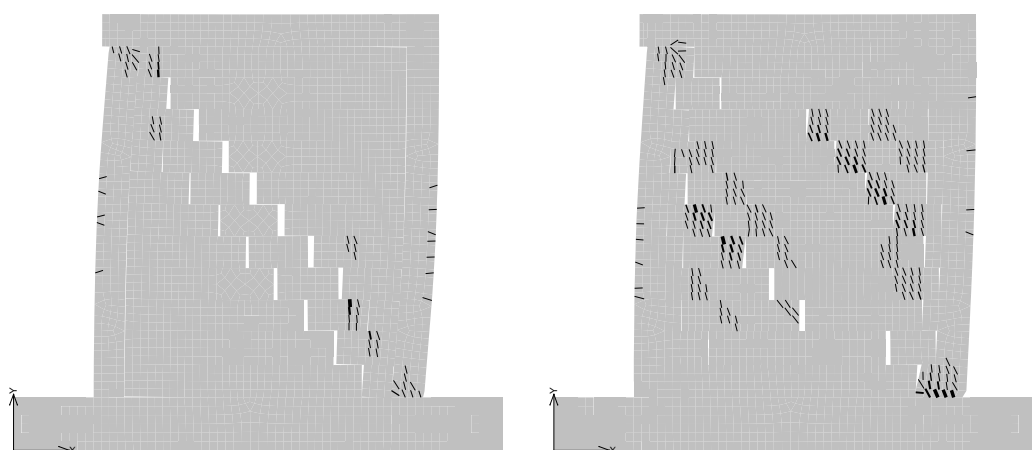
Step 34, MODEL D 5
 Scalars:rendering, Basic material, In nodes, Principal Stress, Min., <-7.738E+00;9.847E-03>[MPa]
 Cracks: In elements, <1.000E-04; ...), opening: <-5.656E-06;8.002E-04>[m], Sigma_n: <-2.513E+00;7.919E-01>[MPa], Sigma_T: <0



Slika 5.15. Tip D, slika vlačnih dijagonala pri IDR=0,3% i tlačnih pri IDR=0,33%, prikazane pukotine širine veće od 0,1mm

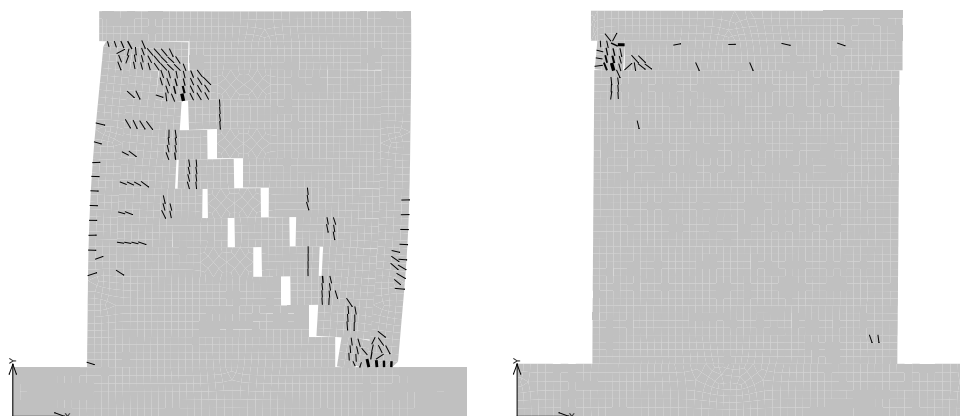
Na crtežima 5.16. i 5.17. su prikazani modeli pojedinih tipova zidova pri dosezanju granice nosivosti kako je to određeno iz numerički određene krivulje nosivosti. Pri tome se granicom

nosivosti smatrala točka u kojoj je sila otpora zida opala na 80% svoje najveće vrijednosti. To su veličine relativnog katnog pomaka od 0,85% za tip A, 0,73% za tip B, 1,1% za tip C i 0,33% za tip D zida. Na crežima su za tipove zidova A,B i C jasno vidljivi smjerovi tlačnih dijagonala. Vidi se raspršenost pukotina po zidu tipa B, za razliku od koncentracije uz dijagonalu u zidovima tipa A i C. Tip zida D na granici nosivosti nema vidljivih značajnijih pukotina, osim u gornjem lijevom kutu ispod horizontalnog serklaža.



Slika 5.16.

Slika deformacije pri dosezanju granice sloma: tip A , IDR=0,85% ; tip B, IDR=0,73 (pomaci uvećani 5 puta)

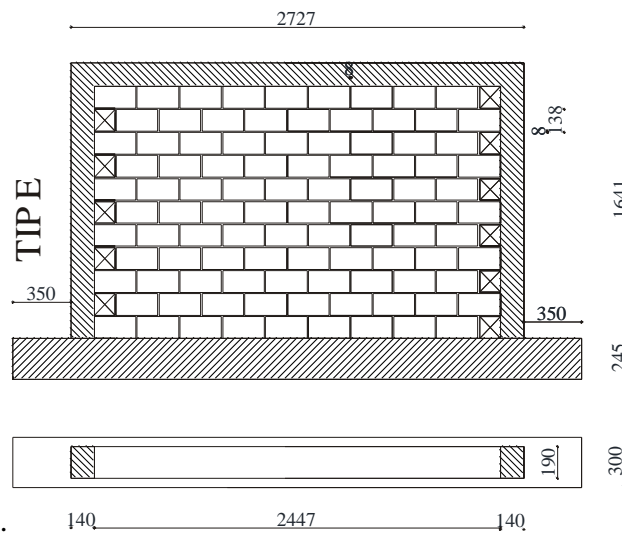


Slika 5.17. Crtež deformacije pri dosezanju granice sloma: tip C , IDR=1,10% ; tip D, IDR=0,33 (pomaci uvećani 5 puta)

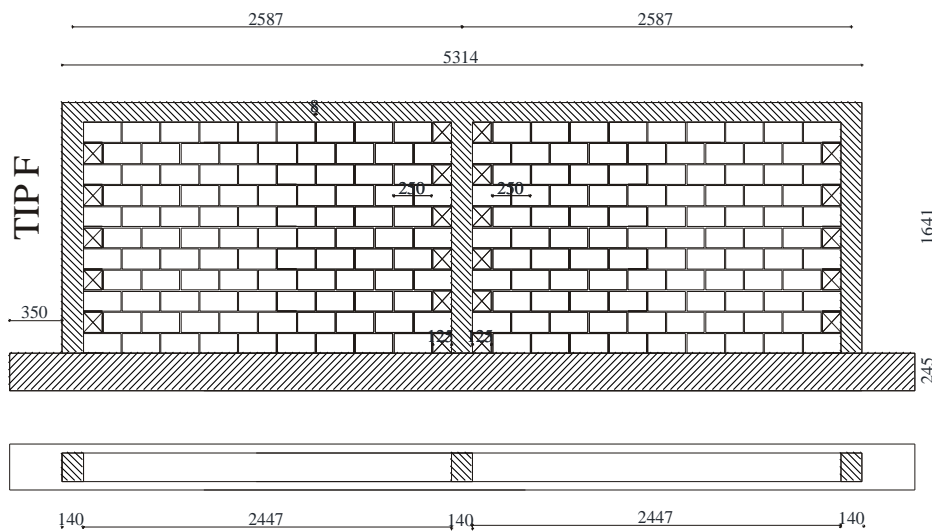
5.4. Proširenje analize na zidove dva i četiri puta manjeg omjera H/L i zid s otvorom programom Atena (tip E, F i G)

Kako bi provjerile mogućnosti numeričke simulacije pri određivanju nosivosti i deformacija omeđenog zida na još tri modela zida je istim programom napravljena „push-over“ analiza, te dobivene veličine krutosti, najveće nosivosti i graničnog pomaka uspoređene s vrijednostima

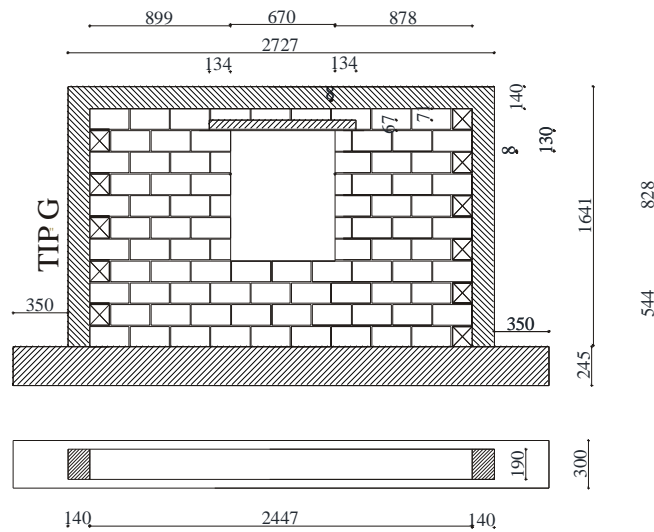
određenim po postupcima koje propisuje EC-6 ili veličinama koje se dobiju primjenom formula koje preporučuju Tomažević i Flores&Alcoceru. Modelirani su zidovi tipa C veće duljine i zid s prozorskim otvorom, materijalnih svojstava kao postojeći ispitani zidovi, te je određena njihova nosivost, elastična krutost i relativni katni pomak pri popuštanju. Dimenzije modela prikazane su na crtežima 5.18. do 5.20. Model E predstavlja model prototipa duljine cca 4m, model F zid s tri vertikalna serklaža razmaka cca 4m, a model G zid duljine cca 4 m s prozorskim otvorom.



Crtež 5.18 Model E

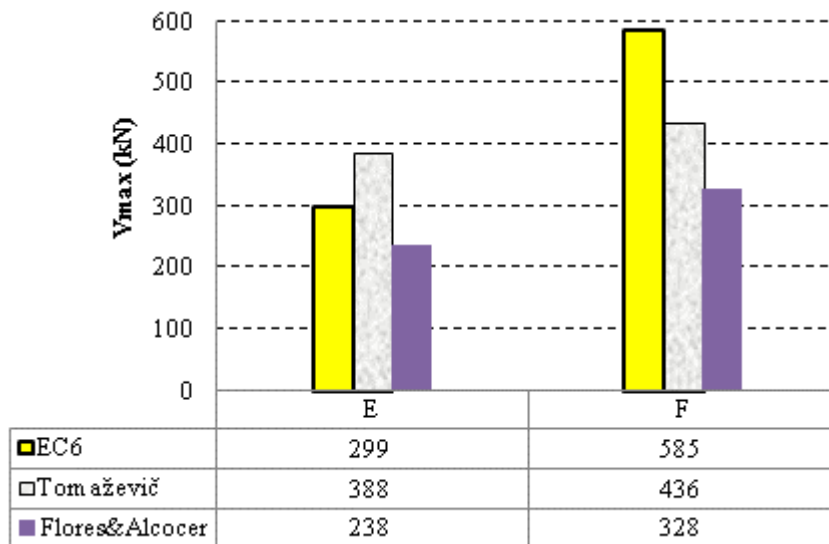


Slika 5.19. Model F



Slika 5.20. Model G

Očekivane vrijednosti najveće nosivosti i elastične krutosti procijenjene su na način kao i za uzorke tipa A-D: prema odredbama EC-6 i izrazima koje preporučuju Tomažević i Flores&Alcocer određene su nosivosti zidova E i F; elastične krutosti zidova E, F i G određene su izrazom (4.7). Nakon toga se teorijski određena vrijednost množila s prosječnim koeficijentom raspucanosi zida iz pokusa, a koji je iznosio 0,36.



Tablica 5.3. Procjena najveće nosivosti zidova E, F

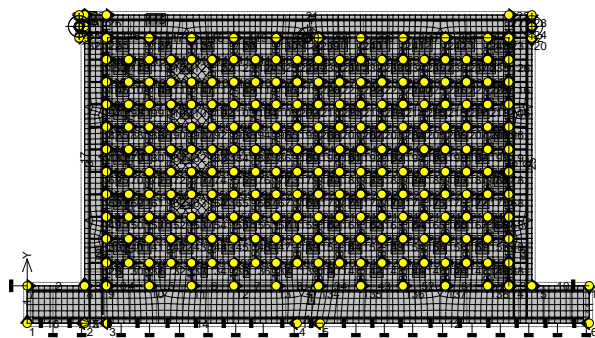
| uzorak | K_e^* [kN/mm]/neras. | koef. raspucanosti β [%] | K_e [kN/mm]/raspucanog |
|----------|---------------------------|-----------------------------------|-----------------------------|
| E | 244,41 | 36 | 88 |
| F | 517,77 | 36 | 186 |
| G | 173,77 | 36 | 63 |

Tablica 5.4. Procjena elastične krutosti zidova

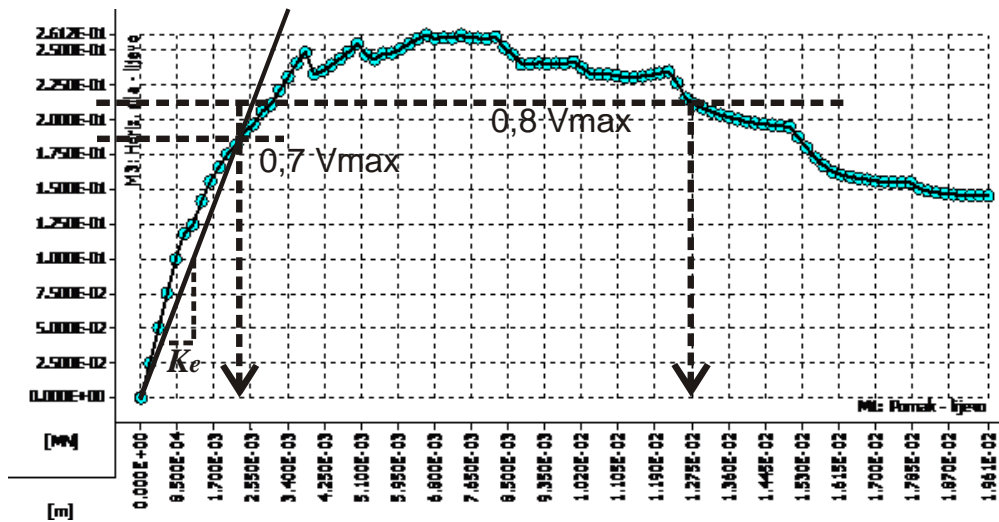
Modeli zidova su obrađeni programom Atena uz jednaka mehanička svojstva materijala kao i zidovi tipa A-D, uz isti tip mreže konačnih elemenata, uz jednak način horizontalnog pomicanja gornjeg ruba zida s jednakim rubnim uvjetima.

5.4.1. Zid E (L/H=0,61)

Mreža konačnih elemenata zida prikazana je crtežom 5.21., a dijagram d-V prikazan je crtežom 5.22.



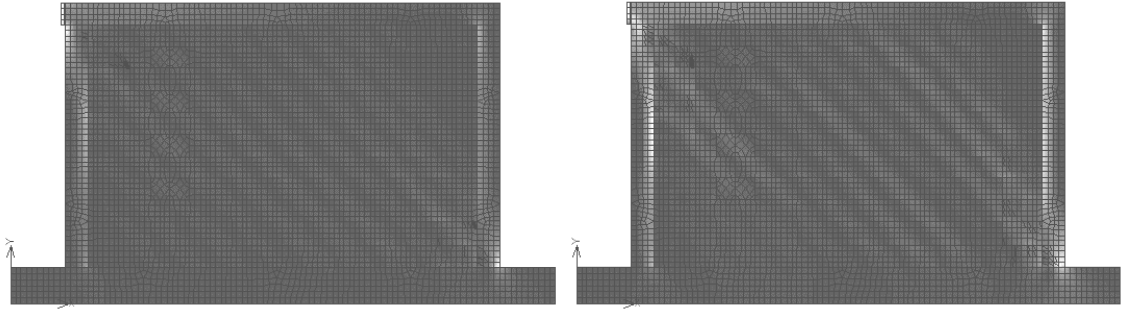
Slika 5.21. Model E, mreža konačnih elemenata



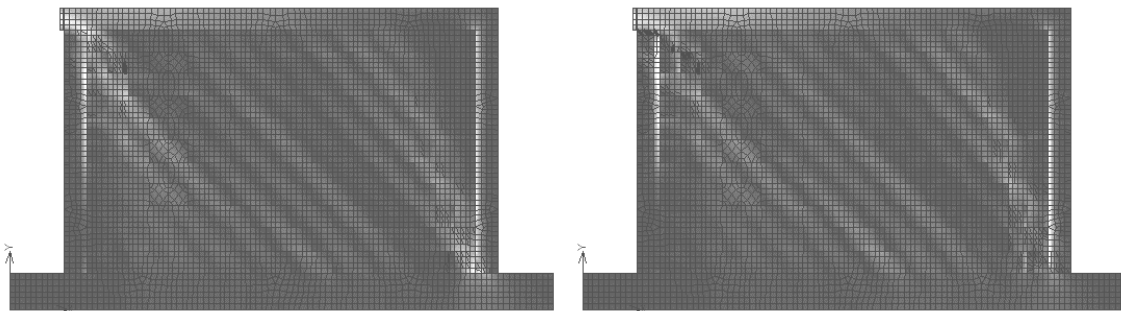
Slika 5.22. Dijagram d-V modela zida E

| | | | |
|---------------------------|------|------|-----|
| relativni katni pomak (%) | 0,14 | 0,41 | 0,8 |
| horizontalni pomak (mm) | 2,24 | 6,8 | 13 |
| hor. sila V (kN) | 183 | 261 | 209 |
| elastična krutost (kN/mm) | 82 | | |

Tablica 5.5. Vrijednosti elastične krutosti, horizontalnih pomaka i horizontalne sile otpora dobivene numeričkim postupkom modela zida E



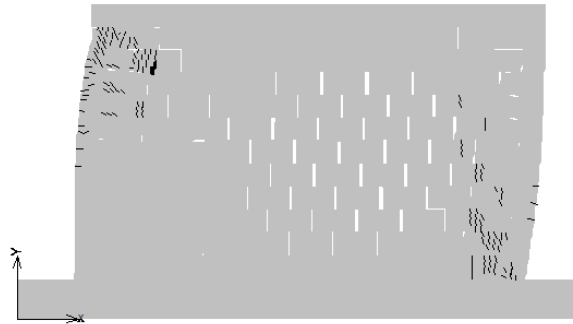
Slika 5.23. Slika glavnih tlačnih naprezanja pri relativnom katnom pomaku od 0,25% i 0,5% modela zida E



Slika 5.24. Slika glavnih tlačnih naprezanja pri relativnom katnom pomaku od 0,75% i 1.% modela zida E

Step 70, MODEL E- sa šipkama tipa C - E13

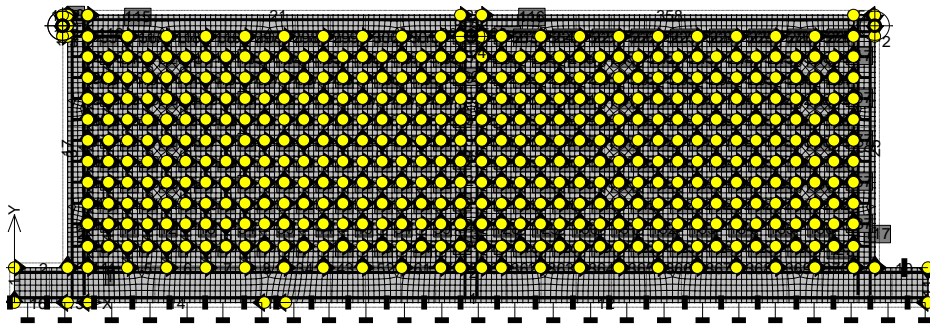
Cracks: in elements, <1.000E-04; ...), opening: <-6.796E-06;5.169E-03>[m], Sigma_n: <-3.572E+00;2.290E+00>[MPa], Sigma_T: <0



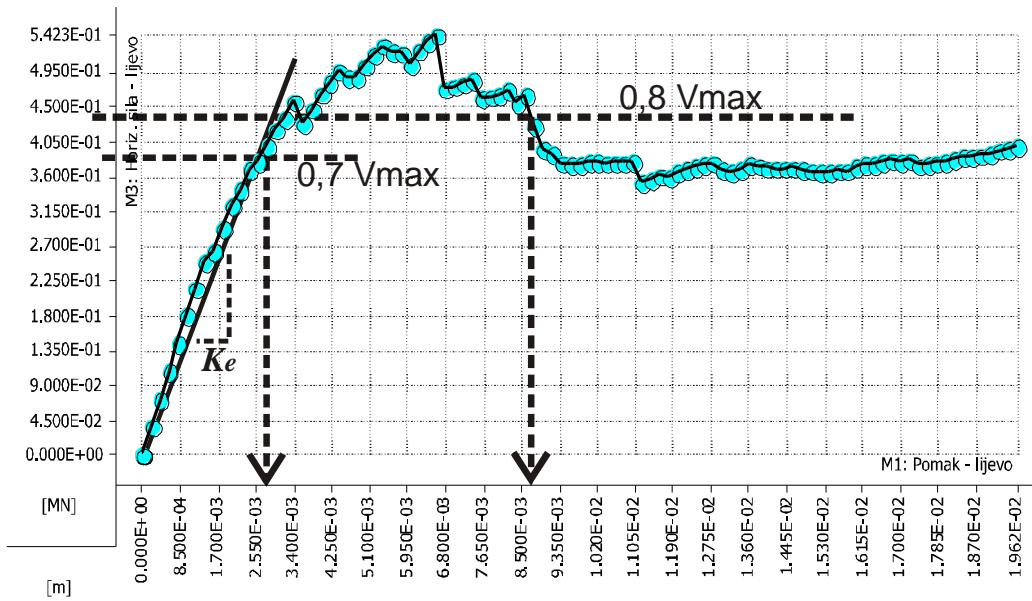
Slika 5.25. Slika deformacija i pukotina većih od 0,1mm pri relativnom katnom pomaku od 1.% (pomaci povećani 10 puta) modela zida E

5.4.2. Zid F ($H/L=0,31$)

Mreža konačnih elemenata zida prikazana je slikom 5.26., a dijagram d-V prikazan je crtežom 5.27.



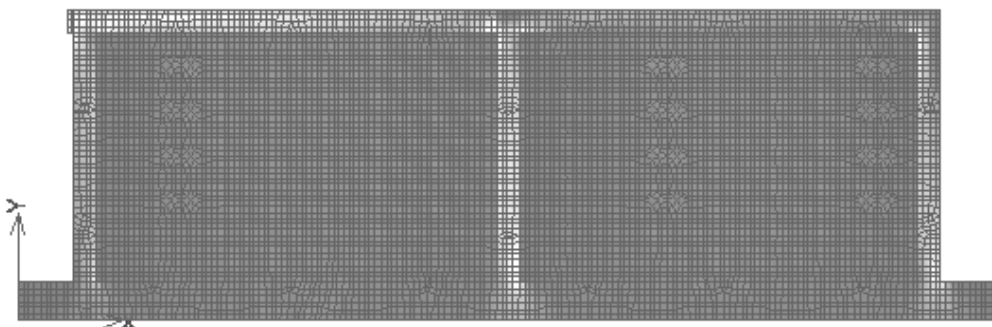
Slika 5.26. Model F, mreža konačnih elemenata



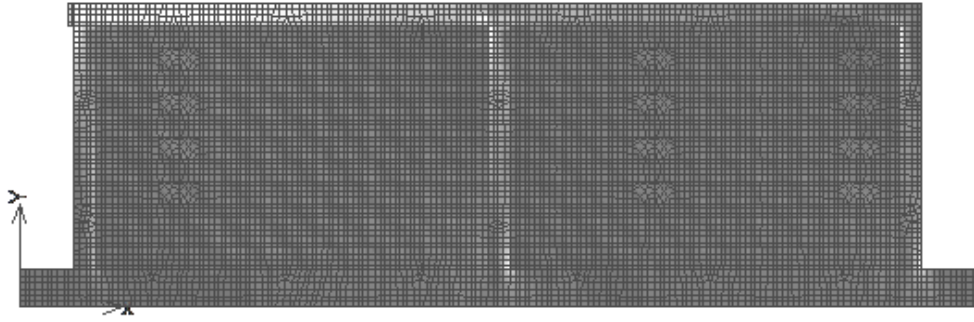
Slika 5.27. Dijagram d-V, model zida F

| | | | |
|---------------------------|------|------|-----|
| relativni katni pomak (%) | 0,16 | 0,41 | 0,5 |
| horizontalni pomak (mm) | 2,6 | 6,8 | 8,5 |
| hor. sila V (kN) | 165 | 542 | 434 |
| elastična krutost (kN/mm) | 146 | | |

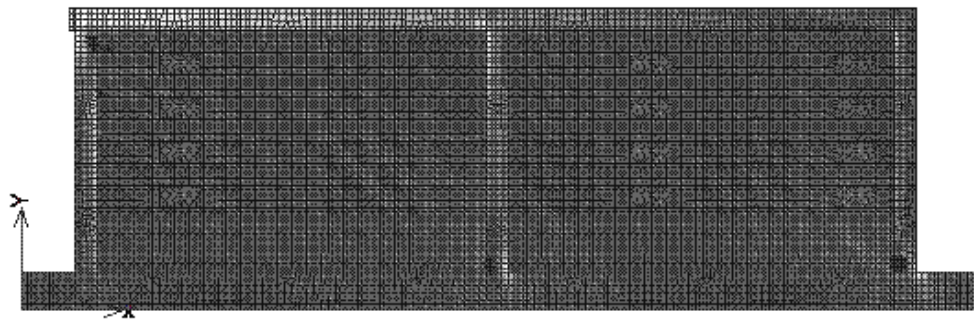
Tablica 5.6. Vrijednosti elastične krutosti, horizontalnih pomaka i horizontalne sile otpora dobivene numeričkim postupkom za model zida F



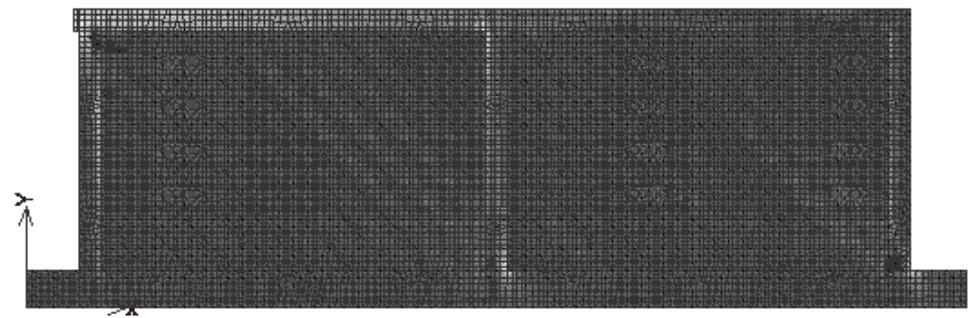
Slika 5.28. Slika glavnih tlačnih napreznja pri relativnom katnom pomaku od 0,125% modela zida F



Slika 5.29. Slika glavnih tlačnih napreznja pri relativnom katnom pomaku od 0,25% modela zida F



Slika 5.30. Slika glavnih tlačnih napreznja pri relativnom katnom pomaku od 0,375 modela zida F



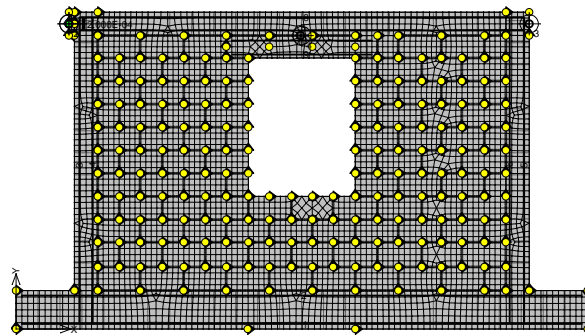
Slika 5.31. Slika glavnih tlačnih napreznja pri relativnom katnom pomaku od 0,50% modela zida F



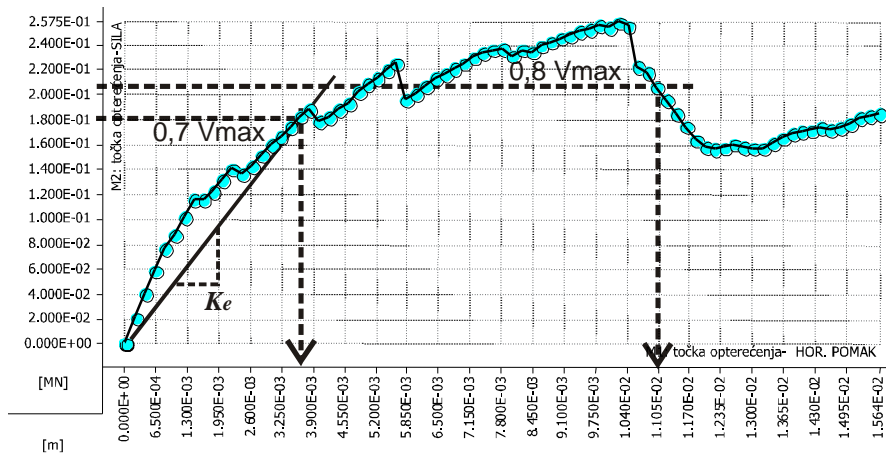
Slika 5.32. Slika deformacija i pukotina većih od 0,1mm pri relativnom katnom pomaku od 0,5.% (hor. pomaci povećani 10 puta) model zida F

5.4.3. Zid G (H/L=0,61, s prozorskim otvorom <math> < 1,5\text{m}^2 </math>)

Zid G predstavlja model omeđenog zida s otvorom koji je manji od $1,5\text{m}^2$, a što znači da otvor ne mora biti obrubljen armiranobetonskim vertikalnim serklažima (prema EC-6). Mreža konačnih elemenata zida prikazana je crtežom 5.33., a dijagram d-V prikazan je crtežom 5.34.



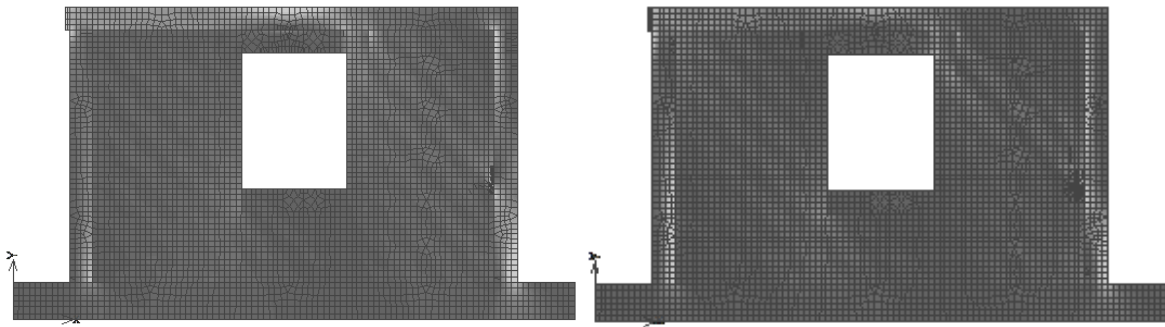
Slika 5.33. Model G, mreža konačnih elemenata



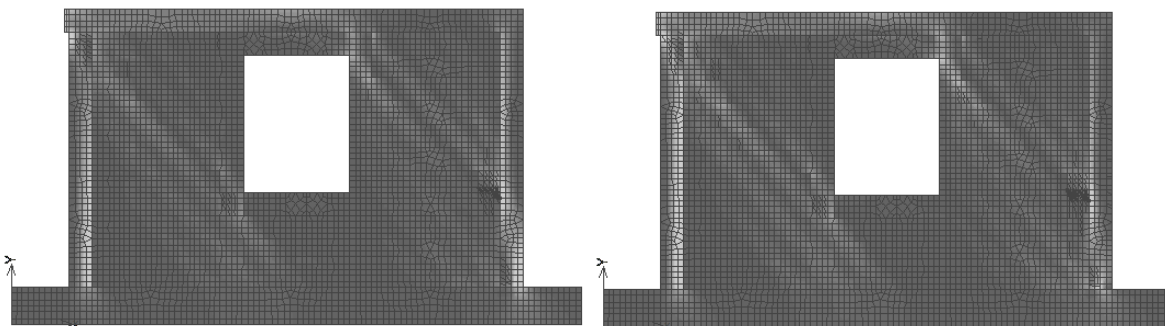
Slika 5.34. Dijagram d-V modela zida G

| relativni katni pomak (%) | 0,23 | 0,63 | 0,7 |
|---------------------------|------|------|-----|
| horizontalni pomak (mm) | 3,6 | 10 | 11 |
| hor. sila V (kN) | 180 | 258 | 206 |
| elastična krutost (kN/mm) | 50 | | |

Tablica 5.7. Vrijednosti elastične krutosti, horizontalnih pomaka i horizontalne sile otpora dobivene numeričkim postupkom modela zida G



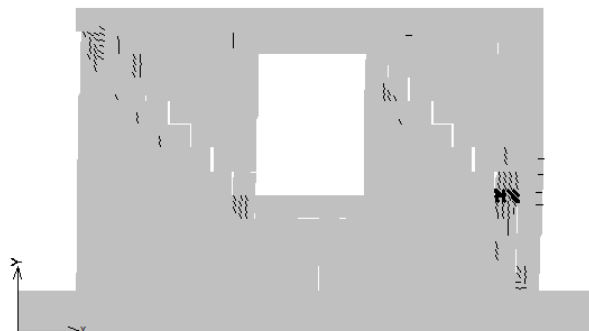
Slika 5.35. Slika glavnih tlačnih naprezanja pri relativnom katnom pomaku od 0,17% i 0,34% modela zida G



Slika 5.36. Slika glavnih tlačnih naprezanja pri relativnom katnom pomaku od 0,52% i 0,7% modela zida G

Step 37, MODEL F 1a1

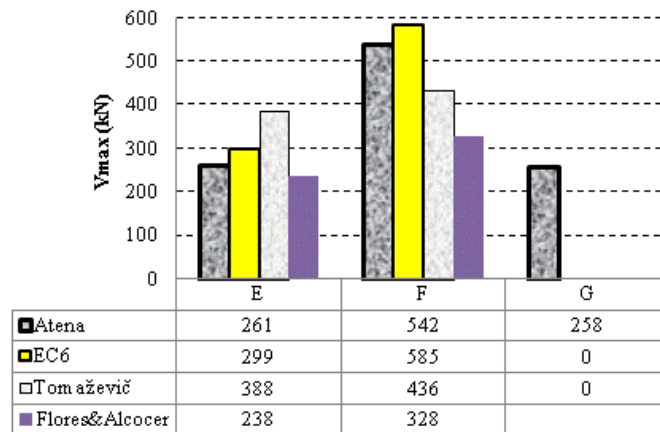
Cracks: in elements, <1.000E-04; ...), opening: <-8.910E-06;3.724E-04>[m], Sigma_n: <-3.642E+00;2.253E+00>[MPa], Sigma_T: <0



Slika 5.37. Slika deformacija i pukotina većih od 0,1mm pri relativnom katnom pomaku od 0,7.% (hor. pomaci povećani 3 puta) modela zida G

5.5. Usporedba rezultata nosivosti i krutosti zidova E, F i G prema EC-6 i preporukama priznatih stručnjaka s vrijednostima iz numeričke analize

Vrijednosti najvećih nosivosti modela zidova E, F i G određene programom Atena i prema EC-6, te preporukama Tomaževića i Floresa&Alcocera su prikazane u tablici 5.8.



Tablica 5.8. Usporedba rezultata nosivosti za zidove E, F i G

Očigledno je da u procjeni nosivosti postoji dobro poklapanje s vrijednostima koje propisuje EC-6. Kao i kod eksperimentalnih podataka EC-6 daje nešto veće vrijednosti od veličina dobivenih numeričkom analizom. Precjenjivanje vrijednosti prema EC-6 iznosi prosječno 8% u slučaju usporedbe s eksperimentalnim rezultatima, a u usporedbi s rezultatima numeričke analize 10%. Rezultati procjene ostalih dvaju autora daju rezultate koji se čine nepouzdanim.

| Zid | K_e [kN/mm] prema EC-6 | K_{e^*} [kN/mm] Atena | razlika (%) |
|--|-----------------------------|----------------------------|-------------|
| E | 88 | 82 | -6,82 |
| F | 186 | 146 | -21,51 |
| G | 63 | 50 | -20,63 |
| prosječno odstupanje vrijednosti num. analize | | | -16 |

Tablica 5.9. Usporedba rezultata krutosti prema EC-6 i priznatim autorima s rezultatima numeričke analize

Vrijednosti elastične krutosti određene prema EC-8 i umanjene koeficijentom raspucanosti 36% daju prosječno 16% veće vrijednosti od onih dobivenih numeričkom analizom.

