

Univerza
v Ljubljani

Fakulteta za
*gradbeništvo in
geodezijo*



PODIPLOMSKI ŠTUDIJ
GRADBENIŠTVA

DOKTORSKI ŠTUDIJ

Kandidat:

DAVID ANTOLINC, univ. dipl. inž. grad.

**UPORABA STEKLENIH PANELOV ZA POTRESNO
VARNO GRADNJO OBJEKTOV**

Doktorska disertacija štev.: 236

**USE OF LAMINATED GLASS PANELS FOR
EARTHQUAKE RESISTANT BUILDING DESIGN**

Doctoral thesis No.: 236

Soglasje k temi doktorske disertacije je dala Komisija za doktorski študij UL
na 20. redni seji, dne 21. septembra 2011.

Za mentorja je bil imenovan prof. dr. Roko Žarnić, za somentorico pa prof. dr. sc.
Vlatka Rajčić, Sveučilište u Zagrebu, Građevinski fakultet.

Ljubljana, 31. januar 2014

Univerza
v Ljubljani

Fakulteta za
*gradbeništvo in
geodezijo*



Komisijo za oceno ustreznosti teme doktorske disertacije v sestavi:

- prof. dr. Roko Žarnić,
- prof. dr. sc. Vlatka Rajčić, Sveučilište u Zagrebu, Građevinski fakultet,
- doc. dr. Jože Lopatič,
- doc. dr. Vlatko Bosiljkov,

je imenoval Senat Fakultete za gradbeništvo in geodezijo na 20. redni seji, dne 20. aprila 2011.

Poročevalce za oceno doktorske disertacije v sestavi:

- izr. prof. dr. Jože Lopatič,
- izr. prof. dr. Vlatko Bosiljkov,
- izr. prof. dr. Vojko Kilar, UL FA,

je imenoval Senat Fakultete za gradbeništvo in geodezijo na 2. redni seji, dne 26. junija 2013.

Komisijo za zagovor doktorske disertacije v sestavi:

- prof. dr. Matjaž Mikoš, dekan UL FGG, predsednik,
- prof. dr. Roko Žarnić, mentor,
- prof. dr. sc. Vlatka Rajčić, Sveučilište u Zagrebu, Građevinski fakultet, somentorica,
- izr. prof. dr. Jože Lopatič,
- izr. prof. dr. Vlatko Bosiljkov,
- izr. prof. dr. Vojko Kilar, UL FA,

je imenoval Senat Fakultete za gradbeništvo in geodezijo na 7. redni seji, dne 29. januarja 2014.

Univerza
v Ljubljani

Fakulteta za
*gradbeništvo in
geodezijo*



IZJAVA O AVTORSTVU

Podpisani **DAVID ANTOLINC**, univ. dipl. inž. grad., izjavljam, da sem avtor doktorske disertacije z naslovom **UPORABA STEKLENIH PANELOV ZA POTRESNO VARNO GRADNJO OBJEKTOV**

Izjavljam, da je elektronska različica v vsem enaka tiskani različici.

Izjavljam, da dovoljujem objavo elektronske različice v digitalnih repozitorijih.

Ljubljana, 31. januar 2014

.....
(podpis)

POPRAVKI

Stran z napako

Vrstica z napako

Namesto

Naj bo

BIBLIOGRAFSKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK

UDK:	624.011.1: 666.155(043.3)
Avtor:	David Antolinc
Mentor:	prof. dr. Roko Žarnić
Somentorica:	prof. dr. sc. Vlatka Rajčić
Naslov:	Uporaba steklenih panelov za potresno varno gradnjo objektov
Tip dokumenta:	Doktorska disertacija
Obseg in oprema:	168 str., 22 pregl., 123 sl., 69 en.
Ključne besede:	Konstrukcijsko steklo, lamelirano steklo, leseni okvirji, potres, dušenje, ciklična obremenitev, histerezni odziv, trenje, strižni paneli.

Izveček

Na področju projektiranja steklenih fasad obstaja omejeno število strižnih preiskav v njihovi ravnini in s tem včasih pomanjkljivo znanje o njihovem dejanskem ravninskem obnašanju. Slednje je predvsem pomembno, kadar je steklena fasada izpostavljena potresni obtežbi, ki vsili konstrukciji etažne pomike, s čimer lahko vpliva na steklene panele. Prekomerna obremenitev steklenih panelov predstavlja veliko nevarnost za uporabnike objekta predvsem zaradi krhke narave stekla. V disertaciji je predstavljen inovativen kompozitni strižni panel sestavljen iz lameliranega lesenega okvirja in zavetrovanja iz dvojnega delno kaljenega lameliranega stekla, ki ima funkcijo prevzemanja obremenitev, ki izvirajo iz horizontalnih obtežb. Stik med lesom in steklenim panelom je izveden brez adhezivnih sredstev s čimer je omogočeno omejeno drsenje steklenega panela v lesenem okvirju. Za obravnavane kompozitne strižne panele smo izvedli šest monotoni in šest cikličnih kvazi-statičnih preiskav v laboratoriju Fakultete za gradbeništvo in geodezijo, Univerze v Ljubljani. Na Inštitutu za potresno inženirstvo in seizmologijo IZIIS v Skopju smo v sklopu glavnih preiskav, izvedli še dinamične teste na potresni mizi za dva vzporedno postavljena kompozitna panela z uporabo različnih zapisov pospeškov realnih potresov. Za podrobnejšo analizo in razumevanje obnašanja celotnih kompozitnih panelov smo izvedli še vrsto spremljevalnih preiskav odziva upogibno in tlačno obremenjenega lameliranega stekla, razvoja sile trenja med lesom in steklom, nosilnosti spojev lesenega okvirja in mehanskih karakteristik lesenega okvirja. Preizkušeni kompozitni paneli se med seboj razlikujejo v detajlih spojev lesenih okvirjev in robnih pogojev na mestih vpenjanja. Za interpretacijo histereznega odziva panelov smo nadgradili program HISPA+, ki nam omogoča izvrednotenje duktilnosti, upadanja togosti, nosilnosti in koeficienta ekvivalentnega viskozne dušenja histereznih zank. Rezultati eksperimentalne analize kažejo na dokaj robustno obnašanje obravnavanih panelov in predvsem na veliko disipacijo energije po zaslugi sile trenja med steklenim panelom in lesenim okvirjem. Predstavljen je tudi poenostavljen bilinearen model za odziv na vrhu kompozitnega panela, katerega smo kasneje uporabili v poenostavljeni analizi ravninskega tri etažnega lesenega okvirja za preverjanje stabilizacijskega učinka na okvirno konstrukcijo. Izkaže se, da imajo obravnavani kompozitni paneli velik potencial pri sodelovanju prevzemanja potresne obtežbe ob zavedanju, da so za potrditev le tega potrebne še obsežne parametrične analize.

»Ta stran je namenoma prazna«

BIBLIOGRAPHIC – DOCUMENTALISTIC INFORMATION

UDC: 624.011.1: 666.155(043.3)
Author: David Antolinc
Supervisor: prof. dr. Roko Žarnić
Co-Supervisor: prof. dr. sc. Vlatka Rajčić
Title: Use of laminated glass panels for earthquake resistant building design
Notes: 168 p., 22 tab., 123 fig., 69 eq.
Key words: Structural glass, laminated glass, timber frame, earthquake, damping, racking test, hysteresis response, friction, shear wall.

Abstract

There are a limited number of in-plane shear racking tests in the field of glass facades design and the designer is sometimes faced with the lack of knowledge about their actual in-plane behavior. This is particularly important for the glass facades exposed to the seismic load, which imposes story drifts to the main structure and hence to the glass panels which can pose a significant risk to users. The dissertation presents an innovative composite shear panel composed of laminated timber frame and a double heat strengthened laminated glass, which has the function of taking over of the horizontal loads. The contact between timber frame and glass panel is made adhesiveless which consequently enables sliding of glass panels within timber frame. We conducted six monotonous and six cyclic quasi-static racking tests in the laboratory of the Faculty of Civil and Geodetic Engineering, University of Ljubljana. Full dynamic tests have been also conducted at earthquake institute IZIIS in Skopje for two parallel composite shear panels for different earthquake acceleration records. For detailed analysis and understanding of the behavior of the considered composite shear panels, we carried out a series of complementary experiments to capture the response of laminated glass to bending and compression loads, the development of friction force between timber and glass, load bearing capacity of different joint details and mechanical characteristics of the timber frame. Three different types of composite shear panel specimens are tested for three possible boundary conditions. For the interpretation of the hysteresis response we upgraded software HISPA+, which enables us to evaluate ductility, stiffness degradation and the equivalent viscous damping coefficients. The results are showing robust behavior of tested panels and particularly high energy dissipation level due to the friction between the glass panels and timber frame. Simplified bilinear model for the displacement response at the top of the composite panel is introduced which was later used in the analysis of the simplified three stories timber frame model for evaluating of the stabilizing effect on the frame structure. The results are showing that considered composite panels have high potential in sharing of the earthquake imposed load where one must be aware of the fact that further parametric analysis must be done for broader acceptance of this statement.

»Ta stran je namenoma prazna«

ZAHVALA

Iskreno se zahvaljujem Javni agenciji za razvoj republike Slovenije za financiranje mojega raziskovalnega dela in mentorju prof. dr. Roku Žarniću, da me je sprejel kot mladega raziskovalca, me usmerjal in vzpodbujal pri nastajanju disertacije. Zahvaljujem se tudi somentorici prof. dr. Vlatki Rajčić za vse nasvete in pomoč.

Posebno mesto si med zahvalami zasluži profesorica dr. Violeta Bokan-Bosiljkov, ki mi je z vsemi resnično iskrenimi vzpodbudami in nasveti pomagala v vsaki situaciji, še posebej, ko je to bilo najbolj potrebno. Iskrena hvala!

Najlepše se zahvaljujem tudi za vse konstruktivne komentarje in pripombe profesorjev dr. Vojko Kilarja, dr. Vlatko Bosiljkova in dr. Jožeta Lopatiča, ki so prispevali h kvaliteti dela. Zahvaljujem se tudi prof. Lidiji Krstevski in prof. Lubomiru Tashkovu ter Mislavu Stepincu za pomoč pri izvedbi preiskav na Potresnem inštitutu za potresno inženirstvo in seizmologijo IZIIS v Skopju.

Brez izdatne in požrtvovalne pomoči Francija Čepona, bi bile laboratorijske preiskave praktično nemogoče in se mu iskreno zahvaljujem. Zahvaljujem se tudi diplomantoma Mateju Frlanu in Anžetu Babiču, ki sta mi pomagala pri eksperimentalnih preiskavah.

Nejcu Gašperiču se zahvaljujem za vse konstruktivne in optimistične debate, zaradi katerih je bil vsak problem na tej dolgi poti vsaj pol manjši, hvala!

Petra Štukovnik, Meta Kržan, Patricia Cotič in Barbara Vodopivec so me bodrile in stale ob strani v vseh razmerah. Poleg doktorata sem na katedri dobil še vas, prave prijateljice. Za Urško Bajc je beseda hvala premalo, pa vendar iskrena hvala!

Staršem in sestri Vanji se zahvaljujem za vso podporo in da verjamete vame! Zahvaljujem se tudi teti Hildi Maze za lektoriranje in oblikovne nasvete.

Arite, danke schön!

Na koncu koncev, hvala Bogu!

»Rise and rise again, until lambs become lions!«

Kazalo vsebine

1	UVOD.....	1
1.1	Tema doktorske disertacije in definicija problema.....	2
1.2	Vsebina doktorske disertacije.....	5
2	Pregled literature na obravnavanem znanstvenem področju.....	7
2.1	Sestava in materialne karakteristike stekla.....	7
2.2	Obdelava ravnega stekla in vpliv obdelave stekla na mehanske karakteristike (konstrukcijsko steklo).....	11
2.2.1	Kaljenje steklenih panelov.....	11
2.2.2	Lamelirano steklo.....	14
2.2.3	Obdelava robov steklenih panelov.....	18
2.3	Trajnost in propadanje stekla.....	19
2.3.1	Spontani lom – vsebnost nikljevega sulfida (NiS).....	19
2.3.2	Reakcija z alkalijami – korozija stekla.....	20
2.4	Konstrukcijski sistemi z nosilno zasteklitvijo.....	20
2.5	Okvirni fasadni nosilni sistemi s steklenimi polnili.....	23
3	Eksperimentalne preiskave.....	28
4	Spremljevalne preiskave.....	29
4.1	Upogibne preiskave lameliranega stekla.....	29
4.2	Opis preiskave in preizkušancev.....	29
4.3	Rezultati eksperimentalne analize.....	32
4.4	Računska analiza in modeliranje lameliranega stekla.....	35
4.4.1	Metode z efektivno višino.....	35
4.4.1.1	Zenkrtov model z efektivnim vztrajnostnim momentom.....	35
4.4.1.2	Wölfel-Bennisonov model (metoda efektivne višine).....	36
4.4.1.3	Metoda razširjene efektivne višine (EN Enhanced effective thickness method ali EET).....	37
4.4.1.4	Newmarkov model.....	40
4.4.1.5	Model na osnovi metode končnih elementov (MKE).....	41
4.4.2	Primerjava učinkovitosti metod in zaključki.....	45
4.5	Uklon lameliranega stekla.....	50
4.5.1	Opis preiskave in preizkušancev.....	50
4.5.2	Rezultati eksperimentalne analize.....	52
4.5.3	Računska analiza in modeliranje uklona.....	54
4.5.4	Zaključki.....	60
4.6	Test trenja med steklenimi paneli in lesom.....	61
4.6.1	Opis preiskave in preizkušancev.....	61
4.6.2	Rezultati eksperimentalne analize.....	63
4.7	Osnovne preiskave lameliranega lesa.....	64
4.7.1	Opis preiskave in preizkušancev.....	64
4.7.2	Rezultati eksperimentalne analize.....	68
4.8	Preiskava elementov lesenega spoja.....	74
4.8.1	Opis preiskave in preizkušancev.....	75
4.8.2	Rezultati eksperimentalne analize.....	77
4.8.3	Numerična analiza elementa lesenega spoja.....	83
5	Glavne preiskave kompozitnih panelov.....	85
5.1	Kvazi – statične monotone in ciklične strižne preiskave lesenih okvirjev zavetrovanih z lameliranim steklom.....	85

5.2	Opis preizkušancev	86
5.3	Opis preiskave in določitev merskih mest	88
5.4	Protokol obtežbe	93
5.5	Rezultati kvazi-statičnih strižnih preiskav in porušni mehanizem preizkušancev... ..	95
5.6	Rezultati testov z monotono obtežbo	103
5.7	Histerezni odziv preizkušancev in program HISPA+	105
5.8	Upadanje togosti (C in n) in duktilnost μ	107
5.9	Ekvivalentni koeficient viskoznega dušenja ξ	112
5.10	Nosilnost F_{por} , začetna togost k ciklično obremenjenih kompozitnih panelov	114
5.11	Numerična analiza kompozitnega panela	118
5.11.1	Zasnova in geometrija numeričnega modela	118
5.11.2	Obtežba in metoda reševanja sistema enačb	122
5.11.3	Rezultati numerične analize	122
6	Računska analiza tri etažnega lesenega okvirja z lameliranim steklenim polnilom	127
6.1	Zasnova in geometrija modela skeletne tri etažne lesene konstrukcije	127
6.2	Modeliranje vpliva kompozitnih panelov na okvirno konstrukcijo	130
6.3	Obtežba	134
6.4	Rezultati metode N2 in ocena potresne kapacitete	138
7	Dinamične preiskave lesenih okvirjev zavetrovanih z lameliranim steklom na potresni mizi 149	
7.1	Opis modela in preiskave	149
7.2	Rezultati eksperimentalne analize	154
7.2.1.1	Povzetek dinamičnih preiskav	156
8	Zaključki	157
8.1	Prispevek k znanosti	158
8.2	Priporočila in napotki za nadaljnje delo	159
9	Viri	161

Kazalo preglednic

Preglednica 1: Primerjava kemijske sestave in fizikalnih lastnosti za natrij kalcijevo silikatno in borosilikatno steklo (povzeto po [12]).	8
Preglednica 2: Strižni moduli G_{int} [MPa] polimera PVB pri različnih temperaturah in trajanju obtežbe (povzeto po [18]).	15
Preglednica 3: Strižni moduli G_{int} [MPa] polimera EVA pri različnih temperaturah in trajanju obtežbe [19].	15
Preglednica 4: Rezultati štiritočkovnega upogibnega testa lameliranega stekla pri maksimalni doseženi sili F_{max} in pri poružitvi.	33
Preglednica 5: Materialne karakteristike uporabljene pri modeliranju.	43
Preglednica 6: Različni robni pogoji in obtežbe za študij vpliva le teh na obnašanje lameliranega stekla.	47
Preglednica 7: Mehanske karakteristike lameliranega lesa določene s štiritočkovnimi upogibnimi testi.	70
Preglednica 8: Mehanske karakteristike lameliranega lesa pri tlaku v smeri pravokotno na potek vlaken.	72
Preglednica 9: Mehanske karakteristike lameliranega lesa pri tlaku v smeri vzdolžno na potek vlaken.	72
Preglednica 10: Primerjava obnašanja treh različnih tipov lesenih lameliranih elementov.	82
Preglednica 11: Pregled opravljenih preiskav monotonih in cikličnih strižnih testov kompozitnih panelov.	86
Preglednica 12: Tipična porušitev strižnih kompozitnih panelov z vrednostmi pomikov d [mm] in sile F [kN] pri nastanku prve razpoke.	98
Preglednica 13: Koeficienti upadanja togosti n in C , za pozitivne in negativne veje histereznih zank.	109
Preglednica 14: Duktilnost μ ciklično obremenjenih preizkušancev	111
Preglednica 15: Vrednosti faktorja ν za določitev nosilnosti v delu utrjevanja histereze.	115
Preglednica 16: Mehanske karakteristike materialov uporabljenih v numeričnem modelu kompozitnega panela.	122
Preglednica 17: Začetne togosti in nosilnosti kompozitnih panelov ter nadomestnih diagonal za posamezne etaže in vrste panelov.	133
Preglednica 18: Prva nihajna oblika, mase, horizontalne sile in normirane horizontalne sile za statično nelinearno analizo.	136
Preglednica 19: Vrednosti faktorjev in količin za transformacijo iz MDOF v SDOF.	139
Preglednica 20: Vrednosti potresne kapacitete konstrukcij OK, CD1O, CD2O, CD3O in CD1P.	140
Preglednica 21: Razpored izvedenih testov s pospeškom vzbujanja $a(g)$, pospeškom pri maksimalnem odzivu $a_{max}(g)$ in identifikacijo poškodbe.	153
Preglednica 22: Lastne frekvence modela pred preizkušanjem.	154

Kazalo slik

Slika 1: Shematičen prikaz primerjave spremembe volumna v odvisnosti od temperature za amorfen (steklo) in kristalen material (prevzeto po [12]).	9
Slika 2: Proces floatacijskega postopka proizvodnje ravnega stekla (prevzeto po [15]).	10
Slika 3: Potek razporeditve zaostalih napetosti na površini strjenih steklenih kapljic (levo) in eksplozivna porušitev (desno); prevzeto iz [16].	11
Slika 4: Primerjava razvoja razpok in napetosti σ v upogibno obremenjenem elementu iz navadnega in kaljenega stekla (prevzeto z [17]).	12
Slika 5: Primerjava vzorcev porušitve za navadno steklo (levo), delno kaljeno steklo (sredina) in kaljeno steklo (desno); prevzeto iz [12].	13
Slika 6: Primerjava razporeditve zaostalih napetosti po višini steklenega prereza zaradi termičnega in kemičnega postopka kaljenja; povzeto po [12].	14
Slika 7: Primerjava obnašanja lameliranega stekla z uporabo SG-ionomer (levo) in PVB vmesne povezovalne plasti (desno) po razpokanju stekla; prevzeto iz [20].	16
Slika 8: Obnašanje lameliranega stekla s PVB folijo po porušitvi v odvisnosti od stopnje kaljenja stekla (povzeto po [17]).	17
Slika 9: Primerjava obnašanja lameliranega stekla po porušitvi sestavljenega iz kaljenega stekla (levo) [21] in delno kaljenega stekla (desno).	17
Slika 10: Mikroskopska slika neobdelanega (a), brušenega (b), poliranega (c) in fino poliranega (d) roba steklenega panela.	18
Slika 11: Primerjava nosilnosti pri upogibu steklene plošče z neobdelanimi in poliranimi robovi.	19
Slika 12: Vhod v celoti narejen iz ukrivljenih lameliranih steklenih panelov v Apple store v Shanghaiju [27].	21
Slika 13: Prikaz tipičnih spojev zasteklitve z nosilno konstrukcijo (prevzeto iz [12]).	22
Slika 14: Strižno obremenjen zastekljen lesen okvir (levo) in detajl adhezivne pritrditve zasteklitve na lesen okvir (desno); prevzeto iz [38].	24
Slika 15: Kompoziten strižni panel, ki ga je uporabil Huveniers (prevzeto iz [4]).	25
Slika 16: Prikaz detajlov spojev zasteklitve z jeklenim okvirjem (prevzeto iz [4]).	25
Slika 17: Prikaz koncepta strižnih panelov brez okvirja s točkovnim (levo) in linijskim (desno) podpiranjem (prevzeto iz [39]).	26
Slika 18: Prikaz razporeditve obremenitev zaradi prednapetja kompozitnih panelov vogalih brez zunanje obtežbe (levo) in po obremenitvi (desno) (prevzeto iz [40]).	27
Slika 19: Pogled in tloris sheme štiri točkovnega upogibnega preizkusa lameliranega stekla.	30
Slika 20: Postavitev štiri točkovnega upogibnega testa (zgoraj) z detajlom podpiranja (levo spodaj) in postavitvijo induktivnega merilca pomikov LVDT1 (desno spodaj).	31
Slika 21: Zveza med silo F [kN] in pomikom w [mm] na sredini razpona preizkušanca.	33
Slika 22: Preizkušavec po porušitvi obeh steklenih lamel.	34
Slika 23: Večje območje razpokanja steklenih lamel (levo) in manjše območje (desno).	34
Slika 24: Odpadanje večjih steklenih delcev po porušitvi, prisotno pri preizkušancih s PVB folijo.	34
Slika 25: Izbrani tip 2D končnega elementa S4 za numerično analizo v programu ABAQUS [47].	42
Slika 26: Izbrani tip 3D končnega elementa C3D8I za numerično analizo v programu ABAQUS [47].	42
Slika 27: Potek normalnih napetosti σ_{11} na spodnji ploskvi in po višini steklenega lameliranega prereza v prerezu 1-1 plošče modelirane z 2D končnimi elementi v ABAQUS-u.	44

Slika 28: Potek normalnih napetosti σ_{11} po višini steklenega lameliranega prereza na sredini plošče v prerezu 1-1 modelirane s 3D končnimi elementi v programu ABAQUS.	45
Slika 29: Primerjava eksperimentalno določenih povosov w z vrednostmi na osnovi obravnavanih modelov za lamelirano steklo z EVA folijo (povzeto po [18])......	46
Slika 30: Primerjava eksperimentalno določenih normalnih napetosti σ_{11} z vrednostmi na osnovi obravnavanih modelov za lamelirano steklo z EVA folijo (povzeto po [18]).	46
Slika 31: Primerjava normiranih povosov $w/w_{Newmark}$ pri maksimalni doseženi sili F_{max} , izračunanih z različnimi modeli pri različnih robnih pogojih za laminat z EVA folijo (prevzeto po [18]).	48
Slika 32: Primerjava normiranih povosov $w/w_{Newmark}$ pri maksimalni doseženi sili F_{max} , izračunanih z različnimi modeli pri različnih robnih pogojih za laminat z PVB folijo (prevzeto po [18]).	48
Slika 33: Primerjava normiranih normalnih napetosti $\sigma_{11}/\sigma_{Newmark}$ pri maksimalni doseženi sili F_{max} , izračunanih z različnimi modeli pri različnih robnih pogojih za laminat z EVA folijo (prevzeto po [18]).	49
Slika 34: Primerjava normiranih normalnih napetosti $\sigma_{11}/\sigma_{Newmark}$ pri maksimalni doseženi sili F_{max} , izračunanih z različnimi modeli pri različnih robnih pogojih za laminat z PVB folijo (prevzeto po [18]).	49
Slika 35: Pogled in prerez A-A skozi preizkušane za določitev uklonske sile in računski model (desno).	51
Slika 36: Odnos med vertikalno obtežbo F [kN] in horizontalnim pomikom $u(LVDT2)$ [mm] na sredini višine panela za oba preizkušanca.	52
Slika 37: Porušitev tlačno obremenjenega lameliranega steklenega panela.....	53
Slika 38: Uklon idealno ravnega in imperfektne panela.....	55
Slika 39: Numerični model v programu ABAQUS z detajlnim pogledom na robne pogoje spodaj in zgoraj.....	57
Slika 40: Predpostavljen konstitucijski zakon za EVA vmesno povezovalno plast.....	58
Slika 41: Primerjava eksperimentalnih, analitičnih in numeričnih rezultatov za tlačni lameliran steklen panel.	59
Slika 42: Dispozicija testa trenja med lesom in lameliranim steklom.....	62
Slika 43: Prikaz vpetja stekla v leseno ležišče.	62
Slika 44: Sistem za vzdrževanje normalne komponente sile F_n	63
Slika 45: Razvoj sile trenja F_t [kN] glede na velikost pomikov u [mm] šipe po leseni podlagi za nivo normalne sile $F_n = 2$ kN.	63
Slika 46: Dispozicija testa (a) z detajlnim pogledom na merilce pomikov (b) in deformetrov (c).....	65
Slika 47: Pogled na postavitve štiri točkovnega upogibnega testa nosilca v laboratoriju.	66
Slika 48: Dispozicija tlačnega preizkusa prečno (a in c) ter vzdolžno (b in d) glede na smer poteka lesnih vlaken.	67
Slika 49: Porušne oblike upogibno obremenjenih lameliranih lesenih nosilcev.	70
Slika 50: Porušne oblike lameliranega lesa tlačno obremenjenega v smeri pravokotno na vlakna (a) in v smeri vlaken (b).....	73
Slika 51: Mehanizem razporeditve horizontalne komponente sile diagonale F_{diag} na elemente spojev lesenih okvirjev v vzdolžni (a) in prečni (b) smeri glede na potek vlaken lesa.	74
Slika 52: Dispozicija cepilnega testa za tri različne tipe preizkušancev; neojačan (a, b), enostransko (c, d) in obojestransko ojačan z ježevko (e).	76
Slika 53: Primerjava odnosa sile F [kN] in pomika u [mm] za obe smeri obremenjevanja (CV, CP) neojačanih preizkušancev.....	77

Slika 54: Časovni razvoj natezних deformacij d_1 in d_2 [%] po višini preizkušancev brez ježevk pri obremenjevanju z natezno silo F [kN] v prečni smeri na potek vlaken.	78
Slika 55: Primerjava odnosa sile F [kN] in pomika u [mm] za obe smeri obremenjevanja (JP, JV) preizkušanca z enostransko ojačitvijo.	79
Slika 56: Časovni razvoj natezних deformacij d_1 in d_2 [%] na stranskih ploskvah po višini preizkušancev z enostransko ježevko pri obremenjevanju z natezno silo F v prečni smeri na potek vlaken.	79
Slika 57: Primerjava odnosa sile F [kN] in pomika u [mm] za obe smeri obremenjevanja (CP2J, CV2J) preizkušanca z obojestransko ojačitvijo.	80
Slika 58: Časovni razvoj natezних deformacij d_1 in d_2 [%] na stranskih ploskvah po višini preizkušancev z obojestransko ojačitvijo pri obremenjevanju z natezno silo F v prečni smeri na potek vlaken.	80
Slika 59: Primerjava odnosa cepilne sile F [kN] in pomika u [mm] za obremenjevanje v prečni smeri glede na potek vlaken za vse tri tipe preizkušancev.	81
Slika 60: Mreža končnih elementov za preizkušani del lesenega spoja.	83
Slika 61: Razpored deformacij d v smeri obremenjevanja po kontinuumu.	84
Slika 62: Razpored deformacij v smeri obremenjevanja d v srednjem prerezu vzdolž linije A.	84
Slika 63: Sestav in osnovne dimenzije preizkušancev (levo) in detajl A-A, ki prikazuje dimenzije in način spajanja stekla in lesa (desno).	87
Slika 64: Prikaz detajlov spojev elementov lesenih okvirjev z dvema vijakoma CD1 (a), enim vijakom CD2 (b) in enim vijakom z dodatno ježevko CD3 (c).	88
Slika 65: Robni pogoji za konzolno vpet panel BC1 (a), panel s preprečenimi rotacijami in vertikalnim pomikom navzdol BC2 (b) ter samo preprečenimi rotacijami BC3 (c).	89
Slika 66: Preizkuševalni okvir z vpetim preizkušancem za kvazi – statično strižno preizkušanje.	90
Slika 67: Prikaz merskih mest za merjenje pomikov u (LVDT) in deformacij ε (SG).	91
Slika 68: Prikaz postavitve preizkušanca in merskih mest v laboratoriju.	92
Slika 69: Postopek določitve pomika na meji elastičnosti za strižno obremenjene stene ([58]).	93
Slika 70: Ciklični obtežni protokol za preizkušane FR12.	94
Slika 71: Prikaz razstavljenе deformirane lege kompozitnega panela.	95
Slika 72: Primerjava različnih mehanskih karakteristik za preizkušance z detajlom spoja CD1 v odvisnosti od načina podpiranja in vrste protokola obremenjevanja.	96
Slika 73: Razmerja med silo trenja in lesenega okvirja pri prevzemu horizontalne obtežbe za preizkušane FR4 (BC3, CD1).	100
Slika 74: Razmerja med silo trenja in lesenega okvirja pri prevzemu horizontalne obtežbe za preizkušane FR6 (BC1, CD1).	100
Slika 75: Razmerja med silo trenja in lesenega okvirja pri prevzemu horizontalne obtežbe za preizkušane FR8 (BC2, CD1).	101
Slika 76: Razmerja med silo trenja in lesenega okvirja pri prevzemu horizontalne obtežbe za preizkušane FR10 (BC1, CD2).	101
Slika 77: Razmerja med silo trenja in lesenega okvirja pri prevzemu horizontalne obtežbe za preizkušane FR12 (BC1, CD3).	102
Slika 78: Razmerja med silo trenja in lesenega okvirja pri prevzemu horizontalne obtežbe za preizkušane FR14 (BC2, CD3).	102
Slika 79: Identifikacija začetka cepitve lesenega okvirja v spojih z merjenjem pomikov na mestih LVDT13 in LVDT14 za preizkušane FR14 (CD3, BC2).	103

Slika 80: Primerjava odzivov preizkušancev na monotono obtežbo v odvisnosti od načinov podpiranja (BC1, BC2, BC3) in tipa spoja (CD1, CD2 in CD3).	104
Slika 81: Histerezni odziv preizkušancev FR4 (a), FR6 (b), FR8 (c), FR10 (d), FR12 (e) in FR14 (f).	106
Slika 82: Določitev efektivne togosti K_e	107
Slika 83: Definicija sekantne togosti K_i	108
Slika 84: Potek upadanja togosti za vse ciklično obremenjene preizkušance FR4 (a), FR6 (b), FR8 (c), FR10 (d), FR12 (e) in FR14 (f), skupaj s faktorji C in n.	110
Slika 85: Komponente in definicija ekvivalentnega viskoznega koeficienta dušenja ξ	112
Slika 86: Primerjava razvoja ekvivalentnega viskoznega koeficienta dušenja ξ glede na velikost etažnega pomika d/h [%].	113
Slika 87: Primerjava ovojnic histereznih zank ter idealizirani bilinearni diagrami.	117
Slika 88: Predstavitev 3D numeričnega modela za celoten kompoziten panel v programu ABAQUS.	119
Slika 89: Mreža končnih elementov kompozitnega panela v programu ABAQUS.	120
Slika 90: Detajlnejši pogled A mreže končnih elementov v zgornjem spoju kompozitnega panela.	121
Slika 91: Pogled B na razstavljen spoj kompozitnega panela.	121
Slika 92: Primerjava eksperimentalnih in izračunanih vrednosti odzivov na horizontalno monotono obtežbo kompozitnih panelov z enim vijakom v spojih lesenih elementov. .	123
Slika 93: Razporeditev pomikov v horizontalni x smeri kompozitnega panela.	124
Slika 94: Razporeditev napetosti po Misesovem kriteriju v spodnjem spoju lesenih elementov na mestu odprtine povezovalnega vijaka.	125
Slika 95: Razporeditev napetosti vzdolž vlaken lesa S11 v zgornjem spoju lesenih elementov na mestu odprtine povezovalnega vijaka.	125
Slika 96: Razporeditev napetosti po Misesovem kriteriju po celotnem kompozitnem panelu v njegovi ravnini.	126
Slika 97: Geometrija tri etažnega lesenega okvirja v pogledu.	128
Slika 98: Prerez C-C skozi tri etažen lesen okvir zavetrovan s kompozitnimi paneli.	129
Slika 99: Predpostavljena oblika diagrama za odnos moment – rotacija plastičnega členka s karakterističnimi točkami.	130
Slika 100: Komponente pomikov v kompozitnem panelu za izračun nadomestne diagonale.	131
Slika 101: Predpostavljena oblika diagrama za odnos sila - pomik osnega plastičnega členka s karakterističnimi točkami.	133
Slika 102: Numeričen model konstrukcije CD1O za nelinearno statično z označenimi plastičnimi členki.	134
Slika 103: Razporeditev vertikalne obtežbe po etažah.	135
Slika 104: Razporeditev horizontalne obtežbe po etažah za statično nelinearno analizo za konstrukcijo CD1O.	137
Slika 105: Primerjava odnosov med prečno silo in pomikom na vrhu konstrukcije za OK, CD1O, CD2O, CD3O IN CD1P.	139
Slika 106: Potresna kapaciteta za konstrukcijo OK.	141
Slika 107: Potresna kapaciteta za konstrukcijo CD1O.	142
Slika 108: Potresna kapaciteta za konstrukcijo CD2O.	142
Slika 109: Potresna kapaciteta za konstrukcijo CD3O.	143
Slika 110: Potresna kapaciteta za konstrukcijo CD1P.	143

Slika 111: Odnos med pospeškom tal in normiranim pomikom na vrhu konstrukcije za OK, CD1O, CD2O, CD3O in CD1P, s prikazom napredovanja poškodb kompozitnih panelov.	144
Slika 112: Stanja v plastičnih členkih pri projektnej pospešku tal $a_g = 0,25$ g (levo) in pri mejnem stanju NC (desno) za konstrukcijo OK.	145
Slika 113: Stanja v plastičnih členkih pri projektnej pospešku tal $a_g = 0,25$ g (levo) in pri mejnem stanju NC (desno) za konstrukcijo CD1O.	145
Slika 114: Stanja v plastičnih členkih pri projektnej pospešku tal $a_g = 0,25$ g (levo) in pri mejnem stanju NC (desno) za konstrukcijo CD2O.	146
Slika 115: Stanja v plastičnih členkih pri projektnej pospešku tal $a_g = 0,25$ g (levo) in pri mejnem stanju NC (desno) za konstrukcijo CD3O.	146
Slika 116: Stanja v plastičnih členkih pri projektnej pospešku tal $a_g = 0,25$ g (levo) in pri mejnem stanju NC (desno) za konstrukcijo CD1P.	147
Slika 117: Etažni pomiki konstrukcije OK (a), CD1O (b), CD2O (c), CD3O (d) in CD1P (e) za projektnej pospešek tal in mejnej potres.	148
Slika 118: Shema preizkušancev in postavitve merskih mest v smeri vzbujanja obtežbe za oba kompozitna panela.	150
Slika 119: Shema modela v prečnem prerezu.	151
Slika 120: Preizkušaneec med montažo (a), celotna postavitve modela (b), fiksiranje vertikalne obtežbe (c) in detajl vpenjanja v temelj (d).	152
Slika 121: Rezultati merjenja lastnih frekvenc kompozitnih panelov pred testiranjem.	154
Slika 122: Primerjava vzbujajočega in odzivnega pospeška kompozitnega panela P1 za Test 20 (Kobe, $a_g = 0,5$ g).	155
Slika 123: Identificirana poškodba preizkušancea v spoju lesenega okvirja pri $a_g = 0,6$ g.	156

List of tables

Table 1: Comparison of chemical composition and physical characteristics for soda lime silica and borosilicate glass (adopted from [12]).	8
Table 2: Shear modulus G_{int} [MPa] of PVB interlayer at different temperatures and duration of loading (adopted from [18]).	15
Table 3: Shear modulus G_{int} [MPa] of EVA interlayer at different temperatures and load durations [19].	15
Table 4: Results of fourpoint bending test for laminated glass at maximum force F_{max} and at failure point.	33
Table 5: Mechanical characteristics of materials used for numerical modelling.	43
Table 6: Different boundary conditions and loads for numerical testing of laminated glass.	47
Table 7: Evaluated mechanical characteristics of wood based on four-point bending test.	70
Table 8: Evaluated mechanical characteristics of wood compressed in perpendicular direction to the grain.	72
Table 9: Evaluated mechanical characteristics of wood compressed in longitudinal direction the the grain.	72
Table 10: Comparison of three different types of laminated timber elements.	82
Table 11: Boundary conditions, connection details and load protocol assignments to the specimens.	86
Table 12: Typical failure of composite shear panels with values of displacement d [mm] and force F [kN] at the first crack appearance.	98
Table 13: Stiffness degradation factors C and n for positive and negative part of hysteresis loop.	109
Table 14: Ductility μ of cyclic loaded specimens	111
Table 15: Values of factor ν for definition of panel inplane strength.	115
Table 16: Mechanical characteristics of materials used in numerical model of composite panel.	122
Table 17: Stiffnes and resistance of composite panels and fictional substitute diagonals for each story and type of composite panels.	133
Table 18: First mode shape, mases, lateral and normalized forces for nonlinear static analysis.	136
Table 19: Values of factors for transformation from MDOF to SDOF.	139
Table 20: Values of seismic capacity of structures OK, CD1O, CD2O, CD3O and CD1P.	140
Table 21: Testing plan of dynamic tests with values of input acceleration $a(g)$, maximum response acceleration $a_{max}(g)$ and damage identification.	153
Table 22: The main dominant frequencies of the specimens.	154

List of figures

Figure 1: Comparison of volume – temperature relationship for amorphous and crystalline material (adopted from [12]).	9
Figure 2: Scheme of float production of flat glass (adopted from [15]).	10
Figure 3: Residual stress distribution in Prince Ruperts drops (left) and eksplozivne failure of it (right); adopted from [16].	11
Figure 4: Comparison of flaw and stress propagation σ in bending loaded element made of annealed and tempered glass (adapted from [17]).	12
Figure 5: Glass fracture pattern for annealed glass (left), heat strengthened (middle) and fully tempered glass (right), adapted from [12].	13
Figure 6: Comparison of residual stress distribution trough the thickness of glass element for thermal and chemical tempered glass; adapted from [12].	14
Figure 7: Comparison of post breakage behaviour for laminated glass with SG-ionomer (left) and PVB (right) interlayer; adopted from [20].	16
Figure 8: Post breakage behaviour of laminated glass with PVB interlayer in dependence to the level of tempering (adapted from [17]).	17
Figure 9: Post breakage behaviour of fully tempered (left) [21] and heat strenghtened (right) laminated glass.	17
Figure 10: Microscopic picture of arrised (a), ground (b), smooth ground (c) and polished (d) edge of flat glass panel.	18
Figure 11: Comparison of load bearing capacity for glass layers with arised and polished edges exposed to three point bending load.	19
Figure 12: All glass structure entrance to Apple store in Shanghai [27].	21
Figure 13: Typical connection details of glass panels to substructure (adopted from [12]).	22
Figure 14: Composite shear panel with timber frame and glass infill (left) with the detail of the adhesive connection (right); adopted from [38].	24
Figure 15: Composite shear panel used by Huveniers (adopted form [4]).	25
Figure 16: Details of connections between glass and steel frame (adopted form [4]).	25
Figure 17: Frameless concept of using glass panels with point (left) and linear (right) fixing (adopted from [39]).	26
Figure 18: Distribution of forces in prestressed glass panels without external load (left) and after loading it with horizontal load (right) [40].	27
Figure 19: Side view (top) and ground plan (bottom) of the four point bending test setup for the laminated glass panels.	30
Figure 20: Test setup of four point bending test (top) with closer view to the support (left bottom) and fixing of displacement gauge LVDT1 (right bottom).	31
Figure 21: Relationship between applied force F [kN] and deflections w [mm] at the midspan of specimen.	33
Figure 22: Specimen after the failure of both glass laminas.	34
Figure 23: Two sizes of glass failure areas, wide (left) and narrow (right).	34
Figure 24: Glass fragments falling off after the glass failure, typical for specimens with PVB interlayer.	34
Figure 25: Selected type of 2D shell element S4 for numerical analysis in ABAQUS [47].	42
Figure 26: Selected type of 3D solid element C3D8I for numerical analysis in ABAQUS [47].	42
Figure 27: Distribution of normal stresses σ_{11} in the bottom face and trough the thickness of the laminated glass panel in section 1-1 obtained with the 2D shell-layered finite elements in ABAQUS.	44

Figure 28: Distribution of normal stresses σ_{11} through the thickness of the laminated glass panel in the section 1-1 obtained with the 3D solid finite elements in software ABAQUS.	45
Figure 29: Comparison of experimentally obtained deflections w with the values evaluated based on considered numerical models for laminated glass plate with EVA interlayer (adopted from [18]).	46
Figure 30: Comparison of experimentally obtained normal stresses σ_{11} with the values evaluated based on considered numerical models for laminated glass plate with EVA interlayer (adopted from [18]).	46
Figure 31: Comparison of normalised deflections $w/w_{Newmark}$ at maximum force F_{max} , evaluated with different models for different boundary conditions for specimens with EVA interlayer (adopted from [18]).	48
Figure 32: Comparison of normalised deflections $w/w_{Newmark}$ at maximum force F_{max} , evaluated with different models for different boundary conditions for specimens with PVB interlayer (adopted from [18]).	48
Figure 33: Comparison of normalised normal stresses $\sigma_{11}/\sigma_{Newmark}$ at maximum force F_{max} , evaluated with different models for different boundary conditions for specimens with EVA interlayer (adopted from [18]).	49
Figure 34: Comparison of normalised normal stresses $\sigma_{11}/\sigma_{Newmark}$ at maximum force F_{max} , evaluated with different models for different boundary conditions for specimens with PVB interlayer (adopted from [18]).	49
Figure 35: View and cross section A-A through the buckling force test setup and analytical model (right).	51
Figure 36: Relationship of monotone vertical load F [kN] and midheight horizontal displacements $u(LVDT2)$ [mm] for both specimens.	52
Figure 37: Failure of compressed laminated glass panel.	53
Figure 38: Buckling of panel with and without imperfections.	55
Figure 39: Numerical model in software ABAQUS with top and bottom boundary conditions.	57
Figure 40: Material model of EVA interlayer.	58
Figure 41: Comparison of experimental, analytical and numerical results for compressed laminated glass panel.	59
Figure 42: Friction force test setup between timber and laminated glass.	62
Figure 43: Glass plate in the timber embedment.	62
Figure 44: Mechanism for applying the normal force component F_n	63
Figure 45: Relationship between friction force F_t [kN] and relative displacements u [mm] of glass plate regarding to timber elements for the level of normal force $F_n = 2$ kN.	63
Figure 46: Four point bending test setup (a) with detailed view of displacement sensors (b) and deformers (c).	65
Figure 47: Four point bending test setup in laboratory.	66
Figure 48: Compression test setup for the direction of loading perpendicular (a and c) and longitudinal (b and d) in respect to the wood fibers.	67
Figure 49: Failure modes of bending loaded laminated wood beams.	70
Figure 50: Failure modes of laminated wood compressed in perpendicular (a) and longitudinal (b) direction of wood grain.	73
Figure 51: Distribution of horizontal component of the diagonal force F_{diag} among the timber frame connection components in longitudinal (a) and transversal (b) direction of wood fibers.	74

Figure 52: Disposition of splitting test for three types of tested specimens; bare laminated timber (a, b), one sided (c, d) and two sided (e) reinforced laminated timber with punched steel fastener.	76
Figure 53: Comparison of force F [kN] to displacement u [mm] relationship for both directions of loading (CV, CP) for unreinforced specimens.....	77
Figure 54: Deformation d_1 and d_2 [%] response time history along the height (left, right) of the specimens without punched steel fastener loaded with force F [kN] in direction perpendicular to the grain.	78
Figure 55: Comparison of force F [kN] to displacement u [mm] relationship for both directions of loading (JP, JV) for one sided reinforced specimens.....	79
Figure 56: Deformation d_1 and d_2 [%] response time history along the height (left, right) of the specimens with one sided steel punched fastener loaded with force F [kN] in direction perpendicular to the grain.	79
Figure 57: Comparison of force F [kN] to displacement u [mm] relationship for both directions of loading (CP2J, CV2J) for two sided reinforced specimens.	80
Figure 58: Deformation d_1 and d_2 [%] response time history along the height (left, right) of the specimens with two sided steel punched fastener loaded with force F [kN] in direction perpendicular to the grain.	80
Figure 59: Comparison of splitting force F [kN] to displacement u [mm] relationship for direction of loading perpendicular to the grain for all three types of specimens.....	81
Figure 60: FE mesh of tested part of timber frame connection.	83
Figure 61: Distribution of deformation d in loading direction.....	84
Figure 62: Distribution of deformation in loading direction d in the middle section along the path A.	84
Figure 63: Specimen assembly with the main dimensions (left) and detailed view A-A of the connection between timber frame and glass panel (right).	87
Figure 64: Connection details of timber frame elements with two bolts CD1 (a), one bolt (b) and one bolt with punched steel plate stiffener CD3 (c).....	88
Figure 65: Boundary conditions BC1 for cantilevered panel (a), panel with restrained vertical downward displacement and rotation BC2 (b) and panel with restrained rotation BC3 (c).	89
Figure 66: Racking test facility for quasi - static testing of shear walls.	90
Figure 67: Instrumentation setup for measuring of displacements u (LVDT) and deformations ε (SG).	91
Figure 68: Test setup in laboratory.	92
Figure 69: Definition of yielding point according to the Yasamura and Kawai [58] procedure for timber shear wall.	93
Figure 70: Cyclic time history story drift protocol for specimen FR12.	94
Figure 71: Exploded view of deformed state of the composite shear wall.	95
Figure 72: Comparison of different mechanical characteristics for specimens with all three boundary conditions (BC1, BC2, BC3) and connection detail CD1 and loading protocol.	96
Figure 73: Relative distribution of horizontal load among the components of the whole shear panel for specimen FR4 (BC3, CD1).	100
Figure 74: Relative distribution of horizontal load among the components of the whole shear panel for specimen FR6 (BC1, CD1).	100
Figure 75: Relative distribution of horizontal load among the components of the whole shear panel for specimen FR8 (BC2, CD1).	101

Figure 76: Relative distribution of horizontal load among the components of the whole shear panel for specimen FR10 (BC1, CD2).	101
Figure 77: Relative distribution of horizontal load among the components of the whole shear panel for specimen FR12 (BC1, CD3).	102
Figure 78: Relative distribution of horizontal load among the components of the whole shear panel for specimen FR14 (BC2, CD3).	102
Figure 79: First crack identification with LVDT13 and LVDT14 displacements time history of specimen FR14.	103
Figure 80: Monotone responses of composite panels for all three types of boundary conditions (BC1, BC2, BC3) and timber frame connection details (CD1, CD2, CD3).....	104
Figure 81: Hysteresis response of specimens FR4 (a), FR6 (b), FR8 (c), FR10 (d), FR12 (e) in	106
Figure 82: Definition of effective stiffness K_e	107
Figure 83: Definition of secant stiffness K_i	108
Figure 84: Stiffness degradation (C and n) for cyclic loaded specimens FR4 (a), FR6 (b), FR8 (c), FR10 (d), FR12 (e) in FR14 (f).	110
Figure 85: Definition of equivalent viscous damping coefficient ξ	112
Figure 86: Development of viscous damping coefficient ξ along with the story drift d/h [%] amplitude.	113
Figure 87: Comparison of hysteresis envelopes and idealised bilinear diagrams.	117
Figure 88: Introduction of 3D numerical model for composite panel in software ABAQUS.	119
Figure 89: Finite element mesh for composite panel in software ABAQUS.	120
Figure 90: Detailed view A of finite element mesh in upper connection of composite panel.	121
Figure 91: Exploded view B to the connection detail of the composite panel.	121
Figure 92: Comparison of experimental and numerical values of composite panel responses to monotone horizontal load for specimens with one bolt in connections of timber frame elements.	123
Figure 93: Displacement distribution in horizontal x direction of composite panel.	124
Figure 94: Distribution of Mises stress in lower connection of timber frame elements around the opening for connection bolt.	125
Figure 95: Distribution of stresses in longitudinal direction to grain S11 in upper connection of timber frame elements around the opening for connection bolt.....	125
Figure 96: Inplane distribution of Mises stress across the whole composite panel.....	126
Figure 97: View of three story timber frame geometry.....	128
Figure 98: Section C-C through the three story timber frame with composite panel bracing..	129
Figure 99: Supposed shape of moment – rotation relationship of plastic hinges with characteristic points.	130
Figure 100: Displacements components in composite panel for evaluation of fictional diagonal.	131
Figure 101: Supposed shape of force - displacement relationship of axial plastic hinges with characteristic points.....	133
Figure 102: Numerical model of structure CD10 for nonlinear static analysis with plastic hinges.....	134
Figure 103: Distribution of assigned vertical loads to the storeys.	135
Figure 104: Distribution of assigned horizontal loads to the storeys for nonlinear static analysis of structure CD10.....	137

Figure 105: Comparison of relationships between base shear and displacements at the top of the structure for OK, CD1O, CD2O, CD3O and CD1P.	139
Figure 106: Seismic capacity of structure OK.	141
Figure 107: Seismic capacity of structure CD1O.	142
Figure 108: Seismic capacity of structure CD2O.	142
Figure 109: Seismic capacity of structure CD3O.	143
Figure 110: Seismic capacity of structure CD1P.	143
Figure 111: Relationship between ground acceleration and normalised displacement at the top of the structure for OK, CD1O, CD2O, CD3O and CD1P, with the pictures of progressed damage of composite panels.	144
Figure 112: State of plastic hinges at design ground acceleration $a_g = 0,25$ g (left) and at near collapse state NC (right) for structure OK.	145
Figure 113: State of plastic hinges at design ground acceleration $a_g = 0,25$ g (left) and at near collapse state NC (right) for structure CD1O.	145
Figure 114: State of plastic hinges at design ground acceleration $a_g = 0,25$ g (left) and at near collapse state NC (right) for structure CD2O.	146
Figure 115: State of plastic hinges at design ground acceleration $a_g = 0,25$ g (left) and at near collapse state NC (right) for structure CD3O.	146
Figure 116: State of plastic hinges at design ground acceleration $a_g = 0,25$ g (left) and near collapse state NC (right) for structure CD1P.	147
Figure 117: Story drifts of structures OK (a), CD1O (b), CD2O (c), CD3O (d) in CD1P (e) for design ground acceleration and for the acceleration at near collapse state.	148
Figure 118: Test setup of dynamic tests in longitudinal direction with the seismic load for both composite panels.	150
Figure 119: Test setup of dynamic tests in transversal section.	151
Figure 120: Assembling of model (a), finished model (b), fixation of vertical load (c) and detail of connection to the foundation strip.	152
Figure 121: Dominant frequencies of the model before testing.	154
Figure 122: Comparison of input and response acceleration of composite panel P1 for Test 20 (Kobe, $a_g = 0,5g$).	155
Figure 123: Identified damage of specimen at the timber frame connection at the $a_g = 0,6g$	156

1 UVOD

V sodobni arhitekturi lahko opazimo tendenco uporabe velikih steklenih površin za zunanje ovoje stavb. Tisto, kar prepriča arhitekta za uporabo stekla, je njegova estetska vrednost in predvsem funkcionalnost. Steklo je edinstven material, ki s svojimi lastnostmi v arhitekturnem smislu omogoča fizično pregrado med zunanjim in notranjim prostorom objekta in hkrati omogoča vizualno komunikacijo med obema prostoroma, kar nudi uporabniku udobje, funkcionalnost in izkoriščenost prostora.

S tehnološkim razvojem stekla so se pojavili tudi različni koncepti uporabe stekla, kar posledično tudi omogoča izpolnitev zahtev sodobne arhitekture po čim večji transparentnosti objektov in s tem tudi zmanjšanju glavne nosilne konstrukcije na najmanjšo možno mero. Nekatere ideje gredo celo tako daleč, da dajo steklu poleg funkcije ovoja stavbe, še nosilno vlogo. S tem se znebimo konvencionalne nosilne konstrukcije, kot rezultat pa dobimo popolnoma transparenten objekt. V praksi se pojavljata dva koncepta pritrjevanja steklenih panelov na podkonstrukcijo in sicer točkovno ter linijsko, po dolžini robov steklenega panela. Pri slednjem gre dejansko za steklen panel z okvirjem na katerega se običajno pritrjuje z adhezivom. Takšni kompozitni paneli lahko skupaj s pritržitvami na glavno nosilno konstrukcijo, nudijo dodatno stabilnost celotnega objekta s skeletnim konstrukcijskim sistemom izpostavljenega horizontalnim obtežbam kot sta naprimer naravna pojava potres, veter. Dejanski stabilizacijski vpliv takšnih panelov na togost in sposobnost disipiranja energije konstrukcije med potresom je relativno slabo raziskan in se ga običajno zanemari pri projektiranju celotne konstrukcije. V večini predpisov o potresno varni gradnji so steklene fasade obravnavane kot nekonstrukcijski elementi, kateri so varovani z omejitvami največjih dovoljenih etažnih pomikov celotnega konstrukcijskega sistema. Slednje je tudi logično glede na naravo stekla, saj kot idealno elastičen in krhek material predstavlja nevarnost (porušitev brez opozorila) za uporabnike stavbe v primeru prevelikih vsiljenih etažnih pomikov. Po drugi strani pa se pojavi vprašanje o smiselnosti takšne obravnave steklenih fasadnih sistemov, kadar je uporabljeno lamelirano steklo v kombinaciji z disipativnim točkovnim ali linijskim sistemom spajanja na glavno okvirno konstrukcijo. Lamelirano steklo ima namreč sposobnost prenašanja relativno velikih sil v ravnini panela tudi po nastanku prvih razpok in še vedno nudi celotnemu objektu dodatno horizontalno stabilnost. Hkrati lamelirano steklo preprečuje razpad stekla na manjše delce, ki lahko ogrozijo varnost za uporabnike. S posebnim sistemom pritrjevanja stekla na glavno nosilno konstrukcijo je tudi mogoče zagotoviti disipacijo energije oz. varovalko pred preobremenitvijo steklenega panela.

V doktorski disertaciji smo se posvetili študiji obnašanja edinstvenega sistema lesenih okvirjev zavetrovanih z lameliranim steklom, ki bi lahko bil s pridom uporabljen v čedalje bolj zastopani leseni gradnji stanovanjskih objektov. Z obsežnimi eksperimentalnimi preiskavami in numerično analizo obravnavanih panelov smo poskušali odgovoriti na nekatera temeljna vprašanja, predvsem kar zadeva

nosilnost, togost, pojav prvih poškodb, disipacijo energije in v končni fazi možnosti izkoriščenja steklenih panelov v konstrukcijske namene.

1.1 Tema doktorske disertacije in definicija problema

Trenutno obstajajo evropski (EN), mednarodni ISO in nekateri nacionalni standardi za steklene proizvode, vendar noben od navedenih dokumentov ne obravnava projektiranja steklenih konstrukcij v gradbeništvu na potresnih območjih oz. je le to delno zajeto v predpisih o potresno varni gradnji, ki obravnavajo steklene konstrukcije kot nekonstrukcijske elemente [1]. Ravno slednje je pripeljalo do ideje o novem standardu družine Evrokod, ki bo pokrival praznino na tem področju, na evropskih tleh [2]. Sočasno se v ZDA pripravlja in nadgrajuje ASTM E1300 standard [3]. Hkrati je bila pred časom ustanovljena skupina strokovnjakov in predstavnikov steklarske industrije, ki je zadolžena za oblikovanje Evrokod standardov za konstrukcijsko steklo. V to skupino so aktivno vključeni tudi sodelavci Katedre za preizkušanje materialov in konstrukcij, Fakultete za gradbeništvo in geodezijo, Univerze v Ljubljani, že od leta 2006.

Primer konstrukcijskega sistema, kjer steklo sodeluje kot nosilni element, je lesen okvir s polnilom iz lameliranih steklenih plošč za prevzem horizontalnih sil in zagotovitev stabilnosti objekta v horizontalni smeri. Omenjeni kompozitni paneli se uporabljajo za paviljone in enoetažne razstavne prostore, kjer želimo imeti čim večjo transparentnost objekta. V praksi obstaja že kar nekaj tovrstnih panelov, kjer steklene lamelirane plošče prevzemajo zavetrovalno vlogo, vendar v kombinaciji z jeklenim ali aluminijastim okvirjem, na katerega so te steklene plošče pritrjene točkovno v vogalih ali pa linijsko po celotni dolžini robov plošč.

Za kombinacijo jekla in stekla v kompozitnih strižnih panelih tako obstaja dokaj dobro poznavanje obnašanja na osnovi mnogih izvedenih preiskav in študij [4], [5], [6]. V doktorski disertaciji smo analizirali obnašanje lesenega okvirja zavetrovanega z lameliranimi steklenimi ploščami, saj je ta kombinacija še vedno dokaj neraziskana. Pri obravnavanih panelih je uporabljen edinstven koncept spoja med steklom in lesenim okvirjem, ki se kaže v stiku brez uporabe adhezivnega sredstva. Steklu je na ta način omogočeno drsenje ob lesenem okvirju, kar ima za posledico nekoliko nižjo togost v ravnini in hkrati veliko sposobnost disipacije energije. Takšni paneli predstavljajo velik potencial predvsem v moderni leseni skeletni montažni gradnji in manjši oz. zanemarljivi v primeru stenastega konstrukcijskega sistema na potresnih območjih. Pretežen del disertacije je orientiran k študiju možnosti uporabe teh panelov v okvirnih lesenih konstrukcijah, predvsem z vidika nastanka prvih poškodb, porušnega mehanizma, disipacije energije in togosti.

V okviru same študije so potekale eksperimentalne preiskave omenjenih panelov izpostavljenih horizontalni kvazi-statični ciklični obtežbi pri različnih robnih pogojih. Skupno je bilo pod takšnimi pogoji preizkušenih 12 panelov in 2 prazna lesena okvirja, kjer so se preizkušanci razlikovali v detajlu spojev lesenih elementov okvirjev. Na osnovi teh preiskav je bila zasnovana dinamična preiskava omenjenih panelov na potresni mizi v Skopju, na Inštitutu za potresno inženirstvo in seizmologijo (v nadaljevnaju IZIIS). V predstavitvi teme disertacije je bila predvidena podrobnejša analiza 3 etažnega 3D objekta na potresni mizi in kasneje tudi zasnova verificiranega numeričnega modela za takšen objekt, vendar smo te preiskave opustili zaradi finančnih omejitev in preobsežnih kvazistatičnih cikličnih preiskav, ki so bile nujno potrebne. Na potresni mizi smo tako preizkusili samo dva vzporedna kompozitna panela. Porušni mehanizem kompozitnih panelov na potresni mizi je podoben tistemu med kvazi-statičnimi preiskavami v Ljubljani.

Hkrati so se, za namen numeričnega modeliranja, izvedle še dodatne spremljevalne preiskave trenja med lesom in steklenim panelom, spojev elementov lesenega okvirja ter osnovne preiskave lameliranega stekla. Za samo interpretacijo rezultatov histereznega odziva panelov na ciklično kvazi-statično obtežbo je bila nadgrajena, sicer že predhodno razvita [7], aplikacija HISPA, ki nam omogoča izračun koeficientov upadanja togosti in ekvivalentnega koeficienta viskoznega dušenja.

Numerično modeliranje je koncentrirano na modeliranje upogibno in tlačno obremenjenega lameliranega stekla. Ti modeli so v nadaljevanju uporabljeni za modeliranje celotnega kompozitnega panela. Stabilizacijski vpliv obravnavanih kompozitnih panelov, na glavno leseno okvirno konstrukcijo, smo preverili za ravninski tri etažen lesen okvir. Analizo smo izvedli s statično nelinearno analizo s programom SAP 2000, potresno kapaciteto pa smo določili z N2 metodo.

V splošnem lahko strnemo, da rezultati doktorske disertacije pojasnjujejo obnašanje obravnavanih stenskih panelov za različne robne pogoje vpenjanja in predvsem za različne tipe spojev elementov lesenih okvirjev. Hkrati so na osnovi izvedenih preiskav podani tudi predlogi izboljšave izhodiščnih lesenih okvirjev kompozitnega panela, za zagotovitev večje togosti celotnega kompozitnega panela in robustnosti samih spojev lesenega okvirja. Glavne cilje disertacije lahko strnemo v naslednjih točkah:

- študij možnosti uporabe stekla v konstrukcijske namene s poudarkom na uporabi lameliranega stekla,
- identifikacija numeričnih in analitičnih modelov, ki so uporabni za modeliranje upogibno in tlačno (uklon) obremenjenega lameliranega stekla,
- razumevanje napetostno deformacijskega stanja lesenih okvirjev s polnilom iz lameliranih steklenih panelov pri različnih robnih pogojih pri potresni obtežbi v ravnini panela,
- določitev vpliva tipa spoja med steklom in lesnim okvirjem na obnašanje celotnega panela,

- določitev vpliva tipa spojev elementov lesenih okvirjev (tri variante CD1, CD2 in CD3) na obnašanje celotnega kompozitnega panela,
- določitev vpliva robnih pogojev oz. vpenjanja kompozitnega panela (BC1, BC2 in BC3) na obnašanje celotnega kompozitnega panela,
- določitev porušnih mehanizmov in nosilnosti obravnavanih kompozitnih panelov,
- izpopolnitev programa HISPA⁺ za obdelavo podatkov histereznega odziva konstrukcijskih elementov,
- razvoj poenostavljenega bi-linearnega modela obravnavanih kompozitnih panelov in
- študij stabilizacijskega učinka obravnavanih panelov na tri etažno leseno okvirno konstrukcijo.

Dodatni cilji disertacije so naslednji:

- prispevek pri nastajanju Evrokoda za konstrukcijsko steklo,
- določitev mehanskih karakteristik lameliranega lesa, ki je uporabljen za lesen okvir pri obravnavanih kompozitnih panelih in s tem tudi preverjanje standarda EN 408, po katerem smo tudi izvedli teste.

Dodatna motivacija za zasledovanje zgoraj zastavljenih ciljev je bila tudi želja po prispevku k razvoju nastajajočega Evrokoda za konstrukcijsko steklo. Temeljno vprašanje, na katerega smo poskušali odgovoriti je bilo, če je možno steklene panele uporabiti tudi za sodelovanje pri prevzemu horizontalne obtežbe in pod kakšnimi pogoji.

Na osnovi zasledovanih ciljev in odgovorov na določena vprašanja smo poskušali razviti osnovni koncept in filozofijo pristopa k uporabi kompozitnih steklenih panelov, izpostavljenih dinamični obtežbi. V obzir je potrebno vzeti naravo stekla, ki se obnaša linearno elastično s krhko porušitvijo. To dejstvo nam narekuje, da je potrebno posebno pozornost nameniti možnosti prerazporeditve obremenitev v primeru odpovedi steklenega elementa, dimenzioniranju z zadostnimi varnostnimi faktorji ali pa varovanju steklenih elementov s posebnimi detajli pritrditev na glavno nosilno konstrukcijo, ki imajo funkcijo disipiranja energije oz. varovalke. V našem primeru, lahko obravnavamo lesen okvir kompozitnega panela kot varovalko in povezovalen element med steklenim panelom in glavno nosilno konstrukcijo. Stik med steklenim panelom in lesenim okvirjem kompozitnega panela omogoča zdrs steklenega panela in akumulacijo poškodbe v lesenem okvirju, s čimer zaščitimo morebitno preobremenitev steklenega panela. V splošnem je možna pritrditev steklenih panelov s pritrdili, ki omogočajo etažne pomike brez prenosa obremenitve na steklene panele, kar v tem primeru pomeni, da fasada ne sodeluje pri prevzemu horizontalnih sil. Kot že omenjeno se lahko poleg uporabe ustreznih detajlov spajanja poslužimo tudi predimenzioniranja steklenih elementov, vendar je v tem primeru še vedno pod vprašanjem sama robustnost sistema, saj lahko že najmanjša poškodba steklenega panela povzroči nestabilnost vseh elementov, ki so medsebojno v navezi. Elegantna rešitev tega

problema je v smiselni uporabi lameliranega stekla, katero omogoča prevzem obtežbe tudi po nastanku prvih razpok, še posebno, če so paneli obremenjeni v svoji ravnini. V našem primeru smo se odločili za uporabo toplotno obdelanega lameliranega stekla ravno zaradi zagotovitve zadostne robustnosti, saj bi v primeru hipne in krhke porušitve steklenega panela na manjše kose ostali brez zavetrovanja lesenega okvirja, kar bi vodilo v progresivno porušitev.

1.2 Vsebina doktorske disertacije

V uvodnem delu so predstavljeni glavni cilji, vsebina in namen doktorske disertacije. Temu sledi pregled literature s področja lameliranega stekla, okvirjev zavetrovanih s steklenimi paneli in obstoječih predpisov za konstrukcijsko steklo. V tem delu je najprej namenjeno nekaj podpoglavij tudi steklu kot konstrukcijskemu materialu, kjer so pojasnjene in izpostavljene vse bistvene lastnosti stekla, ki so pomembne predvsem zaradi širšega razumevanja vpeljane filozofije uporabe stekla v konstrukcijske namene.

Za razumevanje razporeditve horizontalne sile na vrhu kompozitnega panela med posamezne komponente preizkušancev smo izvedli spremljevalne preiskave trenja med steklenim panelom in lesenim elementom, upogibno in tlačno obremenjenega steklenega elementa ter spojev lesenih elementov kompozitnih panelov. Vsak eksperiment je podrobno analiziran v fenomenološkem smislu in zatem še numerično modeliran v programu ABAQUS. Posamezna verificirana simulacija je kasneje služila za modeliranje celotnega kompozitnega panela.

Osnovni del doktorske disertacije predstavljajo eksperimentalne preiskave, ki so potekale na kompozitnih panelih sestavljenih iz lesenega okvirja in zavetrovanja z dvema lameliranima delno kaljenima steklenima paneloma. V tem poglavju so predstavljeni bistveni rezultati odziva obravnavanih panelov na monotono, ciklično kvazi-statično obtežbo. Predstavljen je tudi mehanizem delovanja kompozitnega panela z identifikacijo nastanka prvih poškodb, ki nastanejo v spojih elementov lesenih okvirjev kompozitnih panelov. Temu sledi numerična analiza kompozitnega panela in statična nelinearna analiza izbrane glavne nosilne okvirne lesene konstrukcije, na katero smo pritrdili preizkušane kompozitne panele. S tem smo ocenili stabilizacijski vpliv obravnavanih kompozitnih panelov na glavno nosilno konstrukcijo.

Računska analiza upogibno in tlačno obremenjenih lameliranih steklenih panelov je podrobneje predstavljena v četrtem poglavju, kjer smo predstavili možnosti, omejitve in probleme pri modeliranju in projektiranju na upogib in uklon. Modeli so narejeni s 3D končnimi elementi v programu ABAQUS.

V zadnjem poglavju so predstavljeni rezultati dinamične eksperimentalne preiskave, katero smo izvedli v Skopju. S to preiskavo smo potrdili porušni mehanizem identificiran med kvazi statičnimi cikličnimi preiskavami v laboratoriju Fakultete za gradbeništvo in geodezijo v Ljubljani, Univerze v Ljubljani.

Rezultati doktorske disertacije v splošnem prispevajo k razumevanju obnašanja obravnavanih lesenih okvirjev zavetrovanih z lameliranimi steklenimi paneli in k izboljšanju osnovne lesene konstrukcije ter k razumevanju sposobnosti disipiranja energije v obravnavanih kompozitnih panelih.

Prispevek k znanosti se pričakuje predvsem v smislu proučitve delovanja inovativnega obravnavanega kompozitnega panela izpostavljenega ciklični obtežbi in njegovega vpliva na tri etažno leseno skeletno konstrukcijo. V zaključku so izpostavljene glavne ugotovitve preiskav in numeričnega modeliranja, predstavljene pa so tudi smernice za nadaljnje raziskovanje na tem področju.

2 Pregled literature na obravnavanem znanstvenem področju

Steklo je material, ki zaradi svoje estetske in uporabne vrednosti spremlja človeka že od kamene dobe dalje. Sprva je bilo v uporabi »naravno steklo«, imenovano obsidian, za izdelavo nakita, orožja in orodja. Nekje med leti 5000 in 4000 pr. n. št. so se na območjih Mezopotamije in Egipta pojavili prvi primeri načrtne in namenske izdelave steklenih izdelkov [8], [9]. Z razvojem civilizacije so se pojavljali različni postopki pridobivanja in oblikovanja stekla. Proizvodnja ravnega stekla je v prejšnjem stoletju dosegla nivo s katerim je mogoče izdelati praktično brezhibne šipe, katere je mogoče uporabiti tudi v konstrukcijske namene. Podobno kot pri ostalih materialih so za inženirja pomembne glavne karakteristike, prednosti in predvsem slabosti izbranega materiala, kar mu predstavlja robne pogoje za varno in ekonomično gradnjo. Vsi poznamo krhko obnašanje stekla, hote ali nehote iz vsakodnevnih dogodkov, ko smo razbili npr. kozarec ali zasteklitveno šipo. Ravno takšne izkušnje povzročajo določeno stopnjo nezaupanja v steklo, ki je uporabljeno v nosilen in konstrukcijski namen. Drugi vir nezaupanja pa tiči v sami transparentnosti stekla, kar se izkaže v primeru uporabe lameliranih steklenih medetažnih plošč ali ograj, saj vzbujajo občutek, kot da bomo izgubili tla pod nogami oz. oporo. Obstaja tudi študija, kjer so naredili preizkus reakcije otroka na stekleni (transparentni) podlagi. Otroka so postavili na mizo z delno stekleno ploskvijo, nato pa ga je mati (oseba, ki ji zaupa) poskušala priklicati, naj pride do nje preko steklene površine. Otrok jo je vztrajno zavračal, kar dokazuje določeno naravno stopnjo nezaupanja v nosilnost transparentne konstrukcije [10]. Po drugi strani pa je ravno transparentnost tista lastnost stekla, ki ga ohranja v uporabi že tisočletja in je praktično nenadomestljivo. Lahko bi tudi rekli, da je v steklu nekaj mističnega, skrivnostnega, saj fizično obstaja in je hkrati transparentno, skoraj nevidno.

Smiselno si je zato, na tem mestu postaviti vprašanje v kolikšni meri je upravičeno nezaupanje v obnašanje in mehanske karakteristike stekla, kakšni so robni pogoji pri projektiranju? Na ti vprašanji in upamo, da še na katera druga smo poskušali odgovoriti v sledečih poglavjih o karakteristikah stekla, spremljajočih fenomenih in procesnih možnostih obdelave ter izboljšave stekla.

2.1 Sestava in materialne karakteristike stekla

Na kratko lahko steklo definiramo kot trdno snov, ki nastane s hitrim ohlajanjem taline brez kristalizacije. Takšne trdne snovi se imenujejo amorfne ali steklaste snovi in se pri ohlajanju taline strdijo pri temperaturi steklastega prehoda T_g . V nasprotju s kristalastimi materiali, kjer se prehod iz tekočega v trdno stanje zgodi pri določeni temperaturi T_s , se pri steklu zgodi v določenem temperaturnem območju T_g do T_s [11]. V splošnem je v kemiji izraz steklo (amorfna snov) rezerviran za opis mikrostrukture materiala in ne za elementarno sestavo materiala. Najbolj zastopano steklo v praksi je natrij-kalcijevo silikatno steklo (Na-Ca-SiO_4). Za posebne primere se pogosto uporabi tudi

borosilikatno steklo, katerega odlikuje majhen temperaturni razteznostni koeficient. V preglednici 1 je prikazana primerjava kemijske sestave in mehanskih lastnosti za običajno natrij kalcijevo in borosilikatno steklo, ki so navedene v evropskih standardih za steklo [12].

Preglednica 1: Primerjava kemijske sestave in fizikalnih lastnosti za natrij kalcijevo silikatno in borosilikatno steklo (povzeto po [12]).

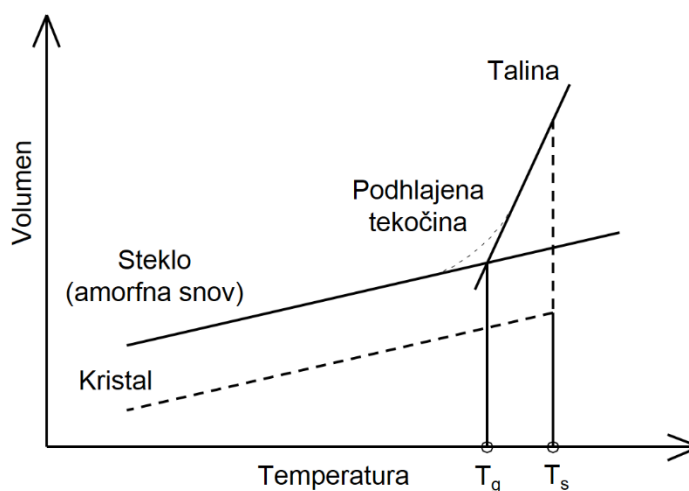
Table 1: Comparison of chemical composition and physical characteristics for soda lime silica and borosilicate glass (adopted from [12]).

		Natrij kalcijevo silikatno steklo	Borosilikatno steklo
Kemijska sestava (ime in kemijska oznaka)	Kremenov pesek, SiO ₂	69-74%	70-87%
	Apno, CaO	5-14%	/
	Natrijev oksid, Na ₂ O	10-16%	0-8%
	Borov oksid, B ₂ O ₃	/	7-15%
	Kalijev oksid, K ₂ O	/	0-8%
	Magnezijev oksid, MgO	0-6%	/
	Aluminijev oksid, Al ₂ O ₃	0-3%	/
	Ostali dodatki (železo, titan, svinec)	0-5%	0-8%
Fizikalne lastnosti (karakteristika in enota)	Temperatura steklastega prehoda T _g [°C]	530	560
	Temperatura tališča T _s [°C]	1000	1280
	Temperaturni razteznostni koeficient, α_T [K ⁻¹] * 10 ⁻⁶	9	3,1-6
	Gostota, ρ [kg/m ³]	2500	2200-2500
	Modul elastičnosti, E [GPa]	70	60-70
	Strižni modul, G [GPa]	28	25-29
	Poissonov količnik, ν	0,23	0,2
	Trdota po Knoopu, HK _{0,1/20} [GPa]	6	4,5-6

V nasprotju s kristalnimi snovmi se pri nastanku amorfne snovi ne tvorijo skupine molekul v ponavljajočem se vzorcu ampak dobimo neurejeno strukturo molekul. Teoretično je možno iz vsakega materiala pridobiti amorfno snov s pravilnim (dovolj hitrim) režimom ohlajanja taline materiala. Amorfne strukture nastajajo v primerih, ko se talina ohlaja hitreje kot poteka sama kristalizacija, zato nekateri avtorji poimenujejo steklo tudi kot zamrznjeno tekočino oz. kot tekočino z zelo visoko viskoznostjo. Slednja definicija je posledično zavajajoče vplivala na razvoj pojasnjevanja odebelitve spodnjih strani zasteklitev na srednjeveških cerkvah, ki naj bi bila posledica viskoznega obnašanja stekla v dolgem časovnem obdobju. Številne študije [13] so pokazale, da se materiali z viskoznostjo večjo od 10¹⁵ P lahko obravnavajo kot trdne snovi in da ima steklo pri temperaturi okoli 500°C višjo viskoznost

od te vrednosti, pri sobni temperaturi pa ima še večjo, približno 10^{20} P. Odebelitve zasteklitev srednjeveških cerkvah so pojasnjene s postopkom izdelave ravnega stekla v tedanjem času, ki je bilo kronsko in kot takšno izdelano neenakomerno in z odebelitvami na specifičnih mestih.

Med ohlajanjem steklene taline se viskoznost mase povečuje do strditve pri viskoznosti okoli 10^{15} P pri 530°C . Ta točka se imenuje točka steklastega prehoda T_g . Kot prikazuje slika 1 se pri amorfne materialu prehod med tekočo in trdno snovjo zgodi v določenem temperaturnem območju in ne v eni točki kot pri procesu kristalizacije.