5.6. Zaključak

U ovom je poglavlju provedena numerička analiza omeđenih zidova koji su bili prethodno eksperimentalno ispitani. Pri numeričkom postupku korištene su vrijednosti mehaničkih svojstava materijala koje su bile eksperimentalno određene. Vrijednosti krutosti „interface“ elemenata su određene na osnovu u literaturi preporučenih vrijednosti. Za razliku od eksperimentalnog postupka, numerički je provoden preko kontrole pomaka od prvog do posljednjeg koraka. Tako je na osnovu poznatih rezultata eksperimenta na devet ispitanih

uzoraka kalibriran model za numeričku analizu. Nakon što je utvrđeno relativno dobro poklapanje rezultata numeričke analize i eksperimenta, numerička analiza je proširena na tri nova modela zidova: dva puta dulji zid, zid s tri vertikalna serklaža i zid s otvorom manjim od $1,5\text{m}^2$. Pri tome je razina vertikalnog opterećenja zida ostala nepromijenjena. Na taj je način bilo moguće detaljnije analizirati mehanizam ponašanja omeđenog zida. Na osnovu analize koja je provedena numeričkim postupkom, te usporedbe dobivenih rezultata s rezultatima provedenih ispitivanja zidova i odgovarajućih odredbi propisa EC-6, te preporuka priznatih stručnjaka može se zaključiti sljedeće:

- Za omeđeno zide numerička analiza programom Atena daje dobre rezultate u procjeni najveće sile otpora V_{\max} ; prosječno prekoračenje eksperimentalno određenih veličina od 8,43% za ovakovu vrstu konstrukcija i postojeći rasap rezultata pokusa predstavlja zadovoljavajuće točno rješenje.
- Krutosti pojedinih modela A, B i C dobivene numeričkom analizom prosječno premašuju eksperimentalne vrijednosti za 16% što se čini zadovoljavajuće dobrim rješenjem.
- Rezultati dobiveni numeričkom analizom za obje kontrolirane vrijednosti pomaka: $d_{V_{\max}}$ i d_u premašuju eksperimentalno određene veličine za 33% i 25%. Prema tome, ove se vrijednosti ne bi mogle smatrati pouzdanim rješenjem.
- Za nearmirani zid (model D) rješenja dobivena numeričkom analizom programom Atena podbacuju u odnosu na pokusima određene rezultate za provjeravane veličine, V_{\max} , $d_{V_{\max}}$ i d_u , za 5-8%, iako veličina elastične krutosti premašuje eksperimentalno određenu za 23%.
- Na svim modelima su mehanizmi popuštanja modela slični: otvaranje kosih pukotina uglavnom po vertikalnim sljubnicama morta, a što odgovara eksperimentalno utvrđenim mehanizmima sloma.
- Numerička analiza za zidove sa najvećim dopuštenim razmakom vertikalnih serklaža od dva i tri polja te zid s otvorom, daje vrijednosti elastične krutosti koje u usporedbi s krutostima određenim prema izrazu (4.7) uz koeficijent raspucanosti od 36%, za 6,8%, 21,5% i 20,63% manje.
- Najveće sile otpora V_{\max} modela s dva i tri polja zida s najvećim dopuštenim razmakom vertikalnih serklaža u usporedbi s vrijednostima određenim prema EC-6 pokazuju dobro poklapanje rezultata: podbačaj od 12,7% za tip E i 7,35% za tip F.

- Zid s otvorom (model G) iako ima očekivano manju krutost od odgovarajućeg punog zida, postiže skoro jednaku vrijednost najveće sile otpora, ali naravno pri znatno većem pomaku od punog zida. Iz toga se može zaključiti da zidovi s otvorima manjim od $1,5\text{m}^2$ u zgradama s krutim međukatnim konstrukcijama neće obavezno biti najosjetljiviji dijelovi konstruktivnog sustava. Pri tome će parapeti ostati pošteđeni oštećenja i pukotina koje nastaju u međuprozorskim dijelovima zida,

6. POGLAVLJE

PROCJENA OČEKIVANIH POMAKA I RAZINE OŠTEĆENJA VIŠEKATNIH KONSTRUKCIJA PRI DJELOVANJU POTRESA

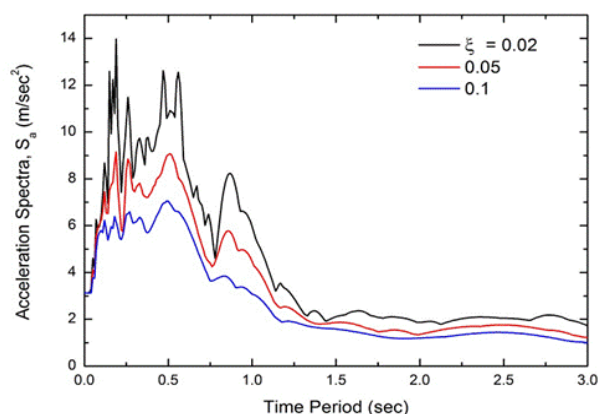
6.1. Općenito

Građevinski inženjeri se bave seizmologijom u mjeri koja im omogućuje predviđanje seizmičkih djelovanja koja će primijeniti pri proračunu konstrukcija. Kako je svaki potres jedinstven po duljini i načinu svojega djelovanja, a vjerojatnost pojave potresa u vijeku trajanja konstrukcije nije velika, potrebno je usvojiti neku opću strategiju koja u prvom redu uzima u obzir nivo oštećenja koji će se dopustiti, a potom i cijeli niz ostalih faktora kao što su: vjerojatnost pojave potresa nekog intenziteta u referentnom povratnom periodu, važnost građevine i njezina namjena, vrsta konstrukcije i materijala od kojega je izvedena.....Pri tome, naravno u obzir treba uzeti i opravdanost cijene objekta pri odgovarajućem nivou pouzdanosti nosivosti konstrukcije. Potrebno je poznavati povijest potresa koji su se događali na određenim područjima kroz dugi niz godina. Geološki podaci o vrsti tla, tektonskim svojstvima i ostalim geološkim osobitostima također daju uvid u očekivano seizmičko ponašanje na određenim područjima. Na taj se način može odrediti vjerojatnost pojave potresa određenog intenziteta u nekom povratnom periodu. To međutim još uvijek ne daje veličinu pomicanja tla na području u kojemu se objekt gradi.

6.2. Spektar odgovora

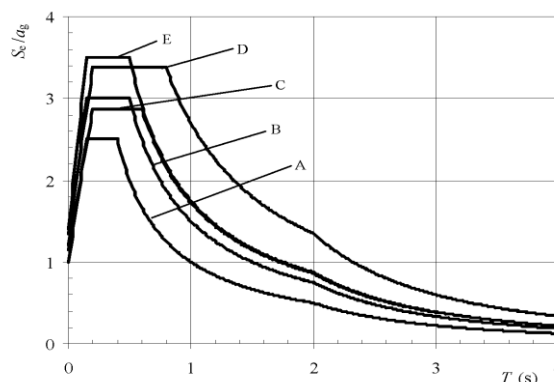
Jedna od metoda koje se primjenjuju u proračunu konstrukcija je primjena nekog od poznatih, zabilježenih akceleroograma. Np. El Centro potres se uzima kao simulacija potresa intenziteta magnitude 7 s točkom epicentra oko 7 km udaljenom od građevine. Ipak, potresi podjednake magnitude i sličnih udaljenosti epicentra od objekta na konstrukcijama mogu izazvati sasvim različite odzive. Način na koji će konstrukcija odgovoriti na djelovanje potresa ovisi o dinamičkoj pobudi, ali i dinamičkim svojstvima konstrukcije. Prema tome, opis potresa treba vezati za odziv konstrukcije koji će prouzročiti. Tako je Housner (Behavior of Structures during Earthquakes, 1959.) predložio primjenu projekto g spektra koji je zaglađen i

predstavlja odnos perioda oscilacija konstrukcije i veličine ubrzanja odziva za razlite veličine prigušenja. Ovaj spektar odgovara najvećim odgovorima konstrukcija (pomaka, brzina ili ubrzanja) za sustave s jednim stupnjem slobode gibanja pri određenom opterećenju. Apscisa obično predstavlja period oscilacija sustava s jednim stupnjem slobode gibanja, a ordinata najveću veličinu odgovora uz određen stupanj prigušenja. U spektru nema podataka o vremenu u kojem će doći do najvećih promatranih vrijednosti (pomaka, brzina ili ubrzanja).

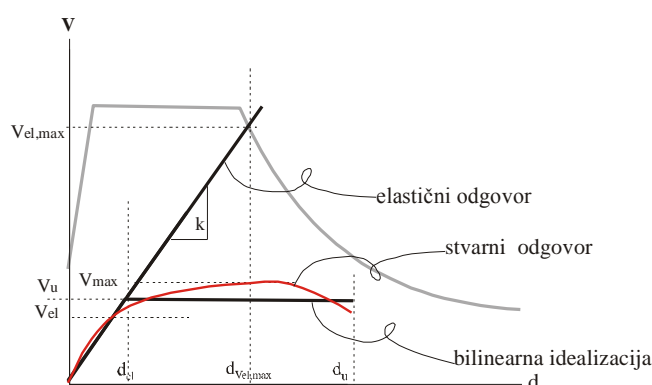


Slika 6.1. Ubrzanja odgovora za konstrukcije s periodima vibracija do 3 sek za tri različita faktora viskoznog prigušenja

Obično su to spektri odgovora ubrzanja koja su osnova za procjenu veličine sila koje djeluju na konstrukciju koja se ponaša idealno elastično. U klasičnom zaglađenom spektru odgovora razgraničenja područja različitih obrazaca ponašanja usklađena su s praksom na način da se definira nekoliko bitnih točaka. Područje frekvencija većih od 33 Hz se ne razmatra jer građevine ne mogu imati tako niske periode oscilacija. Područje od T_b do T_c je područje konstantnog ubrzanja, a područje T_c do T_d konstantne brzine.



Slika 6.2. Spektar odgovora preporučen u EC-8 za tipove tla od A-E uz 5% prigušenja za tip 1 potresa



Slika 6.3. Prikaz idealno elastičnog, stvarnog i bilinearnog modela odgovora konstrukcije te spektra odgovora

Međutim, u suvremenoj projektantskoj praksi i postupcima predviđanja ponašanja konstrukcija pomaci i deformacije se smatraju značajnijim parametrima od samih sila. Iz experimentalno određenih histereznih petlji zidova pri horizontalnom cikličkom opterećenju i konstruiranih krivulja nosivosti uzoraka vidljivo je da odnos pomaka i horizontalne nosivosti zidova ima veliko područje otpornosti u nelinearnom području ponašanja materijala. Postojeća praksa, opažanja posljedica potresa na postojećim građevinama, vjerojatnost pojave seizmičkih opterećenja i iskustva u obnavljanju daju praksi aseizmičkog projektiranja dovoljno podataka na osnovu kojih se može, uz dopuštanje odgovarajućeg nivoa oštećenja iskoristiti nelinearno (plastično) ponašanje materijala konstrukcija, a da pri tome sigurnost života ne bude ugrožena. Na taj se način omogućuje da konstrukcije budu ekonomične i istovremeno zadovoljavajuće sigurne. Pri tome se nastoji izbjeći složeni nelinearni proračun, a projektiranje provodi elastičnom analizom, pri čemu se spektar odgovora smanjuje preko „faktora ponašanja“. Po svojoj definiciji faktor ponašanja „q“ je aproksimacija odnosa veličine seizmičkih opterećenja koje bi konstrukcija pretrpjela da se materijal ponaša idealno elastično prema najmanjim seizmičkim opterećenjima koje se može primjeniti u proračunu uobičajenom analizom elastičnog modela, a da pri tome rješenje bude zadovoljavajuće sigurno: nema sloma konstrukcije, a oštećenja su ograničena na zahtjevanu razinu. S obzirom na veliku krutost zidanih zgrada malo je vjerojatno da bi moglo doći do prekoračenja graničnog stanja uporabivosti konstrukcije prije njezinog sloma. U većini slučajeva provjera graničnog stanja nosivosti je dostatna. Stambene zidane zgrade se pretežno izvode pravilnog tlocrta i vertikalne dispozicije tako da njihovo ponašanje tijekom potresnog djelovanja uglavnom ovisi o prvom tonu vibracija. To znači da opterećenje poprečnim horizontalnim silama daje zadovoljavajuće dobra rješenja. Faktor ponašanja u sebi treba sadržavati sve

pojave koje nastaju u nelinearnom području ponašanja konstrukcije. Dakako da vrijednost ovog parametra ne ovisi samo o vrsti konstrukcije, kako to trenutno klasificiraju europski, a u skladu s njima i hrvatski propisi (tablice 6.1. i 6.2.), nego sigurno ovisi i o vrsti ugrađenih zidnih elemenata, načinu zidanja, vrsti i kvaliteti morta, te pravilnosti i koncepciji vertikalne i horizontalne dispozicije zgrade. Propisi EC-8 pri propisivanju veličine faktora ponašanja uzimaju u obzir samo duktilitet ponašanja, pri čemu je potpuno zanemaren utjecaj faktora povećanja nosivosti (OSR) koji bi u sebi trebao sadržavati cijeli niz različitih utjecaja na ponašanje konstrukcije uslijed potresnog opterećenja (Megenes, 2006).

| Način gradnje | Faktor ponašanja q |
|--|----------------------|
| Nearmirano zide izvedeno u skladu s EC-6 u područjima niske seizmičnosti | 1,5 |
| Nearmirano zide | 1,5-2,5 |
| Omeđeno zide | 2,0-3 |
| Armirano zide | 2,5-3 |

Tablica 6.1. Vrijednosti faktora ponašanja prema prEN1998-1:2003. (tablica 9.1)

| Način gradnje | Faktor ponašanja q |
|-----------------|----------------------|
| Nearmirano zide | 1,5 |
| Omeđeno zide | 2,0 |
| Armirano zide | 2,5 |

Tablica 6.2. Vrijednosti faktora ponašanja prema HRN ENV 1998-1-3:2005. (tablica 5.1)

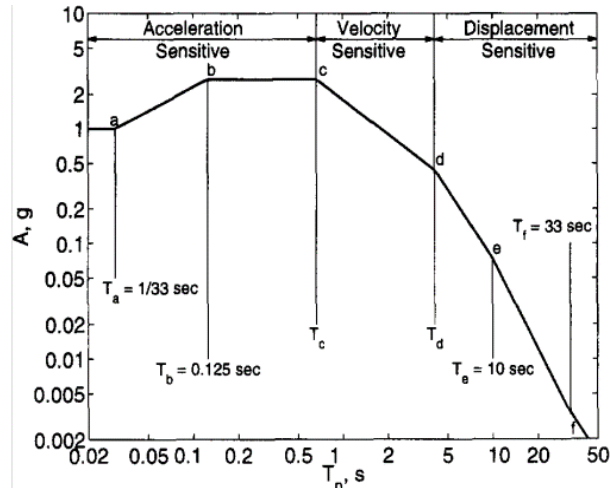
Prema EC-8 analiza konstrukcije na seizmička djelovanja može se provoditi na dva bitno različita načina

- a) linearno-elastičnim modelom ponašanja i to:
 - a1. analizom horizontalnog opterećenja,
 - a2. modalnom analizom;
- b) nelinearnim modelom
 - b1. nelinearnom statičkom analizom (pushover),
 - b2. nelinearnom analizom uz opterećenje zadano kao funkcija vremena.

Odabir postupka analize konstrukcije ovisi o složenosti konstrukcije i važnosti objekta.

6.3. Postupci određivanja očekivanih pomaka

Newmark i Hall proučavajući elastični spektar odgovora na potres El Centro uočili su da se spektar odgovora, bez obzira na svoj nepravilni oblik, može dobro idealizirati tako da ima područja konstantnog spektralnog pomaka, pseudo-spektralne brzine i pseudo-spektralnog ubrzanja (crtež 6.4.).



Slika 6.4. Newmark-Hallov elastični spektar

Uspostavili su odnos između amplituda spektralnih vrijednosti i najvećih vrijednosti pomicanja tla.

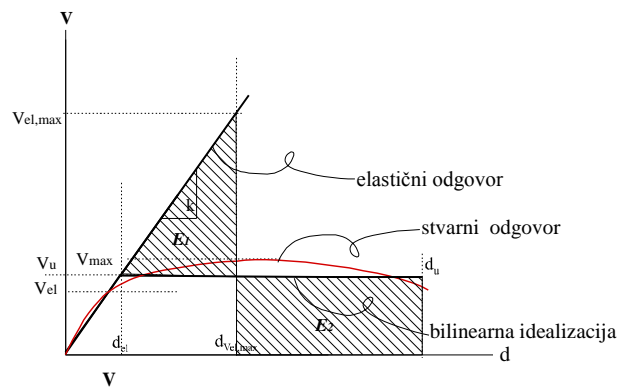
$$S_d = F_{ad} \cdot d_{tmax} \quad \dots\dots\dots(6.1.)$$

$$S_v = F_{av} \cdot v_{tmax} \quad \dots\dots\dots(6.2.)$$

$$S_a = F_{aa} \cdot a_{tmax} \quad \dots\dots\dots(6.3.)$$

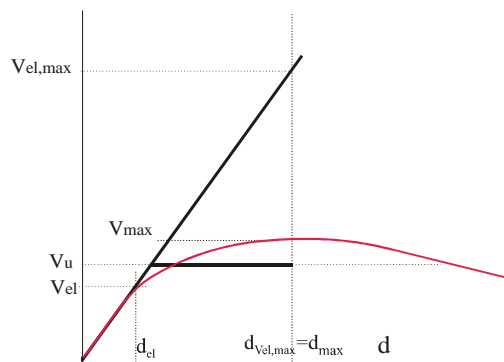
gdje su F_{ad} , F_{av} i F_{aa} faktori amplifikacije, S_d , S_v i S_a spektralne vrijednosti pomaka, brzina i ubrzanja, a d_{tmax} , v_{tmax} i a_{tmax} vršne vrijednosti pomaka, brzina i ubrzanja tla. Statističkom obradom velikog broja potresa odredili su veličine spektralnih amplifikacijskih faktora za horizontalna pomicanja tla za različite faktore prigušenja uz odgovarajuću pouzdanost rješenja. Spektar odgovora elasto-plastičnih sustava nadogradili su na dotadašnja saznanja te uočili da postoje tri bitno različita područja spektra odgovora ovisno o periodima slobodnih oscilacija konstrukcija:

- u području niskih vrijednosti perioda oscilacija elastični i neelastični sustavi su pod djelovanjem jednakih sila;
- u nekom srednjem području frekvencija pravilo održanja energije daje dobre približne vrijednosti (Slika 6.5.);



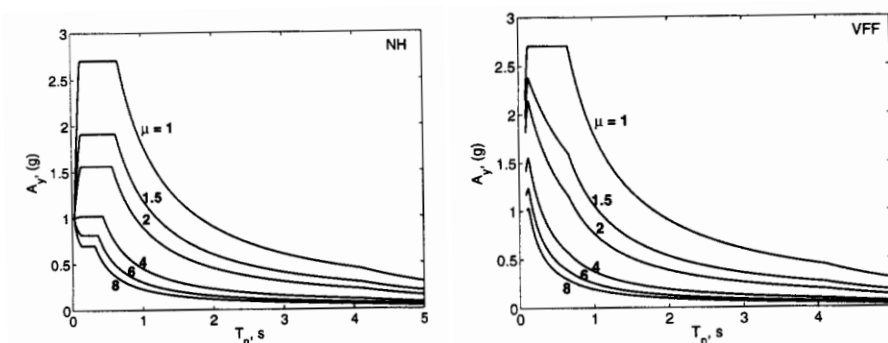
Slika 6.5. Jednakost potrošnje energije elastičnog i elasto-plastičnog sustava

- u području velikih vrijednosti perioda oscilacija elastični i neelastični sustavi imaju približno jednake najveće pomake (Slika 6.6.).



Slika 6.6. Jednakost najvećeg pomaka elastičnog i elasto-plastičnog sustava

Poslije Newmark-Hallove metode u posljednja dva desetljeća razvilo se nekoliko postupaka za određivanje neelastičnog spektra odgovora: Riddel, Hidalgo i Cruz (1989), Tso i Naumoski (1991), Krawinkler i Nasar (1992), Vidic, Fajfar i Fischinger (1994), , Miranda i Betrero (1994), Chopra i Goel (1999).



Slika 6.7. Spektri odgovora za različite faktore duktiliteta prema a) Newmarku i Hallu i b) Vidicu, Fajfaru i Fischingeru

Ovi postupci se provode u nekoliko koraka uz određena pojednostavljena. Ali u pravilu, svi se sastoje u tome da se relativno jednostavnim postupkom, na osnovu kapaciteta nosivosti i dijagrama odgovora odrede najveće deformacije elasto-plastične konstrukcije s jednim stupnjem slobode gibanja. Promjene početnih perioda oscilacija uslijed pojave nelinearnog ponašanja ne uzimaju se u obzir. To naravno ne odgovara stvarnom stanju jer s povećanim oštećenjem konstrukcije opadaju krutosti što izravno utječe na promjenu perioda oscilacija i povećanje prigušenja.

Shibata i Sozen pristupaju problemu tako da se zahtjevani pomak na vrhu zgrade određuje preko prigušenog elastičnog spektra i sekantne krutosti. Ekvivalentna krutost je ovisna o zahtjevanom pomaku vrha zgrade i počiva na činjenici da kapacitet nosivosti i seizmički odgovor nisu međusobno neovisni. Ovome postupku je najveći problem kako odrediti visokoprigušeni spektar, s obzirom da u konstrukciji prigušenje nastaje iz dva osnovna uzroka: kao viskozno prigušenje konstrukcije i kao histerezo prigušenje koje je ovisno o traženom duktilitetu. Shibata i Sozen su na osnovu obrade velikog broja eksperimenata predložili formulu za određivanje ekvivalentnog viskoznog prigušenja jednostupnjevni armirano-betonskih okvira:

$$\beta_{equ} = 20 \cdot \left(1 - \frac{1}{\sqrt{\mu_u}} \right) + \beta_v \quad \dots\dots\dots(6.4.)$$

gdje je μ_u granični faktor duktiliteta, a β_v viskozno prigušenje odgovarajuće elastičnom odgovoru.

Andres Lepage je u doktorskom radu (1997) na temelju radova M. Sozena i K. Shimazakia, razvio postupak protupotresnog projektiranja armiranobetonskih zgrada na osnovu provjere relativnog međukatnog pomaka. Nelinearni pomaci određuju se na linearnom modelu. Ispravnost postupka je provjerena eksperimentalnim i analitičkim podacima nelinearnih dinamičkih odgovora jednostupnjevni i višestupnjevni modela. Postupak je razvijen na armiranobetonskim zgradama male i srednje katnosti, s pravilnom razdiobom masa i krutosti po visini. Studija obuhvaća zgrade okvirnog tipa, građevine u kojima su zidovi nosiva konstrukcija ili njihove kombinacije. Pri tome torzioni utjecaji i vertikalna komponenta potresne pobude nisu razmatrani. U radu su razmatrane samo situacije kada su zgrade dovoljno daleko od epicentra potresa, a prigušenje manje od 20%. Iako se temelji na rezultatima ispitivanja armirano-betonskih, autor preporučuje postupak i za određivanje

očekivanih pomaka konstrukcija sličnog načina ponašanja. U ovome radu će postupak biti primijenjen za analizu ponašanja zidane konstrukcije, uz primjenu krutosti zida koje su prethodno eksperimentalno određene, te prošireno na višetažne objekte s različitim gustoćama nosivog zida. Metoda se temelji na slijedećim teorijskim postavkama.

Spektar odgovora u linearnom području ponašanja konstrukcije prikazuje se krivuljama spektralnih pomaka koji po svojoj definiciji predstavlja krivulju u kojoj je najveća veličina odgovora jednostupnjevskog sustava funkcija njegovog perioda vibracija, prigušenja i potresnog opterećenje.

$$|d(t)|_{max} = S_d(\xi; \omega_o) \quad \dots\dots\dots(6.5)$$

Na isti se način mogu izraziti veličine spektralne brzine i spektralnog ubrzanja:

$$|\dot{d}(t)|_{max} = S_v(\xi; \omega_o) \quad \dots\dots\dots(6.6)$$

$$|\ddot{d}(t)|_{max} = S_a(\xi; \omega_o). \quad \dots\dots\dots(6.7)$$

Pseudobrзина i pseudoubrzanje se definiraju kao:

$$S_{pv} = \frac{2\pi}{T} \cdot S_d(\xi; \omega_o) \quad \dots\dots\dots(6.8)$$

$$S_{pa} = \left(\frac{4\pi^2}{T^2} \right) S_d(\xi; T). \quad \dots\dots\dots(6.9)$$

gdje je:

ξ = koeficijent viskoznog prigušenja

ω_o = kružna frekvencija neprigušenih oscilacija.

Veličina spektralne brzine može poslužiti za određivanje veličine najveće energije deformacija konstrukcije, a veličina spektralnog ubrzanja je u izravnoj vezi s najvećom vrijednošću posmične sile. Ako je sustav neprigušen veličina spektralnog ubrzanja jednaka je spektru ubrzanja. U radu je usvojena pretpostavka relativno malog prigušenja, odnosno metoda je primjenjiva ako je prigušenje konstrukcije manje od 20%. Tada je $S_a = S_{pa}$. Prema studijama Newmarka i Halla faktor amplifikacije ubrzanja u slučaju 2% prigušenja iznosi 3,66 (vjerojatnost + jedna standardna devijacija), a u ovom radu je uzeta s vrijednošću

3,75 koji prema postojećim istraživanjima odgovara širokom spektru različitih potresa (Shibata 1975.). Tako se može odrediti zaglađeni spektar odgovora ubrzanja kao:

$$S_a' = \begin{cases} F_a \cdot a_g \cdot g & T < T_g \\ F_a \cdot a_g \cdot g \cdot \frac{T_g}{T} & T \geq T_g \end{cases} \dots\dots\dots(6.10.)$$

gdje su: a_g = najveće ubrzanje tla normalizirano gravitacijom;

g = gravitacija Zemlje;

T_g = karakteristični period gibanja tla, najniži period pri kojem uložena energija poprima stalnu vrijednost

To bi značilo da se za periode manje od T_g odgovor ubrzanja može smatrati konstantnim, a za periode veće od T_g odgovor brzina ne ovisi o promjenama perioda oscilacija. Linearni spektar odgovora pomaka je tada:

$$S_d' = \begin{cases} \frac{F_a \cdot a_g \cdot g}{(2\pi)^2} \cdot T^2 & T < T_g \\ \frac{F_a \cdot a_g \cdot g \cdot T_g}{(2\pi)^2} \cdot T & T \geq T_g \end{cases} \dots\dots\dots(6.11.)$$

Ako se jednadžbe 6.8. i 6.9. uvrste u izraze za idealizirani odgovor linearnog ponašanja, te uvede veličina

$$D_g = \frac{F_a \cdot \alpha \cdot g \cdot T_g^2}{4\pi^2} \dots\dots\dots(6.12.)$$

koja predstavlja odgovor ubrzanja linearnog oscilatora perioda T_g uz faktor prigušenja 2%, nastaju izrazi za određivanje linearnih spektralnih pomaka:

$$S_d = \begin{cases} D_g \cdot \left(\frac{T_{eff}}{T_g}\right)^2 & T_{eff} < T_g \\ D_g \cdot \frac{T_{eff}}{T_g} & T_{eff} \geq T_g \end{cases} \dots\dots\dots(6.13.)$$

gdje je T_{eff} je efektivni početni period, uzet s vrijednošću $\sqrt{2} \cdot T$ perioda neraspucane konstrukcije. Karakteristična točka T_g se definira kao najniži period pri kojem uložena energija, uz prigušenje od 10%, prestaje opadati ili rasti, odnosno stabilizira svoju vrijednost. Uložena energija se dobiva iz vremenskog zapisa pomicanja tla,

$$\delta E_i = F \cdot \delta(d) = m \ddot{d}_s \cdot v \delta x \Rightarrow E_i = \int_0^t m \cdot \ddot{d}_t \cdot \dot{d}_k \cdot dt \quad \dots\dots\dots(6.14.)$$

Spektar energije predstavlja najveću uloženu energiju i može se izraziti preko vrijednosti ekvivalentne brzine $v_{ekv} = \sqrt{\frac{2 \cdot E_i}{m}}$. Ekvivalentna brzina predstavlja najveću moguću brzinu koju bi postigao neprigušeni oscilator. Spektar energije služi za određivanje karakterističnog perioda osciliranja tla T_g . T_g se definira kao najniži period u kojemu spektar energije uz prigušenje 10% postaje stabilne veličine. Ovakva definicija T_g daje vrijednosti koje približno odgovaraju periodu T_c . Razlog korištenja energetskeg spektra za definiranje T_g je taj što nelinearni odgovor konstrukcije produljuje period osciliranja, a time i uloženu energiju te se nelinearni sustav treba dodatno pomicati da utroši uloženu energiju. Iz prikazanog se može zaključiti da i za linearne i nelinearne sustave s početnim periodima većim od T_g uložena energija ostaje približno jednaka, tj. najveći pomaci su im približno jednaki. Nelinearni odgovor na potresno djelovanje dobije se kao:

$$D_{max} = S_d \cdot DR \quad \dots\dots\dots(6.15.)$$

Faktor pomaka DR može se izraziti kao:

$$DR = \begin{cases} \frac{1}{TR} & T_{eff} < T_g \\ 1 & T_{eff} \geq T_g \end{cases} \quad \dots\dots\dots(6.16.)$$

gdje je TR omjer perioda konstrukcije i karakterističnog perioda gibanja tla. Uz pretpostavku da osnovni vlastiti oblik ima značajno veći udjel u ukupnom horizontalnom pomaku, tj. utjecaj viših vlastitih oblika oscilacija je zanemariv, pomaci višestupnjevnog sustava linearnog modela mogu se odrediti modalnom analizom kao:

$$D_{max,i} = \frac{F_a \cdot a_g \cdot g \cdot T_g \cdot T}{4\pi^2} \cdot \Gamma \cdot \Phi_i \quad \dots\dots\dots(6.17.)$$

gdje je

$D_{max,i}$ = najveći pomak na razini „i“,

Γ = faktor sudjelovanja osnovnog vlastitog oblika,

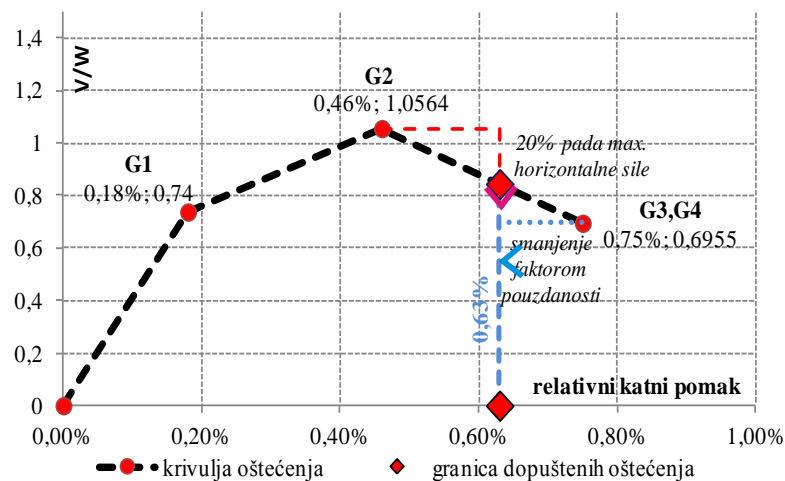
Φ_i = ordinata osnovnog vlastitog oblika na razini „i“.

6.4. Proračun očekivanih pomaka i razina oštećenja

U cilju proširenja istraživanja ponašanja omeđenog zida pri cikličkom horizontalnom opterećenju, a na osnovu eksperimentalno dobivenih podataka o krutosti konstrukcije, numeričkom simulacijom metodom koju u doktorskom radu predlaže Andres Lepage određeni su očekivani najveći pomaci, odnosno razine oštećenja na grupi modela zgrada od dvije do pet etaža. Pri tome su osim katnosti mijenjane i gustoće zida u granicama 2-6%. Na taj je način simulirano ponašanje 30 zgrada, od jednoetažnih do petetažnih, te podvrgnuto djelovanju triju različitih razina intenziteta potresa. Određene su veličine najvećih očekivanih pomaka, razine oštećenja i krivulje oštetljivosti. Tako dobiveni podaci su objedinjeni po različitim kriterijima ulaznih podataka i izlaznih rezultata.

6.4.1. Razine oštećenja i procjena graničnog relativnog katnog pomaka

Eksperimentalno određene (s obzirom da postojećim propisima nije dopušteno izvoditi zidove na način kako je izveden tip uzoraka A) krivulje ovisnosti horizontalne sile normalizirane na vertikalno opterećenje uzorka i relativnog katnog pomaka određena je kao srednja vrijednost rezultata uzoraka B i C. S obzirom da uzorci nisu ispitani do potpunog rušenja nema određene eksperimentalne vrijednosti pomaka koja bi odgovarala G5 razini oštećenja. Dopuštena je veličina katnog pomaka koja odgovara 20% pada najveće horizontalne sile otpora. Normalizirana krivulja oštećenja i granica dopuštenog relativnog katnog pomaka pri horizontalnoj sili otpora koja je pala na 80% svoje najveće vrijednosti prikazane su na slici 6.10. Na taj način se dobiva dopuštena razina najvećih oštećenja pri relativnom katnom pomaku od 0,63%.



Slika 6.8. Normalizirana krivulja oštećenja

Prema kriterijima HRN EN 1998-3:2011 ukoliko se oštećenja stupnja G3,G4 smatra graničnim stanjem znatnih oštećenja (ZO), uz razinu znanja 2 (RZ2), faktor povjerenja bi iznosio $FPRZ2=1,2$. Ukoliko se relativni katni pomak G3,G4 smanji u omjeru veličine faktora povjerenja dobiva se jednaka veličina graničnog relativnog katnog pomaka od 0,63% ($0,75/1,2$). Ova razina oštećenja će se dalje nazivati znatnim oštećenjem građevine.

6.4.2. Očekivani pomaci

6.4.2.1. Odabrana potresna djelovanja

Za analizu ponašanja omeđenih zidanih konstrukcija odabrane su tri grupe od po sedam potresa intenziteta koji odgovaraju području VII, VIII i IX potresne zone. Zapisi potresa koji prema EC-8 svojim elastičnim spektrom odgovaraju tipu 1, s prigušenjem 2%, u različitim tipovima tla preuzeti su iz doktorske disertacije Gorana Gazića „Ponašanje neduktilnih armirano-betonskih okvirnih konstrukcija sa zidanom ispunom na djelovanje potresa“ (2014). Za proračunsko ubrzanje temeljnog tla 0,1g odabrani su potresi čije su vrijednosti vršnih ubrzanja u granicama 0,1- 0,2g; za proračunsko ubrzanje temeljnog tla 0,2g odabrani su potresi čije su vrijednosti vršnih ubrzanja u granicama 0,2-0,3g; za proračunsko ubrzanje temeljnog tla 0,3g odabrani su potresi čije su vrijednosti vršnih ubrzanja u granicama 0,3-0,5g. Osnovne karakteristike odabranih potresa: spektri energije, idealizirani spektri ubrzanja i pomaka te karakteristične vrijednosti perioda T_g određene su u navedenoj disertaciji u prilogu B, a prikazane su u tablici 6.3.

| naziv potresa | opis potresa | | | | | EC8 |
|--------------------------|--------------|-------------|----------------|---------------------------|----------------|--|
| | α_g | T_g (sek) | magnituda (MW) | udaljenost epicentra (km) | kategorija tla | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 6,4 | 14 | A | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 7,6 | 96 | C | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 6,3 | 25 | C | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 6,9 | 48 | B | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 6,7 | 36 | C | |
| Lazio Abruzo_x | 0,1 | 0,25 | 5,9 | 5 | A | |
| Campano Lucano_y | 0,177 | 0,49 | 6,9 | 23 | A | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 6,7 | 20 | C | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 6,6 | 26 | C | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 6,1 | 13 | C | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 6,2 | 14 | C | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 6 | 16 | C | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 6,1 | 13 | C | |

| | | | | | | |
|-----------------|-------|------|-----|----|---|-------------------------------------|
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 6,6 | 26 | C | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 6,5 | 27 | C | |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 6,3 | 4 | B | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 6,9 | 30 | C | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 6,4 | 22 | B | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 6 | 15 | C | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 7,1 | 18 | C | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 7,1 | 18 | C | |

Tablica 6.3. Osnovni parametri odabranih potresnih djelovanja

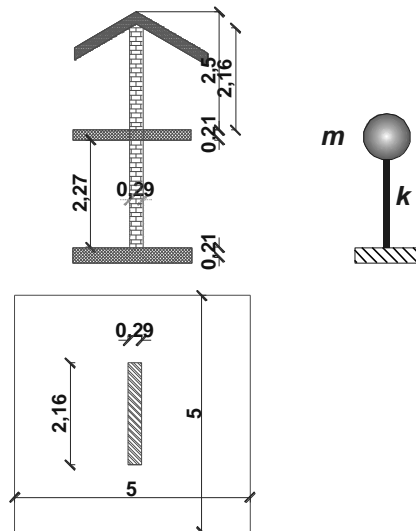
6.4.2.2. Opis modela

Masa prototipa s jednim stupnjem slobode određena je kao zbroj pripadajuće mase zida, međukatne konstrukcije i krova. Krutost zida dobivena je preko odgovarajućeg faktora preslikavanja iz eksperimentalno određene vrijednosti na uzorku. Faktor preslikavanja sa uzorka na prototip za frekvenciju iznosi S_i^{-1} , što za primjenjeno mjerilo znači:

$$\omega_{uzorka} \cdot \frac{1}{1,5} = \omega_{prototipa} \Rightarrow \sqrt{\frac{K_{uzorka}}{m_{uzorka}}} \cdot \frac{1}{1,5} = \sqrt{\frac{K_{prototipa}}{m_{prototipa}}} \quad \dots\dots\dots (6.18)$$

Veličine ukupne mase prototipa i uzorka određene su za jednostupnjevni i dvostupnjevni model te poslije primjenjene na ostalim modelima. Veličine prosječne krutosti uzorka određene su u 6.16. Dimenzije jednostupnjevnog modela prototipa prikazane su na slici 6.11. Ukupna opterećenja vlastite težine zida, međukatne konstrukcije i krova uzete su jednako kao pri određivanju vertikalnog opterećenja prototipa ispitanog zida.

- Tavan stalno djelovanje $g_k=4 \text{ kN/m}^2$, promjenjivo $q_k=1 \text{ kN/m}^2$
- Krov stalno djelovanje $g_k=1 \text{ kN/m}^2$, promjenjivo $q_k=1 \text{ kN/m}^2$
- Vlastita težina zida 12 kN/m^3



Slika 6.9. Prototip s jednim stupnjem slobode

Vertikalno opterećenje je određeno prema EC8 s koeficijentima: koeficijent „nazovimo“ stalnog djelovanja $\psi_2 = 0,3$ (stanovi, uredi), koeficijent $\varphi = 1,0$ (krov i tavan).

| | | | |
|--------------------------------|---|-------|----|
| v.t. zida | $\left(\frac{2,265}{2} + 0,21 + 2,156\right) \cdot 0,285 \cdot 12 \cdot 2,16$ | 25,8 | kN |
| krov | $(1 \cdot 1 + 0,3 \cdot 1 \cdot 1) \cdot 25 =$ | 32,5 | kN |
| međukatna konstr. tavana | $(1 \cdot 4 + 0,3 \cdot 1 \cdot 1) \cdot 25 =$ | 107,5 | kN |
| ukupno | | 165,8 | kN |
| masa | | 16,9 | t |

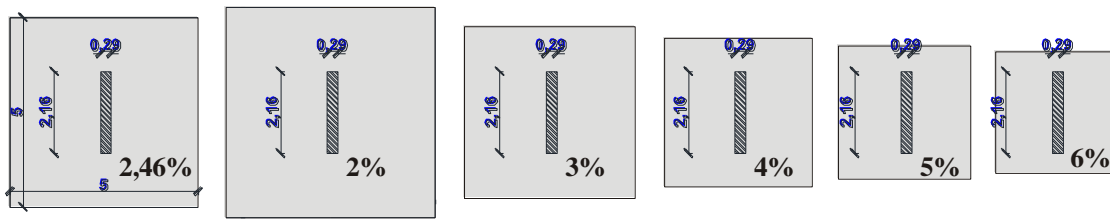
Tablica 6.4. Proračun mase prototipa

U poglavlju 4.8.5. je eksperimentalno određena prosječna krutost raspucanog uzorka od 36 kN/mm, a neraspucani presjek prema 4.7. iznosi 100,39 kN/mm. S ovim vrijednostima je određena kružna frekvencija prototipa :

$$\omega_{\text{prototipa}} = \frac{1}{1,5} \cdot \sqrt{\frac{36000}{7,11}} = \sqrt{\frac{k_{\text{prototipa}}}{16,9}} \Rightarrow k_{\text{prototipa}} = 38025 \text{ kN / m} \quad \dots\dots\dots(6.19.)$$

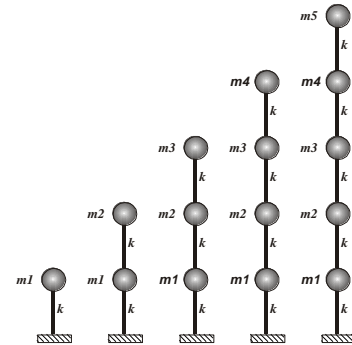
$$\omega_{\text{prototipa}} = \frac{1}{1,5} \cdot \sqrt{\frac{100039}{7,11}} = \sqrt{\frac{k_{\text{prototipa}}}{16,9}} \Rightarrow k_{\text{prototipa}} = 105642 \text{ kN / m} \quad \dots\dots\dots(6.20.)$$

Analiza je proširena na konstrukcije prototipa jednokatnog, dvokatnog, trokatnog, četverokatnog i peterokatnog modela, pri čemu je za pojedine katnosti zgrade mijenjana veličina pripadajuće međukatne konstrukcije, tako da je udio zida u ukupnoj tlocrtnoj ploštini iznosio 2%, 2,46%, 3%, 4%, 5% i 6%. Ispitani uzorak odgovara prototipu s udjelom površine



Slika 6.10. Promjena ploštine međukatne konstrukcije pripadajuće zidu

zida u bruto tlocrtnoj pripadajućoj površini zida od 2,46%. Na taj način je stvorena grupa od trideset različitih modela od kojih je svaki opterećen sa po tri grupe od po sedam potresnih djelovanja koji su svrstani u grupe proračunskog ubrzanja tla od 0,1 g, 0,2g i 0,3g.



Slika 6.11. Promjena katnosti prototipa

6.4.2.3. Veličine najvećih očekivanih pomaka

Na modelima s koncentriranim masama u razinama pojedinih etaža određene su veličine vlastitih vektora i perioda slobodnih oscilacija za sustave s slobodom gibanja masa u horizontalnom smjeru, te faktora sudjelovanja prvog vlastitog oblika Γ_1 . Utjecaj viših oblika oscilacija je zanemaren. Vlastite vrijednosti dobivene su iz karakterističnih jednadžbi:

$$\{[K] - \omega_i^2[M]\} \cdot \Phi_i = 0, \quad \dots\dots\dots(6.21.)$$

gdje su matrice masa i matrice krutosti:

$$[M] = \begin{bmatrix} m1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \dots \end{bmatrix} \quad \& \quad [K] = \begin{bmatrix} 2k & -k & 0 & 0 \\ -k & 2k & -k & 0 \\ 0 & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & -k & k \end{bmatrix}, \quad \dots\dots\dots(6.22.)$$

ω_i su vlastite kružne frekvencije, a Φ_i vlastiti oblici. Faktor sudjelovanja prvog vlastitog oblika je:

$$\Gamma_1 = \frac{\sum m_i \cdot \Phi_{1i}}{\sum m_i \cdot \Phi_{1i}^2} \quad \dots\dots\dots (6.23.)$$

Problem je riješen primjenom računalnog programa MatLab. Mase pojedinih etaža i određene vlastite vrijednosti, te periodi slobodnih oscilacija prikazane su u tablici 6.5.

Konačne vrijednosti najvećih pomaka pojedinih etaža određene su kao:

$$D_{max,i} = \Gamma_1 \cdot \Phi_i \cdot \frac{F_a \cdot \alpha \cdot g \cdot T_g}{4\pi^2} \cdot T \quad \dots\dots\dots(6.24.)$$

S obzirom da se u ovako pravilnim konstrukcijama najveći relativni katni pomaci obavezno događaju u prizemlju, to je određen odgovarajući pomak prve etaže iz pripadajućih vlastitih vrijednosti prvog tona oscilacija.

| | | | | | svojstveni vektor 1. oblika oscilacija | | | | |
|---------------|--|--------------------|-------------|------------|--|----------|----------|----------|----------|
| | udio zida (%) | ω_1 (1/sek) | T_1 (sek) | Γ_1 | Φ_1 | Φ_2 | Φ_3 | Φ_4 | Φ_5 |
| jedna etaža | m1= 20,18t; 16,9 t; 14,33t; 11,41t; 9,65t; 8,48t | | | | | | | | |
| | 2 | 43,41 | 0,14 | 1 | 1 | - | - | - | - |
| | 2,46 | 47,43 | 0,13 | 1 | 1 | - | - | - | - |
| | 3 | 51,51 | 0,12 | 1 | 1 | - | - | - | - |
| | 4 | 57,73 | 0,11 | 1 | 1 | - | - | - | - |
| | 5 | 62,77 | 0,10 | 1 | 1 | - | - | - | - |
| dvije etaže | m1= 15,33t; 12,74t; 10,83;t; 8,6t; 7,25t; 6.353t m2= 20,18t; 16,9 t; 14,33t; 11,41t; 9,65t; 8,48t | | | | | | | | |
| | 2 | 27,73 | 0,23 | 1,14 | 0,59 | 1 | - | - | - |
| | 2,46 | 30,33 | 0,21 | 1,14 | 0,59 | 1 | - | - | - |
| | 3 | 32,93 | 0,19 | 1,14 | 0,59 | 1 | - | - | - |
| | 4 | 36,92 | 0,17 | 1,14 | 0,59 | 1 | - | - | - |
| | 5 | 40,15 | 0,16 | 1,14 | 0,59 | 1 | - | - | - |
| tri etaže | m1= m2=15,33t; 12,74t; 10,83;t; 8,6t; 7,25t; 6.353t m3= 20,18t; 16,9 t; 14,33t; 11,41t; 9,65t; 8,48t | | | | | | | | |
| | 2 | 20,45 | 0,31 | 1,20 | 0,42 | 0,78 | 1 | - | - |
| | 2,46 | 22,37 | 0,28 | 1,20 | 0,42 | 0,78 | 1 | - | - |
| | 3 | 24,29 | 0,26 | 1,20 | 0,42 | 0,78 | 1 | - | - |
| | 4 | 27,24 | 0,23 | 1,20 | 0,42 | 0,78 | 1 | - | - |
| | 5 | 29,63 | 0,21 | 1,20 | 0,42 | 0,78 | 1 | - | - |
| četiri etažae | m1= m2=m3=15,33t; 12,74t; 10,83;t; 8,6t; 7,25t; 6.353t m4= 20,18t; 16,9 t; 14,33t; 11,41t; 9,65t; 8,48t | | | | | | | | |
| | 2 | 16,23 | 0,39 | 1,22 | 0,33 | 0,63 | 0,86 | 1 | - |
| | 2,46 | 17,75 | 0,35 | 1,22 | 0,33 | 0,63 | 0,86 | 1 | - |
| | 3 | 19,26 | 0,33 | 1,22 | 0,33 | 0,63 | 0,86 | 1 | - |
| | 4 | 21,61 | 0,29 | 1,22 | 0,33 | 0,63 | 0,86 | 1 | - |
| | 5 | 23,49 | 0,27 | 1,22 | 0,33 | 0,63 | 0,86 | 1 | - |
| pet etaža | m1= m2=m3=m4=15,33t; 12,74t; 10,83;t; 8,6t; 7,25t; 6.353t m5 20,18t; 16,9 t; 14,33t; 11,41t; 9,65t; 8,48t | | | | | | | | |
| | 2 | 13,44 | 0,47 | 1,24 | 0,27 | 0,53 | 0,74 | 0,90 | 1 |
| | 2,46 | 14,70 | 0,43 | 1,24 | 0,27 | 0,53 | 0,74 | 0,90 | 1 |
| | 3 | 15,94 | 0,39 | 1,24 | 0,27 | 0,53 | 0,74 | 0,90 | 1 |
| | 4 | 17,89 | 0,35 | 1,24 | 0,27 | 0,53 | 0,74 | 0,90 | 1 |
| | 5 | 19,47 | 0,32 | 1,24 | 0,27 | 0,53 | 0,74 | 0,90 | 1 |
| 6 | 20,78 | 0,30 | 1,24 | 0,27 | 0,53 | 0,74 | 0,90 | 1 | |

Tablica 6.5. Vlastite vrijednosti pojedinih modela

U prilogu A prikazani su rezultati proračuna očekivanih pomaka za odabrane zapise potresa za jedno- do petetažne modele s postotkom udjela nosivog zida u brutto tlocrtnoj površini od 2% do 5%. Na crtežima su prikazane veličine izračunatih pomaka, veličine relativnih katnih pomaka pojedinih razina oštećenja, te veličinu najvećih očekivanih pomaka za potrese projektnog ubrzanja 0,1g, 0,2g i 0,3g. Uz određene veličine očekivanih pomaka određene su i krivulje oštećenja pojedinih modela.

6.5. Analiza rezultata

6.5.1. Pojam gustoće zida

Jedan od bitnih parametara za opis i vrednovanje svojstava zgrada od omeđenog zida pri potresnom djelovanju je udio površine nosivih zidova u brutto tlocrtu građevine. Gustoću zidova kao osobitost zidane građevine definirao je Meli 1991.god. kao:

$$d_{wA} = \frac{\sum F_i \cdot A_{wi}}{A_F} [\%] \quad \dots\dots\dots(6.25.)$$

gdje je

d_{wA} = gustoća zidova,

F_i = faktor smanjenja doprinosa vitkih zidova (1-za $h_i/l_i \leq 1,33$;
(1,33 h_i/l_i)²-za $h_i/l_i > 1,33$),

A_{wi} = ploština nosivih zidova jednog od glavnih smjerova,

A_F = brutto ploština tlocrta etaže.

Pojam gustoće zidova se može poboljšati i nadograditi u svome značenju tako da se uvede parametar koji ne obuhvaća samo geometrijske veličine, nego i masu građevine. Tako se za pravilne građevine (s jednakim rasporedom nosivih zidova po visini objekta) može definirati pojam gustoće zidova po jedinici mase cjelokupne građevine kao:

$$d_{wm} = \frac{\sum A_{wi}}{W} \cdot g [m^2 / t] \quad \dots\dots\dots(6.26.)$$

gdje je

d_{wm} = gustoća zidova po jedinici mase građevine,

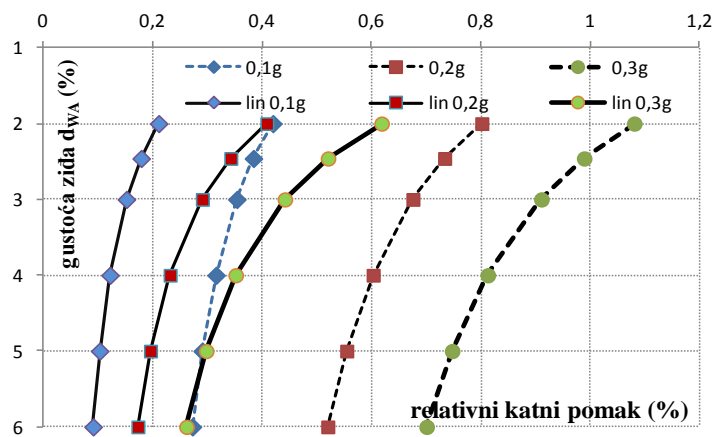
A_{wi} = ploština nosivih zidova prizemlja u jednom od glavnih smjerova,

W = ukupna težina zgrade.

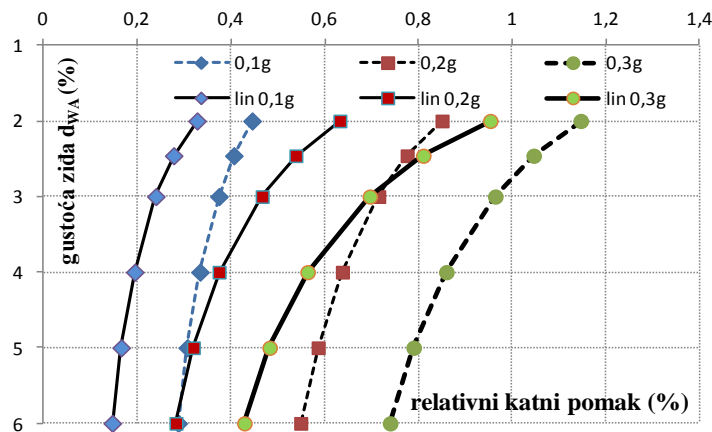
Ovako definirani parametri korišteni su u daljnjoj analizi rezultata.

6.5.2. Relativni katni pomaci i gustoća zida d_{wA}

Dobiveni rezultati su obrađeni na način da je za odgovarajuće katnosti modela određen odnos relativnih katnih pomaka za gustoću zida zgrade za zapise potresa pojedinih grupa intenziteta (0,1g; 0,2g i 0,3g). Pomaci su određeni prikazanim linearnim i nelinearnim postupkom, pri čemu se za linearni proračun koristila krutost raspucanog poprečnog presjeka. Isti su prikazani na slikama 6.12 do 6.16.



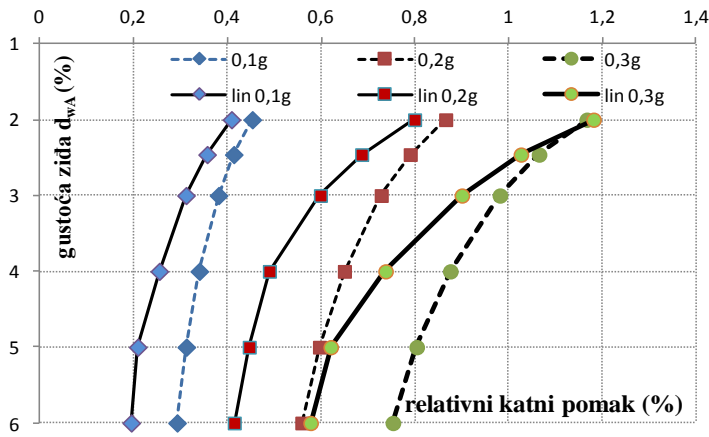
Slika 6.12. Relativni katni pomaci za jednoetažni model



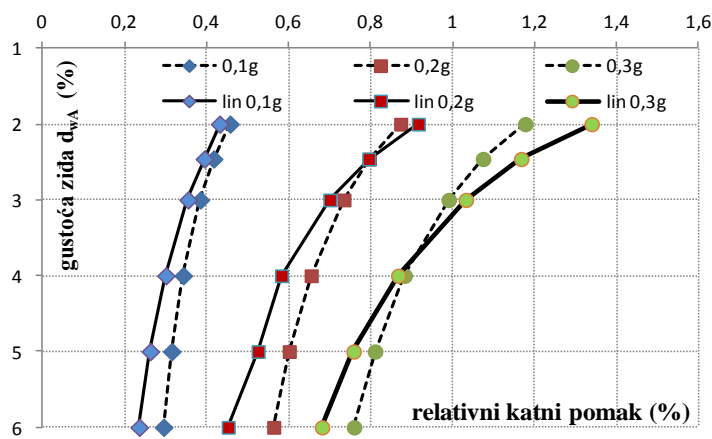
Slika 6.13. Relativni katni pomaci za dvoetažni model

Usporedbom proračuna nelinearnih i linearnih pomaka vidi se da za objekte manje katnosti nelinearni proračun daje veće vrijednosti relativnih katnih pomaka od linearnog (jedna do tri etaže), a za zgrade više četiri etaže daje podjednake veličine za potrese projektnog ubrzanja do 0,2g, a nešto manje za potrese projektnog ubrzanja 0,3g. Procjena pomaka nelinearnim postupkom daje podjednake vrijednosti za sve modele veće od jednoetažnih. Eksperimentalna iskustva tome ne odgovaraju. Kako je razina procijenjenih linearnih pomaka proračunatih s vrijednošću raspucanog presjeka u granicama očekivanih vrijednosti, s jasnom odvojenošću

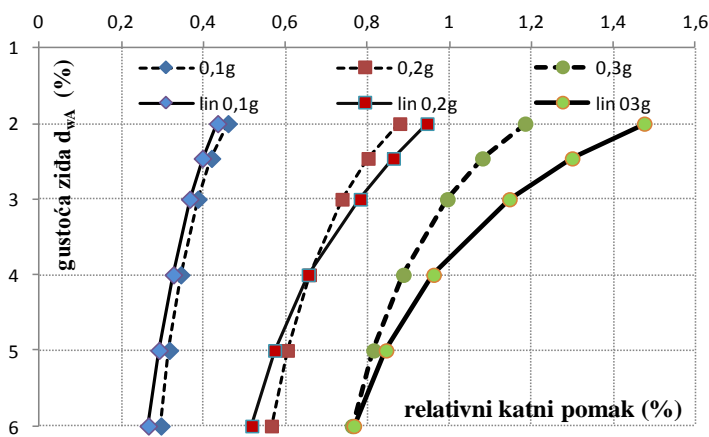
rezultata višetažnih zgrada za procjenu najmanjih potrebnih gustoća ziđa korišteni pomaci određeni linearnim proračunom.



Slika 6.14. Relativni katni pomaci za troetažni model

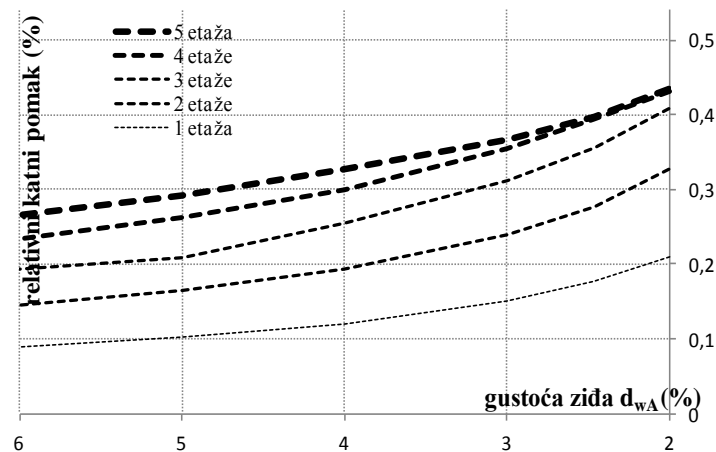


Slika 6.15. Relativni katni pomaci za četveroetažni model

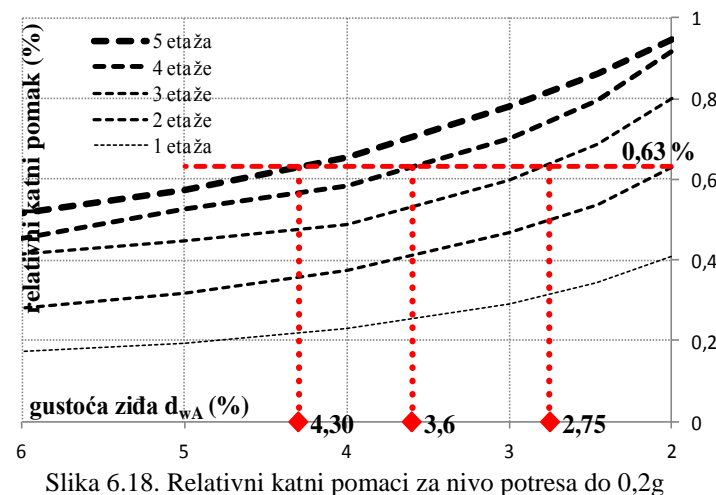


Slika 6.16. Relativni katni pomaci za petetažni model

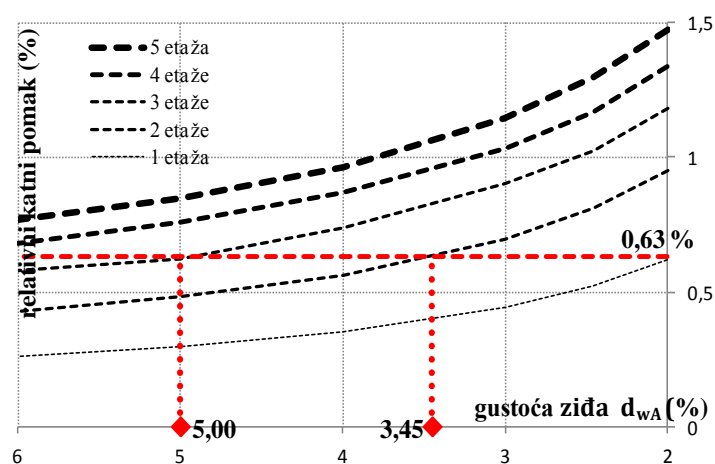
Iz prikazanih crteža se vidi da za razinu potresnog opterećenja do 0,1g za modele od tri, četiri i pet etaža nema neke značajnije razlike u relativnom katnom pomaku koji za gustoću omeđenog zida od 2% iznosi cca 0,4%. Za nivo potresnog opterećenja do 0,2g relativni katni pomaci za modele s tri, četiri i pet etaža relativni katni pomak za 2% gustoće omeđenog zida se kreću u granicama 0,8% do 1%. S povećanjem broja etaža preko dva, za razine potresa od 0,2g na više, potrebne gustoće omeđenog zidova, da bi relativni katni pomaci ostali u zadovoljavajućim granicama, naglo rastu. Na slikama 6.17. do 6.19. prikazane su krivulje iz kojih se može izčitati potrebna gustoća omeđenog zida zidane zgrade za željeno ograničenje relativnog katnog pomaka u odgovarajućoj potresnoj zoni. Očitane su vrijednosti d_{wA} ako je granični relativni katni pomak 0,63%.



Slika 6.17. Relativni katni pomaci za nivo potresa do 0,1g



Slika 6.18. Relativni katni pomaci za nivo potresa do 0,2g



Slika 6.19. Relativni katni pomaci za nivo potresa do 0,3g

Iz slike 6.17. vidi se da pri razini očekivanog potresa do 0,1g pravilne zidane zgrade visine jedne do pet etaža s gustoćom omeđenog ziđa od 2% neće biti oštećene do nivoa koji bi izlazio iz okvira dopuštenog. Pri očekivanoj razini potresa od 0,2g (Slika 6.18.) isti uvjet je ispunjen za prizemne i dvoetažne objekte, dok je za troetažne potrebno gustoću omeđenog ziđa povećati na 2,75%, za četveroetažne na 3,6%, a pet etažne na 5%. Za razine potresa 0,3g (Slika 6.19.) za višeetažne zgrade potrebna gustoća omeđenog ziđa naglo se povećava, tako da za više od tri etaže premašuje vrijednost od 6% (slika 6.21).

6.5.3. Usporedba dobivenih rezultata i odredbi propisa HRN EN 1998-1:2011/NA:2011

Iz HRN EN 1998:2011/NA:2011 su u tablicu 9.3. upisane vrijednosti dopuštenih katova i najmanje ploštine poprečnih presjeka nosivih omeđenih zidova u svakom smjeru izraženog kao postotak bruto tlocrtne ploštine kata za „jednostavne zidane zgrade“, te su propisane vrijednosti uspoređene s vrijednostima dobivenim analizom prikazanom na crtežima 6.20. i 6.21.

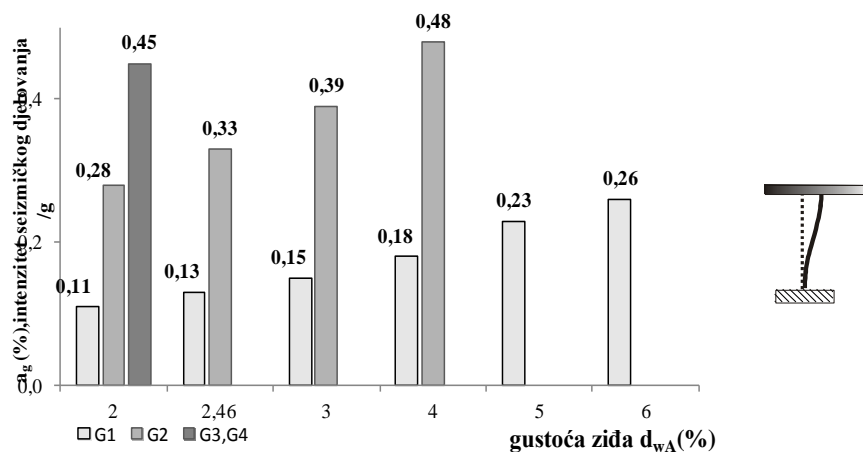
| broj katova | propis | vrijednosti dobivene analizom | propis | vrijednosti dobivene analizom |
|-------------|-----------|-------------------------------|-----------|-------------------------------|
| | $a_g=0,2$ | | $a_g=0,3$ | |
| 1 | 2% | 2% | 3% | 2% |
| 2 | 2% | 2% | 3% | 3,45% |
| 3 | 2,5% | 2,75% | 6,5% | 5% |
| 4 | 3% | 3,6% | - | >6% |
| 5 | 5% | 4,3% | - | >6% |

Tablica 6.6. Prikaz propisanih i analizom određenih gustoća ziđa

Za razinu očekivanog potresa 0,1g gustoća zida od 2% zadovoljava u svim provjerenim slučajevima, kako je to predviđeno propisom. Za vrijednosti potresnog opterećenja 0,2g za zgrade sa tri i četiri etaže prema dobivenim vrijednostima relativnih katnih pomaka potrebna je veća gustoća zida kako se vidi u tablici 6.6. Gustoća propisana za petoetažne zgrade premašuje vrijednost određenu ovom studijom. Rezultati proračuna za potrese proračunskog ubrzanja temeljnog tla 0,3g značajno se razlikuju od vrijednosti predviđene hrvatskim propisima. Pri tome nema nekog jednoznačnog pravila, za jednu i tri etaže dobivene su manje, a za dvije etaže veće vrijednosti potrebne gustoće zida. Za četiri i pet etaža rezultati se poklapaju u smislu da gustoća zida od 6% ne osigurava zadovoljavajući kapacitet deformacija za proračunsko ubrzanje temeljnog tla razine 0,3g.

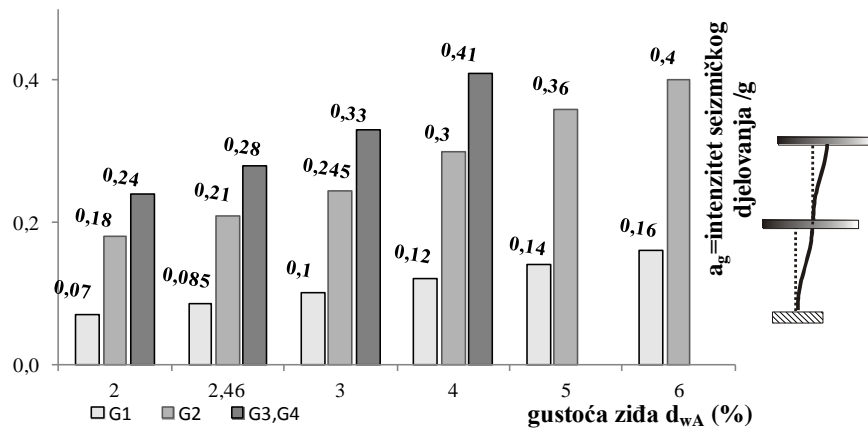
6.5.4. Odnos razine oštećenja prema gustoći zidova d_{wA}

Dobiveni rezultati prikazani su u prilogu A na krivuljama pomaka koje prikazuju odnos intenziteta potresnog opterećenja normaliziranog po gravitaciji Zemlje i razine očekivanih pomaka, odnosno oštećenja. Iz tako dobivenih rezultata napravljeni su dijagrami koji prikazuju očekivane intenzitete potresnog opterećenja normalizirane s „g“ pri dosezanju odgovarajućih razina oštećenja (G1,G2,G3 i G4) za pojedine katnosti modela.

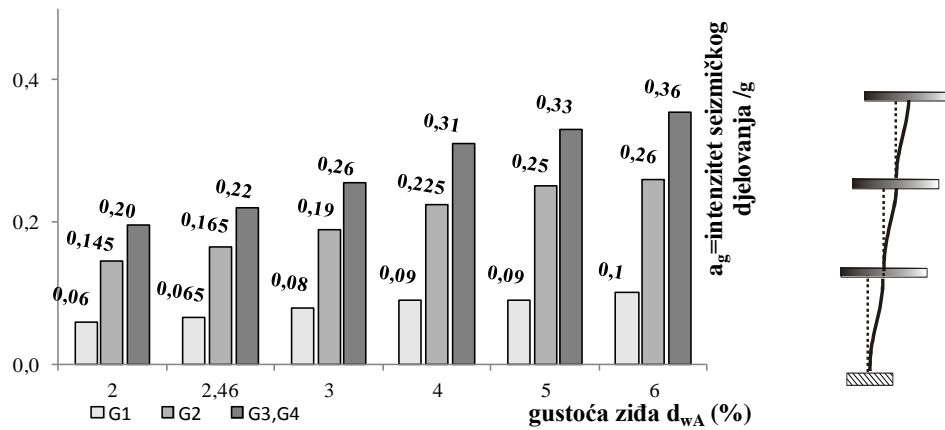


Slika 6.20. Očekivano proračunsko ubrzanje temeljnog tla pri dosezanju razine oštećenja jednoetažnog modela

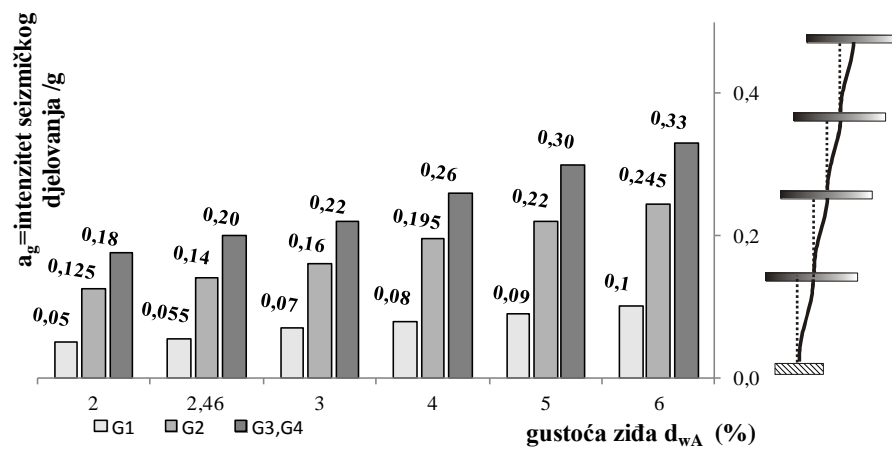
Na crtežu 6.20. i 6.21. vidi se da se za prizemni objekt sa tavanom i krovnom konstrukcijom pri proračunskom ubrzanju temeljnog tla do 0,48g ne očekuju oštećenja razine više od G2, a kod dvoetažnih se ne očekuju oštećenja razine više od G3.



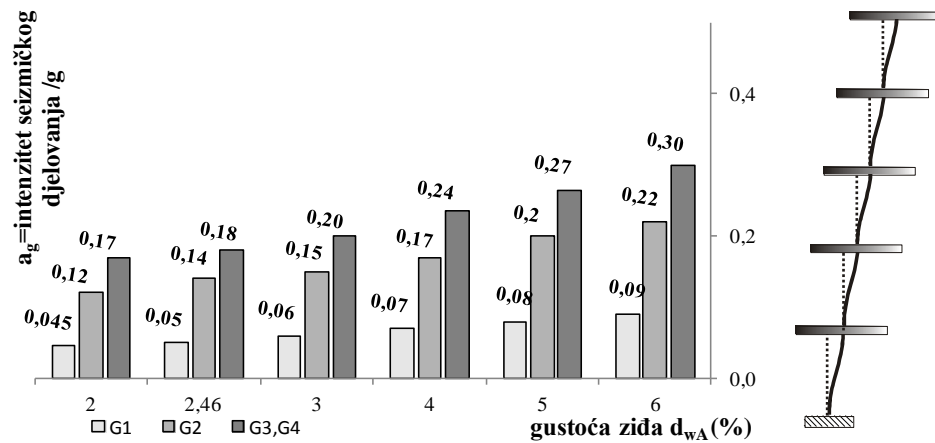
Slika 6.21. Očekivano proračunsko ubrzanje temeljnog tla pri doseganju razine oštećenja dvoetažnog modela



6.22. Očekivano proračunsko ubrzanje temeljnog tla pri doseganju razine oštećenja troetažnog modela



Slika 6.23. Očekivano proračunsko ubrzanje temeljnog tla pri doseganju razine oštećenja četveroetažnog modela



Slika 6.24. Očekivano proračunsko ubrzanje temeljnog pri doseganju razine oštećenja petetažnog modela

Modeli s tri do pet etaža s do 3% udjela zida u ploštini tlocrta dosežu G5 razinu oštećenja pri intenzitetima potresnog opterećenja od 0,2g, s gustoćom zida od 3% do 6% dosežu G5 razinu oštećenja pri potresnim intezitetima koji su razine 0,3g.