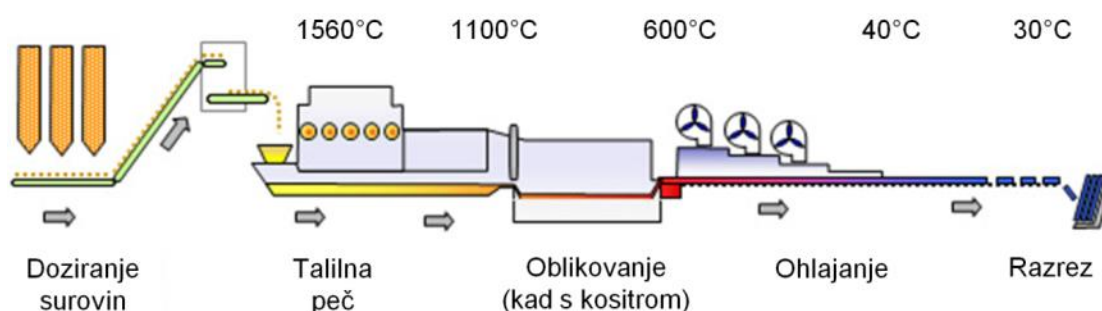


Slika 1: Shematičen prikaz primerjave spremembe volumna v odvisnosti od temperature za amorfne (steklo) in kristalne material (prevzeto po [12]).

Figure 1: Comparison of volume – temperature relationship for amorphous and crystalline material (adopted from [12]).

Zelo pomembna lastnost stekla je tudi odpornost na kemikalije in agresivne spojine (kisline). Poudariti je potrebno, da se steklo obnaša linearno elastično, vse do krhke porušitve in ima lastnosti izotropnega materiala. Trdnost stekla je odvisna od več parametrov in je izjemno podvržena površinskim napakam in mikrorazpokam. Teoretična natezna trdnost stekla je približno 32 GPa, kar je v realnosti nemogoče doseči zaradi že omenjenih površinskih mikrorazpok. Običajno znaša natezna trdnost za navadno steklo približno 45 MPa, tlačna trdnost pa 1000 MPa. Z dodatno obdelavo stekla, kot so brušenje in kaljenje lahko občutno zmanjšamo velikost in vpliv razpok. Stekljena vlakna tako na primer dosejajo dosti višjo natezno trdnost kot steklene šipe (okoli 3,5 GPa), saj imajo zaradi majhne relativne površine in postopka proizvodnje zelo malo oz. manjših mikrorazpok na površini. Lahko tudi sklepamo, da natezna trdnost stekla ni materialna konstanta, ampak je funkcija mikrorazpok, velikosti elementa, intenzitete in trajanja obtežbe, rezidualnih napetosti (kaljenje) in pogojev okolja. Določi se jo kot efektivno natezno trdnost v odvisnosti od velikosti in trajanja obtežbe in velikosti začetnih mikrorazpok.

Na področju izboljšave in razvoja ravnega stekla je prišlo do bistvenega preboja po drugi svetovni vojni, z iznajdbo flotacijskega postopka izdelave ravnega stekla [14], s katerim je mogoče izdelati šipe s praktično brezhibnimi ravnimi, paralelnimi in gladkimi površinami. Na sliki 2 je prikazan flotacijski postopek, ki poteka od doziranja surovin, taljenja v peči pri temperaturi približno 1560°C in nato vodenja taline stekla preko kadi z raztopljenim kositrom. Zaradi manjše gostote steklo plava na raztopini kositra, kjer se tudi znivelira in ohladi do približno 600°C. Kontinuirana steklena šipa, ki zapuša kositrno kopel se nadalje enakomerno ohlaja do temperature 40°C, čemur na koncu sledi še razrez in skladiščenje.



Slika 2: Proces floatacijskega postopka proizvodnje ravnega stekla (prevzeto po [15]).

Figure 2: Scheme of float production of flat glass (adopted from [15]).

Z dodatnimi obdelavami stekla lahko predvsem vplivamo na nosilnost in porušni vzorec, ne moremo pa vplivati na krhkost porušitve. Slednje lahko ublažimo z medsebojnim lepljenjem več plasti šip. V nadaljevanju so pojasnjeni osnovni koncepti in efekti kaljenja (temperiranja), lameliranja in brušenja robov steklenih panelov.

2.2 Obdelava ravnega stekla in vpliv obdelave stekla na mehanske karakteristike (konstrukcijsko steklo)

2.2.1 Kaljenje steklenih panelov

Na Bavarskem so, v 17. stoletju, odkrili fenomen kaljenja stekla s spuščanjem kapljic staljenega stekla v vodo. Na sliki 3 levo so prikazane takšne steklene kapljice, kjer so razvidne tudi razporeditve tlačnih napetosti na površini. Izkazalo se je namreč, da je možno s hitrim ohlajanjem pridobiti izjemno trdno steklo, katerega niti z udarci kladiva ni mogoče zdrobiti. Po drugi strani pa lahko s prelomitvijo repa steklene kapljice, kjer ima manjše zaostale napetosti, sprožimo eksplozivno porušitev kapljice (slika 3 desno), kar je posledica porušitve ravnovesja notranje razporeditve napetosti zaradi kaljenja. K širitvi tega fenomena je pripomogel Bavarski princ Rupert tako, da ga je predstavil tudi angleškemu dvoru, v želji, da fenomen pojasni. Zato se kaljene steklene kapljice imenujejo po njem (Prince Rupert's drop) [10]. Ob kontaktu staljenega stekla z vodo, se zunanost hitro ohladi in hkrati tudi strdi, notranjost pa ostane vroča in se ohladi počasneje, kar v končni fazi privede do tlačnih napetosti po površini in nateznih v notranjosti. To je v bistvu postopek kaljenja stekla s temperaturo in gre za fizikalen proces, pri katerem se steklo kot material ne spremeni. Pri proizvodnji steklenih šip se je nemogoče izogniti mikrorazpokam na površini, medtem ko je notranjost brez razpok.

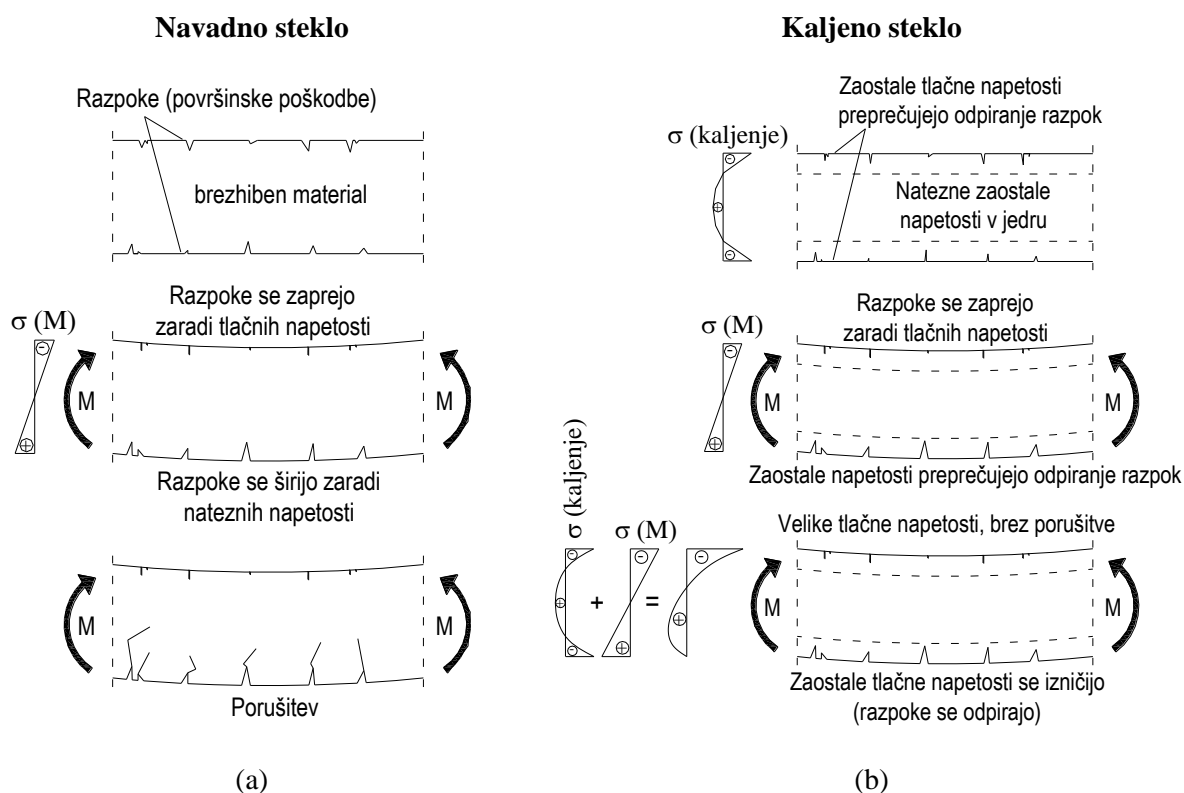


Slika 3: Potek razporeditve zaostalih napetosti na površini strjenih steklenih kapljic (levo) in eksplozivna porušitev (desno); prevzeto iz [16].

Figure 3: Residual stress distribution in Prince Ruperts drops (left) and eksplozivna porušitev of it (right); adopted from [16].

Kot že omenjeno, postopek kaljenja inducira tlačne oz. zaostale napetosti na površini, kjer so razpoke, in za dosego ravnotežja prereza natezne napetosti v notranjosti, ki je brez razpok in zato omogoča višjo nosilnost. S tem zmanjšamo velikost in vpliv površinskih mikrorazpok in jim hkrati preprečujemo

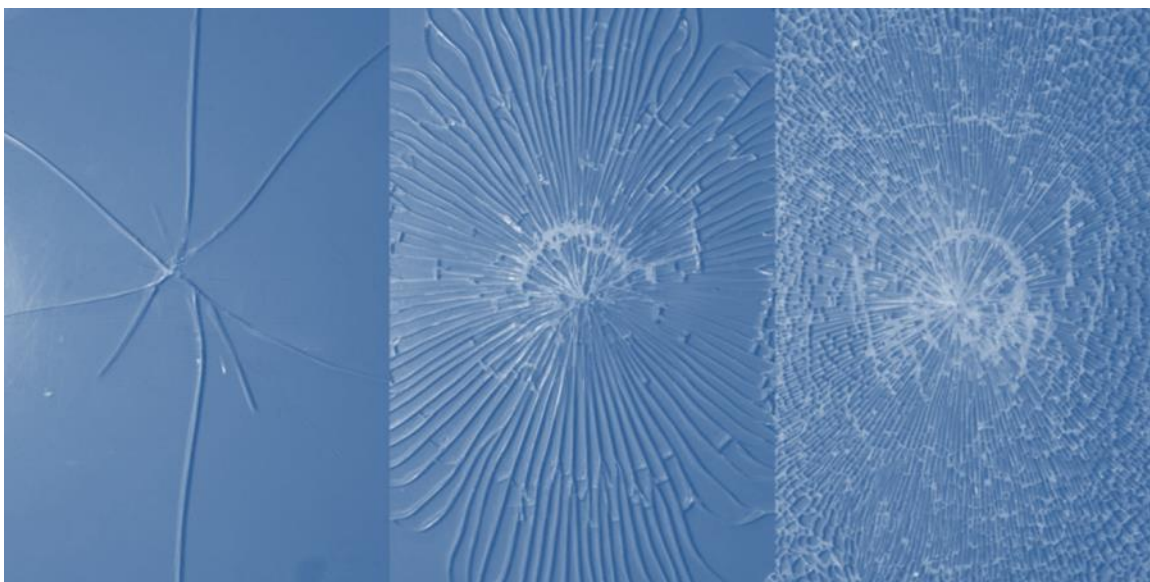
širjenje, dokler so tlačne napetosti v prerezu zaradi kaljenja večje od nateznih napetosti zaradi zunanje obtežbe. Na sliki 4 je prikazana primerjava razvoja razpok in normalnih napetosti σ po višini prereza upogibno obremenjenega elementa iz navadnega in kaljenega stekla. V praksi poznamo dve stopnji temperaturnega kaljenja stekla. Prva je delno kaljenje (»heat strengthened glass«), druga pa je kaljeno steklo (»fully tempered glass«). Kaljeno steklo dobimo tako, da želeni element segrejemo na približno 100°C nad temperaturo steklastega prehoda T_g ($620\text{-}675^{\circ}\text{C}$) in ga nato hitro ohladimo z vpihovanjem hladnega zraka, kar povzroči strditev zunanosti elementa. Notranjost se medtem najprej počasi relaksira in se nato počasi ohlaja, kar ustvari zaostale napetosti po višini prereza elementa. Običajna vrednost tlačnih zaostalih napetosti natrij-kalcijevega silikatnega stekla na površini variira med 80 in 170 MPa.



Slika 4: Primerjava razvoja razpok in napetosti σ v upogibno obremenjenem elementu iz navadnega in kaljenega stekla (prevzeto z [17]).

Figure 4: Comparison of flaw and stress propagation σ in bending loaded element made of annealed and tempered glass (adapted from [17]).

Med kaljenjem se z vzpostavitvijo ravnovesja med tlačnimi in nateznimi napetostmi nakopiči veliko energije, katera se ob porušitvi ravnovesja napetosti eksplozivno sprosti po celotnem volumnu in povzroči razpad stekla na majhne delce s topimi robovi. Od tod tudi izvira ime varnostno steklo, saj je takšen porušni vzorec manj nevaren za uporabnika kot pa vzorec z večjimi srpastimi kosi navadnega stekla. Seveda je takšno poimenovanje lahko tudi zavajajoče, saj lahko v primeru padca razbitih delov kaljenega stekla z velike višine, čeprav manjših kosov, predstavlja veliko tveganje z vidika varnosti. Pri delno kaljenem steklu je velikost razbitih delov nekje med velikostjo pri navadnem in kaljenem steklu. Izkazuje tudi očitno večjo natezno trdnost v primerjavi z navadnim steklom, hkrati pa omogoča nekoliko bolj stabilno obnašanje po nastanku prvih razpok, glede na kaljeno steklo, predvsem kadar ga uporabljamo v lameliranem steklu. Na sliki 5 so prikazani vzorci porušitve šip iz navadnega, delno kaljenega in kaljenega stekla.

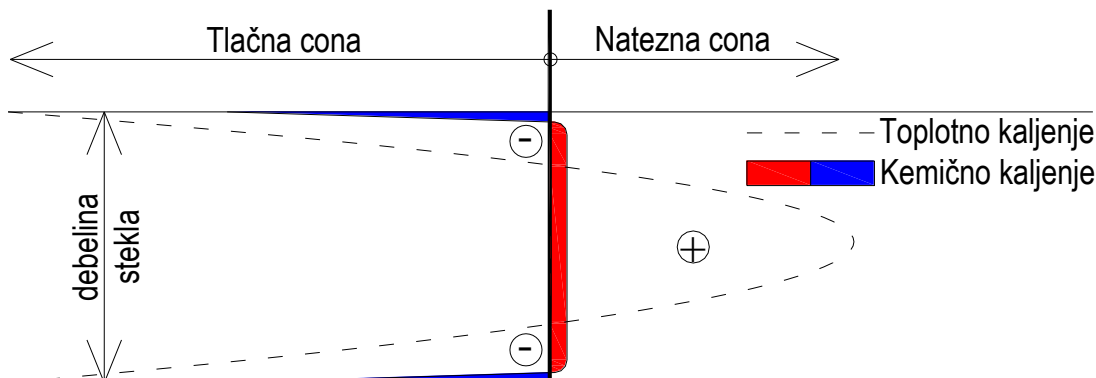


Slika 5: Primerjava vzorcev porušitve za navadno steklo (levo), delno kaljeno steklo (sredina) in kaljeno steklo (desno); prevzeto iz [12].

Figure 5: Glass fracture pattern for annealed glass (left), heat strengthened (middle) and fully tempered glass (right), adapted from [12].

Delno kaljeno steklo se od kaljenega razlikuje v počasnejšem režimu ohlajanja, kar ima za posledico manjše zaostale napetosti. Običajno znašajo zaostale napetosti na ploskvah med 40 in 80 MPa.

Alternativno se lahko termičnemu kaljenju izognemo s kemičnim utrjevanjem stekla. Tovrstno kaljenje omogoča drugačno razporeditev zaostalih napetosti po višini prereza brez termičnih efektov (ukrivljenja, deformacij, optičnih popačenj).



Slika 6: Primerjava razporeditve zaostalih napetosti po višini steklenega prereza zaradi termičnega in kemičnega postopka kaljenja; povzeto po [12].

Figure 6: Comparison of residual stress distribution through the thickness of glass element for thermal and chemical tempered glass; adapted from [12].

Sam postopek kemičnega utrjevanja poteka tako, da se stekleni paneli potopijo v raztopino kalijevega klorida (KCl) pri temperaturi 300°C. S tem sprožimo na površini proces zamenjave kalcijevih ionov (Ca^+) s 30% večjimi kalijevimi ioni (K^+). S tem se tvorijo tlačne napetosti (do 690 MPa) na zelo majhnem območju ob spodnji in zgornji ploskvi vzdolž višine prereza steklenega elementa. Obstaja nevarnost, da se razpoke, ki segajo čez debelino tlačene cone zaradi tega povečujejo brez dodatne zunanje obtežbe. Ta fenomen je v literaturi poimenovan kot samoutrujanje stekla [12]. Na sliki 6 je shematično prikazana primerjava razporeditve zaostalih napetosti po višini prereza steklenega elementa za toplotno in kemično kaljenje.

2.2.2 Lamelirano steklo

Poleg dviga nosilnosti steklenih šip je pomembno zagotoviti tudi določeno nosilnost po nastanku razpok stekla. To dosežemo s povezavo dveh ali več plasti steklenih panelov z vmesno polimerno povezovalno plastjo (»interlayer«). Običajno se za povezovalne plasti uporabljajo polivinil butiral (PVB), etilen vinil acetat (EVA), v zadnjem času pa se za bolj obremenjene elemente uporabljajo ionoplasti (»Sentry Glass – SG«). Z vmesno povezovalno plastjo dosežemo povezavo steklenih delov po poružitvi panelov in na ta način dosežemo, da poškodovana, razbita zasteklitev ostane na svojem mestu ali pa lahko celo računamo na določen nivo nosilnosti, kljub razpokanosti stekla. V fazi pred prekoračitvijo natezne trdnosti upogibno obremenjenega lameliranega stekla je strižni modul G_{int} vmesne povezovalne plasti tista karakteristika, ki določa upogibno togost laminata. Po razpokanju stekla je poleg togosti pomembna še adhezivna sposobnost vmesne povezovalne plasti, saj mora kljub poškodbam omogočati dobro povezanost delov razbite šipe. Zaradi narave polimernih vmesnih povezovalnih plasti je pri določitvi strižnega modula G_{int} potrebno nameniti posebno pozornost temperaturnim spremembam, trajanju obtežbe in hitrosti obremenjevanja (viskoelastičnost). Najbolj razširjena je uporaba viskoelastičnega materiala PVB (Polivinil butiral), ki ima nekaj prednosti, a tudi slabosti, v primerjavi z drugimi

materiali. Preglednici 2 in 3 podajata vrednosti strižnega modula G_{int} pri različnih temperaturah T [°C] in trajanjih obtežbe t [s] za PVB in EVA folijo. Očitno je, da z višanjem temperature in trajanjem obtežbe pada velikost strižnega modula G_{int} . Koeficient prečne kontrakcije je veliko bolj stabilen parameter in znaša približno 0,5 za PVB folijo in 0,32 za EVA folijo [18].

Preglednica 2: Strižni moduli G_{int} [MPa] polimera PVB pri različnih temperaturah in trajanju obtežbe (povzeto po [18]).

Table 2: Shear modulus G_{int} [MPa] of PVB interlayer at different temperatures and duration of loading (adopted from [18]).

Čas, t[s] \ T [°C]	10	60	300	600	1200	2400	3600
4,4	45,23	24,07	24,07	18,36	18,36	12,82	10,24
15,6	7,31	3,35	1,53	1,13	0,79	0,59	0,50
28,3	0,60	0,49	0,41	0,37	0,35	0,28	0,32
38,9	0,46	0,37	0,32	0,32	0,31	0,28	0,31
51,1	0,31	0,27	0,22	0,20	0,18	0,17	0,14

Konkurenčen material EVA (Etilen Vinil Acetat) znan pod komercialnim imenom EVA SAFE proizvajalca Bridgestone ima v primerjavi s PVB-jem zelo dobro odpornost na povišane temperature, vlažnost, UV žarke, izkazuje pa tudi boljšo adhezivnost in stabilnejše togostne karakteristike. Kot je že bilo omenjeno, se v praksi večinoma uporablja PVB folija in to predvsem zaradi cenejšega proizvodnega procesa lameliranja in folije, ki nima omejitve formata in je približno trikrat cenejša kot EVA folija.

Preglednica 3: Strižni moduli G_{int} [MPa] polimera EVA pri različnih temperaturah in trajanju obtežbe [19].

Table 3: Shear modulus G_{int} [MPa] of EVA interlayer at different temperatures and load durations [19].

Čas, t[s] \ T [°C]	3	60	600	3600
25	4,50	4,10	3,70	3,75
30	4,10	3,90	3,70	3,40
40	3,30	3,10	2,80	2,70
50	2,37	2,10	1,99	1,82
60	0,90	0,85	0,82	0,81

Ionomeri (Sentry Glass), ki jih je razvilo podjetje DuPont pod komercialnim imenom Sentry Glass (SG), so običajno izbrani za izdelavo lameliranega stekla v primeru, ko potrebujemo visoko togost, trdnost in temperaturno obstojnost. Na sliki 7 je prikazana primerjava oblike porušitve, zaradi udarnega testa (»pendulum test«) za konzolno vpeto lamelirano steklo s SG-ionomer in PVB vmesno povezovalno plastjo z isto kvaliteto in debelino stekla. SG-ionomer povezovalna plast je veliko bolj toga s čimer daje

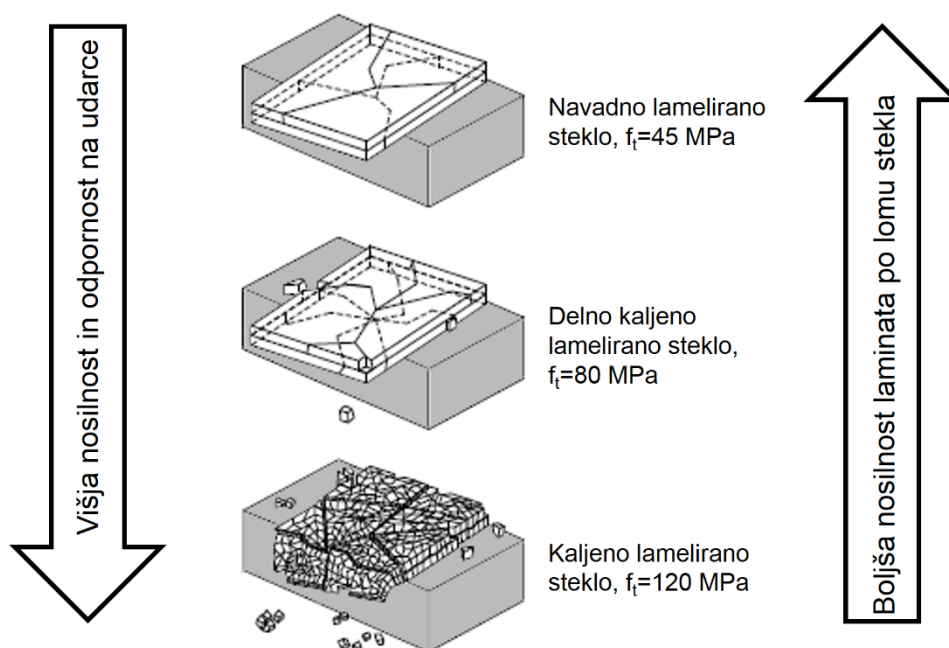
laminatu oporo. Opazimo lahko, da kljub popolni razpokanosti stekla preizkušanec še vedno stoji pokonci (slika 7 levo), medtem ko je preizkušanec s PVB povezovalno plastjo izgubil začetno obliko in se je popolnoma povsesil (slika 7 desno).



Slika 7: Primerjava obnašanja lameliranega stekla z uporabo SG-ionomer (levo) in PVB vmesne povezovalne plasti (desno) po razpokanju stekla; prevzeto iz [20].

Figure 7: Comparison of post breakage behaviour for laminated glass with SG-ionomer (left) and PVB (right) interlayer; adopted from [20].

Na obnašanje lameliranega stekla po razpokanju, poleg materiala vmesne povezovalne plasti, v veliki meri vpliva tudi stopnja kaljenja stekla, kar je shematično prikazano na sliki 8. Izkaže se, da kaljenje stekla, ki sicer precej dvigne natezno trdnost, negativno vpliva na obnašanje laminata po nastanku prvih razpok stekla. Temu botruje odpadanje manjših kosov stekla, kar povzroči zelo podajen panel, ki se obnaša podobno kot preproga (slika 9 levo), medtem pa delno kaljeno steklo po nastanku razpok stekla še vedno nosi določeno obtežbo (slika 9 desno).



Slika 8: Obnašanje lameliranega stekla s PVB folijo po poružitvi v odvisnosti od stopnje kaljenja stekla (povzeto po [17]).

Figure 8: Post breakage behaviour of laminated glass with PVB interlayer in dependence to the level of tempering (adapted from [17]).

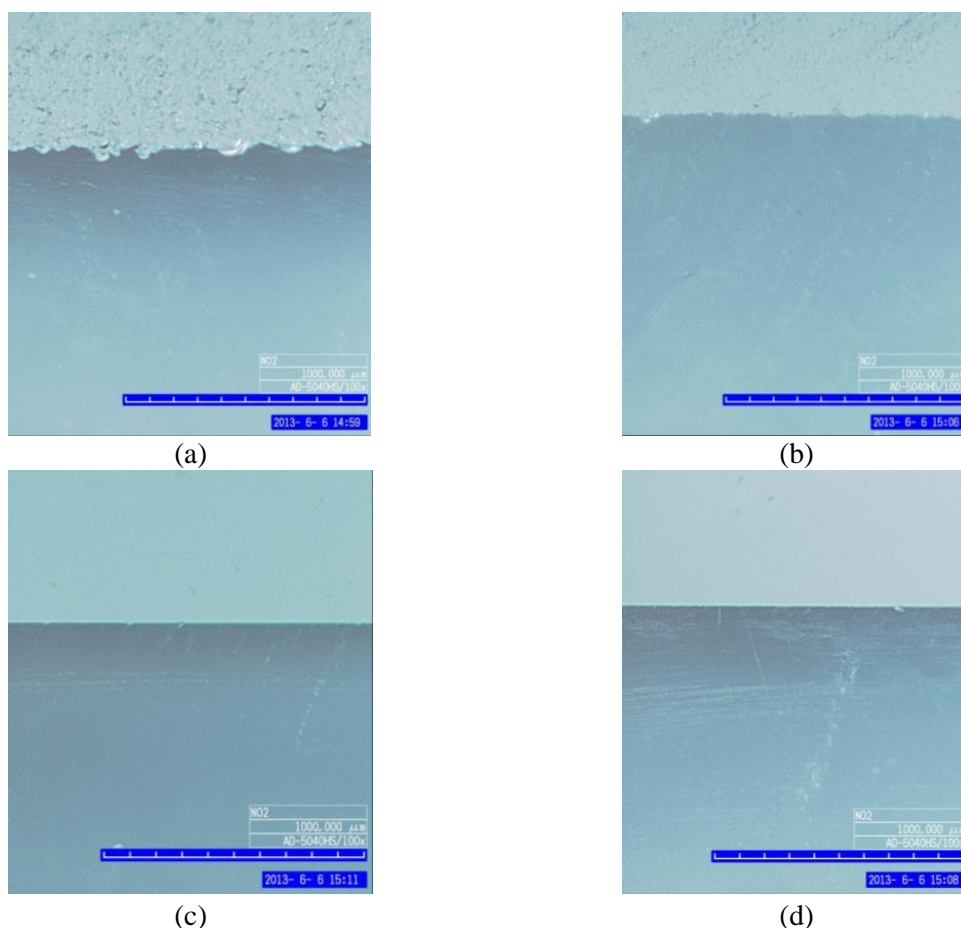


Slika 9: Primerjava obnašanja lameliranega stekla po poružitvi sestavljenega iz kaljenega stekla (levo) [21] in delno kaljenega stekla (desno).

Figure 9: Post breakage behaviour of fully tempered (left) [21] and heat strengthened (right) laminated glass.

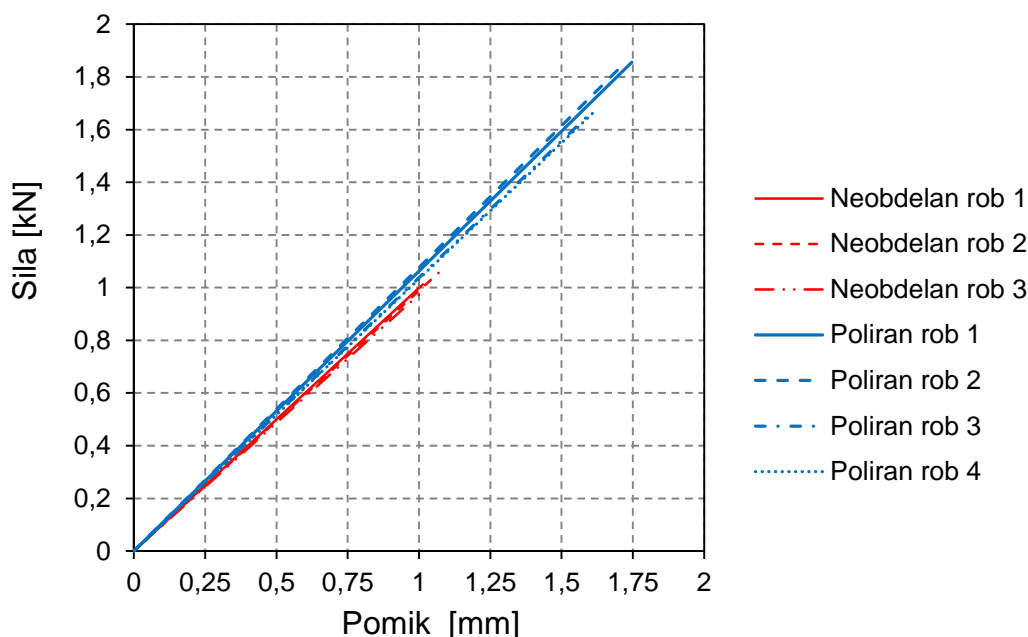
2.2.3 Obdelava robov steklenih panelov

Natezna trdnost pri upogibu steklenih panelov je močno odvisna od stopnje brušenja robov, saj s tem zmanjšamo oz. odstranimo površinske poškodbe robov. Glede na stopnjo obdelave robov ločimo neobdelan, brušen, poliran in fino poliran rob. Na sliki 10 so prikazane mikroskopske slike s 100x povečavo in dokazujejo, da lahko s poliranjem (slika 10 d) zelo zmanjšamo razpoke in jih dejansko skoraj odstranimo, v primerjavi z grobo brušenim robom (slika 10 a). Učinek brušenja in poliranja se kaže tudi na rezultatih tritočkovno upogibno obremenjene steklene plošče, kar je razvidno s slike 11, katera kaže primerjavo rezultatov testa (odnos med silo obremenjevanja in merjenega pomika na sredini preizkušanca) za navadno nekaljeno stekleno ploščo z neobdelanimi in poliranimi robovi. Očitno je, da je nosilnost polirane plošče skoraj dvakrat večja od tiste z neobdelanimi robovi. Poleg nosilnosti povečamo tudi varnost pred morebitnimi poškodbami na ostrem robu med montažo ali kasnejšo uporabo.



Slika 10: Mikroskopska slika neobdelanega (a), brušenega (b), poliranega (c) in fino poliranega (d) roba steklenega panela.

Figure 10: Microscopic picture of arrised (a), ground (b), smooth ground (c) and polished (d) edge of flat glass panel.



Slika 11: Primerjava nosilnosti pri upogibu steklene plošče z neobdelanimi in poliranimi robovi.
Figure 11: Comparison of load bearing capacity for glass layers with arised and polished edges exposed to three point bending load.

2.3 Trajnost in propadanje stekla

Pomemben pokazatelj kvalitete materiala je tudi obstojnost in odpornost na zunanje vplive. Pri steklu je potrebno poudariti možnost spontanega loma in nevarnost reakcije z alkalijami.

2.3.1 Spontani lom – vsebnost nikeljevega sulfida (NiS)

Pri kaljenem steklu se lahko po daljšem času uporabe pojavi spontani lom brez zunanje obtežbe. V tem primeru imamo lahko opravka z vsebnostjo nikeljevega sulfida (NiS) v stekleni matrici kaljenega stekla, kateri spreminja kristalno fazo iz alfa v beta stanje. Med samim procesom kaljenja stekla, kjer se steklo hitro ohladi, NiS ostane v visoko temperaturnem alfa stanju in se nato počasi, lahko traja tudi več let, spreminja v nizko temperaturno beta stanje, kar rezultira v povečanju volumna delca NiS. Ravno povečan volumen delca NiS povzroči porušitev ravnovesja in koncentracije napetosti kaljenega stekla, kar lahko vodi do porušitve končnega izdelka oz. šipe. Sam proces prehoda NiS iz ene kristalne faze v drugo in s tem procesa povečanja volumna je pospešen pri nekoliko višjih temperaturah, zato se je v praksi razvil t.i. temperaturni test (»Heat soak test«). S tem testiranjem kaljene panele za približno 2 ure segrevamo na temperaturi 300°C zaradi česar tisti paneli z vsebnostjo NiS počijo in jih na ta način izločimo (povzeto po [22]).

2.3.2 Reakcija z alkalijami – korozija stekla

Tudi steklo je podvrženo koroziji podobno kakor drugi materiali kot sta npr. jeklo ali beton. Korozijo steklene površine povzročata prisotnost vlage ali alkalij, kar lahko v gradbeništvu predstavlja problem, saj imamo pogosto steklene površine v kontaktu z alkalnimi materiali (cement, beton). Kombinacija obeh vplivov proces korozije še pospeši v nepopravljivo stanje, saj lahko povečana koncentracija alkalij povzroči tudi raztapljanje površine stekla. Podoben efekt imajo tudi alkalije, ki se nahajajo v vodi z visoko vsebnostjo mineralov (trda in morska voda). Za preprečevanje oz. zmanjšanje teh škodljivih vplivov je potrebno redno čiščenje steklenih površin ali pa zaščita s posebnimi vodo obojnimi in zaščitnimi folijami (povzeto po [23]).

2.4 Konstrukcijski sistemi z nosilno zasteklitvijo

Zasteklitev ima običajno pri manjših objektih predvsem funkcijo transparentne membrane med zunanji in notranji prostori, katera zagotavlja ustrezne temperaturne in svetlobne pogoje notranjosti. Zasteklitev lahko nastopa tudi kot del nosilne konstrukcije in sodeluje pri prevzemu obtežbe, pogostokrat horizontalnih sil v ravnini zasteklitve. V primeru, da zasteklitve ne sodelujejo pri prevzemu horizontalnih sil, se jih obravnava kot nekonstrukcijske elemente, katere je potrebno varovati z glavno nosilno konstrukcijo in ustreznimi detajli pritrjevanja. Vsaka zgradba je izpostavljena določenim etažnim pomikom med potresom, kar lahko povzroči dodatno obtežbo na zasteklitev. Etažni pomik je relativni horizontalni pomik vsake etaže posebej, normiran z etažno višino in jih je potrebno omejiti. V primeru horizontalne obtežbe obstaja tveganje za poškodbe in posledično nevarnost odpadanja stekla, ki predstavlja grožnjo uporabnikom objekta. V prispevku [24] smo v uvodu predstavili osnovno vodilo pri projektiranju steklenih fasadnih sistemov na potresnih območjih, ki temelji na pravilni izbiri vrste in kvalitete stekla, detajlov pritrditve na glavno nosilno konstrukcijo in sistema podkonstrukcije, omejiti pa je potrebno tudi etažne pomike glavne nosilne konstrukcije. Za zagotovitev robustnosti steklene konstrukcije je potrebno izbrati lamelirano steklo z ustrežno stopnjo kaljenja [25]. V pritrditvah in povezavah zasteklitve se lahko med potresno obtežbo disipira energija, kar je v svojem delu [26] predstavil tudi Lenk. Poudaril je koncept uporabe duktilnih spojev, s čimer je preprečena krhka porušitev stekla. To je bila tudi osnova za projektiranje monumentalnega vhoda v Apple store v Šanghaju (slika 12), kateri ima cilindrično obliko radija 5 m in višine 12,5 m in je v celoti narejen iz ukrivljenih lameliranih šip («all-glass structure»). Druga možnost varovanja s pritrtili in povezavami je sprostitve pomikov v horizontalni smeri in s tem ločitev od glavne konstrukcije, kar običajno dosežemo z obešenimi fasadami. Osnovna varovalka nekonstrukcijskih elementov je zajeta v vseh modernih predpisih o potresno varni gradnji; v EC8 je razdeljena v tri različne kategorije in sicer:

- konstrukcije z ločenimi konstrukcijskimi elementi ($d_r v \leq 0,010h$),
- duktilni nekonstrukcijski elementi ($d_r v \leq 0,0075h$) in

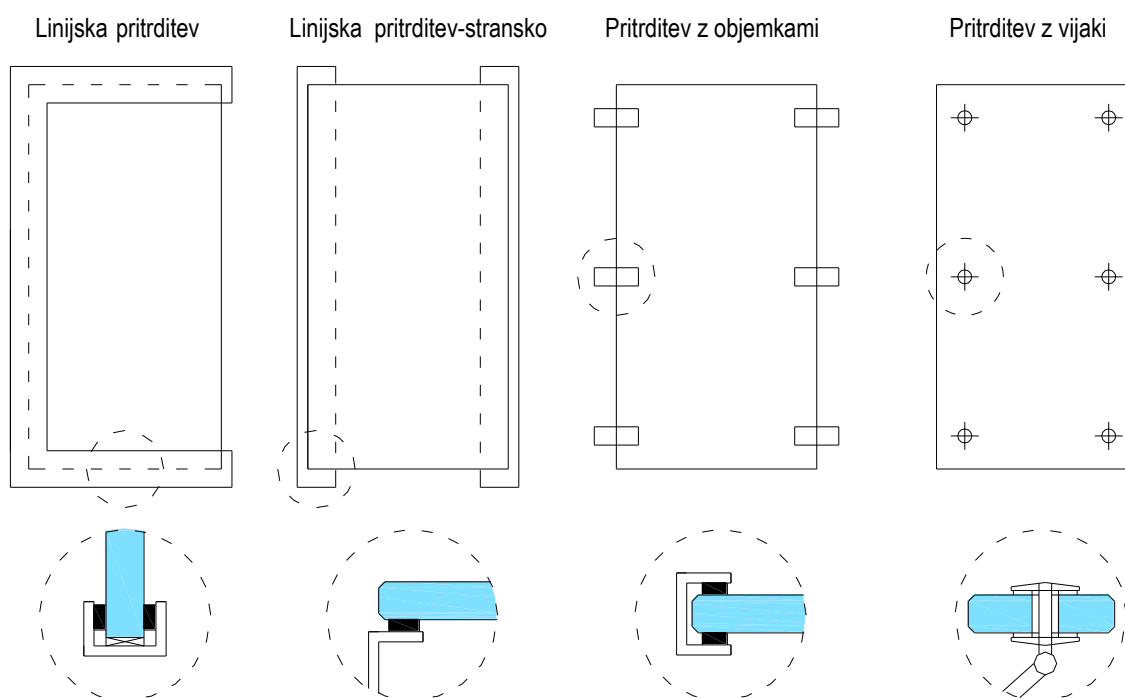
- krhki nekonstrukcijski elementi ($d_r v \leq 0,005h$).

Vsaka steklena fasada je sestavljena iz zasteklitve in podpornega oz. pritrdilnega konstrukcijskega sistema zasteklitve s preostalim delom nosilne konstrukcije objekta. Sama zasteklitve se lahko pojavi z ali brez okvirja. Pritrdilni konstrukcijski sistem zasteklitve je lahko enostavno samo direktna pritrditve na nosilno glavno konstrukcijo ali preostale elemente, pri večjih razponih nad 2 m pa se pojavijo okvirne podkonstrukcije (jeklo, les, aluminij), mreže kablov ali paličja, na katere se pritruje zasteklitve. Pritrdilni konstrukcijski sistem zasteklitve ima funkcijo prenosa horizontalne in vertikalne obtežbe z zasteklitve na glavno nosilno konstrukcijo, lahko pa deluje tudi kot varovalka pred prevelikimi etažnimi pomiki v primeru potresa. Glede na izbran pritrdilni konstrukcijski sistem se odločimo na način in vrsto pritrditve, ki je lahko mehanska (vijačenje, trenje) ali adhezivna (silikon, epoksi). Pritrditve se lahko izvedejo točkovno ali linijsko po dolžini robov panela kot je prikazano na sliki 13.



Slika 12: Vhod v celoti narejen iz ukrivljenih lameliranih steklenih panelov v Apple store v Shanghaju [27].

Figure 12: All glass structure entrance to Apple store in Shanghai [27].



Slika 13: Prikaz tipičnih spojev zasteklitve z nosilno konstrukcijo (prevzeto iz [12]).
Figure 13: Typical connection details of glass panels to substructure (adopted from [12]).

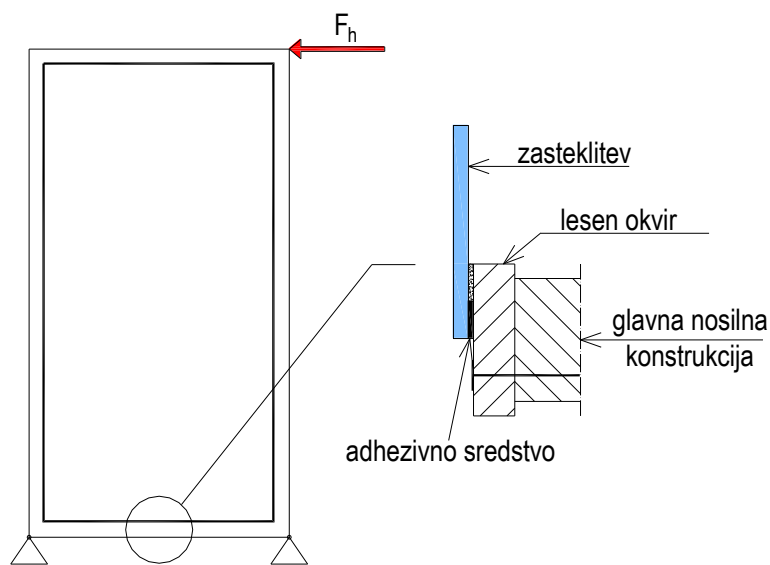
Izkušnje in popotresne analize so pokazale, da nastane največja škoda na nekonstrukcijskih elementih in znaša približno 80% celotne vrednosti škode med potresom [28]. Sem sodijo tudi zasteklitve, ki lahko med hujšim potresom predstavljajo resno grožnjo uporabnikom objekta. Številni avtorji ([29], [30], [31], [32], [33], [34], [35], [36]) so posvetili veliko pozornosti običajnim steklenim fasadnim sistemom in jih preiskali s strižnimi testi v njihovi ravnini, s čimer so dobili odziv sistemov na horizontalno obtežbo. Vsem je skupni imenovalec zasledovanje velikosti etažnega pomika, pri kateri pride do porušitve zasteklitve. Po večini jim ne pripisujejo nosilne vloge temveč jih obravnavajo kot nekonstrukcijske elemente. Posebej bi izpostavil raziskave avtorja Behra s sodelavci [29], [30], v katerih obravnavajo obnašanje različnih vrst običajnih zasteklitev iz navadnega enojnega stekla, delno kaljenega in kaljenega stekla ter lameliranega stekla v aluminijastih okvirjih. Za preizkus na seizmično izpostavljenih objektih so obtežbo modelirali s horizontalno naraščajočo ciklično silo v ravnini okvirja v zgornjem vogalu. Izkazalo se je, da amplitude pomikov v mejnem stanju uporabnosti povzročijo poškodbe na robovih zasteklitve in tesnilnih adhezivnih sredstev. V mejnem stanju nosilnosti se je lamelirano navadno in delno kaljeno steklo izkazalo najbolj primerno, kar avtor pojasnjuje z razpokanjem steklenih plošč neodvisno v vsaki lameli posebej, dodatno pa vmesna povezovalna (PVB folija) polimerna plast povezuje dele stekla in s tem omogoča celotnemu steklenemu panelu rezidualno nosilnost. Pri testiranju so spreminjali tudi togost okvirja. Pokazalo se je, da bolj togi okvirji povzročijo razpokane stekla pri manjših pomikih. Ugotovitev, da se pri seizmični obtežbi najbolje obnaša delno kaljeno lamelirano steklo, smo kot izhodišče upoštevali pri načrtovanju preiskav v okviru doktorske disertacije.

Obstaja tudi omejeno število preiskav kjer se zasteklitev upošteva kot zavetrovalen element oz. kot del nosilnega sistema. Tem preiskavam je skupno, da imajo zasteklitve z bodisi lesenimi ali jeklenimi okvirji, ki skupaj tvorijo kompozitno steno sposobno prenašanja obremenitve. V naslednjem poglavju so prikazana najpomembnejša dela s tega področja.

2.5 Okvirni fasadni nosilni sistemi s steklenimi polnili

Pri pregledu obstoječe literature o okvirjih s polnili iz lameliranega stekla se izkaže, da se večina del nanaša na stenske panele, ki so kombinacija jeklenega ali aluminijastega okvirja in zasteklitve [37]. Nekaj konceptov z zaključki je na kratko predstavljenih v nadaljevanju in služijo kot izhodišče pri naših preiskavah in oblikovanju doktorske disertacije.

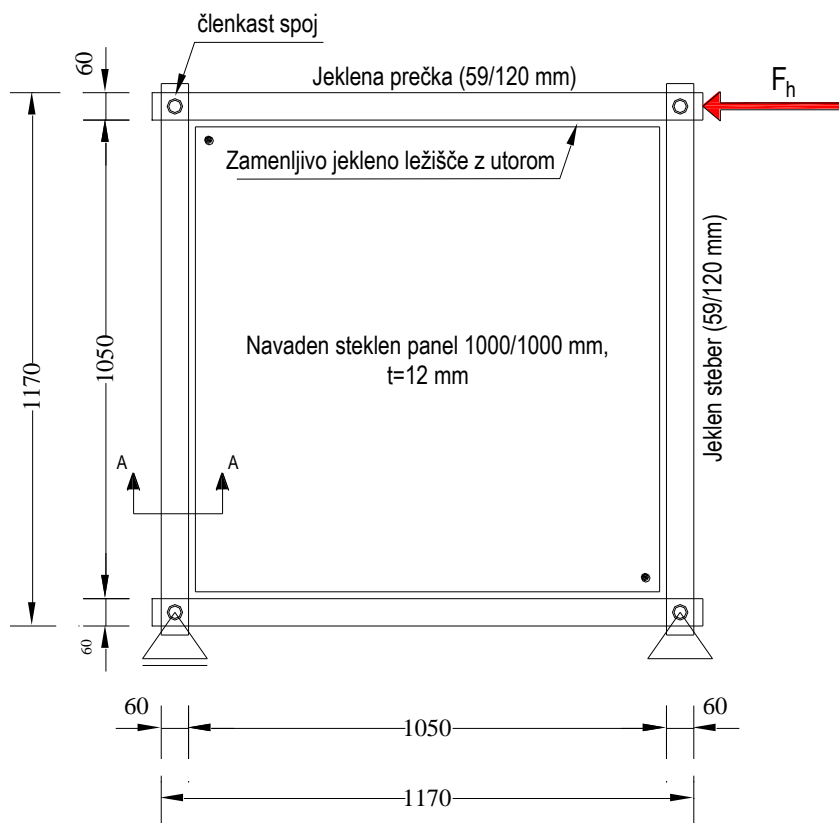
Eden izmed prvih avtorjev, ki je preiskoval kompozitne stene sestavljene iz lesenega okvirja in zasteklitve (slika 14) s funkcijo zavetrovalnega elementa za prevzem horizontalnih strižnih sil v ranini panela je bil Niedermaier [38]. Njegov koncept temelji na stransko prilepljeni šipi na lesen okvir, kjer sta uporabljeni dve vrsti adhezivnih sredstev, silikon in poliuretan. Zaradi viskoelastičnih lastnosti adhezivnih sredstev so s spremljevalnimi preiskavami preverili tudi spoje med lesenim okvirjem in steklenim panelom pri različnih temperaturnih pogojih in trajanju obtežbe. Rezultati kažejo, da imata oba parametra, temperatura in trajanje obtežbe, relativno velik vpliv na obnašanje celotnega panela med uporabo. Pri nižjih temperaturah do -20°C pride do natezne porušitve silikona prej kot pri višjih med 23°C in 80°C . Dovoljen nivo napetosti, ki ga lahko razvije stalna obtežba (dolgotrajna) v adhezivu mora biti zaradi deformacij omejen na 6% do 8% nosilnosti adheziva, kar je tudi priporočilo industrije. V zaključku avtor povzema, da je steklen panel lahko uporabljen kot stabilizacijski element lahkih lesenih okvirjev in predstavlja dobro alternativo obstoječim načinom zavetrovanja, pri čemer se je treba zavedati, da je geometrija nanosa in vrsta adhezivnega sredstva ključnega pomena za obnašanje celotnega kompozitnega panela.



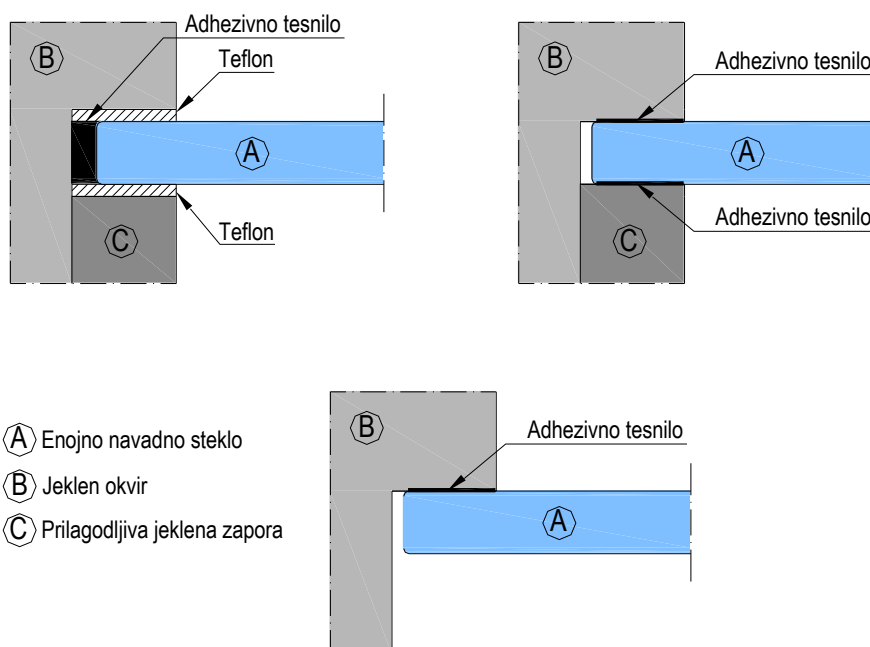
Slika 14: Strižno obremenjen zastekljen lesen okvir (levo) in detajl adhezivne pritrditve zasteklitve na lesen okvir (desno); prevzeto iz [38].

Figure 14: Composite shear panel with timber frame and glass infill (left) with the detail of the adhesive connection (right); adopted from [38]

Ostali avtorji so se predvsem ukvarjali s steklom zavetrovanimi jeklenimi ali aluminijastimi okvirji. Referenčno in zelo pomembno študijo je izvedel Huveners v svojem doktoratu [4], na jeklenih okvirjih zavetrovanih z enojnim navadnim nekaljenim steklom, kar je prikazano na sliki 15. Navadno steklo je bilo izbrano zato, ker v primeru lameliranja izkazuje veliko boljše obnašanje po nastanku prvih razpok, v specifičnem primeru pa so uporabili kar enojno steklo, zaradi lažjega spremljanja membranskih napetosti v panelu. V delu so preučevali prispevek zasteklitve k togosti obravnavanega kompozitnega panela za tri različne tipe spojev med steklom in okvirjem, kateri so prikazani na sliki 16. V prvem primeru gre za stransko prilepljeno šipo na okvir, v drugem za obojestransko prilepljeno šipo na okvir in varianta, kjer šipa samo nalega na poliuretansko podlago na okvirju. Rezultati so pokazali, da se sistem, kjer steklo samo nalega na poliuretansko podlago, obnaša bilinearno. V prvem delu izkazuje majhno togost zaradi pomikanja in rotiranja steklenega panela. V drugem delu se togost poveča zaradi aktiviranja steklenega panela. V njem se tvori tlačna diagonala, pojavijo se tudi prve razpoke v steklu. Pri preostalih dveh sistemih spajanja se kompozitni paneli obnašajo bolj togo, prej pa so se pojavile tudi razpoke. Podobno situacijo imamo tudi v našem primeru, predstavljenem kasneje v poglavju glavnih preiskav, kjer steklo nalega direktno na les – ni adhezivno spojeno z okvirjem. Se pravi, da dopuščamo nihajne pomike in rotacije steklenega panela in smo zato pričakovali podobne rezultate, kot so bili ugotovljeni v varianti, kjer steklo samo nalega na jeklen okvir.



Slika 15: Kompoziten strižni panel, ki ga je uporabil Huveniers (prevzeto iz [4]).
 Figure 15: Composite shear panel used by Huveniers (adopted form [4]).

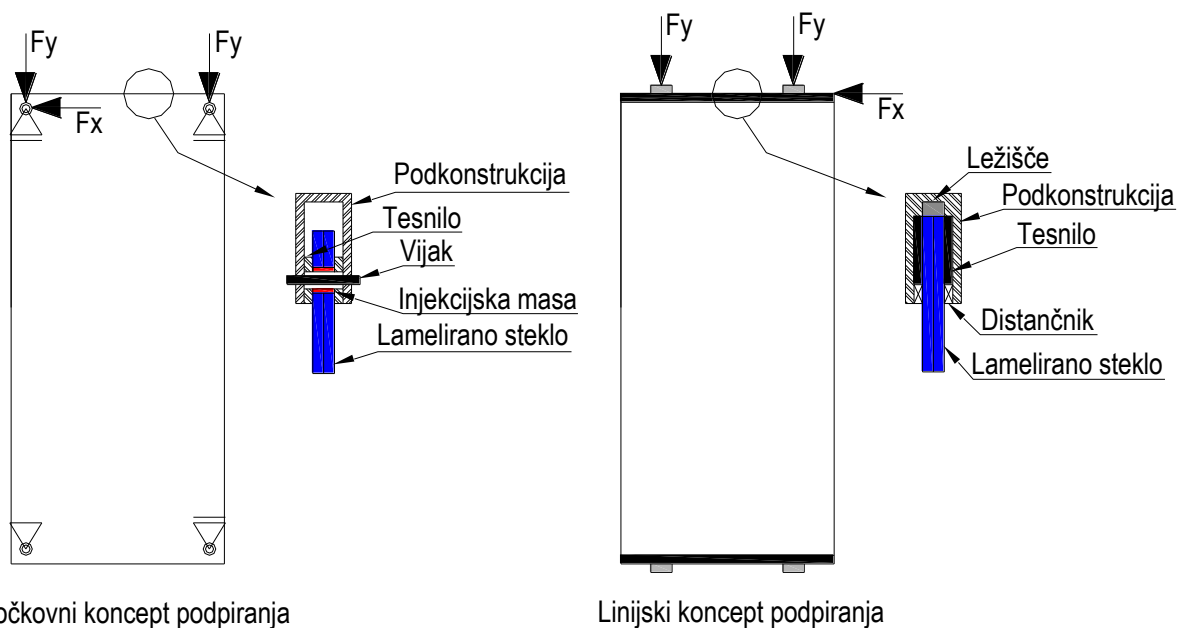


Slika 16: Prikaz detajlov spojev zasteklitve z jeklenim okvirjem (prevzeto iz [4]).
 Figure 16: Details of connections between glass and steel frame (adopted form [4]).

Iz pregledane literature je razvidno, da je za numerično simulacijo obnašanja predpostavljenega kompozitnega konstrukcijskega sistema potrebno dobro poznavanje naslednjih karakteristik:

- okvirja v vogalih (spoj),
- šipe obremenjene v svoji ravnini (tlak, strig, uklon) in
- spoja med okvirjem in steklom.

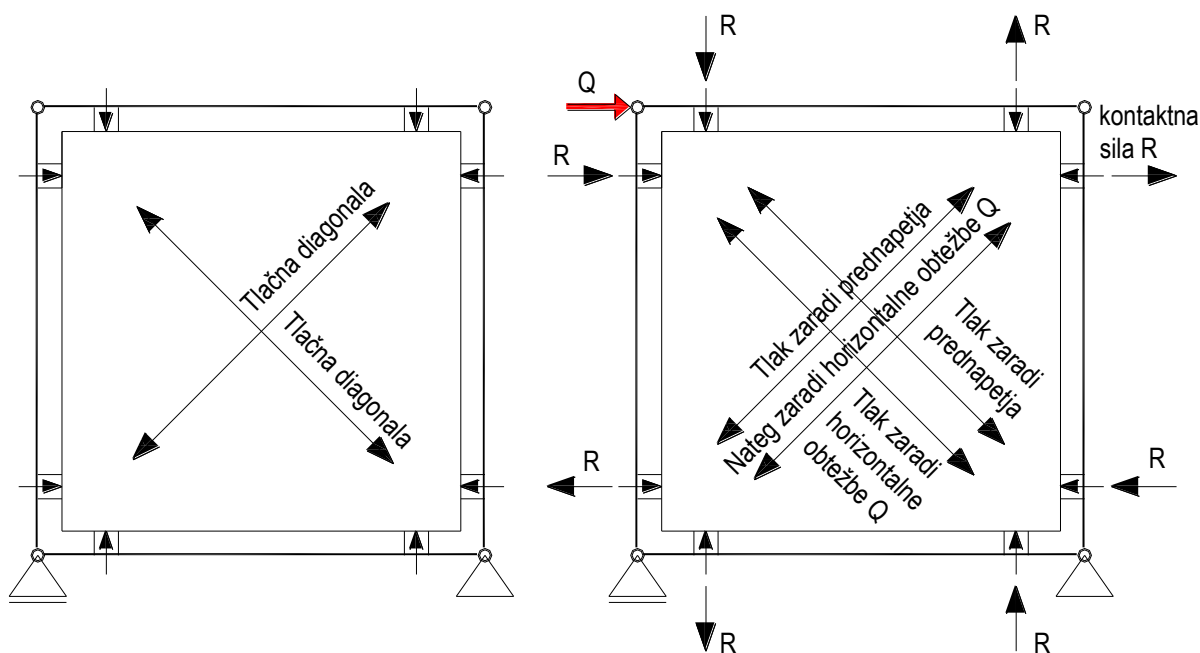
Podobno ugotavlja tudi Močibob [39] v svoji doktorski nalogi v okviru, katere je izvedel študijo vpliva membranske horizontalne in vertikalne obremenitve na steklo, v primeru točkovnega vpetja v vogalih in zveznega linijskega podpiranja spodaj in zgoraj, brez vertikal po celotni dolžini šipe (slika 17). Rezultati so pokazali, da zaradi odstranitve vertikale v okvirju dobimo veliko bolj podajen sistem, pri tem pa je debelina šipe ključen parameter, ki vpliva na globalno obnašanje kompozitnega panela. Podrobneje je obravnavan tudi stik med šipo in podkonstrukcijo, kjer se izkaže, da debelina lepila ne igra bistvene vloge pri globalnem obnašanju.



Slika 17: Prikaz koncepta strižnih panelov brez okvirja s točkovnim (levo) in linijskim (desno) podpiranjem (prevzeto iz [39]).

Figure 17: Frameless concept of using glass panels with point (left) and linear (right) fixing (adopted from [39]).

Kapaciteta strižne nosilnosti okvirjev z zasteklitvijo se lahko poveča tudi z mehanskim prednapenjanjem šipe z oporo na okvirju, s čimer dobimo zelo togo obnašanje kompozitnega panela in ga lahko uporabimo kot zavetrovalen konstrukcijski element. Freitag et. al. [40], je predstavila koncept prednapenjanja zasteklitve za dva različna sistema prednapenjanja. V prvem sistemu je prednapetje inducirano v vogalih panela (slika 18), v drugem pa linijsko po celotni notranji strani jeklenega okvirja. S prednapetjem zasteklitve se na eni strani izognemo nateznim napetostim po diagonali, zaradi zunanje horizontalne sile pa se na drugi strani tlačne napetosti povečajo (slika 18 desno).



Slika 18: Prikaz razporeditve obremenitev zaradi prednapetja kompozitnih panelov vogalih brez zunanje obtežbe (levo) in po obremenitvi (desno) (prevzeto iz [40]).

Figure 18: Distribution of forces in prestressed glass panels without external load (left) and after loading it with horizontal load (right) [40]).

Na kratko lahko povzamemo dosedanje študije z zaključkom, da je lahko zasteklitev s pridom uporabljena v konstrukcijske oz. zavetrovalne namene, z minimalnim rizikom izpadanja stekla iz okvirja, če je steklena fasada celovito in ustrezno zasnovana. Nihče od obravnavanih avtorjev ni poskušal odgovoriti na nekatera osnovna vprašanja:

- Koliko energije se dissipira v ciklično obremenjenem kompozitnem fasadnem sistemu?
- Kakšno je upadanje togosti kompozitnega panela?
- Kakšen je ekvivalenten koeficient viskoznega dušenja kompozitnega panela?
- Kakšna je duktilnost kompozitnega panela?

3 Eksperimentalne preiskave

Jedro doktorske disertacije predstavljajo monotone in ciklične strižne eksperimentalne preiskave kompozitnih stenskih strižnih panelov sestavljenih iz lesenega okvirja in zavetrovanja iz lameliranega stekla. Za podrobnejšo pojasnitev obnašanja celotnega panela smo izvedli tudi serijo spremljevalnih preiskav in sicer:

- preiskave uklonske nosilnosti lameliranega stekla,
- preiskave trenja med lesom in steklenim panelom,
- preiskave elementov lesenih okvirjev za pridobitev mehanskih karakteristik lesa ($E_{m,b}$, $E_{m,g}$, $E_{c,0}$, $E_{c,90}$, G) in
- preiskave nosilnosti spojev lesenega okvirja.

Med dodatne teste smo uvrstili tudi štiritočkovni upogibni test lameliranega stekla, s katerim smo kasneje preverili različne analitične in numerične modele za napoved obnašanja lameliranega stekla.

Na koncu smo izvedli še dinamične preiskave celotnih strižnih panelov na potresni mizi, s katerimi smo potrdili rezultate ter mehanizme porušitve dobljene s kvazi-statičnimi strižnimi cikličnimi preiskavami. Večina eksperimentalnega dela je bila izvedena v laboratoriju Fakultete za gradbeništvo in geodezijo, Univerze v Ljubljani, dinamične preiskave pa na potresni mizi inštituta IZIIS v Skopju. V nadaljevanju so najprej predstavljeni opisi, rezultati in glavne ugotovitve spremljevalnih preiskav, čemur sledijo glavne preiskave, kamor smo uvrstili kvazi-statične monotone in ciklične ter na koncu še dinamične preiskave.

4 Spremljevalne preiskave

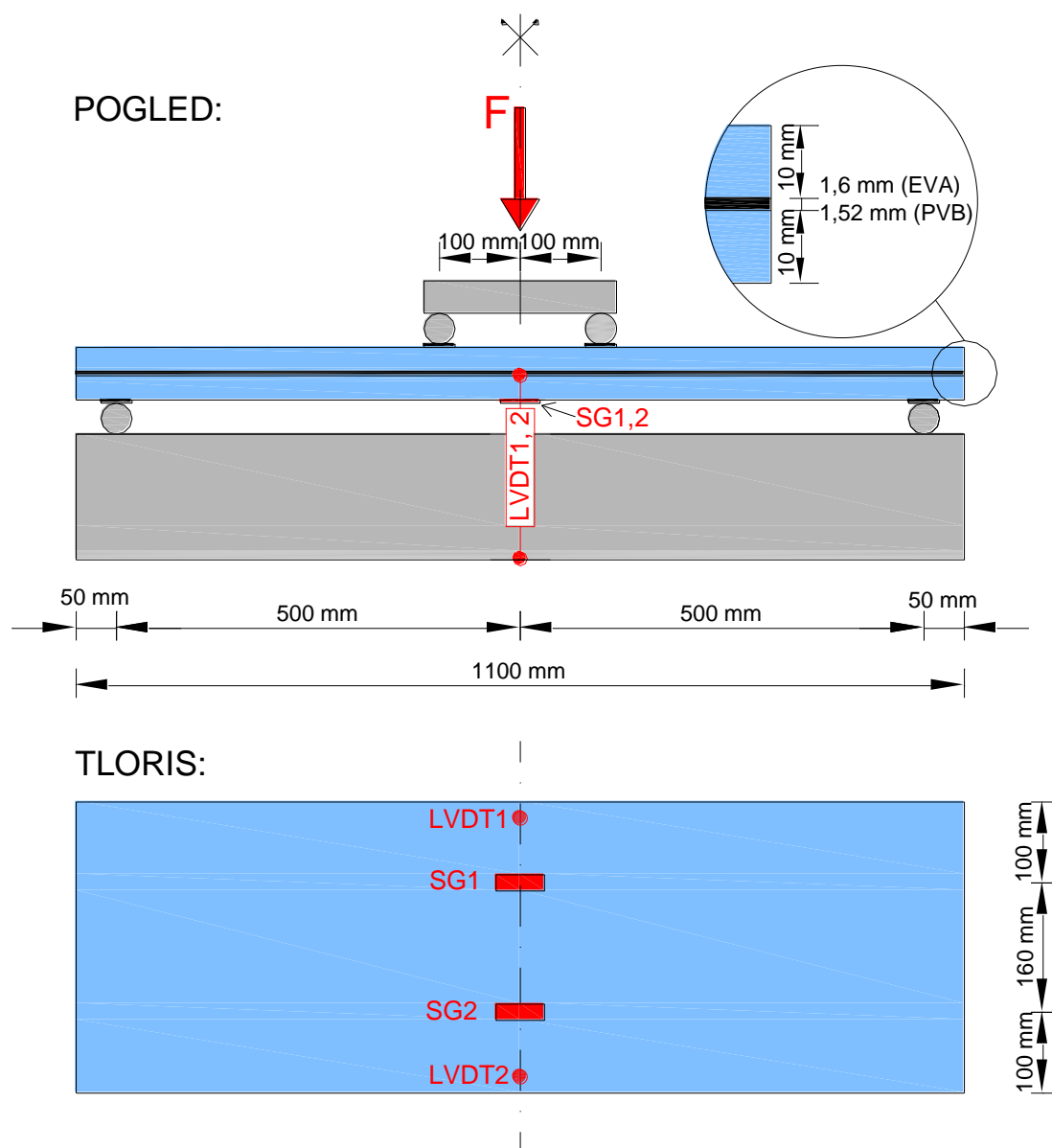
S spremljevalnimi preiskavami smo dobili podrobnejši vpogled v odnose med posameznimi komponentami preiskovanih kompozitnih panelov in s tem natančnejšo sliko obnašanja preizkušancev predstavljenih v poglavju o glavnih preiskavah. Test trenja med steklenim panelom in lesenim okvirjem je tudi osnova za kasnejšo določitev razporeditve zunanje horizontalne sile na posamezne komponente kompozitnega panela. Prav tako smo izvedli osnovne preiskave lameliranega stekla, na osnovi katerih smo preizkusili različne načine modeliranja lameliranega stekla. Lamelirano steklo smo preizkusili na upogib izven ravnine in tlak (uklon), s čimer smo pridobili informacijo o porušni obliki ter osnovnih mehanskih karakteristikah lameliranega stekla. Elemente lesenega okvirja smo preizkusili na upogib in tlak pravokotno na smer vlaken, s čimer smo pridobili osnovne mehanske karakteristike lameliranega lesa. Dodatno smo izvedli tudi preiskave spojev lesenih elementov za pridobitev deformacij in napetosti pri poružitvi spojev.

4.1 Upogibne preiskave lameliranega stekla

Glavni namen upogibnih preiskav lameliranega stekla je bila primerjava vpliva dveh različnih vmesnih povezovalnih plasti, ki se najpogosteje uporabljata v praksi (EVA, PVB), na obnašanje upogibno obremenjenega lameliranega stekla. Za tovrstno primerjavo smo se odločili predvsem zaradi vrzeli na tem področju, saj obstajajo ločene preiskave za preizkušance s posamezno vrsto polimera, manjka pa direktna primerjava. Eksperimentalni rezultati so bili kasneje osnova za primerjavo z rezultati različnih računskih metod za določitev pomikov in napetosti v upogibno obremenjenem lameliranem steklu. To tematiko smo predstavili v članku Računska analiza in dimenzioniranje lameliranega stekla [25], še podrobneje pa jo je obdelal Anže Babič pod mojim somentorstvom v okviru diplomske naloge z naslovom: »Upogibne preiskave in modeliranje lameliranega stekla« [18], tukaj pa predstavljamo samo potek preizkušanja in glavne zaključke.

4.2 Opis preiskave in preizkušancev

Za testiranje upogibne nosilnosti preizkušancev iz lameliranega stekla smo izvedli štiritočkovni upogibni preizkus v skladu s standardom EN 1288-3:2000 [41], ki sicer podaja postopek izvrednotenja upogibne trdnosti monolitnih steklenih elementov, v praksi pa se uporablja tudi za preizkušanje lameliranega stekla. Geometrija preizkušanca je predpisana z dolžino $l = 1100$ mm in širino $b = 360$ mm. Lamelirani stekleni preizkušanci so sestavljeni iz dveh plasti delno kaljenega stekla nominalne debeline $d = 10$ mm in dveh različnih tipov polimernih vmesnih povezovalnih plasti, etilen vinil acetata (EVA) in polivinil butirala (PVB). Pri tem je potrebno izpostaviti, da znaša debelina EVA folije 1,6 mm, debelina PVB folije pa 1,52 mm.

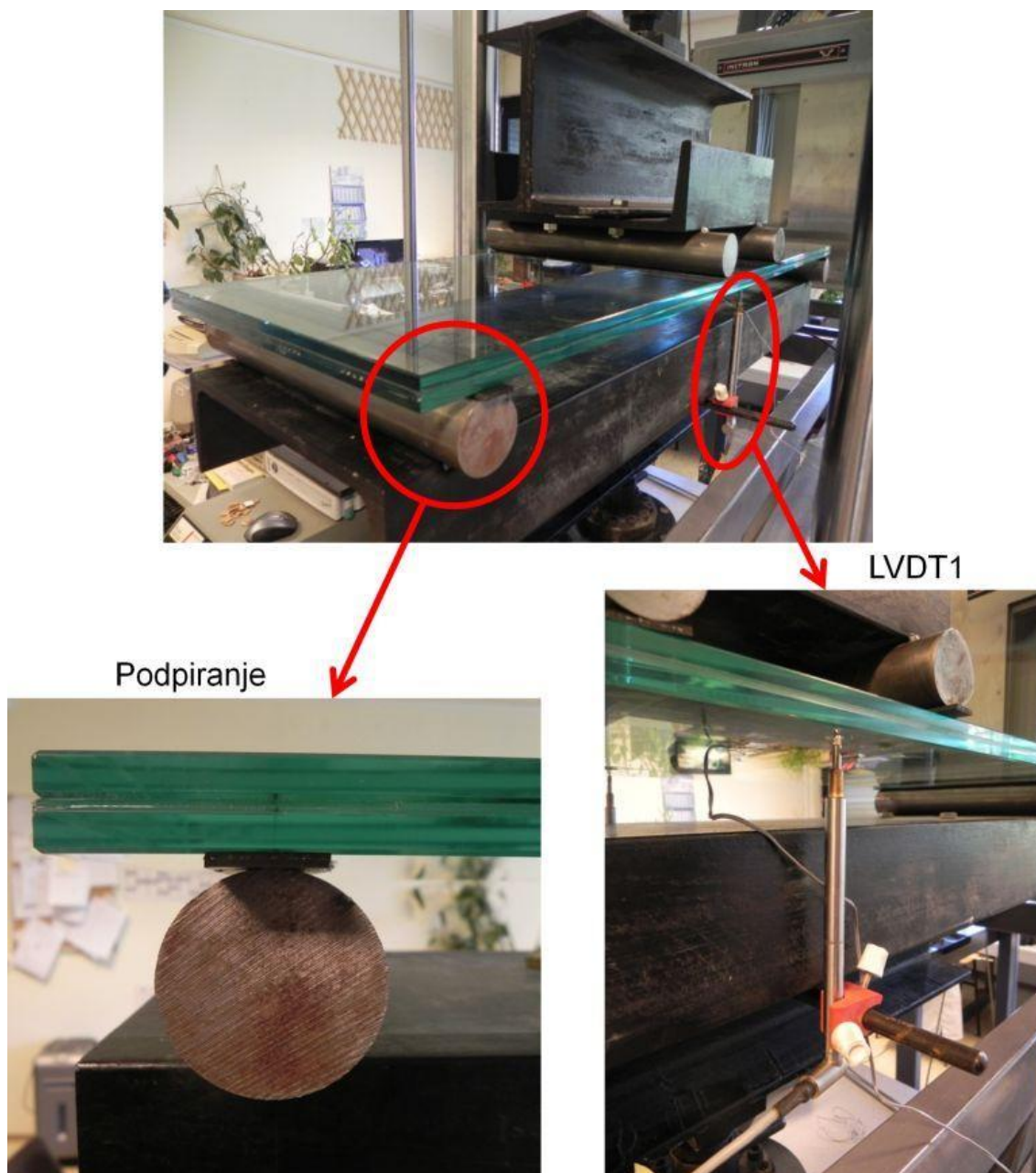


Slika 19: Pogled in tloris sheme štiri točkovnega upogibnega preizkusa lameliranega stekla.
Figure 19: Side view (top) and ground plan (bottom) of the four point bending test setup for the laminated glass panels.

Vsak izmed preizkušancev je bil prostoležeče podprt z jeklenimi valji po celotni širini na oddaljenosti 50 mm od zunanjega roba in obremenjen v dveh linijah zgoraj, kjer je vsaka linija oddaljena 100 mm od centra preizkušanca, kot je to prikazano na sliki 19. Na mestih kontakta podpor in vnosa sile s preizkušancem smo namestili zaščitni gumijast trak, za varovanje pred morebitno povzročitvijo poškodbe na teh mestih (slika 20).

Preizkušanci so bili opremljeni z dvema induktivnima merilcema pomikov, LVDT1 in LVDT2, za merjenje povesov na sredini preizkušancev, ki sta bila nameščena ob obeh robovih, pomaknjena za 20

mm v notranjost (slika 19 in slika 20). Merili smo tudi deformacije na spodnji strani preizkušancev. Namestitev merilnih lističev specifičnih deformacij SG1 in SG2 pa je razvidna s sheme na sliki 19.



Slika 20: Postavitev štiri točkovnega upogibnega testa (zgoraj) z detajlom podpiranja (levo spodaj) in postavitvijo induktivnega merilca pomikov LVDT1 (desno spodaj).

Figure 20: Test setup of four point bending test (top) with closer view to the support (left bottom) and fixing of displacement gauge LVDT1 (right bottom).