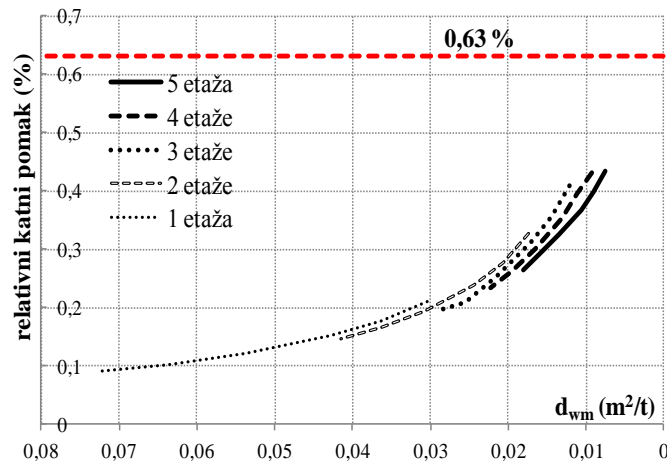
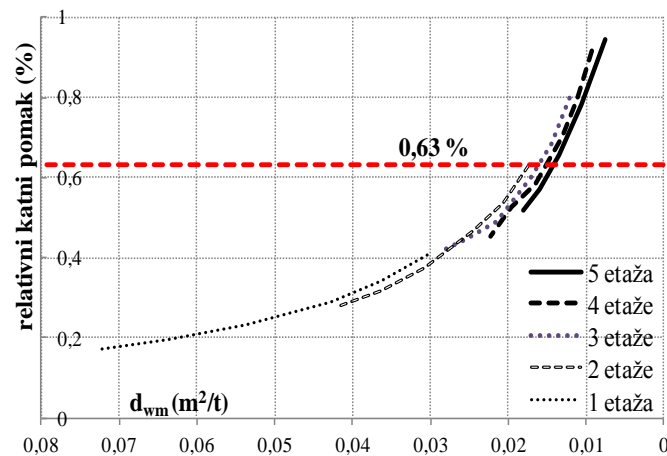
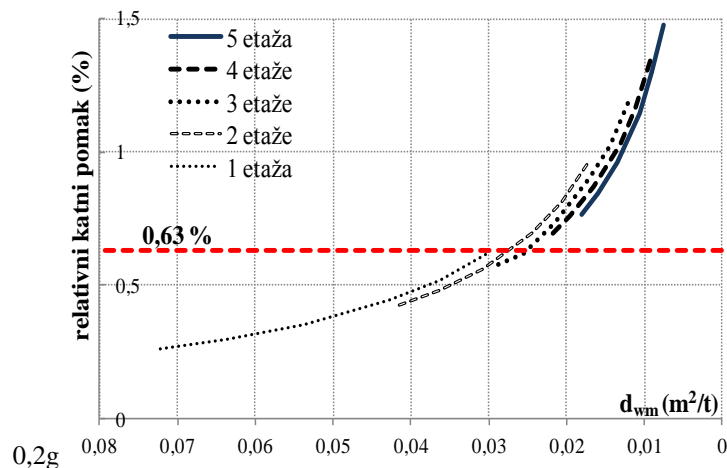
6.5.5. Odnos razine oštećenja prema gustoći zida po masi d_{wm}

Na osnovu uspostavljenog odnosa relativnog katnog pomaka i gustoće zida pojedine etaže prema masi cijele građevine (pri čemu je pretpostavljena pravilnost vertikalnog nastavljanja nosivih zidova po visini građevine) određene su za intenzitete potresnog djelovanja 0,1g, 0,2g i 0,3g vrijednosti d_{wm} . Vrijednosti su prikazane u tablici 6.7.

| gustoća zida d_{wA} (%) | proračunsko ubrzanje temeljnog tla | | | gustoća zida d_{wm} (m^2/t) | broj etaža |
|---------------------------|------------------------------------|--------|--------|-----------------------------------|------------|
| | 0,1g | 0,2g | 0,3g | | |
| | relativni katni pomak (%) | | | | |
| 2 | 0,4340 | 0,9450 | 1,4750 | 0,0075 | 5.etaža |
| 2,46 | 0,3970 | 0,8630 | 1,2990 | 0,0091 | |
| 3 | 0,3660 | 0,7820 | 1,1460 | 0,0107 | |
| 4 | 0,3260 | 0,6550 | 0,9610 | 0,0134 | |
| 5 | 0,2910 | 0,5730 | 0,8450 | 0,0159 | |
| 6 | 0,2648 | 0,5172 | 0,7663 | 0,0181 | |
| 2 | 0,4310 | 0,9160 | 1,3390 | 0,0093 | 4.etaže |
| 2,46 | 0,3940 | 0,7950 | 1,1670 | 0,0111 | |
| 3 | 0,3540 | 0,7000 | 1,0320 | 0,0131 | |
| 4 | 0,3000 | 0,5820 | 0,8670 | 0,0165 | |
| 5 | 0,2620 | 0,5250 | 0,7580 | 0,0196 | |
| 6 | 0,2350 | 0,4520 | 0,6810 | 0,0223 | |
| 2 | 0,4080 | 0,7990 | 1,1810 | 0,0121 | 3.etaže |
| 2,46 | 0,3560 | 0,6860 | 1,0260 | 0,0145 | |
| 3 | 0,3110 | 0,5980 | 0,9000 | 0,0171 | |
| 4 | 0,2540 | 0,4890 | 0,7370 | 0,0215 | |
| 5 | 0,2080 | 0,4460 | 0,6200 | 0,0254 | |
| 6 | 0,1940 | 0,4140 | 0,5770 | 0,0290 | |
| 2 | 0,3270 | 0,6320 | 0,9530 | 0,0173 | 2.etaže |
| 2,46 | 0,2770 | 0,5380 | 0,8100 | 0,0207 | |
| 3 | 0,2390 | 0,4660 | 0,6960 | 0,0244 | |
| 4 | 0,1940 | 0,3740 | 0,5630 | 0,0307 | |
| 5 | 0,1650 | 0,3190 | 0,4820 | 0,0364 | |
| 6 | 0,1460 | 0,2820 | 0,4280 | 0,0414 | |
| 2 | 0,2100 | 0,4080 | 0,6180 | 0,0304 | 1.etaža |
| 2,46 | 0,1780 | 0,3420 | 0,5200 | 0,0364 | |
| 3 | 0,1510 | 0,2900 | 0,4410 | 0,0429 | |
| 4 | 0,1210 | 0,2310 | 0,3510 | 0,0539 | |
| 5 | 0,1020 | 0,1950 | 0,2970 | 0,0637 | |
| 6 | 0,0900 | 0,1720 | 0,2610 | 0,0725 | |

Tablica 6.7. Prikaz odnosa gustoća zida d_{wA} prema d_{wm} i odgovarajućih relativnih katnih pomaka

Na crtežima 6.25. do 6.27. prikazan je odnos relativnih katnih pomaka prema gustoći zida po jedinici ukupne mase građevine. Iz crteža je moguće odrediti okvirne vrijednosti veličine gustoće zida po jedinici mase građevine koje će osigurati kapacitet pomaka veći od potrebnog da bi oštećenja građevine ostala u granicama znatnih oštećenja.

Slika 6.25. Odnos očekivanog međukatnog pomaka prema d_{wm} za proračunsko ubrzanje temeljnog tla do 0,1gSlika 6.26. Odnos očekivanog međukatnog pomaka prema d_{wm} za proračunsko ubrzanje temeljnog tla do 0,2gSlika 6.27. Odnos očekivanog međukatnog pomaka prema d_{wm} za proračunsko ubrzanje temeljnog tla do 0,3g

Za zgrade s kosim krovom i tavanskim prostorom izgrađene od omeđenog zida za proračunsko ubrzanje temeljnog tla 0,2g zadovoljavajuća je vrijednost $d_{wm}=0,014-0,018 \text{ m}^2/\text{t}$. U zonama očekivanja potresa ubrtanja temeljnog tla 0,3g ta se vrijednost kreće u granicama

$d_{wm}=0,02-0,03 \text{ m}^2/\text{t}$. Pri tome su vrijednosti d_{wm} nešto manje za građevine veće katnosti kao posljedica manjeg udjela mase tavana u ukupnoj masi građevine.

6.6. Zaljučak

Za zidane zgrade pravilnog tlocrta i vertikalne dispozicije određeni su očekivani nelinearni pomaci pri djelovanju grupe od po sedam potresa tipa 1, projektnog ubrzanja 0,1g, 0,2g i 0,3g. Na osnovu eksperimentalnih rezultata i opažanja nastalih oštećenja određene su granice pojedinih razina oštećenja ovisno o veličinama relativnih međukatnih pomaka. Rezultati proračuna su analizirani u svrhu procjene najmanjih potrebnih gustoća zida i gustoće zida prema masi objekta. Zaključci se mogu sažeti u nekoliko osnovnih uočenih pravilnosti.

- Pri djelovanju potresa proračunskog ubrzanja temeljnog tla od 0,1g ne očekuju se teška ili jako teška oštećenja pri gustoći zida od 2% u zgradama do pet etaža.
- Da bi se osigurala zaštita od teških i jako teških oštećenja potrebno je: za proračunsko ubrzanje temeljnog tla 0,2g gustoća zida treba biti najmanje 2% za zgrade do visine dvije etaže, 3% za troetažne, te 4% za četveroetažne i petetažne objekte; za proračunsko ubrzanje temeljnog tla od 0,3g najmanja gustoća zida za dvoetažne objekte treba biti 4%, a 6% za troetažne objekte.
- Jednake kriterije oštećenja osigurava gustoća zida izrađena u ovisnosti o masi građevine, d_{wm} od $0,014 \text{ m}^2/\text{t}$ do $0,18 \text{ m}^2/\text{t}$ za dvoetažne do petetažne zgrade za proračunsko ubrzanje temeljnog tla od 0,2g, a $0,02 \text{ m}^2/\text{t}$ do $0,03 \text{ m}^2/\text{t}$ za proračunsko ubrzanje temeljnog tla od 0,3g.

7. POGLAVLJE

KRATKI PREGLED RADA, ZAKLJUČCI I PREPORUKE ZA DALJNJA ISTRAŽIVANJA

Cilj ovog istraživanja je bio odrediti ponašanje omeđenog zida tipičnog po izvedbi detalja spoja zida i vertikalnih serklaža te svojstva omeđenog zida koja bitno utječu na ponašanje zgrada od omeđenog zida pri seizmičkom opterećenju. Na osnovu potrebe ograničenja oštećenja procijenjene su nužne površine zidova u brutto tlocrtu građevine izvedene od omeđenog zida.

7.1. Kratki pregled rada

Od osnovnih materijala tipičnih za omeđeno zide u hrvatskoj graditeljskoj tradiciji i praksi, pečenog glinenog šupljeg elementa 2 grupe tlačne čvrstoće oko 15 N/mm^2 i produžnog morta M5 izvedenog omjerom v:c:p=1:1:5, projektirani su i izvedeni modeli zidova H/L=1,15 uokvireni horizontalnim i vertikalnim armiranobetonskim serklažima od betona B25/30 armiranih kako to nalažu tehnički propisi. Primijenjene su tri različite vrste spoja zida i vertikalnih serklaža: tip A bez propisanog povezivanja, tip B s propisanim povezivanjem na prijeklop zidnog elementa i tip C s povezivanjem armaturnom vilicom u svakoj horizontalnoj sljubnici morta. Izrađene su tri serije uzoraka s po jednim modelom od svakog tipa, a u posljednjoj seriji je izrađen i jedan uzorak nearmiranog zida istih dimenzija i od istog materijala, tipa D. Svaka od serija je ispitana na horizontalno cikličko opterećenje nakon 28 dana. Svi ugrađeni materijali i uzorci zida su prethodno ispitani prema trenutno važećim tehničkim propisima. Uzorci su izvedeni u mjerilu 1:1,5 što je dalo veličinu zida koja je bila primjerena krutosti i čvrstoći postojećeg okvira za ispitivanje, mogućnostima opterećivanja i dostupnoj mjernoj opremi. Pri tome su materijali ostali nepromijenjenih mehaničkih svojstava, a zidni elementi su po visini bili skraćeni tako da je broj horizontalnih sljubnica modela i uzorka bio jednak. Vertikalno opterećenje u uzorku odgovaralo je modelu prizemnog zida jednokatne stambene zgrade s tavanom i kosim krovom. Pokus je provedenu dvije faze: u prvoj fazi je horizontalno opterećenje unošeno u nivou gornjeg horizontalnog serklaža naizmjenično slijeva i zdesna, s korakom od 10 kN, pri čemu se svaki ciklus

opterećenja ponavljao dva puta; u drugoj fazi koja je počinjala u trenutku nakon dosezanja najveće nosivosti zida, ispitivanje je nastavljeno kontrolom pomaka i guranjem u jednom smjeru korakom od 0,5mm. Tijekom ispitivanja se nastojalo vertikalno opterećenje držati konstantnim. Zbog ograničenja sposobnosti mjerenja pomaka u pravcu zida ispitivanje je prekidano u trenutku kada je nosivost opala za 30% od najveće vrijednosti ili mogućeg horizontalnog pomaka od 15mm. Tijekom ispitivanja mjereni su pomaci gornjeg ruba zida, promjena duljina dijagonala i vertikalni pomaci gornjih rubova zidova. Pri tome su promatrane i bilježene pojave pukotina u zidu i betonskim elementima i eventualna ljuštenja zidnih elemenata. Na osnovu provedenih mjerenja određene su histerezne petlje, krivulje nosivosti pojedinih uzoraka i krivulje promjene duljina dijagonala. Nakon toga je napravljena bilinearna idealizacija, određena ukupna energija uložena u zid, koeficijent ekvivalentnog viskoznog prigušenja i krivulja opadanja, odnosno promjena krutosti. Mehanizam sloma je određen na osnovu mjesta i načina nastanka pukotina i analize oblika histerezne petlje. Na osnovu krivulja nosivosti triju uzoraka svakog tipa (A, B, C, D) matematičkom obradom je određena krivulja nosivosti svakog modela, te osnovni parametri njihovog ponašanja: nosivost, elastična krutost, granična sila, pomak na granici elastičnog ponašanja, granični pomak i duktilnost pojedinih tipova zidova. Na osnovu opažanja su pojedinim razinama oštećenja ispitanih uzoraka određeni odgovarajući relativni katni pomaci. Postignute najveće sile otpora uspoređene su s veličinama određenim prema EC-6 i priznatim stručnjacima. Veličine elastičnih krutosti određene su prema teorijskim izrazima te je usporedbom s mjerenim vrijednostima određen omjer smanjenja uslijed raspucanosti zida. Naposljetku je procijenjen faktor ponašanja za pojedine tipove zidova.

Numerička analiza pojedinih tipova zidova napravljena je metodom konačnih elemenata programom Atena 2D. Osnovna mehanička svojstva materijala modela su bila unaprijed poznata, a neka od svojstava konačnih elemenata određena usklađenjem s poznatim rezultatima pokusa. Proračun je proveden „push over“ postupkom korakom 0,2 mm, a rezultati uspoređeni s eksperimentalno određenom krivuljom nosivosti pojedinih tipova zidova. Nakon toga je numerička analiza proširena na tipove omeđenog zida omjera $H/L=0,61$ (tip E), $H/L=0,31$ (tip F) i zid $H/L=0,61$ s prozorskim otvorom manjim od $1,5m^2$ (tip G).

Područje istraživanja je prošireno na ponašanje višetažnih zgrada u područjima s projektnim potresnim ubrzanjem od 0,1g, 0,2g i 0,3g. Procijenjeni su najveći očekivani pomaci za tri grupe pobuda od po sedam zapisa potresnih ubrzanja s vršnim vrijednostima od 0,1g-0,2g,

0,2g-0,3g i 0,3g-0,5g za zgrade od jedne do pet etaža. Pri tome su se vrijednosti gustoće zida modela mijenjale od od 2% do 0,6%. Proračunski model zgrade imao je po jedan stupanj slobode gibanja u svakoj razini međukatne konstrukcije. Vrijednosti krutosti zidova u modelu su uzeti s eksperimentalno određenom vrijednošću, a mase izračunate sukladno pripadajućoj površini etaže. Vlastite vrijednosti i faktori utjecaja određeni su programom MatLab. Očekivani pomaci za pojedine razine seizmičkih djelovanja su procijenjeni na osnovu poznavanja perioda slobodnih oscilacija konstrukcije i karakterističnog perioda gibanja tla postupkom prikazanim u doktorskom radu A. Lepage-a. Tako određeni relativni katni pomaci povezani su s eksperimentalno utvrđenom razinom znatnih oštećenja. Na taj su način određene najmanje veličine gustoće zida za zgrade od omeđenog zida visine od jedne do pet etaža i procijenjene krivulje oštetljivosti.

7.2. Zaključci i preporuke za daljnja istraživanja

7.2.1. Zaključci

Kako je istraživanjem obuhvaćeno nekoliko međusobno ovisnih, ali ipak različitih svojstava i osobitosti omeđenog zida, zaključci su navedeni slijedom kako su nastali.

- Usporedba pokusom dobivenih veličina nosivosti i vrijednosti dobivenih prema izrazima koje preporučuju EC-6 pokazuje da su propisani postupci određivanja nosivosti omeđenog zida za omjer dimenzija $H/L=1,15$ do $H/L=0,31$ zadovoljavajući.
- Eksperimentalno određen faktor ponašanja omeđenih zidova premašuje vrijednosti koje su propisane u EC-8 (2-3) za 10-20% za sva tri tipa zidova (A, B i C).
- Detalj povezivanja zida i vertikalnih armiranobetonskih serklaža omeđenog zida značajno utječe na mehanizam sloma i duktilitet konstrukcije. Izvedba vertikalnih serklaža i bez propisanog povezivanja sa zidom značajno povećava njegovu nosivost i granični pomak. Pri tome nosivosti dosežu veličine nosivosti pravilno izvedenih omeđenih zidova. Međutim, takovi zidovi imaju nešto veću početnu krutost i značajno manji granični pomak. Stoga se kao proračunski model zidanih konstrukcija koje su izvedene bez povezivanja zida i vertikalnih serklaža može preporučiti model omeđenog zida uz nešto smanjeni faktor ponašanja.

- Simetrično postavljen otvor površine manje do $1,5\text{m}^2$ ne utječe značajno na smanjenje nosivosti omeđenog zida. Otvor bitno smanjuje početnu krutost i time povećava njegovu duktilnost, odnosno odlaže slom.
- Mehanizam popuštanja je za zidove tipa B, C i D tipa posmičnog sloma s karakterističnim dijagonalnim pukotinama. Mehanizam sloma zidova tipa A je posmični u zidu sa savijanjem vertikalnih serklaža, u literaturi poznat kao hibridni tip sloma.
- Zidovi tipa C imaju značajno veću sposobnost preuzimanja i potrošnje energije od modela tipa A i B. Koeficijent ekvivalentnog viskozno prigušenja modela tipa C se prosječno kreću u granicama 10-24%, a u modelima tipa A i B od 8% do 16%.
- Granica blagih oštećenja svih modela je na relativnom katnom pomaku od 0,16-0,18%. Relativni katni pomaci na kojima nastaju srednje teška oštećenja rastu od nearmiranog zida preko zida tipa A prema tipu C. Pri tome je granica teških oštećenja zida A pri pomaku koji je 1,8 puta manji od odgovarajućeg pomaka zida tipa C, a svega 1,5 puta veća od nearmiranog zida. Procjenjeni relativni katni pomak na granici znatnih oštećenja za propisano izvedene omeđene zidove iznosi 0,63%.
- Određene potrebne gustoće zida d_{wa} premašuju vrijednosti propisane nacionalnom aneksom normi za dvoetažne i troetažne zgrade u područjima proračunskih ubrzanja $a_g=0,2g$ i dvoetažne objekte u područjima proračunskih ubrzanja $a_g=0,3g$. Pri tome je najveće odstupanje 20%. Kako u provedenom proračunu nisu uzeti u obzir povoljni učinci povezivanja međusobno okomitih zidova može se zaključiti da su propisane vrijednosti zadovoljavajuće.
- Za područja proračunskog ubrzanja $a_g=0,2g$ potrebna gustoća zida po masi d_{wm} za građevine od omeđenog zida visine do 5 etaža procijenjuje se na $0,018\text{m}^2/\text{t}$. Za iste građevine u područjima proračunskog ubrzanja $a_g=0,3g$ određena je potrebna gustoća zida po masi od $0,03\text{m}^2/\text{t}$.

7.2.2. Preporuke za daljnja istraživanja

Daljnja istraživanja mogu se nastaviti u dva različita smjera:

- Da bi se odredio faktor ponašanja omeđenog zida kod kojeg povezivanje zida i vertikalnih armiranobetonskih serklaža nije propisno izvedeno potrebno je provesti pokuse na zidovima različitih omjera H/L. Tako bi se stvorila baza podataka za pouzdanu procjenu koeficijenta ponašanja zgrada izvedenih u takvom konstruktivnom sustavu. Na taj bi način bio riješen problem ocjene oštetljivosti postojećih, na taj način izgrađenih konstrukcija.
- Iz rezultata ovog istraživanja daje se naslutiti da zgrade od propisno izvedenog omeđenog zida imaju nešto veći koeficijent ponašanja nego li je to sada propisano. Utjecaj sudjelovanja ostalih konstruktivnih elemenata na zide promatranog smjera u ovom radu nije određen. Stoga se čini da bi dodatna pokusna ispitivanja na zidovima različitih omjera H/L s različitim tipovima zidnih elemenata ispune i ispitivanja 3-D modela na potresnom stolu mogla dovesti do rezultata koji bi s zadovoljavajućom pouzdanošću potvrdili ove slutnje. Metoda procjene najvećih pomaka koja je primjenjena u radu na taj bi način bila eksperimentalno provjerena na konstrukcijama od omeđenog zida. Dodatna provjera i prilagodba modela numeričke simulacije omogućila bi daljnje proširenje istraživanja u smislu traženja boljih, jednostavnijih i učinkovitijih tehničkih rješenja izvedbe i projektiranja jednostavnih zgrada, ali i manje pravilnih konstrukcija od omeđenog zida.

POPIS LITERATURE:

- [1]Alcocer, S., Arias, J.G., and Flores, L.E. (2004) Some Developments on Performance-Based Seismic Design of Masonry Structures, International Workshop on Performance-Based Seismic Design, Bled, Slovenia.
- [2]Alcocer, S.M., Cesin, J., Flores, L.E., Hemander, O., Meli, R., Tena, A., and Vasconcelos, D. (2003) The New Mexico City Building Code Requirements for Design and Construction of Masonry Structures, *Proceedings of the 9th North American Masonry Conference*, South Carolina, USA, No. 4B3.
- [3]Alcocer, S.M., Ruiz J., Pineda J.A., Zepeda J.A., Retrofitting of confined masonry walls with welded wire mesh, Paper No.1471, 11th *World Conference Earthquake Engineering*, Acapulco, Meksiko
- [4]Aničić D., Fajfar P., Petrović B., Szavits-Nossan A., Tomažević M. (1990) *Zemljotresno inženjerstvo*, Beograd, Jugoslavija
- [5]Aschheim, M., Flanagan, S., Harlander, J., Pitt, C., Alfaro C., Rivas, C., and Rodriguez, M.E. (2006) Improving the earthquake resistance and sustainability of confined masonry (Mixto) dwellings in El Salvador, *Proceedings of the 8th U.S. National Conference on Earthquake Engineering*, San Francisco, California, USA, No.1462.
- [6]Astroza, M., Moroni, M.O., Salinas, C.(2000) Seismic behavior qualification methodology for confined masonry buildings, 12. WCEE, 1123
- [7]Brzev, S., (2007) Earthquake-resistant confined masonry construction, NICCE Kanpur, Indija
- [8]Brzev, S., Meli, R. (2012) International guideline for Seismic Design of low-rise confined masonry buildings in regions of high seismic risk, 15th *World Conference Earthquake Engineering*, Lisabon, Portugal
- [9]Chopra, K.A., EERI, M., Goel R.K. (1999) Capacity-demand-diagram methods based on inelastic design spectrum, *Earthquake spectra*, Vočume 15, No.4, SAD
- [10]Churilov, S., (2009) Expert system for seismic vulnerability assessment of masonry structures, *Protection of Historical Buildings*, Taylor and Francis Group, London
- [11]Colunga, A.T., Ángeles, A.J., Vallejo, V.H.S. (2007) Resistencia y deformación de muros de mampostería combinada y confinada sujetos a cargas laterales, *Revista de Ingenieria Sismica*, NO.76, Meksiko

- [12]Costa, A. (2007) Experimental Testing of Lateral Capacity of Masonry Piers, An Application to Seismic Assessment of AAC Masonry Buildings, Universitat degli Studi di Pavia; Italija
- [13]Eurocode 6: Design of Masonry S – Part 1-1, Common rules for reinforced and unreinforced masonry structures, EN 1996-1-1:2005. CEN, Bruxelles, Belgija
- [14]Eurocode 6: Design of Masonry S – Part 2, Design, considerations, selection of materials and execution of masonry, EN 1996-2:2006. CEN, Bruxelles, Belgija
- [15]Eurocode 8 Design of structures for earthquake resistance, Part 1, General rules, seismic actions and rules for buildings, EN 1998-1:2004. CEN, Bruxelles, Belgija
- [16]Eurokod 6: Projektiranje zidanih konstrukcija - 3. dio: Pojednostavljene proračunske metode za nearmirane zidane konstrukcije – Nacionalni dodatak, HRN EN 1996-3: 2012/NA, Zagreb, Hrvatska
- [17]Eurokod 6: Projektiranje zidanih konstrukcija - Dio 1-1: Opća pravila za armirane i nearmirane zidane konstrukcije, HRN EN 1996-1-1:2012, Zagreb, Hrvatska
- [18]Eurokod 6: Projektiranje zidanih konstrukcija- 3. dio: Pojednostavljene proračunske metode za nearmirane zidane konstrukcije , HRN EN 1996-3: 2012, Zagreb, Hrvatska
- [19]Eurokod 6: Projektiranje zidanih konstrukcija- dio 1-1:Opća pravila za armirane i nearmirane zidane konstrukcije - Nacionalni dodatak, HRN EN 1996-1-1:2012/NA, Zagreb, Hrvatska
- [20]Eurokod 8: Projektiranje potresne otpornosti konstrukcija 1.dio: Opća pravila, potresna djelovanja i pravila za zgrade, HRN EN 1998-1:2011, Zagreb, Hrvatska
- [21]Eurokod 8: Projektiranje potresne otpornosti konstrukcija 1.dio: Opća pravila , potresna djelovanja i pravila za zgrade - Nacionalni dodatak, HRN EN 1998-1:2011/NA 2011, Zagreb, Hrvatska
- [22]Eurokod 8: Projektiranje potresne otpornosti konstrukcija 3. dio: Ocjenjivanje i obnova zgrada, HRN EN 1998-3:2011, Zagreb, Hrvatska
- [23]Eurokod 8: Projektiranje potresne otpornosti konstrukcija 3. dio: Ocjenjivanje i obnova zgrada, nacionalni dodatak, HRN EN 1998-3:2011/NA:2011, Zagreb, Hrvatska
- [24]Frumento S, Megenes G, Morandi P, Calvi G.M. (2009) Interpretation of experimental shear tests on clay brick masonry walls and evaluation of q-factors for seismic design, IUSS Press, Pavia, Italija

- [25] Garcia, L.E., Sozen M.A. (2004) Earthquake-resistant design of reinforced concrete buildings, CRC Press LLC, SAD
- [26] Gilat, A. (2005) Matlab an introduction with application, John Willey&Sons, SAD
- [27] Haach, V.G., Vasconcelos, g., Lourenço P.B. (2011) Parametrical study of masonry walls subjected to in-plane loading through numerical modeling, Engineering structures 33, 1377-1389, ScienceDirect
- [28] Harris, Harry G., Sabnis, Gajanan, M. (1990) Modelling and Experimental Techniques, CRC Press LLC, Florida, SAD
- [29] Lang, K. (2002) Seismic vulnerability of existing buildings, Institute of structural Engineering, Swiss Federal Institute of Technology, Zürich, Švicarska
- [30] Lang, K., Bachmann, H., (2004) On the seismic vulnerability of existing buildings: a case study of the city of Basel, Earthquake Spectra, Vol.20, Zürich, Švicarska
- [31] Lepage, A. (1997) A Method for drift control in earthquake-resistant design of rc building structures, doktorski rad, University of Illinois, Urbana, SAD
- [32] Lourenço P.B. et al. (1996) Computational strategies for masonry structures, Delft, Nizozemska
- [33] Lourenço P.B., Barros J.O, Oliveira J.T (2004) Shear testing of stack bonded masonry, Constructing and Building Materials 18, Amsterdam, Nizozemska
- [34] Lourenço P.B., Types of analysis: Linear static, linear dynamic and non linear static, Univerisidade do Minho, Portugal
- [35] Marinilli, A., and Castilla, E (2004) Experimental evaluation of confined masonry walls with several confining-columns, *13th world conference on earthquake engineering*, Vancouver, B.C., Canada, Accession No. 2129
- [36] Massart, T.J., (2003.) Multi-scale modelling of damage in masonry structures, doktorski rad, Technische Universiteit Eindhoven i Université Libre de Bruxelles
- [37] Matošević, Đ., Sigmund, V., Zovkić, J. (2009) Experimental Testing of Masonry and Masonry Piers, *6th ICCSM Proceedings*, CSM, Zagreb, Hrvatska
- [38] Matošević, Đ., Sigmund, V., Zovkić, J., (2009) Experimental testing of masonry and masonry piers, *6th ICSSM*, Dubrovnik, Hrvatska
- [39] Matošević, Đ., Sigmund, V.Z., Guljaš, I., (2015) Cyclic testing of single bay confined masonry walls with various connection details, *Bulletin of Earthquake Engineering*, Vol.13, No.2, Springer

- [40]Meli, R., Brzev, S. i drugi (2011) Seismic design guide for low-rise confined masonry buildings, Confined Masonry Network
- [41]Oropeza, M., Michel, C., Lestuzzi, P., (2010) A simplified analytical methodology for fragility curves estimation in existing buildings, 14th *European Conference on Earthquake Engineering*, Ohrid, Makedonija
- [42]Ruiz, S. (2008) Seismic risk assessment of adobe dwellings, Università degli studi di Pavia, Italija, magistarski rad
- [43]Schacher, T. (2009) Confined Masonry for One and Two Storey Buildings in Low-tech Environments - *A Guidebook for Technicians and Artisans*, National Information Centre of Earthquake Engineering, Kanpur, India (www.nicee.org).
- [44]Shimazaki, K., Sozen, M.A. (1984) Seismic drift of reinforced concrete structures, special research paper, Illinois, SAD
- [45]Sigmund V., Matošević Đ., Bošnjak M., (2010) Experimental tests of confined masonry walls, 14th *European Conference on Earthquake Engineering*, Ohrid, Makedonija
- [46]Sigmund, V., Matošević, Đ., Bošnjak-Klečina, M. (2010) Experimental Tests of Confined Masonry Walls, *Proceedings I4ECEE*, MAEE, Ohrid, Makedonija
- [47]Sorić, Z. (2004) Zidane konstrukcije I, Sveučilište u Zagrebu, Hrvatska
- [48]Tomažević M (1999) Earthquake resistant Design of Masonry Buildings, Imperial College Press, London, Velika Britanija
- [49]Tomažević M, Weiss P. (2010) Displacement capacity of masonry buildings as a basis for assessment of behaviour factor: an experimental study, *Bulletin Earthquake Engineering*, vol. 8, Heidelberg, Njemačka
- [50]Tomažević, M., Bosiljkov, V., Weiss, P. (2004) Structural Behaviour Factor for Masonry Structures, 13th *World Conference on Earthquake Engineering*, Vancouver, Kanada
- [51]UNDP/UNIDO, (1984) Volume 5, Repair and strengthening of reinforced concrete, stone and brick-masonry buildings, Building Construction under Seismic Conditions in the Balkan Region, Project Report RER/79/015.
- [52]Yoshimura, K., Kikuchi, K., Kuroki, M., Nonaka, H., Tae Kim, K., Wangdi, R. and Oshikata, A., (2004) Experimental study for developing higher seismic performance of brick masonry walls, 13th *World Conference on Earthquake Engineering*, Vancouver, B.C., Canada, No. 1597.

PRILOG A

Tablica A.1. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja jednoetažne građevine,
 $d_{wA}=2\%$

| opis potresa | | procjenjene vrijednosti | | | | | EC8 |
|--------------------------|-------|-------------------------|-------------|-----------------|--------------|---------------------------------------|----------------------------------|
| naziv | a_g | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | |
| postotak zida= 2% | | Fa= 3,75 | | T= 0,144672 | | Tef= 0,2045976 | |
| broj etaža= 1 | | $\omega_1= 43,41$ | | $\Gamma= 1,000$ | | | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,418 | 4,447 | 0,188 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,476 | 4,369 | 0,184 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,511 | 4,603 | 0,194 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 1,137 | 3,638 | 0,153 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 0,585 | 7,021 | 0,296 | G1 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 0,818 | 3,901 | 0,165 | nema | |
| Campano Lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,418 | 6,904 | 0,291 | G1 | |
| PROSJEK | | | | 4,983 | 0,210 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 0,585 | 8,465 | 0,357 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,379 | 9,167 | 0,387 | G1 | |
| Emilia Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,476 | 10,025 | 0,423 | G1 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,353 | 11,156 | 0,471 | G2 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 1,023 | 7,969 | 0,336 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 0,758 | 10,103 | 0,426 | G1 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,353 | 10,727 | 0,453 | G1 | |
| PROSJEK | | | | 9,659 | 0,408 | G1 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 0,568 | 18,567 | 0,783 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 1,023 | 18,264 | 0,771 | G3,G4 | |
| Loma Pietra_x | 0,316 | 0,3 | 0,682 | 12,326 | 0,520 | G2 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,341 | 12,053 | 0,509 | G2 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,288 | 12,287 | 0,518 | G2 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,487 | 12,287 | 0,518 | G2 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 16,773 | 0,708 | G2 | |
| PROSJEK | | | | 14,651 | 0,618 | G2 | |

Tablica A.2. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja jednoetažne građevine,
 $d_{wA}=2,46\%$

| postotak zida= 2,46% | | $F_a= 3,75$ | | $T= 0,132394$ | | $T_{ef}= 0,1872334$ | |
|-----------------------------|--------------------------------|-------------------|--------------------------|-----------------|--------------|---------------------------------------|-----------------------------------|
| broj etaža 1 | | $\omega_1= 47,43$ | | $\Gamma= 1,000$ | | | |
| opis potresa | | | procijenjene vrijednosti | | | | EC8 |
| naziv | a_g (m/sek ²) | T_{eg} (sek) | TR (sek) | Dmax | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,382 | 3,724 | 0,157 | nema | tip 1, 2% prigušenija, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,435 | 3,659 | 0,154 | nema | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,468 | 3,855 | 0,163 | nema | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 1,040 | 3,329 | 0,140 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 0,535 | 5,880 | 0,248 | G1 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 0,749 | 3,267 | 0,138 | nema | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,382 | 5,782 | 0,244 | G1 | |
| PROSJEK | | | | 4,214 | 0,178 | nema | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 0,535 | 7,089 | 0,299 | G1 | tip 1, 2% prigušenija, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,347 | 7,677 | 0,324 | G1 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,435 | 8,395 | 0,354 | G1 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,323 | 9,343 | 0,394 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 0,936 | 6,827 | 0,288 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 0,693 | 8,461 | 0,357 | G1 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,323 | 8,983 | 0,379 | G1 | |
| PROSJEK | | | | 8,111 | 0,342 | G1 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 0,520 | 15,549 | 0,656 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenija, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 0,936 | 15,647 | 0,660 | G3,G4 | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 0,624 | 10,323 | 0,436 | G1 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,312 | 10,094 | 0,426 | G1 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,264 | 10,290 | 0,434 | G1 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,446 | 10,290 | 0,434 | G1 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 14,047 | 0,593 | G2 | |
| PROSJEK | | | | 12,320 | 0,520 | G2 | |

Tablica A.3. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja jednoetažne građevine,
 $d_{wA}=3\%$

| broj etaža | | postotak zida= 3% | | Fa= 3,75 | T= 0,121912 | Tef= 0,1724103 | | |
|--------------------------|---------------|-------------------|-------------------------|-----------------|--------------|---------------------------------------|----------------------------------|--|
| 1 | | $\omega_1= 51,51$ | | $\Gamma= 1,000$ | | | | |
| opis potresa | | | procjenjene vrijednosti | | | | EC8 | |
| naziv | a_g (MW) | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,352 | 3,158 | 0,133 | nema | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ | |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,401 | 3,102 | 0,131 | nema | | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,431 | 3,269 | 0,138 | nema | | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 0,958 | 2,936 | 0,124 | nema | | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 0,493 | 4,986 | 0,210 | G1 | | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 0,690 | 2,770 | 0,117 | nema | | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,352 | 4,903 | 0,207 | G1 | | |
| PROSJEK | | | | 3,589 | 0,151 | nema | | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 0,493 | 6,011 | 0,254 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ | |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,319 | 6,509 | 0,275 | G1 | | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,401 | 7,119 | 0,300 | G1 | | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,297 | 7,922 | 0,334 | G1 | | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 0,862 | 5,789 | 0,244 | G1 | | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 0,639 | 7,174 | 0,303 | G1 | | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,297 | 7,617 | 0,321 | G1 | | |
| PROSJEK | | | | 6,877 | 0,290 | G1 | | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 0,479 | 13,185 | 0,556 | G2 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ | |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 0,862 | 13,268 | 0,560 | G2 | | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 0,575 | 8,753 | 0,369 | G1 | | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,287 | 8,559 | 0,361 | G1 | | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,243 | 8,725 | 0,368 | G1 | | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,411 | 8,725 | 0,368 | G1 | | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 11,911 | 0,503 | G2 | | |
| PROSJEK | | | | 10,447 | 0,441 | G1 | | |

Tablica A.4. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja jednoetažne građevine, $d_{wA}=4\%$

| broj etaža | | postotak zida= 4% | | Fa= 3,75 | | T= 0,108785 | | Tef= 0,1538448 | |
|--------------------------|---------------|-------------------|-------------------------|-----------------|--------------|---------------------------------------|----------------------------------|----------------|--|
| 1 | | $\omega_1= 57,73$ | | $\Gamma= 1,000$ | | | | | |
| opis potresa | | | procjenjene vrijednosti | | | | EC8 | | |
| naziv | a_g (MW) | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | | | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,314 | 2,514 | 0,106 | nema | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ | | |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,358 | 2,470 | 0,104 | nema | | | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,385 | 2,602 | 0,110 | nema | | | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 0,855 | 2,338 | 0,099 | nema | | | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 0,440 | 3,970 | 0,168 | nema | | | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 0,615 | 2,205 | 0,093 | nema | | | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,314 | 3,904 | 0,165 | nema | | | |
| PROSJEK | | | | 2,858 | 0,121 | nema | | | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 0,440 | 4,786 | 0,202 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ | | |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,285 | 5,183 | 0,219 | G1 | | | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,358 | 5,668 | 0,239 | G1 | | | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,265 | 6,308 | 0,266 | G1 | | | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 0,769 | 4,609 | 0,194 | G1 | | | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 0,570 | 5,712 | 0,241 | G1 | | | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,265 | 6,065 | 0,256 | G1 | | | |
| PROSJEK | | | | 5,476 | 0,231 | G1 | | | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 0,427 | 10,498 | 0,443 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ | | |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 0,769 | 10,564 | 0,446 | G1 | | | |
| Loma Pietà_x | 0,316 | 0,3 | 0,513 | 6,969 | 0,294 | G1 | | | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,256 | 6,815 | 0,288 | G1 | | | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,217 | 6,947 | 0,293 | G1 | | | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,366 | 6,947 | 0,293 | G1 | | | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 9,484 | 0,400 | G1 | | | |
| PROSJEK | | | | 8,318 | 0,351 | G1 | | | |

Tablica A.5. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja jednoetažne građevine, $d_{wA}=5\%$

| broj etaža | | postotak ziđa= 5% | | Fa= 3,75 | T= 0,100043 | Tef= 0,1414828 | |
|--------------------------|---------------|-------------------|-------------------------|-----------------|--------------|---------------------------------------|----------------------------------|
| 1 | | $\omega_1= 62,77$ | | $\Gamma= 1,000$ | | | |
| opis potresa | | | procjenjene vrijednosti | | | | EC8 |
| naziv | a_g (MW) | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,289 | 2,126 | 0,090 | nema | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,329 | 2,089 | 0,088 | nema | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,354 | 2,201 | 0,093 | nema | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 0,786 | 1,977 | 0,083 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 0,404 | 3,358 | 0,142 | nema | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 0,566 | 1,865 | 0,079 | nema | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,289 | 3,302 | 0,139 | nema | |
| PROSJEK | | | | 2,417 | 0,102 | nema | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 0,404 | 4,048 | 0,171 | nema | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,262 | 4,383 | 0,185 | G1 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,329 | 4,794 | 0,202 | G1 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,244 | 5,335 | 0,225 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 0,707 | 3,898 | 0,164 | nema | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 0,524 | 4,831 | 0,204 | G1 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,244 | 5,130 | 0,216 | G1 | |
| PROSJEK | | | | 4,631 | 0,195 | G1 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 0,393 | 8,879 | 0,375 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 0,707 | 8,935 | 0,377 | G1 | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 0,472 | 5,894 | 0,249 | G1 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,236 | 5,764 | 0,243 | G1 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,199 | 5,876 | 0,248 | G1 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,337 | 5,876 | 0,248 | G1 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 8,021 | 0,338 | G1 | |
| PROSJEK | | | | 7,035 | 0,297 | G1 | |

Tablica A.6. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja jednoetažne građevine, $d_{wA}=6\%$

| broj etaža | | postotak ziđa= 6% | | Fa= 3,75 | T= 0,093783 | Tef= 0,1326288 | |
|--------------------------|---------------|-------------------|-------------------------|-----------------|--------------|---------------------------------------|----------------------------------|
| 1 | | $\omega_1= 66,96$ | | $\Gamma= 1,000$ | | | |
| opis potresa | | | procjenjene vrijednosti | | | | EC8 |
| naziv | a_g (MW) | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,271 | 1,869 | 0,079 | nema | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,308 | 1,836 | 0,077 | nema | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,332 | 1,934 | 0,082 | nema | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 0,737 | 1,737 | 0,073 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 0,379 | 2,950 | 0,124 | nema | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 0,531 | 1,639 | 0,069 | nema | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,271 | 2,901 | 0,122 | nema | |
| PROSJEK | | | | 2,124 | 0,090 | nema | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 0,379 | 3,557 | 0,150 | nema | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,246 | 3,852 | 0,163 | nema | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,308 | 4,213 | 0,178 | nema | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,229 | 4,688 | 0,198 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 0,663 | 3,426 | 0,145 | nema | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 0,491 | 4,245 | 0,179 | nema | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,229 | 4,508 | 0,190 | G1 | |
| PROSJEK | | | | 4,070 | 0,172 | nema | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 0,368 | 7,802 | 0,329 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 0,663 | 7,851 | 0,331 | G1 | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 0,442 | 5,180 | 0,219 | G1 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,221 | 5,065 | 0,214 | G1 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,187 | 5,163 | 0,218 | G1 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,316 | 5,163 | 0,218 | G1 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 7,048 | 0,297 | G1 | |
| PROSJEK | | | | 6,182 | 0,261 | G1 | |

Tablica A.7. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja dvoetažne građevine, $d_{wA}=2\%$

| postotak ziđa= 2% | | Fa= 3,75 | | T= 0,226433 | | Tef= 0,3202248 | | |
|--------------------------|------------|-------------------|-------------------------|-----------------|---------|------------------|------------------------------|----------------------------------|
| broj etaža 2 | | $\omega_1= 27,73$ | | $\Gamma= 1,145$ | | $\phi_1= 0,5920$ | | |
| opis potresa | | | procjenjene vrijednosti | | | | razina oštećenja preko točke | EC8 |
| naziv | a_g (MW) | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,654 | 12,472 | 7,383 | 0,312 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,745 | 12,253 | 7,254 | 0,306 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,801 | 12,909 | 7,642 | 0,322 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 1,779 | 6,518 | 3,859 | 0,163 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 0,915 | 19,692 | 11,658 | 0,492 | G2 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 1,281 | 8,541 | 5,056 | 0,213 | G1 | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,654 | 19,364 | 11,464 | 0,484 | G2 | |
| PROSJEK | | | | 13,107 | | 0,327 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 0,915 | 23,740 | 14,054 | 0,593 | G2 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,593 | 25,709 | 15,220 | 0,642 | G3,G4 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,745 | 28,116 | 16,645 | 0,702 | G3,G4 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,552 | 31,289 | 18,523 | 0,782 | G3,G4 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 1,601 | 14,280 | 8,454 | 0,357 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 1,186 | 23,891 | 14,144 | 0,597 | G2 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,552 | 30,085 | 17,811 | 0,752 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 25,301 | | 0,632 | G3,G4 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 0,890 | 52,075 | 30,829 | 1,301 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 1,601 | 32,729 | 19,376 | 0,818 | G3,G4 | |
| Loma Pietà_x | 0,316 | 0,3 | 1,067 | 32,387 | 19,174 | 0,809 | G3,G4 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,534 | 33,805 | 20,013 | 0,844 | G3,G4 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,451 | 34,461 | 20,401 | 0,861 | G3,G4 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,762 | 34,461 | 20,401 | 0,861 | G3,G4 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 47,042 | 27,850 | 1,175 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 38,137 | | 0,953 | G3,G4 | |

Tablica A.8. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja dvoetažne građevine, $d_{WA}=2\%$

| postotak ziđa= 2,46% | | Fa= 3,75 | | T= 0,207045 | | Tef= 0,2928065 | | |
|-----------------------------|------------|--------------------------|-------------------------|------------------------|---------|-------------------------|------------------------------|----------------------------------|
| broj etaža 2 | | $\omega_1=$ 30,33 | | $\Gamma=$ 1,144 | | $\phi_1=$ 0,5910 | | |
| opis potresa | | | procjenjene vrijednosti | | | | razina oštećenja preko točke | EC8 |
| naziv | a_g (MW) | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,598 | 10,421 | 6,159 | 0,260 | | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,681 | 10,238 | 6,051 | 0,255 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,732 | 10,787 | 6,375 | 0,269 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 1,627 | 5,957 | 3,521 | 0,149 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 0,837 | 16,455 | 9,725 | 0,410 | G1 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 1,171 | 7,805 | 4,613 | 0,195 | G1 | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,598 | 16,180 | 9,563 | 0,404 | G1 | |
| PROSJEK | | | | 11,121 | | 0,277 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 0,837 | 19,837 | 11,724 | 0,495 | G2 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,542 | 21,482 | 12,697 | 0,536 | G2 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,681 | 23,494 | 13,886 | 0,586 | G2 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,505 | 26,145 | 15,452 | 0,652 | G3,G4 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 1,464 | 13,050 | 7,713 | 0,325 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 1,084 | 21,832 | 12,904 | 0,544 | G2 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,505 | 25,139 | 14,858 | 0,627 | G2 | |
| PROSJEK | | | | 21,568 | | 0,538 | G2 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 0,813 | 43,513 | 25,718 | 1,085 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 1,464 | 29,909 | 17,677 | 0,746 | G3,G4 | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 0,976 | 28,887 | 17,073 | 0,720 | G3,G4 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,488 | 28,247 | 16,695 | 0,704 | G3,G4 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,412 | 28,796 | 17,019 | 0,718 | G3,G4 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,697 | 28,796 | 17,019 | 0,718 | G3,G4 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 39,308 | 23,233 | 0,980 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 32,494 | | 0,810 | G3,G4 | |

Tablica A.9. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja dvoetažne građevine, $d_{WA}=3\%$

| postotak ziđa= 3,00% | | Fa= 3,75 | | T= 0,190706 | | Tef= 0,2696993 | | |
|-----------------------------|---------------|--------------------------|--------------------------|------------------------|---------------|-------------------------|---------------------------------------|-----|
| broj etaža 2 | | $\omega_1=$ 32,93 | | $\Gamma=$ 1,144 | | $\phi_1=$ 0,5913 | | |
| opis potresa | | | procijenjene vrijednosti | | | | | EC8 |
| naziv | a_g (MW) | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,550 | 8,843 | 5,229 | 0,221 | G1 | |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,627 | 8,688 | 5,137 | 0,217 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,674 | 9,153 | 5,413 | 0,228 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 1,498 | 5,488 | 3,245 | 0,137 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 0,771 | 13,963 | 8,256 | 0,348 | G1 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 1,079 | 7,191 | 4,252 | 0,179 | nema | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,550 | 13,730 | 8,119 | 0,343 | G1 | |
| PROSJEK | | | | 9,579 | 5,664 | 0,239 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 0,771 | 16,833 | 9,954 | 0,420 | G1 | |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,499 | 18,229 | 10,779 | 0,455 | G1 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,627 | 19,936 | 11,788 | 0,497 | G2 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,465 | 22,185 | 13,119 | 0,554 | G2 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 1,348 | 12,023 | 7,109 | 0,300 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 0,999 | 20,091 | 11,880 | 0,501 | G2 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,465 | 21,332 | 12,614 | 0,532 | G2 | |
| PROSJEK | | | | 18,661 | 11,035 | 0,466 | G2 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 0,749 | 36,924 | 21,834 | 0,921 | G3,G4 | |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 1,348 | 27,554 | 16,293 | 0,687 | G3,G4 | |
| Loma Pietà_x | 0,316 | 0,3 | 0,899 | 24,513 | 14,495 | 0,612 | G2 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,449 | 23,970 | 14,174 | 0,598 | G2 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,380 | 24,435 | 14,449 | 0,610 | G2 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,642 | 24,435 | 14,449 | 0,610 | G2 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 33,356 | 19,724 | 0,832 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 27,884 | 16,488 | 0,696 | G3,G4 | |

tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$

Tablica A.10. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja dvoetažne građevine, $d_{WA}=4\%$

| broj etaža | | postotak ziđa= 4,00% | | Fa= 3,75 | | T= 0,170103 | | Tef= 0,2405618 | |
|-----------------------------|-------|----------------------|--------------------------|-----------------|---------|---------------------|---------------------------------------|----------------------------------|--|
| 2 | | $\omega_1= 36,92$ | | $\Gamma= 1,144$ | | $\varphi_1= 0,5911$ | | | |
| opis potresa | | | procijenjene vrijednosti | | | | | EC8 | |
| naziv | a_g | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,491 | 7,034 | 4,158 | 0,175 | nema | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ | |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,559 | 6,911 | 4,085 | 0,172 | nema | | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,601 | 7,281 | 4,304 | 0,182 | G1 | | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 1,336 | 4,894 | 2,893 | 0,122 | nema | | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 0,687 | 11,106 | 6,565 | 0,277 | G1 | | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 0,962 | 6,170 | 3,647 | 0,154 | nema | | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,491 | 10,921 | 6,456 | 0,272 | G1 | | |
| PROSJEK | | | | 7,760 | | 0,194 | G1 | | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 0,687 | 13,389 | 7,915 | 0,334 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ | |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,445 | 14,500 | 8,571 | 0,362 | G1 | | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,559 | 15,857 | 9,373 | 0,396 | G1 | | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,415 | 17,647 | 10,431 | 0,440 | G1 | | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 1,203 | 10,721 | 6,337 | 0,267 | G1 | | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 0,891 | 15,981 | 9,446 | 0,399 | G1 | | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,415 | 16,968 | 10,030 | 0,423 | G1 | | |
| PROSJEK | | | | 15,009 | | 0,374 | G1 | | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 0,668 | 29,370 | 17,361 | 0,733 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ | |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 1,203 | 24,572 | 14,525 | 0,613 | G2 | | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 0,802 | 19,498 | 11,525 | 0,486 | G2 | | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,401 | 19,066 | 11,270 | 0,476 | G2 | | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,339 | 19,436 | 11,489 | 0,485 | G2 | | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,573 | 19,436 | 11,489 | 0,485 | G2 | | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 26,532 | 15,683 | 0,662 | G3,G4 | | |
| PROSJEK | | | | 22,558 | | 0,563 | G2 | | |

Tablica A.11. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja dvoetažne građevine, $d_{wA}=5\%$

| postotak ziđa= 5,00% | | Fa= 3,75 | | T= 0,156415 | | Tef= 0,2212036 | | |
|-----------------------------|------------|--------------------------|--------------------------|------------------------|---------|-------------------------|------------------------------|----------------------------------|
| broj etaža 2 | | $\omega_1=$ 40,15 | | $\Gamma=$ 1,144 | | $\phi_1=$ 0,5909 | | |
| opis potresa | | | procijenjene vrijednosti | | | | razina oštećenja preko točke | EC8 |
| naziv | a_g (MW) | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,451 | 5,946 | 3,513 | 0,148 | nema | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,514 | 5,841 | 3,452 | 0,146 | nema | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,553 | 6,154 | 3,637 | 0,153 | nema | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 1,229 | 4,499 | 2,658 | 0,112 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 0,632 | 9,388 | 5,548 | 0,234 | G1 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 0,885 | 5,216 | 3,082 | 0,130 | nema | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,451 | 9,232 | 5,455 | 0,230 | G1 | |
| PROSJEK | | | | 6,611 | | 0,165 | nema | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 0,632 | 11,318 | 6,688 | 0,282 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,410 | 12,257 | 7,243 | 0,306 | G1 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,514 | 13,404 | 7,921 | 0,334 | G1 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,381 | 14,917 | 8,815 | 0,372 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 1,106 | 9,856 | 5,824 | 0,246 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 0,819 | 13,508 | 7,982 | 0,337 | G1 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,381 | 14,343 | 8,476 | 0,358 | G1 | |
| PROSJEK | | | | 12,800 | | 0,319 | G1 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 0,614 | 24,826 | 14,670 | 0,619 | G2 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 1,106 | 22,588 | 13,348 | 0,563 | G2 | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 0,737 | 16,481 | 9,739 | 0,411 | G1 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,369 | 16,116 | 9,523 | 0,402 | G1 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,312 | 16,429 | 9,708 | 0,410 | G1 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,527 | 16,429 | 9,708 | 0,410 | G1 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 22,427 | 13,253 | 0,559 | G2 | |
| PROSJEK | | | | 19,328 | | 0,482 | G2 | |

Tablica A.12. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja dvoetažne građevine, $d_{WA}=6\%$

| postotak ziđa= 6,00% | | Fa= 3,75 | | T= 0,146563 | | Tef= 0,2072709 | | razina oštećenja preko točke | EC8 |
|-----------------------------|----------|-------------|--------------------------|---------------|--------------|----------------|------------------------------|----------------------------------|-----|
| broj etaža | 2 | $\omega_1=$ | 42,85 | $\Gamma=$ | 1,144 | $\phi_1=$ | 0,5906 | | |
| opis potresa | | | procijenjene vrijednosti | | | | razina oštećenja preko točke | EC8 | |
| naziv | a_g | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | | | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,423 | 5,219 | 3,082 | 0,130 | nema | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ | |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,482 | 5,128 | 3,028 | 0,128 | nema | | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,518 | 5,402 | 3,191 | 0,135 | nema | | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 1,152 | 4,214 | 2,489 | 0,105 | nema | | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 0,592 | 8,241 | 4,867 | 0,205 | G1 | | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 0,829 | 4,578 | 2,704 | 0,114 | nema | | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,423 | 8,103 | 4,786 | 0,202 | G1 | | |
| PROSJEK | | | | 5,841 | | 0,146 | nema | | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 0,592 | 9,935 | 5,867 | 0,248 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ | |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,384 | 10,759 | 6,354 | 0,268 | G1 | | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,482 | 11,766 | 6,949 | 0,293 | G1 | | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,357 | 13,094 | 7,733 | 0,326 | G1 | | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 1,036 | 9,233 | 5,453 | 0,230 | G1 | | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 0,768 | 11,858 | 7,003 | 0,295 | G1 | | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,357 | 12,590 | 7,436 | 0,314 | G1 | | |
| PROSJEK | | | | 11,319 | | 0,282 | G1 | | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 0,576 | 21,792 | 12,870 | 0,543 | G2 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ | |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 1,036 | 21,160 | 12,497 | 0,527 | G2 | | |
| Loma Pietà_x | 0,316 | 0,3 | 0,691 | 14,467 | 8,544 | 0,361 | G1 | | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,345 | 14,147 | 8,355 | 0,353 | G1 | | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,292 | 14,421 | 8,517 | 0,359 | G1 | | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,494 | 14,421 | 8,517 | 0,359 | G1 | | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 19,686 | 11,626 | 0,491 | G2 | | |
| PROSJEK | | | | 17,157 | | 0,428 | G1 | | |

Tablica A.13. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja troetažne građevine, $d_{wA}=2\%$

| postotak ziđa= 2,00% | | Fa= 3,75 | | T= 0,307055 | | Tef= 0,4342409 | | |
|-----------------------------|-------|--------------------------|-------------------------|------------------------|---------|-------------------------|------------------------------|----------------------------------|
| broj etaža 3 | | $\omega_1=$ 20,45 | | $\Gamma=$ 1,198 | | $\phi_1=$ 0,4245 | | |
| opis potresa | | | procjenjene vrijednosti | | | | razina oštećenja preko točke | EC8 |
| naziv | a_g | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,886 | 24,005 | 10,190 | 0,430 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 1,010 | 23,353 | 9,914 | 0,418 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 1,086 | 22,888 | 9,716 | 0,410 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 2,412 | 9,252 | 3,928 | 0,166 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 1,241 | 30,549 | 12,969 | 0,547 | G2 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 1,737 | 12,123 | 5,146 | 0,217 | G1 | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,886 | 37,270 | 15,822 | 0,668 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 22,777 | | 0,408 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 1,241 | 36,829 | 15,634 | 0,660 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,804 | 49,483 | 21,007 | 0,886 | G3,G4 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 1,010 | 53,587 | 22,749 | 0,960 | G3,G4 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,749 | 60,222 | 25,565 | 1,079 | G3,G4 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 2,171 | 20,269 | 8,605 | 0,363 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 1,608 | 33,910 | 14,395 | 0,607 | G2 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,749 | 57,906 | 24,582 | 1,037 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 44,601 | | 0,799 | G3,G4 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 1,206 | 83,094 | 35,275 | 1,488 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 2,171 | 46,454 | 19,721 | 0,832 | G3,G4 | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 1,447 | 45,969 | 19,515 | 0,823 | G3,G4 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,724 | 65,065 | 27,621 | 1,165 | G3,G4 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,612 | 66,329 | 28,158 | 1,188 | G3,G4 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 1,034 | 64,153 | 27,234 | 1,149 | G3,G4 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 90,544 | 38,438 | 1,622 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 65,944 | | 1,181 | G3,G4 | |

Tablica A.14. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja troetažne građevine, $d_{WA}=2,46\%$

| postotak ziđa= 2,46% | | Fa= 3,75 | | T= 0,280682 | | Tef= 0,396944 | | |
|--------------------------|------------|-------------------|--------------------------|-----------------|---------|------------------|------------------------------|----------------------------------|
| broj etaža 3 | | $\omega_1= 22,37$ | | $\Gamma= 1,198$ | | $\phi_1= 0,4243$ | | |
| opis potresa | | | procijenjene vrijednosti | | | | razina oštećenja preko točke | EC8 |
| naziv | a_g (MW) | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,810 | 20,046 | 8,505 | 0,359 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,923 | 19,695 | 8,356 | 0,353 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,992 | 20,750 | 8,804 | 0,371 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 2,205 | 8,452 | 3,586 | 0,151 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 1,134 | 27,909 | 11,841 | 0,500 | G2 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 1,588 | 11,075 | 4,699 | 0,198 | G1 | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,810 | 31,125 | 13,205 | 0,557 | G2 | |
| PROSJEK | | | | 19,865 | | 0,356 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 1,134 | 33,646 | 14,275 | 0,602 | G2 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,735 | 41,324 | 17,533 | 0,740 | G2 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,923 | 45,192 | 19,174 | 0,809 | G3,G4 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,684 | 50,292 | 21,338 | 0,900 | G5 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 1,985 | 18,517 | 7,856 | 0,331 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 1,470 | 30,979 | 13,144 | 0,555 | G2 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,684 | 48,358 | 20,517 | 0,866 | G5 | |
| PROSJEK | | | | 38,330 | | 0,686 | G2 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 1,103 | 75,912 | 32,208 | 1,359 | G5 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 1,985 | 42,439 | 18,006 | 0,760 | G3,G4 | |
| Loma Pietà_x | 0,316 | 0,3 | 1,323 | 41,996 | 17,818 | 0,752 | G3,G4 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,662 | 54,336 | 23,054 | 0,973 | G5 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,559 | 55,391 | 23,501 | 0,992 | G5 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,945 | 55,391 | 23,501 | 0,992 | G5 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 75,614 | 32,081 | 1,354 | G5 | |
| PROSJEK | | | | 57,297 | | 1,026 | G5 | |

Tablica A.15. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja troetažne građevine, $d_{WA}=3\%$

| postotak ziđa= 3,00% | | Fa= 3,75 | | T= 0,258544 | | Tef= 0,3656357 | | |
|-----------------------------|-------|--------------------------|-------------------------|------------------------|---------|----------------------------|------------------------------|----------------------------------|
| broj etaža 3 | | $\omega_1=$ 24,29 | | $\Gamma=$ 1,198 | | $\varphi_1=$ 0,4243 | | |
| opis potresa | | | procjenjene vrijednosti | | | | razina oštećenja preko točke | EC8 |
| naziv | a_g | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,746 | 17,014 | 7,219 | 0,305 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,850 | 16,716 | 7,092 | 0,299 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,914 | 17,611 | 7,472 | 0,315 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 2,031 | 7,788 | 3,304 | 0,139 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 1,045 | 25,716 | 10,910 | 0,460 | G2 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 1,463 | 10,205 | 4,330 | 0,183 | G1 | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,746 | 26,417 | 11,208 | 0,473 | G2 | |
| PROSJEK | | | | 17,352 | | 0,311 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 1,045 | 31,002 | 13,153 | 0,555 | G2 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,677 | 35,073 | 14,880 | 0,628 | G2 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,850 | 38,356 | 16,274 | 0,687 | G3,G4 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,630 | 42,685 | 18,110 | 0,764 | G3,G4 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 1,828 | 17,062 | 7,239 | 0,305 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 1,354 | 28,544 | 12,111 | 0,511 | G2 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,630 | 41,043 | 17,413 | 0,735 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 33,395 | | 0,598 | G2 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 1,016 | 69,947 | 29,676 | 1,252 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 1,828 | 39,104 | 16,591 | 0,700 | G3,G4 | |
| Loma Pietà_x | 0,316 | 0,3 | 1,219 | 38,696 | 16,418 | 0,693 | G3,G4 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,609 | 46,117 | 19,566 | 0,826 | G3,G4 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,515 | 47,013 | 19,946 | 0,842 | G3,G4 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,871 | 47,013 | 19,946 | 0,842 | G3,G4 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 64,176 | 27,228 | 1,149 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 50,295 | | 0,900 | G3,G4 | |

Tablica A.16. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja troetažne građevine, $d_{wA}=4\%$

| postotak ziđa= 4,00% | | Fa= 3,75 | T= 0,230546 | Tef= 0,3260414 | | | | | |
|-----------------------------|----------|--------------------------|-------------------------|-------------------------|---------|--------------|------------------------------|----------------------------------|--|
| broj etaža | 3 | $\omega_1=$ 27,24 | $\Gamma=$ 1,198 | $\phi_1=$ 0,4244 | | | | | |
| opis potresa | | | procjenjene vrijednosti | | | | razina oštećenja preko točke | EC8 | |
| naziv | a_g | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | | | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,665 | 13,526 | 5,740 | 0,242 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ | |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,758 | 13,289 | 5,639 | 0,238 | G1 | | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,815 | 14,000 | 5,941 | 0,251 | G1 | | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 1,811 | 6,943 | 2,947 | 0,124 | nema | | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 0,932 | 21,357 | 9,063 | 0,382 | G1 | | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 1,304 | 9,098 | 3,861 | 0,163 | nema | | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,665 | 21,001 | 8,912 | 0,376 | G1 | | |
| PROSJEK | | | | 14,173 | | 0,254 | G1 | | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 0,932 | 25,747 | 10,926 | 0,461 | G2 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ | |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,604 | 27,882 | 11,832 | 0,499 | G2 | | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,758 | 30,493 | 12,940 | 0,546 | G2 | | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,562 | 33,933 | 14,400 | 0,608 | G2 | | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 1,630 | 15,211 | 6,455 | 0,272 | G1 | | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 1,208 | 25,448 | 10,799 | 0,456 | G1 | | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,562 | 32,628 | 13,846 | 0,584 | G2 | | |
| PROSJEK | | | | 27,335 | | 0,489 | G2 | | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 0,906 | 56,476 | 23,967 | 1,011 | G5 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ | |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 1,630 | 34,862 | 14,794 | 0,624 | G2 | | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 1,087 | 34,498 | 14,640 | 0,618 | G2 | | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,543 | 36,662 | 15,558 | 0,656 | G2 | | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,459 | 37,374 | 15,861 | 0,669 | G2 | | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,776 | 37,374 | 15,861 | 0,669 | G2 | | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 51,019 | 21,651 | 0,914 | G5 | | |
| PROSJEK | | | | 41,181 | | 0,737 | G2 | | |

Tablica A.17. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja troetažne građevine, $d_{wA}=5\%$

| postotak ziđa= 5,00% | | Fa= 3,75 | | T= 0,21194 | | Tef= 0,299728 | | |
|-----------------------------|-------|--------------------------|--------------------------|------------------------|---------|-------------------------|---------------------------------------|----------------------------------|
| broj etaža 3 | | $\omega_1=$ 29,63 | | $\Gamma=$ 1,197 | | $\phi_1=$ 0,4240 | | |
| opis potresa | | | procijenjene vrijednosti | | | | | EC8 |
| naziv | a_g | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,612 | 13,209 | 5,601 | 0,236 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,697 | 11,388 | 4,829 | 0,204 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,749 | 11,161 | 4,733 | 0,200 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 1,665 | 5,312 | 2,253 | 0,095 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 0,856 | 14,898 | 6,317 | 0,267 | G1 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 1,199 | 5,012 | 2,125 | 0,090 | nema | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,612 | 20,509 | 8,697 | 0,367 | G1 | |
| PROSJEK | | | | 11,641 | | 0,208 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 0,856 | 17,960 | 7,616 | 0,321 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,555 | 30,008 | 12,725 | 0,537 | G2 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,697 | 26,132 | 11,081 | 0,468 | G2 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,517 | 39,226 | 16,633 | 0,702 | G3,G4 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 1,499 | 10,475 | 4,442 | 0,187 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 1,110 | 12,980 | 5,504 | 0,232 | G1 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,517 | 37,717 | 15,994 | 0,675 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 24,928 | | 0,446 | G1 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 0,833 | 40,521 | 17,183 | 0,725 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 1,499 | 24,006 | 10,180 | 0,430 | G1 | |
| Loma Pietà_x | 0,316 | 0,3 | 0,999 | 22,417 | 9,506 | 0,401 | G1 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,500 | 43,841 | 18,591 | 0,784 | G3,G4 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,422 | 52,886 | 22,426 | 0,946 | G3,G4 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,714 | 31,285 | 13,266 | 0,560 | G2 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 27,454 | 11,642 | 0,491 | G2 | |
| PROSJEK | | | | 34,630 | | 0,620 | G2 | |

Tablica A.18. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja troetažne građevine, $d_{wA}=6\%$

| broj etaža | | postotak ziđa= 6,00% | | Fa= 3,75 | | T= 0,198492 | | Tef= 0,2807098 | |
|-----------------------------|-------|----------------------|-------------|--------------------------|---------|------------------|---------------------------------------|----------------------------------|--|
| 3 | | $\omega_1= 31,64$ | | $\Gamma= 1,197$ | | $\phi_1= 0,4241$ | | | |
| opis potresa | | | | procijenjene vrijednosti | | | | EC8 | |
| naziv | a_g | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,573 | 12,368 | 5,245 | 0,221 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ | |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,653 | 10,664 | 4,522 | 0,191 | G1 | | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,702 | 10,451 | 4,432 | 0,187 | G1 | | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 1,559 | 4,659 | 1,976 | 0,083 | nema | | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 0,802 | 13,949 | 5,915 | 0,250 | G1 | | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 1,123 | 4,395 | 1,864 | 0,079 | nema | | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,573 | 19,204 | 8,144 | 0,344 | G1 | | |
| PROSJEK | | | | 10,813 | | 0,193 | G1 | | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 0,802 | 16,817 | 7,131 | 0,301 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ | |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,520 | 28,098 | 11,915 | 0,503 | G2 | | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,653 | 24,469 | 10,376 | 0,438 | G1 | | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,484 | 36,729 | 15,575 | 0,657 | G2 | | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 1,404 | 9,186 | 3,895 | 0,164 | nema | | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 1,040 | 11,383 | 4,827 | 0,204 | G1 | | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,484 | 35,316 | 14,976 | 0,632 | G2 | | |
| PROSJEK | | | | 23,143 | | 0,414 | G1 | | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 0,780 | 37,942 | 16,090 | 0,679 | G2 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ | |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 1,404 | 21,052 | 8,927 | 0,377 | G1 | | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 0,936 | 20,991 | 8,901 | 0,376 | G1 | | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,468 | 41,051 | 17,408 | 0,735 | G2 | | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,395 | 49,520 | 21,000 | 0,886 | G5 | | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,668 | 29,294 | 12,422 | 0,524 | G2 | | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 25,707 | 10,901 | 0,460 | G1 | | |
| PROSJEK | | | | 32,222 | | 0,577 | G2 | | |

Tablica A.19. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja četveroetažne građevine, $d_{wA}=2\%$

| postotak zida= 2,00% | | Fa= 3,75 | | T= 0,387021 | | Tef= 0,5473299 | | |
|-----------------------------|-------|--------------------------|-------------------------|------------------------|---------|----------------------------|------------------------------|----------------------------------|
| broj etaža 4 | | $\omega_1=$ 16,23 | | $\Gamma=$ 1,224 | | $\varphi_1=$ 0,3323 | | |
| opis potresa | | | procjenjene vrijednosti | | | | razina oštećenja preko točke | EC8 |
| naziv | a_g | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 1,117 | 34,874 | 11,588 | 0,489 | G2 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 1,273 | 30,067 | 9,991 | 0,422 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 1,368 | 29,468 | 9,792 | 0,413 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 3,041 | 11,912 | 3,958 | 0,167 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 1,564 | 39,332 | 13,070 | 0,551 | G2 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 2,189 | 15,608 | 5,186 | 0,219 | G1 | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 1,117 | 54,147 | 17,992 | 0,759 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 30,773 | | 0,431 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 1,564 | 47,417 | 15,756 | 0,665 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 1,014 | 79,226 | 26,326 | 1,111 | G3,G4 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 1,273 | 68,993 | 22,926 | 0,967 | G3,G4 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,944 | 97,728 | 32,474 | 1,370 | G3,G4 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 2,737 | 26,096 | 8,672 | 0,366 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 2,027 | 43,658 | 14,507 | 0,612 | G2 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,944 | 93,969 | 31,225 | 1,318 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 65,298 | | 0,916 | G3,G4 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 1,520 | 106,983 | 35,549 | 1,500 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 2,737 | 59,810 | 19,874 | 0,839 | G3,G4 | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 1,824 | 59,185 | 19,667 | 0,830 | G3,G4 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,912 | 105,588 | 35,086 | 1,480 | G3,G4 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,771 | 107,638 | 35,767 | 1,509 | G3,G4 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 1,303 | 82,597 | 27,446 | 1,158 | G3,G4 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 146,934 | 48,824 | 2,060 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 95,533 | | 1,339 | G3,G4 | |

Tablica A.20. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja četveroetažne građevine, $d_{wA}=2,46\%$

| postotak ziđa= 2,46% | | Fa= 3,75 | T= 0,353838 | Tef= 0,5004024 | | | | |
|-----------------------------|----------|--------------------------|------------------------|-------------------------|---------|--------------|---------------------------------------|-----|
| broj etaža | 4 | $\omega_1=$ 17,75 | $\Gamma=$ 1,224 | $\phi_1=$ 0,3320 | | | | |
| opis potresa | | procijenjene vrijednosti | | | | | | EC8 |
| naziv | a_g | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 1,021 | 31,878 | 10,583 | 0,447 | G1 | |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 1,164 | 27,484 | 9,125 | 0,385 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 1,251 | 26,936 | 8,943 | 0,377 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 2,780 | 10,889 | 3,615 | 0,153 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 1,430 | 35,953 | 11,936 | 0,504 | G2 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 2,002 | 14,267 | 4,737 | 0,200 | G1 | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 1,021 | 49,495 | 16,432 | 0,693 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 28,129 | | 0,394 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 1,430 | 43,343 | 14,390 | 0,607 | G2 | |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,927 | 67,109 | 22,280 | 0,940 | G3,G4 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 1,164 | 63,066 | 20,938 | 0,883 | G3,G4 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,863 | 81,672 | 27,115 | 1,144 | G3,G4 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 2,502 | 23,854 | 7,920 | 0,334 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 1,853 | 39,907 | 13,249 | 0,559 | G2 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,863 | 78,531 | 26,072 | 1,100 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 56,783 | | 0,795 | G3,G4 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 1,390 | 97,791 | 32,466 | 1,370 | G3,G4 | |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 2,502 | 54,671 | 18,151 | 0,766 | G3,G4 | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 1,668 | 54,100 | 17,961 | 0,758 | G3,G4 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,834 | 88,241 | 29,296 | 1,236 | G3,G4 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,705 | 89,954 | 29,865 | 1,260 | G3,G4 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 1,191 | 75,501 | 25,066 | 1,058 | G3,G4 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 122,794 | 40,767 | 1,720 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 83,293 | | 1,167 | G3,G4 | |

tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$

Tablica A.21. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja četveroetažne građevine, $d_{wA}=3\%$

| postotak ziđa= 3,00% | | $F_a=$ 3,75 | $T=$ 0,326041 | $T_{ef}=$ 0,4610921 | | | | |
|-----------------------------|----------|--------------------------|--------------------------|-------------------------|---------|--------------|------------------------------|----------------------------------|
| broj etaža | 4 | $\omega_1=$ 19,26 | $\Gamma=$ 1,224 | $\phi_1=$ 0,3323 | | | | |
| opis potresa | | | procijenjene vrijednosti | | | | razina oštećenja preko točke | EC8 |
| naziv | a_g | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,941 | 27,643 | 9,185 | 0,388 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 1,072 | 25,326 | 8,415 | 0,355 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 1,153 | 24,822 | 8,248 | 0,348 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 2,562 | 10,034 | 3,334 | 0,141 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 1,317 | 33,130 | 11,009 | 0,464 | G2 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 1,844 | 13,147 | 4,368 | 0,184 | G1 | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,941 | 42,919 | 14,261 | 0,602 | G2 | |
| PROSJEK | | | | 25,289 | | 0,355 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 1,317 | 39,941 | 13,271 | 0,560 | G2 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,854 | 56,983 | 18,934 | 0,799 | G3,G4 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 1,072 | 58,115 | 19,310 | 0,815 | G3,G4 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,795 | 69,349 | 23,043 | 0,972 | G3,G4 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 2,305 | 21,982 | 7,304 | 0,308 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 1,708 | 36,775 | 12,219 | 0,516 | G2 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,795 | 66,682 | 22,157 | 0,935 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 49,975 | | 0,701 | G3,G4 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 1,281 | 90,115 | 29,943 | 1,263 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 2,305 | 50,379 | 16,740 | 0,706 | G3,G4 | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 1,537 | 49,853 | 16,565 | 0,699 | G3,G4 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,768 | 74,926 | 24,896 | 1,050 | G3,G4 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,649 | 76,381 | 25,380 | 1,071 | G3,G4 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 1,098 | 69,574 | 23,118 | 0,975 | G3,G4 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 104,266 | 34,645 | 1,462 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 73,642 | | 1,032 | G3,G4 | |

Tablica A.22. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja četveroetažne građevine, $d_{wA}=4\%$

| postotak ziđa= 4,00% | | Fa= 3,75 | T= 0,290604 | Tef= 0,4109758 | | | | |
|-----------------------------|----------|--------------------------|-------------------------|----------------------------|---------|--------------|------------------------------|----------------------------------|
| broj etaža | 4 | $\omega_1=$ 21,61 | $\Gamma=$ 1,224 | $\varphi_1=$ 0,3321 | | | | |
| opis potresa | | | procjenjene vrijednosti | | | | razina oštećenja preko točke | EC8 |
| naziv | a_g | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,839 | 21,957 | 7,291 | 0,308 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,956 | 21,572 | 7,164 | 0,302 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 1,027 | 22,120 | 7,346 | 0,310 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 2,283 | 8,942 | 2,969 | 0,125 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 1,174 | 29,525 | 9,805 | 0,414 | G1 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 1,644 | 11,716 | 3,891 | 0,164 | nema | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,839 | 34,091 | 11,321 | 0,478 | G2 | |
| PROSJEK | | | | 21,418 | | 0,300 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 1,174 | 35,594 | 11,820 | 0,499 | G2 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,761 | 45,262 | 15,031 | 0,634 | G3,G4 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,956 | 49,500 | 16,438 | 0,694 | G3,G4 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,709 | 55,085 | 18,293 | 0,772 | G3,G4 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 2,055 | 19,590 | 6,505 | 0,274 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 1,522 | 32,773 | 10,883 | 0,459 | G1 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,709 | 52,966 | 17,589 | 0,742 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 41,539 | | 0,582 | G2 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 1,142 | 80,308 | 26,669 | 1,125 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 2,055 | 44,897 | 14,909 | 0,629 | G2 | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 1,370 | 44,428 | 14,754 | 0,623 | G2 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,685 | 59,515 | 19,764 | 0,834 | G3,G4 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,579 | 60,671 | 20,147 | 0,850 | G3,G4 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,979 | 60,671 | 20,147 | 0,850 | G3,G4 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 82,820 | 27,503 | 1,160 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 61,901 | | 0,867 | G3,G4 | |