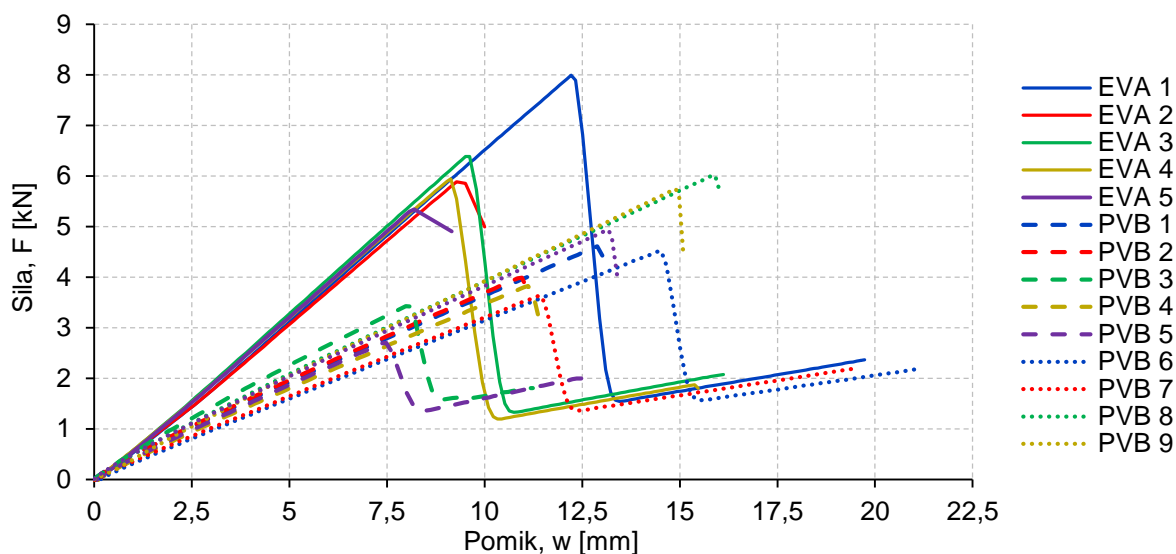
Skupno smo preizkusili 15 preizkušancev. Od tega jih je bilo pet z EVA, deset pa s PVB vmesno povezovalno plastjo. Polovica preizkušancev, s PVB vmesno povezovalno plastjo, je bila z manjšimi nepravilnostmi v sami povezovalni plasti, ki so se kazale v obliki zračnih mehurčkov (PVB1 – PVB5).

Obravnavani standard EN 1288-3:2000 predpisuje protokol obremenjevanja tako, da moramo s povečevanjem sile F zagotoviti konstantno povečevanje napetosti na spodnjem robu s hitrostjo $v_F = 2 \pm 0,4 \frac{N}{s \cdot mm^2}$. Ta pogoj smo kontrolirali preko merilnih lističev SG1 in SG2, podrobnejši postopek je opisan v [18].

4.3 Rezultati eksperimentalne analize

Slika 21 kaže primerjavo odnosov med silami F in povesi w na sredini za vse obravnavane preizkušance. Očitno je, da vsi diagrami izkazujejo linearen odnos in da se preizkušanci z EVA folijo obnašajo bolj toga in dosegajo v povprečju tudi višje nosilnosti. Pri preizkušancih s PVB folijo lahko opazimo tudi nekoliko večji raztros začetnih togosti. V preglednici 4 so podane vrednosti za največjo silo F_{max} , pripadajoči pomik u_{Fmax} , deformacije ε_u in napetosti σ_{max} pri poružitvi prve (spodnje) steklene lamele. Prav tako so prikazane vrednosti pomika pri poružitvi druge (zgornje) lamele u_{Frez} in pripadajoče rezidualne sile F_{rez} , ki je potrebna za porušitev po nastanku razpok spodnje lamele za preizkušance, pri katerih je sploh prišlo do tega efekta (EVA1, EVA3, EVA4, PVB8, PVB10, PVB11 in PVB12). Pri preostalih preizkušancih je prišlo do hkratne poružitve obeh steklenih plasti laminata. S slike 21 je tudi razvidno, da po razpokanju spodnje lamele, vmesna povezovalna plast ne vpliva bistveno na trdnost laminata, ki se giblje okoli 2 kN (Slika 21). S takšno silo bi v najslabšem primeru povzročili upogibne natezne napetosti, ki bi znašale $\sigma_{rez} \approx 67$ MPa, kar pa se skoraj ujema z običajno vrednostjo trdnosti monolitne upogibno obremenjene delno kaljene steklene plošče ($f_u \approx 70$ MPa). Razmerje med maksimalnimi doseženimi silami F_{max} in rezidualnimi silami F_{rez} v preglednici 4 nam pokaže, da preizkušanci z EVA SAFE izkazujejo boljše obnašanje v območju po razpokanju spodnje steklene lamele. Analiza preiskav nam je pokazala korelacijo med velikostjo razpokanega območja spodnje steklene lamele in razvojem napetosti in povesov v preizkušancih. Izkaže se namreč, da večje kot imamo območje razpok, bolj enakomerno se porazdelijo napetosti v zgornji stekleni lameli. Glede pomikov pa lahko sklepamo, da se s povečanim območjem razpok (slika 23) povečajo tudi povesi. To lahko pojasnimo z dejstvom, da imamo v primeru manjšega območja razpok bolj tog element, saj večinski del laminata ostane nepoškodovan in s tem prispeva k večji togosti.

Povprečna vrednost deformacije pri poružitvi stekla je približno 0,7 %. Preizkušanci s PVB folijo so pri dokončni poružitvi popolnoma izgubili upogibno togost, opazili pa smo tudi odpadanje večjih kosov stekla z velikostjo med 3 in 7 cm (glej sliko 24). Pri preizkušancih z EVA folijo so delci razpokanega stekla ostali bolj povezani, odpadali pa so manjši kosi stekla.



Slika 21: Zveza med silo F [kN] in pomikom w [mm] na sredini razpona preizkušanca.
Figure 21: Relationship between applied force F [kN] and deflections w [mm] at the midspan of specimen.

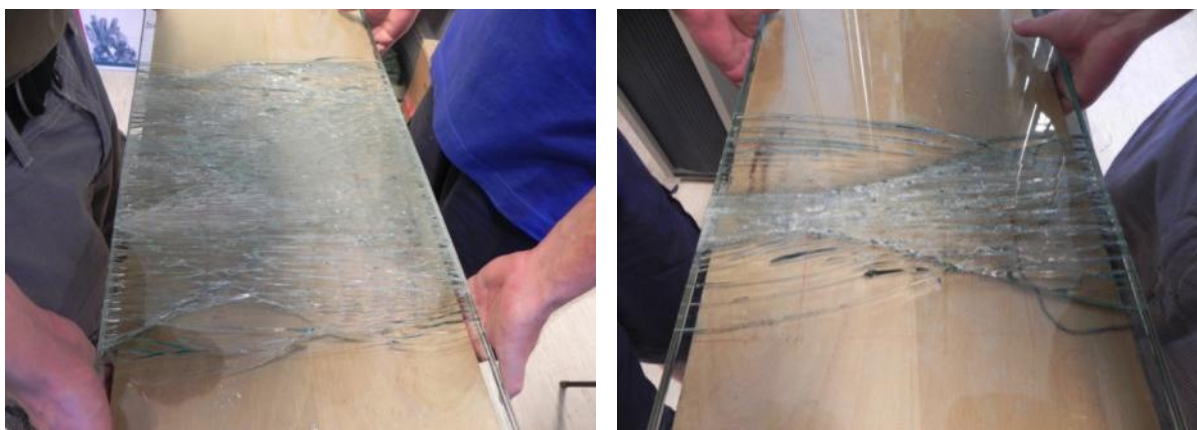
Preglednica 4: Rezultati štiritočkovnega upogibnega testa lameliranega stekla pri maksimalni doseženi sili F_{max} in pri porušitvi.

Table 4: Results of fourpoint bending test for laminated glass at maximum force F_{max} and at failure point.

Preizkušaneec	Pomik $u_{F_{max}}$ [mm]	Max. sila F_{max} [kN]	Deformacije ϵ_u [%]	Napetosti σ_{max} [Mpa]	Rez. sila F_{rez} [kN]	u_{rez} [mm]
EVA 1	12,22	7,99	0,96	67,06	2,36	19,64
EVA 2	9,03	5,89	0,73	50,89	/	/
EVA 3	9,62	6,39	0,75	52,64	2,08	16,19
EVA 4	9,14	5,94	0,72	50,12	1,87	15,38
EVA 5	8,2	5,34	0,64	44,59	/	/
COV _{EVA} [%]	14,18	14,32	14,14	14,14		
PVB 1	12,89	4,61	0,76	53,41	/	/
PVB2	10,96	3,99	0,65	45,64	/	/
PVB 3	7,98	3,42	0,51	35,84	1,8	11,24
PVB 4	11,12	3,82	0,65	45,43	/	/
PVB 5	7,48	2,7	0,44	30,87	2	12,51
PVB 6	14,52	4,52	0,82	57,61	2,2	21,25
PVB 7	11,36	3,62	0,65	45,15	2,2	19,54
PVB 8	15,9	6,02	0,96	66,92	/	/
PVB 9	14,84	5,75	0,91	63,35	/	/
PVB 10	13,18	4,94	0,79	55,37	/	/
COV _{PVB} [%]	22,11	22,73	21,86	21,86		



Slika 22: Preizkušavec po poružitvi obeh steklenih lamel.
Figure 22: Specimen after the failure of both glass laminas.



Slika 23: Večje območje razpokanja steklenih lamel (levo) in manjše območje (desno).
Figure 23: Two sizes of glass failure areas, wide (left) and narrow (right).



Slika 24: Odpadanje večjih steklenih delcev po poružitvi, prisotno pri preizkušancih s PVB folijo.
Figure 24: Glass fragments falling off after the glass failure, typical for specimens with PVB interlayer.

4.4 Računska analiza in modeliranje lameliranega stekla

Za modeliranje lameliranega stekla se uporabljajo različne metode in tehnike. Metode modeliranja, ki se v praksi uporabljajo, so bile podrobneje predstavljene v diplomski nalogi [18] in članku [25], tukaj pa jih le navajamo skupaj z njihovimi omejitvami ter na koncu še primerjamo.

Metode modeliranja lahko razdelimo v tri glavne skupine in sicer:

- metode z efektivno višino,
- newmarkov model in
- metoda končnih elementov.

4.4.1 Metode z efektivno višino

Med najbolj ustaljenimi so t.i. metode z efektivno višino, pri katerih izračunamo nadomestno višino ali vztrajnostni moment prereza laminata in nato na osnovi te nove karakteristike iz vrednotimo pomike in napetosti kot pri homogenem prerezu. Metode z efektivnimi geometrijskimi karakteristikami, ki se dejansko uporabljajo so:

- Zenkrto model z efektivnim vztrajnostnim momentom,
- Wölfel-Bennisonova metoda z efektivno višino in
- metoda razširjene efektivne višine (EN Enhanced effective thickness method ali EET).

4.4.1.1 Zenkrto model z efektivnim vztrajnostnim momentom

Zenkrto model temelji na teoriji sendvič konstrukcij, pri čemer določimo nadomestni vztrajnostni moment $I_{z,eff}$ sendvič konstrukcije, v našem primeru lameliranega stekla s sledečimi izrazi, ki so predstavljeni v [12]

$$I_S = b(h_1 z_1^2 + h_2 z_2^2), \quad (1)$$

$$\alpha = \frac{I_1 + I_2}{I_S}, \quad (2)$$

$$\beta = \frac{t}{G_{int} b (z_1 + z_2)^2 L_{LT}^2} E I_S, \quad (3)$$

$$I_{z,eff} = I_S \frac{\alpha \beta \pi^2 + \alpha + 1}{1 + \pi^2 \beta}. \quad (4)$$

Kjer so:

I_S . . . delež geometrijskega vztrajnostnega momenta zaradi premika lamel izven težišča prereza,

z_i . . . razdalja od težišča i-te lamele do težišča celotnega prereza,

L_{LT} . . . uklonska dolžina enoplastne konstrukcije,

b . . . širina laminata,

h_i . . . debelina i -te lamele,

I_i . . . geometrijski vztrajnostni moment posamezne lamele,

t . . . debelina vmesne povezovalne plasti,

E . . . modul elastičnosti posamezne lamele in

G_{int} . . . strižni modul vmesne povezovalne plasti.

Po izvrednotenju nadomestnega efektivnega vztrajnostnega momenta $I_{z,eff}$, ga nato uporabimo za določitev nadomestnega homogenega pravokotnega prereza, na osnovi katerega na koncu določimo maksimalne napetosti in pomike.

4.4.1.2 Wölfel-Bennisonov model (metoda efektivne višine)

Koncept metode efektivne višine prereza za lamelirano steklo je razvil Bennison na osnovi Wölfel-ove metode za izračun togosti kompozitnih sendvič plošč. Izpeljal in definiral je novo količino Γ , katera izraža stopnjo strižne povezave med steklenima ploščama [42] in jo določimo z naslednjimi izrazi:

$$\Gamma = \frac{1}{1+9,6 \frac{E \cdot I_S \cdot t}{G_{int} \cdot H^2 \cdot L^2}}, \quad (5)$$

$$h_{s,1} = \frac{H \cdot h_1}{h_1 + h_2}, \quad (6)$$

$$h_{s,2} = \frac{H \cdot h_2}{h_1 + h_2}, \quad (7)$$

$$I_S = \frac{h_1 \cdot h_2}{h_1 + h_2} \cdot H^2 = h_1 \cdot h_{s,2}^2 + h_2 \cdot h_{s,1}^2. \quad (8)$$

Nadalje uporabimo izračunani faktor Γ za določitev efektivne višine prereza posebej za izračun povosov in posebej za izračun napetosti kot sledi:

$$h_{ef,w} = \sqrt[3]{h_1^3 + h_2^3 + 12\Gamma I_S}, \quad (9)$$

$$h_{1,ef,\sigma} = \sqrt{\frac{h_{ef,w}^3}{h_1 + 2\Gamma h_{s,2}}} \text{ in} \quad (10)$$

$$h_{2,ef,\sigma} = \sqrt{\frac{h_{ef,w}^3}{h_2 + 2\Gamma h_{s,1}}}. \quad (11)$$

Pri čemer so:

$h_{s,1}$. . . razdalja od težišča lamele 1 do težišča celotnega prereza,

$h_{s,2}$. . . razdalja od težišča lamele 2 do težišča celotnega prereza,

I_S . . . delež geometrijskega vztrajnostnega momenta zaradi premika lamel izven težišča prereza,

L . . . razpon med podporami konstrukcije,

H . . . razdalja med težiščema lamel,

h_i . . . debelina i -te lamele,

t . . . debelina vmesne povezovalne plasti,

E . . . modul elastičnosti posamezne lamele,

G_{int} . . . strižni modul vmesne povezovalne plasti.

$h_{ef,w}$. . . nadomestna efektivna višina za izračun povosov,

$h_{1,ef,\sigma}$. . . nadomestna efektivna višina za izračun napetosti na zgornjem robu prereza laminata in

$h_{2,ef,\sigma}$. . . nadomestna efektivna višina za izračun napetosti na spodnjem robu prereza laminata.

Iz izrazov (10) in (11) lahko tudi vidimo, da v primeru enake debeline obeh steklenih plošč velja naslednje

$$h_{1,ef,\sigma} = h_{2,ef,\sigma} = h_{ef,\sigma} \quad (12)$$

Z izračunanimi karakteristikami lahko prerez obravnavamo kot homogen, kar omogoča hitro in enostavno oceno maksimalnih povosov in napetosti pri projektiranju lameliranega stekla. Koeficient prenosa strižnih napetosti Γ s spodnje na zgornjo stekleno plast je poleg modula elastičnosti stekla E , geometrije laminata in razpona med podporami, predvsem odvisen od strižnega modula G_{int} vmesne povezovalne plasti [25]. Omenjeni koeficient Γ ima vrednosti med 0 in 1, in sicer je enak 0, kadar imamo popolnoma podajno vmesno povezovalno plast in 1, kadar imamo zelo togo povezovalno plast in se celoten laminat praktično obnaša kot homogen prerez. Ta metoda je vključena v večino standardov za dimenzioniranje lameliranega stekla (npr. ASTM [43]).

4.4.1.3 Metoda razširjene efektivne višine (EN Enhanced effective thickness method ali EET)

To metodo sta predstavila Galuppi in Royer-Carfagni za modeliranje linijskih lameliranih steklenih panelov [44] in za ploskovne lamelirane steklene plošče [45] z energijskim variacijskim pristopom. Podobno kot pri Bennisonovi metodi tudi tukaj določimo parameter strižne povezanosti steklenih plošč, ki ima v tem primeru oznako η in nastopa v izrazu (13):

$$\frac{1}{I_R} = \frac{\eta}{I_{tot}} + \frac{1-\eta}{I_1+I_2}, \quad (0 \leq \eta \leq 1), \quad (13)$$

kjer so:

I_R . . . efektivni vztrajnostni moment,

I_{tot} . . . geometrijski vztrajnostni moment laminata ob upoštevanju popolne strižne povezave,

I_1 . . . geometrijski vztrajnostni moment spodnje lamele in

I_2 . . . geometrijski vztrajnostni moment zgornje lamele.

Faktor strižne povezanosti steklenih plošč η se določi z energijskim pristopom tako, da se poišče minimum deformacijske energije sendvič konstrukcije oz. lameliranega stekla in pri tem dobimo izraz za linijske konstrukcije (izraz 14):

$$\eta = \frac{1}{1 + \frac{E \cdot t}{G_{int} \cdot b} \cdot \frac{I_1 + I_2}{I_{tot}} \cdot \frac{A_1 \cdot A_2}{A_1 + A_2} \cdot \Psi} \quad (14)$$

Kjer so:

A_i . . . površina prečnega prereza i -te lamele,

t . . . debelina vmesne povezovalne plasti,

E . . . modul elastičnosti posamezne lamele,

G_{int} . . . strižni modul vmesne povezovalne plasti in

b . . . širina laminata.

Nadalje je potrebno določiti faktor Ψ , ki je odvisen od načina podpiranja in obtežbe in se ga določi z izrazom (15)

$$\Psi = \frac{\int_0^L p(x)g(x) dx}{\int_0^L g'(x)^2 dx} \quad (15)$$

Kjer sta:

$p(x)$. . . obtežba in

$g(x)$. . . pomiki zaradi obtežbe $p(x)$.

Na osnovi tega lahko sedaj izračunamo efektivno višino za določitev pomikov $h_{ef,w}$ in posebej še za izračun napetosti $h_{1,ef,\sigma}$ in $h_{2,ef,\sigma}$ z izrazi (16) do (18):

$$h_{ef,w} = \sqrt[3]{\frac{1}{\frac{\eta}{h_1^3 + h_2^3 + 12I_S} + \frac{1-\eta}{h_1^3 + h_2^3}}} \quad (16)$$

$$h_{1,ef,\sigma} = \sqrt{\frac{1}{\frac{2\eta h_{s,2}}{h_1^3 + h_2^3 + 12I_S} + \frac{h_1}{h_{ef,w}^3}}} \text{ in} \quad (17)$$

$$h_{2,ef,\sigma} = \sqrt{\frac{1}{\frac{2\eta h_{s,1}}{h_1^3 + h_2^3 + 12I_S} + \frac{h_2}{h_{ef,w}^3}}} \quad (18)$$

Kjer so:

$h_{s,1}$. . . razdalja od težišča lamele 1 do težišča celotnega prereza,

$h_{s,2}$. . . razdalja od težišča lamele 2 do težišča celotnega prereza,

I_S . . . delež geometrijskega vztrajnostnega momenta zaradi premika lamel izven težišča prereza in

h_i . . . debelina i -te lamele.

Slednji trije izrazi veljajo tudi za račun ploskovnih konstrukcij z upoštevanjem faktorja strižne povezanosti steklenih plošč za dvodimenzionalne elemente η katerega določimo posebej z izrazom (19):

$$\eta = \frac{1}{1 + \frac{t}{G} \frac{D_1 + D_2}{D_{tot}} \frac{12D_1D_2}{D_1h_2^2 + D_2h_1^2} \Psi}. \quad (19)$$

Faktor Ψ določimo z izrazom (20)

$$\Psi = \frac{\int_{\Omega} p(x,y)g(x,y) dx dy}{\int_{\Omega} [g_{,x}(x,y)^2 + g_{,y}(x,y)^2] dx dy}. \quad (20)$$

Kjer so:

Ω . . . integracijsko območje (površina plošče),

D_i . . . upogibna togost i -te lamele in

D_{tot} . . . togost laminata ob popolni strižni povezavi.

Togosti i -te lamele D_i in togost laminata ob popolni strižni povezavi D_{tot} določimo z izrazoma (21) in (22):

$$D_i = \frac{E \cdot h_i^3}{12(1-\nu^2)} \text{ in} \quad (21)$$

$$D_{tot} = D_1 + D_2 + 12 \frac{D_1D_2}{D_1h_2^2 + D_2h_1^2} H^2. \quad (22)$$

4.4.1.4 Newmarkov model

Za natančnejšo analizo sovprežnih nosilcev, kjer sta beton in jeklo povezana s strižnimi vezmi, je Newmark izpeljal model na osnovi predpostavk, ki veljajo tudi v primeru modeliranja lameliranega stekla. Te predpostavke so naslednje:

- strižna povezava med plastema je neprekinjena,
- vzdolžni zamik na mestu strižne povezave je sorazmeren z vertikalno obtežbo, ki deluje pravokotno na ravnino kompozita,
- razpored napetosti v betonu in jeklu je linearen in
- povesa betonskega in jeklenega dela sta enaka v vseh točkah sovprežnega nosilca.

Kot je že bilo pojasnjeno v [18], lahko obravnavani model apliciramo za analizo kompozitnih konstrukcij iz dveh upogibnih elementov in zelo tanke vmesne povezovalne plasti, ki zagotavlja strižno povezavo med njima. Slednje sovpada z osnovnimi predpostavkami v modelu, kjer je avtor zanemaril razmik in trenje med plastmi. Pri Newmarkovi metodi gre v osnovi za analitičen postopek izračuna povesov $w(x)$ kompozitnega nosilca, ki jih določimo s sledečo diferencialno enačbo (izraz 23):

$$w''''(x) - \alpha^2 \cdot w''(x) + \alpha^2 \cdot \frac{M(x)}{E \cdot I_{tot}} + \frac{p(x)}{E \cdot (I_1 + I_2)} = 0. \quad (23)$$

Parametre v enačbi (23) določimo z izrazi (24) do (30):

$$\alpha^2 = \frac{K I_{tot}}{E A^* (I_1 + I_2)}, \quad (24)$$

$$K = \frac{G_{int} b}{t}, \quad (25)$$

$$A^* = \frac{A_1 A_2}{A_1 + A_2}, \quad (26)$$

$$A_i = h_i b; \quad i \in \{1, 2\}, \quad (27)$$

$$I_i = \frac{h_i^3 b}{12}; \quad i \in \{1, 2\}, \quad (28)$$

$$I_{tot} = I_1 + I_2 + A^* H^2 \text{ in} \quad (29)$$

$$H = 0,5(h_1 + h_2) + t. \quad (30)$$

Kjer imajo spremenljivke v navedenih predhodnih izrazih naslednji pomen:

$M(x)$. . . upogibni moment,

$p(x)$. . . obtežba,

G_{int} . . . strižni modul povezovalne plasti,

E . . . modul elastičnosti lamel,

t . . . debelina povezovalne plasti,

h_i . . .debelina i-te lamele,

b . . . širina laminata,

A_i . . . površina prečnega prereza i-te lamele,

H . . . razdalja med težiščema lamel,

I_i . . . geometrijski vztrajnostni moment posamezne lamele in

I_{tot} . . . geometrijski vztrajnostni moment laminata ob upoštevanju popolne strižne povezave.

Na osnovi Newmarkovega modela sta Gallupi in Royer-Carfani v prispevku [44] izpeljala izraze za izračun vzdolžnih pomikov zgornje in spodnje steklene plošče in na osnovi tega na koncu še osne sile ter napetosti v lamelah. Postopek je podrobneje predstavljen v diplomski nalogi [18].

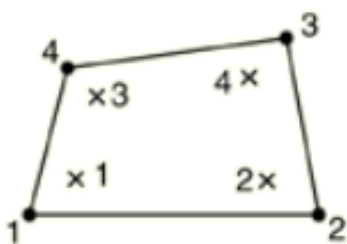
4.4.1.5 Model na osnovi metode končnih elementov (MKE)

Slojevite konstrukcije lahko modeliramo v programih, ki nam omogočajo analizo konstrukcij po metodi končnih elementov (npr. SAP 2000, ABAQUS) na več načinov ter z različno izbiro končnih elementov. Model je lahko zasnovan z linijskimi ali ploskovnimi končnimi elementi, katerim predpišemo plastovit prečni prerez (»shell-layered/nonlinear). Tretja možnost je izbira 3D solid končnih elementov. V okviru diplomske naloge [18] je bila narejena študija uporabnosti posameznih končnih elementov za modeliranje lameliranega stekla na primeru štiritočkovno upogibno obremenjene plošče, za katero smo predstavili eksperimentalne podatke v poglavju 4.3.

Analiza je bila izvedena s programom SAP 2000, v15.0.0. Najprej je bil uporabljen linijski model, kateremu lahko predpišemo slojevit prerez (other section properties-section designer) za katerega se izkaže, da daje nerealne rezultate. Napetosti po prerezu namreč potekajo linearno zvezno po celotni višini prereza (slika 27) in ne odsekoma linearno (slika 28), kakor bi to pričakovali. Do podobnega efekta pride pri uporabi ploskovnih KE s predpisanim lameliranim prerezom (»shell-layered/nonlinear«), kateri se tudi izkažejo kot neprimerni za izvedbo numerične analize upogibno obremenjenega lameliranega stekla. Do podobne ugotovitve je prišel tudi Malmborg [46], ki je izvedel podobno primerjavo modelov. Kot pojasnilo za nedelovanje ploskovnih elementov s predpisanim lameliranim prerezom je navedel veliko razliko v togosti in dimenzijah med steklenima lamelama ter vmesno povezovalno plastjo. Za odpravo tovrstnih problemov je potrebno uporabiti že zgoraj omenjene

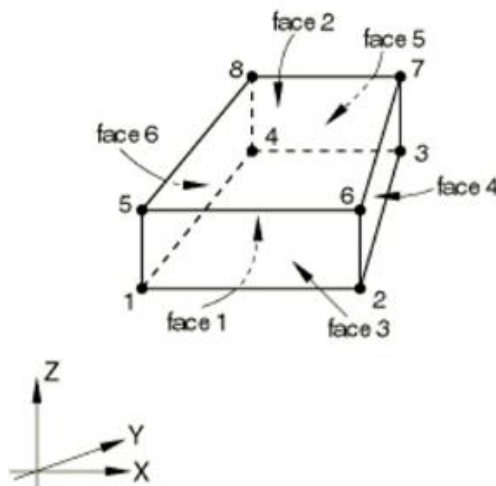
3D solid končne elemente. Na tem mestu smo izvedli še analizo s programom ABAQUS 6.10 za model s ploskovnimi lameliranimi in 3D solid končnimi elementi, s čimer smo prišli do enakih ugotovitev, ki smo jih že navedli zgoraj.

Mreža končnih elementov ploskovnega modela ima gostoto 221/72, izbrali pa smo splošni S4 ploskovni končni element (na sliki 25) iz knjižnice končnih elementov v programu ABAQUS. Tovrstnim ploskovnim končnim elementom lahko predpišemo plastovit prerez in imajo štiri vozlišča in štiri integracijske točke s šestimi prostostnimi stopnjami.



Slika 25: Izbrani tip 2D končnega elementa S4 za numerično analizo v programu ABAQUS [47].
Figure 25: Selected type of 2D shell element S4 for numerical analysis in ABAQUS [47].

Pri zasnovi tri dimenzionalnega elementa smo iz zbirke 3D končnih elementov v ABAQUS-u izbrali tip elementa C3D8I (na sliki 26), pri čemer oznaka C3D8 pomeni, da gre za linearen 3D volumski element z osmimi vozlišči s po tremi prostostnimi stopnjami v x , y in z smeri. Oznaka I pomeni, da imajo izbrani elementi omogočene nekompatibilnostne oblike, ki omogočajo izboljšanje obnašanja upogibno obremenjenih elementov. Z vključenimi nekompatibilnostnimi oblikami k vsakemu elementu dodamo 13 prostostnih stopenj, kar se pokaže v nekoliko daljšem računu. Vsaka plast lameliranega stekla je modelirana posebej s predpisanimi materialnimi karakteristikami. Mreža končnih elementov je bila narejena tako, da imamo 2 končna elementa po višini vsake plasti. Vzdolž modela je bilo 221 končnih elementov in 72 v prečni smeri.



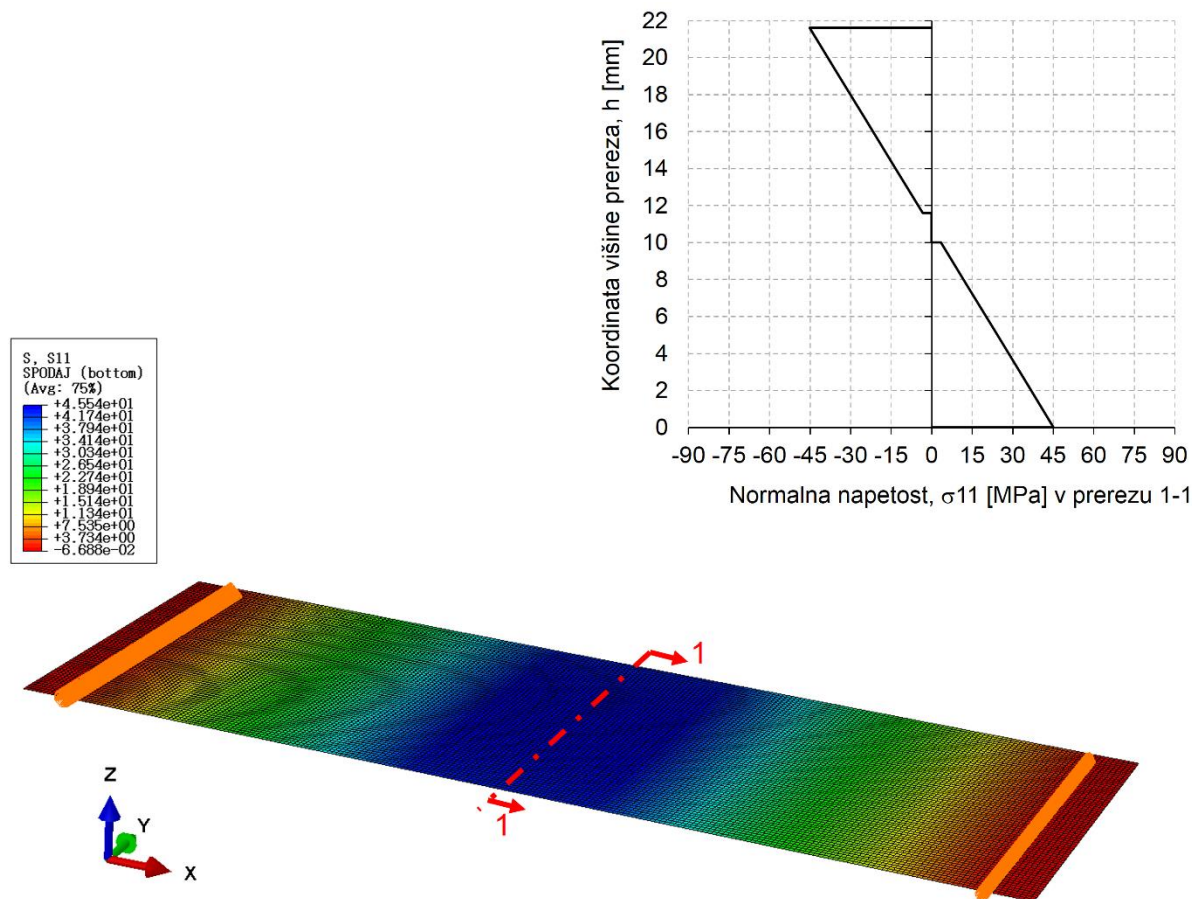
Slika 26: Izbrani tip 3D končnega elementa C3D8I za numerično analizo v programu ABAQUS [47].
Figure 26: Selected type of 3D solid element C3D8I for numerical analysis in ABAQUS [47].

Na sliki 27 je prikazan potek razporeditve normalnih napetosti σ_{11} na spodnji strani lamelirane steklene plošče in razporeditev teh napetosti po višini laminata modeliranega s ploskovnimi elementi, katerim smo predpisali lameliran prerez. Iz razporeditve normalnih napetosti po višini prereza je očitno, da je rezultat napačen, saj se pričakuje diagram žagaste oblike, dobili pa smo razpored napetosti kot bi jih dobili v primeru homogenega steklenega prereza. Posledično so tudi robne vrednosti napačne, saj so bistveno prenizke. Pravilno razporeditev poteka normalnih napetosti σ_{11} (slika 28) po višini prereza smo dobili v primeru uporabe 3D solid končnih elementov, dobili pa smo tudi zelo dobro kvantitativno ujemanje z eksperimentalnimi rezultati in drugimi metodami. Pri obravnavanem modeliranju, kakor tudi pri drugih metodah, smo uporabili materialne karakteristike za steklo, PVB in EVA vmesno povezovalno plast kot je prikazano v preglednici 5, kar ustreza kratkotrajni obtežbi pri temperaturi 25 °C (podrobneje v [18]). Podatki o geometriji, robnih pogojih in obremenitvi so podani v poglavju 4.2 in na sliki 19.

Preglednica 5: Materialne karakteristike uporabljene pri modeliranju.

Table 5: Mechanical characteristics of materials used for numerical modelling.

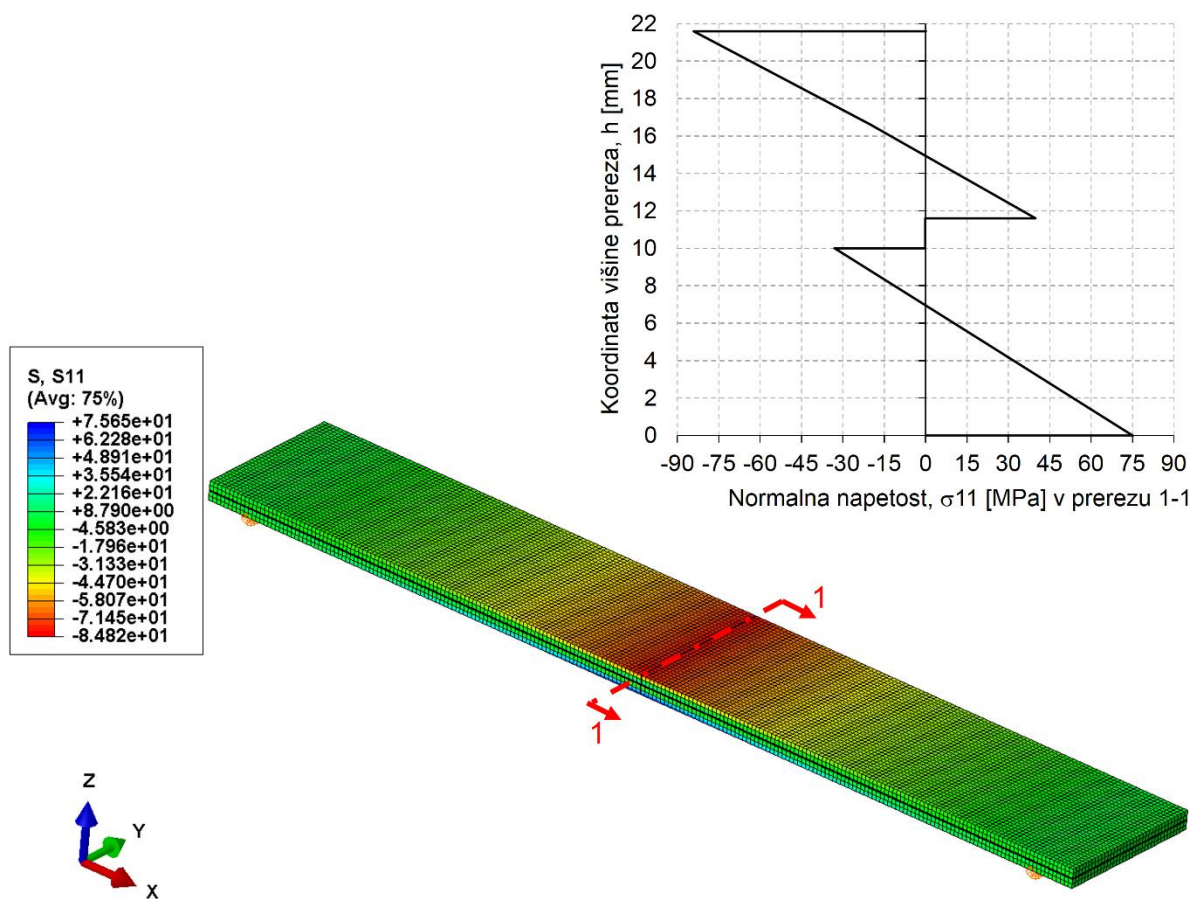
Material	E [MPa]	G [MPa]	ν
Steklo	70000	29000	0,22
EVA	12	4,60	0,32
PVB	2,6	0,86	0,50



Slika 27: Potek normalnih napetosti σ_{11} na spodnji ploskvi in po višini steklenega lameliranega prereza v prerezu 1-1 plošče modelirane z 2D končnimi elementi v ABAQUS-u.

Figure 27: Distribution of normal stresses σ_{11} in the bottom face and trough the thickness of the laminated glass panel in section 1-1 obtained with the 2D shell-layered finite elements in ABAQUS.

Na sliki 28 lahko opazimo nesimetričnost razporeditve normalnih napetosti po višini prereza, kar je posledica podpiranja modela. Podpora se nahaja na spodnji strani modela in ne v nevtralni osi prereza, kar povzroči nekoliko višje napetosti na zgornjem robu prereza.

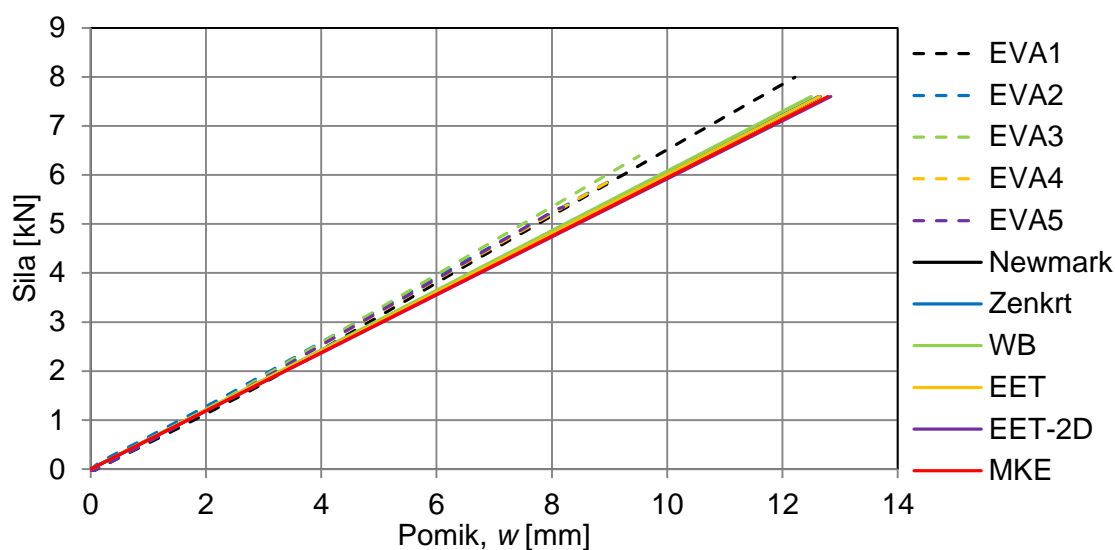


Slika 28: Potek normalnih napetosti σ_{11} po višini steklenega lameliranega prereza na sredini plošče v prerezu 1-1 modelirane s 3D končnimi elementi v programu ABAQUS.

Figure 28: Distribution of normal stresses σ_{11} through the thickness of the laminated glass panel in the section 1-1 obtained with the 3D solid finite elements in software ABAQUS.

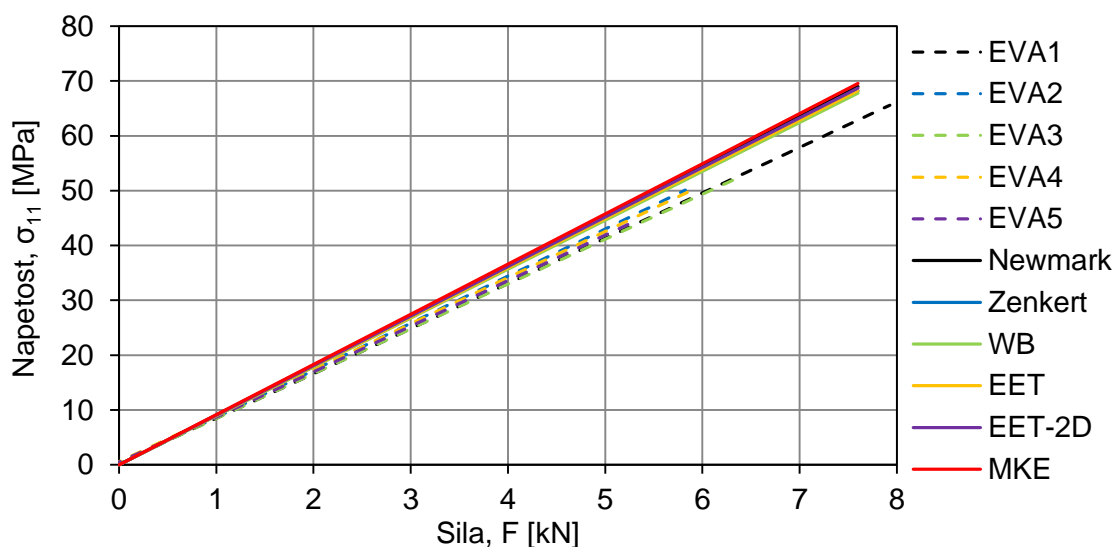
4.4.2 Primerjava učinkovitosti metod in zaključki

Primerjava rezultatov opisanih metod z eksperimentalnimi rezultati (EVA1, EVA2, EVA3, EVA4 in EVA5), pokaže dokaj dobro ujemanje vseh metod na primeru prostoležečega nosilca, razen za model na osnovi 2D končnih elementov. Medsebojna primerjava rezultatov posameznih metod nam pokaže, da zelo malo odstopajo za obravnavan primer prostoležečega panela z EVA vmesno povezovalno plastjo, kar je prikazano na slikah 29 in 30. Na teh slikah so prikazane vrednosti za povese w (slika 29) in maksimalne natezne normalne napetosti σ_{11} (slika 30) na sredini panela, saj lahko le te določimo z vsemi računskimi modeli. Lahko bi torej zaključili, da lahko uporabimo poenostavljene metode z nadomestno višino brez pomislekov za primer prostoležečega nosilca, ne vemo pa, kako se odzivajo obravnavani modeli v primeru drugačnega režima podpiranja. Na sliki 29 lahko vidimo, da eksperimentalno dobljeni rezultati kažejo nekoliko nelinearen odnos med obtežbo in povese, kar je posledica nelinearnega obnašanja vmesne povezovalne plasti.



Slika 29: Primerjava eksperimentalno določenih povosov w z vrednostmi na osnovi obravnavanih modelov za lamelirano steklo z EVA folijo (povzeto po [18]).

Figure 29: Comparison of experimentally obtained deflections w with the values evaluated based on considered numerical models for laminated glass plate with EVA interlayer (adopted from [18]).



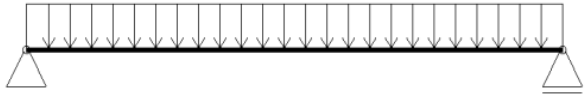
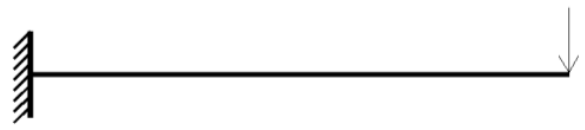
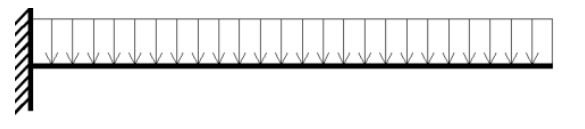
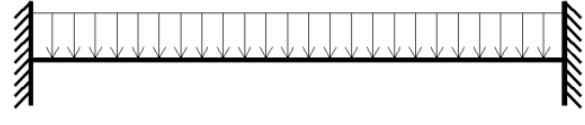
Slika 30: Primerjava eksperimentalno določenih normalnih napetosti σ_{11} z vrednostmi na osnovi obravnavanih modelov za lamelirano steklo z EVA folijo (povzeto po [18]).

Figure 30: Comparison of experimentally obtained normal stresses σ_{11} with the values evaluated based on considered numerical models for laminated glass plate with EVA interlayer (adopted from [18]).

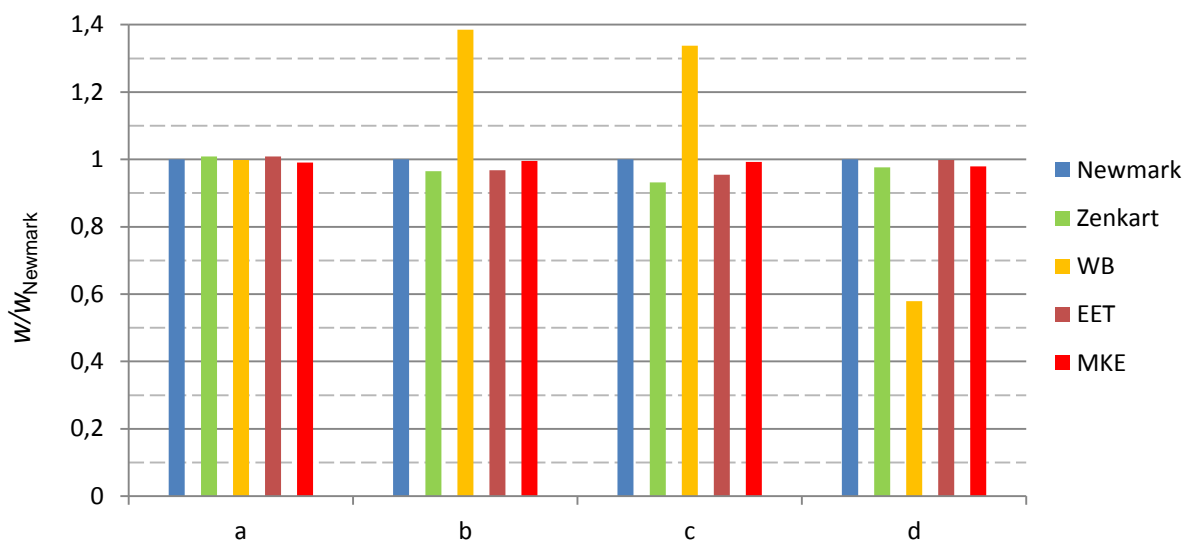
V okviru diplomske naloge [18] je bila izvedena tudi parametrična analiza izračuna normalnih nateznih napetosti σ_{11} in povosov w za linijske konstrukcije z različnimi robnimi pogoji, kateri so prikazani v preglednici 6.

Preglednica 6: Različni robni pogoji in obtežbe za študij vpliva le teh na obnašanje lameliranega stekla.

Table 6: Different boundary conditions and loads for numerical testing of laminated glass.

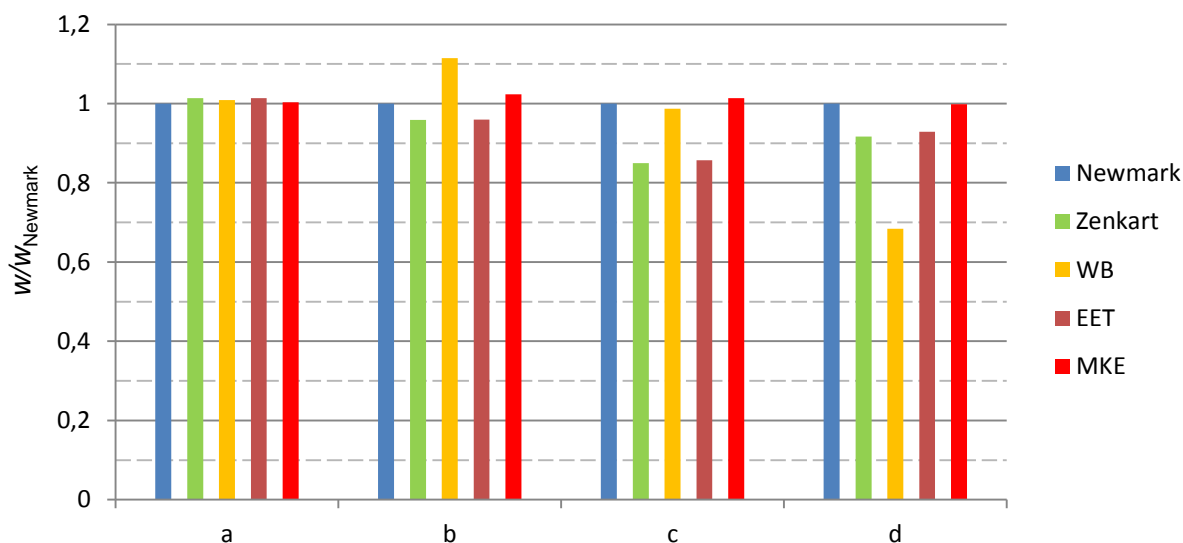
a	
b	
c	
d	

Na naslednjih štirih slikah, 31, 32, 33 in 34, so prikazane primerjave rezultatov normalnih napetosti σ_{11} in maksimalnih povesov w izračunanih z vsemi obravnavanimi metodami za primere lameliranega stekla s PVB in EVA vmesno povezovalno plastjo, z upoštevanjem različnih robnih pogojev in obtežbe predstavljenih v preglednici 6. Izkaže se, da vse obravnavane metode dajejo primerljive rezultate za prostoležeči nosilec (a) tudi z drugačno obtežbo kot smo jo imeli pri eksperimentu. Pri vseh ostalih načinih robnih pogojev (b, c, d) pa je evidentno, da poenostavljene metode na osnovi efektivne višine lameliranega prereza odstopajo od referenčne vrednosti po Newmarkovi metodi. Slednjo metodo smo izbrali za referenčno, ker je najbolj točna in ker je pri preostalih metodah upoštevanih več poenostavitev. Največje odstopanje, skoraj 50 % pri računu povesa, izkazuje Wölfel-Bennisonova metoda, medtem ko lahko metodo EET klasificiramo kot zelo dobro, saj izkazuje minimalno odstopanje od referenčne vrednosti po Newmarkovi metodi. Soliden se izkaže tudi model na osnovi končnih elementov s 3D končnimi elementi. Za analizo ploskovnih elementov, kjer sta dve dimenziji približno enaki, lahko uporabimo metodo končnih elementov ali pa metodo z efektivno višino EET. Slednja se izkaže za dokaj zanesljivo na mestih maksimalnih napetosti in pomikov, izven teh območij pa lahko pride do velikih odstopanj in je zato kot takšna neprimerna za natančnejše projektiranje (več v [18]).



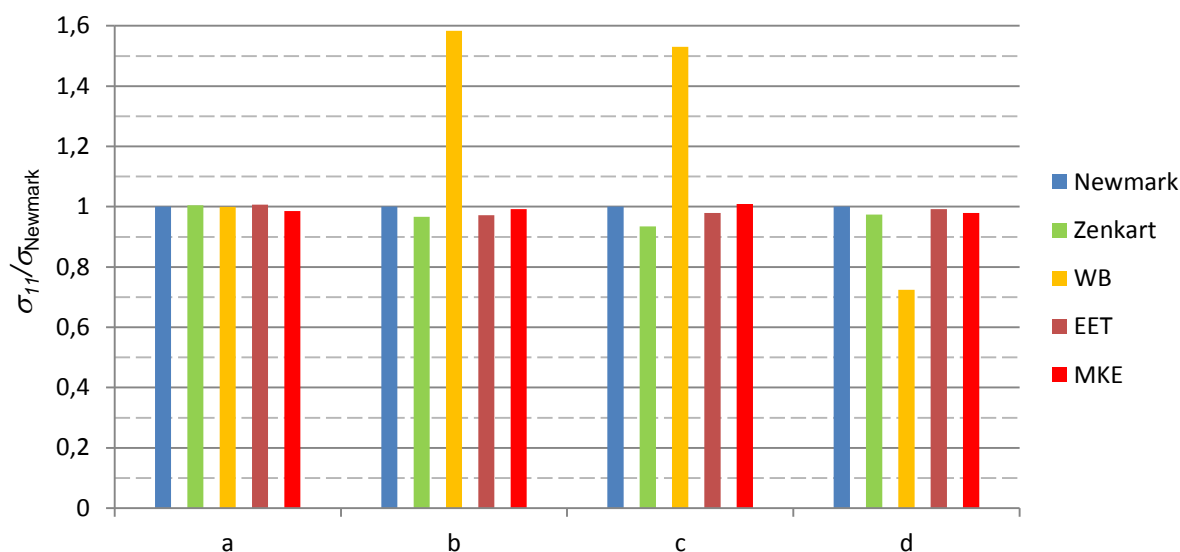
Slika 31: Primerjava normiranih povesov $w/w_{Newmark}$ pri maksimalni doseženi sili F_{max} , izračunanih z različnimi modeli pri različnih robnih pogojih za laminat z EVA folijo (prevzeto po [18]).

Figure 31: Comparison of normalised deflections $w/w_{Newmark}$ at maximum force F_{max} , evaluated with different models for different boundary conditions for specimens with EVA interlayer (adopted from [18]).



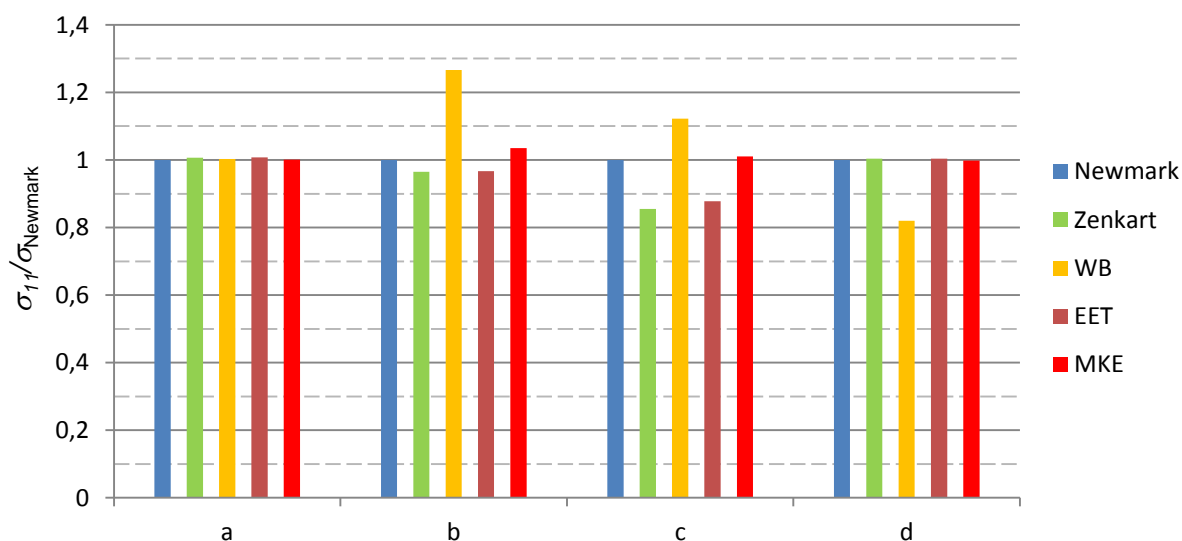
Slika 32: Primerjava normiranih povesov $w/w_{Newmark}$ pri maksimalni doseženi sili F_{max} , izračunanih z različnimi modeli pri različnih robnih pogojih za laminat z PVB folijo (prevzeto po [18]).

Figure 32: Comparison of normalised deflections $w/w_{Newmark}$ at maximum force F_{max} , evaluated with different models for different boundary conditions for specimens with PVB interlayer (adopted from [18]).



Slika 33: Primerjava normiranih normalnih napetosti $\sigma_{11}/\sigma_{Newmark}$ pri maksimalni doseženi sili F_{max} , izračunanih z različnimi modeli pri različnih robnih pogojih za laminat z EVA folijo (prevzeto po [18]).

Figure 33: Comparison of normalised normal stresses $\sigma_{11}/\sigma_{Newmark}$ at maximum force F_{max} , evaluated with different models for different boundary conditions for specimens with EVA interlayer (adopted from [18]).



Slika 34: Primerjava normiranih normalnih napetosti $\sigma_{11}/\sigma_{Newmark}$ pri maksimalni doseženi sili F_{max} , izračunanih z različnimi modeli pri različnih robnih pogojih za laminat z PVB folijo (prevzeto po [18]).

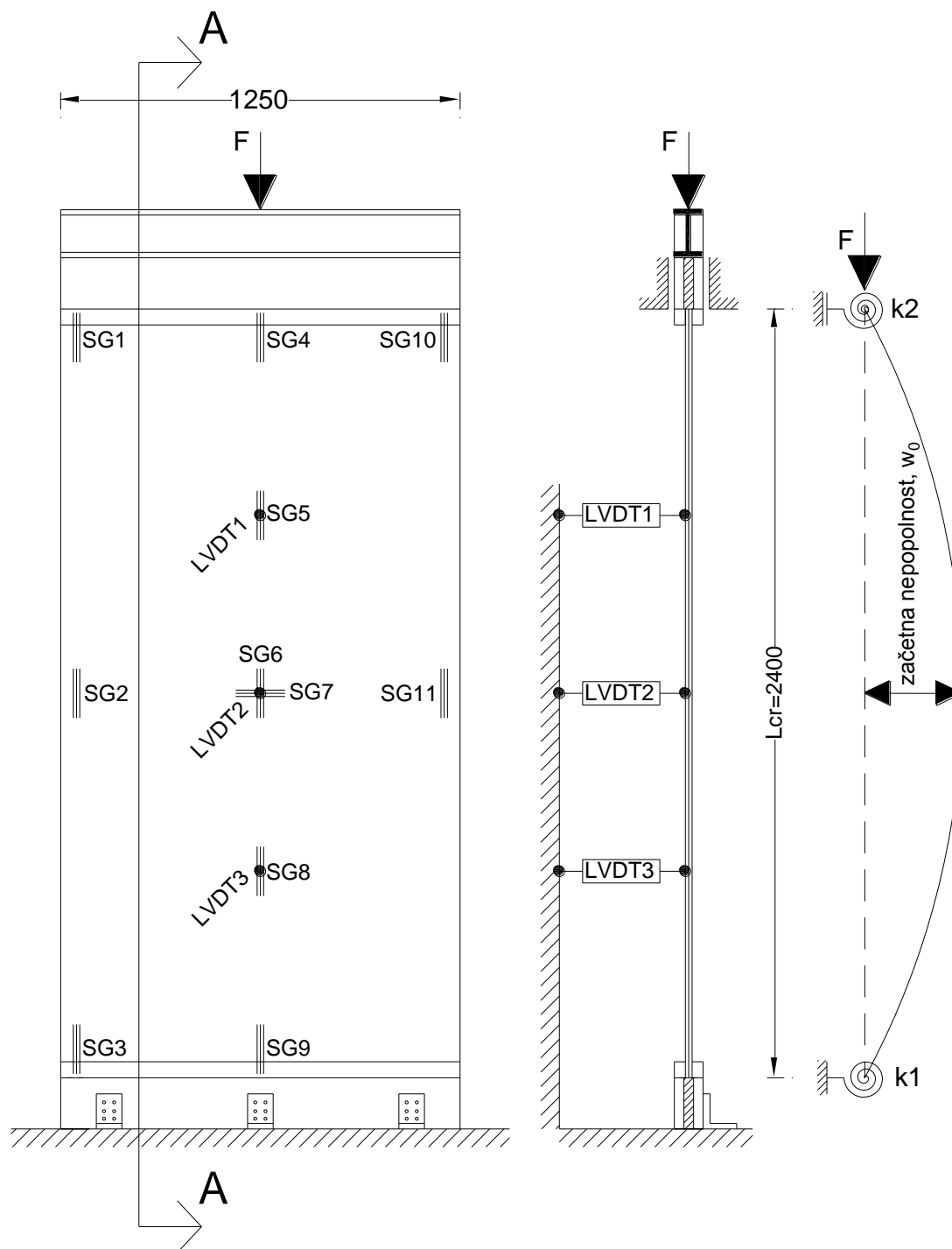
Figure 34: Comparison of normalised normal stresses $\sigma_{11}/\sigma_{Newmark}$ at maximum force F_{max} , evaluated with different models for different boundary conditions for specimens with PVB interlayer (adopted from [18]).

4.5 Uklon lameliranega stekla

Ena izmed dobrih lastnosti stekla je njegova visoka tlačna trdnost (cca. 1000 MPa), katera pa zaradi običajne vitkosti steklenih elementov ne pride toliko do izraza. Nujno potrebno je opraviti stabilnostno analizo tlačno obremenjenih steklenih panelov, katerim dajemo vlogo tlačnega nosilnega elementa. Prav tako ne smemo pozabiti na bočno zvrnitev upogibno obremenjenih steklenih nosilcev in strižno obremenjenih plošč, pri katerih lahko pride do izbočenja. V obravnavanem poglavju smo se posvetili stabilnostni analizi tlačno obremenjenega lameliranega stekla, z namenom ugotovitve kritične uklonske sile za najbolj neugoden primer robnih pogojev, ugotovitvi porušnega mehanizma in predvsem validaciji numeričnega modela za v tlaku preizkušane lamelirane šipe. Zaključki te preiskave so nam omogočili zasnovano preiskavo kompozitnega panela iz lesenega okvirja in polnila iz lameliranega stekla, katero poleg horizontalne prevzema tudi velik delež vertikalne obtežbe. Eksperimentalne preiskave, ki so opisane v nadaljevanju, smo izvedli na dveh enakih preizkušancih (Utest1 in Utest2), katere smo kasneje modelirali s programom ABAQUS, ob upoštevanju ugotovitev iz prejšnjega poglavja o modeliranju lameliranega stekla. Rezultati eksperimentalnega dela so delno prikazani tudi v diplomskem delu Frlana [48], ki je bilo narejeno pod mojim somentorstvom.

4.5.1 Opis preiskave in preizkušancev

Preizkušanca sta bila narejena iz delno kaljenega stekla z enakimi dimenzijami prečnega prereza in višino kot pri kompozitnem strižnem panelu. Lamelirano steklo je sestavljeno iz dveh delno kaljenih šip debeline 10 mm, širine 1250 mm in višine 2400 mm povezanih z EVA vmesno povezovalno plastjo debeline 1,6 mm. Šipa je spodaj in zgoraj vstavljena v lesena ležišča, katera določajo robne pogoje in sicer tako, da so spodaj delno omogočene rotacije, na vrhu pa imamo poleg teh omogočene še pomike v vertikalni smeri, ki omogočajo nanos obtežbe. Slika 35 prikazuje dimenzije, način podpiranja in razporeditev merskih mest preizkušancev. Specifične deformacije smo merili v vertikalni smeri na desetih mestih z merilnimi lističi (SG1-SG6, SG8-SG11), ki potekajo ob spodnjem in zgornjem robu ter na sredini panela. Dodatno smo z enim lističem v središču preizkušanca merili deformacije v horizontalni smeri (SG7). S prereza A-A (slika 35) lahko vidimo razporeditev merilnih mest za merjenje horizontalnih pomikov z oznakami LVDT1-LVDT3, ki so nameščeni v četrtinah višine panela. Obtežbo F smo enakomerno razporedili po celotni širini panela preko jeklenega profila na vrhu preizkušanca. Preiskavo smo vodili s pomiki in sicer monotono do porušitve v vertikalni smeri s hitrostjo $v_F = 0,013$ mm/s.

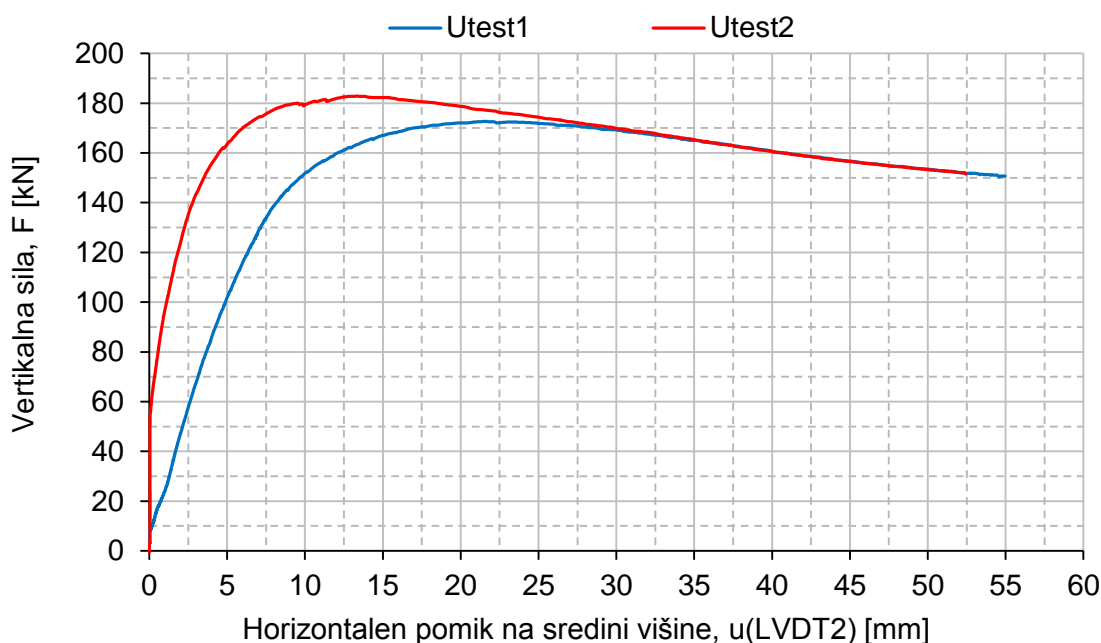


Slika 35: Pogled in prerez A-A skozi preizkušane za določitev uklonske sile in računski model (desno).

Figure 35: View and cross section A-A through the buckling force test setup and analytical model (right).

4.5.2 Rezultati eksperimentalne analize

Na sliki 36 je prikazano razmerje med vertikalno silo F in horizontalnim pomikom u_2 merjenim na sredini višine (LVDT2) za oba preizkušanca. Evidentno je, da se horizontalni pomiki na sredini višine preizkušanca začnejo eksponencialno povečevati, ko preidemo s silo F nivo približno 120 kN. Pri tem nivoju sile, se na sredini višine preizkušancev pojavijo upogibni momenti, zaradi izbočenja šipe in imajo velik prispevek k horizontalnim pomikom. Horizontalni pomiki imajo pri doseženi kritični vrednosti vertikalne obtežbe vrednosti, $u_2 = 13,33$ mm, za preizkušane U_{test1} in vrednosti $u_2 = 21,42$ mm za preizkušane U_{test2}. Padec sile lahko predvsem pripišemo plastificiranju vmesne povezovalne plasti EVA, ki se zgodi pri doseženi kritični sili. Dodatno lahko opazimo padec vertikalne sile v obeh primerih v območju pomikov, ki so večji od pravkar omenjenih kritičnih. Horizontalna pomika pri razpokanju stekla in poružitvi celotnega panela (slika 37) sta $u_{2,1} = 52,45$ mm za prvi in $u_{2,2} = 54,97$ mm za drugi preizkušane. Izpostaviti je potrebno tudi povprečno tlačno-uklonsko nosilnost obravnavanih preizkušancev, ki znaša $F_u = 177,66$ kN. Začetna nepopolnost obravnavanih preizkušancev je znašala približno $w_0 = 2$ mm. Razlika v odzivih preizkušancev se je pokazala zaradi delnega poškodovanja vpenjalne letve pri preizkušancu U_{test1}, zaradi česar je imel manjšo rotacijsko togost podpore in s tem bolj podajen odziv.



Slika 36: Odnos med vertikalno obtežbo F [kN] in horizontalnim pomikom $u(LVDT2)$ [mm] na sredini višine panela za oba preizkušanca.

Figure 36: Relationship of monotone vertical load F [kN] and midheight horizontal displacements $u(LVDT2)$ [mm] for both specimens.

Pri dovolj velikem izbočenju preizkušancev je prišlo do prekoračenja upogibne natezne trdnosti steklenega panela na natezni strani, kar je povzročilo hipno porušitev natezno najbolj obremenjene

steklene lamele. Celotno obtežbo po poružitvi ene lamele je prevzela preostala nepoškodovana steklena lamela, kar pomeni približno prepolovitev upogibne togosti in s tem strm padec sile, ki jo lahko prevzame celoten panel. Spremljanje obnašanja preizkušancev pri večjih izbočitvah nam je omogočila s pomiki vodena preiskava, kar se v realnih konstrukcijah ne dogaja, zato bi tam prišlo hitreje do poružitve.



Slika 37: Porušitev tlačno obremenjenega lameliranega steklenega panela.
Figure 37: Failure of compressed laminated glass panel.

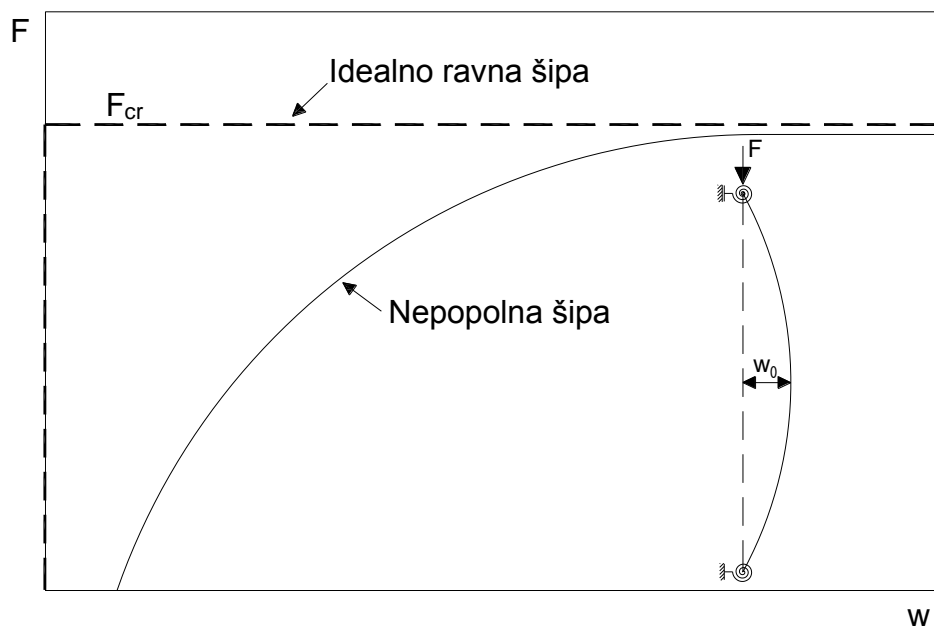
4.5.3 Računska analiza in modeliranje uklona

Obstajajo različni postopki modeliranja in projektiranja vitkih elementov iz običajnih konstrukcijskih materialov (jeklo, les), katerih pa ne moremo direktno aplicirati na steklene tlačno obremenjene elemente. Pri tlačno obremenjenem lameliranem steklu je potrebno upoštevati specifično naravo stekla kot materiala in steklenih elementov ter vmesne povezovalne plasti. Parametri, ki bistveno vplivajo na stabilnost lameliranega stekla so naslednji [12]:

- začetne nepopolnosti,
- krhko obnašanje stekla,
- natezna trdnost stekla,
- vrsta vmesne povezovalne plasti (viskoelastičnost in nelinearno obnašanje materiala) in
- robni pogoji.

Začetne nepopolnosti w_0 (ukrivljenost - slika 35) steklenih panelov so v pretežni meri posledica kaljenja stekla in so močno odvisne od kvalitete peči v katerih jih kalijo [49]. Meritve so pokazale, da ima navadno nekaljeno steklo zelo majhne začetne nepopolnosti ($w_0 < L/2500$) medtem ko znašajo vrednosti za delno kaljeno in kaljeno steklo tudi do $L/300$ [12]. Začetna nepopolnost ima približno sinusno obliko [12]. V našem primeru smo privzeli prvo uklonsko obliko določeno z linearno stabilnostno analizo. Posebno pozornost je potrebno nameniti vmesni povezovalni plasti, ki odločilno vpliva na velikost kritične sile in časa, pri katerem se bo zgodilo izbočenje. V našem primeru smo se ukvarjali s kratkotrajno obtežbo in smo časovno komponento zanemarili. Večina avtorjev ([49], [50], [51]), ki se je do sedaj ukvarjala s študijem stabilnosti lameliranih steklenih panelov, je uporabila PVB vmesno povezovalno plast za katero so vsi predpostavili linearno elastičen material. Ta predpostavka se je v našem primeru, imamo EVA vmesno povezovalno plast, izkazala za neustrezno, saj je nemogoče opisati odnos med vertikalno obtežbo in horizontalnim pomikom pri večjih izbočenjih, kar je prikazano v nadaljevanju. Pomemben prispevek k velikosti uklonske kritične sile predstavlja stopnja vpetosti panela na robovih.

Problem stabilnosti (uklon) lahko opišemo na dva osnovna načina, kjer prvi temelji na linearni elastični teoriji z bifurkacijsko točko in drugi, bolj natančen, na teoriji drugega reda z nelinearno numerično analizo. Prvi način je priporočen za oceno kritične sile, proti kateri limitira vitek tlačni element z nepopolnostjo w_0 . Pri linearni teoriji z bifurkacijsko točko izhajamo iz predpostavke, da imamo idealno ravno obliko tlačnega elementa, kritična obtežba pa je odvisna od geometrije, robnih pogojev in upogibne togosti elementa. Za opis uklona realne konstrukcije je potrebno upoštevati začetne geometrijske nepopolnosti w_0 in nelinearnost materiala za EVA vmesno povezovalno plast. Primerjava razvoja uklona obeh modelov je shematično prikazana na sliki 38.



Slika 38: Uklon idealno ravnega in imperfektne panela.
Figure 38: Buckling of panel with and without imperfections.

Za primer šipe s homogenim prerezom lahko določimo elastično kritično silo F_{cr} z izrazom (31)

$$F_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L_{cr}^2}. \quad (31)$$

Dejstvo, da v našem primeru obravnavamo panel z lameliranim prerezom, nas privede do uporabe »sendvič« teorije, ki jo je obsežno predstavil Zenkrt [52], delno pa je bila omenjena v enem izmed prejšnjih poglavij. Luible [49] je uporabil omenjeno teorijo za oceno kritične sile, pri čemer je potrebno posebej poudariti, da je za steklo in za vmesno povezovalno plast uporabil linearno elastičen material, kar je tudi eden izmed pogojev za uporabo »sendvič« teorije. Kritično silo je za steber iz lameliranega stekla z dvema plastema stekla izrazil kot (32):

$$N_{cr} = \frac{\pi^2(1+\alpha+\pi^2\alpha\beta)}{1+\pi^2\beta} \frac{EI_S}{L_{cr}^2}, \quad (32)$$

kjer so:

$$\alpha = \frac{I_1+I_2}{I_S}, \quad (33)$$

$$\beta = \frac{t_{int}}{G_{int}b(z_1+z_2)^2} \frac{EI_S}{L_{cr}^2}, \quad (34)$$

$$I_S = b(t_1z_1^2 + t_2z_2^2), \quad (35)$$

$$I_i = \frac{bt_i^3}{12}, \quad (36)$$

L_{cr} ... uklonska dolžina,

b ... širina prečnega prereza,

G_{int} ... strižni modul vmesne povezovalne plasti,

t_{int} ... debelina vmesne povezovalne plasti in

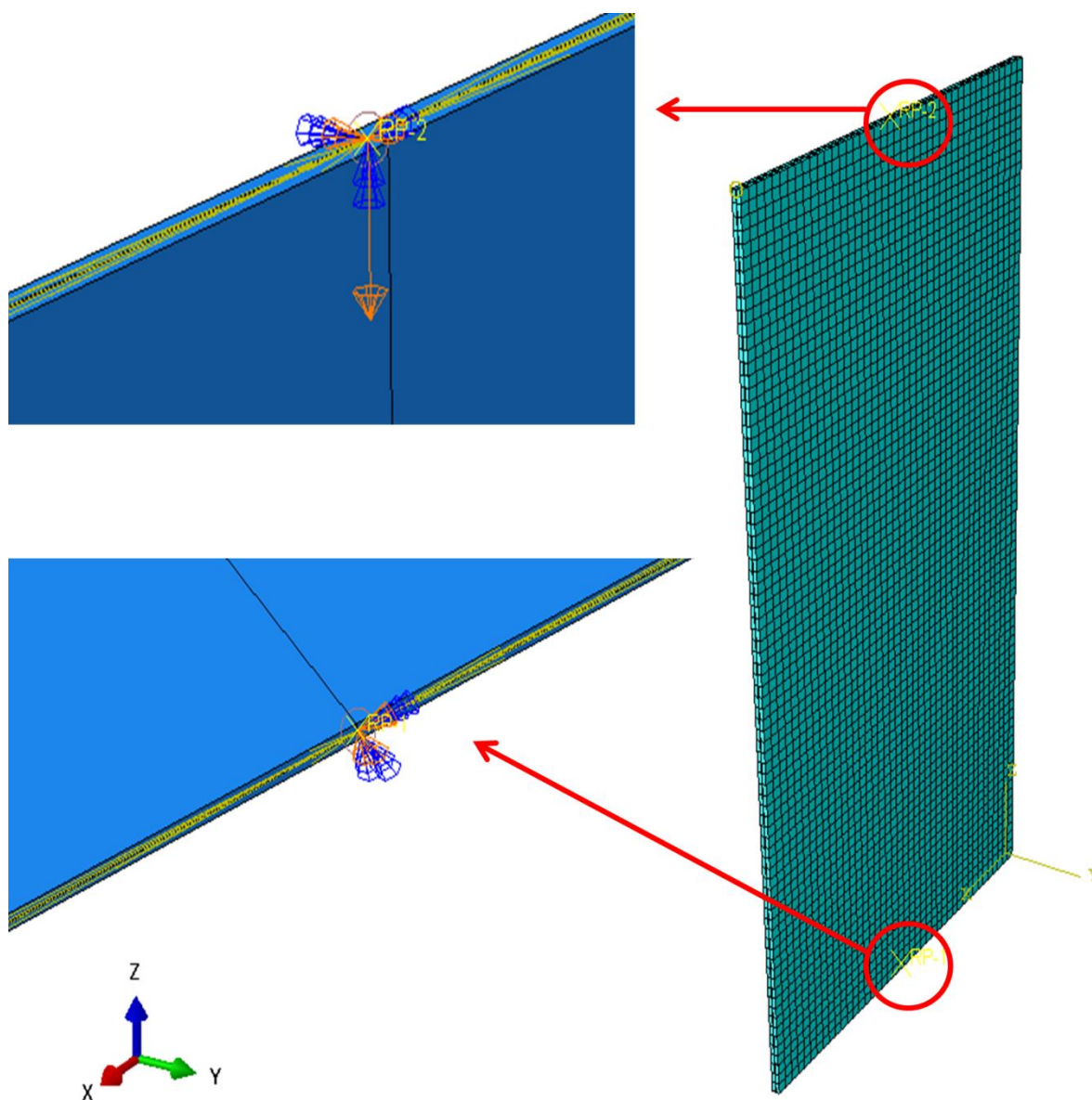
t_i ... debelina steklene lamele.