Tablica A.23. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja četveroetažne građevine, $d_{wA}=5\%$

| postotak ziđa= 5,00% | | Fa= 3,75 | T= 0,267295 | Tef= 0,3780116 | | | | |
|-----------------------------|----------|--------------------------|--------------------------|----------------------------|---------|--------------|---------------------------------------|-----|
| broj etaža | 4 | $\omega_1=$ 23,49 | $\Gamma=$ 1,224 | $\varphi_1=$ 0,3319 | | | | |
| opis potresa | | | procijenjene vrijednosti | | | | | EC8 |
| naziv | a_g | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,771 | 18,574 | 6,164 | 0,260 | G1 | |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,879 | 18,248 | 6,056 | 0,256 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,945 | 19,225 | 6,381 | 0,269 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 2,100 | 8,224 | 2,729 | 0,115 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 1,080 | 27,154 | 9,012 | 0,380 | G1 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 1,512 | 10,775 | 3,576 | 0,151 | nema | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,771 | 28,838 | 9,571 | 0,404 | G1 | |
| PROSJEK | | | | 18,720 | | 0,262 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 1,080 | 32,735 | 10,865 | 0,458 | G1 | |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,700 | 38,288 | 12,707 | 0,536 | G2 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,879 | 41,872 | 13,897 | 0,586 | G2 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,652 | 46,597 | 15,465 | 0,653 | G3,G4 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 1,890 | 18,016 | 5,979 | 0,252 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 1,400 | 30,141 | 10,003 | 0,422 | G1 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,652 | 44,805 | 14,870 | 0,627 | G2 | |
| PROSJEK | | | | 36,065 | | 0,505 | G2 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 1,050 | 73,858 | 24,513 | 1,034 | G3,G4 | |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 1,890 | 41,291 | 13,704 | 0,578 | G2 | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 1,260 | 40,860 | 13,561 | 0,572 | G2 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,630 | 50,344 | 16,709 | 0,705 | G3,G4 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,532 | 51,322 | 17,033 | 0,719 | G3,G4 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,900 | 51,322 | 17,033 | 0,719 | G3,G4 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 70,059 | 23,252 | 0,981 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 54,151 | | 0,758 | G3,G4 | |

tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$

Tablica A.24. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja četveroetažne građevine, $d_{wA}=6\%$

| postotak ziđa= 6,00% | | $F_a=$ 3,75 | $T=$ 0,250201 | $T_{ef}=$ 0,3538379 | | | | |
|-----------------------------|---------------|--------------------------|--------------------------|----------------------------|---------|--------------|---------------------------------------|----------------------------------|
| broj etaža | 4 | $\omega_1=$ 25,10 | $\Gamma=$ 1,223 | $\varphi_1=$ 0,3320 | | | | |
| opis potresa | | | procijenjene vrijednosti | | | | | EC8 |
| naziv | a_g (MW) | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,722 | 16,268 | 5,401 | 0,228 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,823 | 15,982 | 5,306 | 0,224 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 0,885 | 16,839 | 5,590 | 0,236 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 1,966 | 7,695 | 2,555 | 0,108 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 1,011 | 25,407 | 8,435 | 0,356 | G1 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 1,415 | 10,082 | 3,347 | 0,141 | nema | |
| Campano Cucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,722 | 25,258 | 8,385 | 0,354 | G1 | |
| PROSJEK | | | | 16,790 | | 0,235 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 1,011 | 30,630 | 10,169 | 0,429 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,655 | 33,535 | 11,133 | 0,470 | G2 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,823 | 36,674 | 12,175 | 0,514 | G2 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,610 | 40,812 | 13,549 | 0,572 | G2 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 1,769 | 16,858 | 5,596 | 0,236 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 1,311 | 28,202 | 9,363 | 0,395 | G1 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,610 | 39,243 | 13,028 | 0,550 | G2 | |
| PROSJEK | | | | 32,279 | | 0,452 | G1 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 0,983 | 67,925 | 22,550 | 0,951 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 1,769 | 38,635 | 12,826 | 0,541 | G2 | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 1,179 | 38,232 | 12,692 | 0,536 | G2 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,590 | 44,094 | 14,639 | 0,618 | G2 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,498 | 44,951 | 14,923 | 0,630 | G2 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 0,842 | 44,951 | 14,923 | 0,630 | G2 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 61,361 | 20,371 | 0,860 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 48,593 | | 0,681 | G2 | |

Tablica A.25. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja petetažne građevine, $d_{WA}=2\%$

| postotak ziđa= 2,00% | | $F_a=$ 3,75 | $T=$ 0,467305 | $T_{ef}=$ 0,6608696 | | | | |
|-----------------------------|---------------|--------------------------|--------------------------|----------------------------|---------|--------------|---------------------------------------|----------------------------------|
| broj etaža 5 | | $\omega_1=$ 13,44 | $\Gamma=$ 1,239 | $\varphi_1=$ 0,2737 | | | | |
| opis potresa | | | procijenjene vrijednosti | | | | | EC8 |
| naziv | a_g (MW) | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 1,349 | 42,612 | 11,664 | 0,492 | G2 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 1,537 | 36,738 | 10,056 | 0,424 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 1,652 | 36,006 | 9,856 | 0,416 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 3,671 | 14,555 | 3,984 | 0,168 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 1,888 | 48,059 | 13,155 | 0,555 | G2 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 2,643 | 19,071 | 5,220 | 0,220 | G1 | |
| Campano Cucano_y | 0,177 | 0,49 | 1,349 | 66,161 | 18,110 | 0,764 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 37,601 | | 0,434 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 1,888 | 57,938 | 15,859 | 0,669 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 1,224 | 96,805 | 26,497 | 1,118 | G3,G4 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 1,537 | 84,302 | 23,075 | 0,974 | G3,G4 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 1,139 | 126,540 | 34,637 | 1,461 | G3,G4 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 3,304 | 31,887 | 8,728 | 0,368 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 2,448 | 53,346 | 14,602 | 0,616 | G2 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 1,139 | 121,673 | 33,304 | 1,405 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 81,784 | | 0,945 | G3,G4 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 1,836 | 130,721 | 35,781 | 1,510 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 3,304 | 73,080 | 20,004 | 0,844 | G3,G4 | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 2,203 | 72,317 | 19,795 | 0,835 | G3,G4 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 1,101 | 141,431 | 38,713 | 1,633 | G3,G4 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,931 | 158,804 | 43,468 | 1,834 | G3,G4 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 1,573 | 100,924 | 27,625 | 1,166 | G3,G4 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 216,780 | 59,337 | 2,504 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 127,722 | | 1,475 | G3,G4 | |

Tablica A.26. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja petetažne građevine, $d_{wA}=2,46\%$

| postotak ziđa= 2,46% | | $F_a=$ 3,75 | $T=$ 0,4273 | $T_{ef}=$ 0,6042933 | | | | |
|-----------------------------|---------------|--------------------------|-------------------------|----------------------------|---------|--------------|---------------------------------------|-----|
| broj etaža | 5 | $\omega_1=$ 14,70 | $\Gamma=$ 1,238 | $\varphi_1=$ 0,2735 | | | | |
| opis potresa | | | procjenjene vrijednosti | | | | | EC8 |
| naziv | a_g (MW) | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 1,233 | 38,951 | 10,654 | 0,450 | G1 | |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 1,405 | 33,581 | 9,185 | 0,388 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 1,511 | 32,912 | 9,002 | 0,380 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 3,357 | 13,304 | 3,639 | 0,154 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 1,727 | 43,929 | 12,016 | 0,507 | G2 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 2,417 | 17,432 | 4,768 | 0,201 | G1 | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 1,233 | 60,476 | 16,541 | 0,698 | G2 | |
| PROSJEK | | | | 34,369 | | 0,397 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 1,727 | 52,959 | 14,485 | 0,611 | G2 | |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 1,119 | 88,486 | 24,203 | 1,021 | G3,G4 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 1,405 | 77,058 | 21,077 | 0,889 | G3,G4 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 1,042 | 115,666 | 31,637 | 1,335 | G3,G4 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 3,021 | 29,147 | 7,972 | 0,336 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 2,238 | 48,761 | 13,337 | 0,563 | G2 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 1,042 | 111,218 | 30,420 | 1,284 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 74,756 | | 0,863 | G3,G4 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 1,679 | 119,488 | 32,682 | 1,379 | G3,G4 | |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 3,021 | 66,800 | 18,271 | 0,771 | G3,G4 | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 2,014 | 66,103 | 18,081 | 0,763 | G3,G4 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 1,007 | 129,278 | 35,360 | 1,492 | G3,G4 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,851 | 132,731 | 36,305 | 1,532 | G3,G4 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 1,439 | 92,251 | 25,233 | 1,065 | G3,G4 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 181,188 | 49,559 | 2,091 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 112,548 | | 1,299 | G3,G4 | |

tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$

Tablica A.27. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja petetažne građevine, $d_{WA}=3\%$

| broj etaža | | 5 | | $\omega_1= 15,94$ | | $\Gamma= 1,239$ | | $\varphi_1= 0,2732$ | |
|-----------------------------|-------|----------------|--------------------------|-------------------|---------|-----------------|---------------------------------------|----------------------------------|--|
| postotak ziđa= | | 3,00% | | $F_a= 3,75$ | | $T= 0,394042$ | | $T_{ef}= 0,5572599$ | |
| opis potresa | | | procijenjene vrijednosti | | | | | EC8 | |
| naziv | a_g | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 1,137 | 35,930 | 9,818 | 0,414 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ | |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 1,296 | 30,978 | 8,465 | 0,357 | G1 | | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 1,393 | 30,360 | 8,296 | 0,350 | G1 | | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 3,096 | 12,273 | 3,353 | 0,141 | nema | | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 1,592 | 40,523 | 11,073 | 0,467 | G2 | | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 2,229 | 16,081 | 4,394 | 0,185 | G1 | | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 1,137 | 55,787 | 15,244 | 0,643 | G3,G4 | | |
| PROSJEK | | | | 31,704 | | 0,366 | G1 | | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 1,592 | 48,853 | 13,349 | 0,563 | G2 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ | |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 1,032 | 81,625 | 22,304 | 0,941 | G3,G4 | | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 1,296 | 71,082 | 19,423 | 0,820 | G3,G4 | | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,961 | 102,514 | 28,012 | 1,182 | G3,G4 | | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 2,786 | 26,887 | 7,347 | 0,310 | G1 | | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 2,064 | 44,981 | 12,291 | 0,519 | G2 | | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,961 | 98,572 | 26,935 | 1,136 | G3,G4 | | |
| PROSJEK | | | | 67,788 | | 0,782 | G3,G4 | | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 1,548 | 110,223 | 30,118 | 1,271 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ | |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 2,786 | 61,621 | 16,838 | 0,710 | G3,G4 | | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 1,858 | 60,977 | 16,662 | 0,703 | G3,G4 | | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,929 | 110,759 | 30,265 | 1,277 | G3,G4 | | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,785 | 112,909 | 30,852 | 1,302 | G3,G4 | | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 1,327 | 85,098 | 23,253 | 0,981 | G3,G4 | | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 154,130 | 42,116 | 1,777 | G3,G4 | | |
| PROSJEK | | | | 99,388 | | 1,146 | G3,G4 | | |

Tablica A.28. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja petetažne građevine, $d_{WA}=4\%$

| postotak ziđa= 4,00% | | $F_a=$ 3,75 | $T=$ 0,351063 | $T_{ef}=$ 0,4964776 | | | | |
|-----------------------------|----------|--------------------------|--------------------------|----------------------------|---------|--------------|---------------------------------------|----------------------------------|
| broj etaža | 5 | $\omega_1=$ 17,89 | $\Gamma=$ 1,238 | $\varphi_1=$ 0,2734 | | | | |
| opis potresa | | | procijenjene vrijednosti | | | | | EC8 |
| naziv | a_g | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax(1) | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 1,013 | 31,996 | 8,749 | 0,369 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 1,155 | 27,586 | 7,543 | 0,318 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 1,241 | 27,036 | 7,392 | 0,312 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 2,758 | 10,929 | 2,988 | 0,126 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 1,419 | 36,086 | 9,867 | 0,416 | G1 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 1,986 | 14,320 | 3,915 | 0,165 | nema | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 1,013 | 49,678 | 13,583 | 0,573 | G2 | |
| PROSJEK | | | | 28,233 | | 0,326 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 1,419 | 43,504 | 11,895 | 0,502 | G2 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,919 | 66,829 | 18,273 | 0,771 | G3,G4 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 1,155 | 63,299 | 17,308 | 0,730 | G2 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,856 | 81,332 | 22,238 | 0,938 | G5 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 2,482 | 23,943 | 6,547 | 0,276 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 1,839 | 40,055 | 10,952 | 0,462 | G2 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,856 | 78,204 | 21,383 | 0,902 | G5 | |
| PROSJEK | | | | 56,738 | | 0,655 | G2 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 1,379 | 98,154 | 26,838 | 1,132 | G5 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 2,482 | 54,874 | 15,004 | 0,633 | G2 | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 1,655 | 54,301 | 14,847 | 0,626 | G2 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,827 | 87,873 | 24,027 | 1,014 | G5 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,699 | 89,579 | 24,493 | 1,033 | G5 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 1,182 | 75,780 | 20,720 | 0,874 | G5 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 122,283 | 33,435 | 1,411 | G5 | |
| PROSJEK | | | | 83,263 | | 0,961 | G5 | |

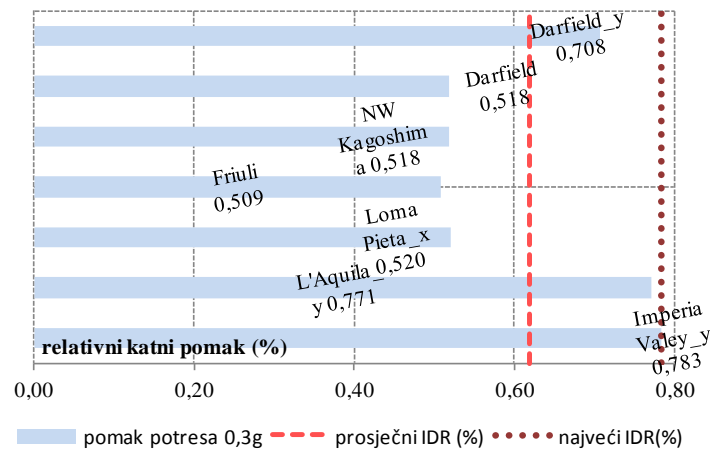
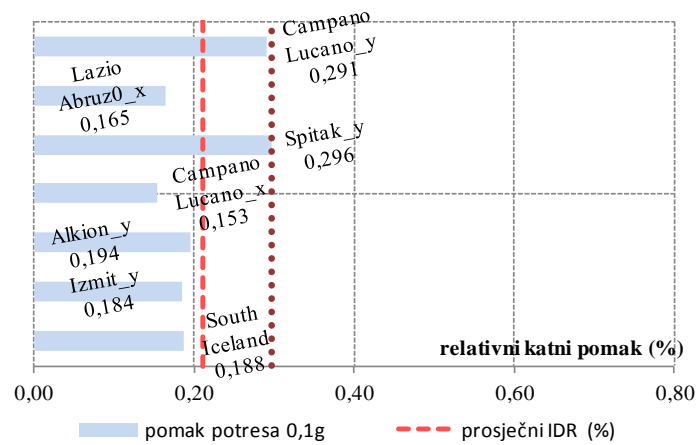
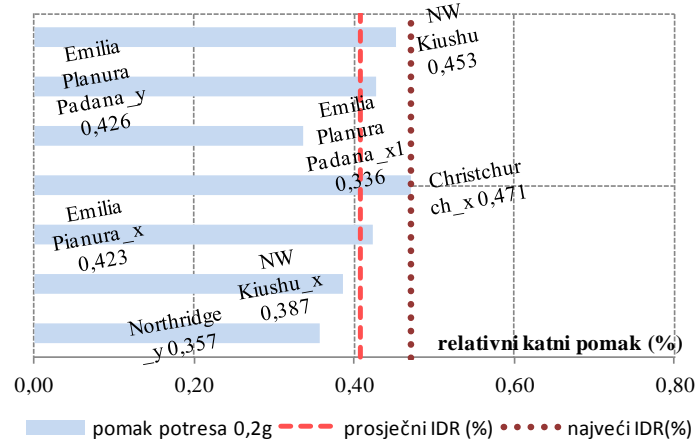
Tablica A.29. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja petetažne građevine, $d_{wA}=5\%$

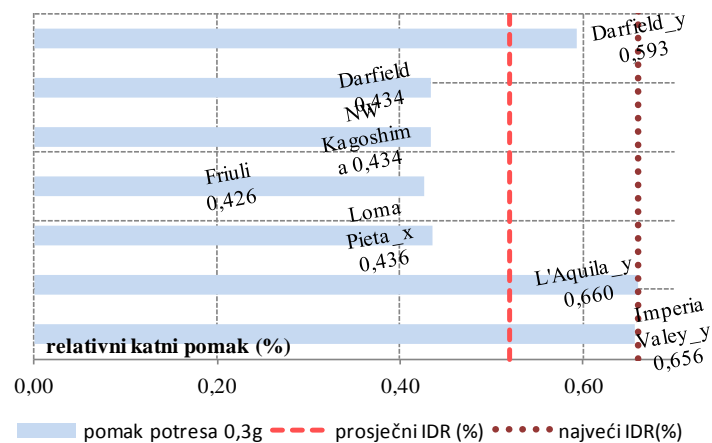
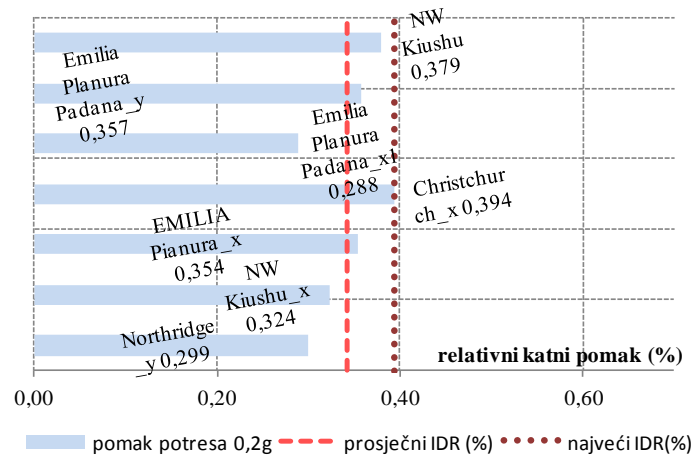
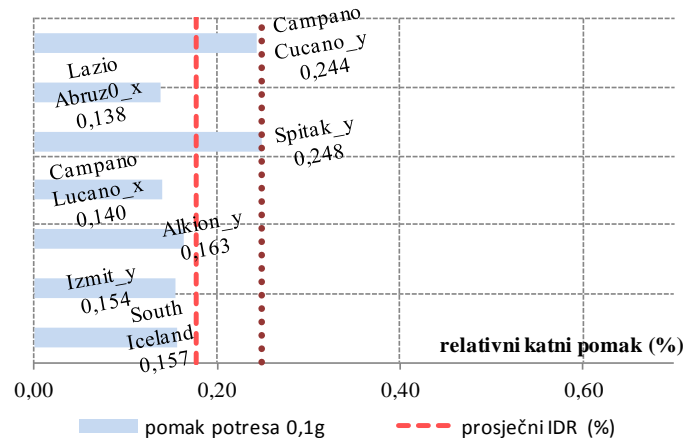
| postotak ziđa= 5,00% | | $F_a=$ 3,75 | $T=$ 0,322582 | $T_{ef}=$ 0,4561997 | | | | |
|-----------------------------|---------------|--------------------------|--------------------------|-------------------------|-------------|--------------|---------------------------------------|----------------------------------|
| broj etaža | 5 | $\omega_1=$ 19,47 | $\Gamma=$ 1,238 | $\phi_1=$ 0,2733 | | | | |
| opis potresa | | | procijenjene vrijednosti | | | | | EC8 |
| naziv | a_g (MW) | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax (1) | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,931 | 27,368 | 7,479 | 0,316 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 1,061 | 25,344 | 6,926 | 0,292 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 1,140 | 24,838 | 6,788 | 0,286 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 2,534 | 10,041 | 2,744 | 0,116 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 1,303 | 33,153 | 9,060 | 0,382 | G1 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 1,825 | 13,156 | 3,595 | 0,152 | nema | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,931 | 42,492 | 11,612 | 0,490 | G2 | |
| PROSJEK | | | | 25,199 | | 0,291 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 1,303 | 39,968 | 10,923 | 0,461 | G2 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,845 | 56,416 | 15,418 | 0,651 | G3,G4 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 1,061 | 58,154 | 15,893 | 0,671 | G3,G4 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,787 | 68,660 | 18,764 | 0,792 | G3,G4 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 2,281 | 21,997 | 6,011 | 0,254 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 1,690 | 36,800 | 10,057 | 0,424 | G1 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,787 | 66,019 | 18,042 | 0,761 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 49,716 | | 0,573 | G2 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 1,267 | 90,176 | 24,644 | 1,040 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 2,281 | 50,414 | 13,777 | 0,581 | G2 | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 1,521 | 49,887 | 13,633 | 0,575 | G2 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,760 | 74,181 | 20,273 | 0,855 | G3,G4 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,643 | 75,622 | 20,666 | 0,872 | G3,G4 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 1,086 | 69,621 | 19,026 | 0,803 | G3,G4 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 103,230 | 28,211 | 1,190 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 73,304 | | 0,845 | G3,G4 | |

Tablica A.30. Veličine procijenjenih pomaka i stupnja oštećenja petetažne građevine, $d_{wA}=6\%$

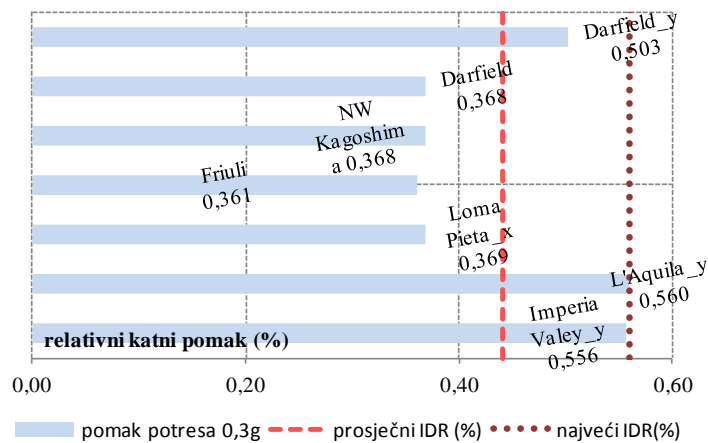
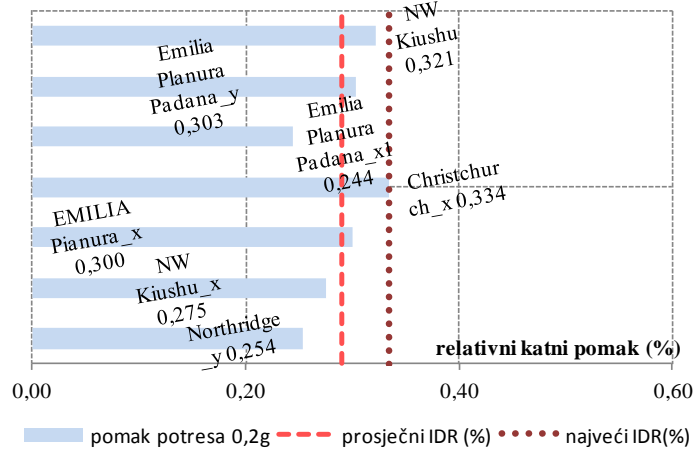
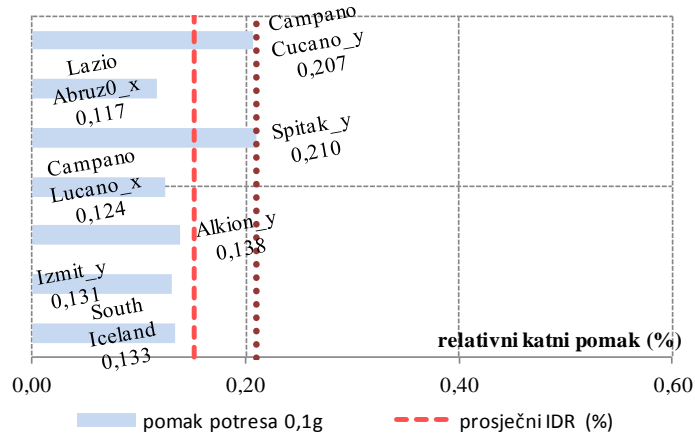
| postotak ziđa= 6,00% | | Fa= 3,75 | | T= 0,302147 | | Tef= 0,4272999 | | |
|-----------------------------|---------------|--------------------------|--------------------------|------------------------|-------------|----------------------------|---------------------------------------|----------------------------------|
| broj etaža 5 | | $\omega_1=$ 20,78 | | $\Gamma=$ 1,238 | | $\varphi_1=$ 0,2730 | | |
| opis potresa | | | procijenjene vrijednosti | | | | | EC8 |
| naziv | a_g (MW) | T_g (sek) | TR (sek) | Dmax | Dmax (1) | IDR (%) | razina oštećenja preko točke | |
| South Iceland | 0,114 | 0,49 | 0,872 | 24,013 | 6,556 | 0,277 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,1g$ |
| Izmit_y | 0,112 | 0,43 | 0,994 | 23,591 | 6,441 | 0,272 | G1 | |
| Alkion_y | 0,118 | 0,4 | 1,068 | 23,267 | 6,352 | 0,268 | G1 | |
| Campano Lucano_x | 0,106 | 0,18 | 2,374 | 9,406 | 2,568 | 0,108 | nema | |
| Spitak_y | 0,18 | 0,35 | 1,221 | 31,056 | 8,479 | 0,358 | G1 | |
| Lazio Abruz0_x | 0,1 | 0,25 | 1,709 | 12,324 | 3,364 | 0,142 | nema | |
| Campano lucano_y | 0,177 | 0,49 | 0,872 | 37,283 | 10,179 | 0,429 | G1 | |
| PROSJEK | | | | 22,991 | | 0,265 | G1 | |
| Northridge_y | 0,217 | 0,35 | 1,221 | 37,440 | 10,221 | 0,431 | G1 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,2g$ |
| NW Kiushu_x | 0,235 | 0,54 | 0,791 | 49,500 | 13,514 | 0,570 | G2 | |
| EMILIA Pianura_x | 0,257 | 0,43 | 0,994 | 54,134 | 14,779 | 0,624 | G2 | |
| Christchurch_x | 0,286 | 0,58 | 0,737 | 60,243 | 16,447 | 0,694 | G3,G4 | |
| Emilia Planura Padana_x1 | 0,209 | 0,2 | 2,136 | 20,605 | 5,625 | 0,237 | G1 | |
| Emilia Planura Padana_y | 0,259 | 0,27 | 1,583 | 34,472 | 9,411 | 0,397 | G1 | |
| NW Kiushu | 0,275 | 0,58 | 0,737 | 57,926 | 15,814 | 0,667 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 44,903 | | 0,517 | G2 | |
| Imperia Valey_y | 0,476 | 0,36 | 1,187 | 84,472 | 23,062 | 0,973 | G3,G4 | tip 1, 2% prigušenja, $a_g=0,3g$ |
| L'Aquila_y | 0,479 | 0,2 | 2,136 | 47,225 | 12,893 | 0,544 | G2 | |
| Loma Pieta_x | 0,316 | 0,3 | 1,424 | 46,732 | 12,758 | 0,538 | G2 | |
| Friuli | 0,309 | 0,6 | 0,712 | 65,087 | 17,769 | 0,750 | G3,G4 | |
| NW Kagoshima | 0,315 | 0,71 | 0,602 | 66,351 | 18,114 | 0,764 | G3,G4 | |
| Darfield | 0,315 | 0,42 | 1,017 | 65,218 | 17,805 | 0,751 | G3,G4 | |
| Darfield_y | 0,43 | 0,27 | 0,533 | 90,574 | 24,727 | 1,043 | G3,G4 | |
| PROSJEK | | | | 66,523 | | 0,766 | G3,G4 | |

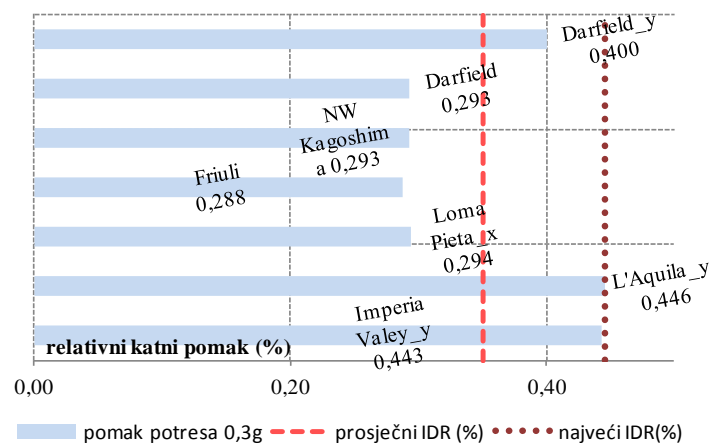
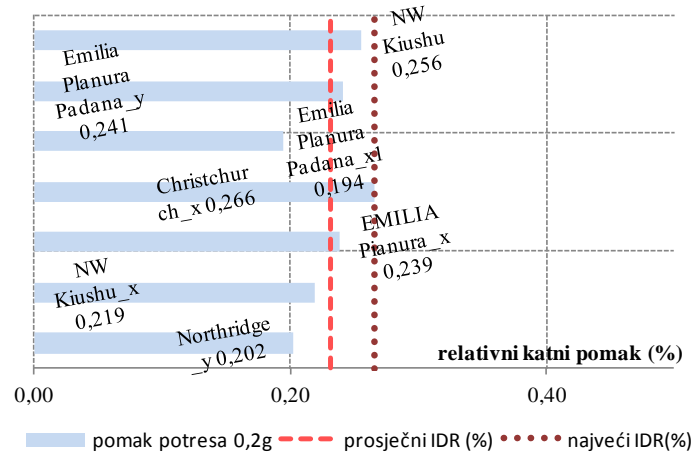
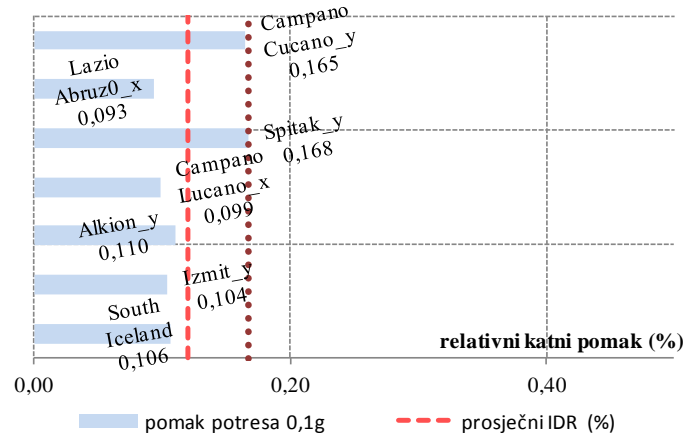
Slika A1. Procijenjeni pomaci jednoetažne građevine gustoće žiđa $d_{wA}=2\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g

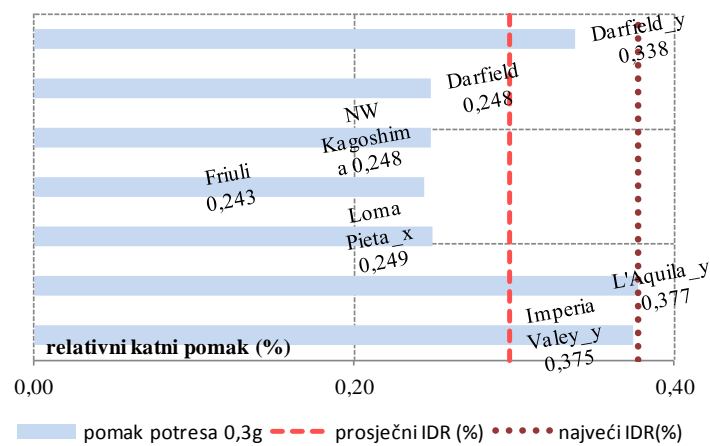
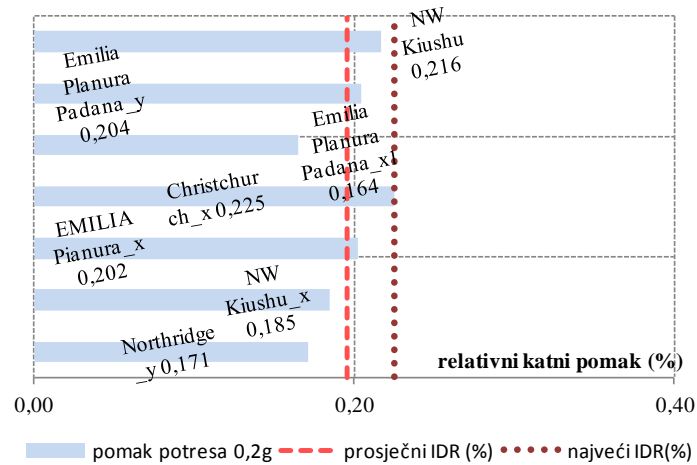
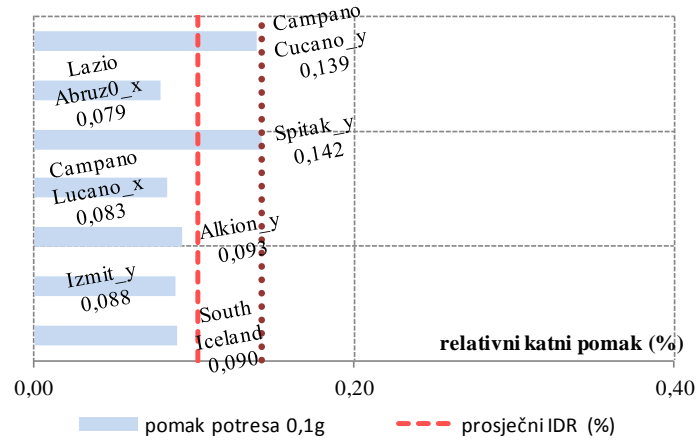


Slika A2. Procijenjeni pomaci jednoetažne građevine gustoće žiđa $d_{wA}=2,46\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g

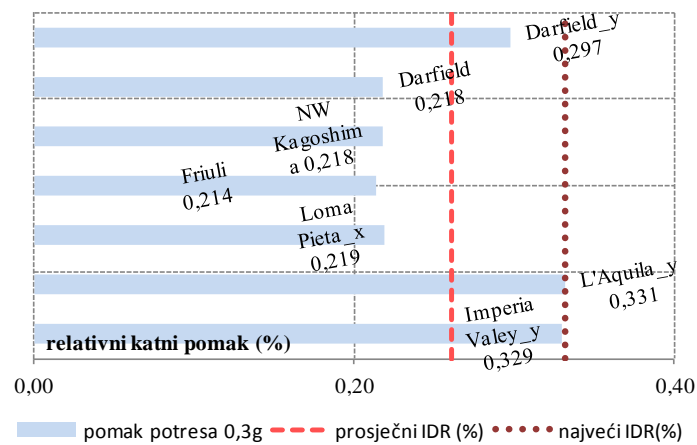
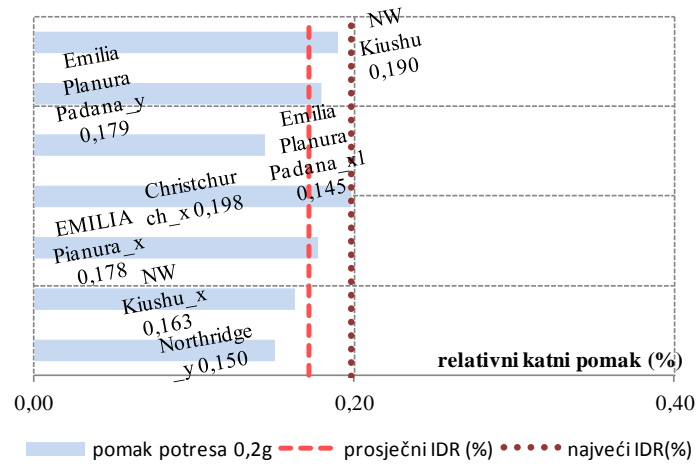
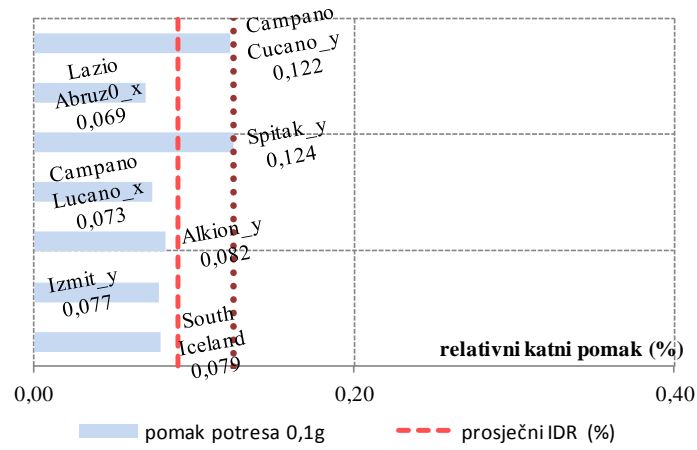
Slika A3. Procijenjeni pomaci jednoetažne građevine gustoće žida $d_{wA}=3\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g



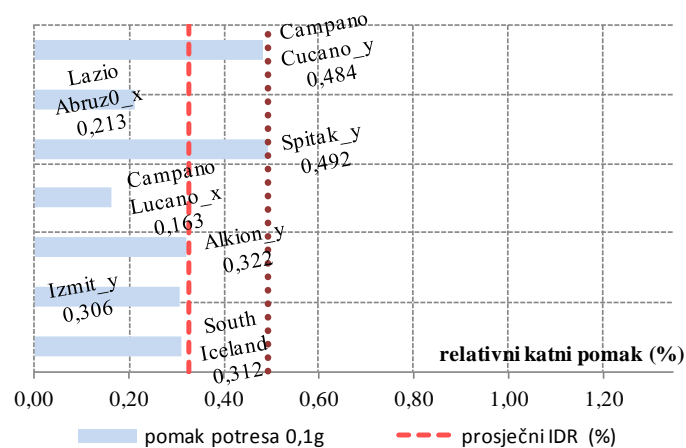
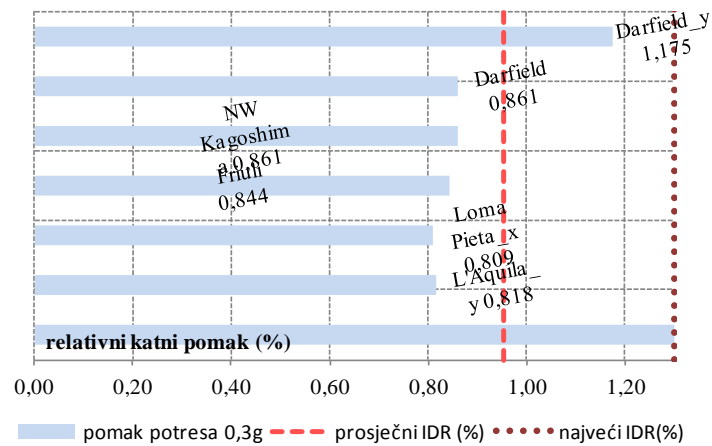
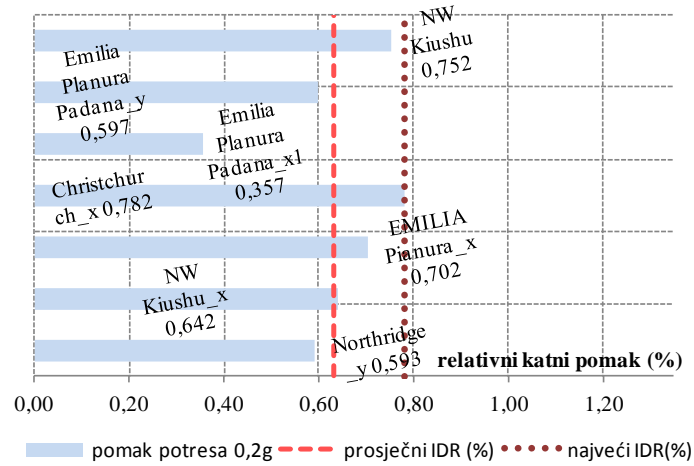
Slika A4. Procijenjeni pomaci jednoetažne građevine gustoće žida $d_{wA}=4\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g

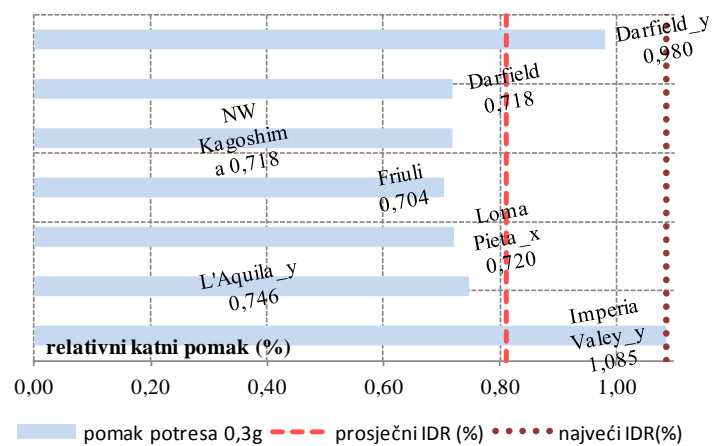
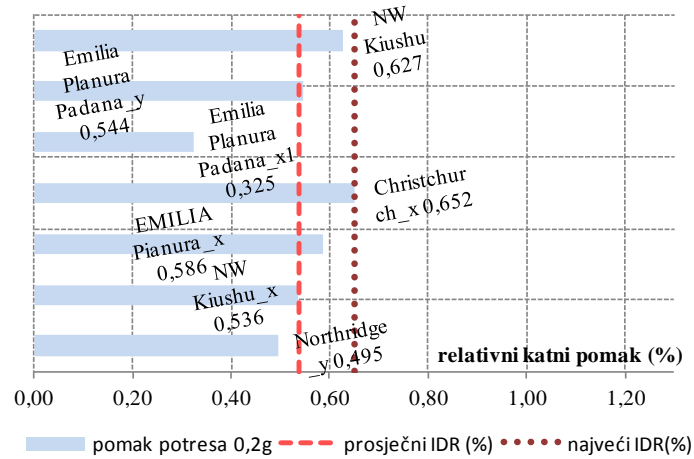
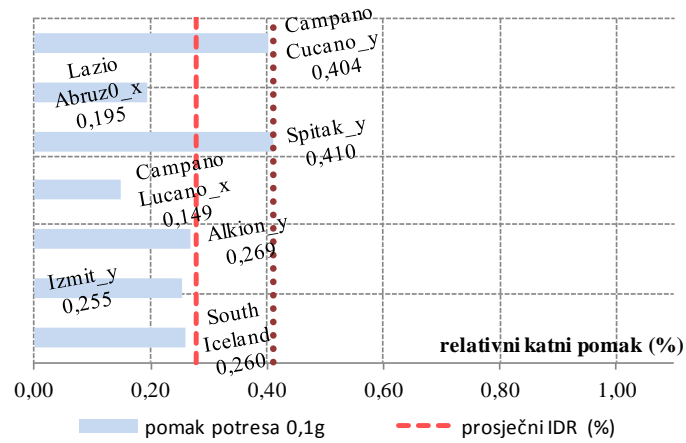
Slika A5. Procijenjeni pomaci jednoetažne građevine gustoće žida $d_{wA}=5\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g

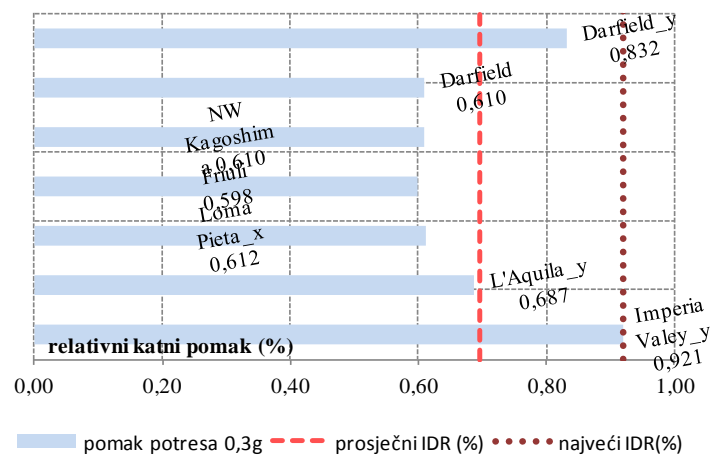
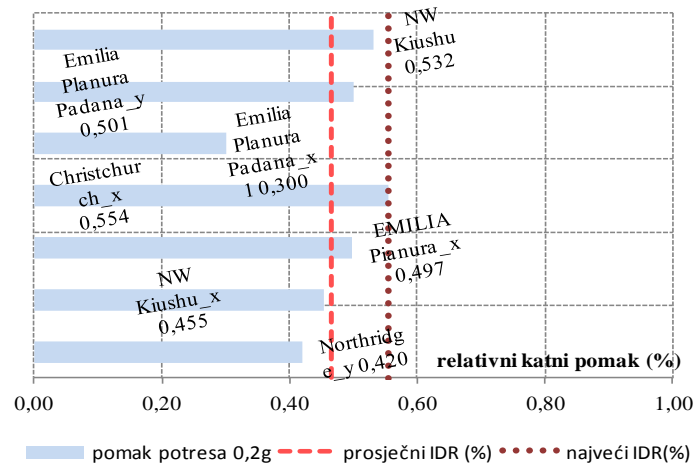
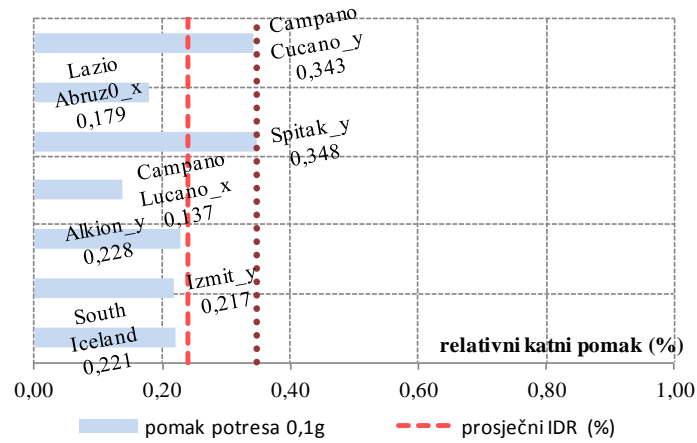
Slika A6. Procijenjeni pomaci jednoetažne građevine gustoće žiđa $d_{wA}=6\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g



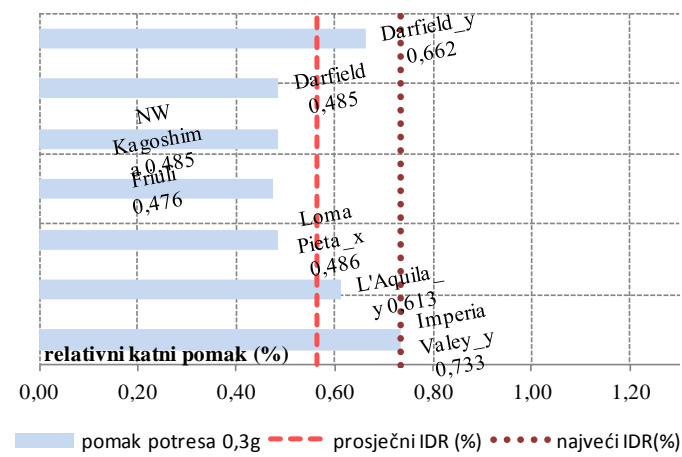
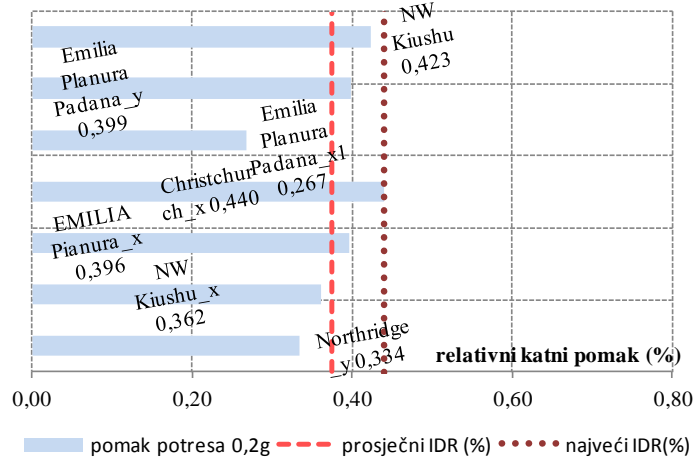
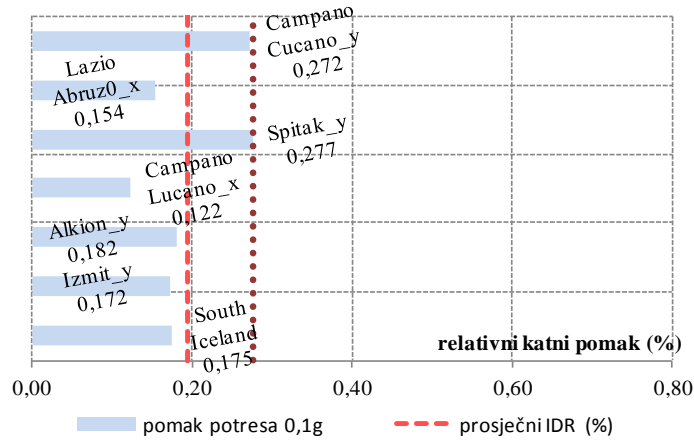
Slika A7. Procijenjeni pomaci dvoetažne građevine gustoće ziđa $d_{wA}=2\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g



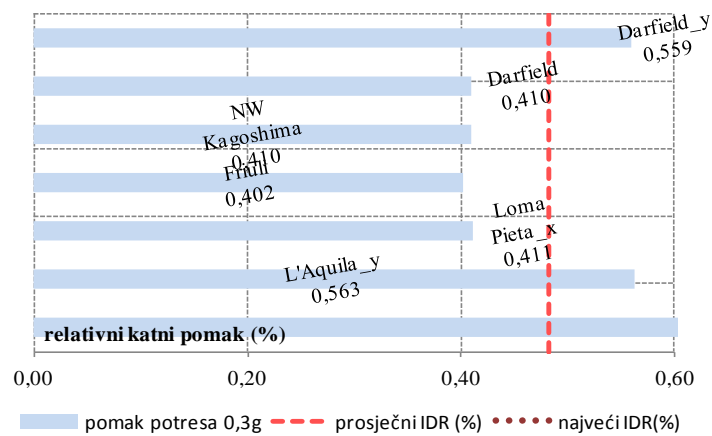
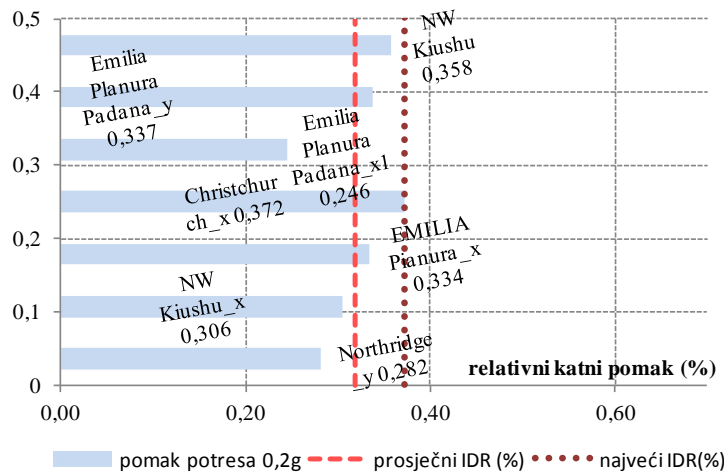
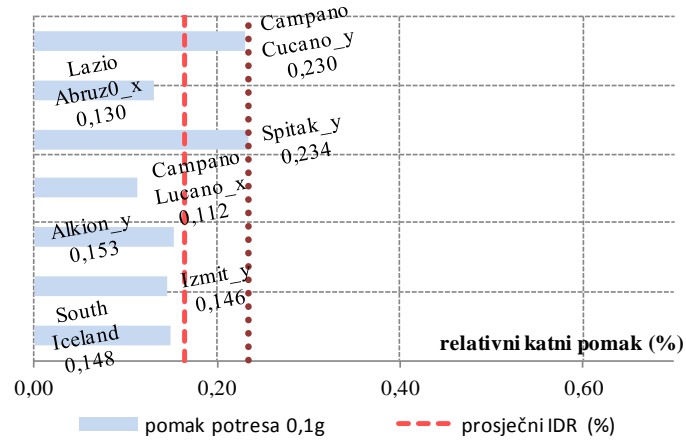
Slika A8. Procijenjeni pomaci dvoetažne građevine gustoće žiđa $d_{wA}=2,46\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g

Slika A9. Procijenjeni pomaci dvoetažne građevine gustoće žida $d_{wA}=3\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g

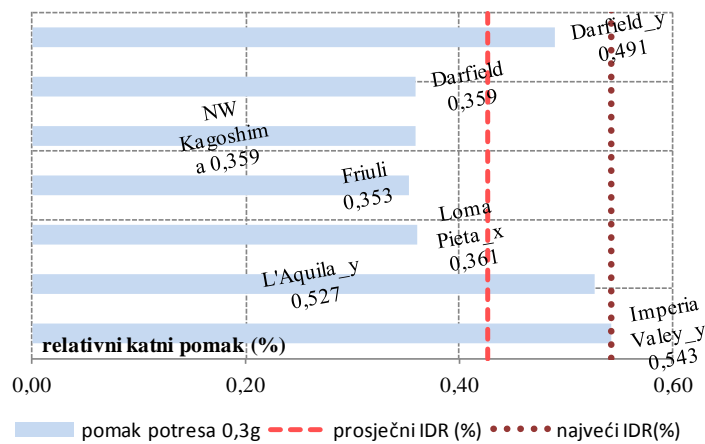
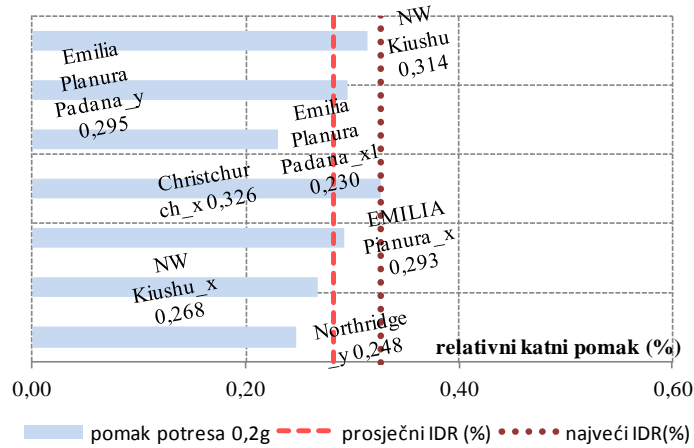
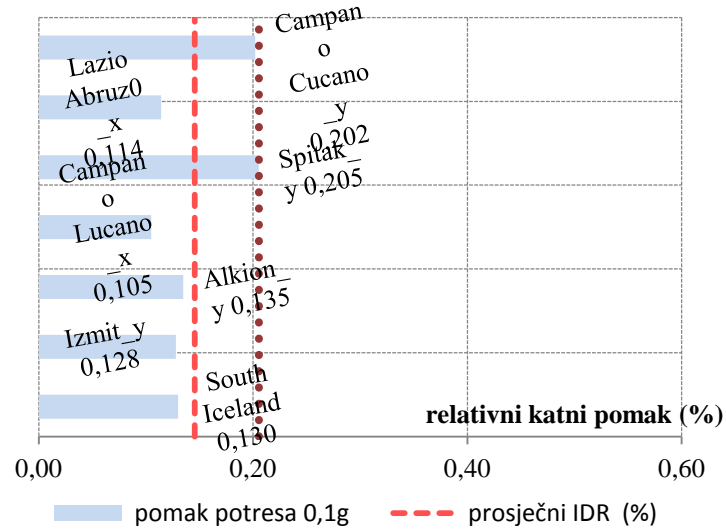
Slika A10. Procijenjeni pomaci dvoetažne građevine gustoće žiđa $d_{wA}=4\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g



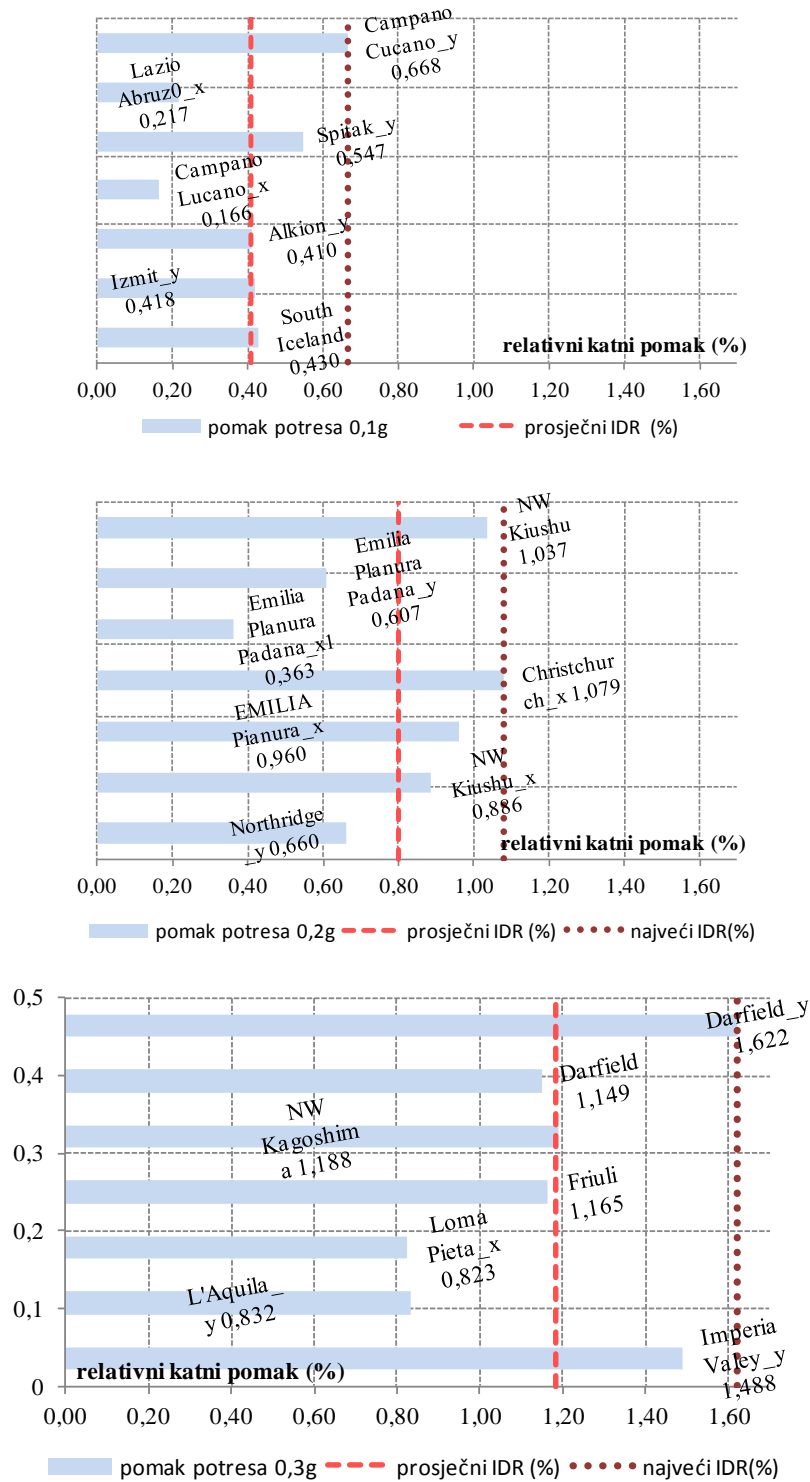
Slika A11. Procijenjeni pomaci dvoetažne građevine gustoće žiđa $d_{wA}=5\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g

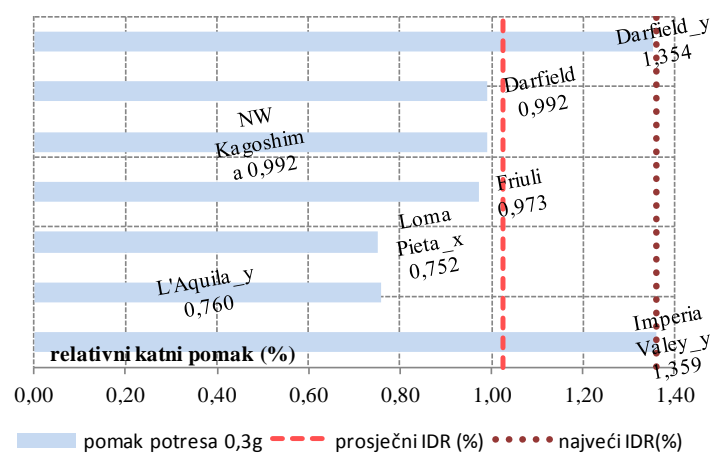
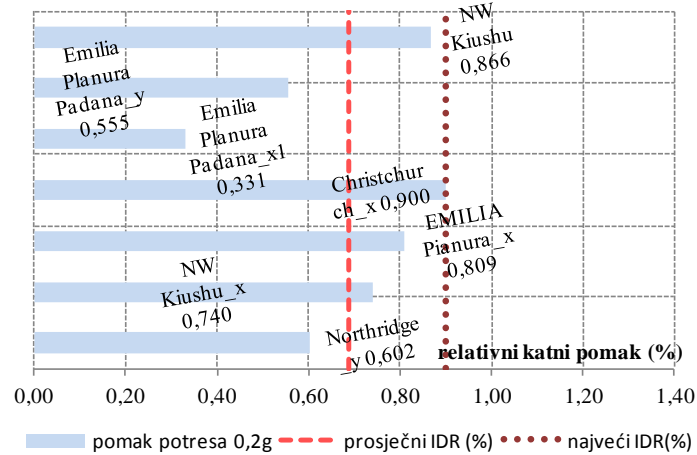
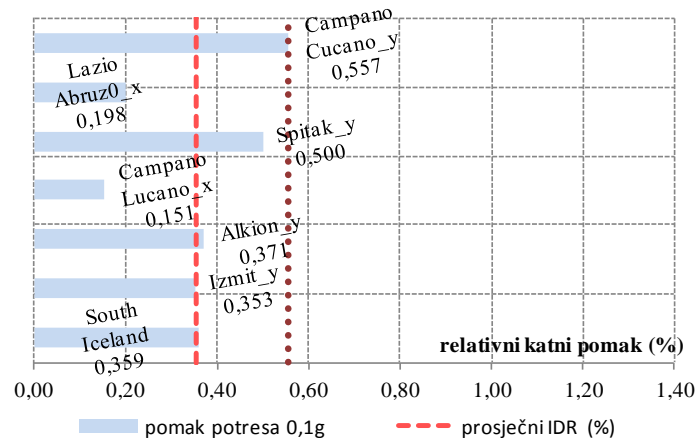


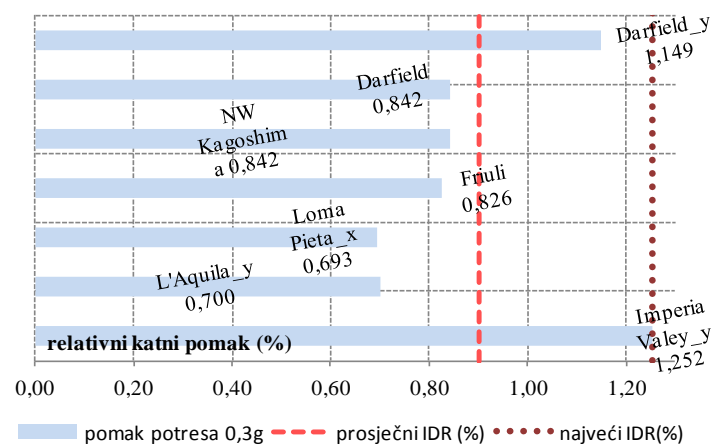
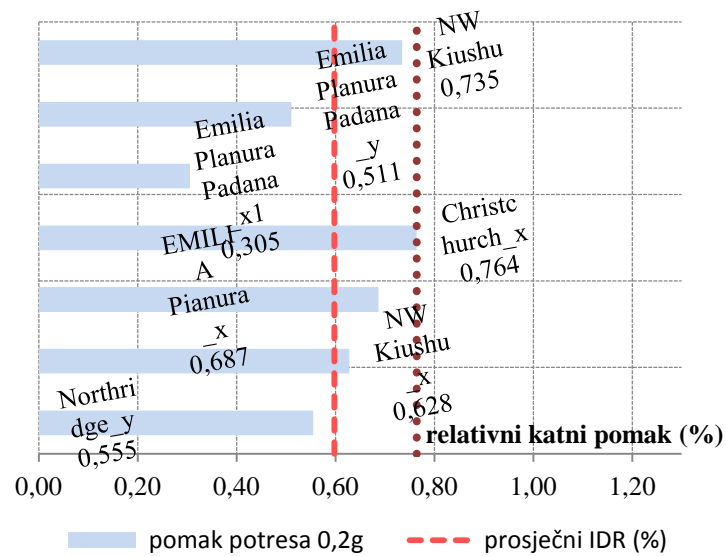
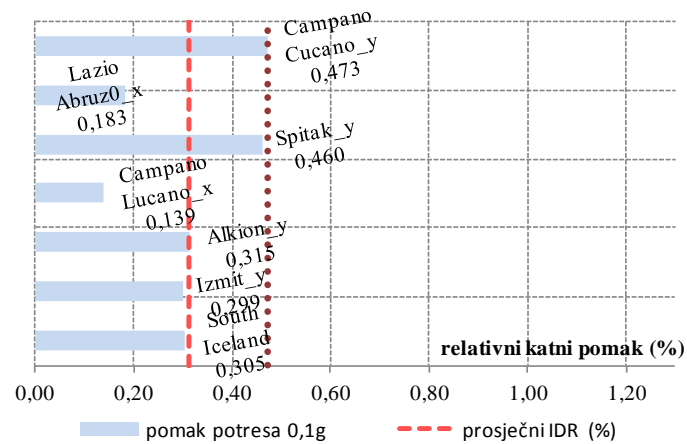
Slika A12. Procijenjeni pomaci dvoetažne građevine gustoće ziđa $d_{WA}=6\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g



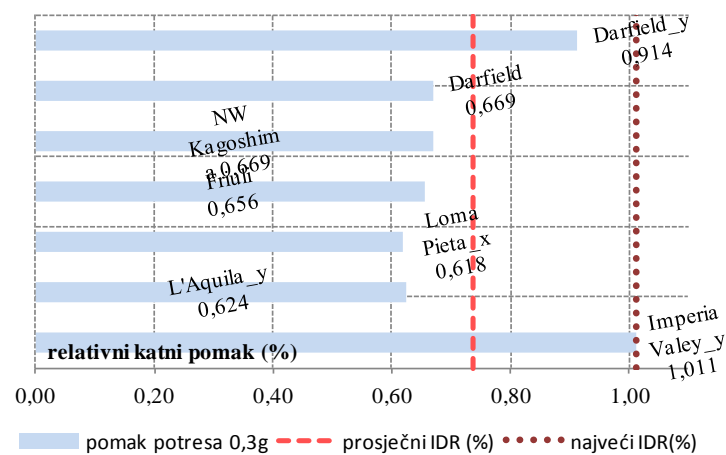
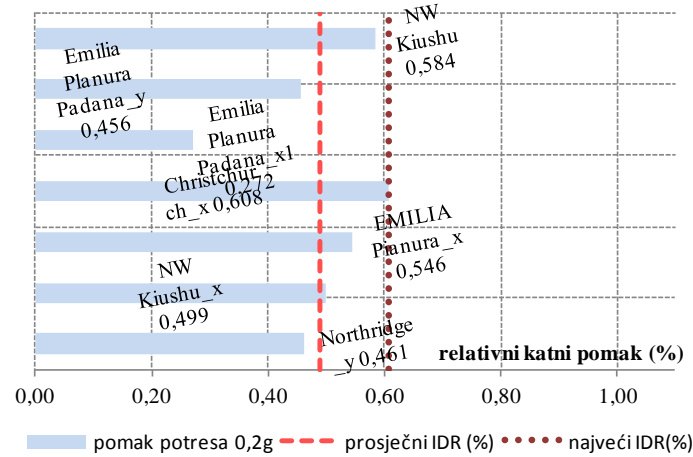
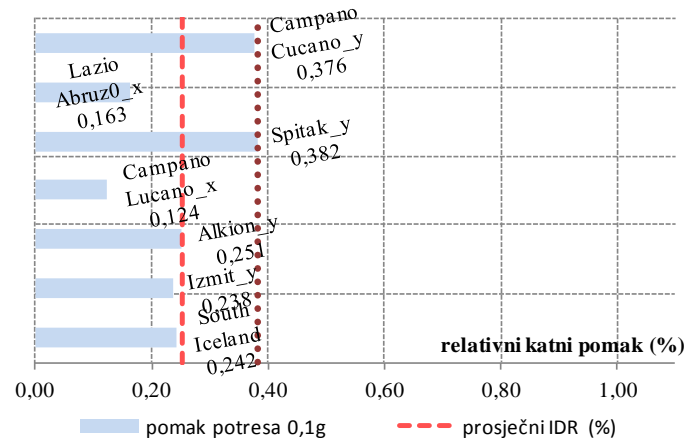
Slika A13. Procijenjeni pomaci troetažne građevine gustoće ziđa $d_{wA}=2\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g



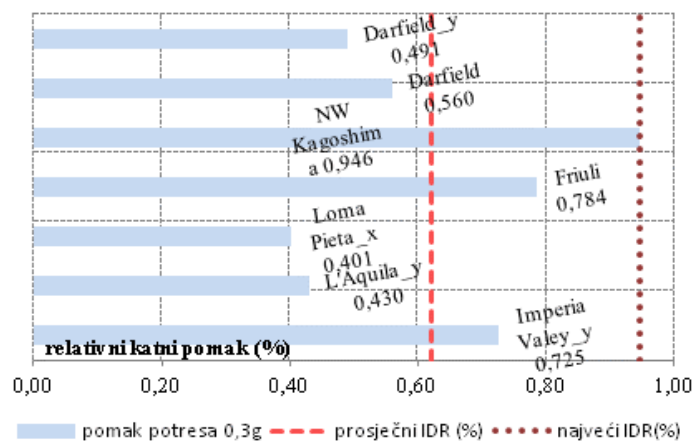
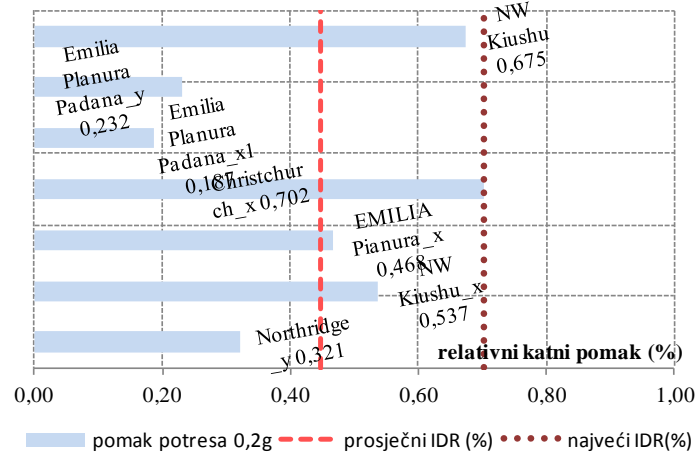
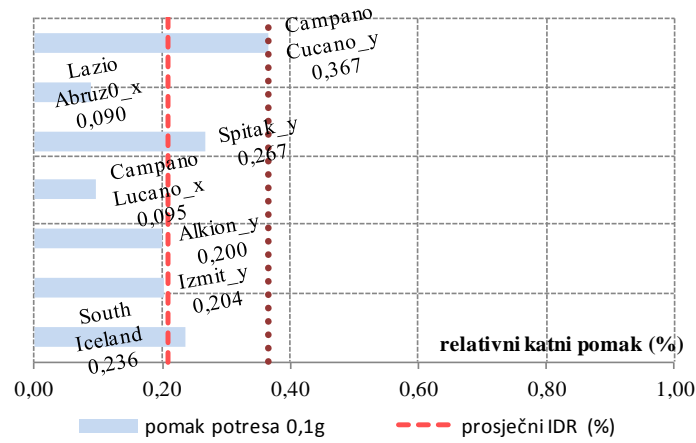
Slika A14. Procijenjeni pomaci troetažne građevine gustoće žiđa $d_{wA}=2,46\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g

Slika A15. Procijenjeni pomaci troetažne građevine gustoće žida $d_{wA}=3\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g

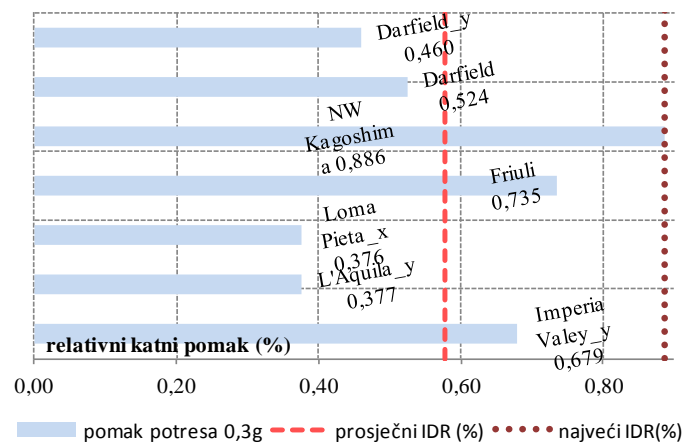
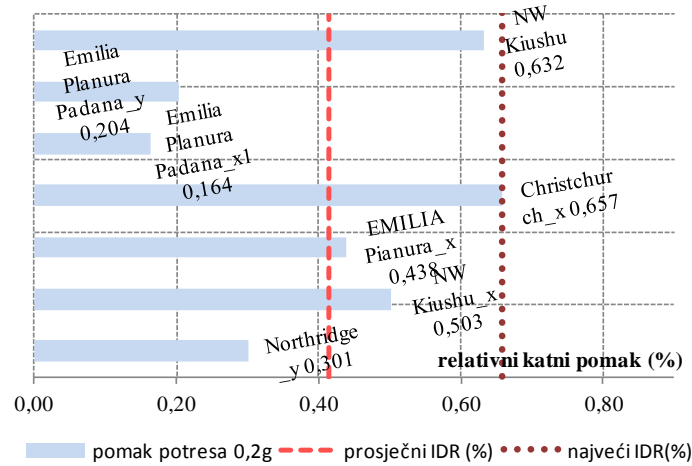
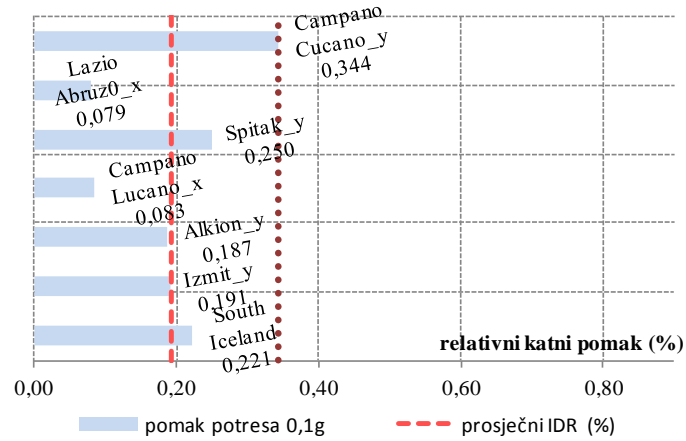
Slika A16. Procijenjeni pomaci troetažne graðevine gustoće ziða $d_{wA}=4\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g