S temi izrazi lahko za naše obravnavane preizkušance ocenimo kritično silo za skrajna primera podpiranja in sicer vrtljivo in togo vpeto v podlago. Za primer vrtljivega podpiranja znaša kritična sila $N_{cr} = 118,42$ kN ($L_{cr} = 2400$ mm) in za primer togo vpetega $N_{cr} = 298,77$ kN ($L_{cr} = 1440$ mm). Eksperimenti izkazujejo kritično silo, ki je med obema navedenima vrednostma iz česar lahko sklepamo, da imamo v podporah delno vpetje.

Bolj detajlno in prilagodljivo numerično analizo lahko izvedemo z metodo končnih elementov, katera nam omogoča upoštevanje naslednjih parametrov:

- viskoelastičnost s katero lahko upoštevamo časovno odvisnost deformiranja materiala,
- nelinearnost materiala,
- poljubne robne pogoje (stopnja vpetja, vnos obtežbe),
- geometrija elementov in
- začetna nepopolnost.

Poleg velikosti kritične sile dobimo tudi informacijo o razporeditvi pomikov in napetosti po celotni obravnavani šipi. Obnašanje naših tlačnih preizkušancev smo modelirali s programom ABAQUS za različne tipe podpiranja, z upoštevanjem nepopolnosti ter linearnega in nelinearnega obnašanja materiala vmesne povezovalne plasti. Na sliki 39 je prikazan model, ki je zasnovan na podoben način kot pri modeliranju štiritočkovnega upogiba lameliranega stekla v poglavju 4.4.1.5 s 3D končnimi elementi (solid C3D8I).



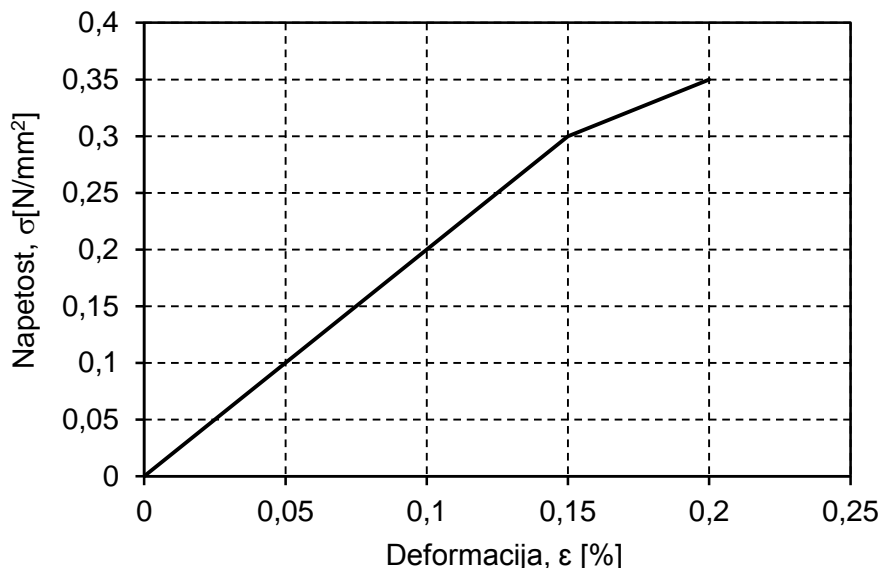
Slika 39: Numerični model v programu ABAQUS z detajlnim pogledom na robne pogoje spodaj in zgoraj.

Figure 39: Numerical model in software ABAQUS with top and bottom boundary conditions.

Materialni model stekla je linearno elastičen ($E = 70 \text{ GPa}$, $\nu = 0,23$), za vmesno povezovalno plast EVA pa je v eni varianti linearno elastičen (skladno s preostalimi avtorji [12]) in drugač nelinearen material s predpostavljenimi konstitucijskim zakonom, prikazanim na sliki 40. V prvem delu smo ga določili glede na podatke iz literature [42] in v drugem delu s parametrično analizo. Vpliv striga je zajet preko predpostavljenega materialnega konstitutivnega zakona.

Numerično analizo smo opravili v dveh delih. V prvem delu smo določili prve tri uklonske oblike z linearno analizo (analiza »Linear perturbation\buckle« v ABAQUS). V drugem delu smo nato prvo uklonsko obliko, do katere dejansko tudi pride med preizkušanjem, upoštevali kot obliko začetne geometrijske nepopolnosti z maksimalno amplitudo na sredini višine panela $w_0 = 2 \text{ mm}$. Delno vpetje

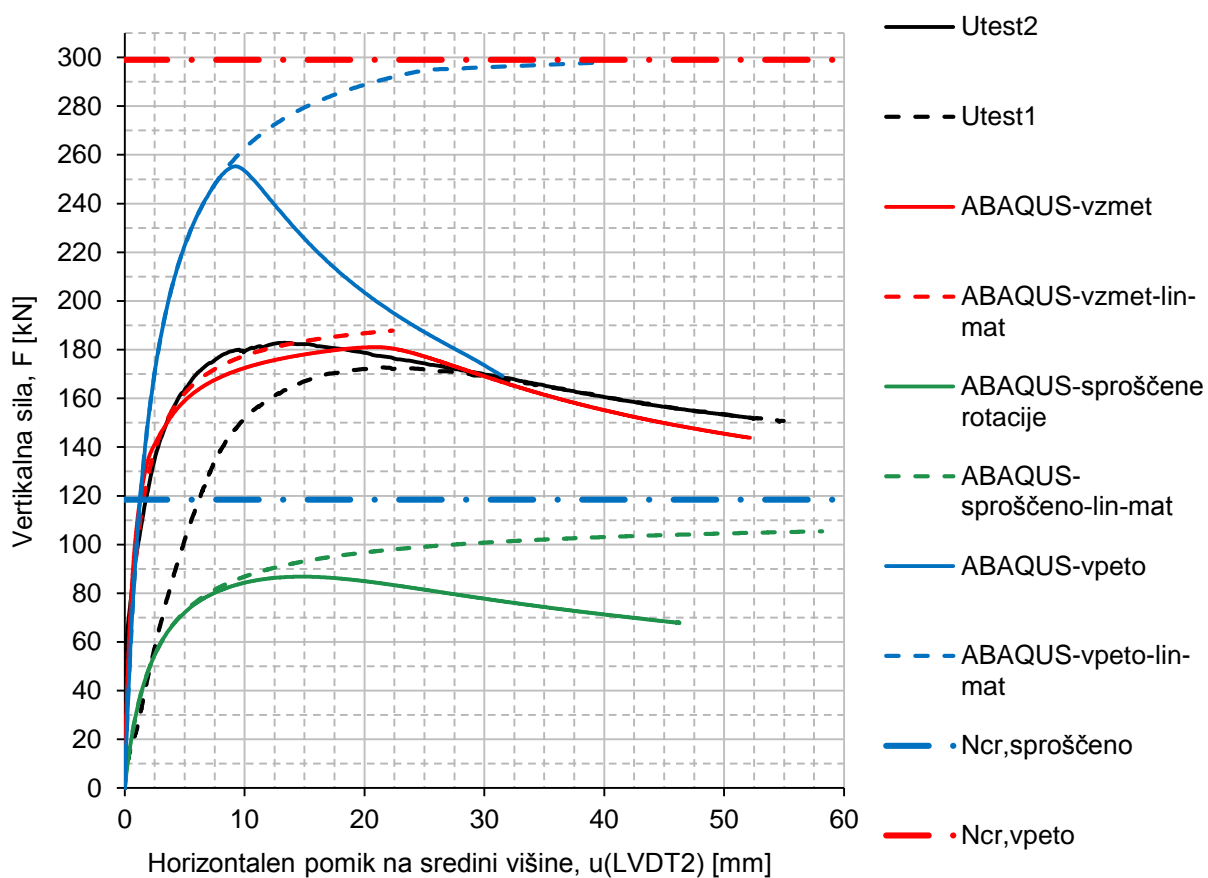
panela smo modelirali z rotacijsko vzmetjo s togostjo $k_1 = k_2 = 180$ MNmm/rad, s čimer smo omejili rotacije. Togost smo določili s parametrično analizo tako, da smo zadostili realnemu odzivu med eksperimentom, pri čemer smo si pomagali z mejnimi vrednostmi in sicer $k_1 = 0$ MNmm/rad, pri sproščenih rotacijah in $k_2 = 300$ MNmm/rad, kar ustreza togosti popolnoma toge podpore s preprečenimi rotacijami.



Slika 40: Predpostavljen konstitucijski zakon za EVA vmesno povezovalno plast.

Figure 40: Material model of EVA interlayer.

Slika 41 prikazuje primerjavo rezultatov numerične analize, analitične rešitve in eksperimentalno dobljenih rezultatov. Na primeru verificiranega numeričnega modela z upoštevanjem rotacijskih vzmeti ob vpetju in nelinearnega materialnega modela za vmesno povezovalno plast, lahko vidimo, da smo se z rezultati uspeli približati eksperimentalnim vrednostim. Za primerjavo so prikazani tudi rezultati z upoštevanjem linearno elastičnega materiala. To dokazuje, da s takšnim modelom ni mogoče opisati uklona v padajočem delu krivulje, saj se sile asimptotično približujejo linearni analitični rešitvi. V modelu smo dodatno enkrat sprostili in drugič popolnoma preprečili rotacije ob podporah in s tem pokazali, na sliki 41, velikost vpliva vpetja steklenega panela in določili spodnjo in zgornjo limito nosilnosti obravnavanega panela. Podobno kot za verificiran model smo tudi za ta dva skrajna primera določili rezultate z linearnim in nelinearnim materialnim modelom. Opazimo lahko, da se obe krivulji, ki prikazujeta rezultate, z upoštevanjem linearnega materialnega modela, asimptotično približujeta analitično dobljenim vrednostim, ki smo jih določili z izrazom (32). Eksperimentalno dobljena krivulja za preizkušane $U_{\text{test}2}$ nekoliko odstopa od vrednosti za preizkušane $U_{\text{test}1}$, kar lahko pripišemo delnemu poškodovanju stranske vpenjalne letve na začetku preiskave, s čimer dobimo manjšo togost vpenjanja. V splošnem nam primerjava rezultatov pokaže, da so vrednosti kritične sile z upoštevanjem nelinearnega materialnega modela precej nižje od tistih, kjer smo upoštevali linearen material.



Slika 41: Primerjava eksperimentalnih, analitičnih in numeričnih rezultatov za tlačno lameliran steklen panel.

Figure 41: Comparison of experimental, analytical and numerical results for compressed laminated glass panel.

4.5.4 Zaključki

Izkaže se, da ima lamelirano steklo sposobnost relativno velikega izbočenja pred poružitvijo. Srednja uklonska nosilnost obravnavanih panelov ($F_u = 177,66$ kN) je zelo visoka v primerjavi z vertikalno obtežbo, ki jo morajo prevzeti zavetrovalne šipe kompozitnega strižnega panela, predstavljenega v poglavjih glavnih preiskav. Slednji so, kot se izkaže v nadaljevanju, obremenjeni s približno 6 % povprečne uklonske nosilnosti obravnavanih panelov. Poleg tega je potrebno še upoštevati, da imamo v primeru strižnih kompozitnih panelov tudi drugačne, ugodnejše robne pogoje. Z obravnavnim testom smo pokazali, da smo predvideli zelo predimenzionirane lamelirane šipe za uporabo v strižnem kompozitnem panelu. To nam po eni strani zagotavlja zadostno robustnost lameliranih šip med strižnimi preiskavami, po drugi strani pa nam namiguje, da bi bilo potrebno izvesti optimizacijo tlačno in strižno obremenjenih šip.

Uklon lameliranega stekla je mogoče opisati analitično ali numerično z metodo končnih elementov. V obravnavanem poglavju smo analizirali tlačno obremenjen lameliran steklen panel z obema postopkoma in rezultate primerjali z eksperimentalnimi rezultati. Glavne ugotovitve lahko na kratko strnemo v naslednjih točkah:

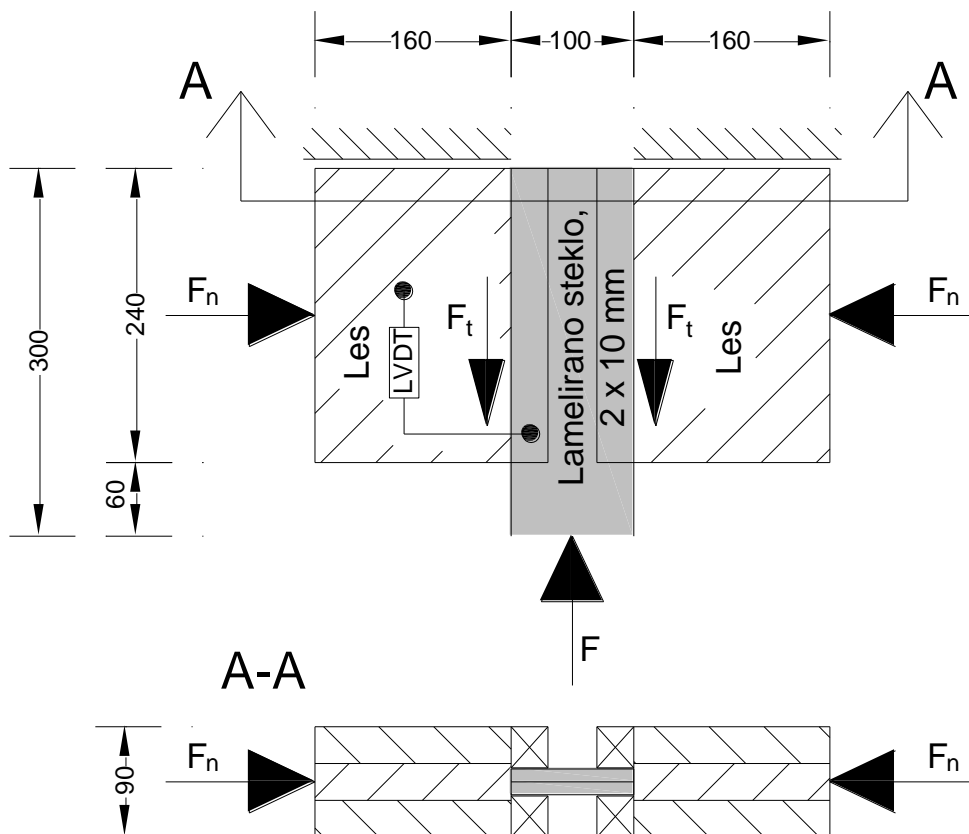
- v obravnavanem primeru naleganja lameliranega steklenega panela na leseno ležišče je potrebno upoštevati delno vpetje (delno preprečene rotacije) panela in ne sproščene vrtiljivega podpiranja, kot smo to predpostavili na začetku,
- za realen odziv obravnavanega panela je potrebno upoštevati začetne nepopolnosti w_0 za kar smo izbrali prvo uklonsko obliko linearne analize z amplitudo nepopolnosti $w_0 = 2$ mm,
- v nasprotju z ostalimi avtorji, ki so se ukvarjali z uklonom lameliranih panelov s PVB vmesno povezovalno folijo je potrebno v primeru uporabe EVA folije uporabiti nelinearen materialni model. Pokazali smo tudi, da poenostavljeni analitični izrazi ne veljajo v našem primeru saj so tako dobljene vrednosti precej večje (na nevarni strani) od realnih,
- z dodatnimi preiskavami je potrebno še potrditi obnašanje panelov pri različnih hitrostih obremenjevanja in temperaturah s čimer bi preverili vpliv viskoelastičnosti materiala.

4.6 Test trenja med steklenimi paneli in lesom

Preiskava razvoja trenja med lesom in steklom je ključnega pomena za razumevanje delovanja celotnega kompozitnega strižnega panela, pri katerem je omogočeno drsenje lameliranega steklenega panela v lesenem okvirju. Na osnovi tega testa kasneje, v poglavju glavnih preiskav kompozitnega panela, določimo delež sile trenja pri prevzemu horizontalne obtežbe za posamezno amplitudo vsiljenega pomika. Kot rezultat dobimo tudi koeficienta trenja in lepenja, katera je mogoče uporabiti za namen modeliranja kontakta med lesom in steklom v numeričnem modelu.

4.6.1 Opis preiskave in preizkušancev

Preizkus smo izvedli tako, da smo med dva lesena elementa vstavili manjši lameliran stekleni panel, katerega smo preko lesenih elementov najprej obremenili s silo F_n v smeri pravokotno na kontakt med lesom in steklom. Za zagotovitev približno enakih normalnih napetosti na stiku med steklenim panelom in lesom v primeru kompozitnega strižnega panela (glavna preiskava) in obravnavanega testa trenja je bilo potrebno izbrati silo $F_n = 2$ kN. To silo smo lahko nanesli preko posebej izdelanega vzvoda, prikazanega na sliki 44, kateri je tudi omogočal kontrolo in vzdrževanje konstantnega nivoja sile. Zatem smo s silo F potisnili stekleno ploščo vzdolž stika med lesom in steklom s hitrostjo $v_t = 0,25$ mm/s. Slika 42 shematično prikazuje dimenzije preizkušanca in mesta nanosa obtežbe. Lameliran stekleni panel ima debelino 21,6 mm, širino 100 mm in dolžino 300 mm, vzdolž katere se formira sila trenja. Med samo preiskavo smo merili tudi pomike (LVDT) steklene plošče relativno na mirujoči leseni del. Stranski letvi, nameščeni ob kontaktu šipe z lesnim delom, sta od šipe odmaknjeni za 1 mm, s čimer se izognemo kontaktu in s tem trenju med stransko letvijo in šipo. Za boljšo predstavitev eksperimenta prikazujemo še sliko 43, katera prikazuje eksperiment med potiskanjem steklene plošče v navpični smeri navzgor.



Slika 42: Dispozicija testa trenja med lesom in lamiranim steklom.
Figure 42: Friction force test setup between timber and laminated glass.



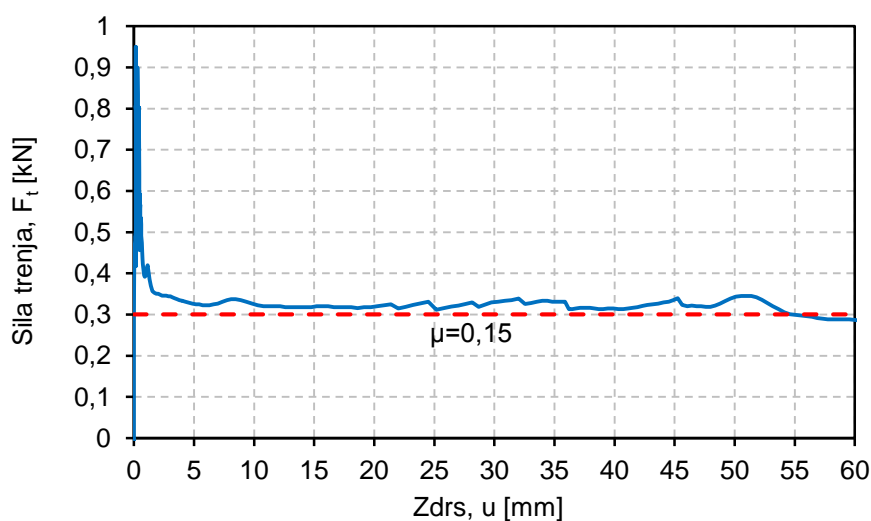
Slika 43: Prikaz vpetja stekla v leseno ležišče.
Figure 43: Glass plate in the timber embedment.



Slika 44: Sistem za vzdrževanje normalne komponente sile F_n .
Figure 44: Mechanism for applying the normal force component F_n .

4.6.2 Rezultati eksperimentalne analize

Kot že omenjeno, smo med preiskavo merili silo, ki je bila potrebna za potiskanje steklene plošče tangencialno na stik med lesom in steklom, za določeno normalno silo $F_n = 2$ kN. Rezultat lahko predstavimo grafično kot odnos med silo trenja F_t in vzdolžnim pomikom u pri določeni normalni sili F_n , kar je prikazano na naslednji sliki 45. Sila trenja F_t je izražena kot polovica sile F , ki je potrebna za pomikanje šipe, saj se sila trenja pojavi na dveh ploskvah, kjer se stikata šipa in les. Po pričakovanju lahko opazimo, da sila trenja strmo pade po začetku drsenja in se ustali pri 0,3 kN. Koeficient trenja znaša $\mu = 0,15$. Za začetek drsenja šipe je potrebno premagati silo lepenja, ki znaša 0,94 kN. Koeficient lepenja znaša $\mu_s = 0,47$. V nadaljevanju pri obravnavanju kompozitnega panela, upoštevamo silo trenja pri določitvi deleža prevzemanja horizontalne obtežbe na kontaktu med šipami in lesenim okvirjem.



Slika 45: Razvoj sile trenja F_t [kN] glede na velikost pomikov u [mm] šipe po leseni podlagi za nivo normalne sile $F_n = 2$ kN.

Figure 45: Relationship between friction force F_t [kN] and relative displacements u [mm] of glass plate regarding to timber elements for the level of normal force $F_n = 2$ kN.

4.7 Osnovne preiskave lameliranega lesa

Leseni okvirji kompozitnih strižnih panelov so bili narejeni iz lameliranega lesa iglavcev (»glulam«), za katerega smo prvo oceno mehanskih karakteristik, določili glede na gostoto materiala, ki pripada lameliranemu lesu v določenem razredu kvalitete po standardu SIST EN 1194:2000 [53]. V našem primeru povprečna vrednost gostote lameliranega lesa znaša $\rho = 460 \text{ kg/m}^3$, kar bi lahko ustrezalo trdnostnemu razredu GL 36h. Opravljene preiskave so pokazale, da bi s sklepanjem o mehanskih karakteristikah preko gostote lesa naredili napako, saj določene karakteristike preizkušancev ne dosejajo niti najnižjega razreda lameliranega lesa GL24h.

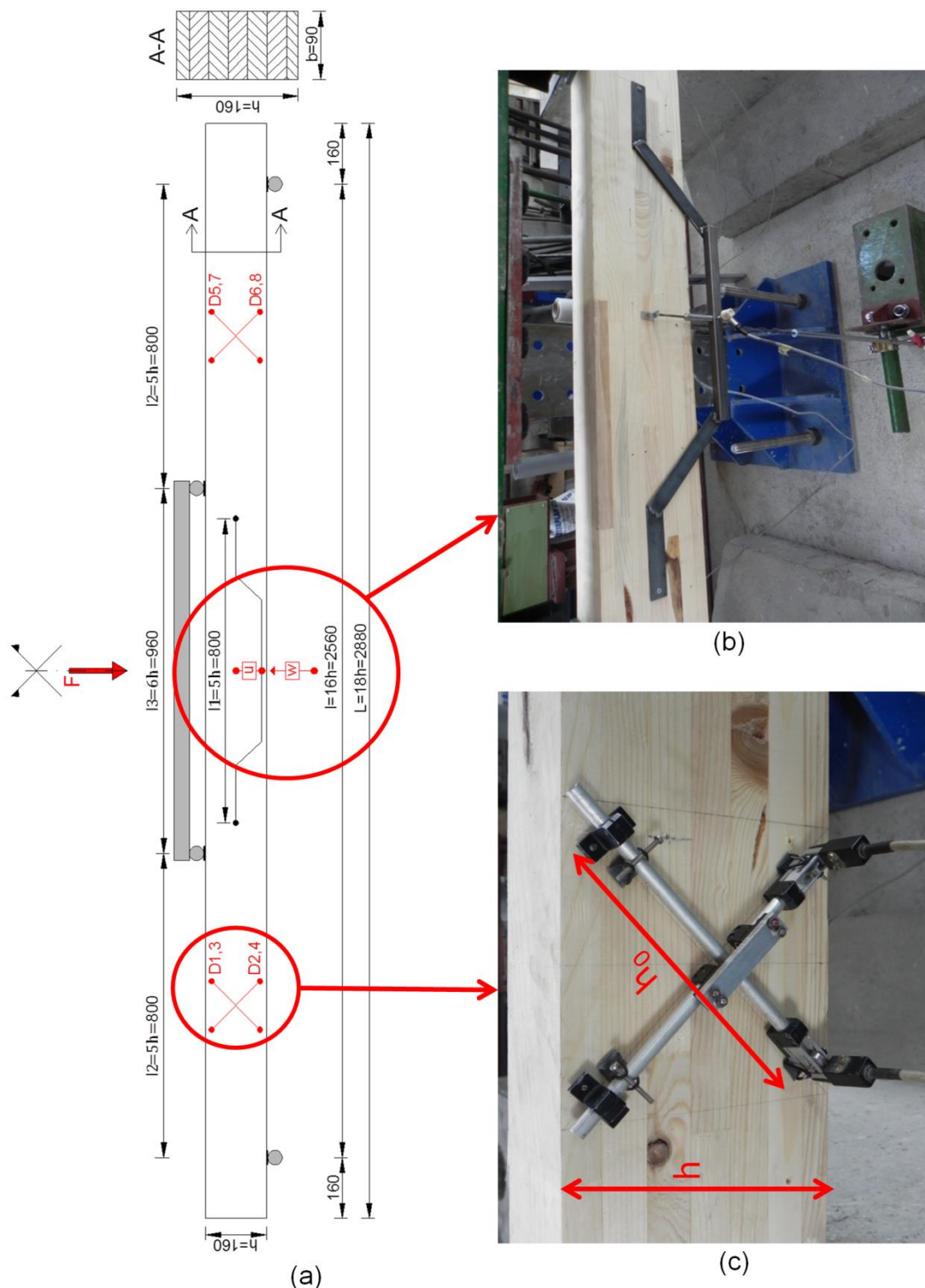
Preizkušance smo pripravili iz neporabljenih elementov lesenih okvirjev pri glavni preiskavi opisani kasneje, katere nam je priskrbelo lesno predelovalno podjetje Viva les d.o.o.. Glede na to, da nismo imeli nobenega podatka proizvajalca o kvaliteti lesa uporabljenega za izdelavo lameliranega lesa in o kontroli proizvodnje, smo izvedli standardne preiskave za določitev sledečih mehanskih karakteristik po standardu EN 408 [54]:

- lokalni modul elastičnosti $E_{m,l}$,
- globalni modul elastičnosti $E_{m,g}$,
- strižni modul v strižnem polju G_{SF} ,
- modul elastičnosti v tlaku pravokotno na potek lesenih vlaken $E_{90,mean}$,
- modul elastičnosti v tlaku vzdolž poteka lesenih vlaken $E_{0,mean}$,
- upogibna natezna trdnost $f_{m,l}$,
- tlačna trdnost v smeri pravokotno na potek vlaken $f_{c,90}$ in
- tlačna trdnost v smeri lesenih vlaken $f_{c,0}$.

4.7.1 Opis preiskave in preizkušancev

Za pridobitev zgoraj omenjenih materialnih karakteristik smo v laboratoriju izvedli tri osnovne tipe testov. Najprej smo izvedli štiri točkovni upogib lameliranih lesenih nosilcev in nato še tlačna preizkusa v smeri pravokotno ter vzdolžno na lesna vlakna.

Štiri točkovni upogib smo izvedli na desetih lameliranih lesenih nosilcih, kateri so imeli enake dimenzije prečnega prereza kot elementi lesenega okvirja pri celotnem kompozitnem panelu. Po navodilih standarda EN 408 smo določili razpetino preizkušanca, ki znaša $L = 2560 \text{ mm}$ ($16 \cdot$ višina prečnega prereza) ter definirali merska mesta pomikov in deformacij. Dimenzije preizkušancev in postavitev testa so prikazani na sliki 46. Za izvrednotenje globalnega modula elastičnosti $E_{m,g}$ smo merili pomike w na sredini razpetine, za določitev lokalnega modula elastičnosti $E_{m,l}$ pa smo merili pomike u na srednji dolžini $l_l = 800 \text{ mm}$, kakor je prikazano na sliki 46.



Slika 46: Dispozicija testa (a) z detajlnim pogledom na merilce pomikov (b) in deformetров (c).
 Figure 46: Four point bending test setup (a) with detailed view of displacement sensors (b) and deformeters (c).

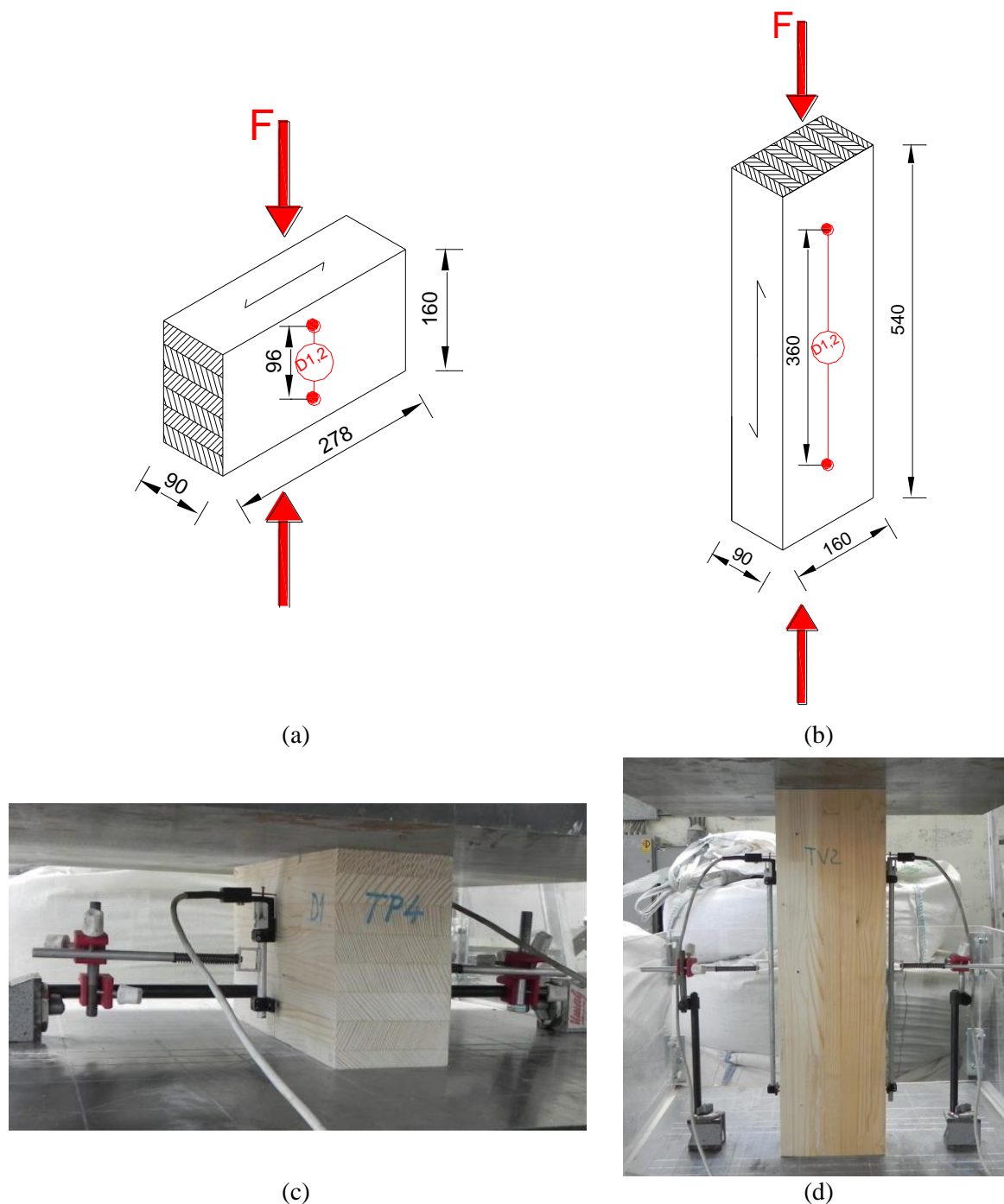
Z diagonalno nameščenimi deformetри (dolžina baze $h_0 = 180$ mm) na sredini stranskih polj, smo izmerili deformacije d_1 in d_2 za določitev strižnega modula G_{SF} . Pri računu strižnega modula smo upoštevali povprečje deformacij diagonal na vsaki strani nosilca. Nosilec je bil prostoležeče podprt in obremenjen v dveh točkah, na vrhu preko jarma za raznos obtežbe. Preiskava je bila vodena s pomiki, ki smo jih

nanašali s hitrostjo 0,48 mm/s, kot to predpisuje standard z izrazom $v \leq 0,003 \cdot h$ [mm/s], kjer je h višina prečnega prereza v mm.



Slika 47: Pogled na postavitve štiri točkovega upogibnega testa nosilca v laboratoriju.
Figure 47: Four point bending test setup in laboratory.

V drugem delu smo izvedli tlačni preizkus obravnavanih lameliranih lesenih elementov v smeri pravokotno in vzdolžno na lesna vlakna, prav tako v skladu s standardom EN 408. Za vsako od smeri obremenjevanja je bilo opravljenih pet testov. Dimenzije preizkušancev obremenjenih pravokotno na smer vlaken so bile 90/278 mm z višino 160 mm. Na obeh večjih pokončnih ploskvah smo na sredini po višini namestili deformetre, z merilno bazo dolžine 96 mm, za merjenje deformacij. Preiskava obremenjevanja je potekala tako, da smo maksimalno silo $F_{c,max}$ dosegli v času manj kot 300 s. Preizkušanci, ki so bili tlačno preizkušani v vzdolžni smeri vlaken so imeli dimenzije tlačnega prereza 90/160 mm in višino 540 mm. Deformetra z dolžino baze 360 mm sta bila nameščena po višini preizkušancev.



Slika 48: Dispozicija tlačnega preizkusa prečno (a in c) ter vzdolžno (b in d) glede na smer poteka lesnih vlaken.

Figure 48: Compression test setup for the direction of loading perpendicular (a and c) and longitudinal (b and d) in respect to the wood fibers.

Dimenzije in postavitev deformetrov za oba tipa preizkušancev sta prikazana na sliki 48(a) za obremenjevanje prečno in na sliki 48(b) vzdolž lesnih vlaken, na slikah 48(c) in (d) pa sta prikazani postavitvi testov v laboratoriju. Hitrost obremenjevanja je bila $v = 0,027 \text{ mm/s}$ ($0,00005 \cdot \text{dolžina preizkušanca}$ v mm).

4.7.2 Rezultati eksperimentalne analize

Na osnovi rezultatov (u , w , d_1 , d_2) štiri točkovnega upogibnega testa lameliranih lesenih nosilcev (N1-N10) smo po standardu EN 408 izračunali lokalni modul elastičnosti z izrazom (37):

$$E_{m,l} = \frac{l_2 l_1^2 (F_2 - F_1)}{16I(u_2 - u_1)} \quad (37)$$

in globalni modul elastičnosti z izrazom (38)

$$E_{m,g} = \frac{3l_2 l^2 - 4l_2^3}{2bh^3 \left(2 \frac{w_2 - w_1}{F_2 - F_1} - \frac{6l_2}{5Gb} \right)}, \quad (38)$$

kjer so (glej sliko 46):

l_2 ... dolžina stranskih polj nosilca,

l ... razdalja med podporami,

l_1 ... razdalja med pritrditvami jeklenega držala za merjenje lokalnega pomika u ,

b ... širina prečnega prereza,

h ... višina prečnega prereza,

w_1 ... globalni pomik na sredini nosilca pri 10% maksimalne dosežene sile F_{max} ,

w_2 ... globalni pomik na sredini nosilca pri 40% maksimalne dosežene sile F_{max} ,

u_1 ... lokalni pomik na sredini nosilca pri 10% maksimalne dosežene sile F_{max} ,

u_2 ... lokalni pomik na sredini nosilca pri 40% maksimalne dosežene sile F_{max} in

I ... vztrajnostni moment prečnega prereza.

Podobno smo za izvrednotenje strižnega modula G_{SF} uporabili izraz (39) iz standarda EN 408, katerega je tudi Brandner obravnaval v svojem prispevku [55]:

$$G_{SF} = \alpha \frac{h_0}{2bh} \frac{dV}{dD_{mean}}. \quad (39)$$

Kjer so:

$$\alpha = \frac{3}{2} - \frac{h_0^2}{4h^2}, \quad (40)$$

$$dD_{mean} = \frac{(|d_i| + |d_{i+1}|)}{2} \quad \dots \quad i = 1, 3, \quad (41)$$

h_0 ... dolžina baze deformetra (diagonala),

h ... višina prečnega prereza,

d_i ... raztezek deformetra i (diagonala i) v [mm] zaradi prečne sile dV in

dV ... prirast prečne sile na mestu merjenja deformacij.

Izpostaviti je potrebno, da je v zgoraj omenjenem standardu za preizkušanje lesa izraz 39 napačno zapisan, saj mu manjka faktor $1/2$. Brandner, ki je omenjene izraze tudi predlagal, ima iste izraze kakršne smo dobili z lastno izpeljavo, kar še dodatno dokazuje napako v standardu. Porušitve upogibno obremenjenih preizkušancev so v vseh primerih potekale na sredini razpona in na mestih obremenjevanja, kjer so najprej popustili čelni stiki spodnjih lamel. Na sliki 49 so prikazane tipične porušitve upogibno obremenjenih lameliranih lesenih nosilcev. Nekateri preizkušanci so se porušili progresivno s cepitvijo in delaminacijo lamel do vrha prečnega prereza (slika 49 (d)), kar kaže na krhko porušitev. Večina preizkušancev je po nastanku porušitve posameznih najbolj obremenjenih lamel še vedno izkazovala določeno stopnjo nosilnosti, ki je bila posledica vodenja preiskave s pomiki.

V preglednici 7, so podane vrednosti izrednotenih predstavljenih izrazov za vsak preizkušanec in na koncu še povprečne vrednosti ter koeficienti variacije (COV). Potrebno je opozoriti, da navedene vrednosti niso karakteristične ampak, so dejanske vrednosti pri porušitvi. Opazimo lahko, da vrednosti lokalnega modula elastičnosti $E_{m,l}$ odstopajo od globalnega $E_{m,g}$ za približno 7%. To relativno majhno odstopanje nam sporoča, da je obravnavan lameliran les približno enake kvalitete po dolžini nosilca. Upogibna natezna trdnost znaša v povprečju $24,18 \text{ N/mm}^2$ z relativno velikim koeficientom variacije 25,17%. Iz navedenih vrednosti lahko sklepamo, da obravnavanega lesa ne moremo direktno klasificirati v eno kategorijo glede na SIST EN 1194, ampak posamezne vrednosti zavzamejo različne razrede. Polovico preizkušancev dosega vrednost upogibne natezne trdnosti z upoštevanjem 5% fraktile $f_{m,k} = 25,54 \text{ N/mm}^2$ in bi jih lahko uvrstili v najnižjo kategorijo za homogen lameliran les GL24h. Preostali preizkušanci dosegajo manjše vrednosti karakteristične upogibne natezne trdnosti $f_{m,k} = 16,6 \text{ N/mm}^2$, kar je premalo za razvrstitev v katerokoli kategorijo po SIST EN 1194.



Slika 49: Porušne oblike upogibno obremenjenih lameliranih lesenih nosilcev.
Figure 49: Failure modes of bending loaded laminated wood beams.

Preglednica 7: Mehanske karakteristike lameliranega lesa določene s štiritočkovnimi upogibnimi testi.
Table 7: Evaluated mechanical characteristics of wood based on four-point bending test.

Preizkušavec	$E_{m,l}$	$E_{m,g}$	G_{SF}	F_{max}	u_{Fmax}	$f_{m,l}$
	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	kN	mm	N/mm ²
N1	12543,22	13228,59	613,42	20,58	17,41	21,98
N2	13969,57	13197,62	483,13	14,94	12,41	16,58
N3	14391,58	12782,79	580,06	28,02	23,31	29,93
N4	12530,85	12898,15	652,52	23,28	20,03	24,87
N5	14852,89	13633,71	696,52	15,63	15,63	16,70
N6	14109,04	12860,30	632,90	26,43	21,34	28,23
N7	13023,41	11725,14	706,85	15,60	15,78	16,66
N8	14692,78	13655,54	614,89	20,67	16,63	22,08
N9	12949,93	11143,88	644,39	28,56	25,44	30,51
N10	13186,13	11975,47	864,61	32,04	30,06	34,23
Povprečje	13624,94	12710,12	648,93	22,58	19,80	24,18
COV	6,13%	6,23%	14,38%	25,57%	25,55%	25,17%

Tlačni modul elastičnosti v pravokotni $E_{c,90}$ in vzdolžni $E_{c,0}$ smeri glede na potek lamel se po standardu EN 408 določita z izrazoma (42) in (43):

$$E_{c,90} = \frac{(F_{40} - F_{10})h_0}{(q_{40} - q_{10})bl} \text{ in} \quad (42)$$

$$E_{c,0} = \frac{h_0(F_{40} - F_{10})}{(q_{40} - q_{10})A}. \quad (43)$$

Tlačne trdnosti v prečni $f_{m,90}$ in vzdolžni $f_{m,0}$ smeri glede na potek vlaken lesa pa določimo z izrazoma (44) in (45):

$$f_{c,90} = \frac{F_{c,90,max}}{A} \text{ in} \quad (44)$$

$$f_{c,0} = \frac{F_{max}}{A}. \quad (45)$$

Kjer so:

F_{40} ... sila pri 40% maksimalne sile F_{max} v [N],

F_{10} ... sila pri 10% maksimalne sile F_{max} v [N],

$F_{c,90,max}$... maksimalna tlačna sila, ki jo lahko prenese preizkušanelec v smeri pravokotno na potek vlaken [N],

$F_{c,0}$... maksimalna dosežena sila, ki jo preizkušanelec lahko prenese v vzdolžni smeri glede na potek vlaken [N],

q_{10} ... skrček pri sili F_{10} v [mm],

q_{40} ... skrček pri sili F_{40} v [mm],

l ... dolžina preizkušance v [mm],

b ... širina prereza v [mm],

A ... površina tlačenega prečnega prereza v [mm] in

h_0 ... dolžina baze deformetra v [mm].

V preglednici 8 in preglednici 9 so predstavljeni rezultati za izračunane module elastičnosti $E_{c,90}$ in $E_{c,0}$, hkrati pa so navedene še tlačne trdnosti v smeri pravokotno $f_{m,90}$ in vzdolž $f_{m,0}$ poteka vlaken. Izkaže se, da za primer tlaka v smeri pravokotno na potek vlaken, že povprečni modul elastičnosti $E_{c,90}$ znaša manj kot nazivna vrednost najnižjega razreda GL 24h. V primeru obremenjevanja vzdolž vlaken, znaša povprečna tlačna trdnost $f_{c,0} = 35,16 \text{ N/mm}^2$, modul elastičnosti pa $E_{c,0} = 13596,62 \text{ N/mm}^2$. Koeficient variacije je nekoliko višji za karakteristike v smeri vlaken.

Preglednica 8: Mehanske karakteristike lameliranega lesa pri tlaku v smeri pravokotno na potek vlaken.

Table 8: Evaluated mechanical characteristics of wood compressed in perpendicular direction to the grain.

Preizkušane	$F_{c,90,max}$	$E_{c,90}$	$f_{c,90}$
	kN	N/mm ²	N/mm ²
TP1	86,87	244,56	3,47
TP2	91,92	238,70	3,67
TP3	100,00	271,26	4,00
TP4	91,25	232,73	3,65
TP5	87,88	241,52	3,51
povprečje	91,58	245,75	3,66
COV [%]	5,05	5,43	5,05

Preglednica 9: Mehanske karakteristike lameliranega lesa pri tlaku v smeri vzdolžno na potek vlaken.

Table 9: Evaluated mechanical characteristics of wood compressed in longitudinal direction the the grain.

Preizkušane	$F_{c,0,max}$	$E_{c,0}$	$f_{c,0}$
	kN	N/mm ²	N/mm ²
TV1	564,31	12922,69	39,19
TV2	558,92	14435,88	38,81
TV3	460,27	14505,54	31,96
TV4	482,83	13268,44	33,53
TV5	465,32	12850,53	32,31
povprečje	506,33	13596,62	35,16
COV [%]	9,04	5,35	9,04

Pri preizkušancih obremenjenih v smeri pravokotno na potek vlaken so se pojavile manjše razpoke na sredini višine preizkušanca (slika 50 a) pri 2/3 maksimalne dosežene sile $F_{max,c,90}$, ki znaša v povprečju približno 90 kN. Za preizkušance obremenjene v vzdolžni smeri glede na potek vlaken so bile dosežene sile pri porušitvi pričakovano višje ($F_{max,c,0} \approx 500$ kN). Oblika porušitve je bila zaznamovana z lokalnim uklonom vlaken in razpokanjem na mestih čelnih spojev, kar je prikazano na sliki 50 b.



(a)



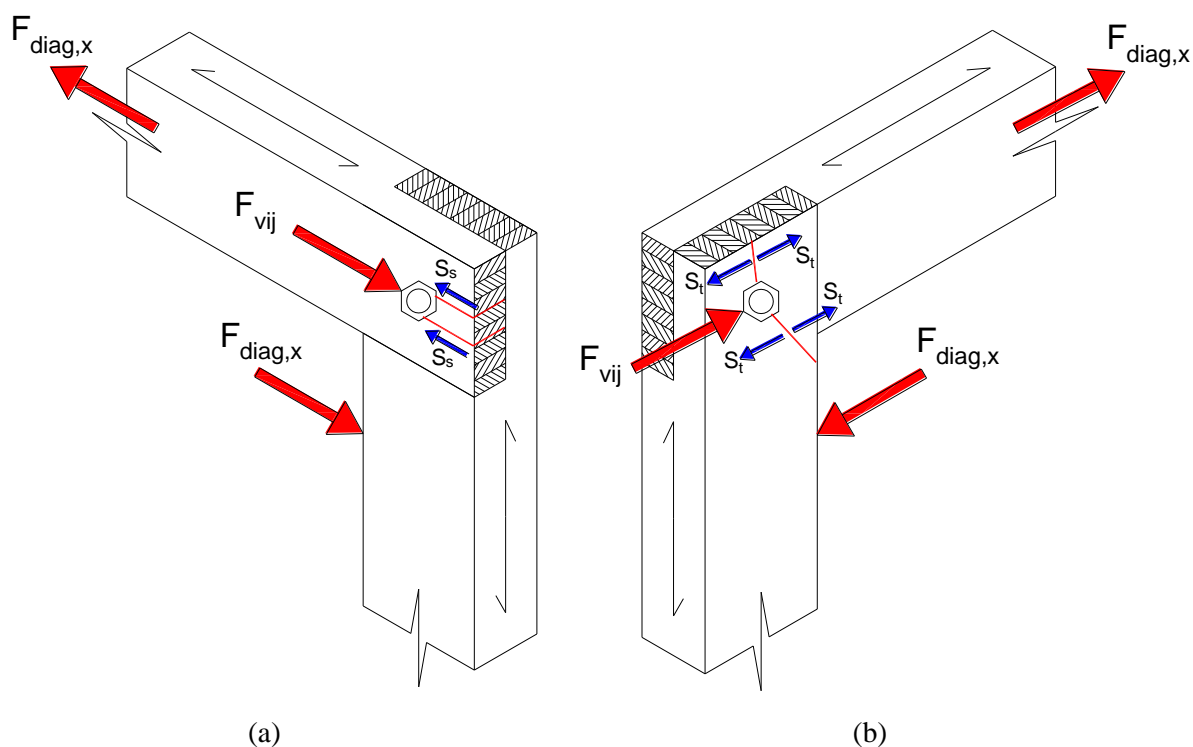
(b)

Slika 50: Porušne oblike lameliranega lesa tlačno obremenjenega v smeri pravokotno na vlakna (a) in v smeri vlaken (b).

Figure 50: Failure modes of laminated wood compressed in perpendicular (a) and longitudinal (b) direction of wood grain.

4.8 Preiskava elementov lesenega spoja

Glavne preiskave kompozitnih strižnih panelov so pokazale, da se prve in najbolj očitne poškodbe pojavijo v lesenem okvirju, v spojih lesenih elementov, kar je bil tudi povod za dodatne preiskave samih spojev, opisanih v tem poglavju. Na mestih spojev lesenih okvirjev namreč pride do cepitve lesa zaradi velikih koncentracij nateznih napetosti, ki jih povzročijo povezovalni vijaki. Mehanizem razporeditve horizontalne obtežbe v kompozitnem panelu (lesen okvir in stekleni paneli) je podrobneje predstavljen v nadaljevanju, kjer je opisana glavna preiskava. Del horizontalnih sil v ravnini kompozitnega panela prevzame steklen lameliran panel po diagonali s silo F_{diag} (slika 71), katera povzroči vertikalno $F_{diag,y}$ in horizontalno $F_{diag,x}$ komponento sile na lesen okvir v območju spojev. Predvsem horizontalna komponenta $F_{diag,x}$ povzroči obremenitev povezovalnih vijakov F_{vij} , katera v končni fazi povzroči cepitev lesenih elementov, kakor je to prikazano na sliki 51 in v preglednici 12. Vidimo lahko, da so horizontalno postavljeni elementi lesenih okvirjev izpostavljeni strižnim S_s obremenitvam zaradi povezovalnega vijaka v smeri vlaken (slika 51a) in vertikalni elementi z nateznimi obremenitvami S_t v prečni smeri glede na potek vlaken lesa (slika 51b).



Slika 51: Mehanizem razporeditve horizontalne komponente sile diagonale F_{diag} na elemente spojev lesenih okvirjev v vzdolžni (a) in prečni (b) smeri glede na potek vlaken lesa.

Figure 51: Distribution of horizontal component of the diagonal force F_{diag} among the timber frame connection components in longitudinal (a) and transversal (b) direction of wood fibers.

Preiskava opisana v tem poglavju je nestandardna in posebej prilagojena za naš primer, njen glavni namen pa je bil pridobitev podatkov za specifične deformacije in napetosti, pri katerih pride do porušitve

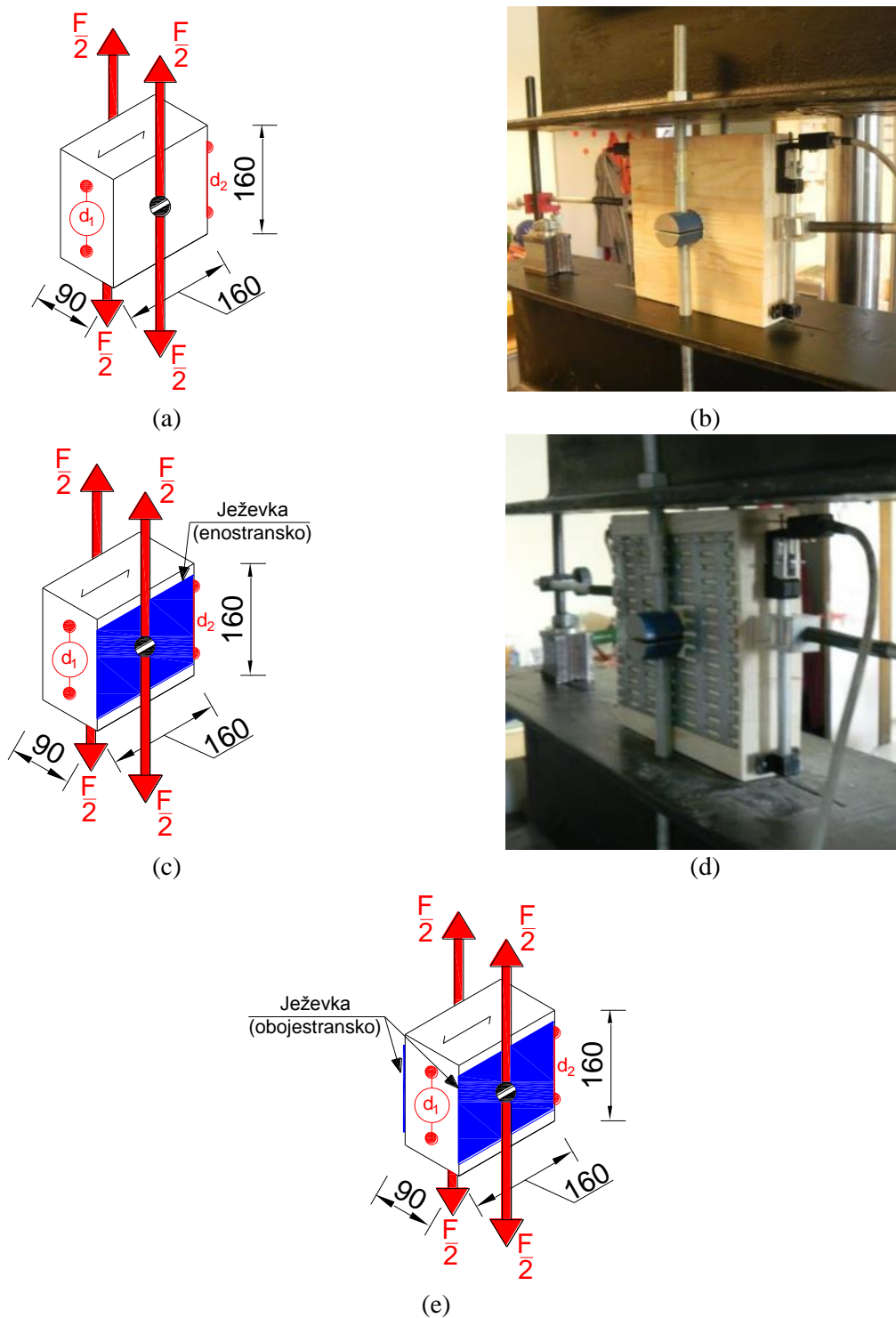
lesa v obravnavanem primeru obremenitev. Dodaten namen je tudi validacija numeričnega 3D modela, kateri je bil kasneje vgrajen v model celotnega kompozitnega panela. Sama preiskava je podobna testu po standardu EN 383 ([56],[57]), ki predpisuje testiranje lesenih spojev z enim vijakom, ki obremenjuje element v tlaku, v našem primeru pa smo imeli natezne obremenitve. Preizkusili smo obnašanje treh različnih vrst detajlov spojev, ki se lahko uporabijo pri spajanju lesenih elementov. Za boljše razumevanje eksperimentalnih rezultatov je na koncu prikazana numerična simulacija razporeditve deformacij in cepitvene sile, katero smo izvedli s programom ABAQUS.

4.8.1 Opis preiskave in preizkušancev

Preiskave smo izvajali na preizkušancih z dejanskimi dimenzijami lesenih elementov na mestih spajanja pri lesenih okvirjih, ki so opisani v poglavju glavnih preiskav. Dejanske dimenzije so tako $a/b/c = 160/45/160$ mm s premerom luknje za vijak $\Phi 30$ mm, v centru največje ploskve preizkušanca. Skozi to odprtino smo vstavili poseben valj vzdolžno prerezan na dva dela. Spodnji del je z vsake strani nepremično fiksiran v preizkuševalno napravo, zgornji del pa na premični bat, s katerim smo nanašali natezno silo, kakor je to prikazano na sliki 52(b) in (d). Kot že uvodoma omenjeno smo opravili obravnavane teste za tri različne tipe lesenih elementov, kateri so bili enkrat obremenjeni v prečni smeri in drugič vzdolžno glede na potek vlaken. Vsak izmed preizkušancev je bil opremljen z deformetroma (dolžina merilne baze je 140 mm) na vsaki strani, pri čemer smo izmerili deformacije d_1 in d_2 . Preiskavo smo vodili s pomiki, kjer je bila hitrost obremenjevanja konstantna $v = 0,01$ mm/s. Hkrati smo izmerili tudi silo obremenjevanja F in pomike u prerezanega vijaka v smeri obremenjevanja.

Na ta način smo dobili informacijo o nateznih deformacijah d_1 in d_2 in povprečnih nateznih napetostih pri katerih pride do porušitve lesenega elementa v posameznih smereh, glede na potek lesenih vlaken. Te podatke bi lahko uporabili pri modeliranju kompleksnejšega modela tako, da bi z upoštevanjem mehanike loma zajeli obnašanje modela tudi v območju po nastanku cepitve spoja.

Najprej smo izvedli teste na neojačanih preizkušancih (samo lameliran les), kateri so prikazani na sliki 52(a) in (b), nato na enostransko ojačanih z ježevko (slika 52(c) in (d)) in na koncu še poskusno na enem vzorcu za obojestransko z ježevkami ojačanem preizkušancu (slika 52(e)). Koncepta prvih dveh tipov preizkušancev sta bila uporabljena pri glavnih preiskavah celotnega kompozitnega panela. S preizkusom obojestransko ojačanega elementa smo hoteli pokazati na potencialno izboljšanje obnašanja lesenega elementa v spoju.

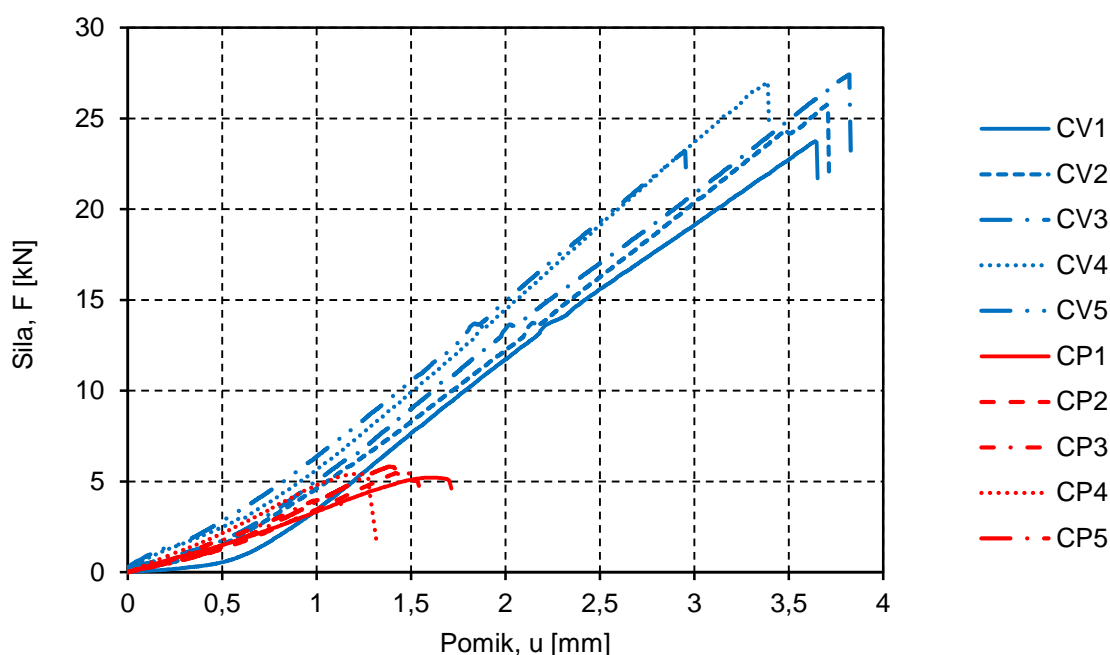


Slika 52: Dispozicija cepilnega testa za tri različne tipe preizkušancev; neojačan (a, b), enostransko (c, d) in obojestransko ojačan z ježevko (e).

Figure 52: Disposition of splitting test for three types of tested specimens; bare laminated timber (a, b), one sided (c, d) and two sided (e) reinforced laminated timber with punched steel fastener.

4.8.2 Rezultati eksperimentalne analize

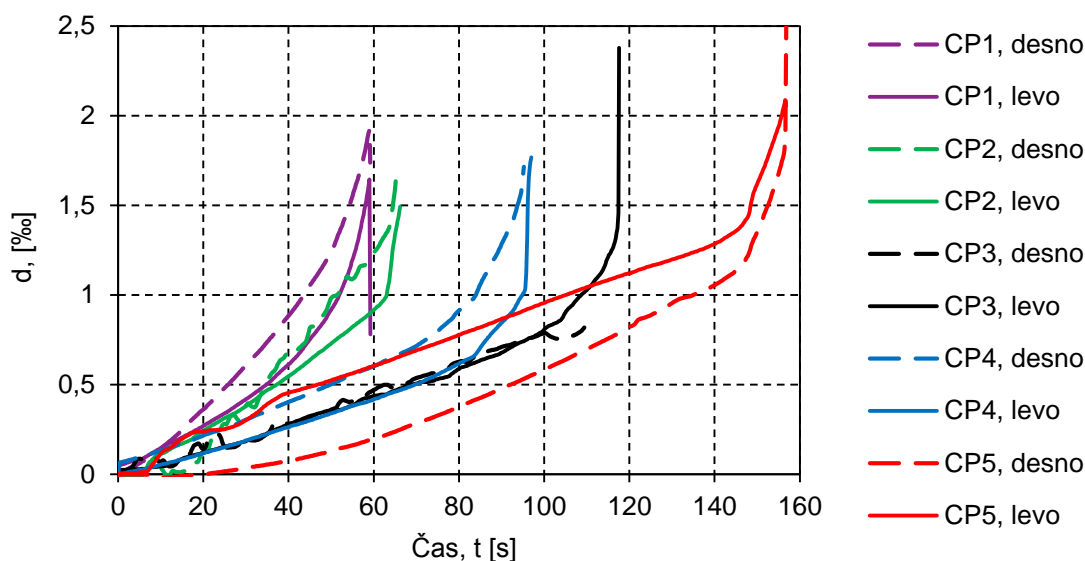
Odziv preizkušancev brez ojačitev z ježevkami je bil pričakovan, saj smo v smeri pravokotno na vlakna dosegli zelo majhne sile pri poružitvi v primerjavi, s silo doseženo v smeri vlaken. Porušitev se pojavi hipoma za obe smeri obremenjevanja, kar kaže na krhko obnašanje preizkušancev. Slika 53 prikazuje primerjavo razvoja sile F obremenjevanja v odvisnosti od pomika u za vseh pet preizkušancev in obe smeri obremenjevanja. Preizkušanci obremenjeni vzdolž vlaken so označeni s CV1-CV5, v prečni smeri glede na potek vlaken pa s CP1-CP5. Iz primerjave je tudi razvidno, da se preizkušanci obnašajo bolj toga v smeri vzdolž vlaken. Opazno je tudi nelinearno obnašanje, ki je posledica vtiskanja vijaka v les.



Slika 53: Primerjava odnosa sile F [kN] in pomika u [mm] za obe smeri obremenjevanja (CV, CP) neojačanih preizkušancev.

Figure 53: Comparison of force F [kN] to displacement u [mm] relationship for both directions of loading (CV, CP) for unreinforced specimens.

Časovni razvoj deformacij v smeri pravokotno na potek vlaken d_1 in d_2 (slika 54) nam kaže, da se porušitev pojavi pri natezni deformaciji veliki približno 1-2%. Glede na to deformacijo kasneje validiramo numerični model. Deformacije v vzdolžni smeri vlaken so zanemarljive in lahko sklepamo, da se praktično vse deformacije zgodijo lokalno na mestu vnosa obtežbe in po kontinuumu preizkušanca.

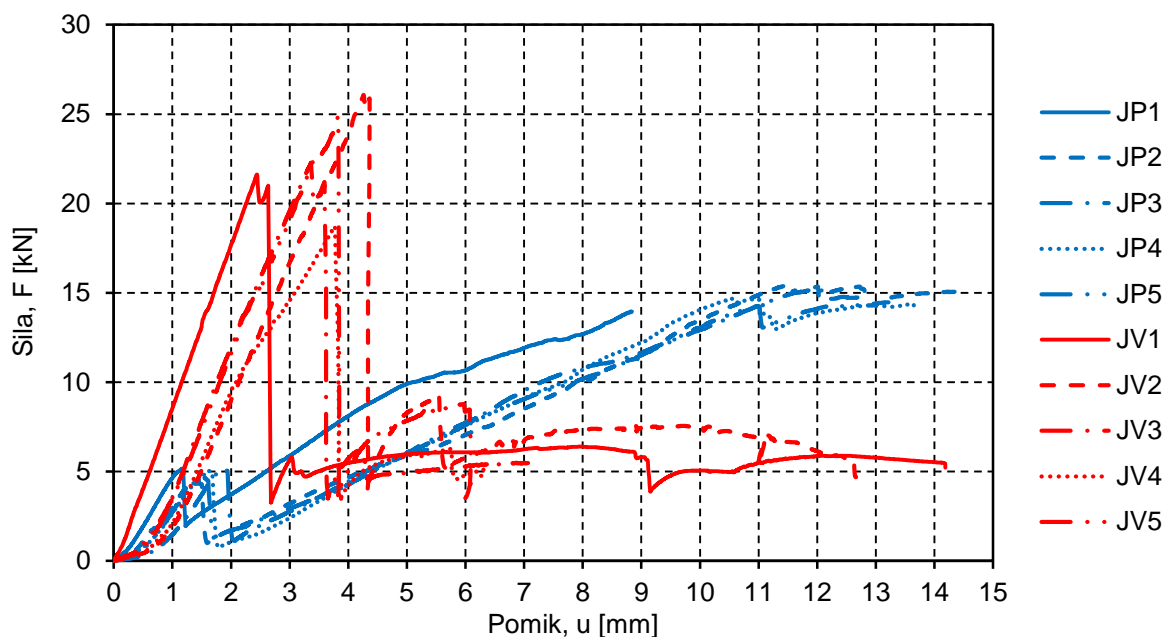


Slika 54: Časovni razvoj nateznih deformacij d_1 in d_2 [%] po višini preizkušancev brez ježevk pri obremenjevanju z natezno silo F [kN] v prečni smeri na potek vlaken.

Figure 54: Deformation d_1 and d_2 [%] response time history along the height (left, right) of the specimens without punched steel fastener loaded with force F [kN] in direction perpendicular to the grain.

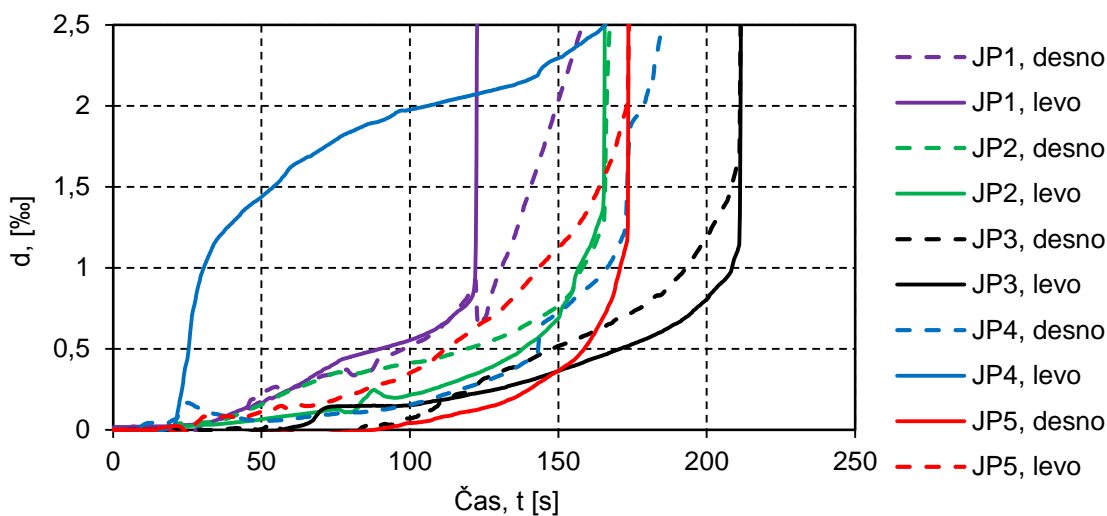
Na podoben način prikazujemo rezultate tudi za preizkušance z ojačitvami. Pri preizkušancih z enostransko ojačitvijo se je izkazalo, da je sila pri porušitvi zelo podobna kot za preizkušance brez ojačitev, vendar s to razliko, da lahko z obremenjevanjem nadaljujemo, saj ježevka povezuje dele lameliranega lesa po cepitvi (slika 55) in preprečuje popoln razpad na posamezne dele. Ravno ta efekt omogoča bolj duktilno obnašanje celotnega lesenega okvirja, kot je to prikazano v naslednjem poglavju. Preizkušanci obremenjeni vzdolž vlaken so označeni z JV1-JV5, v prečni smeri glede na potek vlaken pa z JP1-JP5. Zanimiva je tudi ugotovitev, da se prva porušitev pojavi v povprečju pri deformaciji približno $d_1, d_2 = 0,5\%$, kar je za dva do štirikrat manj kot pri preizkušancih brez ježevk (slika 56). Ta pojav bi lahko pripisali začetnimi poškodbami, ki jih vsilimo z vtiskanjem ježevke.

Nadalje lahko pri preizkušancih z obojestransko nameščenimi ježevkami (CP2J-prečno, CV2J-vzdolž) opazimo manjše odstopanje nosilnosti glede na smer obremenjevanja (slika 57) in neenakomerno povečevanje deformacij d_1 in d_2 pri približno $1,5\%$ (slika 58).



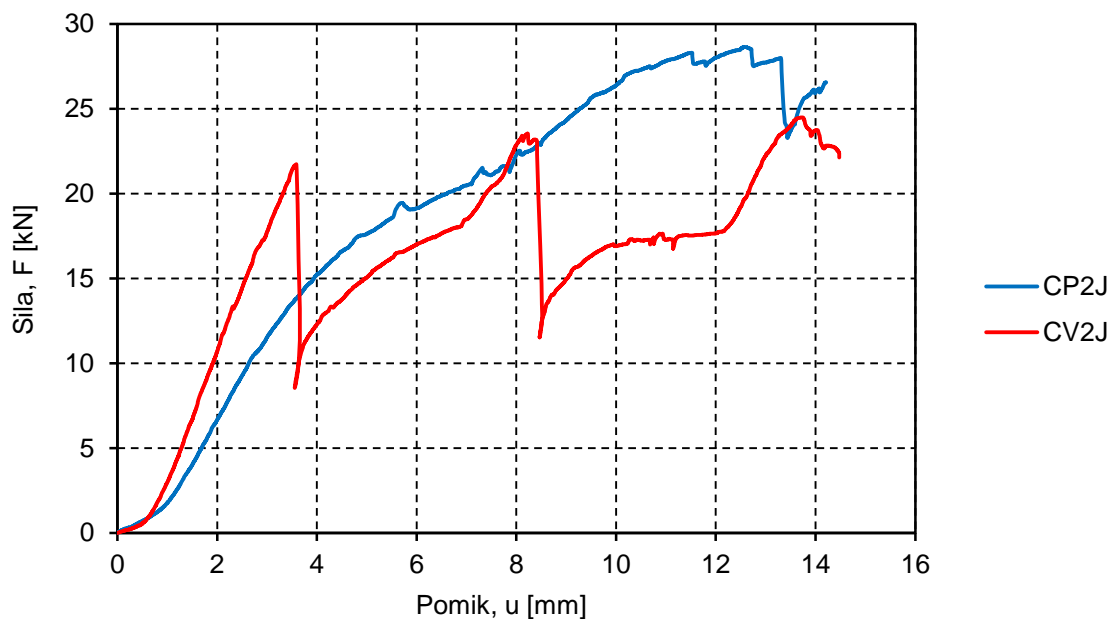
Slika 55: Primerjava odnosa sile F [kN] in pomika u [mm] za obe smeri obremenjevanja (JP, JV) preizkušanca z enostransko ojačitvijo.

Figure 55: Comparison of force F [kN] to displacement u [mm] relationship for both directions of loading (JP, JV) for one sided reinforced specimens.



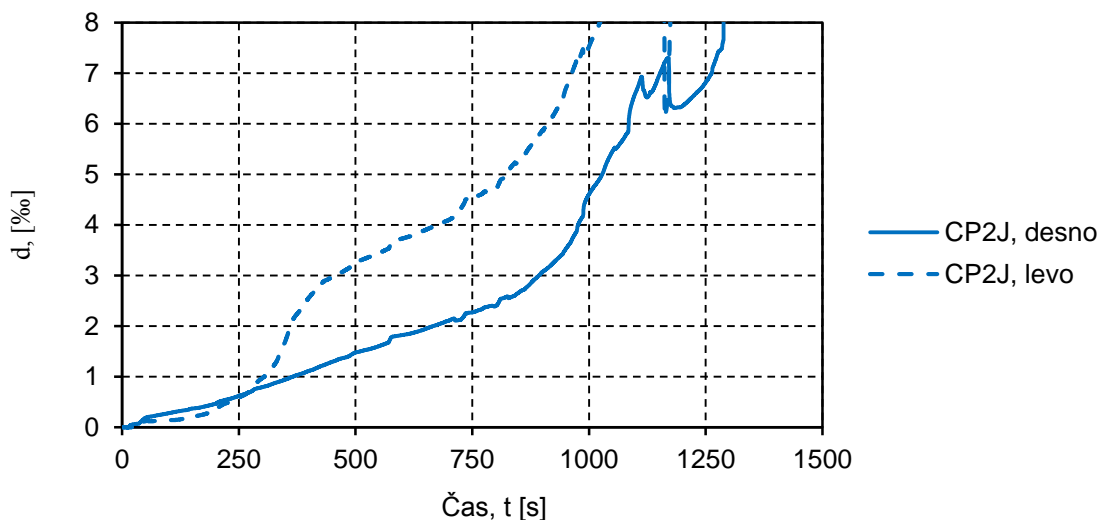
Slika 56: Časovni razvoj nateznih deformacij d_1 in d_2 [%] na stranskih ploskvah po višini preizkušancev z enostransko ježevko pri obremenjevanju z natezno silo F v prečni smeri na potek vlaken.

Figure 56: Deformation d_1 and d_2 [%] response time history along the height (left, right) of the specimens with one sided steel punched fastener loaded with force F [kN] in direction perpendicular to the grain.



Slika 57: Primerjava odnosa sile F [kN] in pomika u [mm] za obe smeri obremenjevanja (CP2J, CV2J) preizkušanca z obojestransko ojačitvijo.