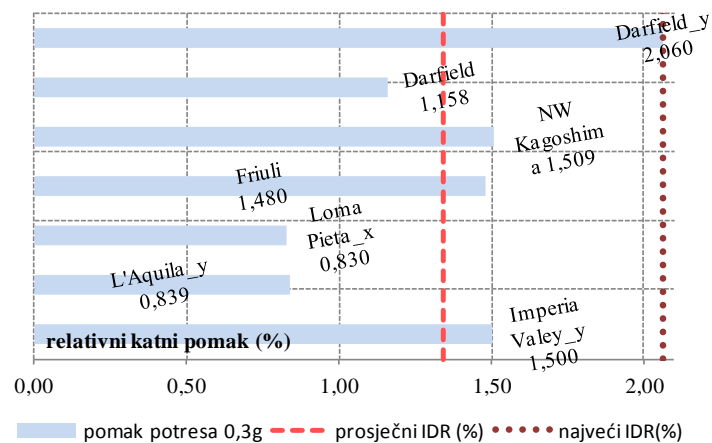
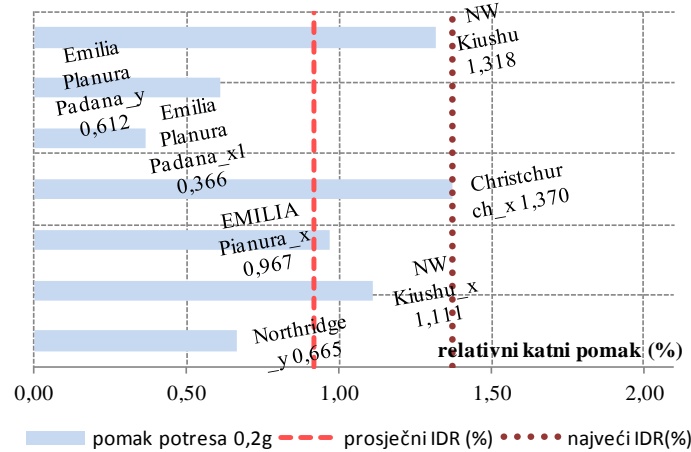
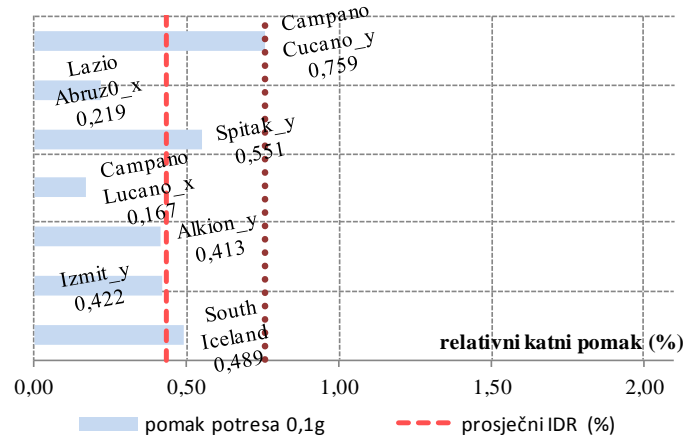
Slika A17. Procijenjeni pomaci troetažne građevine gustoće žida $d_{wA}=5\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g



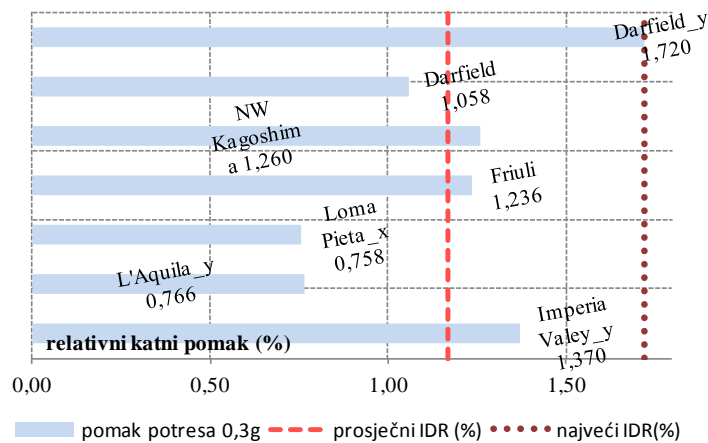
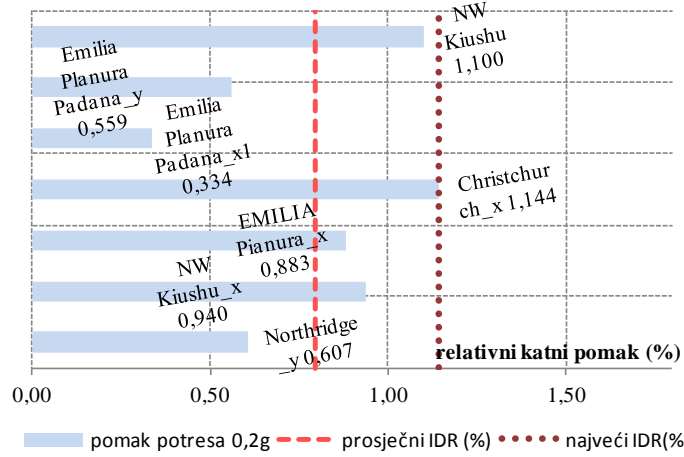
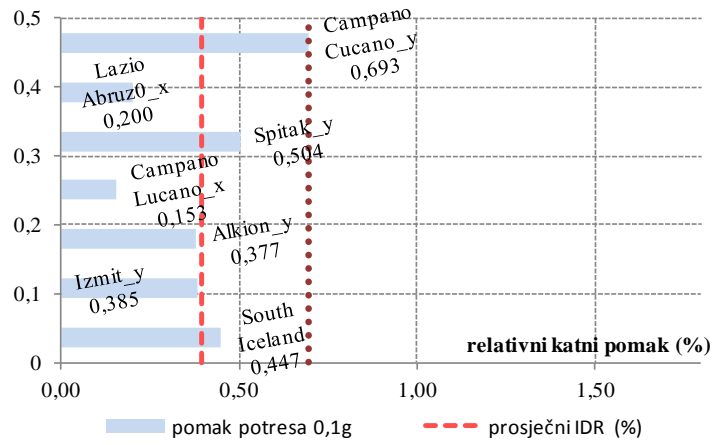
Slika A18. Procijenjeni pomaci troetažne građevine gustoće ziđa $d_{wA}=6\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g

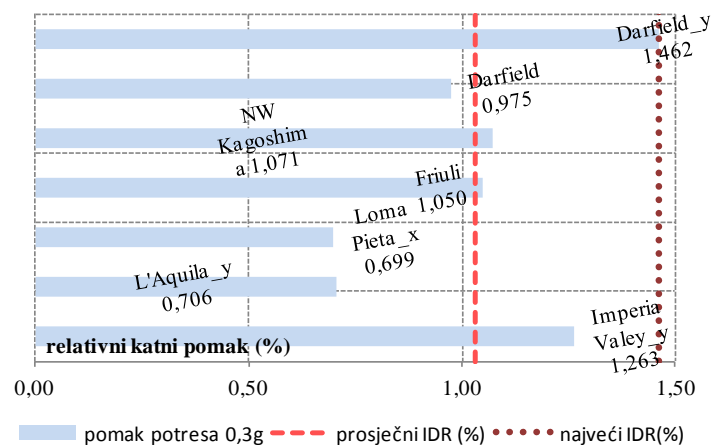
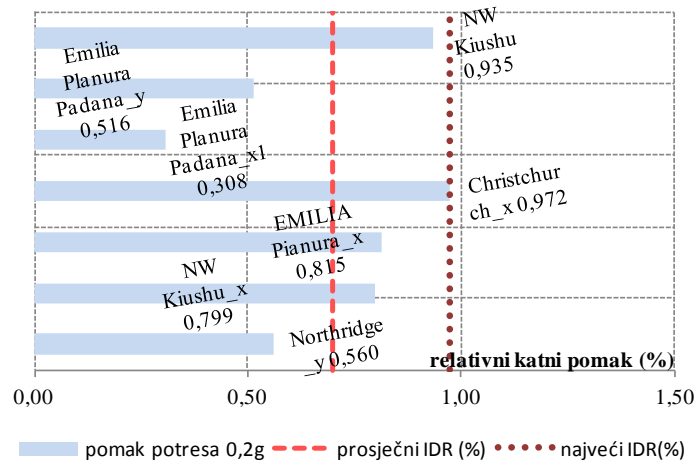
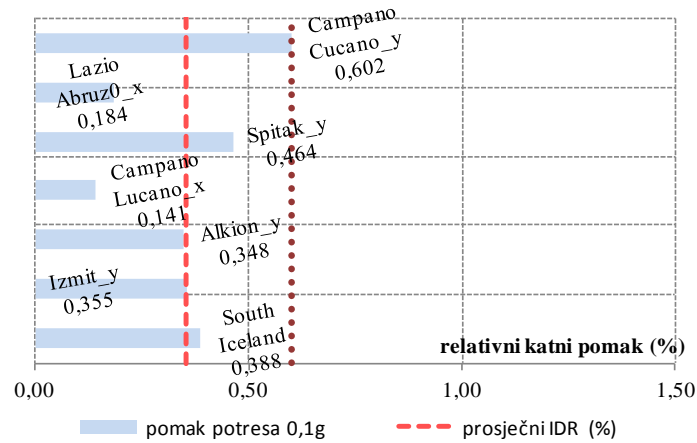


Slika A19. Procijenjeni pomaci četveroetažne građevine gustoće žida $d_{wA}=2\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g

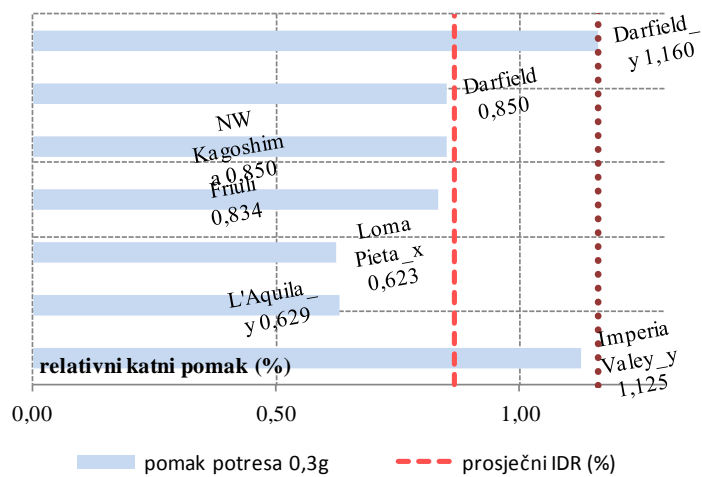
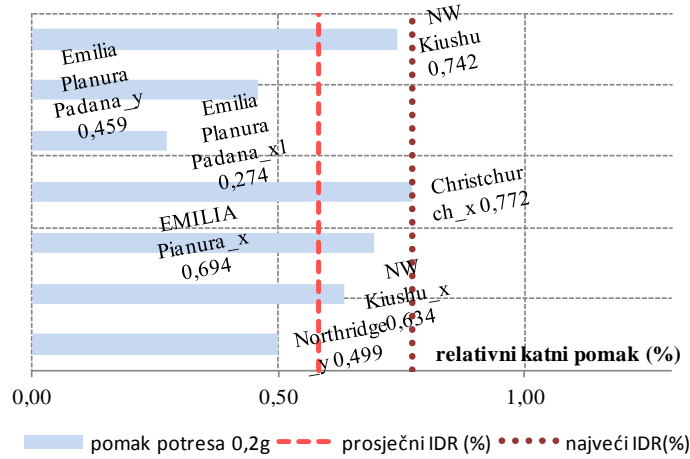
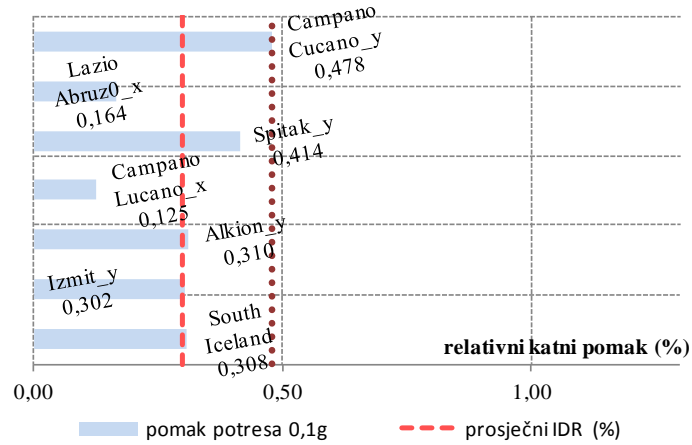


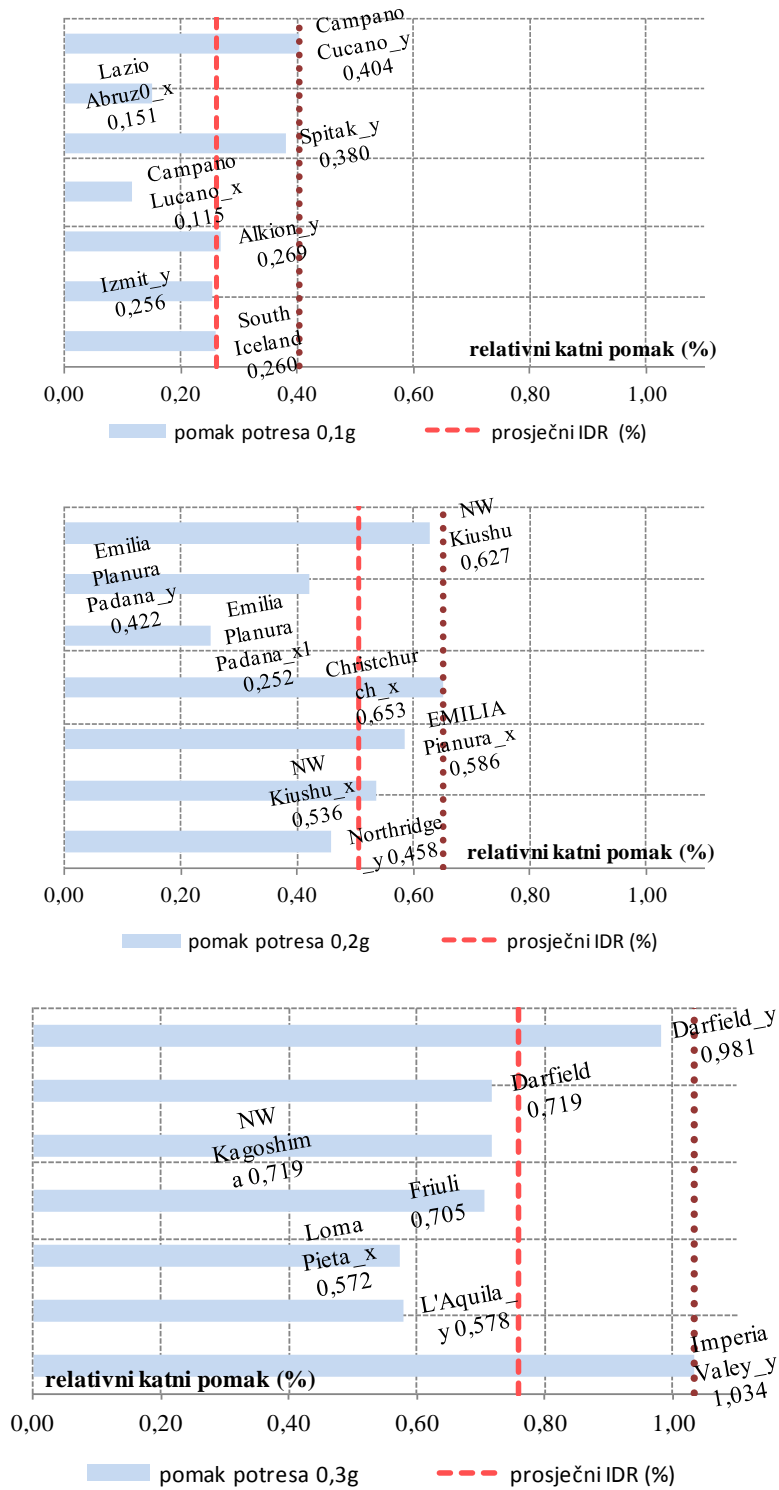
Slika A20. Procijenjeni pomaci četveroetažne građevine gustoće žida $d_{wA}=2,46\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g



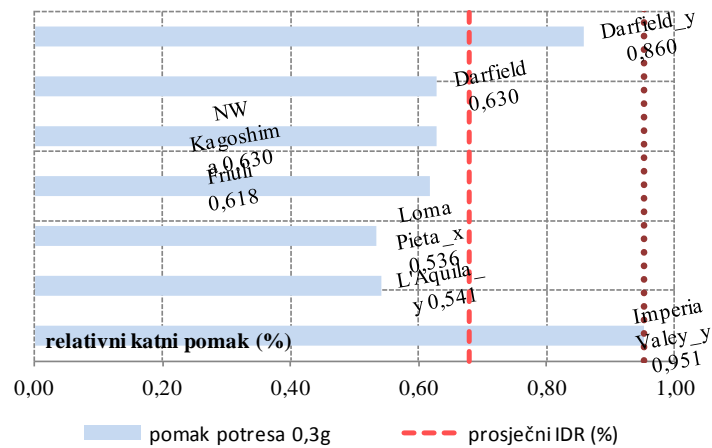
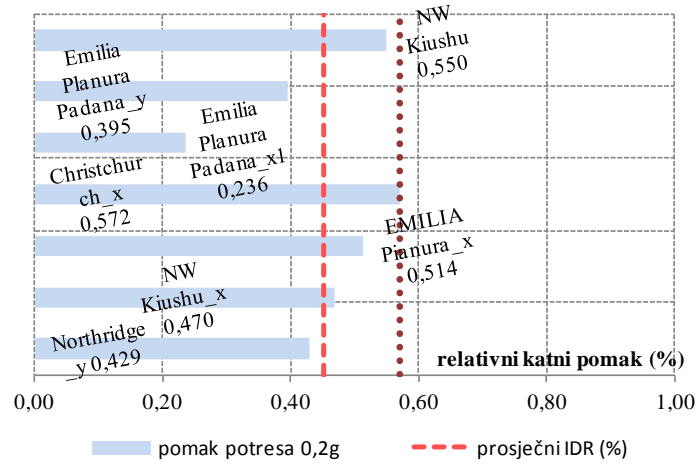
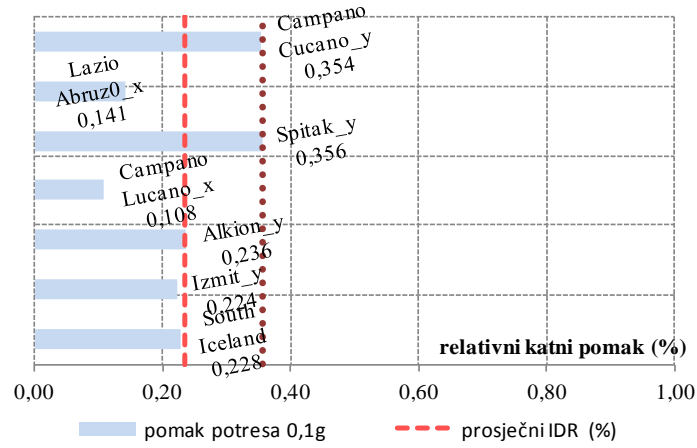
Slika A21. Procijenjeni pomaci četveroetažne građevine gustoće ziđa $d_{wA}=3\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g

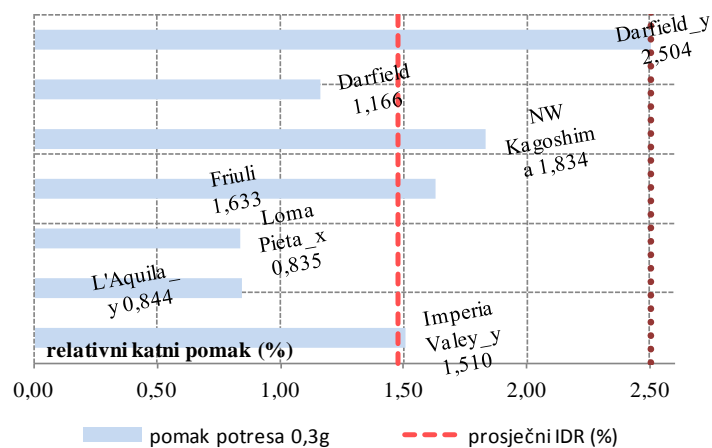
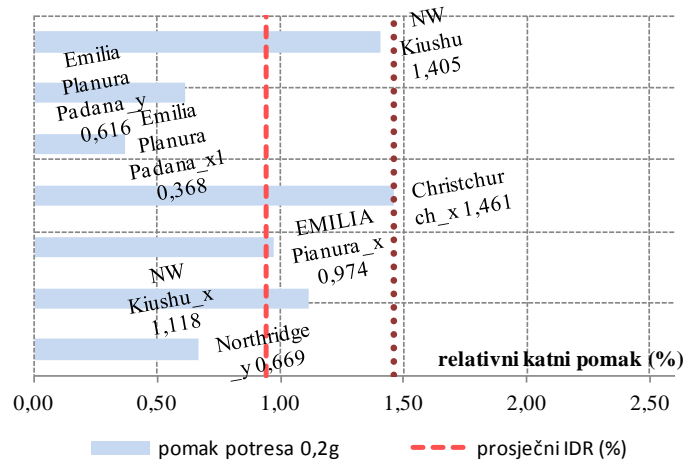
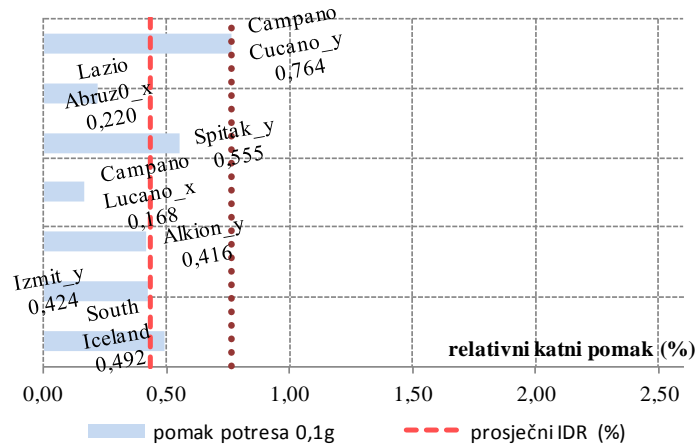
Slika A22. Procijenjeni pomaci četveroetažne građevine gustoće ziđa $d_{wA}=4\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g



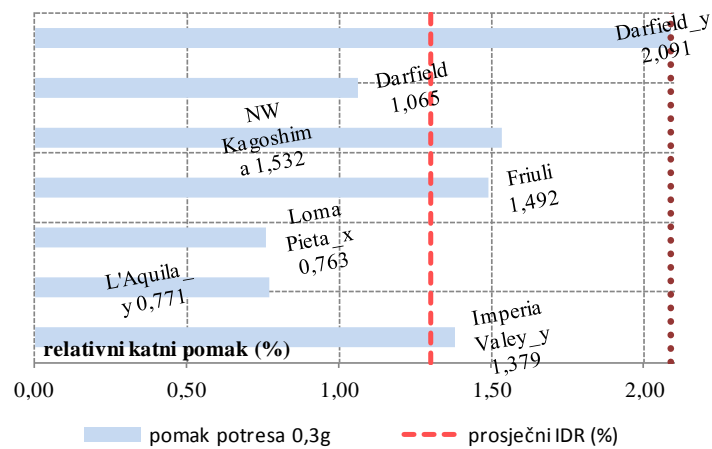
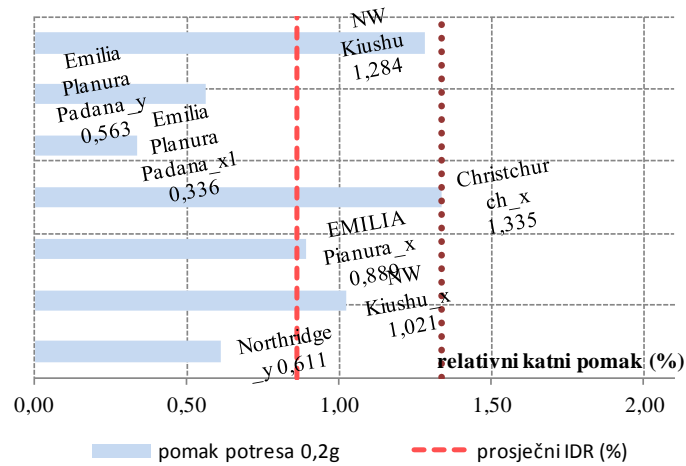
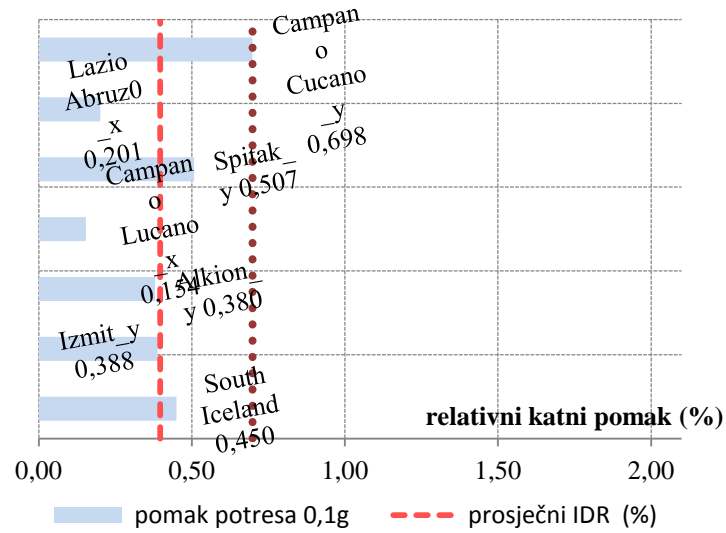
Slika A23. Procijenjeni pomaci četveroetažne građevine gustoće žida $d_{wA}=5\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g

Slika A24. Procijenjeni pomaci četveroetažne građevine gustoće ziđa $d_{wA}=6\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g

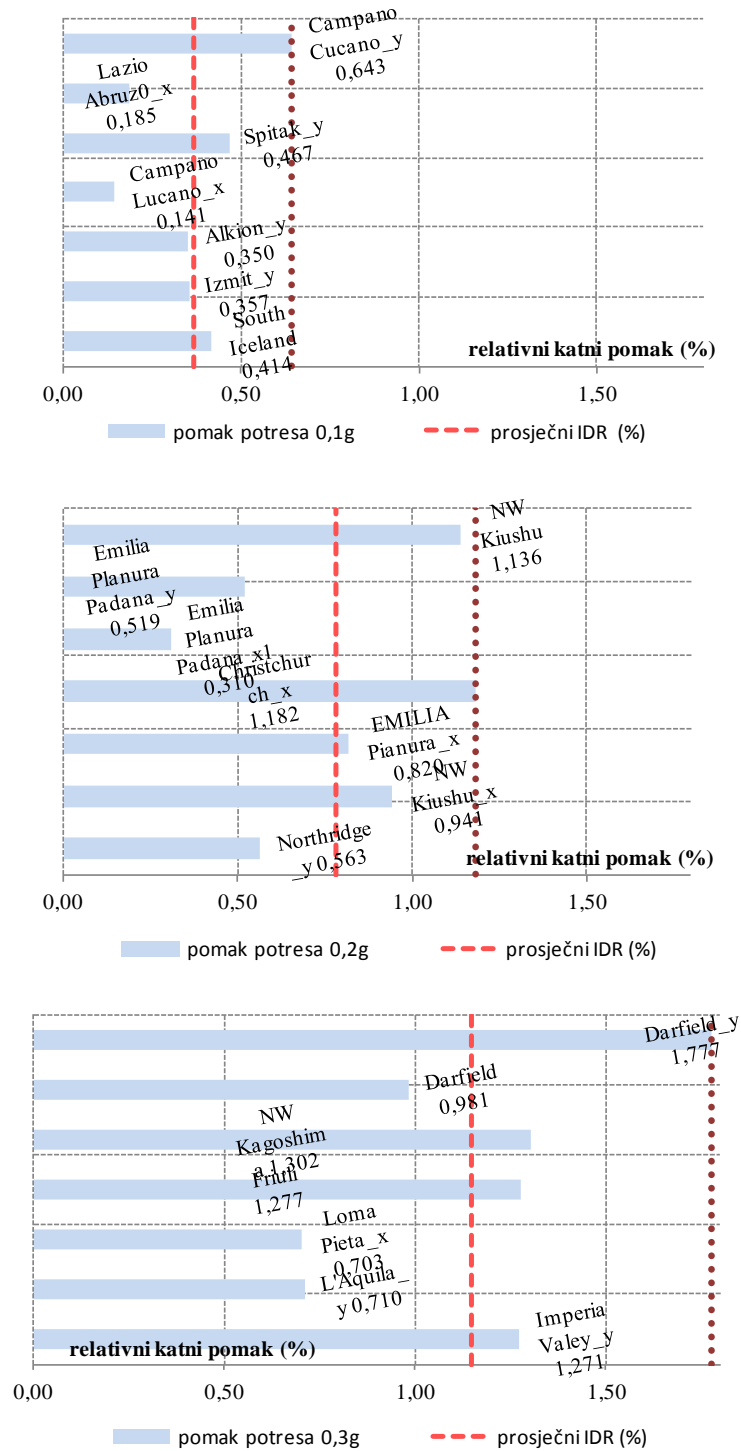


Slika A25. Procijenjeni pomaci peteroetažne građevine gustoće žida $d_{wA}=2\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g

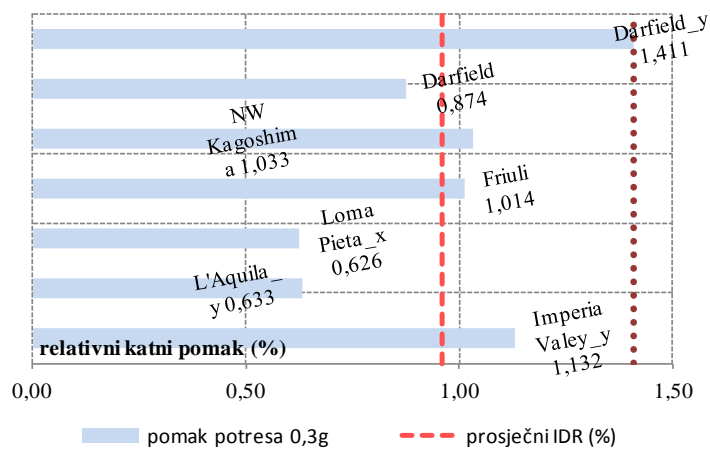
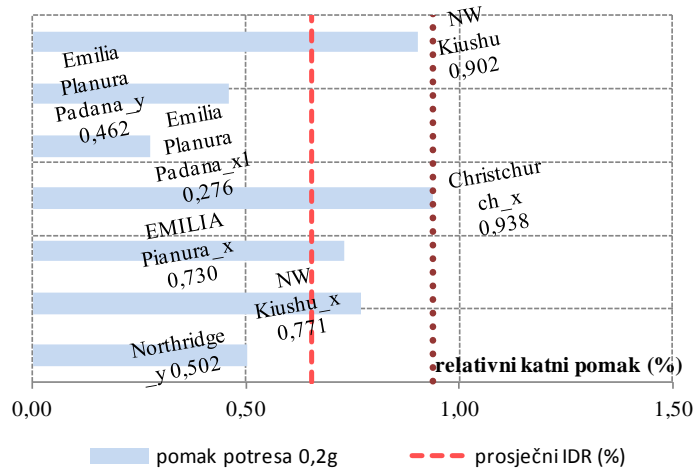
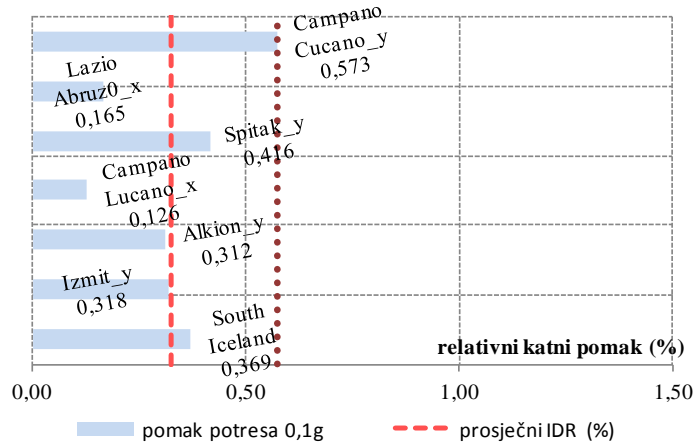
Slika A26. Procijenjeni pomaci peteroetažne građevine gustoće ziđa $d_{wA}=2,46\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g



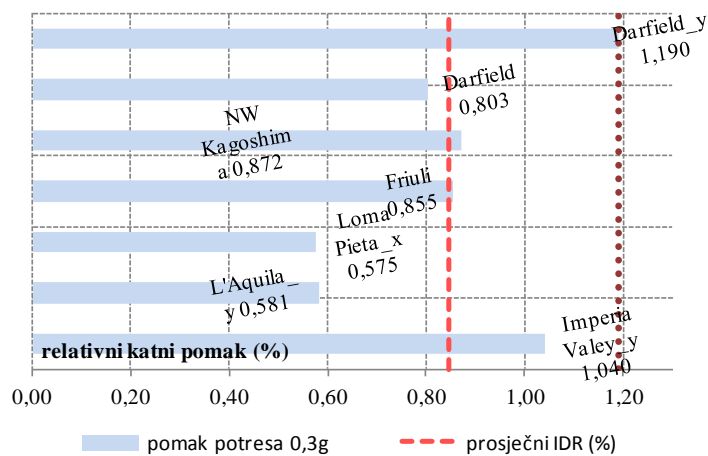
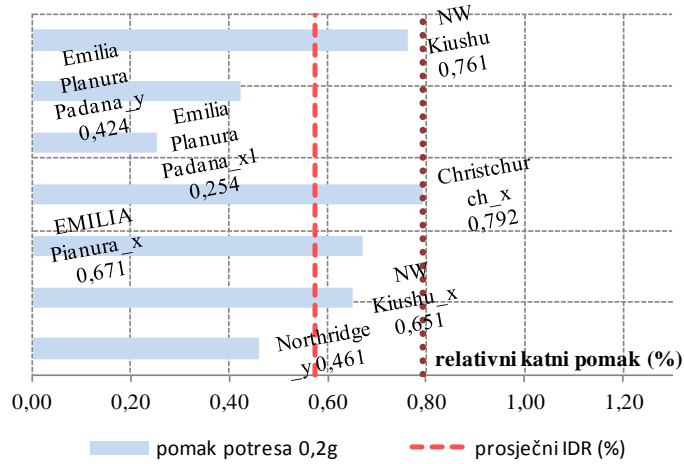
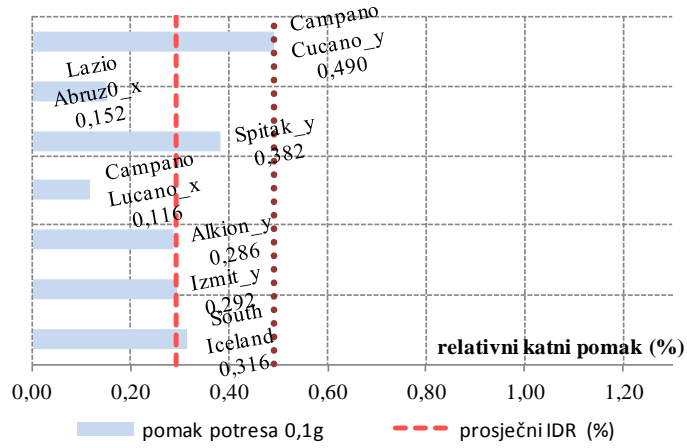
Slika A27. Procijenjeni pomaci peteroetažne građevine gustoće žida $d_{WA}=3\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g



Slika A28. Procijenjeni pomaci peteroetažne građevine gustoće ziđa $d_{wA}=4\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g



Slika A29. Procijenjeni pomaci peteroetažne građevine gustoće žida $d_{WA}=5\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g



Slika A30. Procijenjeni pomaci peteroetažne građevine gustoće žida $d_{wA}=6\%$ za potrese projektnog ubrzanja 0.1g, 0.2g i 0.3g