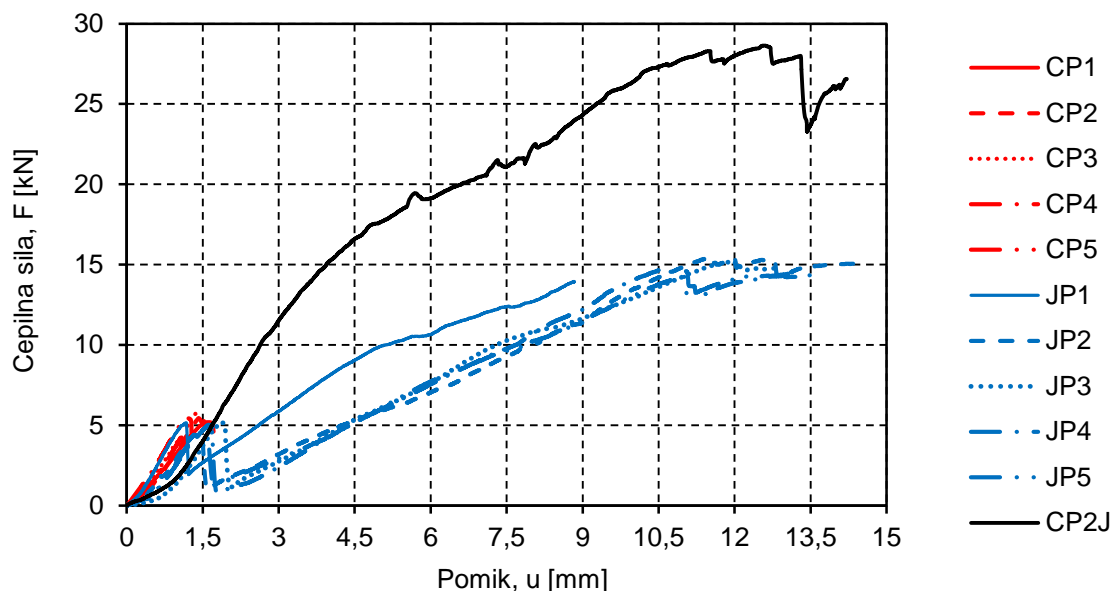
Figure 57: Comparison of force F [kN] to displacement u [mm] relationship for both directions of loading (CP2J, CV2J) for two sided reinforced specimens.



Slika 58: Časovni razvoj nateznih deformacij d_1 in d_2 [%] na stranskih ploskvah po višini preizkušancev z obojestransko ojačitvijo pri obremenjevanju z natezno silo F v prečni smeri na potek vlaken.

Figure 58: Deformation d_1 and d_2 [%] response time history along the height (left, right) of the specimens with two sided steel punched fastener loaded with force F [kN] in direction perpendicular to the grain.

Za boljše predstavitev učinka ojačitev je na sliki 59, prikazana primerjava odnosov med natezno silo F in pomikom u v prečni smeri glede na potek vlaken lesa, za vse tri variante izvedbe preizkušancev. Razvidno je, da so si togosti do sile približno 5 kN podobne in predvsem, da lahko z obojestransko nameščenimi ježevkami bistveno izboljšamo obnašanje lameliranega lesa.



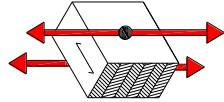
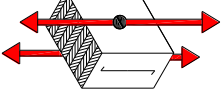
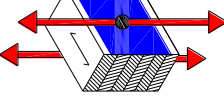
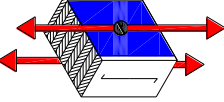
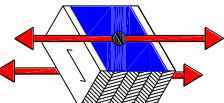
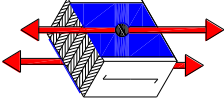





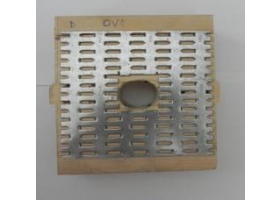
Slika 59: Primerjava odnosa cepilne sile F [kN] in pomika u [mm] za obremenjevanje v prečni smeri glede na potek vlaken za vse tri tipe preizkušancev.

Figure 59: Comparison of splitting force F [kN] to displacement u [mm] relationship for direction of loading perpendicular to the grain for all three types of specimens.

V preglednici 10 so prikazane porušne oblike glede na smer obremenjevanja preizkušancev za vse tri variante izvedbe. Poleg porušnih oblik so v preglednici podane tudi povprečne vrednosti maksimalne dosežene sile $F_{max,avg}$, pripadajočega pomika $u_{Fmax,avg}$ in povprečne specifične deformacije $d_{max,avg}$ v obeh smereh obremenjevanja. Pri preizkušancih brez ježevk lahko vidimo, da sila, ki jo povzroči vijak v prečni smeri glede na potek lesnih vlaken, scepi element na sredini po celotni dolžini, kar je prikazano na sliki (a) v preglednici 10. Pri obremenjevanju vzdolž lesnih vlaken se pojavi cepitev vzdolž lesnih vlaken tako, da se po prekoračitvi strižne nosilnosti lesa vzdolž vlaken odtrga del lesa s širino potisnega vijaka kot prikazuje slika (b) v preglednici 10. Enostransko nameščene ježevke povzročijo nesimetričnost prereza in posledično tudi rotiranje ravnine ježevke na sredini preizkušanca po poružitvi lameliranega lesa, kakor je to prikazano na slikah (c) in (d) v preglednici 10. Obojestransko ojačani preizkušanci izkazujejo simetrično in kompaktno obnašanje tudi po nastanku razpok v lesu. V primerjavi z ostalima tipoma preizkušancev je prišlo v tem primeru do občutnejše deformacije odprtin v smeri obremenjevanja.

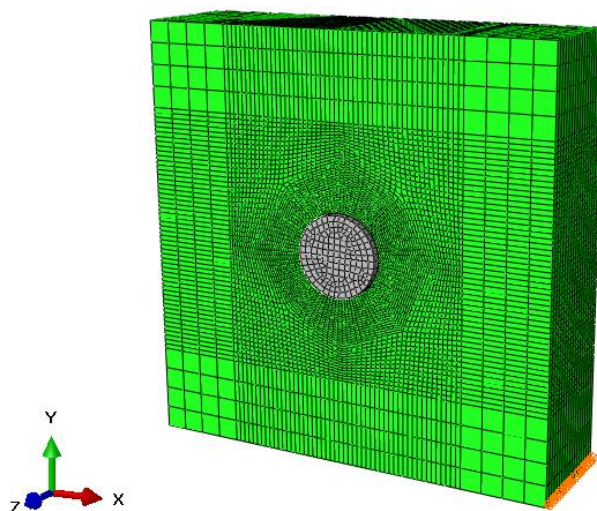
Preglednica 10: Primerjava obnašanja treh različnih tipov lesenih lameliranih elementov.

Table 10: Comparison of three different types of laminated timber elements.

Smer obtežbe glede na smer vlakn	Brez ježevke		Ježevka enostransko		Ježevka obojestransko	
	Prečno (CP)	Vzdolžno (CV)	Prečno (JP)	Vzdolžno (JV)	Prečno (CP2J)	Vzdolžno (CV2J)
Skica						
$F_{max,avg}$ [kN]	5,24	25,43	4,87	22,72	28,64	21,74
$u_{Fmax,avg}$ [mm]	1,77	3,5	1,53	3,53	12,58	3,55
$d_{max,avg}$ [‰]	0,98	/	0,6	/	10,25	1,61
Porušna oblika						

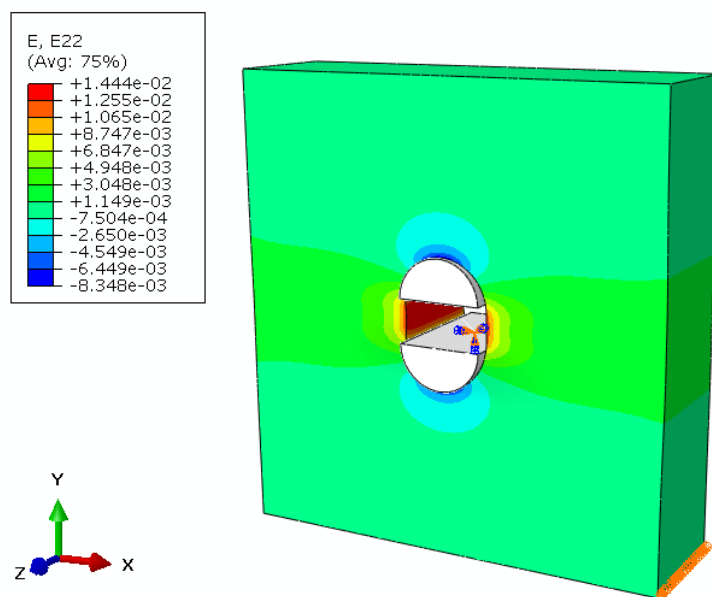
4.8.3 Numerična analiza elementa lesenega spoja

Z eksperimentalno analizo obravnavanih spojev smo lahko določili specifične deformacije d_1 in d_2 na sredini višine zunanjih stranskih ploskev in silo pri poružitvi, ne pa celotne slike razporeditve deformacij in napetosti. Za detajlnější vpogled v napetostno deformacijsko stanje smo zasnovali numeričen model lesenega preizkušanca s programom ABAQUS, in sicer na osnovi 3D končnih elementov. Iz zbirke končnih elementov smo zbrali element z oznako C3D8I, katerega smo že opisali v poglavju 4.4.1.5. Les smo obravnavali kot linearno elastičen ortotropen material z moduli elastičnosti $E_1 = 13597$ MPa, $E_2 = 246$ MPa, $E_3 = 246$ MPa v posameznih smereh vlaken in Poissonovim koeficientom $\nu = 0,5$. Glavni namen izdelave numeričnega modela, z upoštevanjem povprečnih materialnih karakteristik lameliranega lesa pridobljenih v prejšnjih poglavjih, je potrditev ustreznosti izbranih končnih elementov za modeliranje spojev. Obravnavan model smo kasneje vgradili v numeričen model celotnega kompozitnega panela. Na sliki 60 je prikazan model, pri čemer je precepljen mozniak v odprtini modeliran kot togo telo, za katerega ne dobimo rezultatov napetosti in deformacij. S slike je razvidna tudi mreža in razporeditev končnih elementov, ki so zgoščeni v območju kontakta togega moznika z lesom. Geometrija modela je predstavljena v poglavju 4.8.1 in na sliki 52. Podpore so nameščene na obeh delih prerezanega moznika v eni točki, preko katere kontroliramo pomike in zasuke posameznega dela moznika. Na sliki 61 je vidna podpora spodnjega dela moznika, ki preprečuje vse zasuke in pomike. Na zgornjem delu moznika podpora dovoljuje samo pomike v vertikalni, globalni y smeri. Za numerično stabilnost smo modelu dodali tudi podporo v globalni z smeri, na krajšem spodnjem robu lesenega elementa. Silo F smo postopoma nanašali na zgornji del moznika do sile 5 kN. Model je orientiran tako, da obremenjevanje poteka v prečni smeri na potek lesenih vlaken.

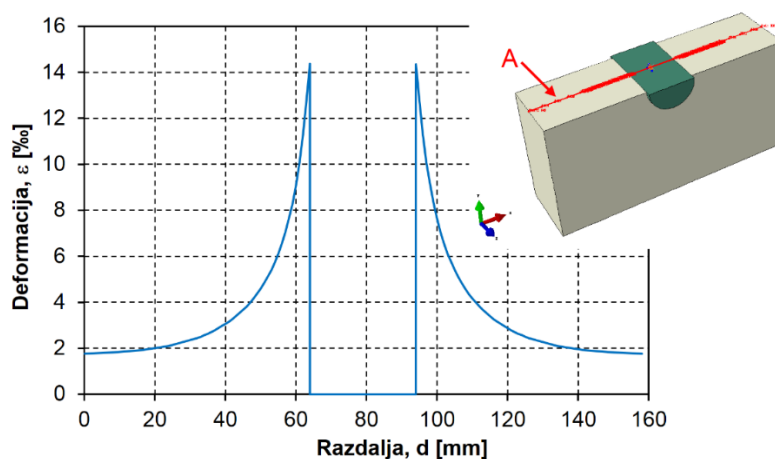


Slika 60: Mreža končnih elementov za preizkušani del lesenega spoja.
Figure 60: FE mesh of tested part of timber frame connection.

Rezultat numerične analize nam pokaže pričakovano razporeditev deformacij po kontinuumu modeliranega elementa. Koncentracije napetosti se pojavijo ob odprtini kjer vnašamo obtežbo in padajo proti zunanemu robu. Na sliki 61 so prikazane deformacije d v smeri obremenjevanja in prečno na potek vlaken po celotnem kontinuumu, na sliki 62 pa je prikazan diagram poteka teh deformacij po srednjem prerezu vzdolž označene poti A. Velikost deformacij d pri maksimalni sili F , ki ustreza sili pri poružitvi med eksperimentom, se na zunanjem robu približno ujema z izmerjenimi med eksperimentom (1-2 %).



Slika 61: Razpored deformacij d v smeri obremenjevanja po kontinuumu.
Figure 61: Distribution of deformation d in loading direction.



Slika 62: Razpored deformacij v smeri obremenjevanja d v srednjem prerezu vzdolž linije A.
Figure 62: Distribution of deformation in loading direction d in the middle section along the path A.

5 Glavne preiskave kompozitnih panelov

5.1 Kvazi – statične monotone in ciklične strižne preiskave lesenih okvirjev zavetrovanih z lameliranim steklom

Glavni namen kvazi-statičnih monotoni in cikličnih preiskav obravnavanih kompozitnih panelov je identifikacija oblike in nastanka prvih poškodb, predvsem pa izvrednotenje parametrov s katerimi opišemo obnašanje konstrukcije, izpostavljene ciklični obtežbi. Glavni rezultat ciklične preiskave je histerezna krivulja katera nam podaja sledeče parametre:

- nosilnost,
- začetna togost,
- upadanje togosti,
- duktilnost in
- ekvivalentni koeficient viskoznega dušenja.

Skupno je bilo izvedenih dvanajst strižnih testov za obravnavane kompozitne panele, pri čemer jih je bila polovica preizkušanih z monotonim (push-over) protokolom do porušitve, druga polovica pa s ciklično obtežbo, v kombinaciji s konstantno vertikalno obtežbo. Preizkušanci so se med seboj razlikovali v detajlih spojev lesenih okvirjev, kakor je to prikazano na sliki 64 (CD1, CD2, CD3) in načinu podpiranja (BC1, BC2, BC3), kar prikazuje slika 65. Dodatno smo izvedli še monotono in ciklično preiskavo preizkušanca brez zasteklitve. V tem primeru smo dejansko preizkušali samo prazen okvir in na ta način pridobili informacijo o deležu horizontalne sile, ki jo prevzemajo spoji lesenega okvirja. V preglednici 11 je prikazan pregled opravljenih preiskav, kjer so razvidni robni pogoji, tip spoja in obtežni protokol za posamezen preizkušanec z oznakami od FR3 do FR14.

Izvrednotenje parametrov eksperimentalnih rezultatov ciklične preiskave smo izvedli s programom HISPA+, ki je bil razvit na Katedri za preizkušanje materialov in konstrukcij v okviru diplomske naloge Čeru [7]. Za potrebe izvrednotenja naših testov smo program nekoliko nadgradili, kar je kasneje tudi podrobneje opisano. Modificiran program nam omogoča izračun duktilnosti, upadanja togosti, velikost disipirane energije in ekvivalentnega viskoznega koeficienta dušenja.

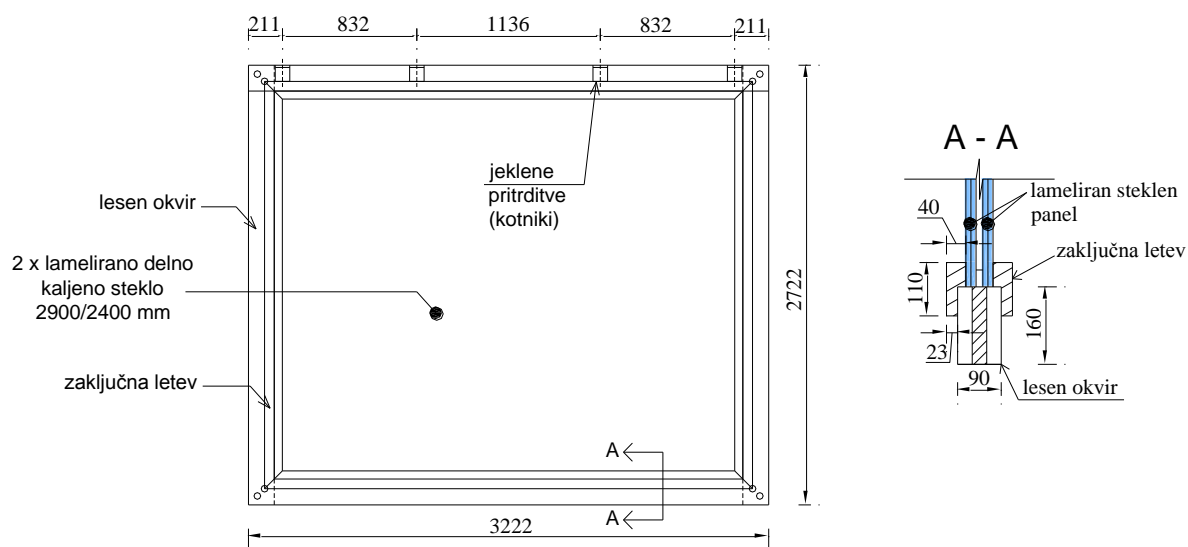
Preglednica 11: Pregled opravljenih preiskav monotoni in cikličnih strižnih testov kompozitnih panelov.

Table 11: Boundary conditions, connection details and load protocol assignments to the specimens.

		Lesen okvir		Kompozitni panel											
		FR1	FR2	FR3	FR4	FR5	FR6	FR7	FR8	FR9	FR10	FR11	FR12	FR13	FR14
Podpiranje	BC1					✓	✓			✓	✓	✓	✓		
	BC2	✓	✓					✓	✓					✓	✓
	BC3			✓	✓										
Tip spoja	CD1			✓	✓	✓	✓	✓	✓						
	CD2									✓	✓				
	CD3	✓	✓									✓	✓	✓	✓
Obtežni protokol	Monotono	✓		✓		✓		✓		✓		✓		✓	
	Ciklično		✓		✓		✓		✓		✓		✓		✓

5.2 Opis preizkušancev

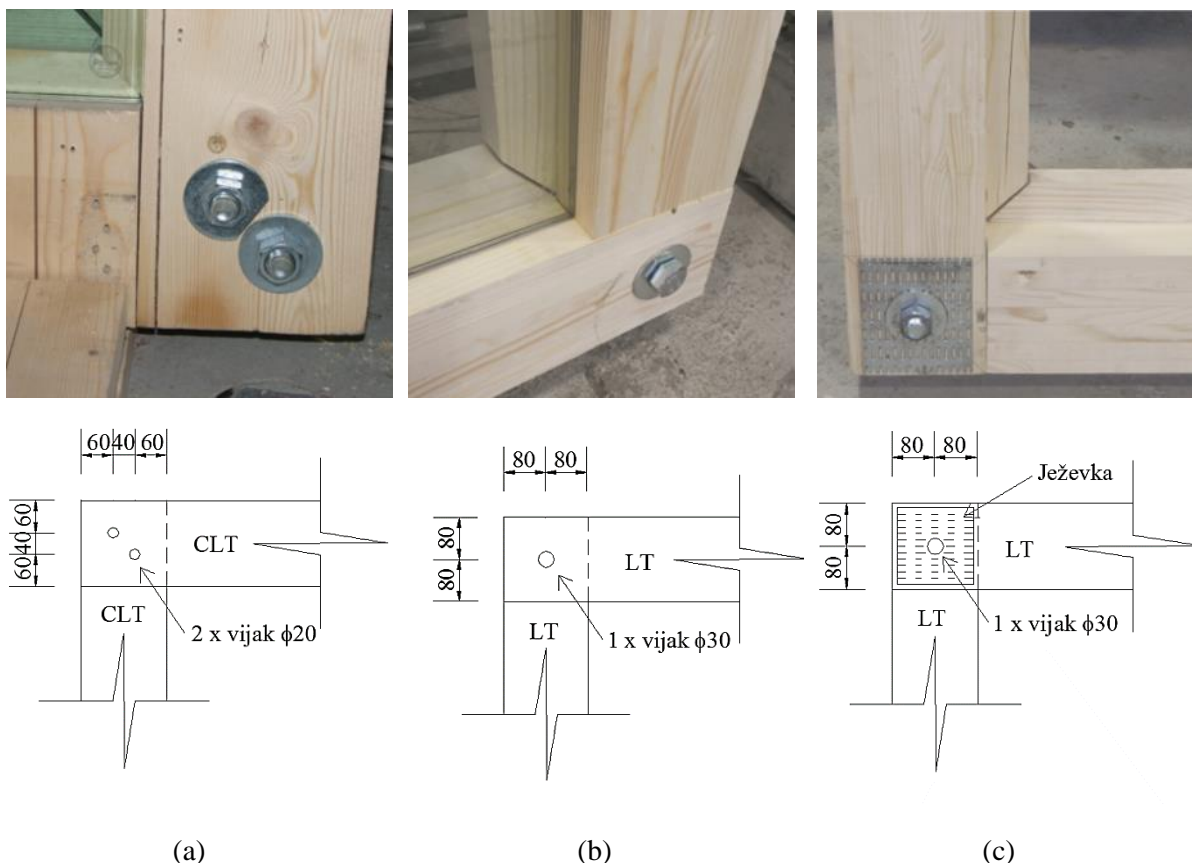
Glavni predmet naših preiskav so bili trije različni tipi kompozitnih stenskih preizkušancev, sestavljenih iz lameliranega lesenega okvirja in zasteklitve (polnila) iz lameliranega stekla, katera ima poleg funkcije transparentne pregrade tudi funkcijo zavetrovanja. Lesen okvir ni samostojna nosilna konstrukcija, temveč je opora steklu, ki prevzema glavno obtežbo. Zunanje dimenzije celotnega kompozitnega panela znašajo 3222 mm po dolžini in 2722 mm v višino, kar predstavlja etažno višino (slika 63 levo). Polnilo je narejeno iz dvojnega delno kaljenega lameliranega stekla, dimenzij 2900 mm / 2400 mm, katero je tesno vstavljeno v lesen okvir. Lamelirani stekleni paneli skupne debeline, približno 21,5 mm, so sestavljeni iz dveh delno kaljenih steklenih plošč, debeline 10 mm in vmesne polimerne povezovalne plasti EVA, debeline 1,6 mm. Posebnost obravnavanih panelov je v stiku lesenega okvirja in steklenega panela, ki nalega direktno na les brez adhezivnih sredstev s čimer omogočimo zdrs med elementoma in s tem razvoj sile trenja. Stekleni paneli so fiksirani v lesen okvir s stranskimi zaključnimi letvami, kot je to prikazano na sliki Slika 63desno. Za preizkušance z oznakami od FR3 do FR8 je bil za izdelavo lesenih okvirjev uporabljen CLT les (»Cross laminated timber«), za preostale preizkušance pa glulam (LT).



Slika 63: Sestav in osnovne dimenzije preizkušancev (levo) in detajl A-A, ki prikazuje dimenzije in način spajanja stekla in lesa (desno).

Figure 63: Specimen assembly with the main dimensions (left) and detailed view A-A of the connection between timber frame and glass panel (right).

Dimenzije prečnih prerezov lesenih okvirjev so 90 mm / 160 mm (slika 63 desno). Vsi trije tipi preizkušancev so enakih dimenzij, razlikujejo pa se v detajlih spojev samih lesenih okvirjev (CD1, CD2, CD3), kakor je to prikazano na sliki 64. Prvi tip spojev lesenih okvirjev CD1 je imel dva jeklana vijaka dimenzije Φ 20 mm (slika 64a) za povezavo CLT lesenih elementov, medtem ko sta preostala dva spoja (CD2 in CD3) imela samo en vijak dimenzije Φ 24 mm z dodano razširitvijo premera vijaka na Φ 30 mm v sredini spoja. Tretji tip spoja CD3 (slika 64c) ima poleg povezovalnega vijaka še ojačitev z ježevko, tipa Wolf 15 N (127/152 mm), za omejitev poškodb na mestih spojev lesenih elementov in s tem povečanja duktilnosti celotnega kompozitnega panela. Do odločitve za dodatno ojačitev z ježevko, so nas pripeljale izkušnje in oblika porušitve drugega tipa spoja CD2 (slika 64), kjer je prišlo zelo hitro do cepitve lesenega elementa na mestu preboja vijaka. Potrebno je izpostaviti, da spoji obravnavanih lesenih okvirjev niso narejeni v skladu s pravili EC5, saj smo namenoma želeli formiranje poškodb v spojih in s tem zaščititi šipe pred prevelikimi obremenitvami. V primeru, da bi dejansko prišlo do večjih poškodb spojev med samo uporabo, bi bilo potrebno zamenjati lesen okvir, šipo pa bi lahko ponovno uporabili. Lesen okvir obravnavanih kompozitnih panelov lahko smatramo kot oporo in varovalko lamelirane šipe, in ne kot samostojno nosilno konstrukcijo.

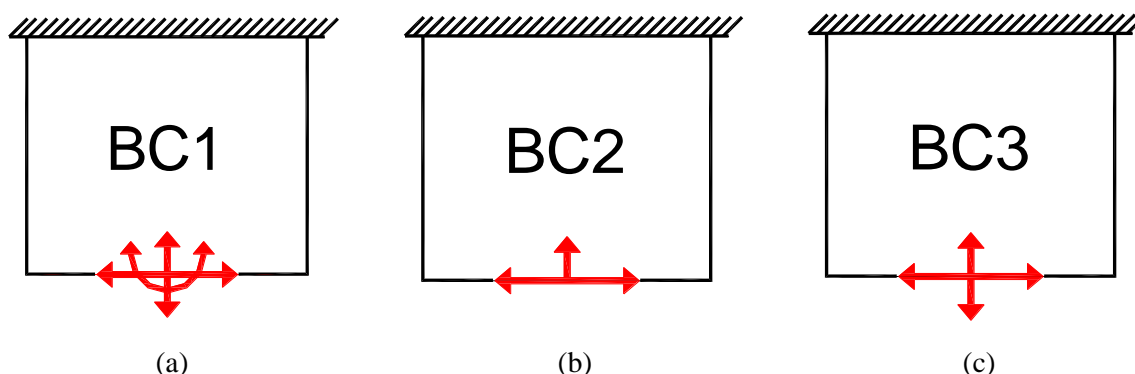


Slika 64: Prikaz detajlov spojev elementov lesenih okvirjev z dvema vijakoma CD1 (a), enim vijakom CD2 (b) in enim vijakom z dodatno ježevko CD3 (c).

Figure 64: Connection details of timber frame elements with two bolts CD1 (a), one bolt (b) and one bolt with punched steel plate stiffener CD3 (c).

5.3 Opis preiskave in določitev merskih mest

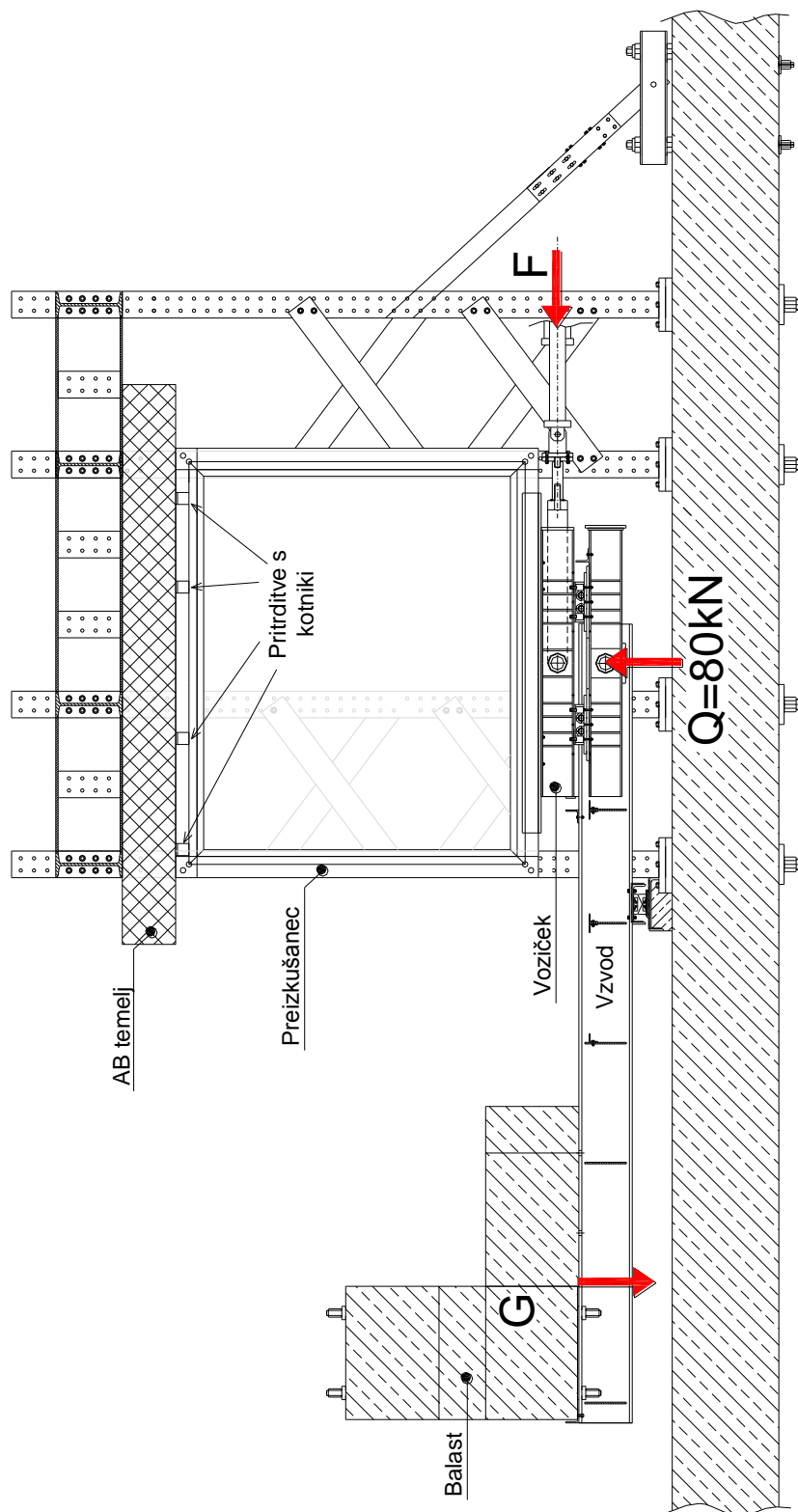
Strižne monotone in ciklične preiskave kompozitnih panelov smo izvedli v strižnem preizkuševalnem okvirju ploskovnih konstrukcij na Fakulteti za gradbeništvo in geodezijo, Univerze v Ljubljani, ki je prikazan na sliki 66. Sam okvir je sestavljen iz fiksnega armirano betonskega elementa na vrhu v katerega se vpenjajo preizkušanci, in spodnjega pomičnega dela, ki je sestavljen iz vozička in nosilca, preko katerih nanašamo vertikalno in horizontalno obtežbo na vpet preizkušanelec. Dodatno lahko temu vozičku spreminjamo robne pogoje z blokiranjem določene prostostne stopnje in na ta način simuliramo različne situacije konstrukcije v dejanskem objektu. Naprava nam z blokadami različnih prostostnih stopenj omogoča zagotovitev treh vrst robnih pogojev (BC1, BC2, BC3) oz. načinov podpiranja preizkušanca. Pri prvem načinu podpiranja (BC1 - slika 65a) so sproščene vse prostostne stopnje, kar pomeni, da se preizkušanelec obnaša kot konzola, saj je vpet samo na vrhu. Pri drugem načinu podpiranja (BC2 - slika 65b) so preprečene rotacije ter vertikalni pomik navzdol, pri tretjem (BC3 - slika 65) pa so preprečene samo rotacije. Vsi trije načini podpiranja preizkušancev so shematično prikazani na sliki 65, kjer rdeče puščice nakazujejo sproščene prostostne stopnje na spodnjem delu panela.



Slika 65: Robni pogoji za konzolno vpet panel BC1 (a), panel s preprečenimi rotacijami in vertikalnim pomikom navzdol BC2 (b) ter samo preprečenimi rotacijami BC3 (c).

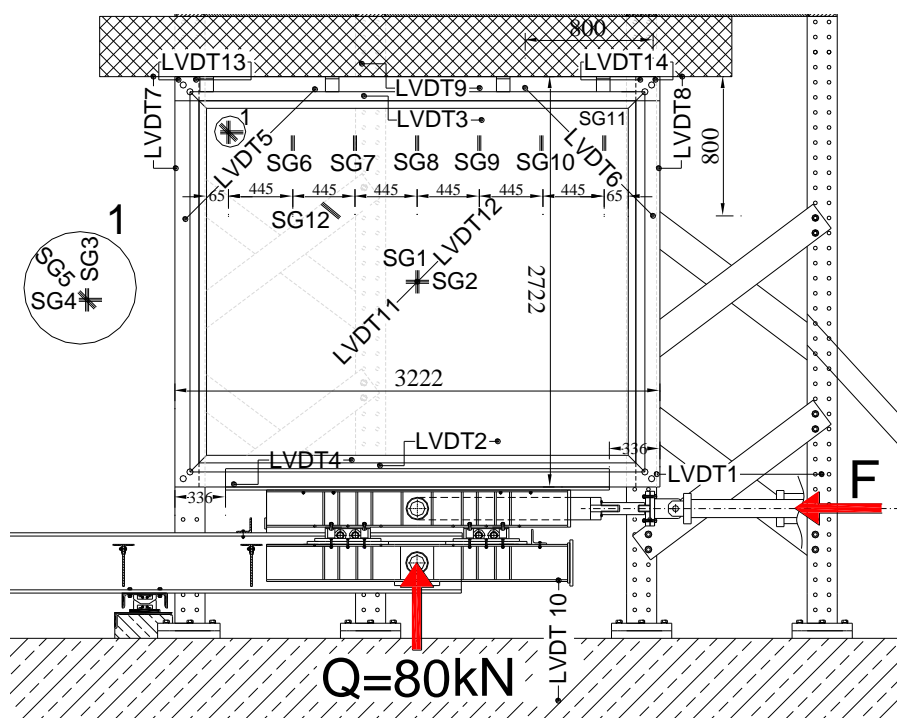
Figure 65: Boundary conditions BC1 for cantilevered panel (a), panel with restrained vertical downward displacement and rotation BC2 (b) and panel with restrained rotation BC3 (c).

Konstanten nivo vertikalne obtežbe Q se vzdržuje z balastom preko vzvoda, kateri lahko sledi deformiranju preizkušanca v vertikalni smeri. Horizontalna obtežba F , ki je lahko monotona ali ciklična, se s servo-hidravličnim batom Instron (kapacitete ± 250 kN in hodom ± 200 mm), nanaša na preizkušane preko vozička, ki je lahko voden z nadzorom pomika ali sile. Vsak preizkušane je bil na vrhu vpet v armirano betonski element s štirimi jeklenimi kotniki BMF, z rebrom dimenzij 105/90/3 mm. Postavljeni so bili na razmikih, ki so kotirani na sliki 63. Jekleni kotniki so bili sidrani v betonski element z dvema vijakoma M12, v lesen okvir pa z osmimi lesnimi vijaki $\Phi 4$ mm, dolžine 40 mm. Na spodnji strani so bili preizkušanci toga pritrjeni na jeklen voziček dolžine 2550 mm, z vsake strani spodnje prečke, z desetimi lesnimi vijaki $\Phi 8$ mm in dolžine 50 mm na razmiku 250 mm.



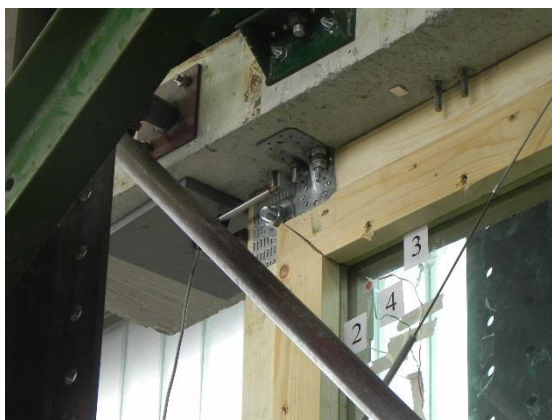
Slika 66: Preizkuševalni okvir z vpetim preizkušancem za kvazi – statično strižno preizkušanje.
Figure 66: Racking test facility for quasi - static testing of shear walls.

Vsak od preizkušancev je bil opremljen s štirinajstimi induktivnimi merilci pomikov (LVDT1-LVDT14) za merjenje pomikov in zajem obnašanja panela kot celote ter identifikacijo poškodb. Merili smo tudi specifične deformacije steklenih panelov na dvanajstih mestih, z merilnimi lističi (SG1-SG12) za kontrolo razporeda deformacij po panelu. Na sliki 67 je prikazana razporeditev merskih mest pomikov (LVDT) in deformacij (SG). Razvidno je, da z merskim mestom LVDT1 pritrjenim na nepomično glavno preizkuševalno konstrukcijo, merimo pomik etaže d , kateri je osnova za nadaljnjo analizo in oceno obnašanja celotnega kompozitnega panela. Zelo pomembno informacijo o samem mehanizmu delovanja panela dobimo z merskima mestoma LVDT2 in LVDT3, s katerima zajamemo zdrs med steklenim panelom in lesenim okvirjem. Izkušnje pri prvih treh preizkušancih so pokazale, da pride najprej do cepilne porušitve na mestih spojev lesenih okvirjev. Zaradi tega smo dodatno namestili še dva induktivna merilca, LVDT13 in LVDT14, za zajem obtežnega koraka, pri katerem je prišlo do cepitve lesa, saj se pomiki ob tem dogodku skokovito povečajo. Z induktivci LVDT7, LVDT8 in LVDT9 smo zajeli morebiten dvig ali zdrs preizkušanca glede na armirano betonski element. Pomiki pravokotno na ravnino preizkušanca so bili zajeti z LVDT11 in LVDT12. Z merjenjem pomikov na mestih LVDT5 in LVDT6 smo spremljali odpiranje lesenih okvirjev po diagonalah in s tem spremembo kota. Specifične deformacije smo merili po diagonali (SG5, SG12), horizontalno (SG2, SG4) in vertikalno (SG1, SG3, SG6, SG7, SG8, SG9, SG10, SG11). Specifične deformacije v vertikalni smeri so osnova pri določitvi deleža sile trenja med steklenim panelom in lesenim okvirjem pri prevzemu horizontalne sile.



Slika 67: Prikaz merskih mest za merjenje pomikov u (LVDT) in deformacij ε (SG).

Figure 67: Instrumentation setup for measuring of displacements u (LVDT) and deformations ε (SG).

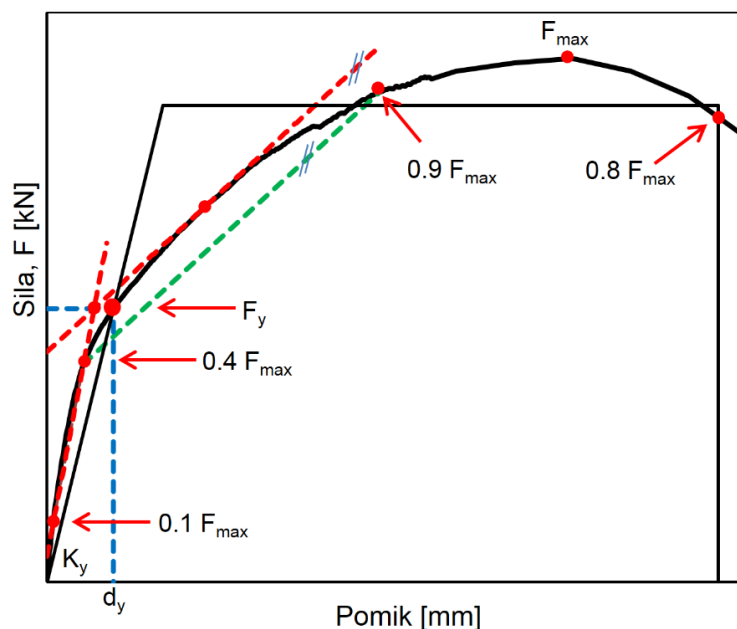


Slika 68: Prikaz postavitve preizkušanca in merskih mest v laboratoriju.
Figure 68: Test setup in laboratory.

5.4 Protokol obtežbe

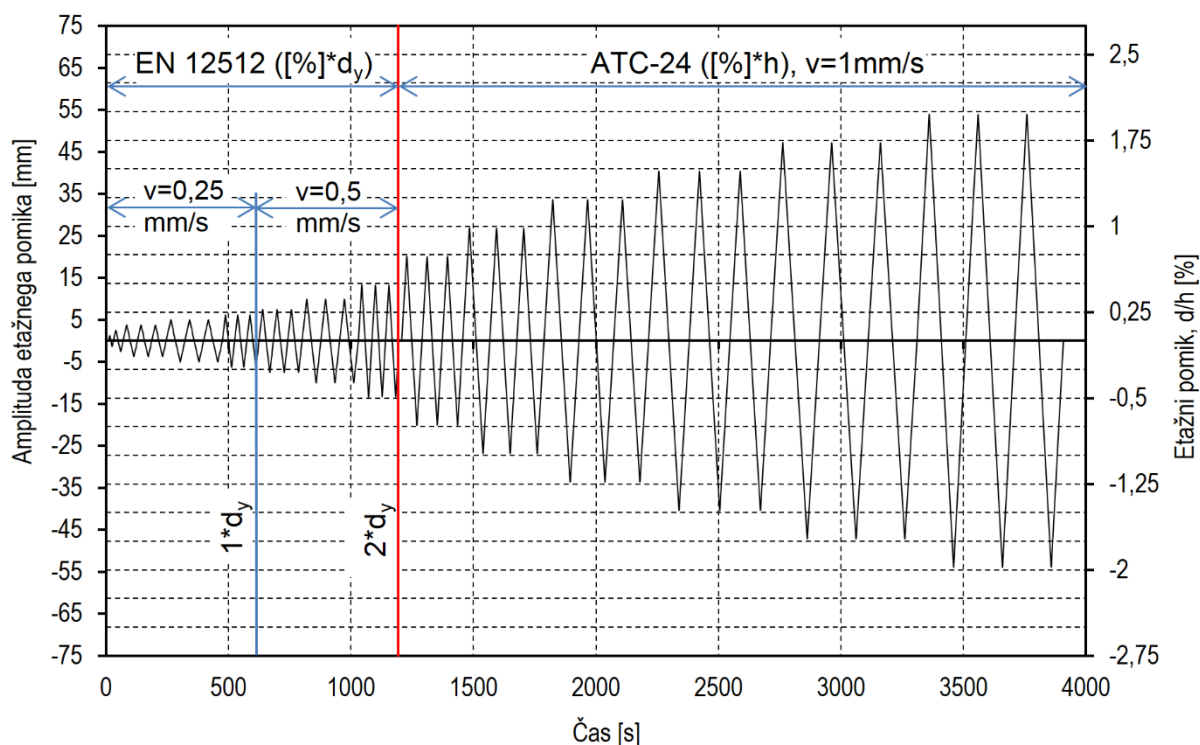
Vsi preizkušanci so bili preko vzvoda obremenjeni z isto vertikalno silo $Q = 80$ kN (slika 66), ki je bila enakomerno razporejena po preizkušancu na dolžini 2550 mm in konstantna skozi celotno preiskavo. Razporejena obtežba po dolžini preizkušanca je tako znašala približno $q = 32$ kN/m'. To ustreza velikosti vertikalne obtežbe, s katero bi bil obremenjen obravnavan kompozitni panel, če bi se nahajal v prvi etaži realne konstrukcije tri etažnega montažnega lesenega objekta.

Kot je bilo že omenjeno, je bil glavni cilj obravnavane preiskave identifikacija obnašanja in poškodb med cikličnim horizontalnim obremenjevanjem kompozitnega panela. Za pridobitev čim bolj natančnega odziva preizkušancev smo med preiskavo krmilili pomike in spremljali dobljene sile na batu. Za vsak preizkušanec je bilo potrebno predpisati ciklični protokol vsiljevanja pomikov, ki smo jih nanašali na višini etaže v ravnini preizkušanca. Za določitev protokola je bilo potrebno za vsak ciklično obremenjen preizkušanec (različni robni pogoji, spoji lesenih okvirjev) predhodno izvesti še monotono preiskavo preizkušanca z istimi robnimi pogoji in spoji, do porušitve. S tem smo dobili krivuljo odnosa horizontalne sile in etažnega pomika, na osnovi katere smo nato s postopkom Yasamura in Kawai [58] (imenovan tudi modificiran CEN postopek oz. postopek 10-40-90) določili pomik na meji elastičnosti d_y , kateri je v nadaljevanju osnova za določitev velikosti amplitud pomikov cikličnega protokola. Postopek določitve je prikazan na naslednji sliki 69.



Slika 69: Postopek določitve pomika na meji elastičnosti za strižno obremenjene stene ([58]).
Figure 69: Definition of yielding point according to the Yasamura and Kawai [58] procedure for timber shear wall.

Protokol cikličnega obremenjevanja preizkušancev smo sestavili iz dveh delov, in sicer iz protokola EN 12512 [59], v prvem delu pri manjših amplitudah in ATC-24 [60] protokola, v drugem delu, pri večjih amplitudah. S tem protokolom se je v preteklosti že izvajalo strižne teste križno lepljenih (KLH) plošč enakih dimenzij kot so naši preizkušanci, kar je predstavljeno v okviru diplomskih nalog [61] in [62] narejenih na Katedri za preizkušanje materialov in konstrukcij. Na sliki 70 je prikazan kombiniran protokol predpisanih amplitud horizontalnih pomikov za preizkušane FR12 za ostale preizkušance pa se nahajajo v prilogi B. Amplitude pomikov smo povečevali po korakih, glede na pomik na meji elastičnosti d_y ($0,25*d_y$ [%]) v prvem delu in v drugem po korakih, glede na odstotek etažne višine h kot $0,25*h$ [%]. S slike so razvidne tudi hitrosti obremenjevanja, ki znašajo 0,25 mm/s v prvem delu do amplitude pomika $1*d_y$ in 0,5 mm/s do amplitude pomika $2*d_y$ (določeno po EN 12512 standardu). V drugem delu, ki je bil predpisan glede na protokol ATC-24, pa smo pri vseh amplitudah nanašali pomike s hitrostjo 1 mm/s do porušitve. Vsaka amplituda pomika je bila ponovljena z dvema cikloma za prve tri preizkušance. Za preostale tri preizkušance pa smo vsako amplitudo ponovili trikrat, saj izkušnje kažejo na stabilizacijo histerezne zanke po tretjem ciklu.



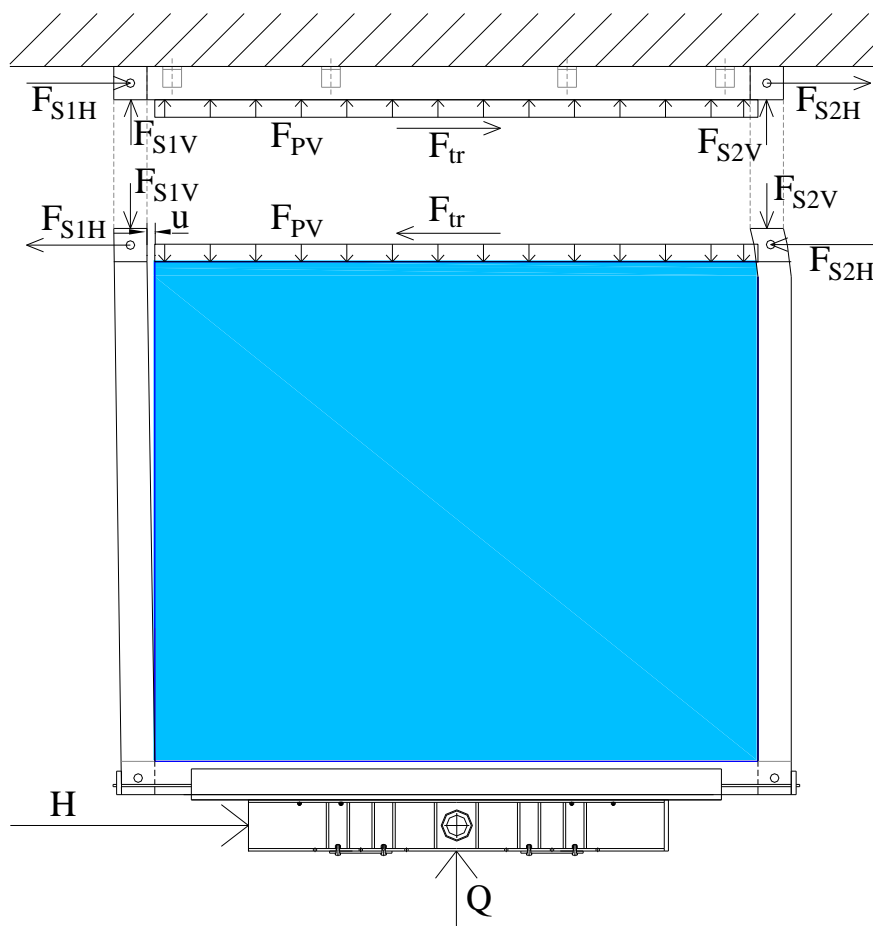
Slika 70: Ciklični obtežni protokol za preizkušane FR12.

Figure 70: Cyclic time history story drift protocol for specimen FR12.

5.5 Rezultati kvazi-statičnih strižnih preiskav in porušni mehanizem preizkušancev

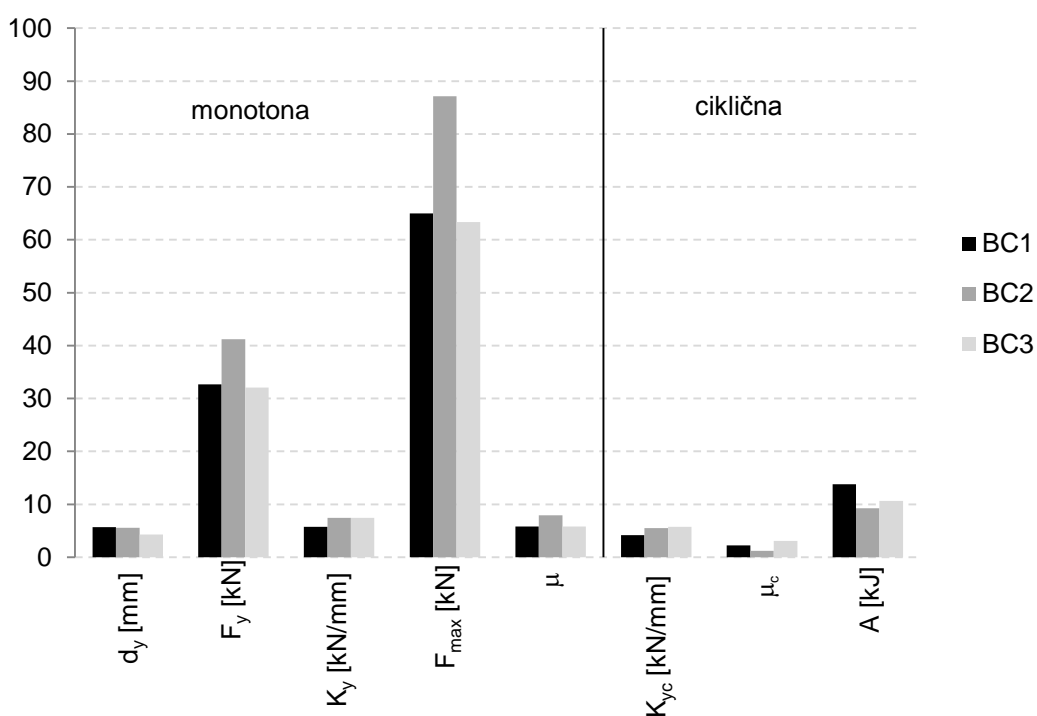
V tem poglavju najprej opišemo obnašanje preizkušancev, pri čemer izpostavimo mehanizem delovanja kompozitnega panela in mesta poškodb. Temu sledi podrobnejša analiza in primerjava rezultatov monotono obremenjenih preizkušancev. Rezultati cikličnih preiskav imajo posebno poglavje, v katerem je tudi pojasnjeno delovanje programa HISPA+ za izvrednotenje parametrov histereze.

Globalno ravninsko obnašanje kompozitnih stenskih panelov je specifično zaradi spojev med lameliranimi šipami in lesenimi okvirji, ki so izvedeni brez adhezivnih sredstev. Slednje omogoča zdrsa u lamelirani šipi znotraj lesenega okvirja do določene meje, kar se kaže tudi na obliki histereznega odziva pri ciklični obtežbi kot zožitev histereznih zank v osrednjem delu diagramov (slika 81). Porušitev kompozitnih panelov se pojavi v zgornjih spojih lesenih okvirjev. Na sliki 71 je prikazana deformirana lega kompozitnega panela v razstavljeni obliki s pripadajočimi silami, ki ga uravnotežujejo. Zaradi zdrsa šipe u in normalnih kontaktnih napetosti F_{PV} po dolžini posamezne šipe se pojavi sila trenja F_{tr} , ki sodeluje pri prevzemu horizontalne obtežbe H . Preostali del horizontalne obtežbe prevzamejo spoji lesenega okvirja, v katerih se v horizontalni smeri pojavijo sile F_{S1H} in F_{S2H} .



Slika 71: Prikaz razstavljene deformirane lege kompozitnega panela.
Figure 71: Exploded view of deformed state of the composite shear wall.

Na odziv preizkušancev vpliva tudi način podpiranja, kar je bilo opisano v prejšnjem poglavju (BC1, BC2, BC3). V prvi seriji preizkušancev, z dvema vijakoma v spoju (CD1), smo izvedli preiskave za vse tri variante podpiranja. Na naslednji sliki 72, je prikazana primerjava nekaterih mehanskih karakteristik preizkušenih panelov s spojem CD1 za vse tri variante podpiranja ter za monotono in ciklično obtežbo. Pri monotoni obtežbi smo primerjali pomik na meji elastičnosti d_y , silo na meji elastičnosti F_y (slika 67), togost K_y , maksimalno doseženo silo F_{max} in duktilnost μ , medtem ko smo pri ciklični obtežbi primerjali efektivno togost $K_{eff,c}$, duktilnost μ_c in količino disipirane energije A . Opazimo lahko, da imata robna pogoja BC1 in BC3 zelo podobna efekta na obnašanje konstrukcije in opazovanih mehanskih karakteristik, predvsem pri sili na meji elastičnosti F_y , maksimalni sili F_{max} in duktilnosti μ . Hkrati lahko ravno pri teh karakteristikah vidimo dokaj veliko odstopanje pri preizkušancu s preprečenimi pomiki v negativni vertikalni smeri in rotacijami (BC2). Dejstvo, da so bili rezultati preizkušancev z robnimi pogoji BC1 in BC3 zelo podobni, smo upoštevali pri nadaljnjih preiskavah in opustili preiskave z robnim pogojem BC3. Organiziranost in pregled predpisanih robnih pogojev in obtežbe za posamezen preizkušaneec so podani v preglednici 11.



Slika 72: Primerjava različnih mehanskih karakteristik za preizkušance z detajlom spoja CD1 v odvisnosti od načina podpiranja in vrste protokola obremenjevanja.

Figure 72: Comparison of different mechanical characteristics for specimens with all three boundary conditions (BC1, BC2, BC3) and connection detail CD1 and loading protocol.

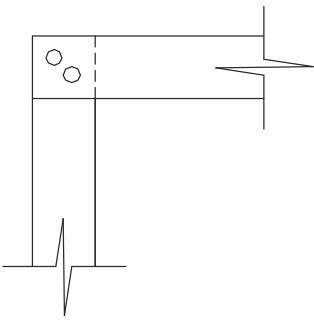
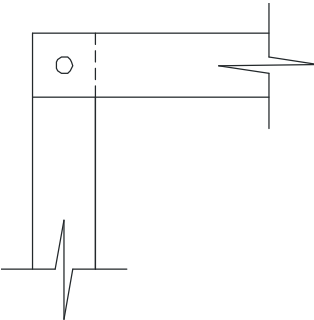
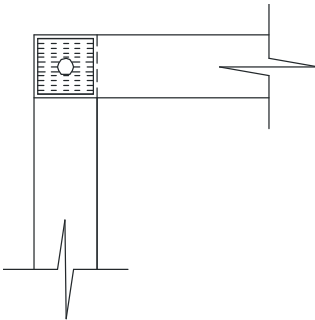


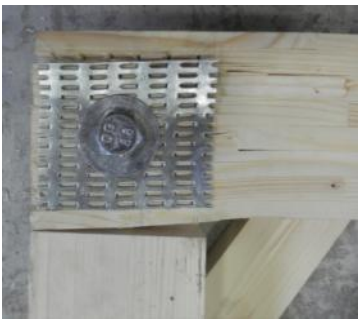
Prva in edina poškodba preizkušancev se je pojavila v spojih lesenih okvirjev, za vse tri vrste spojev in načine podpiranja. Stekleni paneli so ostali nepoškodovani, kar je tudi logično, saj so imeli možnost zdrsa, hkrati pa so relativno šibki spoji lesenih okvirjev popustili, še preden bi se sploh lahko v steklu pojavile večje napetosti po diagonali. Na tem mestu bi lahko tudi sklepali, da so bili lamelirani stekleni

paneli predimenzionirani in bi jih bilo smiselno optimizirati. Z drugega vidika lahko sklepamo, da so leseni okvirji prešibki za optimalen izkoristek lameliranih steklenih panelov. Ko smo enkrat dosegli nivo deformiranja v spojih lesenih okvirjev, so se poškodbe v obliki cepitev pri povečanih amplitudah pomikov, povečevale pri relativno majhnem prirastu sile. Druga serija preizkušancev z detajlom spoja z enim vijakom (CD2) nas je pripeljala do ideje o ojačitvi lesenega elementa na mestu spoja z ježevko. Ježevka nam dodatno povezuje lameliran les (glulam) tudi po nastanku prvih razpok in nam na ta način omogoča višjo duktilnost celotnega kompozitnega panela in hkrati preprečuje morebitno porušitev celotnega kompozitnega panela. Lahko bi tudi rekli, da lesen okvir deluje kot zaščita steklenega panela in povezovalni element med steklenim panelom in preostalim delom konstrukcije. Tipične porušne oblike, za vse tri tipe spojev lesenih okvirjev, so prikazane v naslednji preglednici 12. Podane so še vrednosti pomikov d [mm] in sil F [kN] pri nastanku prvih poškodb preizkušanca za oba protokola obremenitve (monotono, ciklično) in vse tri načine podpiranja. Očitno je, da so najmanjše vrednosti dosežene ($d = 3,88$ mm in $F = 24,44$ kN) pri preizkušancu s spojem, ki ima samo en vijak (CD2). To je bilo tudi pričakovano, saj pri takšni konfiguraciji obremenitve spoja in samega povezovalnega vijaka pride do nateznih napetosti v prečni smeri glede na potek lamel lesa (glulam), ki ima majhno natezno trdnost v tej smeri.

Potrebno je tudi omeniti, da se po nastanku cepilne razpoke v lesu ta razpoka širi in odpira zelo hitro, kar ima tudi posledico v skoraj popolni izgubi sposobnosti prevzema obremenitve v spojih lesenih okvirjev. Obnašanje in nastanek prvih poškodb spoja z dvema vijakoma CD1 je pogojena z dejstvom, da kombinacija dveh vijakov in CLT lesa tvori bolj tog in nosilen spoj. Relativno višje dosežene sile, pri katerih nastanejo poškodbe, lahko pojasnimo z višjo nosilnostjo CLT lesa v prečni smeri na potek glavnih lamel, v primerjavi z LT lesom. Dva vijaka v spoju prispevata k večji togosti spoja, saj del lesa, ki ga ukleščita med sabo, obremenita momentno in s tem ustvarita drugačno razporeditev napetosti.

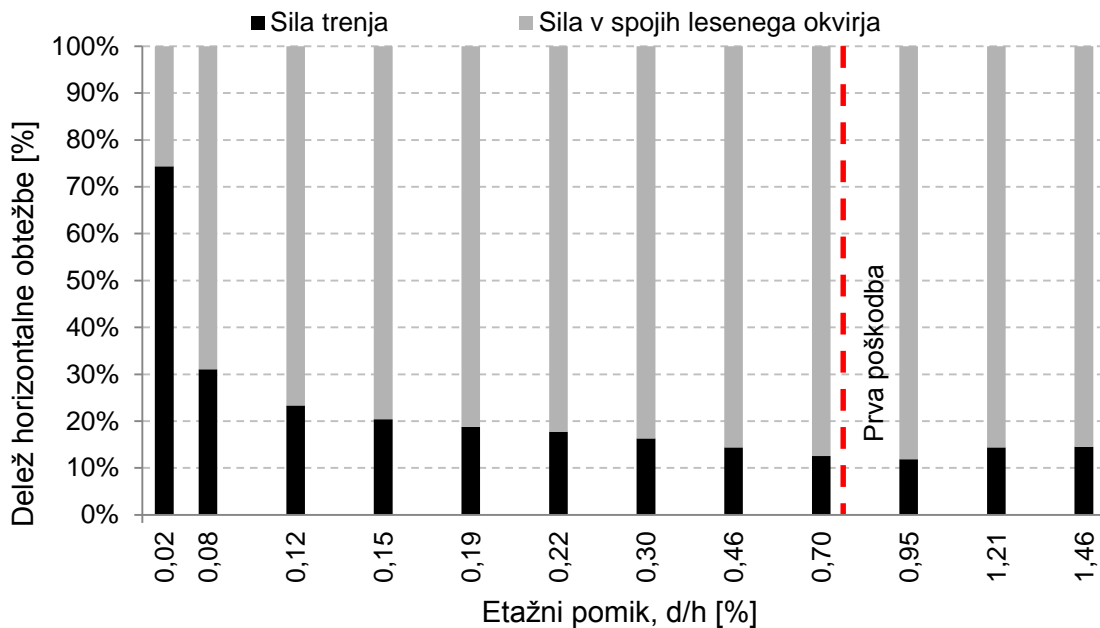
Preglednica 12: Tipična porušitev strižnih kompozitnih panelov z vrednostmi pomikov d [mm] in sile F [kN] pri nastanku prve razpoke.

Table 12: Typical failure of composite shear panels with values of displacement d [mm] and force F [kN] at the first crack appearance.

	CD1 (2 vijaka, CLT)				CD2 (1 vijak, LT)				CD3 (1 vijak, ježevka, LT)			
												
												
	Monotona		Ciklična		Monotona		Ciklična		Monotona		Ciklična	
	d [mm]	F [kN]	d [mm]	F [kN]	d [mm]	F [kN]	d [mm]	F [kN]	d [mm]	F [kN]	d [mm]	F [kN]
BC1	30,88	59,44	11,12	46,67	3,88	24,44	13,31	25,53	28,67	41	18,15	43,15
BC2	5,64	34,63	19,12	57,64					28,04	46,86	13,57	44,39
BC3	20,78	82,02	6,44	49,52								

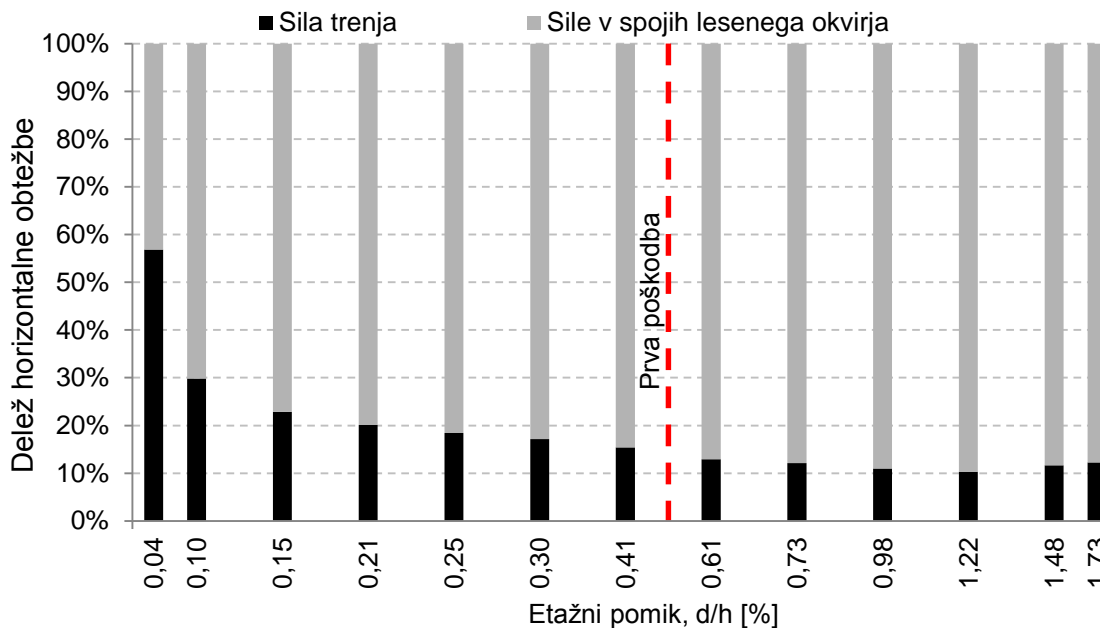
Za boljše razumevanje porazdelitve zunanje ciklične horizontalne obtežbe na posamezne komponente znotraj samega kompozitnega panela so v nadaljevanju prikazani normirani diagrami (slika 73 - 78) deležev aktiviranih sil za vsako amplitudo etažnega pomika. V diagramih je prikazano razmerje, med silo trenja F_{tr} in silo, ki jo prevzamejo spoji lesenega okvirja F_{S1H} , F_{S2H} . Razmerja so podana kot povprečne vrednosti vseh ciklov pri dani amplitudi pomika. Določitev deleža sile trenja je narejena s pomočjo rezultatov spremljevalne preiskave trenja. Sama spremljevalna preiskava je bila narejena z upoštevanjem enakega nivoja normalnih kontaktnih napetosti (sile F_n) med lesom in steklom, kot je bil dosežen pri preiskavi kompozitnih panelov, kjer se je razporedilo približno 60% celotne vertikalne obtežbe na šipi, preostalih 40% pa direktno v vertikalna elementa lesenega okvirja. Nivo kontaktnih napetosti med steklom in lesom kompozitnega panela je bil določen na osnovi izmerjenih deformacij vzdolž steklenega panela (SG6, SG7, SG8, SG9, SG10) in znašajo v območju do nastanka poškodb spojev lesenega okvirja v povprečju 0,0055 %. Rezultati razvoja pravkar omenjenih specifičnih

deformacij in zdrsov šipe v lesenem okvirju se nahajajo v prilogi B. V območju po nastanku prvih poškodb se specifične tlačne deformacije povečujejo, kar pomeni, da se pri večjih amplitudah pomikov skoraj celotna obtežba Q_n , prenese preko šipe na zgornjo prečko lesenega okvirja. V naših analizah za določitev deleža sile trenja F_{tr} pri prevzemu horizontalne obtežbe H , smo za izračun sile trenja F_{tr} privzeli začetne kontaktne napetosti, ki znašajo $F_{PV} = 385 \text{ kN/m}^2$. Z upoštevanjem koeficienta trenja $\mu = 0,15$, znaša sila trenja $F_{tr} = 7,2 \text{ kN}$. Omenjene tlačne napetosti se pojavijo po celotni dolžini tlačno obremenjenega roba šipe in po širini obeh šip. S prvih treh grafov je očitno, da lahko znaša sila trenja, pri manjših amplitudah pomika, v povprečju 60% horizontalne obtežbe. Pri preostalih preizkušancih FR10, FR12 in FR14 (slike 76 - 78), je delež sile trenja nekoliko višji (približno 80%) v območju manjših pomikov, kar lahko pojasnimo z relativno manjšo togostjo in nosilnostjo spojev lesenih okvirjev (spoji z enim vijakom). Pri večjih amplitudah horizontalnih pomikov in horizontalne obtežbe se delež sile trenja F_{tr} , pri prevzemu horizontalne obtežbe H zmanjša, v povprečju na 15% pri prvih treh preizkušancih in na približno 30% pri preostalih treh. Slednje je pokazatelj, da so detajli spojev lesenih okvirjev pri preizkušancih FR10, FR12 in FR14 slabši v smislu nosilnosti. Na diagramih je prikazana tudi vertikalna črtkana rdeča linija, ki nakazuje mesto nastanka prvih poškodb lesenega okvirja, pri čemer lahko vidimo, da po nastanku le teh pride do relativne stabilizacije razmerij prevzemanja horizontalne sile. Pri zadnjih dveh preizkušancih smo spremljali začetek cepitve stikov lesenih okvirjev, z induktivnima merilcema na mestih z oznakami LVDT13 in LVDT14. Na sliki 79 je prikazan predpisan ciklični protokol pomikov v odvisnosti od časa za preizkušanece FR14 (vertikalna os levo). Opazimo lahko tudi skokovito povečanje širine razpoke (cepitve) registrirane z LVDT13 pri približno 1,1% etažnega pomika, katera se od tu dalje povečuje progresivno. V prilogi B so podani še rezultati za odpiranje diagonal zaradi ciklične obremenitve, katere smo zajeli z merskimi mesti LVDT5 in LVDT6. Podani so tudi rezultati meritev za dvigovanje preizkušancev glede na armirano betonski element ob vpetju (LVDT7 in LVDT8).



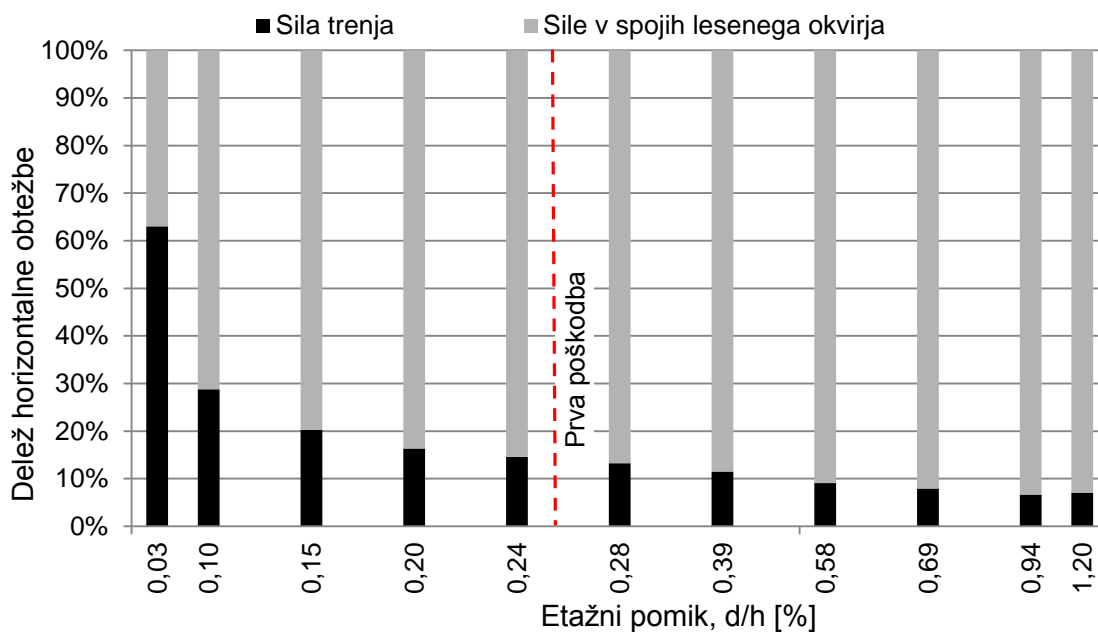
Slika 73: Razmerja med silo trenja in lesenega okvirja pri prevzemu horizontalne obtežbe za preizkušanelec FR4 (BC3, CD1).

Figure 73: Relative distribution of horizontal load among the components of the whole shear panel for specimen FR4 (BC3, CD1).



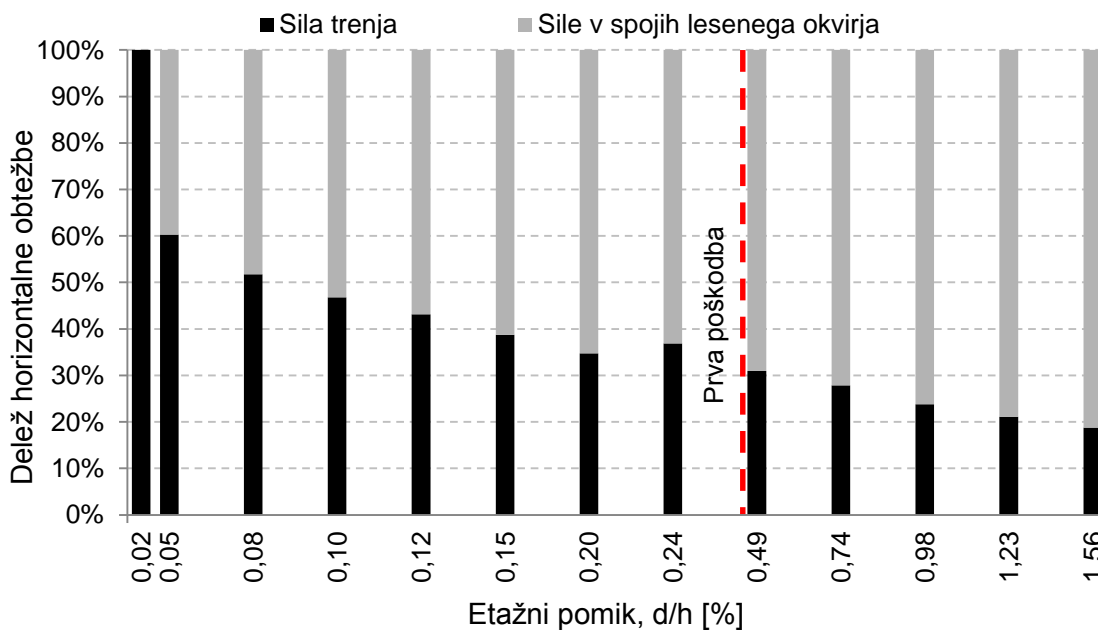
Slika 74: Razmerja med silo trenja in lesenega okvirja pri prevzemu horizontalne obtežbe za preizkušanelec FR6 (BC1, CD1).

Figure 74: Relative distribution of horizontal load among the components of the whole shear panel for specimen FR6 (BC1, CD1).



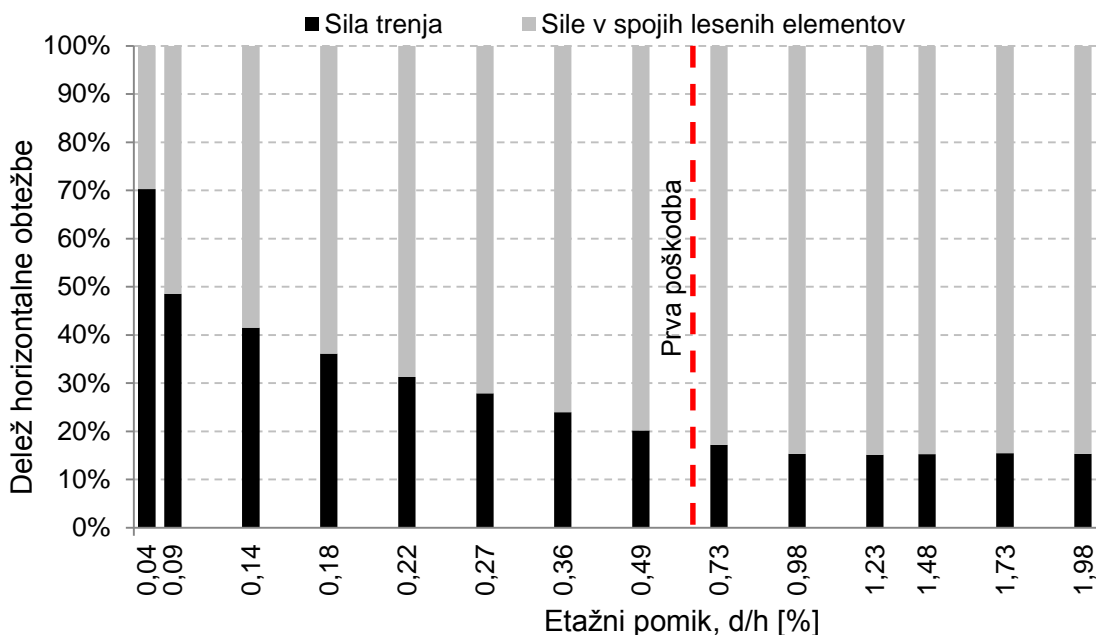
Slika 75: Razmerja med silo trenja in lesenega okvirja pri prevzemu horizontalne obtežbe za preizkušanece FR8 (BC2, CD1).

Figure 75: Relative distribution of horizontal load among the components of the whole shear panel for specimen FR8 (BC2, CD1).



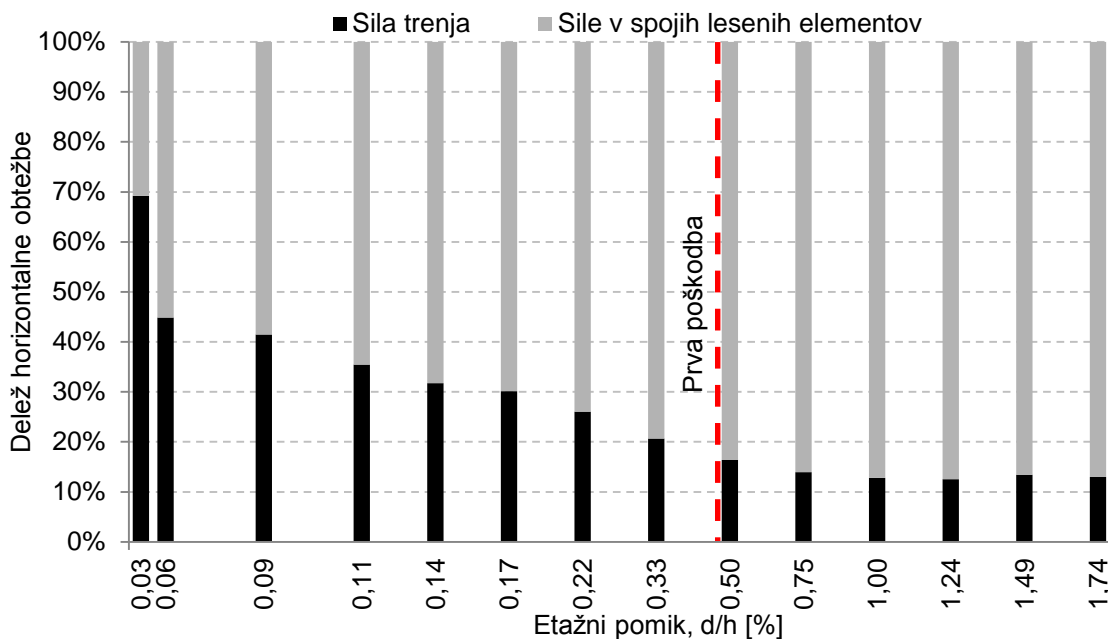
Slika 76: Razmerja med silo trenja in lesenega okvirja pri prevzemu horizontalne obtežbe za preizkušanece FR10 (BC1, CD2).

Figure 76: Relative distribution of horizontal load among the components of the whole shear panel for specimen FR10 (BC1, CD2).



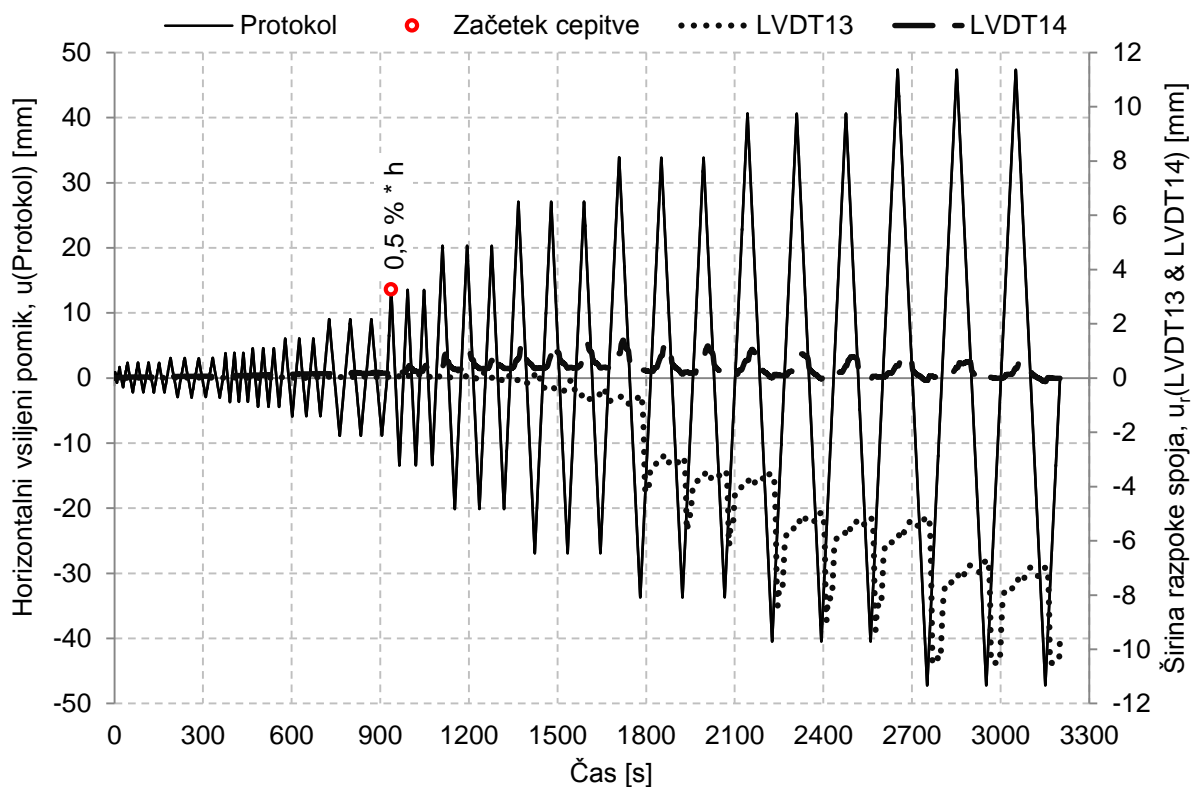
Slika 77: Razmerja med silo trenja in lesenega okvirja pri prevzemu horizontalne obtežbe za preizkušanece FR12 (BC1, CD3).

Figure 77: Relative distribution of horizontal load among the components of the whole shear panel for specimen FR12 (BC1, CD3).



Slika 78: Razmerja med silo trenja in lesenega okvirja pri prevzemu horizontalne obtežbe za preizkušanece FR14 (BC2, CD3).

Figure 78: Relative distribution of horizontal load among the components of the whole shear panel for specimen FR14 (BC2, CD3).



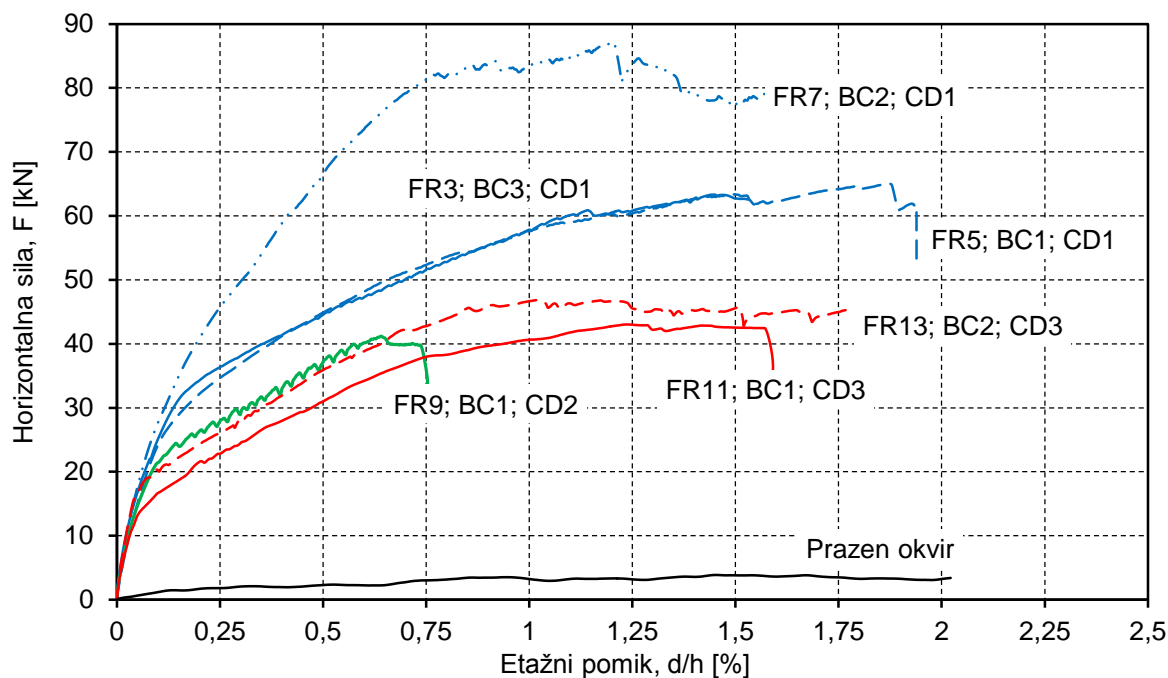
Slika 79: Identifikacija začetka cepitve lesenega okvirja v spojih z merjenjem pomikov na mestih LVDT13 in LVDT14 za preizkušavec FR14 (CD3, BC2).

Figure 79: First crack identification with LVDT13 and LVDT14 displacements time history of specimen FR14.

5.6 Rezultati testov z monotono obtežbo

Kot je že bilo omenjeno, smo pred vsako ciklično preiskavo preizkušancev, izvedli test panela z istimi karakteristikami še za monotono naraščajočo obtežbo do porušitve oz. padca sile za 20%. Na sliki 80 je prikazana primerjava odnosa med silo F na vrhu etaže in etažnega pomika d/h za monotono obremenjene preizkušance. Z modrimi črtami so predstavljeni rezultati za preizkušance z detajlom spoja lesenega okvirja CD1 (dva vijaka) in za vse tri variante podpiranja. Tukaj se ponovno kaže primerljivost rezultatov za varianti podpiranja BC1 in BC3 in da tisti, ki imajo robne pogoje BC2 odstopajo. Graf z zeleno barvo kaže rezultate preizkušanca, ki ima detajl spoja lesenih okvirjev z enim vijakom (CD2) in konzolni način podpiranja (BC1). Rdeči liniji prikazujeta rezultate preizkušancev, ojačanih z ježevkami za robna pogoja BC1 in BC2. Primerjava zadnjih treh grafov nam pokaže znatno povečanje duktilnosti preizkušancev ojačanih z ježevkami. V splošnem lahko tudi sklepamo, da je začetna togost enaka pri vseh preizkušancih, nato pa se od sile $F = 10$ kN naprej loči, pri čemer preizkušanci s spoji CD1 praktično ohranijo začetno togost do sile $F = 30$ kN. Na obravnavani sliki 80 je dodan še graf odziva za prazen okvir, kateri izkazuje zelo majhno togost in nosilnost, ki je praktično zanemarljiva v primerjavi s steklenimi paneli zavetrovanim kompozitnim panelom. Zaključimo lahko tudi, da je prispevek samega

okvirja pri prevzemu horizontalne obtežbe zanemarljiv, kar še dodatno potrjuje navedena dejstva v prejšnjem poglavju.



Slika 80: Primerjava odzivov preizkušancev na monotono obtežbo v odvisnosti od načinov podpiranja (BC1, BC2, BC3) in tipa spoja (CD1, CD2 in CD3).

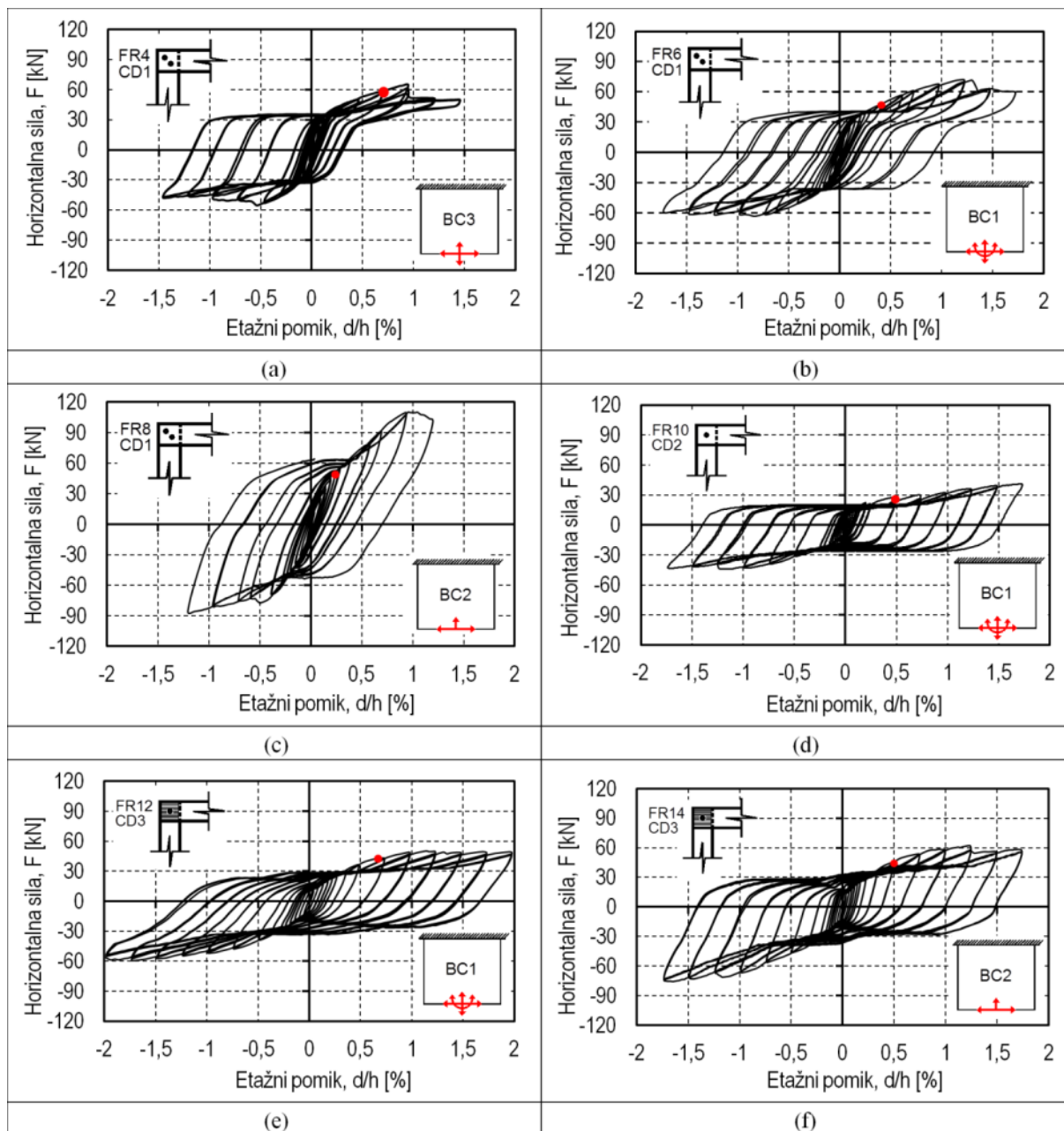
Figure 80: Monotone responses of composite panels for all three types of boundary conditions (BC1, BC2, BC3) and timber frame connection details (CD1, CD2, CD3).

Rezultati meritev preostalih merskih mest pri monotoni obtežbi za posamezne preizkušance so podani v prilogi A. Podani so rezultati za razvoj zdrsa med šipo in lesenim okvirjem, dvigom kompozitnega panela glede na armirano betonski element, odpiranjem diagonal, deformacij v šipi in vertikalni pomik vozička.

5.7 Histerezni odziv preizkušancev in program HISPA+

Pridobitev histereznega odziva je bil naš glavni cilj pri eksperimentalni analizi obravnavanih kompozitnih panelov. Na sliki 81 so prikazani histerezni odzivi za vse ciklično obremenjene preizkušance. Evidentne so zožitve histereznih zank v osrednjem delu za vse preizkušance, še posebej pa za zadnje tri (FR10, FR12, FR14). Kot je že bilo omenjeno, je to posledica zdrsa steklenega panela znotraj lesenega okvirja in skoraj členkastih spojev lesenih okvirjev. Primerjava teh zadnjih treh preizkušancev pokaže tudi za 20% do 35% višjo nosilnost preizkušancev. Ti preizkušanci imajo ojačitve z ježevkami, kar še dodatno dokazuje, da lahko z ježevko izboljšamo globalno obnašanje obravnavanih kompozitnih panelov. Z rdečimi pikami so na histereznih odzivih prikazana mesta nastankov prvih poškodb (cepitev) stikov lesenih elementov. Oblike histereznih zank so dokaj simetrične za vse preizkušance, razen v prvem primeru FR4, kjer se je poškodba lokalizirala v samo enem spoju na vrhu.

Preostali parametri, ki karakterizirajo samo histerezno obnašanje preizkušancev so še duktilnost μ , upadanje togosti (C, n) in ekvivalenten koeficient viskoznega dušenja ξ . Vsak od teh parametrov je v nadaljevanju na kratko opisan skupaj s teoretičnim ozadjem, na osnovi katerega je bila narejena nadgradnja programa za izvednotenje omenjenih parametrov HISPA+. Osnovna verzija programa HISPA je bila narejena v okviru diplomske naloge Čeruja [7], za namen analize histereznega odziva zidanih sten. V okviru te disertacije smo program nadgradili v delu, kjer program določa koeficient upadanja togosti (C, n) in izračunava ekvivalentni koeficient viskoznega dušenja ξ . Sama programska koda je narejena v Visual Basic for Application v Microsoft Excel in nam poda izračunane parametre v Excel listu, skupaj z diagrami. Izvednoteni parametri so lahko s pridom uporabljeni za validacijo numeričnega modela.



Slika 81: Histerezni odziv preizkušancev FR4 (a), FR6 (b), FR8 (c), FR10 (d), FR12 (e) in FR14 (f).

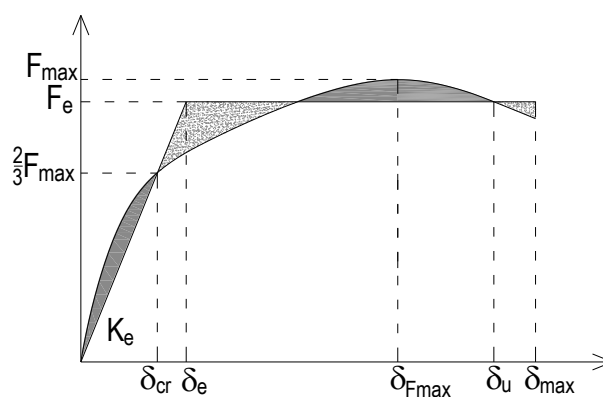
Figure 81: Hysteresis response of specimens FR4 (a), FR6 (b), FR8 (c), FR10 (d), FR12 (e) in FR14 (f).

5.8 Upadanje togosti (C in n) in duktilnost μ

Upadanje togosti je pomemben parameter histereznega odziva konstrukcije, saj kaže sposobnost sodelovanja obravnavanega elementa pri zagotavljanju stabilnosti in velikosti prevzemanja obtežbe pri ciklični izpostavljenosti konstrukcijskega elementa. V našem primeru je upadanje togosti predstavljeno kot odnos med normiranimi vrednostmi sekantnih togosti posamezne histerezne zanke $\frac{K_i}{K_e}$ in pripadajočo normirano amplitudo pomika $\frac{\delta_i}{\delta_e}$. Sekantne togosti K_i so normirane z efektivno togostjo K_e , ki je definirana z začetno togostjo ekvivalentnega bilinearnega diagrama histerezne ovojnice (slika 82). Izračunamo jo kot razmerje (46)

$$K_e = \frac{F_e}{\delta_e} = \frac{\frac{2}{3}F_{max}}{\delta_{cr}} \quad (46)$$

Postopek določitve ekvivalentnega bilinearnega diagrama poteka tako, da najprej na ovojnici histereznega odziva označimo silo pri $\frac{2}{3}$ maksimalno dosežene sile F_{max} , s čimer hkrati dobimo pripadajoči pomik δ_{cr} . Temu sledi izračun sile na meji elastičnosti F_e in pripadajočega pomika, ki ga dobimo na osnovi enakosti površin pod ovojnico dejanskega histereznega odziva preizkušanca in ekvivalentnega bilinearnega diagrama.

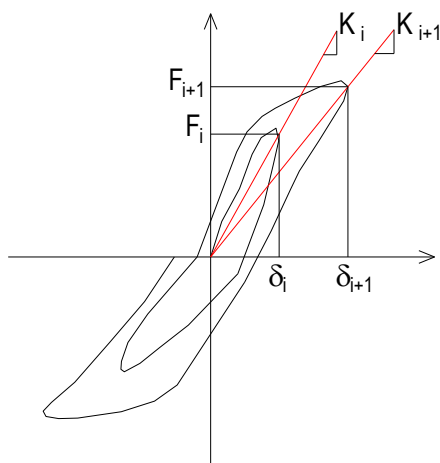


Slika 82: Določitev efektivne togosti K_e .
 Figure 82: Definition of effective stiffness K_e .

Sekantne togosti K_i za posamezno histerezno zanko določimo glede na sledečo skico (slika 83), kjer je očitno, da so določene kot razmerje (47)

$$K_i = \frac{F_i}{\delta_i}, \quad (47)$$

kjer je δ_i maksimalna amplituda pomika določene histerezne zanke, F_i pa pripadajoča sila.



Slika 83: Definicija sekantne togosti K_i .
Figure 83: Definition of secant stiffness K_i .

Slika 84 prikazuje primerjavo eksperimentalno dobljenih normiranih vrednosti za upadanje togosti $\frac{K_i}{K_e}$ glede na normirano amplitudo pomikov $\frac{\delta_i}{\delta_e}$, katere so predstavljene z rdečimi križci, za vsak ciklično obremenjen preizkušane (FR4, FR6, FR8, FR10, FR12, FR14). Na grafih so prikazane tudi črne zvezne krivulje, ki potekajo tesno ob eksperimentalnih rezultatih in predstavljajo interpolacijsko krivuljo za eksperimentalne rezultate, sam postopek določitve pa je prikazan v nadaljevanju. Glede na eksperimentalno dobljene vrednosti normiranih padcev togosti (slika 84) lahko sklepamo, da potekajo v obliki hiperbole in da jih lahko aproksimiramo z metodo najmanjših kvadratov kot hiperbolično funkcijo oblike (48)

$$y(x) = \frac{C}{x^n}. \quad (48)$$

Privzemimo, da sta v zgornji enačbi (49) in (50)

$$y(x) = \frac{K_i}{K_e} \quad (49)$$

in

$$x = \frac{\delta_i}{\delta_e}. \quad (50)$$

Potem lahko enačbo (46) preuredimo in če jo še dodatno logaritmiramo dobimo (51)

$$\log_{10} C_i = \log_{10} \left(\frac{K_i}{K_e} \right) + n \log_{10} \left(\frac{\delta_i}{\delta_e} \right). \quad (51)$$

Za izvednotenje koeficientov n in C , katera določata obliko in vertikalno pozicijo predpostavljene hiperbole (46) smo določili vsoto zgornjega izraza (49) za število vseh histereznih zank m . Kot rezultat dobimo izraz (52) za koeficient C v odvisnosti od koeficienta n

$$C = 10^{\frac{1}{m} (\sum_{i=1}^m \log_{10} \left(\frac{K_i}{K_e} \right) + n \sum_{i=1}^m \log_{10} \left(\frac{\delta_i}{\delta_e} \right))}. \quad (52)$$

Na osnovi slednjega izraza lahko izvednotimo koeficient n , z metodo najmanjših kvadratov tako, da se hiperbola (46) (interpolacijska krivulja) kar najbolj prilagaja diskretnim eksperimentalnim vrednostim,

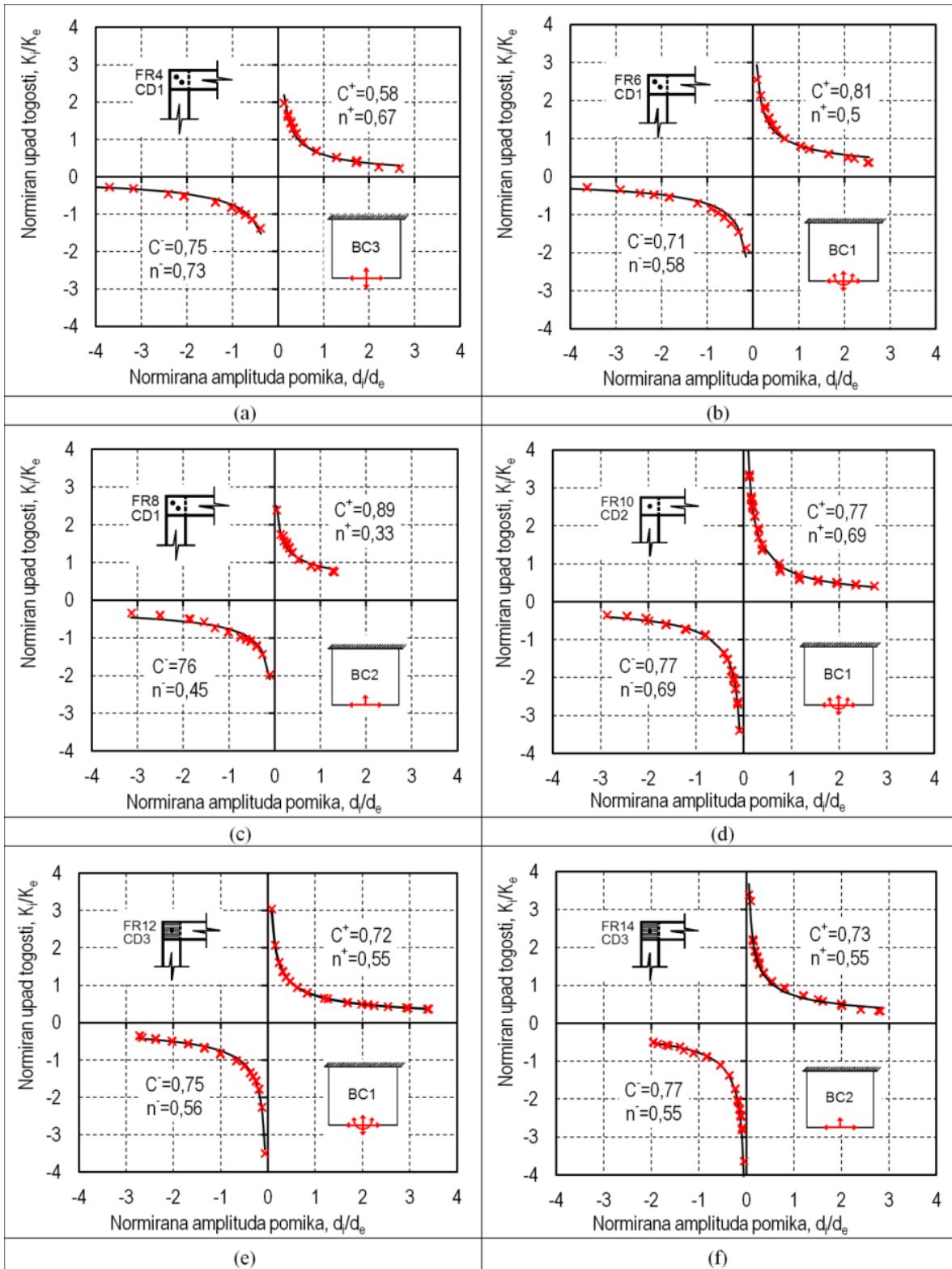
kar se dobro vidi na sliki 84. Koeficienta C in n sta specifična in konstantna za določen histerezni odziv. Izvrednotimo jih lahko za pozitivno in negativno vejo cikličnega obremenjevanja. Ti dve konstanti nam podata informacijo o simetričnosti pozitivne in negativne veje upadanja togosti, hitrosti (obliki) n upadanja in globalnega padca togosti C . S povečevanjem koeficienta n se tudi upadanje togosti poveča, postane bolj strmo v začetni fazi. Lahko bi tudi rekli, da koeficient n narekuje obliko krivulje upadanja togosti. Globalen padec togosti je odvisen od velikosti faktorja C , ki nam določa vertikalno pozicijo interpolacijske krivulje z obliko, ki jo narekuje faktor n .

V preglednici 13 so zbrane vrednosti koeficientov n in C za pozitivno in negativno vejo obremenjevanja vseh ciklično obremenjenih preizkušancev. S primerjavo faktorjev oblike za pozitivno n^+ in negativno n^- vejo obremenjevanja, za preizkušance z detajlom spoja, ki imajo en vijak (FR10, FR12, FR14). Ugotovimo lahko, da se obnašajo zelo simetrično, saj so razlike v vrednosti za n zelo majhne. S podobno primerjavo za preizkušance, ki imajo v spoju lesenih okvirjev dva vijaka (FR4, FR6, FR8) ugotovimo, da se obnašajo bolj nesimetrično, zaradi hitrejšega padanja togosti negativne veje n^- . Izpostaviti je potrebno hitrost upadanja togosti n , za preizkušane FR10 (en vijak, brez ježevke), katera je občutno višja od preizkušancev FR12 in FR14, kar je predvsem posledica hitrega poškodovanja spojev pri FR10. Za koeficient globalnega upadanja togosti C lahko izračunamo povprečne vrednosti za vse preizkušance in dobimo $\bar{C}^+ = \bar{C}^- = 0,75$ za pozitivno in negativno vejo obremenjevanja. Očitno je, da so vrednosti C pri preizkušancih FR10, FR12 in FR14 zelo blizu povprečnim vrednostim, hkrati pa so vrednosti preizkušancev FR4, FR6 in FR8 relativno višje. Slednje je indikator, da so spoji z detajlom CD1 (dva vijaka) prispevali več k globalni togosti kompozitnega panela. Izjemoma je pri preizkušancu FR4 faktor C^+ dosti pod povprečjem, kar je posledica zgodnje cepitve lesa v spoju.

Preglednica 13: Koeficienti upadanja togosti n in C , za pozitivne in negativne veje histereznih zank.

Table 13: Stiffness degradation factors C and n for positive and negative part of hysteresis loop.

Preizkušanec	n^+	n^-	C^+	C^-
FR4	0,67	0,73	0,58	0,75
FR6	0,5	0,58	0,81	0,71
FR8	0,33	0,45	0,89	0,76
FR10	0,69	0,62	0,77	0,77
FR12	0,55	0,56	0,72	0,75
FR14	0,55	0,57	0,73	0,77



Slika 84: Potek upadanja togosti za vse ciklično obremenjene preizkušance FR4 (a), FR6 (b), FR8 (c), FR10 (d), FR12 (e) in FR14 (f), skupaj s faktorji C in n.

Figure 84: Stiffness degradation (C and n) for cyclic loaded specimens FR4 (a), FR6 (b), FR8 (c), FR10 (d), FR12 (e) in FR14 (f).

Globalno duktilnost ciklično obremenjenih preizkušancev smo iz vrednotili na ovojnici histereznega odziva z enačbo

$$\mu = \frac{\delta_u}{\delta_e}, \quad (53)$$

kjer sta:

δ_u ... pomik na sečišču padajočega dela histerezne ovojnice in idealiziranega bilinearnega diagrama in

δ_e ... pomik na meji elastičnosti.

Obe spremenljivki sta prikazani na sliki 82.

Rezultati za duktilnost pozitivne in negativne veje cikličnega obremenjevanja, skupaj s pomiki na meji elastičnosti in pomika na presečišču padajočega dela histerezne ovojnice z idealiziranim bilinearnim diagramom so prikazani v preglednici 14.

Preglednica 14: Duktilnost μ ciklično obremenjenih preizkušancev

Table 14: Ductility μ of cyclic loaded specimens

Preizkušaneec	δ_e^+	δ_e^-	δ_u^+	δ_u^-	μ^+	μ^-
FR4	10,2	-6,57	31,29	-27,35	3,07	4,16
FR6	16,52	-9,5	36,58	-43,15	2,21	4,54
FR8	21,39	-9,87	25,42	-25,98	1,19	2,63
FR10	15,28	-16,76	40,18	-33,3	2,63	1,99
FR12	16,65	-19,9	49,42	-53,08	2,97	2,67
FR14	16,81	-23,95	39,99	-44,93	2,38	1,88

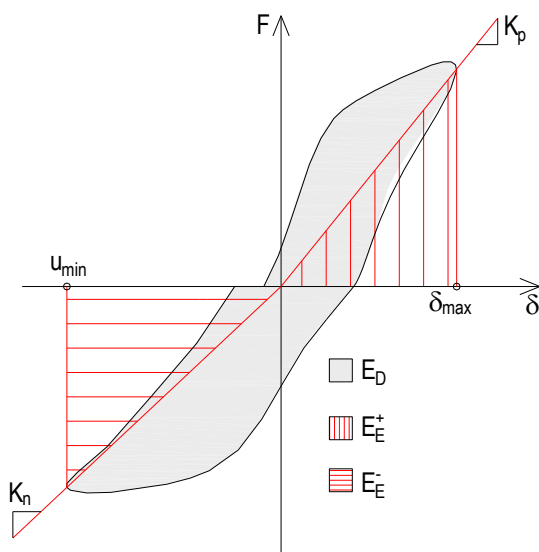
5.9 Ekvivalentni koeficient viskoznega dušenja ξ

Naslednja karakteristika, ki opisuje histerezo obnašanje konstrukcijskega elementa je ekvivalentni koeficient viskoznega dušenja ξ [63], ki je definiran z naslednjim izrazom (54)

$$\xi = \frac{E_D}{2\pi E_E} = \frac{E_D}{2\pi(E_E^+ + E_E^-)} = \frac{E_D}{2\pi(\frac{1}{2}K_p\delta_{max}^2 + \frac{1}{2}K_n\delta_{min}^2)}. \quad (54)$$

Nastopajoče spremenljivke v zgornjem izrazu (54) so prikazane na sliki 85, njihov pomen pa je sledeč:

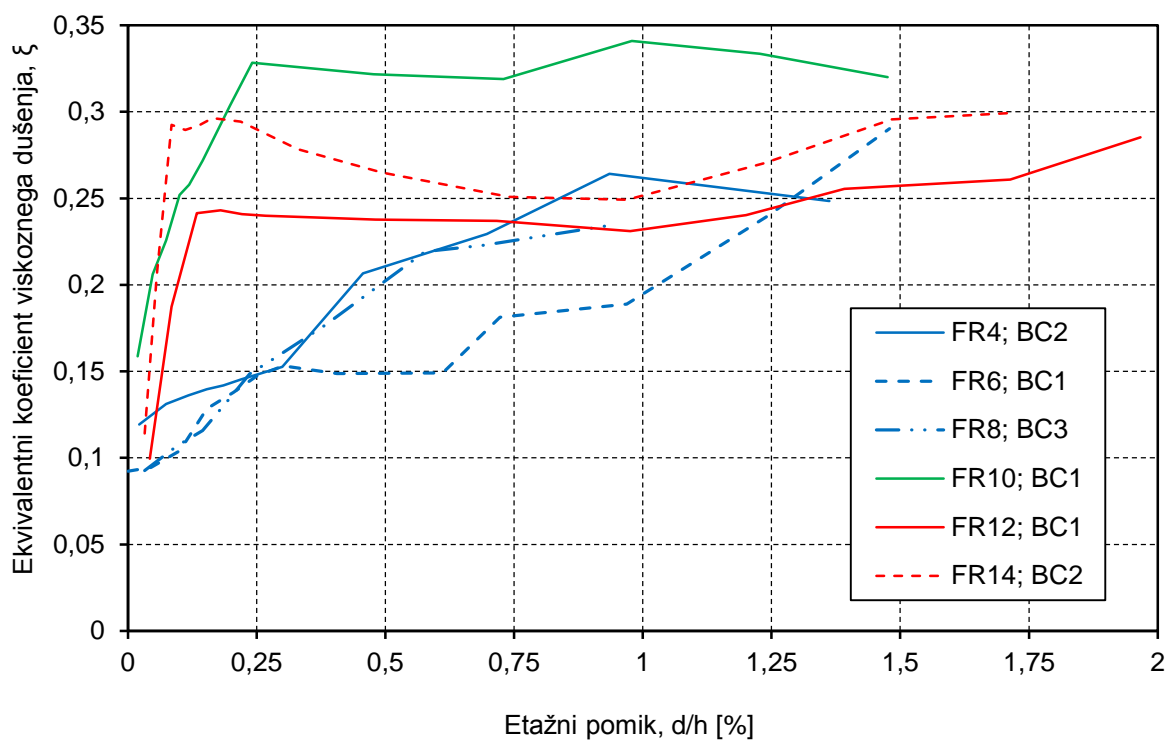
- E_D ... celotna disipirana energija v histerezni zanki (ploščina, ki jo oklepa histerezna zanka),
- E_E ... celotna elastična deformacijska energija,
- E_E^+ ... elastična deformacijska energija za pozitivni del histereze,
- E_E^- ... elastična deformacijska energija za negativni del histereze,
- K_p ... sekantna togost za pozitivni del zanke,
- K_n ... sekantna togost za negativni del zanke,
- δ_{max} ... maksimalni pomik obravnavane histerezne zanke in
- δ_{min} ... minimalni pomik obravnavane histerezne zanke.



Slika 85: Komponente in definicija ekvivalentnega viskoznega koeficienta dušenja ξ .
Figure 85: Definition of ekvivalent viscous damping coefficient ξ .

Na sliki 86 je prikazana primerjava razvoja ekvivalentnega koeficienta viskoznega dušenja ξ , glede na velikost etažnega pomika δ/h za vse ciklično obremenjene preizkušance. Evidentno je, da so zelena in rdeči krivulji, ki pripadajo preizkušancem z enim vijakom v spojih lesenih okvirjev (FR10, FR12, FR14) relativno hitro in pri majhnih amplitudah pomikov dosegle maksimalni in dokaj konstanten nivo dušenja. Ta ugotovitev zopet potrjuje razlago porušnega mehanizma, kjer smo ugotovili, da se pri teh

preizkušancih razvije večji delež sile trenja pri manjših amplitudah pomikov. Pri preizkušancu FR10 (spoj z enim vijakom brez ježevke) je prišlo do popolne porušitve spoja lesenega okvirja, kar se je posledično pokazalo tudi kot večja količina disipirane energije in s tem tudi kot večji ekvivalentni koeficient viskoznega dušenja (zelena krivulja na sliki 86). Po drugi strani se preizkušanci, ki imajo spoj z dvema vijakoma (FR4, FR6, FR8) obnašajo bolj togo, zaradi same narave spojev lesenega okvirja (modre krivulje, sliki 86). To se kaže predvsem v počasnejšem naraščanju ekvivalentnega koeficienta viskoznega dušenja, kateri šele pri večjih etažnih pomikih, ko nastanejo večje poškodbe spojev lesenega okvirja, naraste do vrednosti, ki so primerljive s preostalimi tipi preizkušancev. Maksimalne vrednosti ekvivalentnega koeficienta viskoznega dušenja se gibljejo med 0,24 in 0,34. Za preizkušance, ki so sposobni zadržati stabilno porušitev spojev lesenih okvirjev pa bi lahko rekli, da je povprečna vrednost obravnavanega koeficienta 0,26.



Slika 86: Primerjava razvoja ekvivalentnega viskoznega koeficienta dušenja ξ glede na velikost etažnega pomika d/h [%].

Figure 86: Development of viscous damping coefficient ξ along with the story drift d/h [%] amplitude.

5.10 Nosilnost F_{por} , začetna togost k ciklično obremenjenih kompozitnih panelov

Kljub dokaj kompleksnemu odzivu obravnavanih kompozitnih panelov, lahko na osnovi eksperimentalnih preiskav določimo poenostavitve pri opisu nosilnosti ter začetne togosti in s tem poenostavljen bilinearen diagram. Potrebno je poudariti, da predstavljeni diagrami in izrazi veljajo zaenkrat samo za obravnavane panele, kateri imajo točno določeno geometrijo. Za potrditev predstavljenih izrazov pri različni geometrijski konfiguraciji panelov, bi bilo potrebno opraviti še dodatne preiskave le teh.

Nosilnost obravnavanih panelov smo določili z upoštevanjem nastanka prvih razpok, ki se pojavijo pri velikosti horizontalnega pomika približno 0,5% etažnega pomika. Slednje je razvidno z diagramov na slikah 73-78. To stanje lahko opišemo kot stanje nosilnosti, saj se nadaljnje povečevanje odpornosti panela zgodi pri relativno velikih pomikih in je posledica obremenitve steklenega panela po diagonali, ki se zagodzi v poškodovanih vogalih lesenega okvirja. Nosilnost lahko opišemo v dveh delih in sicer:

- prispevek nosilnosti v zožanem delu histerezne zanke $F_{por,f}$ (fiksni del), ki nastopa v vseh primerih s približno enako intenziteto in
- prispevek nosilnosti v delu utrjevanja panela $F_{por,v}$, ki je odvisen od detajla spoja v kombinaciji z robnim pogojem (variabilni del)

Skupno nosilnost lahko torej zapišemo kot

$$F_{por,u} = F_{por,f} + F_{por,v} \quad (55)$$

Zožitve histereznih zank na sliki 81 kažejo, da je prispevek k nosilnosti v tem delu približno enak v vseh primerih in znaša $F_{por,f} = 24$ kN. Prispevek sile trenja znaša približno enako, kar lahko upoštevamo pri določitvi fiksnega dela prispevka k nosilnosti $F_{por,f}$. Izrazimo ga lahko v odvisnosti od koeficienta trenja μ in vertikalne sile, ki pritiska na steklen panel F_n z izrazom (56)

$$F_{por,f} = 0,15 \times F_n + 16,8 \quad (56)$$

Iz eksperimentalnih preiskav je razvidno, da je velikost vertikalne sile F_n , ki pritiska na steklen panel, približno 60% celotne vertikalne obtežbe Q_n , ostalo pa se prenese direktno v vertikalna elementa lesenega okvirja.

$$F_n = 0,6Q_n. \quad (57)$$

Z upoštevanjem zgornjih izrazov lahko zapišemo, da je prispevek k nosilnosti v zožanem delu histereze enak

$$F_{por,f} = 0,15 \times F_n + 16,8 = 0,15 \times 0,6Q_n + 16,8 = 0,09Q_n + 16,8. \quad (58)$$

S tem smo določili poenostavljen izraz za določitev prispevka nosilnosti na zožanem delu histereze v odvisnosti od nivoja vertikalne obtežbe panela in znaša v našem primeru 24 kN. Na sliki 87 je prikazana primerjava ovojníc histerez, pomik pri katerem nastanejo prve poškodbe ter idealizirani diagrami za posamezen primer.

Prispevek k nosilnosti v delu utrjevanja histereze $F_{por,v}$ lahko izrazimo v deležih glede na maksimalno nosilnost izmed vseh panelov, ki znaša 74 kN v primeru FR8 (detajl z dvema vijakoma in upoštevanjem obojestranske vpetosti panela) in je definirana z nastankom prvih poškodb. Z odbitkom fiksnega dela $F_{por,f}$ od maksimalne nosilnosti nam ostane 50 kN, kar smo uporabili kot normo pri določitvi variabilnega dela nosilnosti $F_{por,v}$, katerega lahko zapišemo z izrazom (59)

$$F_{por,v} = v \times 50, \quad (59)$$

kjer je v eksperimentalno določen faktor na osnovi ovojníc histereznih zank in predstavlja vpliv tipa spoja in robnega pogoja vpetja. V preglednici 15 so prikazani faktorji v , ki opisujejo nosilnost v variabilnem delu histereznega odziva za posamezen tip spoja in robnega pogoja.

Preglednica 15: Vrednosti faktorja v za določitev nosilnosti v delu utrjevanja histereze.
Table 15: Values of factor v for definition of panel inplane strength.

Preizkušane	Spoj	Robni pogo	v
FR4	CD1	BC2	1
FR6	CD1	BC1	0,55
FR8	CD1	BC3	0,55
FR10	CD2	BC1	0
FR12	CD3	BC1	0,25
FR14	CD3	BC2	0,45

Z upoštevanjem izrazov (58) in (59) v enačbi (55) dobimo končen izraz za določitev nosilnosti posameznih obravnavanih panelov

$$F_{por,u} = 0,09Q_n + 16,8 + v \times 50. \quad (60)$$

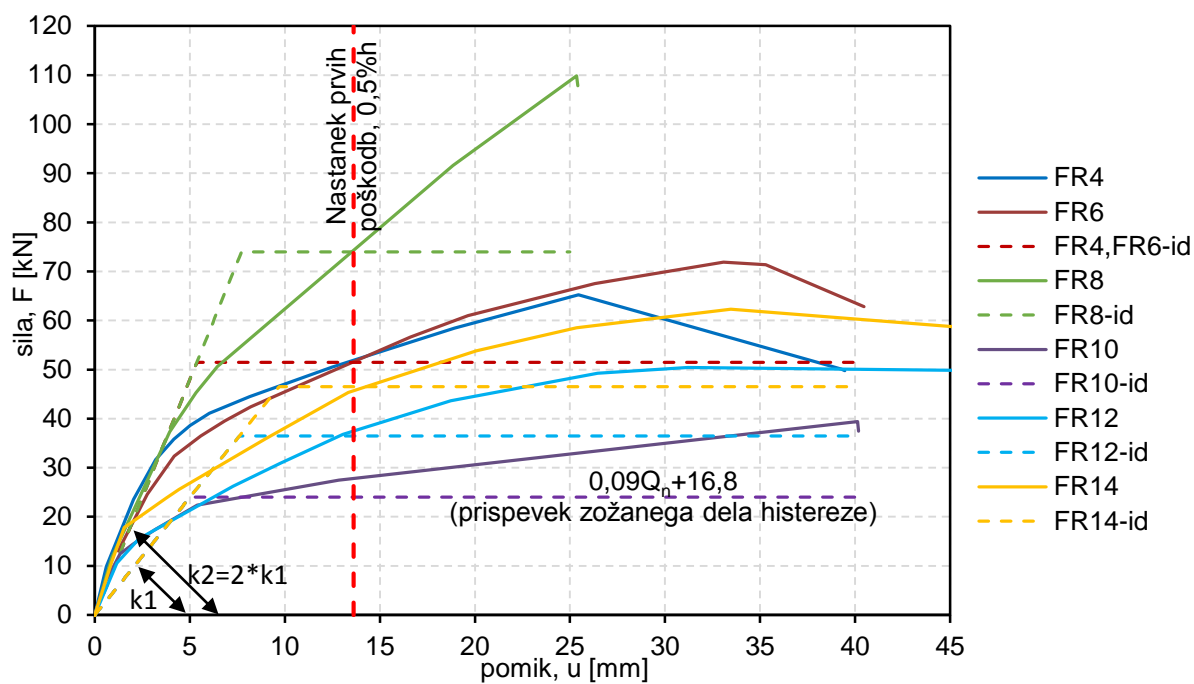
Za določitev idealiziranega bilinearnega diagrama je potrebno določiti tudi togost v začetnem delu. Eksperimentalne preiskave so pokazale, da je togost panelov z detajlom spojev lesenih elementov CD1 kjer nastopata dva vijaka dvakrat večja kot togost panelov, ki imajo samo en vijak v spojih okvirjev (CD2, CD3). Togost za panele, ki imajo samo en vijak v detajlih spojev (FR10, FR12, FR14) smo izrazili kot razmerje med nosilnostjo fiksnega dela histereznega odziva $F_{por,f}$ in pomikom $u_1=5$ mm, do katerega predpostavljamo, da se kompoziten panel obnaša linearno

$$k_1 = \frac{F_{por,f}}{u_1} = \frac{0,09Q_n + 16,8}{5 \text{ mm}} = 4,8 \text{ kN/mm} \quad (61)$$

Kot že omenjeno se paneli z dvojnimi vijaki v spojih lesenih okvirjev obnašajo dvakrat bolj togo kot preostali paneli, njihova togost k_2 pa znaša

$$k_2 = 2 k_1 = 2 \times 4,8 \frac{\text{kN}}{\text{mm}} = 9,6 \frac{\text{kN}}{\text{mm}} \quad (62)$$

Z zgornjima izrazoma lahko določimo togosti za obravnavane panele tudi pri različnih nivojih vertikalne obremenitve Q_n . Na kratko lahko povzamemo, da lahko izraze navedene v tem poglavju, uporabimo pri projektiranju za približno oceno nosilnosti panelov v odvisnosti od vertikalne obremenitve in koeficienta trenja μ .



Slika 87: Primerjava ovojnic histereznih zank ter idealizirani bilinearni diagrami.
Figure 87: Comparison of hysteresis envelopes and idealised bilinear diagrams.

5.11 Numerična analiza kompozitnega panela

V tem poglavju je predstavljen numeričen model in simulacija obnašanja, v prejšnjem poglavju eksperimentalno preiskanega, kompozitnega panela z enim vijakom v spojih lesenega okvirja. Najprej je predstavljena zasnova in geometrija modela in nato še primerjava rezultatov numerične analize z eksperimentalnimi vrednostmi. Izbrani kompozitni panel smo modelirali na osnovi materialnih podatkov in predvsem verificiranih modelov posameznih komponent, predstavljenih v prejšnjih poglavjih. Glavna motivacija izdelave numeričnega modela je bila validacija le tega, glede na vrednosti eksperimentalnih rezultatov in pridobitev informacije o razporejenosti napetosti in deformacij po celotnem kompozitnem panelu. Iz razporeditve kombinacije napetosti po Misesovem kriteriju smo določili vplivno širino nadomestne tlačne diagonale, katero uporabimo pri poenostavljenem linijskem modelu z nadomestno diagonalo.

5.11.1 Zasnova in geometrija numeričnega modela

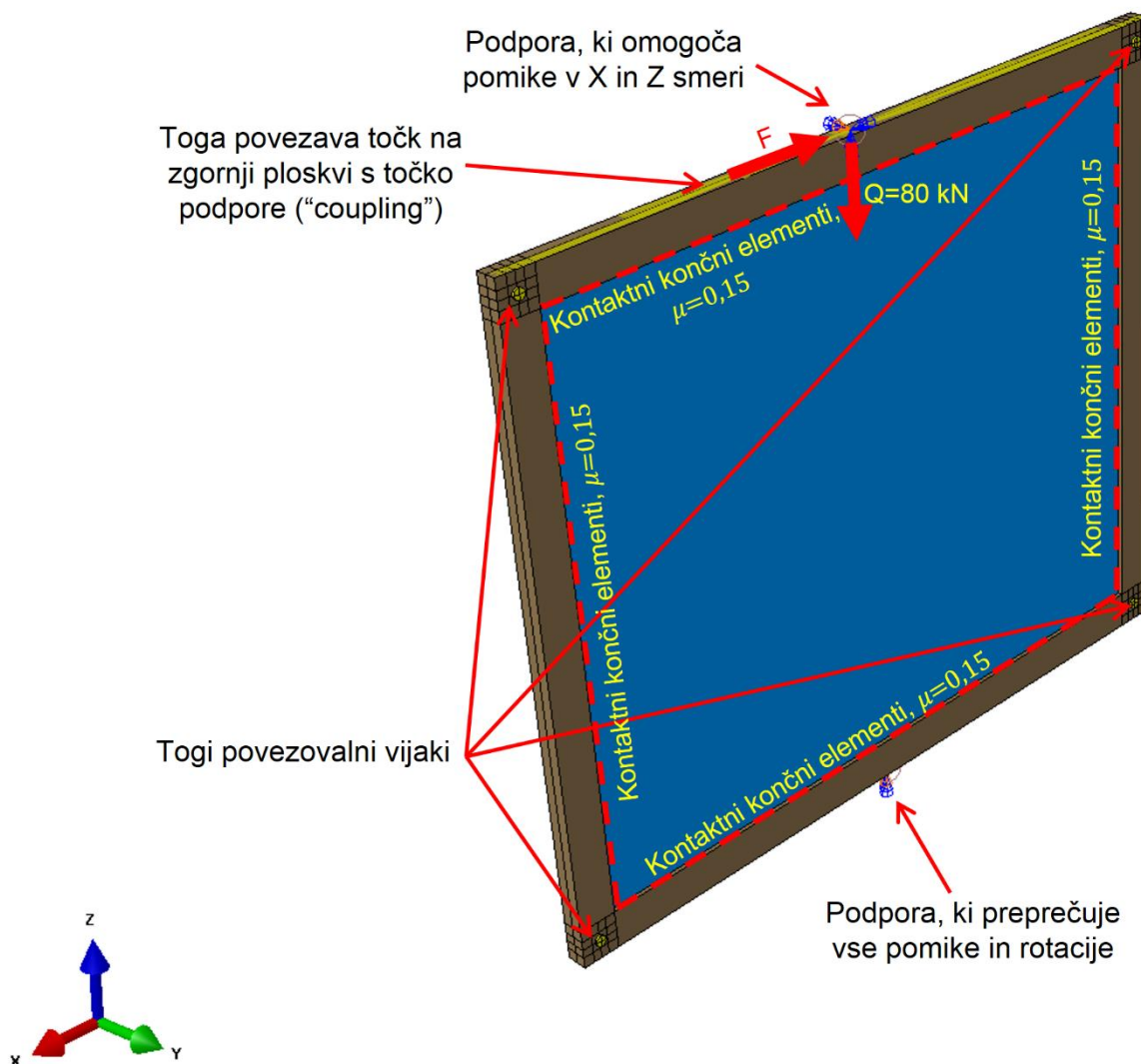
Numeričen model je zasnovan na osnovi 3D končnih elementov, za posamezne komponente celotnega kompozitnega panela, s programom ABAQUS. Lamelirano steklo, dimenzije 2900/2400 mm in debeline 21,6 mm, je bilo modelirano, kakor je bilo to predstavljeno v poglavju o upogibno in tlačno obremenjenem lameliranem steklu 4.4.1.5 in 4.5.3. Za spoje lesenega okvirja smo uporabili verificiran model predstavljen v poglavju 4.8.3, prav tako smo za preostale dele lesenega okvirja (stebri, prečke) uporabili iste 3D končne elemente. Povezovalni vijaki v spojih so modelirani kot toga telesa z dejanskimi dimenzijami premera $\varphi = 24$ mm in dolžine 90 mm. Z vpeljavo togega telesa se račun poenostavi, posledično pa ne dobimo informacije o deformacijsko - napetostnem stanju vijaka, kar nas tudi ni eksplicitno zanimalo. Kot že omenjeno, je model zasnovan kot tri dimenzionalen in kot takšen zavzema dejanske dimenzije obravnavanega kompozitnega panela, ki so predstavljene na sliki 63. Na sliki 88 je prikazan celoten 3D numeričen model, s katerega je razvidno obremenjevanje in podpiranje. Model je spodaj in zgoraj podprt po celotni širini in dolžini lesene prečke tako, da podporo in obtežbo predpišemo v eni točki, ki jo povežemo s točkami po ploskvi s posebnimi togimi vezmi in na ta način poenostavimo celoten model. Na spodnji strani smo določili podporo, ki preprečuje vse rotacije in pomike na zgornji strani pa nam podpora dopušča pomike v horizontalni x in vertikalni z smeri ter rotacije v ravnini kompozitnega panela.

Mreža končnih elementov celotnega panela (slika 89) je zgoščena na območjih večjih napetosti, katere se pojavijo na mestih kontaktov lesenih elementov s togimi povezovalnimi vijaki. Zgostitev končnih elementov v spojih je prikazana v pogledu na sliki 90 in v razstavljeni obliki spoja na sliki 91.

Posebno pozornost smo namenili stiku med steklom in lesom, ki smo ga modelirali s splošnim kontaktnim elementom (»general contact«), kateremu smo predpisali koeficient trenja $\mu = 0,15$.

Omenjeni kontaktni element uporablja osnovni Columbov model trenja, ki povezuje kontaktne napetosti σ_n v pravokotni smeri glede na kontaktno ravnino in strižne napetosti σ_t s koeficientom trenja μ z izrazom

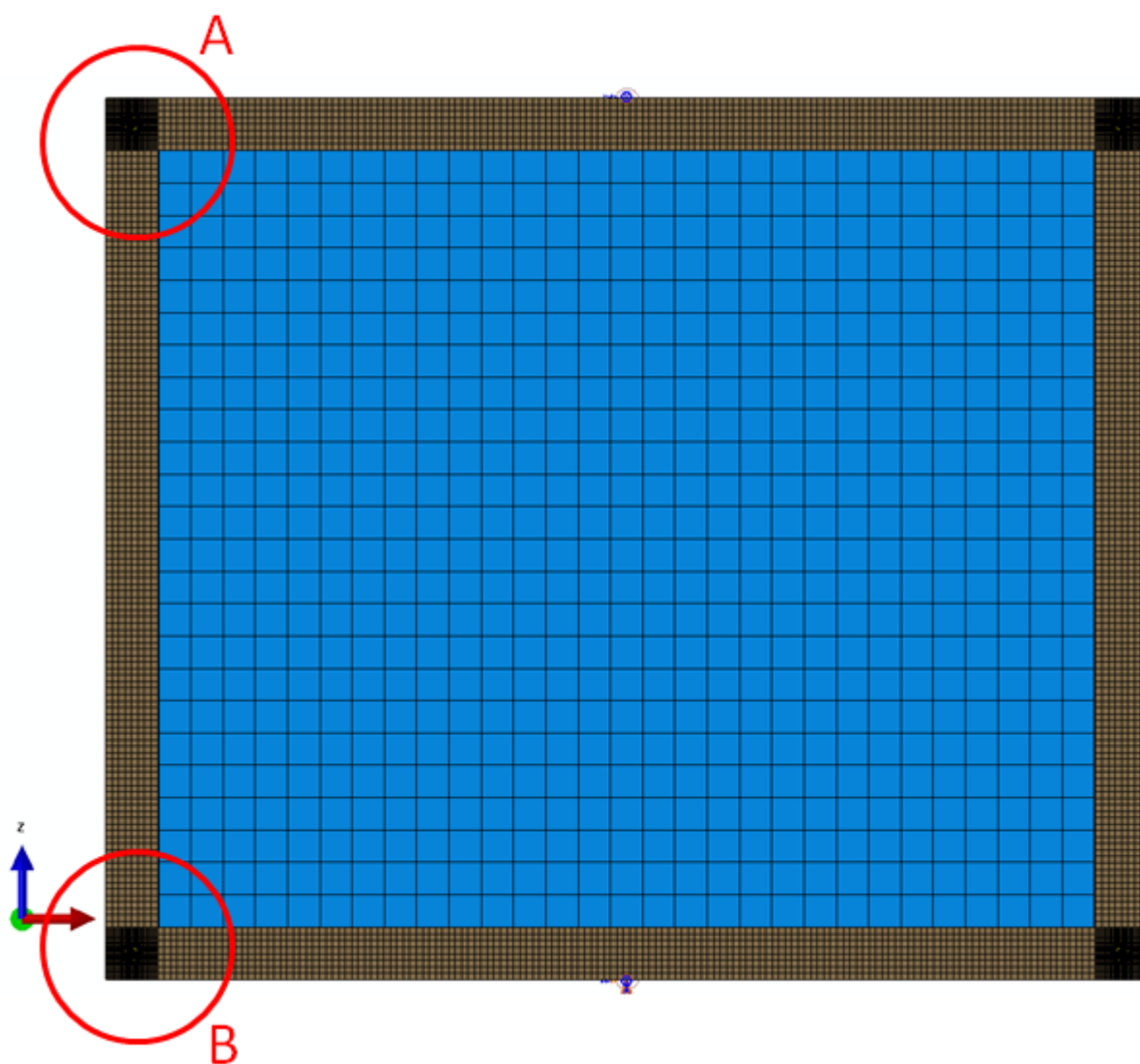
$$\sigma_t = \mu \sigma_n \quad (63)$$



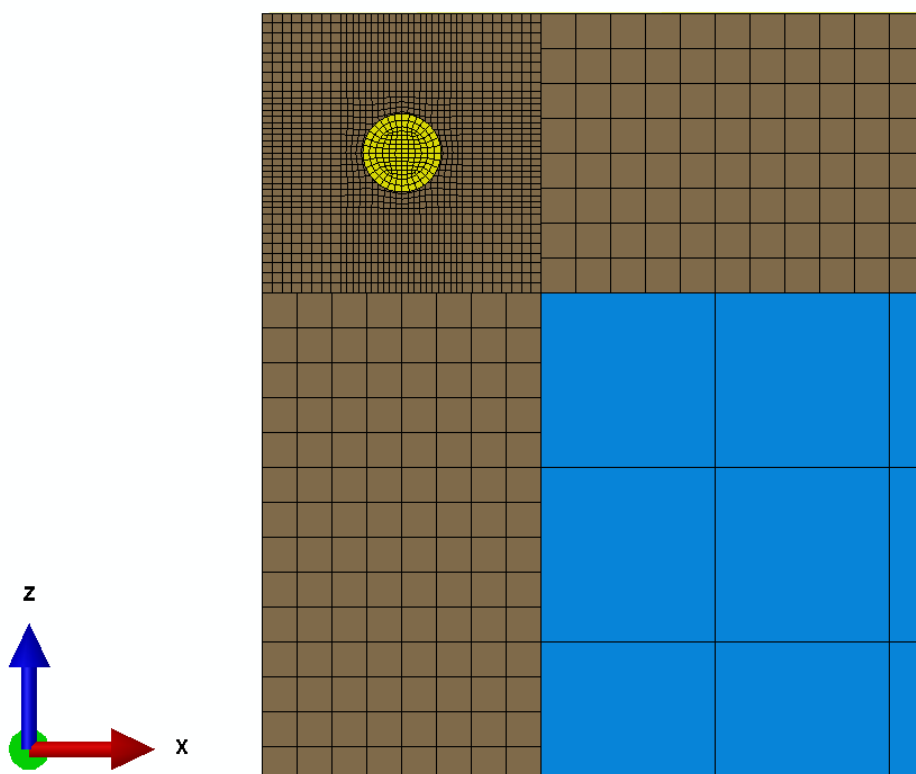
Slika 88: Predstavitev 3D numeričnega modela za celoten kompoziten panel v programu ABAQUS.
Figure 88: Introduction of 3D numerical model for composite panel in software ABAQUS.

Za delovanje omenjenega kontaktnega elementa morajo posamezni elementi kompozitnega panela tesno nalegati eden na drugega, ni pa potrebno posebej definirati geometrije kontaktnih elementov, kot so npr. vzmeti ali vezi. Na medsebojnih kontaktih lesenih elementov smo privzeli koeficient trenja $\mu_L = 0,3$.

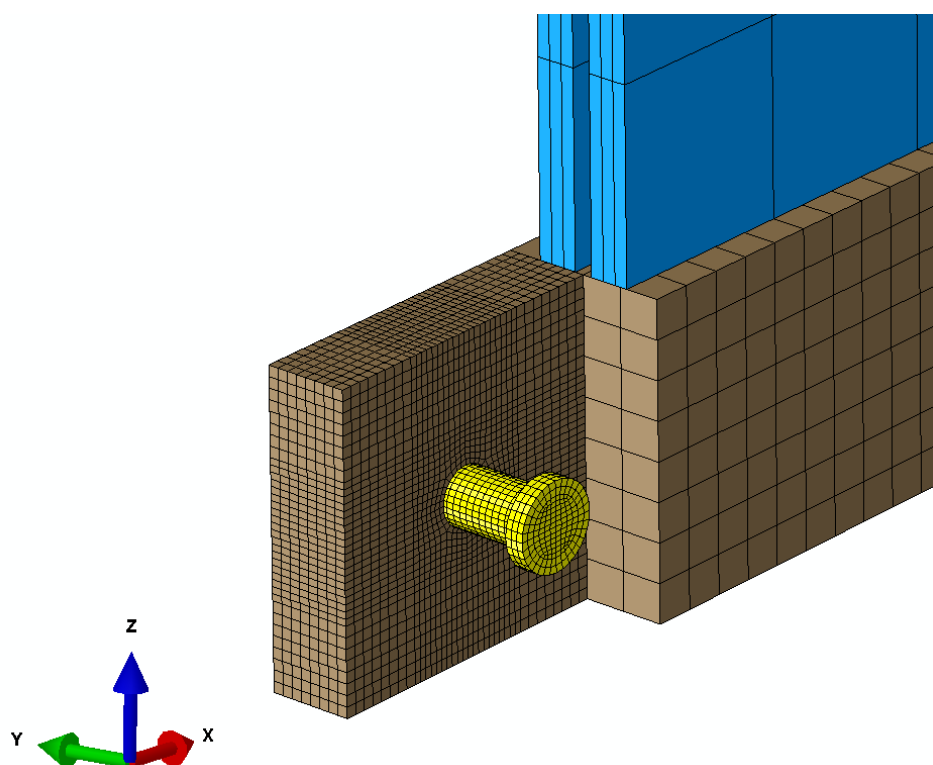
Iz zbirke 3D končnih elementov, ki so na razpolago v programu ABAQUS, smo izbrali varianto C3D8I za modeliranje lesenih elementov in steklenih panelov (opis končnega elementa glej v 4.4.1.5).



Slika 89: Mreža končnih elementov kompozitnega panela v programu ABAQUS.
Figure 89: Finite element mesh for composite panel in software ABAQUS.



Slika 90: Detajlnější pogled A mreže končnih elementov v zgornjem spoju kompozitnega panela.
Figure 90: Detailed view A of finite element mesh in upper connection of composite panel.



Slika 91: Pogled B na razstavljen spoj kompozitnega panela.
Figure 91: Exploded view B to the connection detail of the composite panel.

Les smo obravnavali kot ortotropen linearno elastičen material, steklo kot izotropen linearno elastičen material in vmesno povezovalno plast kot nelinearen material. Materialne karakteristike za posamezen material, ki smo jih uporabili v našem modelu smo določili v spremljevalnih preiskavah in so podane v preglednici 16.

Preglednica 16: Mehanske karakteristike materialov uporabljenih v numeričnem modelu kompozitnega panela.

Table 16: Mechanical characteristics of materials used in numerical model of composite panel.

Material	Modul elastičnosti, E (MPa)	Strižni modul, G (MPa)	Poissonov koef. ν
Lameliran les (GL)	$E1 = 13597$	$G = 649$	0,5
	$E2 = 246$		0,5
	$E3 = 246$		0,5
Steklo	70000	28,46	0,23
EVA	12	4,6	0,32

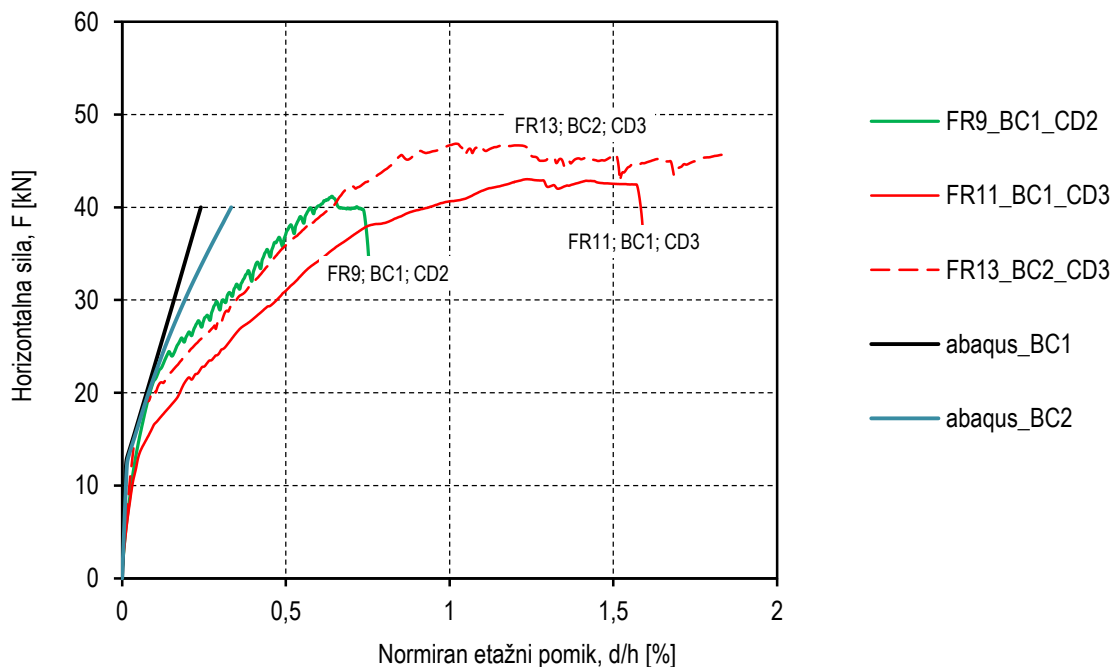
5.11.2 Obtežba in metoda reševanja sistema enačb

Obtežbo smo nanašali v dveh korakih. Najprej smo nanesli vertikalno obtežbo $Q = 80$ kN in nato še monotono obtežbo F v horizontalni. V obeh korakih smo uporabili Newtonovo numerično metodo reševanja nelinearnih ravnotežnih enačb, pri čemer smo za reševanje izbrali časovni interval $t = 1$, z velikostjo koraka $\Delta t = 0,001$.

5.11.3 Rezultati numerične analize

Z obravnavano numerično analizo kompozitnega panela smo poskušali izračunati odziv panela na vrhu v horizontalni smeri, zaradi obtežbe F . Odnos med horizontalno silo in pomikom na vrhu kompozitnega panela je bil glavni parameter, ki smo ga spremljali med eksperimentalnimi preiskavami, saj je to eden izmed glavnih pokazateljev kvalitete preizkušanca. Na sliki 92 je prikazana primerjava eksperimentalnih in izračunanih vrednosti odzivov kompozitnih panelov na monotono horizontalno obtežbo na višini etaže, za panele z enim vijakom v spojih lesenih elementov (FR9, FR11, FR13) ter za robna pogoja BC1 in BC2. Horizontalno silo F smo povečevali samo do 40 kN, saj se odstopanje izračunanih vrednosti zelo razlikuje od realnih pri višjih silah. Očitno je, da lahko s predpostavljenim modelom dokaj dobro opišemo odnos med silo F in pomikom u , do sile približno 25 kN. Nelinearnost izračunane krivulje se kaže zaradi zdrsa med šipami in lesenimi elementi, katerega smo dokaj dobro zajeli v obravnavanem modelu. Pri silah višjih od 25 kN pride do večjih odstopanj med izračunanimi vrednostmi in eksperimentalnimi rezultati. To je predvsem posledica začetka poškodb in plastifikacije lesenega okvirja v realnem preizkušancu, česar s predpostavljenim ortotropnim linearno elastičnim materialnim modelom nismo mogli zajeti. Potrebno bi bilo izdelati še podrobnejši model z upoštevanjem mehanike loma, s čimer bi lahko upoštevali postopno poškodovanje lesenega okvirja. Dodatno se je izkazalo, da

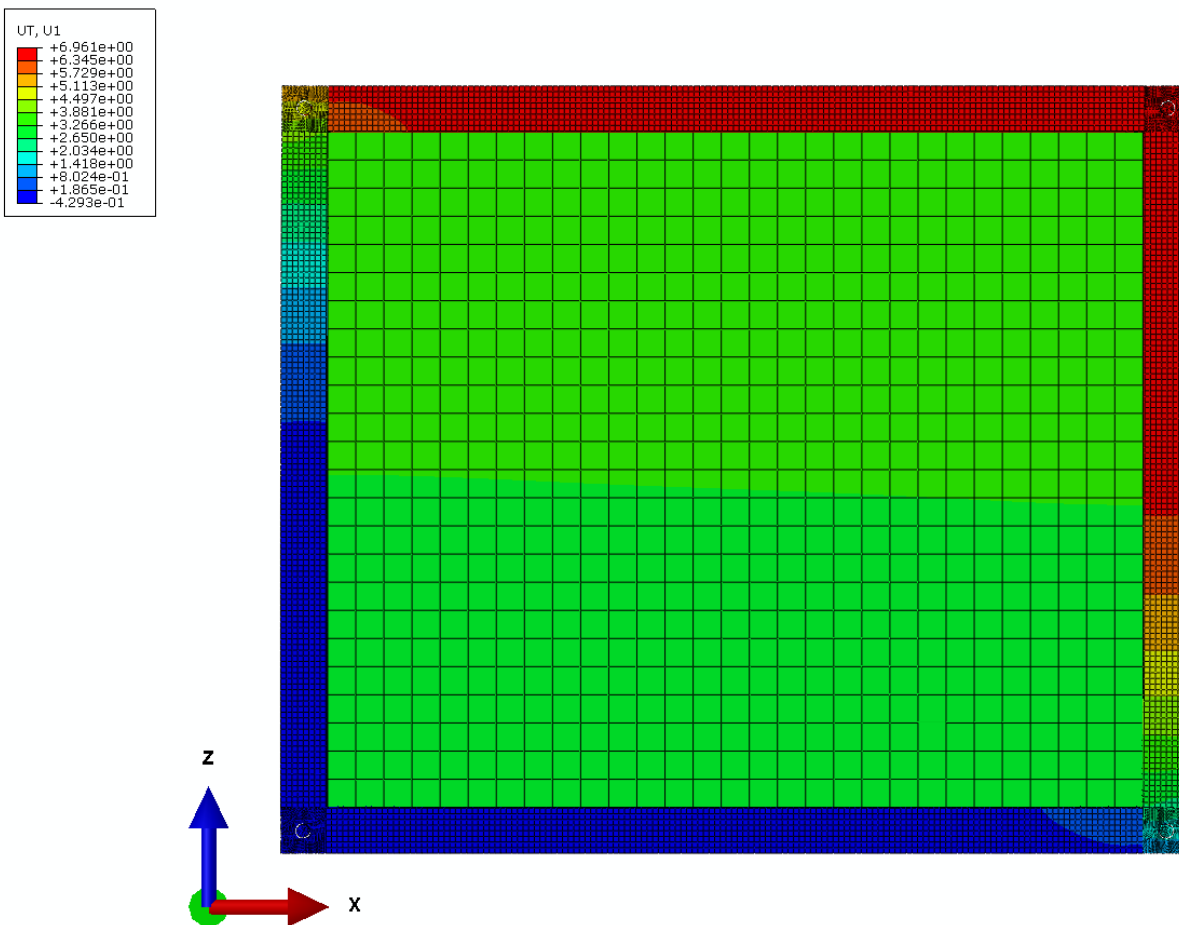
vpliv vrste podpore, ki je v enem primeru popolnoma sproščena (BC1) in v drugem primeru s preprečenimi rotacijami ter vertikalnimi pomiki navzdol (BC2) ni pomemben v območju manjših sil do nastanka poškodb.



Slika 92: Primerjava eksperimentalnih in izračunanih vrednosti odzivov na horizontalno monotono obtežbo kompozitnih panelov z enim vijakom v spojih lesenih elementov.

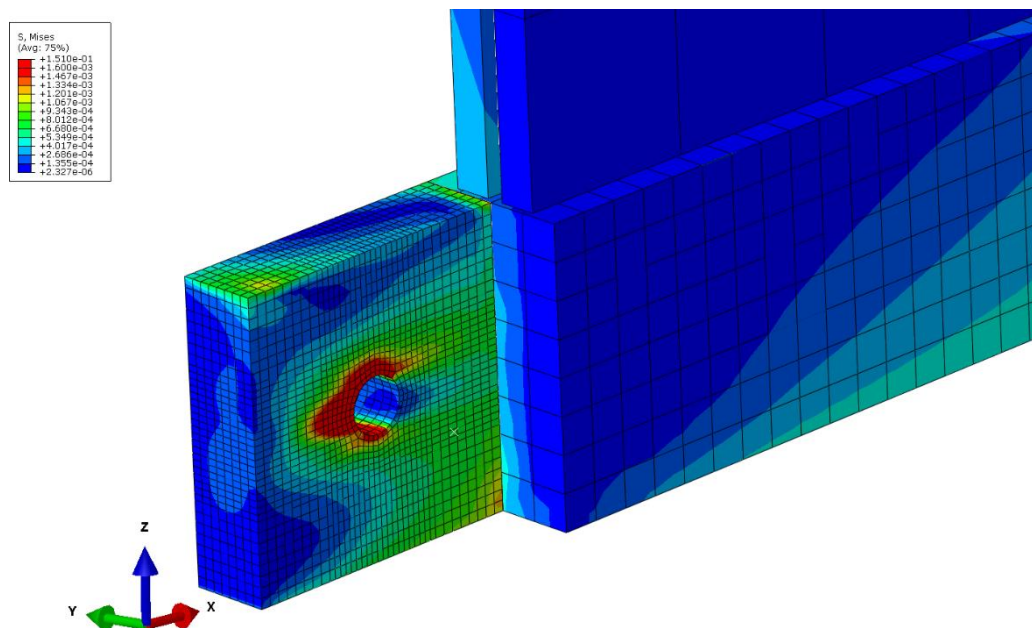
Figure 92: Comparison of experimental and numerical values of composite panel responses to monotone horizontal load for specimens with one bolt in connections of timber frame elements.

Dodatno lahko z obravnavanim numeričnim modelom spremljamo še ostale parametre v vsaki točki kompozitnega panela. Na sliki 93 imamo prikazano razporeditev horizontalnih pomikov vseh točk kompozitnega panela, ki nam pokaže, da se šipe translatorsno premaknejo v smeri obtežbe in da je zgornja prečka lesenega okvirja izpostavljena še večjim pomikom. Največji relativni pomik med šipami in lesenim okvirjem se torej pojavi zgoraj.



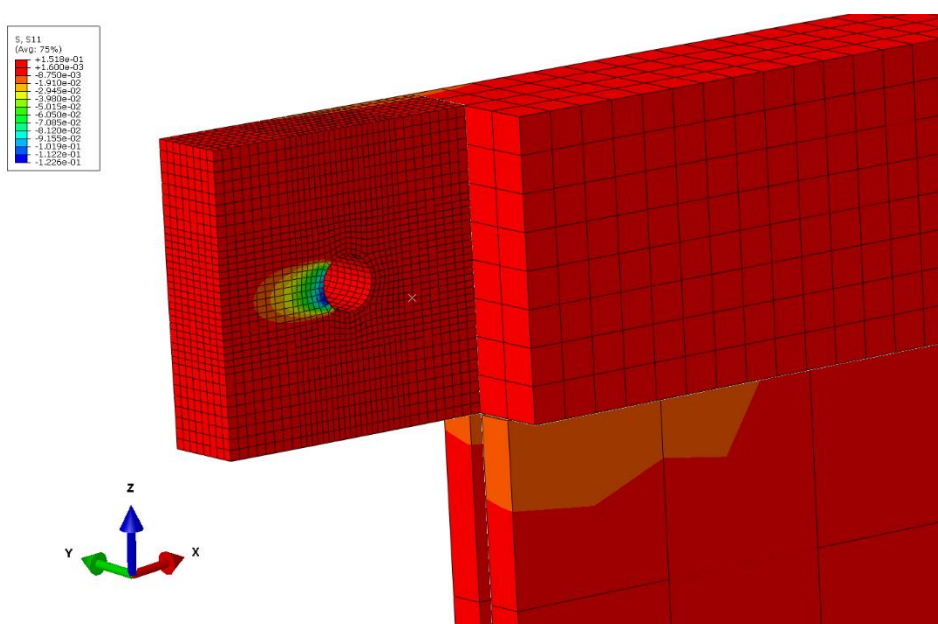
Slika 93: Razporeditev pomikov v horizontalni x smeri kompozitnega panela.
Figure 93: Displacement distribution in horizontal x direction of composite panel.

Mesto nastanka prvih poškodb lesenega okvirja je povezano z maksimalnimi obremenitvami lesenega okvirja. Slednje se pojavijo v spojih lesenih okvirjev, kar je prikazano na slikah 94 in 95. Najprej je na sliki 94 prikazan razpored napetosti po Misesovem kriteriju, kjer se pokaže, da se maksimalne napetosti pojavijo na kontaktu povezovalnega vijaka z lesom. Podobno prikazujemo napetosti v smeri lesenih vlaken S11 v spoju na sliki 95, ki kaže na koncentracije napetosti zaradi vijaka ob odprtini.



Slika 94: Razporeditev napetosti po Misesovem kriteriju v spodnjem spoju lesenih elementov na mestu odprtine povezovalnega vijaka.

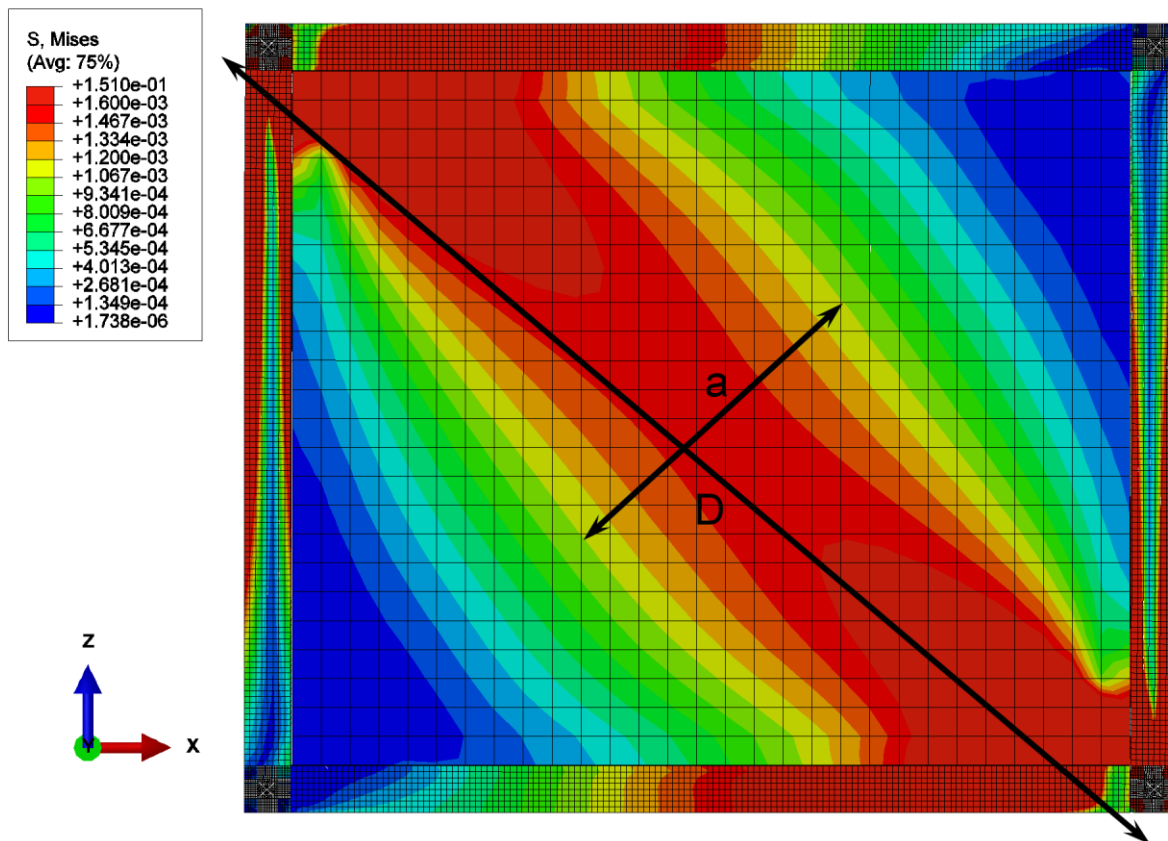
Figure 94: Distribution of Mises stress in lower connection of timber frame elements around the opening for connection bolt.



Slika 95: Razporeditev napetosti vzdolž vlaken lesa S11 v zgornjem spoju lesenih elementov na mestu odprtine povezovalnega vijaka.

Figure 95: Distribution of stresses in longitudinal direction to grain S11 in upper connection of timber frame elements around the opening for connection bolt.

Slika 96 prikazuje razporeditev napetosti po Misesovem kriteriju za celoten kompozitni panel. Vidimo lahko, da se pri horizontalni obtežbi maksimalne obremenitve pojavijo po diagonali šipe. Označeni sta tudi širina a in dolžina D formirane tlačne diagonale. Ta podatka smo kasneje v poglavju 6.1 upoštevali pri zasnovi poenostavljenega modela z nadomestno diagonalo.



Slika 96: Razporeditev napetosti po Misesovem kriteriju po celotnem kompozitnem panelu v njegovi ravnini.

Figure 96: Inplane distribution of Mises stress across the whole composite panel.

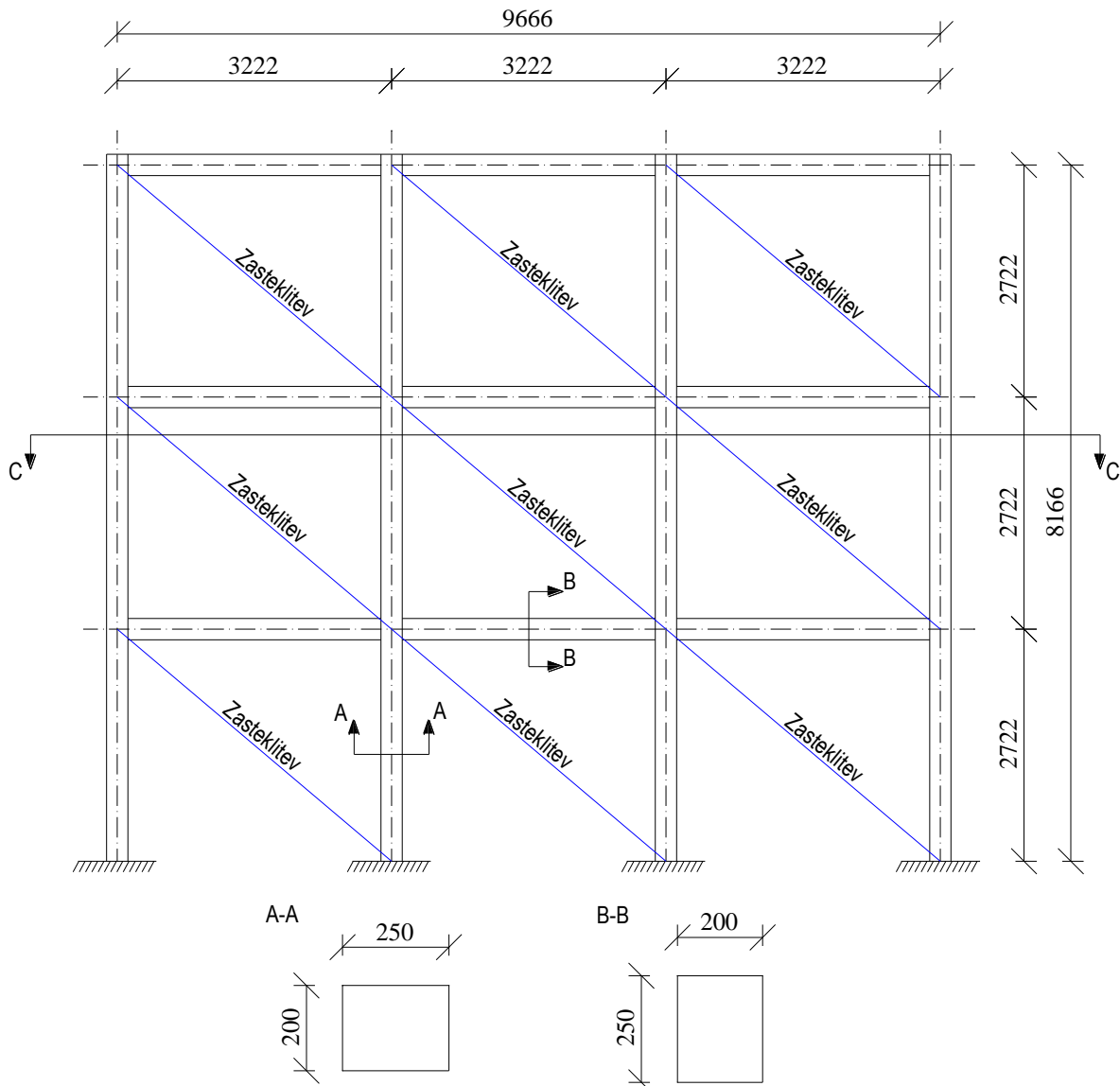
6 Računska analiza tri etažnega lesenega okvirja z lameliranim steklenim polnilom

V tem poglavju smo obravnavali vpliv kompozitnih panelov, podrobneje opisanih v poglavju o glavnih preiskavah, na obnašanje lesenega tri etažnega ravninskega okvirja s tremi polji v dolžino. Najprej je predstavljen model in postopek določitve nadomestne diagonale, s katero zajamemo vpliv kompozitnih panelov na lesen ravninski okvir, čemur sledi še predstavitev rezultatov s komentarji in zaključki. Za omenjen lesen ravninski okvir je izvedena nelinearna statična analiza, z metodo N2 pa smo ocenili potresno kapaciteto, pri katerih bi prišlo do resnejšega poškodovanja različnih variant okvirne konstrukcije.

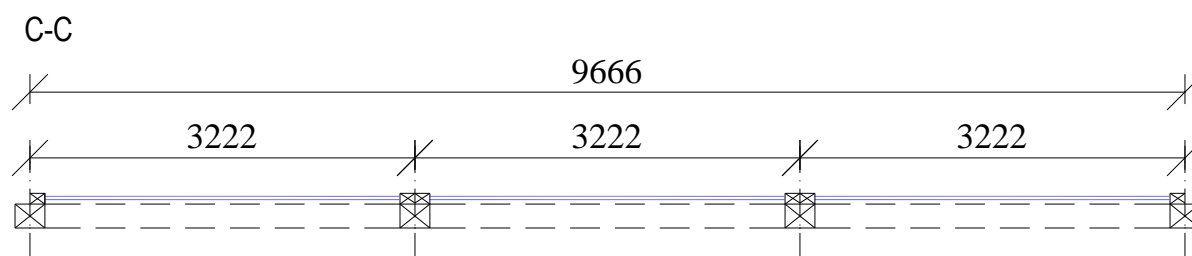
6.1 Zasnova in geometrija modela skeletne tri etažne lesene konstrukcije

Model za analizo vpliva kompozitnih panelov, na tri etažno leseno skeletno konstrukcijo, je zasnovan kot linijski ravninski okvir s programom SAP 2000, s katerim smo izvedli nelinearno statično analizo. Vpliv kompozitnih panelov smo modelirali z nadomestno diagonalo s predpisanim osnim plastičnim členkom in togostjo, ki ustreza odzivu eksperimentalno preizkušanih kompozitnih panelov. Statično nelinearno analizo smo opravili za pet različnih konstrukcij in sicer za prazen okvir brez kompozitnih panelov (oznaka OK), okvir s kompozitnim panelom s po dvema vijakoma v spojih (oznaka CD1O), okvir s kompozitnim panelom z enim vijakom v spojih (oznaka CD2O), okvir s kompozitnim panelom z enim vijakom in ježevko (oznaka CD3O) in konstrukcijo sestavljeno samo iz kompozitnih panelov, ki imajo po dva vijaka v spojih (oznaka CD1P). Slednji model (CD1P) smo pripravili tako, da smo upoštevali nadomestne diagonale za kompozitne panele, ki imajo po dva vijaka v spojih lesenih elementov, lesenemu glavnemu ravninskemu okvirju pa smo sprostili upogibne momente na obeh konceh vseh stebrov in prečk. Preostale modele smo pripravili tako, da smo lesenemu okvirju predpisali koncentrirano plastičnost na začetku in na koncu vseh stebrov in prečk, kar nam je omogočilo določitev mesta prve poškodbe lesenega okvirja. Okvir je sestavljen iz lameliranih lesenih stebrov in prečk s prečnim prerezom dimenzij $a/b = 300/200$ mm. Dimenzije lesenega okvirja konstrukcije so v skladu z dimenzijami posameznih preizkušanih kompozitnih panelov. Tako znaša etažna višina lesenega okvirja konstrukcije $h_l = 2722$ mm, dolžina posameznega polja pa $l_l = 3222$ mm. Na sliki 97 je prikazana geometrija lesenega okvirja v pogledu, na sliki 98 pa v prerezu A-A. Razvidno je, da je kompoziten panel stransko pritrjen na lesen okvir. Lesena medetažna plošča debeline $d = 150$ mm nalega direktno na kompoziten panel z namenom doseganja večjega trenja med steklom in lesom in ustvarjanja enakih pogojev, kot smo jih imeli med preizkušanjem posameznih kompozitnih panelov. Tri etažen lesen okvir ima v našem primeru funkcijo prevzemanja horizontalnih obtežb, v realnosti pa bi se lahko pojavil v stavbah z moderno arhitekturo, ki v skladu z energetske učinkovitostjo predvideva južno stran fasade čim bolj transparentno, ostale pa s čim manjšim deležem odprtin. Pri takšni tlorisni zasnovi, kjer imamo

na eni strani po obodu bolj toge konstrukcijske elemente, se center togosti konstrukcijskih elementov v tlorisu prestavi k bolj togim konstrukcijskim elementom. Posledično se takšen objekt obnaša torzijsko, zaradi nesovpadanja centra mase etaže in centra togosti konstrukcijskih elementov etaže.



Slika 97: Geometrija tri etažnega lesenega okvirja v pogledu.
Figure 97: View of three story timber frame geometry.

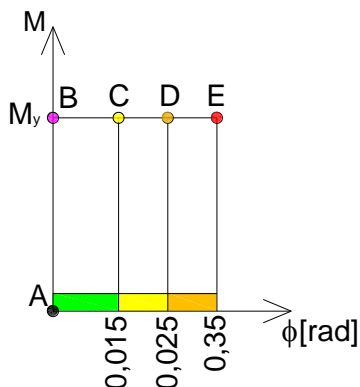


Slika 98: Prerez C-C skozi tri etažen lesen okvir zavetrovan s kompozitnimi paneli.
Figure 98: Section C-C through the three story timber frame with composite panel bracing.

Izbrani material lesenega tri etažnega okvirja je lameliran les GL32h, kateri ima naslednje mehanske karakteristike:

- povprečni modul elastičnosti $E_{0,mean} = 13700 \text{ N/mm}^2$,
- strižni modul elastičnosti $G_{mean} = 850 \text{ N/mm}^2$ in
- upogibna natezna trdnost $f_{m,k} = 32 \text{ N/mm}^2$.

Za spoje elementov lesenega okvirja smo predpostavili mozničene momentne spoje ojačane s ploščami zgoščenege furnirja, katerega smo prevzeli iz prispevka [64]. Takšni spoji lahko prenesejo momentno obremenitev skoraj do upogibne nosilnosti stikovanih lesenih elementov. V našem primeru smo za vrednost maksimalnega momenta, ki ga lahko prevzame spoj prečke na steber, privzeli 80% upogibne nosilnosti stikovanih elementov, kar znaša $M_{y,p} = 38333 \text{ kNm}$. Upogibna nosilnost stebrov $M_{y,s}$ znaša glede na upogibno natezno trdnost lameliranega lesa, $M_{y,s} = 47917 \text{ kNm}$. Te vrednosti smo upoštevali pri definiranju plastičnih členkov lesenega okvirja za nelinearno statično analizo, kjer smo privzeli bilinearen odnos brez utrditve med doseženimi momenti in rotacijami v posameznem spoju. Mejne rotacije, pri katerih pride do poškodovanja oz. plastificiranja (pri katerih dosežemo maksimalni moment M_y v spoju), so določene samodejno, glede na rezultat elastične analize v samem programu. Pri rotaciji $\varphi = 0,025 \text{ rad}$ pride do stanja blizu porušitve spoja (točka D na sliki 99), rotacija $\varphi = 0,035 \text{ rad}$ pa predstavlja porušitev spoja (točka E na sliki 99). Na sliki 99 je prikazan predpisan odnos med momentom M in rotacijami φ , ki jih definiramo na vsakem koncu stebrov in prečk.



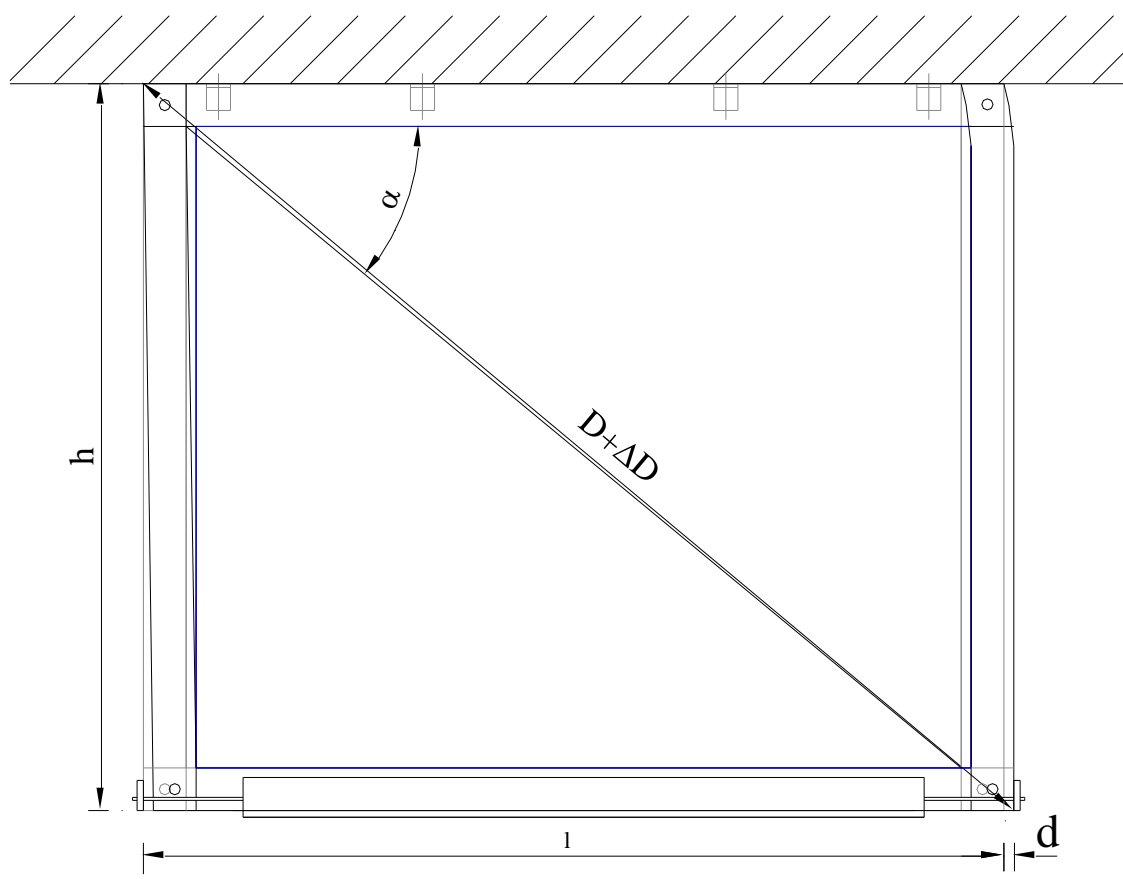
Slika 99: Predpostavljena oblika diagrama za odnos moment – rotacija plastičnega členka s karakterističnimi točkami.

Figure 99: Supposed shape of moment – rotation relationship of plastic hinges with characteristic points.

6.2 Modeliranje vpliva kompozitnih panelov na okvirno konstrukcijo

Vpliv kompozitnih panelov na leseno okvirno konstrukcijo smo zajeli z določitvijo nadomestne diagonale. Na osnovi idealiziranih diagramov s pripadajočimi izrazi, navedenimi v poglavju 5.10, lahko določimo nosilnost in začetno togost kompozitnih panelov, ki sta odvisni od nivoja vertikalne obtežbe, detajla spoja lesenega okvirja posameznega kompozitnega panela in robnih pogojev. Glede na to, da je sam konstrukcijski sistem zasnovan tako, da se vertikalna obtežba prenaša preko kompozitnih panelov, znaša obremenitev le teh v zgornji etaži 13,98 kN/m, v drugi etaži 27,96 kN/m in v spodnji etaži 41,94 kN/m. Obremenitev iz posamezne etaže je sestavljena iz lastne teže medetažne konstrukcije $g_{med} = 3,16$ kN/m² in lastne teže predelnih sten $g_{pr} = 1,2$ kN/m² pri čemer smo upoštevali vplivno širino 3 m. Po pravilih standarda EC8 smo v prvi in drugi etaži upoštevali 15% koristne obtežbe $q = 2$ kN/m², v tretji pa 30%. Navedene obremenitve smo upoštevali pri iz vrednotenju nosilnosti nadomestnih diagonal. Za pravilno izbiro idealiziranega diagrama nosilnosti kompozitnih panelov, je potrebno upoštevati pozicijo le teh glede na nivo etaže. V prvi in drugi etaži izhajamo iz idealiziranega diagrama za preizkušance, ki imajo spodaj in zgoraj preperečene rotacije, kar približno ustreza stanju v obravnavani konstrukciji. V tretji etaži smo privzeli idealizirane diagrame za preizkušance, ki so spodaj vpeti in na vrhu sproščeni.

V preglednici 17 so navedene vrednosti za začetno togost k in nosilnost $F_{por,u}$ kompozitnih panelov glede na pozicijo v konstrukciji (1., 2., 3. etaža), robni pogoj in tip spoja (CD1, CD2, CD3) elementov lesenega okvirja kompozitnega panela. Vrednosti za k in $F_{por,u}$ so izračunane po pravilih predstavljenih v poglavju 5.1, ki temeljijo na eksperimentalno dobljenih rezultatih. S temi vrednostmi lahko določimo poenostavljen bilinearen odziv na vrhu kompozitnega panela. Obravnavane kompozitne panele lahko opišemo v celotni konstrukciji z nadomestno diagonalo, katere togost lahko izrazimo, kot je to prikazano na sliki 100.



Slika 100: Komponente pomikov v kompozitnem panelu za izračun nadomestne diagonale.
Figure 100: Displacements components in composite panel for evaluation of fictional diagonal.

Maksimalno silo v nadomestni diagonali $F_{D,y}$, ki jo lahko dosežemo določimo z izrazom (64)

$$F_{D,y} = \frac{F_{por,u}}{\cos \alpha}, \quad (64)$$

kjer je α naklon diagonale in v našem primeru znaša $\alpha = 40,18^\circ$. Raztezek diagonale ΔD se izrazi ob upoštevanju pomika d na vrhu etaže in ga lahko izrazimo kot (65)

$$\Delta D = \sqrt{(l + d)^2 + h^2} - \sqrt{l^2 + h^2}, \quad (65)$$

kjer je:

h ... višina celotnega kompozitnega panela in

l ... dolžina celotnega kompozitnega panela.

Togost nadomestne diagonale lahko potem zapišemo z izrazom (66)

$$k_D = \frac{F_{D,y}}{\Delta D} = \frac{F_{por,u}}{\cos \alpha \times \Delta D}. \quad (66)$$

Kot je bilo že uvodoma omenjeno, smo vpliv testiranih kompozitnih panelov preverili na lesenem ravninskem okvirju s programom, SAP2000. Nadomestno diagonalo s togostjo k_D smo modelirali tako, da smo preko izraza (67) za togost palice

$$k_D = \frac{E_D A_D}{D}, \quad (67)$$

določili modul elastičnosti E_D za nadomestni material, ob poznavanju geometrije in togosti nadomestne palice kot (68)

$$E_D = \frac{D k_D}{A_D}, \quad (68)$$

kjer so:

E_D ... modul elastičnosti materiala nadomestne palice,

A_D ... površina prečnega nadomestnega prereza palice in

D ... dolžina palice.

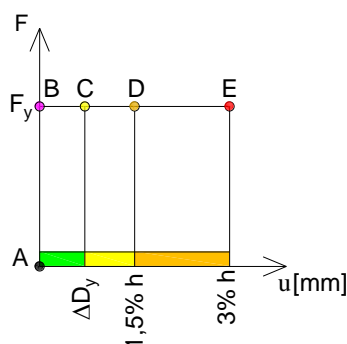
Moduli elastičnosti materiala nadomestne palice E_D so navedene v preglednici 17, glede na položaj v konstrukciji in vrsto detajla spoja kompozitnega panela. Dolžina nadomestne palice znaša $D = 4217$ mm, prečni prerez pa ima debelino enako dvakratniku debeline lameliranega stekla, $b = 43,2$ mm in efektivno širino $a = 1250$ mm. Efektivno širino a smo določili iz razporeditve maksimalnih napetosti po Misesovem kriteriju v steklenih panelih, zaradi kombinacije vertikalne in horizontalne obtežbe na posamezen kompoziten panel, kar je prikazano na sliki 96, v poglavju 5.11.3. Izkaže se, da je širina tlačne diagonale a približno 30% dolžine celotne diagonale D in znaša $a = 1392$ mm.

Preglednica 17: Začetne togosti in nosilnosti kompozitnih panelov ter nadomestnih diagonal za posamezne etaže in vrste panelov.

Table 17: Stiffness and resistance of composite panels and fictional substitute diagonals for each story and type of composite panels.

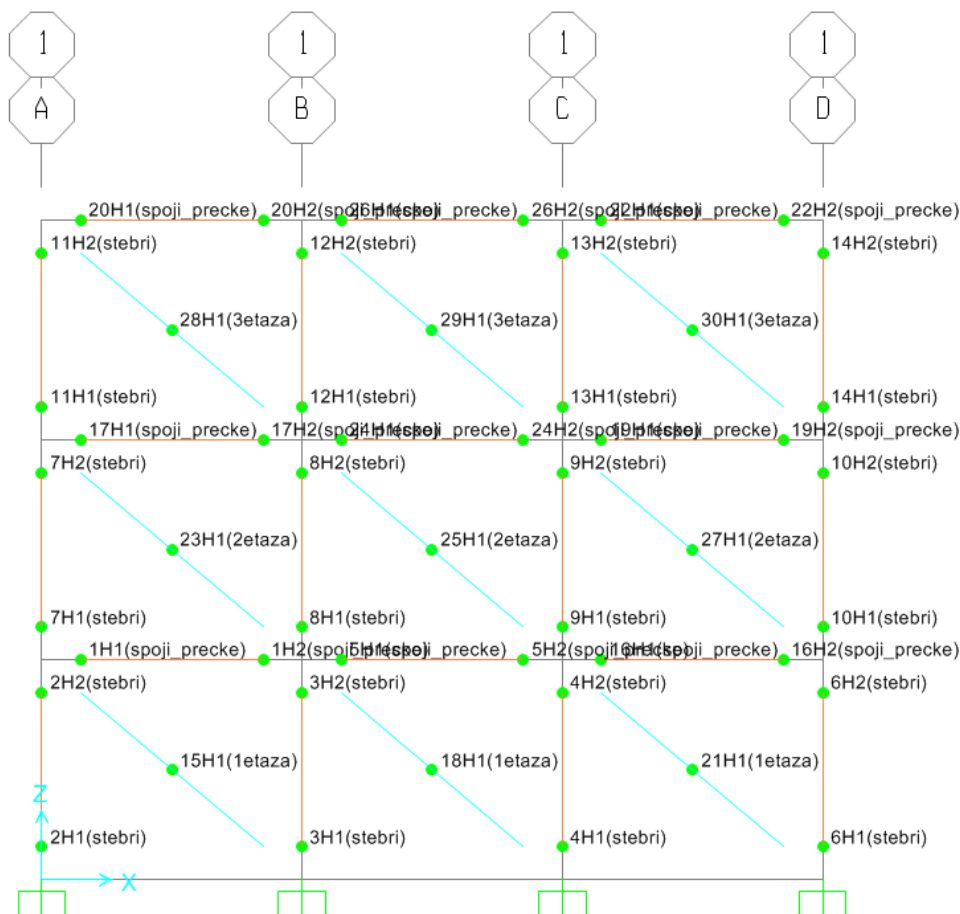
Detajl spoja kompozitnega panela	Etaža	Vertikalna obtežba Q_n [kN/m]	Robni pogoj	k [kN/mm]	$F_{por,u}$ [kN]	k_D [kN/mm]	$F_{D,y}$ [kN]	E_D [kN/mm ²]	ΔD_y [mm]
CD1	3	45,04	BC1	8,34	48,35	15,93	63,29	1,24	3,97
	2	90,00	BC2	9,96	74,90	23,76	98,03	1,86	4,13
	1	138,03	BC2	11,69	79,22	25,13	103,69	1,96	4,13
CD2	3	45,04	BC1	4,17	20,85	7,14	27,29	0,56	3,8
	2	90,00	BC2	4,98	24,90	8,53	32,59	0,67	3,8
	1	138,03	BC2	5,84	29,22	10,01	38,25	0,78	3,8
CD3	3	45,04	BC1	4,17	33,35	7,42	43,66	0,58	5,88
	2	90,00	BC2	4,98	47,40	8,37	62,04	0,65	7,41
	1	138,03	BC2	5,84	51,72	9,13	67,70	0,71	7,41

Porušitev kompozitnega panela v sklopu celotnega lesenega okvirja smo v modelu zajeli tako, da smo na sredini vsake diagonale predpisali plastičen členek z bilinearnim odnosom med osno silo in pomikom, kot je to prikazano na sliki 101. Horizontalen pomik na vrhu posameznega kompozitnega panela, pri katerem pride do prvih poškodb, je bil določen eksperimentalno, posredno pa lahko izračunamo raztezek diagonale pri nastanku prvih poškodb ΔD_y , kar je podano v preglednici 17. Nastanek prvih poškodb je v plastičnem členu predstavljen s točko C, točki D in E pa predstavljata raztezke diagonale oz. poškodbe pri 1.5% in 3% etažnega pomika. Poudariti je potrebno, da se prve poškodbe kompozitnih panelov pojavijo v spojih lesenih elementov (CD1, CD2, CD3) in da do poškodb stekla ne pride. Na sliki 102 je prikazan model konstrukcije CD10 z označenimi plastičnimi členki v lesenem nosilnem okvirju in v nadomestnih diagonalah.



Slika 101: Predpostavljena oblika diagrama za odnos sila - pomik osnega plastičnega členka s karakterističnimi točkami.

Figure 101: Supposed shape of force - displacement relationship of axial plastic hinges with characteristic points.

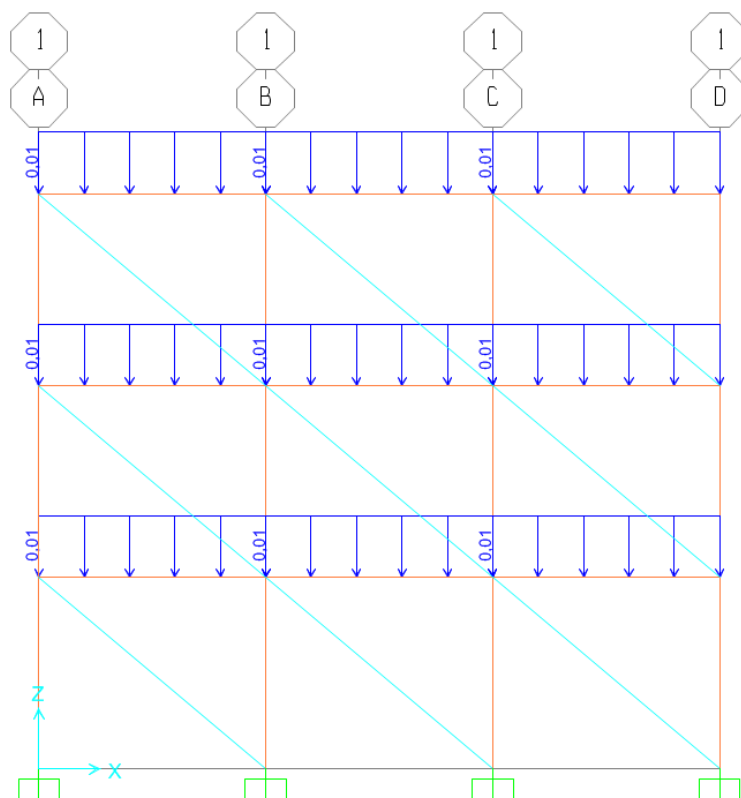


Slika 102: Numeričen model konstrukcije CD10 za nelinearno statično z označenimi plastičnimi členki.

Figure 102: Numerical model of structure CD10 for nonlinear static analysis with plastic hinges.

6.3 Obtežba

Upoštevana obtežba obravnavane konstrukcije je sestavljena iz vertikalne in horizontalne obtežbe. Vertikalna obtežba znaša v vsaki etaži $Q_n = 13,98$ kN/m, kar predstavlja približno obtežbo, sestavljeno iz lastne in koristne obtežbe medetažne konstrukcije. Vertikalna obtežba se prenaša preko kompozitnih panelov v temelj, za določitev pravih nihajnih oblik konstrukcije, pa smo jo v modelu nanegli na prečke nosilnega lesenega okvirja kot je to prikazano na sliki 103.



Slika 103: Razporeditev vertikalne obtežbe po etažah.
Figure 103: Distribution of assigned vertical loads to the stories.

Za nelinearno statično (pushover) analizo v horizontalni smeri smo konstrukcijo obremenili v centru mas z vodoravno statično obtežbo, ki je skladno s prvo nihajno obliko, razporejena po posameznih etažah. Ta obtežba simulira vztrajnostne sile, ki se pojavijo med potresom. Vodoravno obtežbo, ki jo krmilimo s pomiki, postopno povečujemo, pri tem pa izhajamo iz stanja, ki na konstrukciji nastane zaradi delovanja težnostnih sil [65]. Razpored vodoravnih sil po višini konstrukcije določimo z enačbo

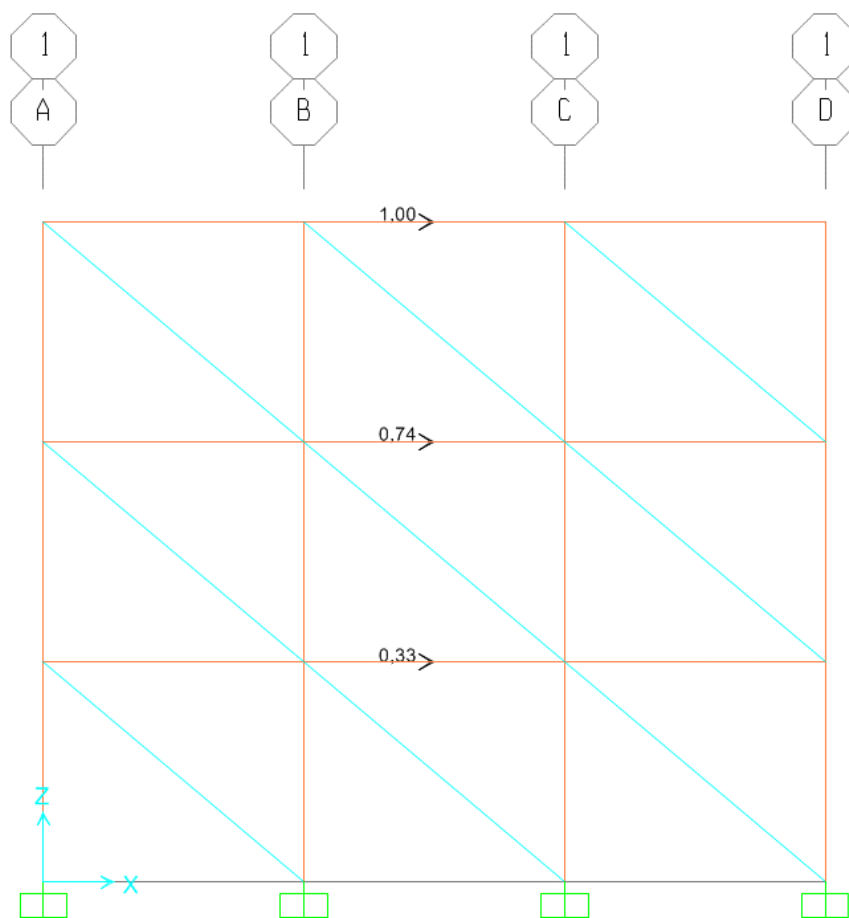
$$P_{\Phi} = M \times \Phi, \quad (69)$$

kjer je P vektor vodoravne obtežbe, M mase v pripadajočih etažah in Φ nihajna oblika. V preglednici 18 so podane prve nihajne oblike, mase, vodoravne sile in normirane vodoravne sile za posamezen model po vseh etažah. Na sliki 104 je prikazan primer razporeditve horizontalne obtežbe po etažah konstrukcije CD10. Pri oceni potresne kapacitete z metodo N2, smo upoštevali spekter po EC8 za tip tal C, kateri ima parametre $S = 1,15$, $T_B = 0,20$ s, $T_C = 0,60$ s in $T_D = 2,0$ s. Pri določitvi projektne potresne sile smo upoštevali faktor obnašanja za okvirne lesene konstrukcije $q = 2$.

Preglednica 18: Prva nihajna oblika, mase, horizontalne sile in normirane horizontalne sile za statično nelinearno analizo.

Table 18: First mode shape, masses, lateral and normalized forces for nonlinear static analysis.

Varianta konstrukcije	etaža	$\Phi_{\text{norm},x1}$	m	P_{Φ}	$P_{\Phi,\text{norm}}$
OK	1	0,33	13,78	4,571	0,332
	2	0,74	13,78	10,197	0,740
	3	1,00	13,78	13,780	1,000
CD10	1	0,31	13,78	4,272	0,310
	2	0,65	13,78	8,957	0,650
	3	1,00	13,78	13,780	1,000
CD20	1	0,30	13,78	4,085	0,296
	2	0,68	13,78	9,353	0,679
	3	1,00	13,78	13,780	1,000
CD30	1	0,27	13,78	3,710	0,269
	2	0,63	13,78	8,698	0,631
	3	1,00	13,78	13,780	1,000
CD1P	1	0,31	13,78	4,306	0,312
	2	0,64	13,78	8,767	0,636
	3	1,00	13,78	13,780	1,000



Slika 104: Razporeditev horizontalne obtežbe po etažah za statično nelinearno analizo za konstrukcijo CD10.

Figure 104: Distribution of assigned horizontal loads to the stories for nonlinear static analysis of structure CD10.

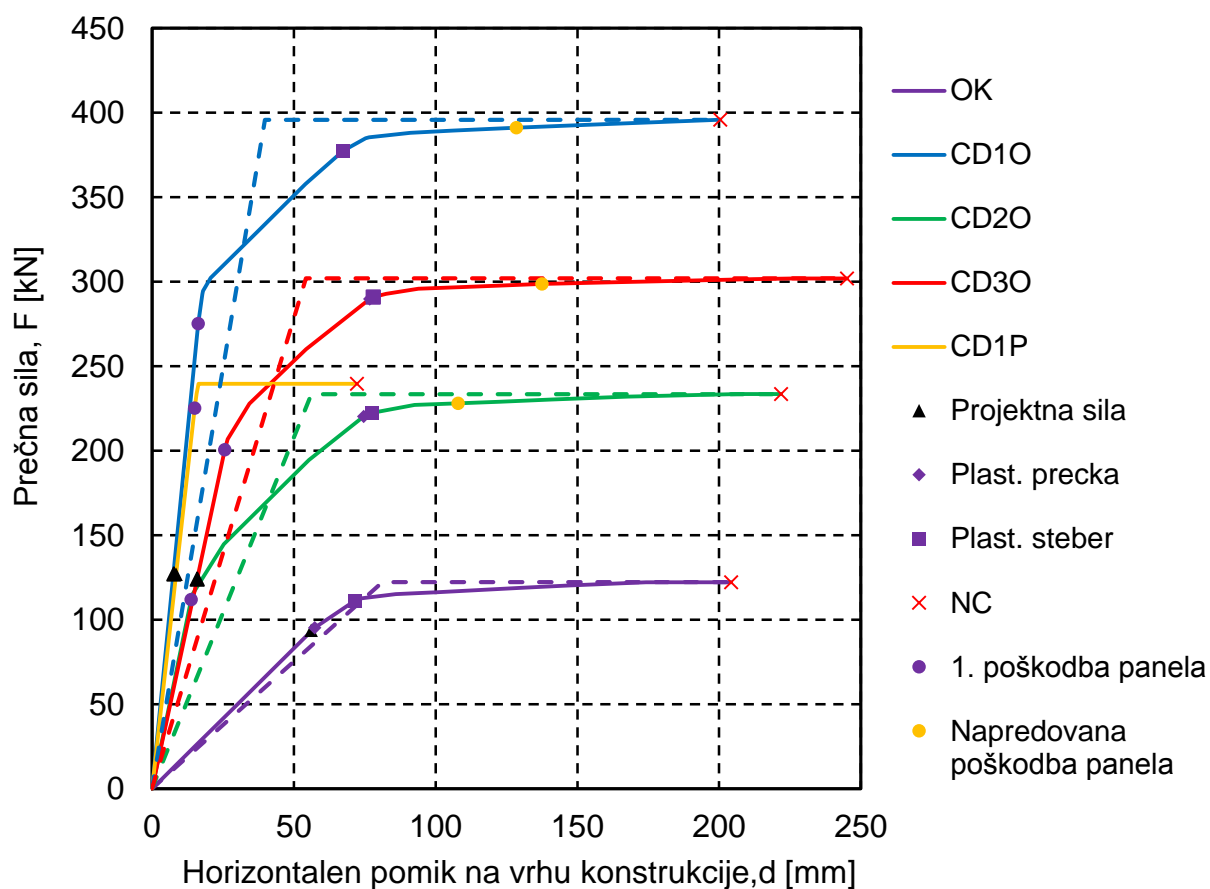
6.4 Rezultati metode N2 in ocena potresne kapacitete

Z metodo N2 opisano v Dodatku B EC8-1 (SIST 2005d), smo analizirali pet različnih konstrukcij (OK, CD1O, CD2O, CD3O, CD1P) in z njo določili potresno kapaciteto posameznih primerov. Metoda N2 nam omogoča korelacijo med nelinearno statično analizo sistema z več prostostnimi stopnjami MDOF ter spektralno analizo ekvivalentnega sistema z eno prostostno stopnjo SDOF [66].

Najprej smo opravili nelinearno statično analizo za posamezno varianto konstrukcije, s horizontalno obtežbo, pri čemer smo spremljali poškodbe v stebrih in prečkah glavnega lesenega okvirja ter kompozitnih panelov. Mejno stanje blizu porušitve NC je definirano na nivoju elementov in ne konstrukcije, pri čemer smo upoštevali, da je porušitev dosežena takrat, ko nastopi porušitev v prvem stebri. Na sliki 105 je prikazana primerjava pushover krivulj za obravnavane variante konstrukcij z idealiziranimi diagrami, poleg tega pa so označena tudi stanja prve plastifikacije stebra in prečk ter kompozitnih panelov. Označene so tudi projektne potresne sile ter porušitev NC. Idealiziran diagram pushover krivulje določimo tako, da za silo na meji elastičnosti predpostavimo maksimalno silo, togost začetnega dela diagrama, pa določa enakost deformacijske energije dejanskega in idealiziranega sistema, kar je povezano z enakostjo površine pod obema grafoma [65]. Iz primerjave krivulj je očitno, da konstrukcije z dodanimi kompozitnimi paneli (CD1O, CD2O, CD3O) pripomorejo k višji nosilnosti in povečanju togosti v primerjavi s samostojnim lesnim okvirjem OK. Najvišji prispevek k nosilnosti je dosežen pri uporabi kompozitnega panela, ki ima v spojih lesenih elementov dva vijaka (CD1). To smo tudi pričakovali, saj so posamezni kompozitni paneli z detajlom spojev CD1 izkazovali višje nosilnosti in togosti med preizkušanjem v laboratoriju. Iz diagrama za prazen okvir OK je razvidno, da je bil izbran tako, da se najprej plastificira prečka in šele nato steber, projektna potresna sila pa se približa plastifikaciji prečke. Prve poškodbe kompozitnih panelov se pojavijo pri približno enakih pomikih, vendar pri različnih silah. V vseh primerih zavetrovanih lesenih okvirjev so potrebne višje potresne sile kot jih dosežemo pri projektne pospešku tal $a_g = 0,25g$ za poškodovanje dodanih kompozitnih panelov, razen za primer konstrukcije CD2O pri kateri smo uporabili samo en vijak brez ojačitve z ježevko v spojih lesenih okvirjev kompozitnih panelov. Rumene točke na diagramih prikazujejo stanje pri katerem, se pojavijo napredovane poškodbe kompozitnih panelov in pri katerih bi bila potrebna sanacija oz. zamenjava lesenih okvirjev kompozitnih panelov, ni pa nevarnosti za nekontrolirano porušitev in s tem morebitnega odpadanja steklenih panelov.

Pravkar prikazani diagrami so narejeni za sistem z več prostostnimi stopnjami MDOF in jih je potrebno pretvoriti v ekvivalenten sistem z eno prostostno stopnjo SDOF za nadaljnjo izvedbo N2 metode. Pretvorbo izvedemo tako, da s transformacijskim faktorjem Γ delimo idealiziran diagram MDOF in dobimo sile F^* in D^* , za ekvivalenten idealiziran diagram SDOF. V preglednici 19 so navedene vrednosti transformacijskih faktorjev Γ , mase m^* , maksimalne sile F^* , pomika na meji elastičnosti Dy^* ,

maksimalnega pomika D^* , nihajnega časa T^* in pospeška F^*/m^* za ekvivalenten sistem z eno prostostno stopnjo.



Slika 105: Primerjava odnosov med prečno silo in pomikom na vrhu konstrukcije za OK, CD10, CD20, CD30 IN CD1P .

Figure 105: Comparison of relationships between base shear and displacements at the top of the structure for OK, CD10, CD20, CD30 and CD1P.

Preglednica 19: Vrednosti faktorjev in količin za transformacijo iz MDOF v SDOF.

Table 19: Values of factors for transformation from MDOF to SDOF.

	OK	CD10	CD20	CD30	CD1P
Γ	1,25	1,29	1,28	1,29	1,30
m^* [t]	28,55	27,01	27,22	26,19	26,85
F_y^* [kN]	97,73	306,71	183,02	233,73	184,71
D_y^* [mm]	65,02	30,87	44,04	41,98	12,32
D^* [mm]	163,45	155,28	173,95	189,72	55,75
T^* [s]	0,87	0,33	0,51	0,43	0,27
F^*/m^* [g]	0,35	1,16	0,69	0,91	0,70

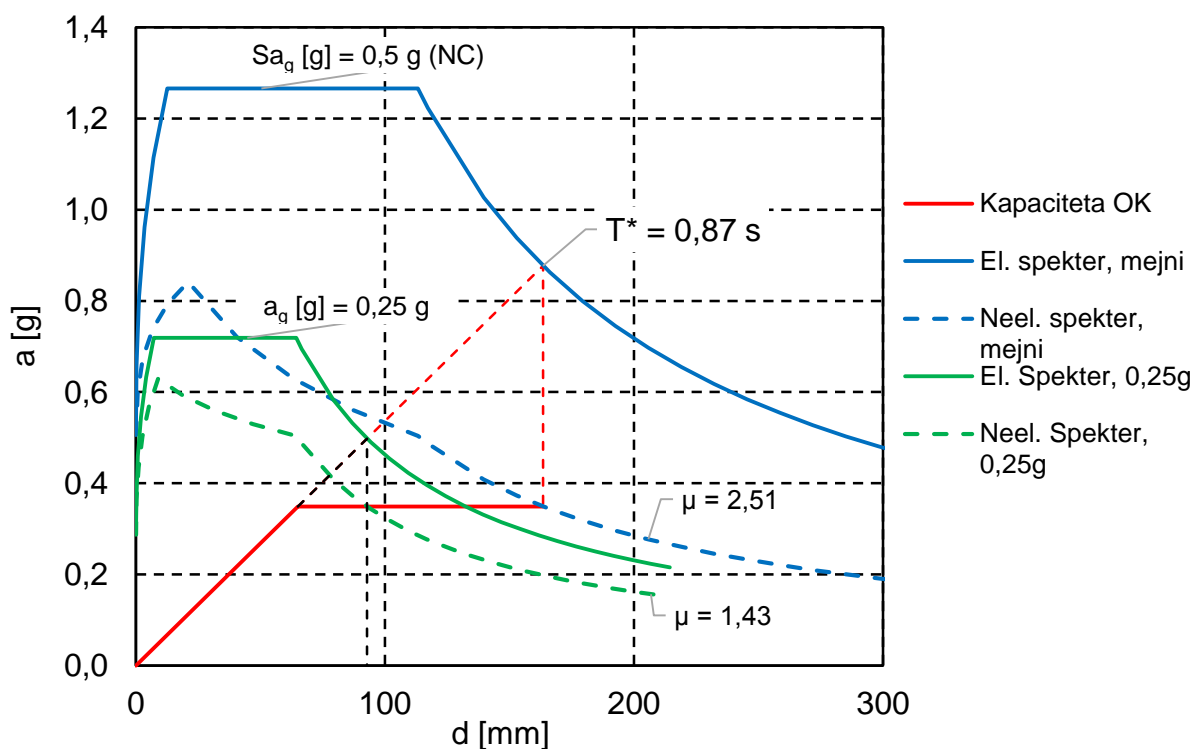
Sedaj lahko idealiziran diagram ekvivalentnega SDOF sistema, ki predstavlja kapaciteto konstrukcije, primerjamo z zahtevo predpostavljenega potresa oz. lahko določimo maksimalen potres, ki ga obravnavana konstrukcija lahko prenese. Pospešek, ki ga konstrukcija še lahko prenese, določimo na osnovi pomika $d_{t,NC}^*$ pri stanju blizu porušitve NC. Nadalje lahko s tem pomikom in duktilnostjo μ določimo spektralni pospešek $S_{ae,NC}(T^*)$ za SDOF sistem, pri katerem je doseženo mejno stanje NC. Izračunani maksimalni pospešek lahko povežemo z maksimalnim pospeškom tal $a_{g,NC}$ oz. $Sa_{g,NC}$, s pomočjo enačb za elastični spektralni pospešek. Vrednosti maksimalnih pospeškov, ki jih obravnavane konstrukcije še lahko prenesejo so podane v preglednici 20. V isti preglednici so podane še vrednosti duktilnosti in pomikov konstrukcije pri mejnem stanju NC. Iz primerjave potresnih kapacitet lahko sklepamo, da z dodajanjem kompozitnih panelov k osnovni nosilni okvirni konstrukciji lahko povečamo potresno kapaciteto tudi za več kot dvakrat. Najvišjo potresno kapaciteto $a_{g,NC} = 1,29$ g pri kombinaciji lesenega nosilnega okvirja in kompozitnega panela doseže konstrukcija CD1O, najslabšo $a_{g,NC} = 0,44$ g, pa prazen okvir OK. Z uporabo ježevke v spojih lesenih elementov kompozitnih panelov lahko računamo na približno 35% višjo potresno kapaciteto kot v primeru brez ježevke. V primeru, kjer smo približno modelirali konstrukcijo sestavljeno samo iz kompozitnih panelov CD1P lahko vidimo, da se potresna kapaciteta zmanjša za približno 50%, v primerjavi s konstrukcijo CD1O, katera ima dodatno še osnovni tri etažen lesen okvir.

Preglednica 20: Vrednosti potresne kapacitete konstrukcij OK, CD1O, CD2O, CD3O in CD1P.
Table 20: Values of seismic capacity of structures OK, CD1O, CD2O, CD3O and CD1P.

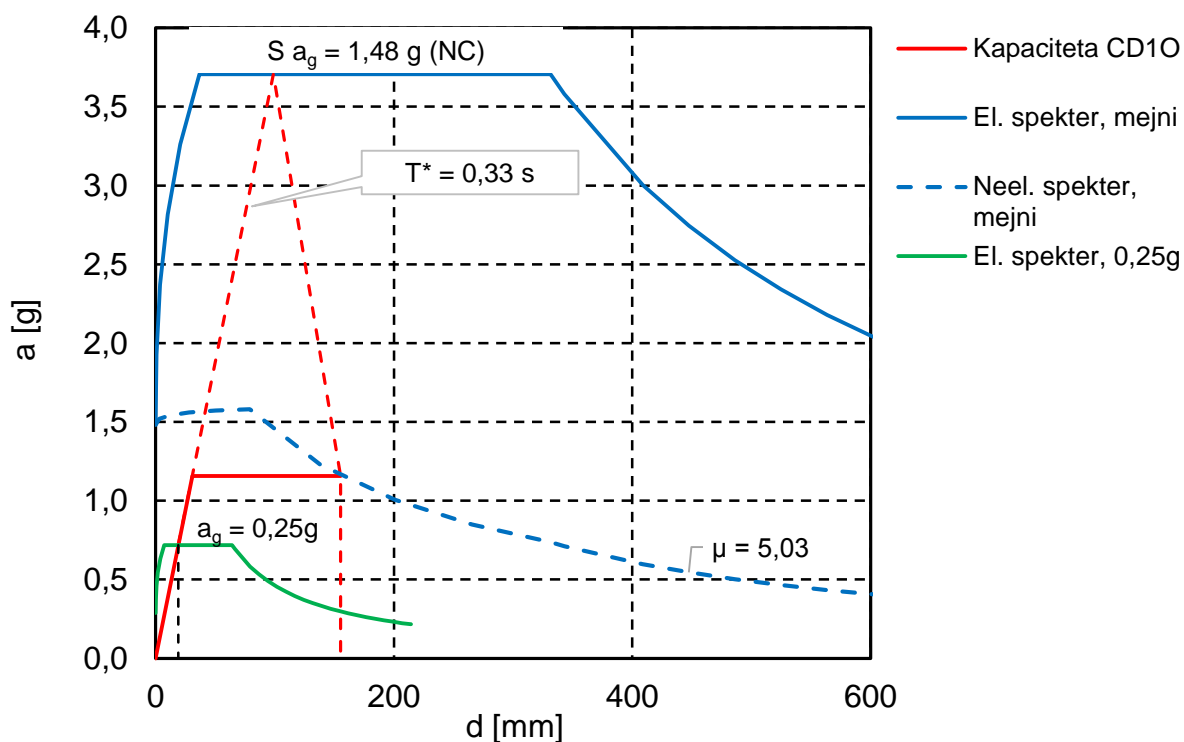
	OK	CD1O	CD2O	CD3O	CD1P
$d_{t,NC}^*$ [Mm]	163,45	155,28	173,95	189,72	55,75
$S_{ae,NC}(T^*)$ [g]	0,88	3,70	2,40	3,21	1,80
$S \times a_{g,NC}$ [g]	0,51	1,48	0,96	1,28	0,72
$a_{g,NC}$ [g], tip tal C	0,44	1,29	0,83	1,12	0,63
μ	2,51	5,03	3,95	4,52	4,53

Za boljšo ponazoritev potresne kapacitete so na slikah 106 - 110 grafično prikazane določitev kapacitete za vsako od obravnavanih konstrukcij OK, CD1O, CD2O, CD3O in CD1P. Na omenjenih slikah je prikazana tudi določitev ciljnega pomika ekvivalentnega SDOF sistema za projektno obtežbo $a_g = 0,25$ g. Opazimo lahko, da konstrukciji CD1O in CD3O ostaneta v elastičnem območju, preostale pa se plastificirajo. Dodatno prikazujemo na sliki 111 odnos med pospeškom tal in normiranim ciljnim pomikom na vrhu konstrukcije za vse obravnavane primere. Ciljni pomik na vrhu konstrukcije je normiran z višino celotne konstrukcije $h = 8166$ mm. Opazimo lahko, da se prve poškodbe kompozitnih panelov pojavijo pri relativno majhnih pospeških, v primerjavi s poškodbo prvega stebra. Za konstrukcije CD1O, CD3O in CD1P se prve poškodbe pojavijo pri $a_g = 0,18-0,22$ g, v primeru CD2O pa že pri 0,05 g. Lahko sklepamo, da se paneli z enim vijakom brez ježevke obnašajo neugodno in se odsvetujejo za uporabo, saj bi lahko že zelo majhna horizontalna obtežba predstavljala grožnjo za

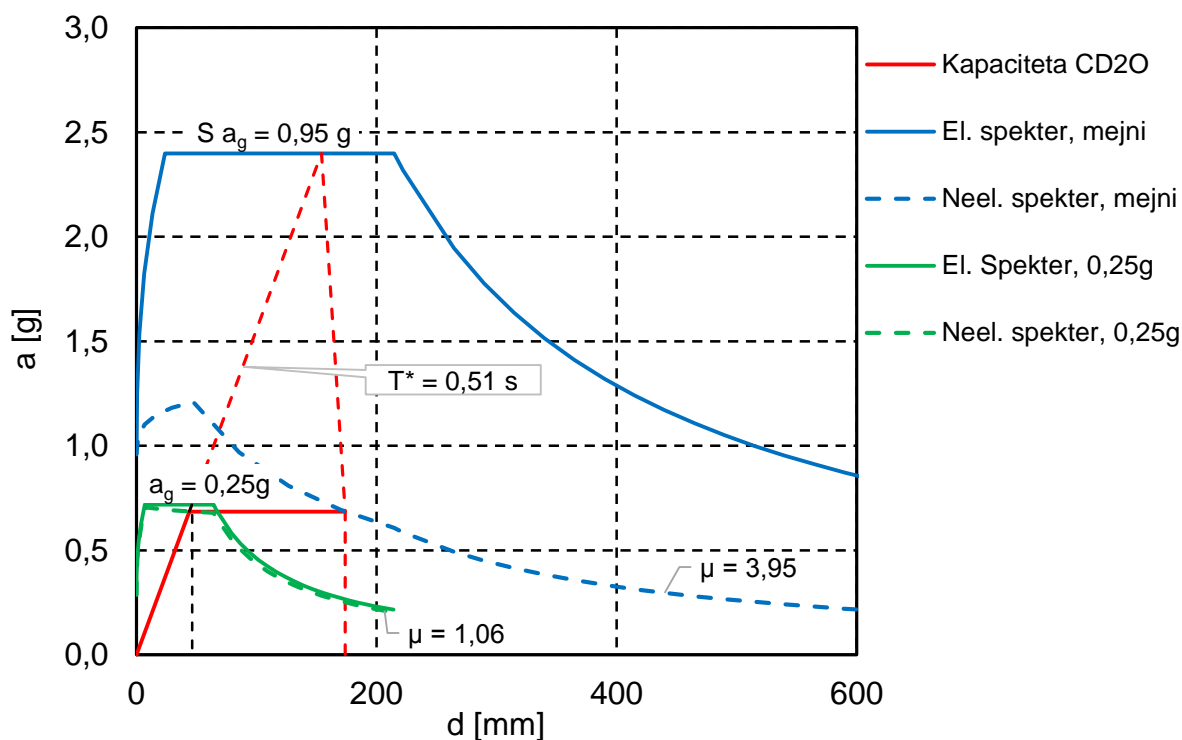
nastanek prvih poškodb. Poleg panela z dvema vijakoma pri konstrukciji CD10, ki se izkaže za najboljšega, je panel z enim vijakom in ježevko pri konstrukciji CD30 tudi sprejemljiv, saj ježevka preprečuje progresiven razpad lesenega okvirja. Prve poškodbe kompozitnih panelov so zaznamovane z manjšimi poškodbami spojev lesenih okvirjev samih panelov in zamenjava lesenega okvirja še ni potrebna. Sistem vpenjanja steklenih panelov v lesen okvir onemogoča izpad ali popolno odpoved steklenega panela, kar nam omogoča nadaljnje obremenjevanje celotnih kompozitnih panelov, ne glede na nastanek prvih poškodb. Omeniti je potrebno, da bi pri običajnem pričakovanem potresu s pospeškom tal $a_g = 0,25$ g po vsej verjetnosti že bila potrebna delna sanacija lesenih okvirjev.



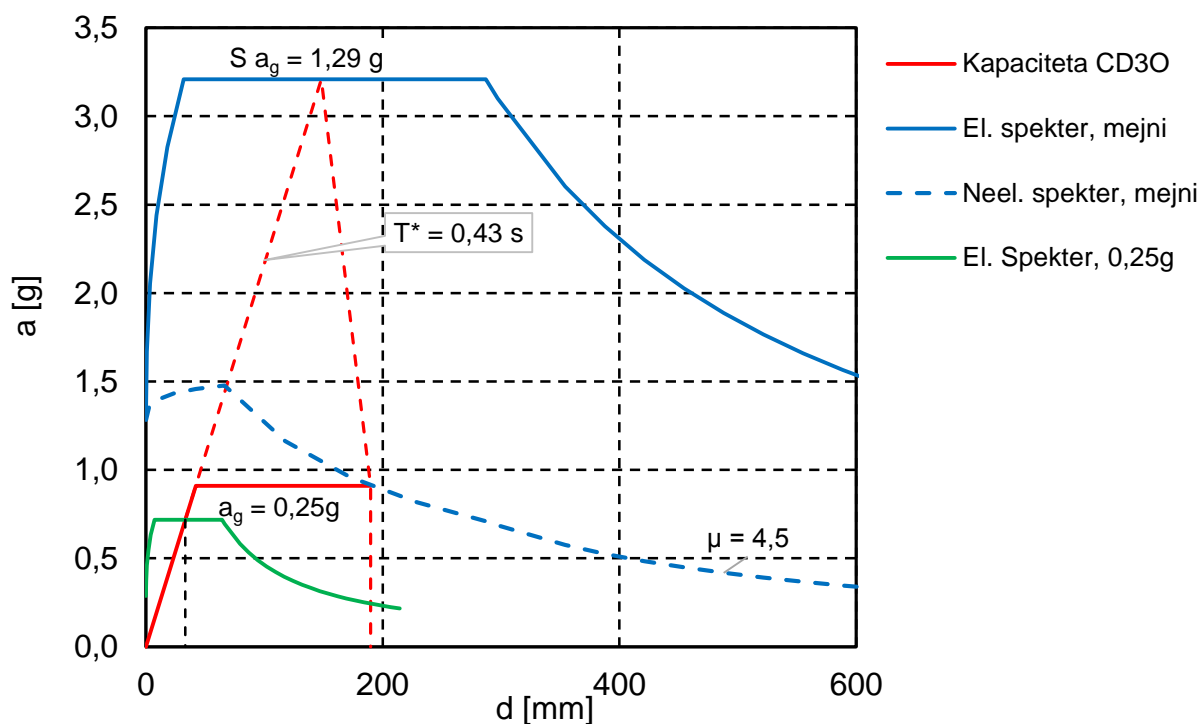
Slika 106: Potresna kapaciteta za konstrukcijo OK.
Figure 106: Seismic capacity of structure OK.



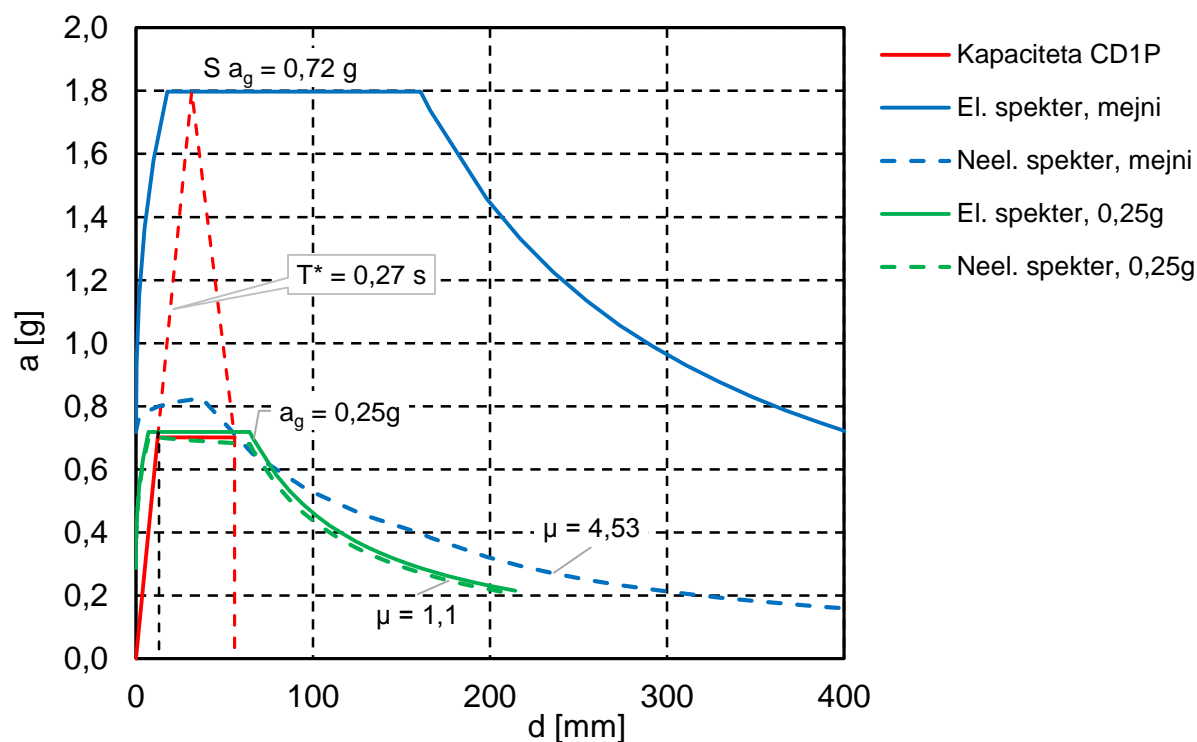
Slika 107: Potresna kapaciteta za konstrukcijo CD10.
Figure 107: Seismic capacity of structure CD10.



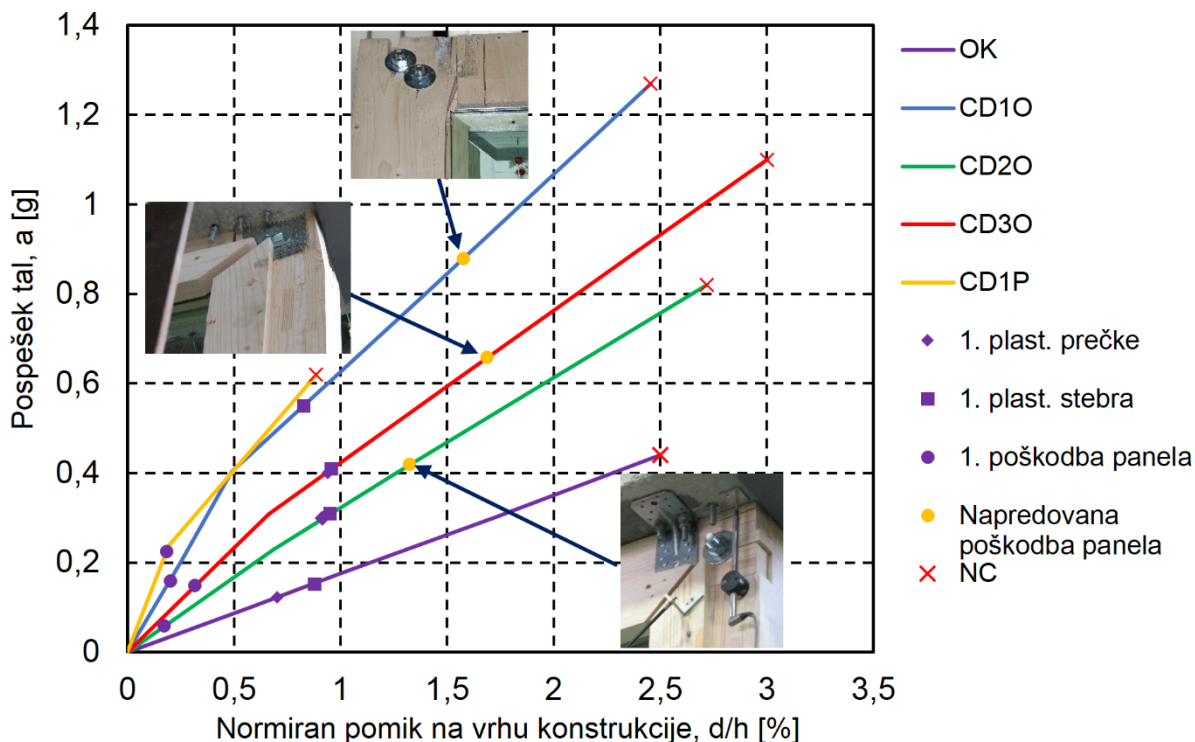
Slika 108: Potresna kapaciteta za konstrukcijo CD20.
Figure 108: Seismic capacity of structure CD20.



Slika 109: Potresna kapaciteta za konstrukcijo CD3O.
Figure 109: Seismic capacity of structure CD3O.



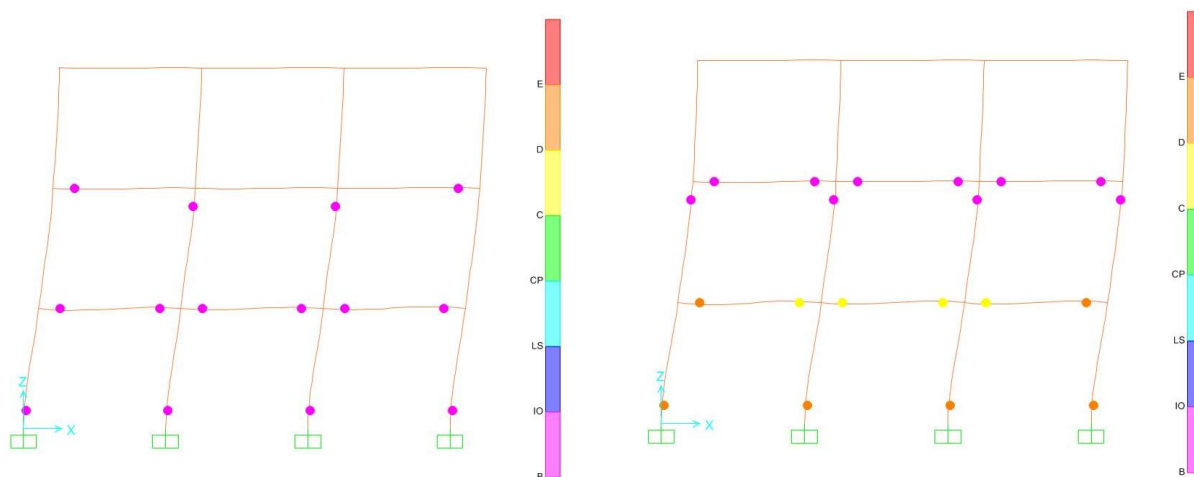
Slika 110: Potresna kapaciteta za konstrukcijo CD1P.
Figure 110: Seismic capacity of structure CD1P.



Slika 111: Odnos med pospeškom tal in normiranim pomikom na vrhu konstrukcije za OK, CD10, CD20, CD30 in CD1P, s prikazom napredovanja poškodb kompozitnih panelov.

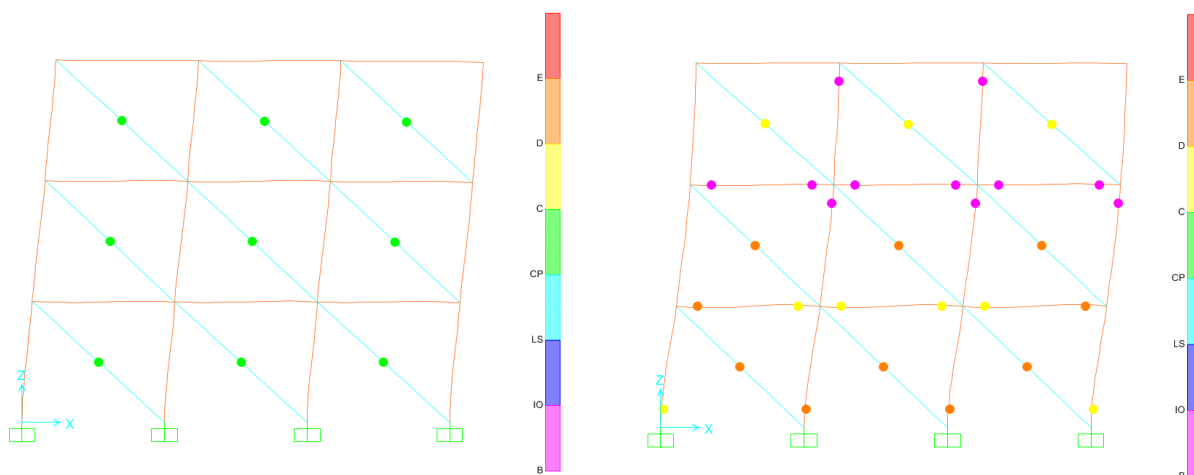
Figure 111: Relationship between ground acceleration and normalised displacement at the top of the structure for OK, CD10, CD20, CD30 and CD1P, with the pictures of progressed damage of composite panels.

Na slikah 112 - 116 so prikazana stanja v plastičnih členkih za projektni pospešek tal $a_g = 0,25$ g, ter za maksimalen pospešek, ki ga konstrukcija lahko prenese. Začetek plastifikacije plastičnega članka je obarvan vijolično, z oranžno barvo pa so obarvane lokacije prerezov blizu porušitve. V splošnem lahko iz prikazanih slik sklepamo, da je vpliv kompozitnih panelov na obnašanje nosilnega okvirja ugoden. Za konstrukcijo sestavljeno samo iz kompozitnih panelov CD1P je razvidno, da se glavne deformacije in poškodbe pojavijo v zgornji etaži. Pri preostalih primerih glavni leseni okvir omogoča enakomerno mobilizacijo vseh kompozitnih panelov in s tem tudi razporeditev poškodb. Opazimo lahko tudi, da poškodbe kompozitnih panelov ne dosegajo napredovanih poškodb, pri katerih bi bila nujna zamenjava ali večja popravila za projektni pospešek tal. Pri mejnem pospešku tal, kjer bi celotna konstrukcija prešla v stanje blizu porušitve, bi bili tudi kompozitni paneli resneje poškodovani, vendar nebi ogrozili varnosti, saj stekleni paneli nebi izpadli.



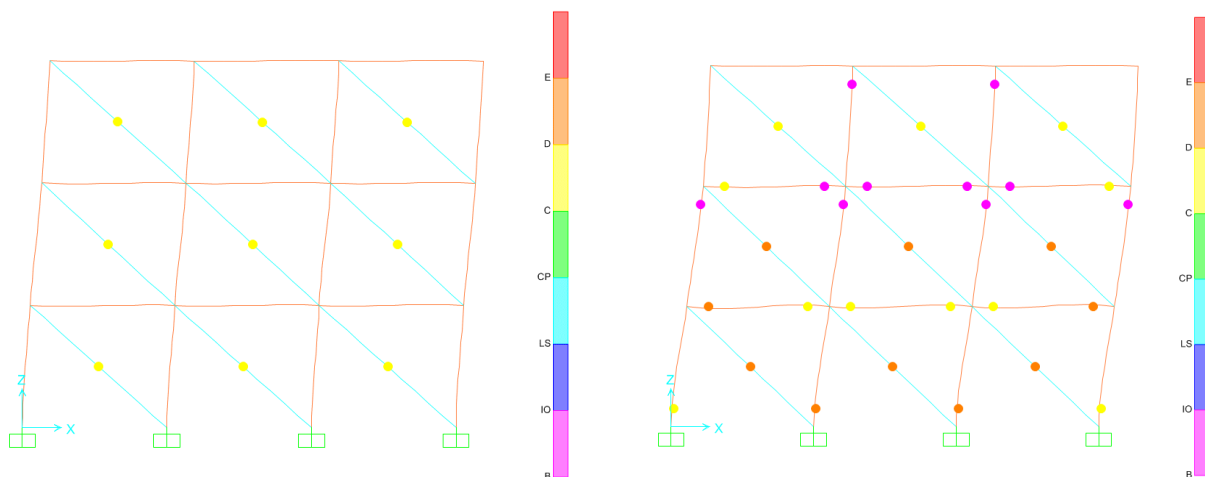
Slika 112: Stanja v plastičnih členih pri projektne pospešku tal $a_g = 0,25$ g (levo) in pri mejnem stanju NC (desno) za konstrukcijo OK.

Figure 112: State of plastic hinges at design ground acceleration $a_g = 0,25$ g (left) and at near collapse state NC (right) for structure OK.



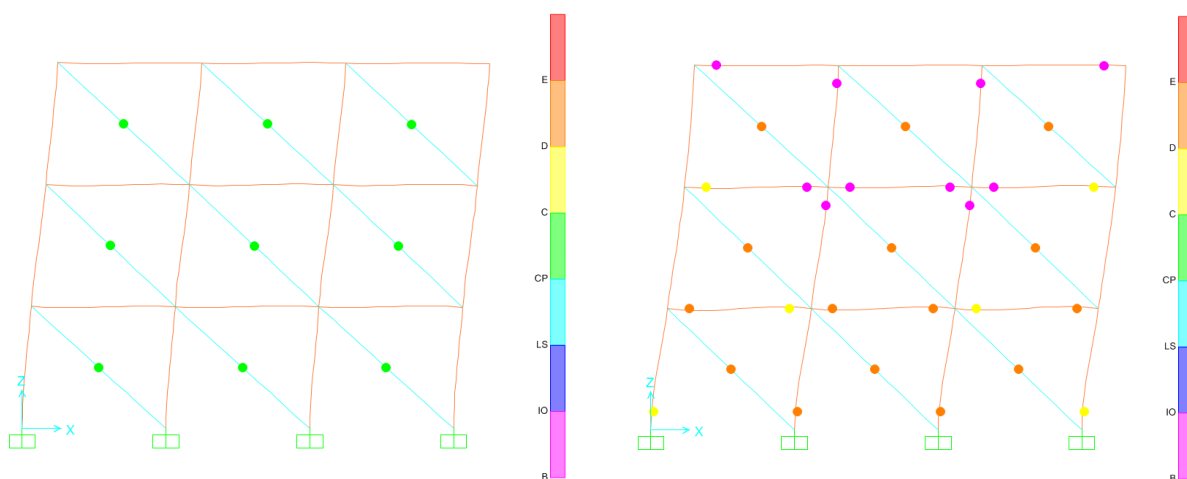
Slika 113: Stanja v plastičnih členih pri projektne pospešku tal $a_g = 0,25$ g (levo) in pri mejnem stanju NC (desno) za konstrukcijo CD1O.

Figure 113: State of plastic hinges at design ground acceleration $a_g = 0,25$ g (left) and at near collapse state NC (right) for structure CD1O.



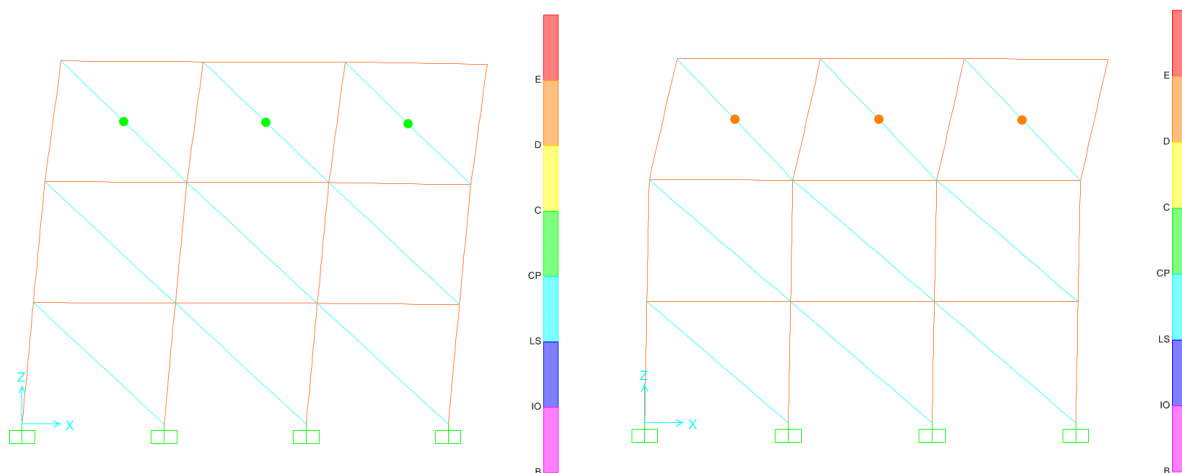
Slika 114: Stanja v plastičnih členih pri projektnej pospešku tal $a_g = 0,25$ g (levo) in pri mejnem stanju NC (desno) za konstrukcijo CD20.

Figure 114: State of plastic hinges at design ground acceleration $a_g = 0,25$ g (left) and at near collapse state NC (right) for structure CD20.



Slika 115: Stanja v plastičnih členih pri projektnej pospešku tal $a_g = 0,25$ g (levo) in pri mejnem stanju NC (desno) za konstrukcijo CD30.

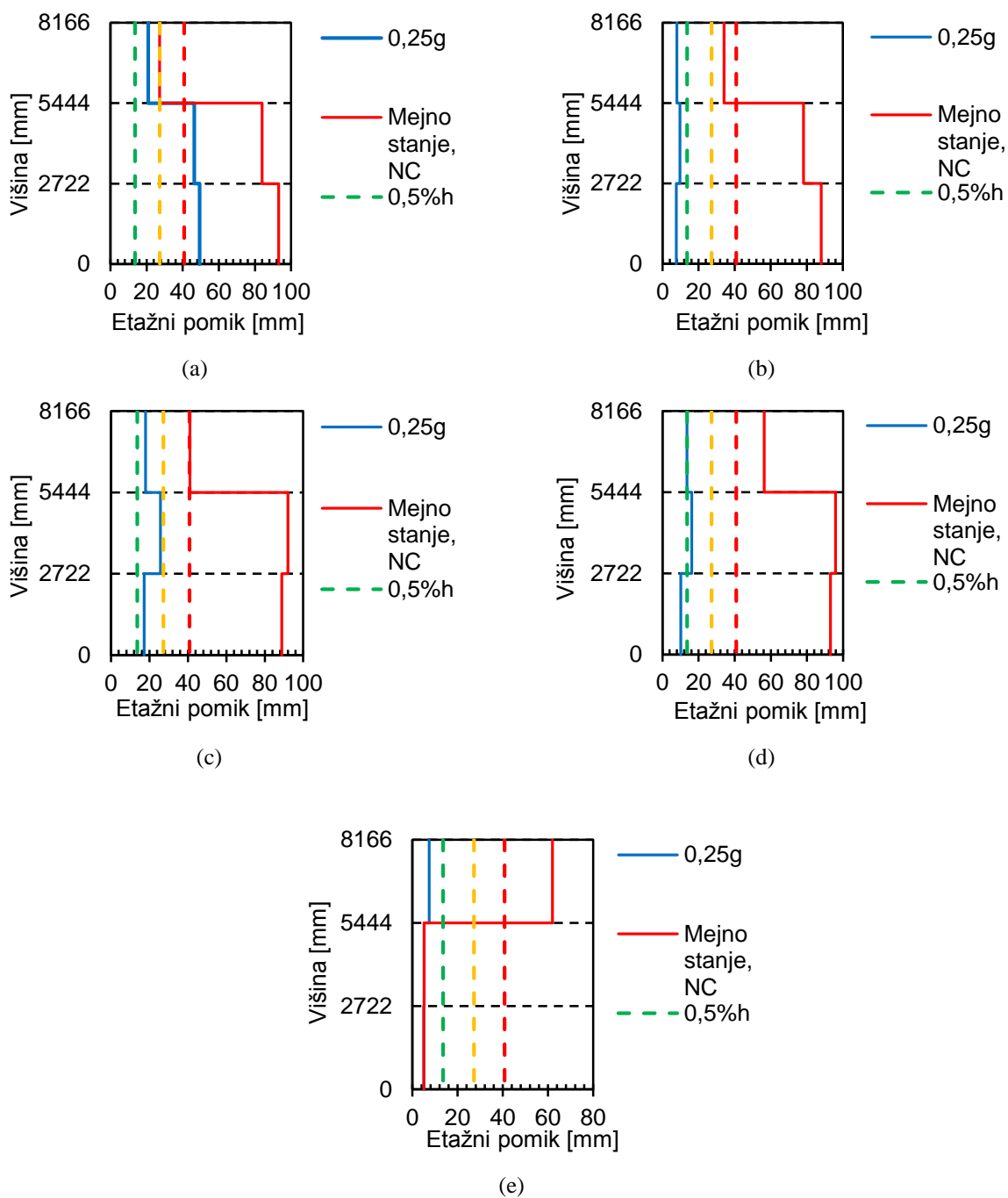
Figure 115: State of plastic hinges at design ground acceleration $a_g = 0,25$ g (left) and at near collapse state NC (right) for structure CD30.



Slika 116: Stanja v plastičnih členkih pri projektne pospešku tal $a_g = 0,25$ g (levo) in pri mejnem stanju NC (desno) za konstrukcijo CD1P.

Figure 116: State of plastic hinges at design ground acceleration $a_g = 0,25$ g (left) and near collapse state NC (right) for structure CD1P.

Na sliki 117 so prikazani horizontalni etažni pomiki po višini konstrukcije pri projektne pospešku tal in mejnem pospešku tal, ki ga posamezna konstrukcija lahko prenese. Izkaže se, da se v primeru projektne pospeška tal največji etažni pomiki pojavijo v drugi etaži in znašajo do 1% etažne višine h , razen v primeru praznega lesenega okvirja, kjer so vrednosti večje od 1,5% etažne višine h . V primeru mejnega pospeška tal, se približno enaki etažni pomiki pojavijo v spodnjih dveh etažah in močno presegajo vrednost 1,5% etažne višine, kar pomeni znatne poškodbe kompozitnih panelov. Kot je že bilo omenjeno, je situacija v primeru konstrukcije CD1P nekoliko drugačna, saj se največji etažni pomiki pri mejni potresni obtežbi pojavijo v zgornji etaži. Porušitev samostojnega kompozitnega panela, brez glavnega lesenega okvirja, lahko predstavlja nevarno porušitev pri večjih etažnih pomikih, zaradi močno poškodovanih spojev lesenih elementov kompozitnega panela, ki se pretežno pojavijo v eni (zgornji) etaži. Konstrukcija CD1P ne omogoča globalnega porušnega mehanizma. Takšen primer konstrukcije v praksi ni priporočljiv in je v nalogi prikazan samo za primerjavo.



Slika 117: Etažni pomiki konstrukcije OK (a), CD10 (b), CD20 (c), CD30 (d) in CD1P (e) za projektni pospešek tal in mejni potres.

Figure 117: Story drifts of structures OK (a), CD10 (b), CD20 (c), CD30 (d) in CD1P (e) for design ground acceleration and for the acceleration at near collapse state.

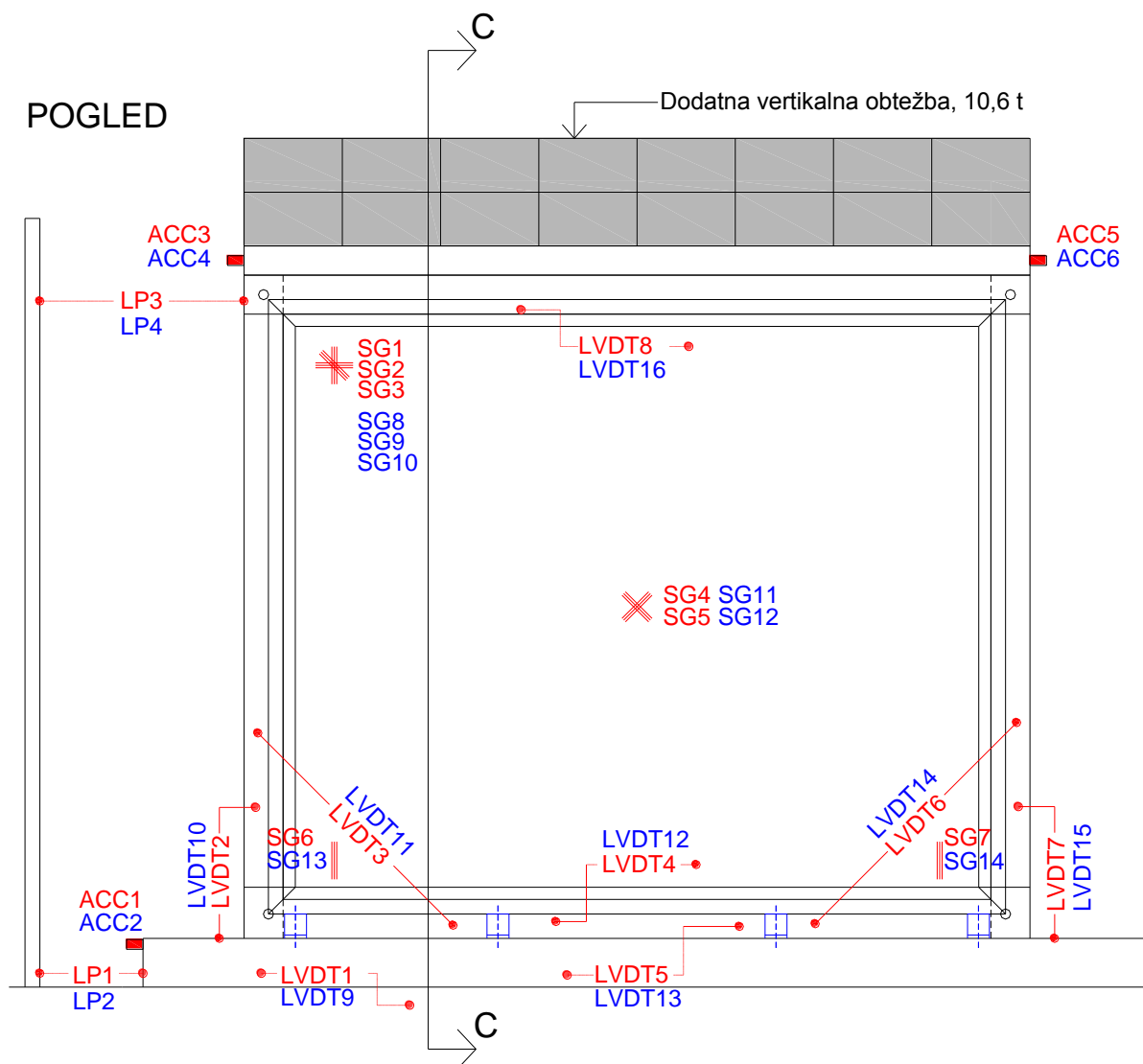
7 Dinamične preiskave lesenih okvirjev zavetrovanih z lameliranim steklom na potresni mizi

Kvazi statičnim cikličnim preiskavam kompozitnih panelov v Ljubljani so sledile še dinamične preiskave na potresni mizi potresnega inštituta IZIIS v Skopju. Glavni namen dinamičnih preiskav je bil določitev odziva kompozitnih panelov v njihovi ravnini na dejansko dinamično obtežbo in identifikacija spremljajočih poškodb. Obravnavani testi so v svetovnem merilu edinstveni in so nam lahko v pomoč pri razvoju nosilnih kompozitnih panelov v smislu potresno varne gradnje. Rezultati prikazani v tem poglavju, so bili predstavljeni tudi na dveh mednarodnih konferencah ([67], [68]).

7.1 Opis modela in preiskave

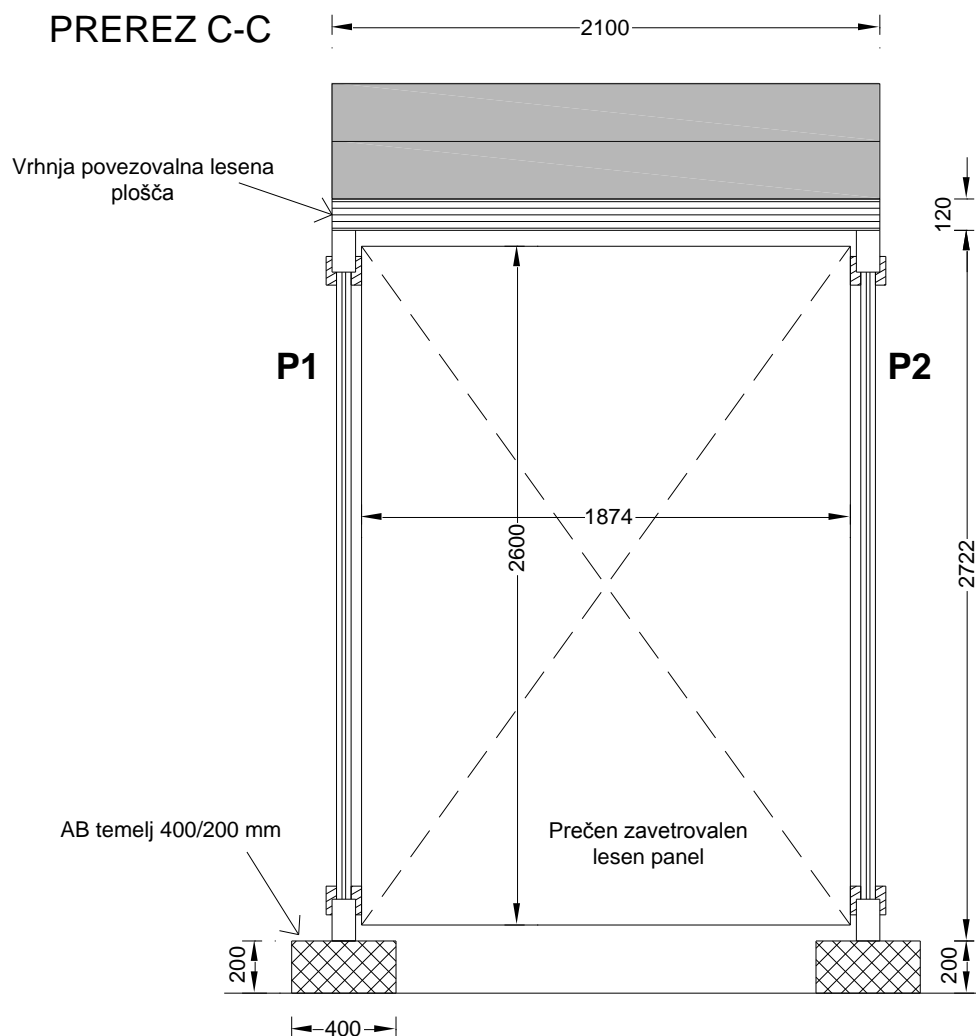
Model je bil sestavljen iz dveh paralelno postavljenih kompozitnih panelov (P1, P2) ojačanih z ježevkami v spojih lesenega okvirja (CD3), predstavljenih v poglavju 5.2 na sliki 64. Kompozitna panela sta bila spodaj vpeta v armirano betonska pasovna temelja dimenzij 40/20/450 cm s po štirimi jeklenimi kotniki BMF (105/90/3 mm) preko dveh sidrnih vijakov M12. Na vrhu sta bila preizkušanca povezana z lamelirano leseno ploščo debeline 120 mm, ki je služila tudi za prenašanje dodatne vertikalne obtežbe na preizkušanca. Stabilizacijo preizkušancev izven njihove ravnine smo zagotovili z vertikalno postavljeno leseno lamelirano ploščo debeline 90 mm. Na vrhu je bila pritrjena z jeklenimi kotniki v vrhno leseno povezovalno ploščo. Spodaj so bili omogočeni horizontalni pomiki v smeri delovanja obtežbe, s čimer smo izognili vplivu na rezultate. V skladu z določitvijo vertikalne obtežbe med kvazistatično ciklično preiskavo v Ljubljani, kjer smo upoštevali vertikalno obtežbo 3-etažne stavbe, smo določili tudi dodatno vertikalno obtežbo za dinamične preiskave, ki smo jo dosegli z bremenom mase 10,6 t. To maso smo zagotovili z dodajanjem jeklenih ingotov na zgornjo povezovalno ploščo, na katero smo jih togo pritrdili. Dimenzije preizkušancev, postavitev merskih mest, obtežbe in postavitev modela so prikazani na sliki 118 v pogledu vzdolž delovanja potresne obtežbe in na sliki 119 v prečni smeri. Na sliki 120 je prikazan postopek sestavljanja in končna postavitev modela ter detajla pritrdjevanja vertikalne obtežbe na povezovalno ploščo in modela v temeljni nosilec.

Potresna miza inštituta IZIIS v Skopju meri 5x5 m in je narejena iz prednapetega betona. Krmilijo jo štirje hidravlični bati. Preko kontrolnega sistema batov je možno modelu vsiliti različne vrste vibriranja, kot so npr. naključno (random), harmonično, impulzivno in dejanski zapis potresa. Delovno območje potresne mize je med 0,1 do 80 Hz z omejitvijo mase modela do 40 t. Kapaciteta maksimalnega pospeška v horizontalni smeri je 0,7g in v vertikalni smeri 0,5g, amplitude pomikov pa so omejene pri 0,125 m v horizontalni in 0,05 m v vertikalni smeri. Mehanizem potresne mize omogoča kontroliranje petih prostostnih stopenj (2 pomika, 3 rotacije) [67].



Slika 118: Shema preizkušancev in postavitve merskih mest v smeri vzbujanja obtežbe za oba kompozitna panela.

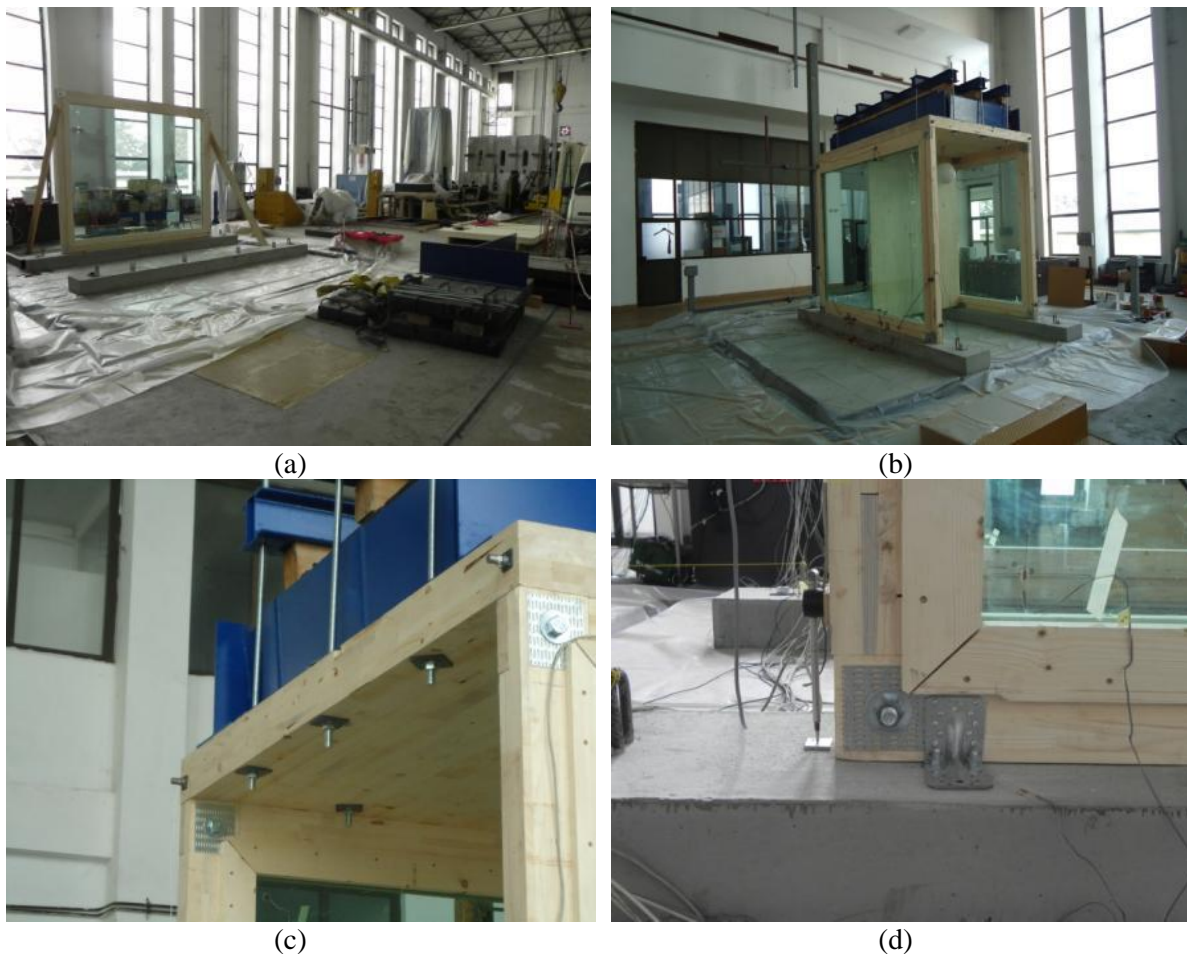
Figure 118: Test setup of dynamic tests in longitudinal direction with the seismic load for both composite panels.



Slika 119: Shema modela v prečnem prerezu.

Figure 119: Test setup of dynamic tests in transversal section.

Kot že omenjeno, je na sliki 118 prikazan razpored merskih mest, na katerih smo spremljali magnitudo obtežbe pri izvoru in odziv preizkušancev na to obtežbo. Merska mesta, ki so napisana z rdečo barvo pripadajo kompozitnemu panelu P1, z modro pa P2. Oba panela sta bila opremljena s po osmimi LVDT-ji (LVDT1-LVDT8 za preizkušanec P1 in LVDT9-LVDT16 za preizkušanec P2) za merjenje pomikov (relativni pomiki med posameznimi elementi in pomiki etaže) in po sedmimi merilnimi lističi (SG1-SG7 za preizkušanec P1 in SG8 – SG14 za preizkušanec P2) za merjenje deformacij na steklenem panelu. Dinamičen odziv preizkušancev smo zajeli s štirimi pospeškometri (ACC3-ACC6), nameščenimi na vrhu v vsakem vogalu panelov. Dodatna pospeškometra (ACC1 in ACC2) sta bila nameščena na temelju, za spremljanje in kontrolo vzbujanja (vnosa potresne obtežbe). Absolutne horizontalne pomike na nivoju temeljev in višine etaže smo zajeli z linearnimi potenciometri LP (LP1-LP4) za obe strani modela.



Slika 120: Preizkušavec med montažo (a), celotna postavitvev modela (b), fiksiranje vertikalne obtežbe (c) in detajl vpenjanja v temelj (d).

Figure 120: Assembling of model (a), finished model (b), fixation of vertical load (c) and detail of connection to the foundation strip.

Obtežni protokol je bil sestavljen iz postopnega povečevanja intenzitete akcelorogramov za potrese El Centro ($a_{max}=0,34g$), Petrovac ($a_{max}=0,47g$), Kobe ($a_{max}=0,58g$) in Friuli ($a_{max}=0,31g$), z namenom določitve vpliva različnih frekvenc, maksimalnega pospeška in trajanja potresne obtežbe na odziv obravnavanih panelov. Intenziteta v prvem ciklu preiskav je bila 4-6%, v drugem 10-14% in v tretjem 17-30% maksimalnega pospeška posameznega akcelorograma ter na koncu še za dejanski pospešek. V preglednici 21 je predstavljen seznam izvedenih preiskav, navedeni so pospeški vzbujanja $a(g)$, pospešek pri maksimalnem odzivu $a_{max}(g)$ na vrhu modela ter identifikacija poškodb za posamezen test oz. akcelorogram potresa. Iz preglednice je razvidno, da je bil izveden naključni test ali sine-sweep s frekvenco med 0 in 15 Hz po vsakem ciklu štirih osnovnih testov, z namenom preverjanja lastne frekvence nihanja modela. Na koncu smo izvedli še štiri teste s harmoničnim vzbujanjem s frekvencami modela po zadnjem izvedenem potresnem vzbujanju (Kobe-po nastanku prvih poškodb), kjer so bile frekvence $f_1 = 4$ Hz in $f_2 = 6$ Hz. S tem postopkom smo lahko identificirali vpliv resonance.

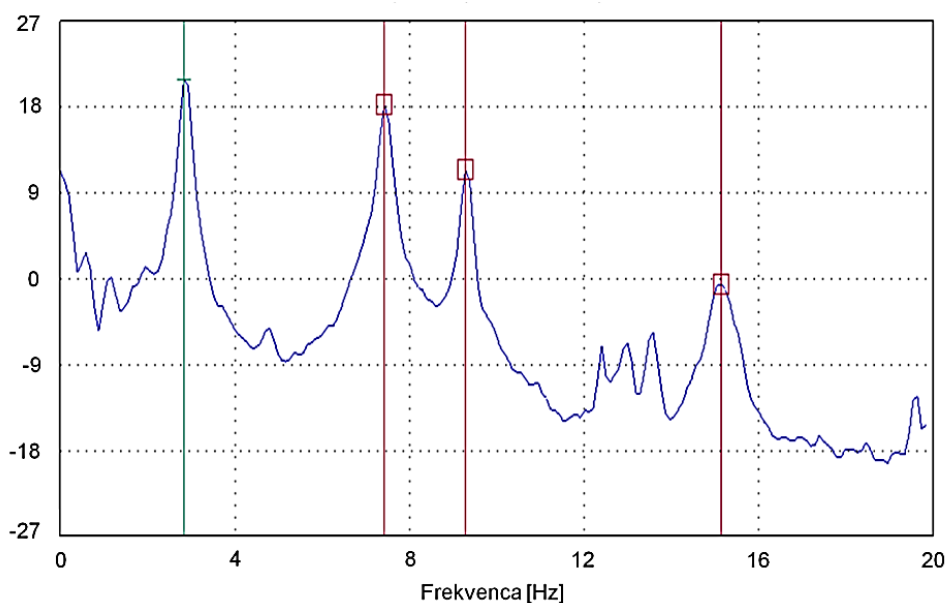
Preglednica 21: Razpored izvedenih testov s pospeškom vzbujanja $a(g)$, pospeškom pri maksimalnem odzivu $a_{max}(g)$ in identifikacijo poškodbe.

Table 21: Testing plan of dynamic tests with values of input acceleration $a(g)$, maximum response acceleration $a_{max}(g)$ and damage identification.

Št. Testa	Vzbujanje (zapis potresa)	Pospešek vzbujanja, $a(g)$	Pospešek pri maksimalnem odzivu, $a_{max}(g)$	Identifikacija poškodb
2	Naključni test, 0-15Hz	0,02	-	
3	El Centro	0,046	0,09	
4	Petrovac	0,058	0,07	
5	Kobe	0,06	0,08	
6	Friuli	0,04	0,06	
7	Naključni test, 0-15Hz	0,02	-	
8	El Centro	0,129	0,20	
9	Petrovac	0,13	0,16	
10	Kobe	0,14	0,20	
11	Friuli	0,096	0,19	
12	Naključni test, 0-15Hz	0,02	-	
13	El Centro	0,23	0,35	
14	Petrovac	0,28	0,35	
15	Kobe	0,33	0,45	
16	Friuli	0,16	0,38	
17	Naključni test, 0-15Hz	0,02	-	
18	El Centro	0,35	0,50	
19	Petrovac	0,45	0,49	
20	Kobe	0,50	1	Nastanek prve poškodbe (slika 123)
21	Friuli	0,27	0,5	
22	Friuli	0,30	0,5	
23	Naključni test, 0-15Hz	0,02	-	
24	Kobe	0,60	0,8	Povečanje poškodbe
25	Naključni test, 0-15Hz	0,02	-	
26	Kobe	0,50	1	
27	Sine-sweep, 0-15Hz	0,06	-	
28	Harmonično vzbujanje, $f=4\text{Hz}$	0,05	0,049	
29	Harmonično vzbujanje, $f=4\text{Hz}$	0,09	0,09	
30	Harmonično vzbujanje, $f=6\text{Hz}$	0,05	0,05	
31	Harmonično vzbujanje, $f=6\text{Hz}$	0,09	0,09	

7.2 Rezultati eksperimentalne analize

Pred glavnimi testi opravili meritve ambientalnih vibracij, s čimer smo določili dinamične karakteristike modela (lastne frekvence). Meritve so bile izvedene in obdelane s programsko opremo Artemis. Rezultati meritev so grafično prikazani na sliki 121, v preglednici 22 pa so podane lastne frekvence za prve tri nihajne oblike (vzdolžno, prečno, torzijsko).



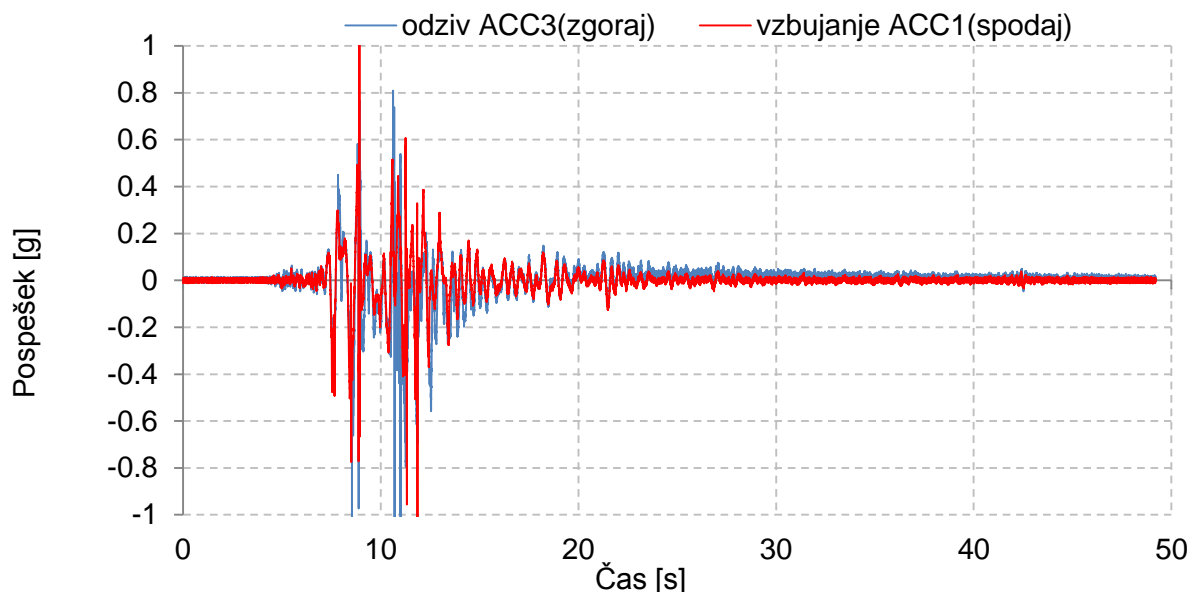
Slika 121: Rezultati merjenja lastnih frekvenc kompozitnih panelov pred testiranjem.
Figure 121: Dominant frequencies of the model before testing.

Preglednica 22: Lastne frekvence modela pred preizkušanjem.

Table 22: The main dominant frequencies of the specimens.

Nihajna oblika	Frekvenca [Hz]	Smer delovanja
1	2,83	Vzdolž modela
2	7,42	Prečno na model
3	9,28	Torzijsko

Temu so sledile glavne preiskave z različnimi seizmičnimi obtežbami (preglednica 21). Iz preglednice je razvidno, da so pospeški $a_{max}(g)$ na vrhu etaže praktično enaki pospeškom vzbujanja pri manjših intenzitetah pospeška. To pomeni, da se obravnavani model obnaša kot togo telo in da lahko zasleduje obtežbo. Slednje se potrjuje tudi z zabeleženimi horizontalni pomiki na vrhu in spodaj (LP1, LP2, LP3, LP4). Prva poškodba je bila registrirana pri vzbujanju z akceleroگرامom potresa Kobe (test 20) z dejanskim pripadajočim maksimalnim pospeškom $a_g = 0,5g$. Za test20 je na sliki 122 prikazana primerjava časovnega razvoja odziva preizkušanca P1 za pospeške ACC3 na vrhu etaže s pospeški vzbujanja ACC1. S slike 122 je razvidno, da pride amplifikacije vzbujujočih pospeškov.



Slika 122: Primerjava vzbujajočega in odzivnega pospeška kompozitnega panela P1 za Test 20 (Kobe, $a_g = 0,5g$).

Figure 122: Comparison of input and response acceleration of composite panel P1 for Test 20 (Kobe, $a_g = 0,5g$).

Do poškodbe je prišlo v zgornjih spojih lesenih okvirjev, kar potrjuje obnašanje med izvajanjem kvazistatičnih cikličnih preiskav. Pri povečani amplitudi maksimalnega pospeška $a_g=0,6$ g, za primer najbolj neugodnega akcelerograma potresa Kobe (test 24), je prišlo do povečanja poškodbe lesenega spoja. Na sliki 123 je prikazana tipična poškodba, pri čemer lahko opazimo, da je prišlo do lokalne strižne porušitve lesenega dela spoja, na mestu povezovalnega vijaka. Ojačitev z ježevko je ponovno imela pomembno vlogo pri povezovanju poškodovanega spoja. Izpostaviti je potrebno, da so lamelirani stekleni paneli ostali nepoškodovani. V prilogi C so podani še rezultati meritev za preostale začetne (test3 – test6) in končne intenzitete pospeškov (test18 – test20, test22). Razlika v pomikih vzbujanja in odziva pri test18 in test19 kažejo, da je prišlo do manjših poškodb kompozitnih panelov, še preden se je pojavila vidna poškodba spoja lesenega okvirja pri testu test20. V prilogi C so prikazane tudi vrednosti zdrsa šipe, dvigovanja kompozitnih panelov in odpiranja diagonal za naslednje teste (test18 – test20 in test22). Iz rezultatov lahko sklepamo na veliko disipativno sposobnost preizkušanih panelov, ki izvira iz trenja med lesom in steklom in delno tudi v poškodovanju spojev lesenih okvirjev.



Slika 123: Identificirana poškodba preizkušanca v spoju lesenega okvirja pri $a_g = 0,6g$.
Figure 123: Identified damage of specimen at the timber frame connection at the $a_g = 0,6g$.

7.2.1.1 Povzetek dinamičnih preiskav

Dinamične preiskave so pokazale podoben porušni mehanizem kot smo ga dobili med kvazi-statičnimi cikličnimi testi. Porušitev je lokalizirana v zgornjih spojih lesenih elementov okvirja, pri čemer ježevka preprečuje popolno porušitev spoja. Panel izkazuje dokaj veliko disipativno sposobnost, kar se še posebej izkaže pri večjih amplitudah pospeškov.

V splošnem nam preiskave dokazujejo, da je možno s smiselno zasnovo izdelati robusten stekleni fasadni panel, ki je potresno varen in lahko hkrati predstavlja nosilen disipacijski element.

8 Zaključki

Uporaba steklenih panelov je v sodobni arhitekturi neizogibna. Vendar pa lahko, ob nerazumevanju obnašanja steklene fasade izpostavljene horizontalnim obtežbam, kot je na primer potres, predstavlja resno grožnjo za uporabnike stavbe, zaradi krhke narave stekla kot materiala. Osnovni koncept projektiranja steklenih fasad na potresnih območjih, ki se je še dodatno potrdil tekom naših preiskav, mora zagotavljati disipacijo energije v spojih in pritrditvah steklenih panelov na preostali del konstrukcije. Drugi del odpornosti steklene fasade na seizmične obremenitve lahko dosežemo z uporabo delno kaljenega ali navadnega lameliranega stekla, s katerim lahko obdržimo določeno stopnjo rezidualne nosilnosti. S pravilno izbiro detajlov pritrdjevanja, vrste in dimenzij lameliranega stekla, lahko torej računamo na sodelovanje steklenih panelov pri prevzemu horizontalnih potresnih obremenitev.

Fasadni sistem, s katerim lahko potencialno prevzamemo del potresnih obremenitev in disipiramo energijo, je kompozitni panel s polnilom iz lameliranega stekla, s katerim smo se v disertaciji večinoma ukvarjali. Z monotonimi in cikličnimi kvazi-statičnimi strižnimi preiskavami omenjenih kompozitnih panelov smo skupno izvedli 12 testov. Preizkušanci so se med saboj razlikovali v detajlih spojev lesenih okvirjev (CD1, CD2, CD3) ter robnih pogojih na višini etaže (BC1, BC2, BC3). Na osnovi testov smo lahko določili porušni mehanizem kompozitnega strižnega panela in razporeditev zunanje horizontalne obtežbe na posamezne elemente kompozita. Izkaže se, da se glavne poškodbe pojavijo v spojih lesenih okvirjev, zato smo jih tudi spreminjali, z željo po boljšem obnašanju celotnega panela. Razvoj preiskav nam je nakazal idejo o ojačitvi lesenih elementov z ježevkami v spojih, s čimer smo dosegli bolj duktilno obnašanje celotnega panela. Ježevka tudi po nastanku prvih razpok lesa preprečuje nadaljnje cepljenje lesa. Sila trenja pričakovano veliko pripomore k disipaciji energije. Hkrati zdrs predstavlja problem, zaradi padca togosti celotnega kompozitnega panela.

Za potrditev mehanizma delovanja in pojasnitev detajlov celotnega panela smo izvedli tudi vrsto spremljevalnih preiskav. S štiritočkovnim upogibnim preizkusom lameliranega stekla smo preverili delovanje različnih računskih modelov za analizo lameliranega stekla, pri čemer smo ugotovili, da dobimo najbolj zanesljive izračune po metodi končnih elementov s 3D končnimi elementi. Podobno smo izvedli preiskave tlačno obremenjenega lameliranega panela, s čimer smo preverili silo pri kateri se preizkušanec ukloni. Opravili smo tudi numerično analizo, kjer se je za ustreznega ponovno izkazal model na osnovi 3D končnih elementov, zaradi prisotnosti upogibnih obremenitev na sredini višine panela, ki so posledica uklona. Pomembna ugotovitev pri razvoju numeričnega modela za zajem uklona je dejstvo, da je potrebno v primeru uporabe EVA vmesne povezovalne plasti upoštevati nelinearno obnašanje plasti za določitev prave kritične sile. Razvoj sile trenja smo preverili s preizkusom drsenja steklenega panela po leseni podlagi pri pravokotni sili $F_n = 2$ kN, kar ustreza napetostnemu stanju na stiku med lesom in steklom tudi v obravnavanem kompozitnem strižnem panelu. Za določitev

mehanskih karakteristik lameliranega lesa v lesenih okvirjih smo opravili osnovne preiskave za določitev mehanskih karakteristik.

Z dinamičnimi preiskavami na potresnem inštitutu IZIIS smo potrdili obliko porušnega mehanizma, ki smo jih identificirali s kvazi-statičnimi testi v Ljubljani. Preizkušanca sta tudi potrdila relativno veliko robustnost, saj sta kljub nastanku prvih poškodb v spojih lesenih okvirjev še vedno brez problema prenašala vertikalno in horizontalno potresno obtežbo.

V okviru disertacije smo se veliko ukvarjali z analizami histereznega odziva in v okviru tega nadgradili program HISPA+ s katerim je mogoče določiti glavne karakteristike histereznega odziva, ki nam lahko pomagajo pri validaciji numeričnega modela kompozitnega strižnega panela.

Z numerično analizo kompozitnega panela smo dobili podrobnejšo sliko razporeditve napetosti in deformacij med posameznimi komponentami ter potrditev obnašanja panela. Potencialni vpliv preizkušanih kompozitnih panelov na glavno okvirno leseno konstrukcijo smo preverili s statično nelinearno analizo ravninskega tri etažnega lesenega okvirja, pri čemer smo vpliv kompozitnih panelov na okvirno konstrukcijo zajeli z nadomestnimi diagonalami. Potrebno je poudariti, da je predstavljena analiza samo poenostavljena analiza in da smo samo približno ocenili vpliv obravnavanih kompozitnih panelov na obnašanje objektov. Za izbrane panele in glavno nosilno okvirno konstrukcijo smo preverili tudi potresno kapaciteto z metodo N2, ki je pokazala da lahko z najbolj nosilnim kompozitnim panelom zvišamo potresno kapaciteto skoraj za trikrat. Iz obravnavanega primera lahko sklepamo, da imajo obravnavani kompozitni paneli velik potencial pri prevzemu horizontalne obtežbe, vendar se je potrebno zavedati, da so nujne še dodatne obsežne parametrične analize za različne konfiguracije glavnih nosilnih konstrukcij v smislu togosti, materiala in konstrukcijskega sistema. Za pričakovati je, da bi bil vpliv obravnavanih kompozitnih panelov veliko manjši v primeru bolj toge glavne konstrukcije, kot je na primer zidana ali armirano betonska.

8.1 Prispevek k znanosti

Iz pregledane literature lahko sklepamo, da obstaja omejeno število preiskav steklenih fasad izpostavljenih horizontalni obtežbi v njihovi ravnini, do česar dejansko pride med potresom. V našem primeru smo z obsežnimi eksperimentalnimi preiskavami kompozitnih strižnih panelov dobili podrobnejši vpogled v delovanje takšnega sistema, kar predstavlja bistvo prispevka k znanosti na obravnavanem področju. Z uporabo numeričnih modelov posameznih spremljevalnih preiskav in celotnega kompozitnega panela smo še dodatno potrdili obnašanje celotnega panela. Rezultati eksperimentalnih preiskav lahko služijo tudi kot pomoč pri oceni prispevka obravnavane kompozitne

steklene fasade na obnašanje in stabilizacijski učinek celotnega objekta. Predstavljen je bilinearen poenostavljen model, ki je odvisen od koeficienta trenja in vertikalne obtežbe na obravnavan panel. Podani so izrazi za določitev nosilnosti in togosti poenostavljenega modela za različne tipe spojev lesenih okvirjev in robnih pogojev vpetja, ki lahko služijo, kot ocena nosilnosti in podajnosti panelov v praksi. Predstavljeni izrazi so bili uporabljeni pri določitvi togosti nadomestne diagonale v modelu za preverjanje stabilizacijskega učinka kompozitnih panelov na tri etažno leseno okvirno konstrukcijo.

Pregled skozi disertacijo nam prikaže, kako lahko z inovativnim pristopom zasnove steklenega fasadnega panela v kombinaciji z lesnim okvirjem zagotovimo varovanje stekla pred poškodbami zaradi etažnih pomikov in hkrati računamo na potencialno disipiranje energije v njihovi ravnini. Osnovni princip pri projektiranju steklenih fasad še vedno ostaja isti in sicer, da je potrebno steklene panele dilatirati oz. jih zavarovati tako, da se poškodbe zgodijo v pritrjenih na osnovno konstrukcijo. Samo v izjemnih primerih lahko računamo na določen prispevek steklenih panelov k nosilnosti, ki pa nikakor ne smejo biti smatrani kot edini in zanesljivi zavetrovalni elementi.

Za namen interpretacije histereznih odzivov je bila narejena tudi nadgradnja programa HISPA+, katerega lahko uporabimo v procesu validacije numeričnega modela kompozitnega strižnega panela.

Rezultati preiskav bodo prispevali tudi k razvoju in oblikovanju standarda za konstrukcijsko steklo in predvsem nastajajočega Eurocoda 10 v okviru CEN/TC250/WG3.

8.2 Priporočila in napotki za nadaljnje delo

Za uveljavitev obravnavanih kompozitnih strižnih panelov v praksi bi bilo potrebno izvesti optimiziranje posameznih komponent panela. Optimizacija lamelirane šipe s parametrično analizo numeričnega modela je omejena, zaradi neustreznih numeričnih orodij, s katerimi bi lahko zajeli poškodbe lesenega elementa. V nadaljnjem delu se je potrebno posvetiti študiju mehanike loma lesenih elementov in šele nato stabilnostni analizi lameliranih šip.

Preiskave so pokazale šibka mesta panelov v spojih lesenih okvirjev, katere smo sicer spreminjali in jih poskušali izboljšati. Še vedno bi bilo mogoče s preizkušanjem novih detajlov spojev lesenih okvirjev izboljšati globalno obnašanje kompozitnega panela in z večjo rotacijsko kapaciteto preprečiti njihove tipične poškodbe.

Predstavljena nelinearna statična analiza izbranega tri etažnega lesenega okvirja je samo poenostavljena ocena stabilizacijskega vpliva obravnavanih kompozitnih panelov. Za širše razumevanje stabilizacijskega vpliva obravnavanih kompozitnih panelov na glavno konstrukcijo bi bilo potrebno izvesti poglobljene parametrične analize za različne togosti glavne okvirne nosilne konstrukcije. Pri tem je potrebno upoštevati različne materiale in konstrukcijske sisteme glavne nosilne konstrukcije.

V prihodnosti je potrebno posebno pozornost nameniti tudi optimiziranju lameliranega steklenega panela, saj je bil v našem primeru občutno predimenzioniran. Dodatno bi bilo potrebno predvideti detajl suhega tesnjenja med steklom in lesenim okvirjem za zagotovitev energetske učinkovitosti. Nujne so tudi dodatne preiskave osnovnega materiala EVA vmesne povezovalne plasti za različne hitrosti in čas obremenjevanja, za določitev vpliva viskoelastičnosti na obnašanje lameliranega stekla, predvsem tlačno obremenjenega.

9 Viri

- [1] Sucuoğlu, H., Vallabhan, C. V. G. 1997. Behaviour of window glass panels during earthquakes. *Engineering Structures*. 19: 685–694.
- [2] Žarnić, R., Tsionis, G., Gutierrez, E., Pinto, A., Geradin, M., Dimova, S. 2007. Purpose and justification for new design standards regarding the use of glass products in civil engineering works. JRC Scientific and Technical Reports, EUR 22856 EN 1st edition. Luxembourg. Office for Official Publications of the European Communities, Joint Research Centre European Commission: 30 str.
- [3] Green, R. 2013. Philosophical questions of designing glass - The need for a structural glass standard. V: Belis, J. (ur.), Louter, C. (ur.), Mocibob, D. (ur.). COST Action TU0905 Mid-term Conference on Structural Glass, Poreč, Croatia. 18-19 April 2013. Taylor & Francis: 519–525.
- [4] Huveners, E. M. 2009. Circumferentially Adhesive Bonded Glass Panes for Bracing Steel Frames in Faccades. Doctoral dissertation. Eindhoven, Eindhoven University of Technology, department of Architecture, Building and Planning, unit Structural Design and Construction Technology (samozaložba E. M. Huveners): 215 pp.
- [5] Huveners, E. M. 2007. Glass panes acting as shear wall. *Heron*. 52, 1/2: 5.
- [6] Memari, A., Shirazi, A., Kremer, P., Behr, R. 2011. Development of Finite-Element Modeling Approach for Lateral Load Analysis of Dry-Glazed Curtain Walls. *Journal of Architectural Engineering*. 17, 1: 24–33.
- [7] Čeru, A. 1996. HISPA - programsko orodje za analizo histereznega odziva konstrukcij. Diplomski naloga. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo (samozaložba A. Čeru): 153 str.
- [8] Wigginton, M. 2002. *Glass in architecture*. London, Phaidon Press: 320 str.
- [9] Hirst, K. *An Illustrated History of Glass*.
http://archaeology.about.com/od/glass/ss/glass_making.htm (Pridobljeno 28.5.2013).
- [10] Nijssen, R. 2003. *Glass in Structures: Elements, Concepts, Designs*. 1st Edition. Birkhäuser: 160 str.
- [11] Bos, F. P. 2009. *Safety Concepts in Structural Glass Engineering: Towards an Integrated Approach*. Doctoral dissertation. Delft, Netherlands, Delft University of Technology, Faculty of Architecture (samozaložba F. Bos): 595 str.

- [12] Haldimann, M., Luible, A., Overend, M. 2008. Structural Use of Glass. Zürich, International Association for Bridge and Structural Engineering: 215 str.
- [13] Zanotto, E. D. 1998. Do cathedral glasses flow?. American Journal of Physics. 66, 5: 392-395.
- [14] Company History 1950-1999.
<http://www.pilkington.com/pilkington-information/about+pilkington/company+history/1950+-+1999.htm> (Pridobljeno 11.4.2013).
- [15] Float glass production technology.
<http://www.guardian-russia.ru/en/about-glass/modern-technologies/float-glass-production-technology/> (Pridobljeno 6.6.2013).
- [16] Prince Rupert's Drop. The Daily Omnivore.
<http://thedailyomnivore.net/2011/02/03/prince-ruperts-drop/> (Pridobljeno 6.6.2013).
- [17] Sedlacek, G., Blank, K., Laufs, W. 1999. Glas im Konstruktiven Ingenieurbau. Weinheim, Vch Verlagsgesellschaft Mbh: 232 str.
- [18] Babič, A. 2013. Upogibne preiskave in modeliranje lameliranega stekla. Diplomski naloga. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo. (mentor Žarnić, R., somentor Antolinc, D.): 86 str.
- [19] Goebel, H. 2011. EVA SAFE. Message to: Antolinc, D. 24.8.2011. Osebna komunikacija.
- [20] Cohen, J., Stelzer, I., Sanden, B. 2012. Advances in the Design of Laminated Glass with DuPont SentryGlas. Laminated glass seminar 2012.
http://www2.dupont.com/SafetyGlass/en_US/whats_new/laminated_glass_news_2012_07.html (pridobljeno 6.6.2013).
- [21] Ledbetter, S., Walker, A., Keiller, A. 2006. Structural Use of Glass. Journal of Architectural Engineering. 12, 3: 137-149.
- [22] Pilkington group. 2011. Spontaneous Breackage of Tempered Glass. Technical information.
<http://www.google.si/url?sa=t&rct=j&q=&esrc=s&source=web&cd=1&cad=rja&sqi=2&ved=0CCgQFjAA&url=http%3A%2F%2Fcms.pilkington.com%2Fresources%2Fspontaneousbreakageoftemperedglassats165.pdf&ei=6vTTUuDeFYKxtAaEqIGADg&usg=AFQjCNFg4Ao4FH-IaSO0NuS4nEkuTikBPw&sig2=h1InW65jqQkNgb8MZ2ryRQ&bvm=bv.59026428,d.Yms> (Pridobljeno 20.5.2013)

- [23] Byers, S. 2008. Environmental risks of architectural glass without durable surface protection. V: Vitkala, J. (ur.). Proceedings of Glass Performance Days China 2008. China. 5 maj 2008. Glass performance Days: pp. 181–184.
- [24] Antolinc, D., Rajčič, V., Žarnić, R. 2012. Zavetrovanje lesenih okvirjev z lameliranim steklom. V: Lopatič, J. (ur.), Markelj, V. (ur.), Saje, F. (ur.). Zbornik 34. zborovanja gradbenih konstrukterjev Slovenije. Bled. 11-12 oktober 2012. Slovensko društvo gradbenih konstrukterjev: str. 219–226.
- [25] Antolinc, D., Žarnić, R., Frlan, M. 2011. Računska analiza in dimenzioniranje lameliranega stekla. V: Lopatič, J. (ur.), Markelj, V. (ur.), Saje, F. (ur.). Zbornik 33. zborovanja gradbenih konstrukterjev Slovenije. Bled. 6-7 oktober 2011. Slovensko društvo gradbenih konstrukterjev: str. 293-300.
- [26] Lenk, P., Lancaster, F. 2011. Behaviour of a tall glass shear wall Theory and Applications. V: Vitkala, J. (ur.). Proceedings of Glass Performance Days 2011. Tampere, Finland. 13-15 June 2011. Glass Performance Days: pp. 583–588.
- [27] Christopher, H. 2011. The Best Architecture In Shanghai. Business Insider Australia. <http://au.businessinsider.com/architecture-guide-to-shanghai-2013-3#the-shanghai-oriental-sports-center-the-sosc-celebrated-its-opening-for-the-14th-fina-world-swimming-championships-in-july-2011-it-consists-of-a-hall-stadium-for-several-sports-and-cultural-events-a-natatorium-swimming-hall-an-outdoor-swimming-pool-and-a-media-centre-1> (Pridobljeno 10.7.2013).
- [28] Palermo, A., Pampanin, A., Baird, P., Riccio, P. 2010. Focusing on reducing the earthquake damages to non-structural components in buildings. V: Ingham, J. (ur.), Beattie, G. (ur.). Proceeding of NZSEE Conference on Earthquake Prone Buildings: How Ready Are We?. Wellington. 28-26 March 2010. New Zealand Society for Earthquake Engineering Inc.: pp. 1-8.
- [29] Behr, R. 2006. Design of Architectural Glazing to Resist Earthquakes. Journal of Architectural Engineering. 12, 3: 122–128.
- [30] Behr, R. 2001. Architectural Glass for Earthquake-resistant Buildings. V: Vitkala, J. (ur.). Proceedings of Glass Performance Days 2001. Tampere, Finland. 18-21 June 2001. Glass Performance Days: pp. 341–347.
- [31] Eva, C., Hutchinson, T. C. 2011. Experimental Evaluation of the In-Plane Seismic Behavior of Storefront Window Systems. Earthquake Spectra. 27, 4: 997–1021.

- [32] Hutchinson, T. C., Zhang, J., Eva, C. 2011. Development of a Drift Protocol for Seismic Performance Evaluation Considering a Damage Index Concept. *Earthquake Spectra*. 27, 4: 1049–1076.
- [33] Memari, A. M., Shirazi, A., Kremer, P. A. 2007. Static finite element analysis of architectural glass curtain walls under in-plane loads and corresponding full-scale test. *Structural Engineering and Mechanics Journal*. 25, 4: 365–382.
- [34] McBean, P. 2005. Drift Intolerant Facade Systems and Flexible Shear Walls. Do we have a Problem?. V: Lam, N. T. K. (ur.), Wilson, J. L. (ur.), Butler, B. (ur.). *Proceedings of Annual Technical Conference of the Australian Earthquake Engineering Society*. Albury, NSW. 2005. Australian Earthquake Engineering Society: pp. 35/1–35/8.
- [35] Sivanerupan, S., Wilson, J. L., Gad, E. F., Lam, N. T. K. 2009. Seismic assessment of glazed facade systems. V: Lam, N. T. K. (ur.), Wilson, J. L. (ur.), Butler, B. (ur.). *Proceedings of Annual Technical Conference of the Australian Earthquake Engineering Society*. Newcastle, NSW, Australia. 2009. Australian Earthquake Engineering Society: pp. 1-10.
- [36] Pantelides, C. P., Truman, K. Z., Behr, R. A., Belarbi, A. 1996. Development of a loading history for seismic testing of architectural glass in a shop-front wall system. *Engineering Structures*. 18, 12: 917–935.
- [37] Lago, A. D., Sullivan, T. J. 2011. A Review of Glass Façade Systems and Research Into the Seismic Design of Frameless Glass Façades. Pavia, Instituto Universitario di Studi Superiori di Pavia Press: 166 str.
- [38] Niedermaier, P. 2003. Shear-Strength of Glass Panel Elements in combination with Timber Frame Constructions. V: Vitkala, J. (ur.). *Proceedings of Glass Performance Days 2003*. Tampere, Finland. 15-18 June 2003. Glass Performance Days: pp. 262–264.
- [39] Mocibob, D. 2008. Glass panel under shear loading - use of glass envelopes in building stabilization. Doctoral dissertation. Lausanne, EPFL (samozaložba D. Mocibob): 151 str.
- [40] Freitag, C., Woerner, J-D. 2009. Glass as structural bracings - shear capacity of mechanically pre-stressed windowpanes. V: Vitkala, J. (ur.). *Proceedings of Glass Performance Days 2009*. Tampere, Finland. 11-12 June 2011. Glass Performance Days: pp. 329–333.
- [41] EN 1288-3:2000. Glass in building - Determination of the bending strength of glass - Part 3: Test with specimen supported at two points (four point bending).

- [42] Bennison, S., Stelzer, I. Structural Properties of Laminated Glass. Workshop at GPD Finland. Osebna komunikacija. (16.12.2011.)
- [43] ASTM Standard E 1300-09a:2009. Standard Practice for Determining Load Resistance of Glass in Buildings.
- [44] Galuppi, L., Royer-Carfagni, G. F. 2012. Effective thickness of laminated glass beams: New expression via a variational approach. *Engineering Structures*. 38, 0: 53–67.
- [45] Galuppi, L., Royer-Carfagni, G. 2012. The effective thickness of laminated glass plates. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*. 7, 4: 375–400.
- [46] Malmberg, J. 2006. A finite element based design tool for point fixed laminated glass. Master thesis. Lund, University of Lund, Department of Construction Sciences (samozaložba J. Malmberg): 73 str.
- [47] SIMULIA 2008. Abaqus Online Documentation 6.10. EF1. In: Deassault Systemes.
- [48] Frlan, M. 2011. Mehanske lastnosti lameliranega stekla. Diplomsko naloga. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo (mentor Žarnić, R., somentor Antolinc, D.): 88 str.
- [49] Luible, A. 2004. Stabilität von Tragelementen aus Glas. Doktorska disertacija. Lausanne, Ecole Polytechnique Federale de Lausanne, Section de Genie Civil (samozaložba A. Luible): 261 str.
- [50] Kutterer, M. 2005. Verbundglasplatten – Schubverbund und Membrantragwirkung – Teil I. *Stahlbau*. 74, 1: 39–46.
- [51] Amadio, C., Bedon, C. 2011. Buckling of Laminated Glass Elements in Compression. *Journal of Structural Engineering*. 137, 8: 803–810.
- [52] Zenkert, D. 1997. The handbook of sandwich construction. West Midlands, Engineering Materials Advisory Services Ltd: 442 pp.
- [53] SIST EN 1194:2000. Lesene konstrukcije - Lepljen lameliran les - Trdnostni razredi in ugotavljanje karakterističnih vrednosti.
- [54] Final draft prEN 408:2010. Timber structures - Structural timber and glued laminated timber - determination of some physical and mechanical properties.
- [55] Brandner, R., Schickhofer, G. 2008. Glued laminated timber in bending: new aspects concerning modelling. *Wood Science and Technology*. 42, 5: 401–425.

- [56] EN 383:1983. Timber structures - test methods - determination of embedding strength and foundation values for dowel type fasteners. European Committee for Standardization.
- [57] Santos, C. L., de Jesus, A. M. P., Morais, J. J. L., Fontoura, B. F. C. 2013. An experimental comparison of strengthening solutions for dowel-type wood connections. *Construction and Building Materials*. 46, 0: 114–127.
- [58] Yasumura, M., Kawai, N. 1997. Evaluation of Wood Framed Shear Walls subjected to Lateral Load. V: Görlacher, R. (ur.). *Minutes of CIB - W18/30-15-4*. Vancouver, Canada. 25-28 August 1997. International Council for Building Research, Studies and documentation: pp. 358–368.
- [59] EN 12512:1997. Timber Structures - Test Methods - Cyclic Testing of Joints made with mechanical fasteners. CEN Standards, Bruxelles, Belgium.
- [60] ATC-24:1992. Guidelines for Cyclic Seismic Testing of Components of Steel Structures for Buildings.
- [61] Klobčar, S. 2005. Vpliv odprtih na strižno nosilnost lesenih sten. Diplomsko naloga. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo (samozaložba S. Klobčar): 95 str.
- [62] Sodja, J. 2005. Študija strižnega obnašanja lepljenih lesenih masivnih sten. Diplomsko naloga. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo (samozaložba J. Sodja): 95 str.
- [63] Priestley, M. J. N. 1996. *Seismic Design and Retrofit of Bridges*. Hoboken, Wiley-Interscience: 704 pp.
- [64] Leijten, Ad. J. M., Ruxton, S., Prion, H., Lam, F. 2004. A novel timber connection with exceptional properties. V: *Proceedings of 13th World conference on earthquake engineering*. Vancouver, B.C., Canada. 1-6 August 2004.
- [65] SIST EN 1998-1:2002. Evrokod 8: Projektiranje potresnoodpornih konstrukcij - 1 del. CEN, Brussels; SIST, Ljubljana.
- [66] Rozman, M. 2010. Vpliv večslojnih fasadnih panelov in strižnih panelov na odziv okvirnih konstrukcij pri potresni obtežbi. Doktorska disertacija. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo (samozaložba M. Rozman): 136 str.
- [67] Krstevska, L., Tashkov, L., Rajčić, V., Žarnić, R. 2012. Shaking table test of innovative composite panel composed of glued laminated wood and bearing glass. V: *15th World Conference on*

Earthquake Engineering, Lisbon, Portugal. 24-28 September 2012. Sociedade Portuguesa de Engenharia Sismica: International Association for Earthquake Engineering: pp. 1-10.

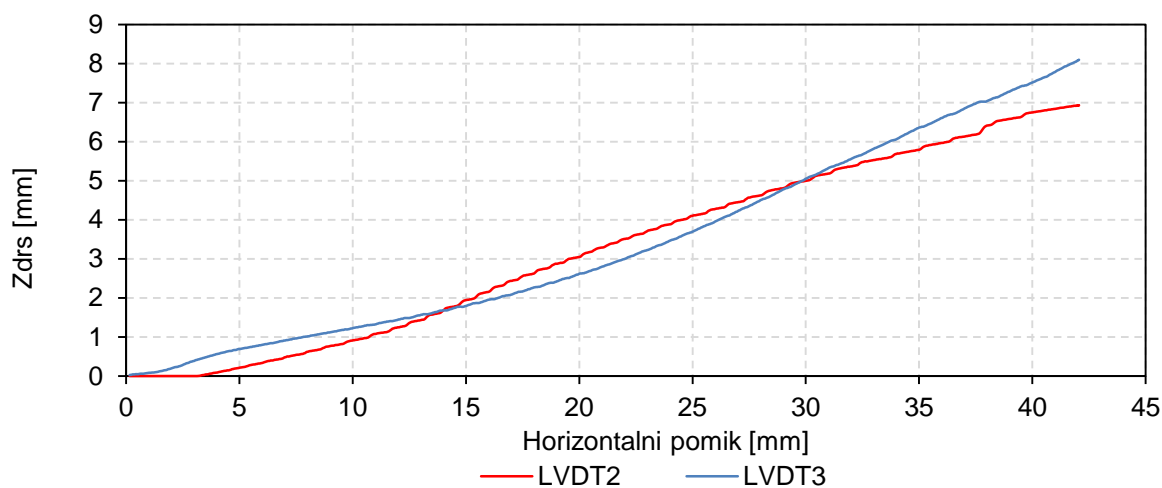
- [68] Antolinc, D., Stepinac, M., Rajčić, V., Žarnić, R., Krstevska, L., Tashkov, L. 2013. Simulation of earthquake load imposed on timber-glass composite shear wall panel. V: Belis, J. (ur.), Louter, C. (ur.), Mocibob, D. (ur.). COST Action TU0905 Mid-term Conference on Structural Glass, Poreč, Croatia. 18-19 April 2013. Taylor & Francis: pp. 245–252.

PRILOGE

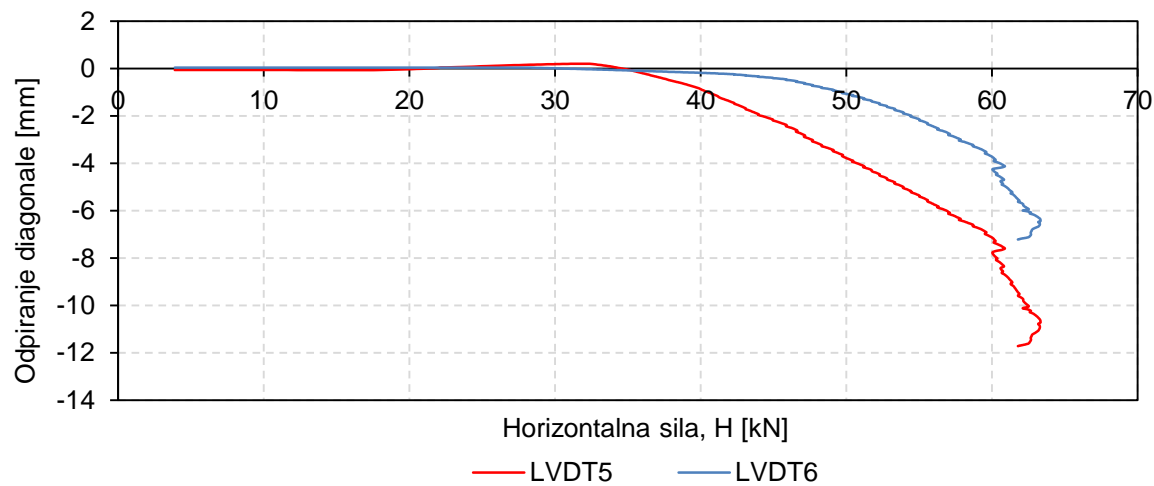
- PRILOGA A:** REZULTATI MERITEV ZDRSA MED ŠIPO IN LESENIM OKVIRJEM, ODPIRANJA DIAGONAL, POMIKA PRAVOKOTNO NA RAVNINO ŠIPE, DVIGA PANELA IN DEFORMACIJE ŠIPE (SG1, SG2, SG3, SG4, SG5) ZA MONOTONO OBREMENJENE KOMPOZITNE PANELE
- PRILOGA B:** PROTOKOL OBREMENJEVANJA IN REZULTATI MERITEV ZDRSA MED ŠIPAMI IN LESENIM OKVIRJEM, ODPIRANJA DIAGONAL, HORIZONTALNE SILE, DVIGA PANELA IN VERTIKALNE DEFORMACIJE ŠIPE OB KONTAKTU Z LESOM ZA CIKLIČNO OBREMENJENE KOMPOZITNE PANELE
- PRILOGA C:** REZULTATI MERITEV DINAMIČNIH PREISKAV KOMPOZITNIH PANELOV

PRILOGA A: REZULTATI MERITEV ZDRSA MED ŠIPO IN LESENI OKVIRJEM, ODPIRANJA DIAGONAL, POMIKA PRAVOKOTNO NA RAVNINO ŠIPE, DVIGA PANELA IN DEFORMACIJE ŠIPE (SG1, SG2, SG3, SG4, SG5) ZA MONOTONO OBREMENJENE KOMPOZITNE PANELE

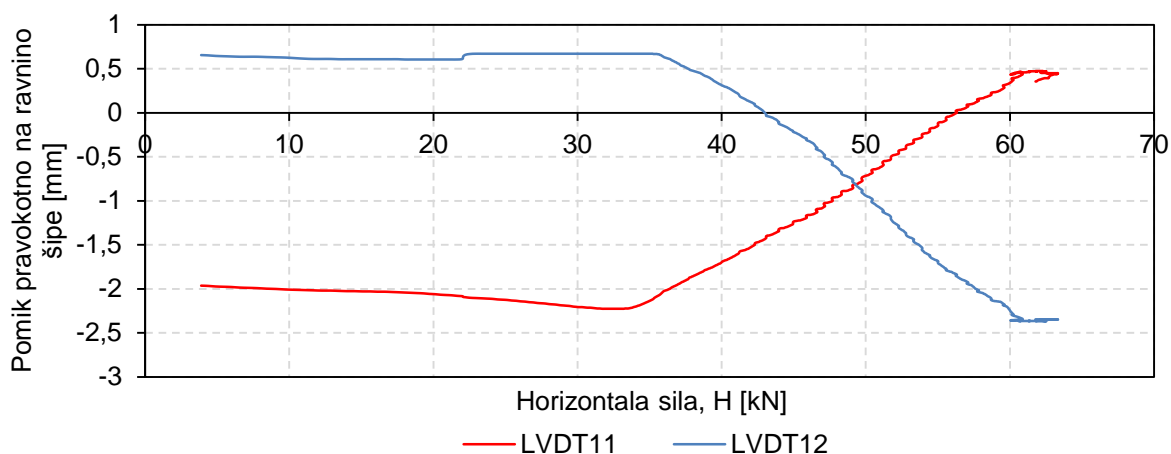
REZULTATI ZA PREIZKUŠANEC FR1



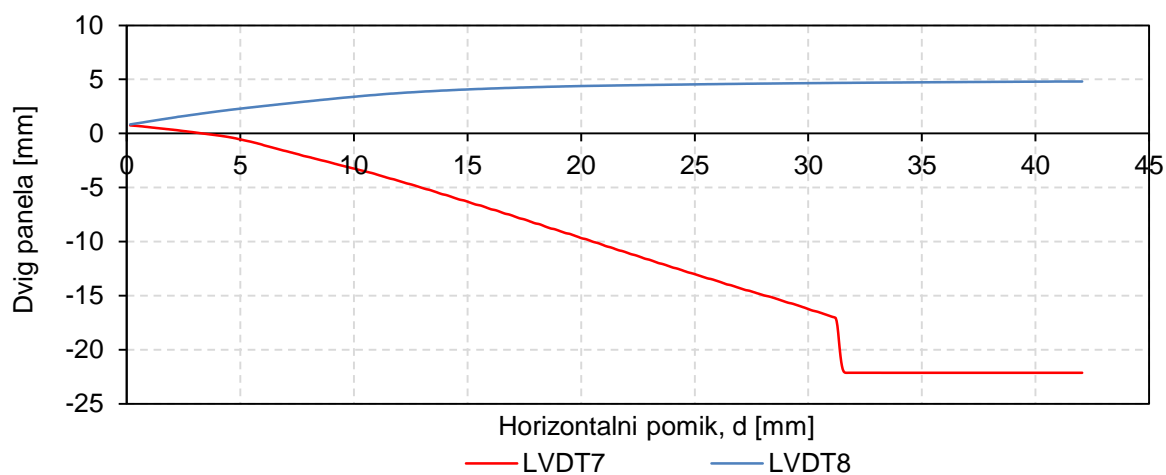
Slika A - 1: Zdrs šipe zgoraj in spodaj v lesenem okvirju v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušavec FR1.



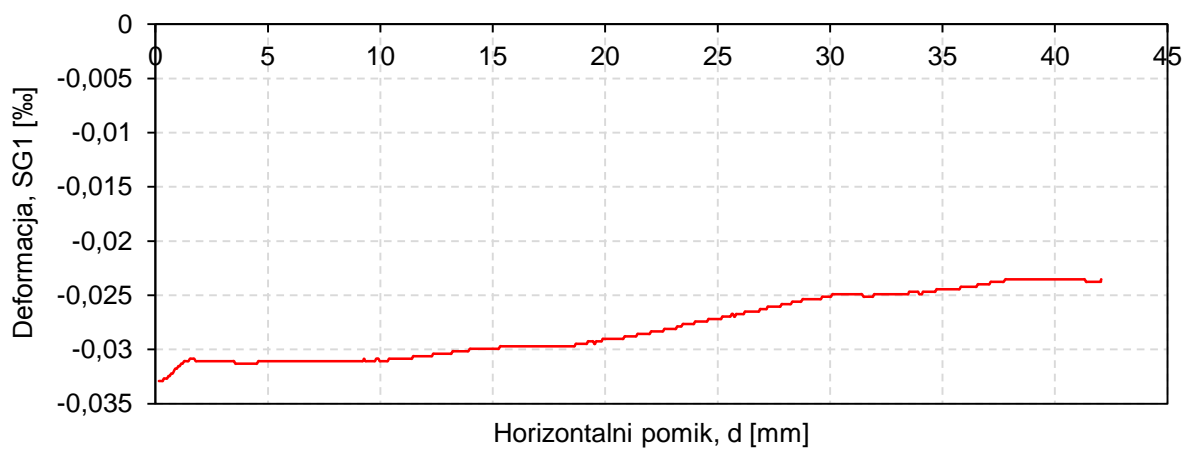
Slika A - 2: Odpiranje diagonale v odvisnosti od horizontalne sile H za preizkušavec FR1.



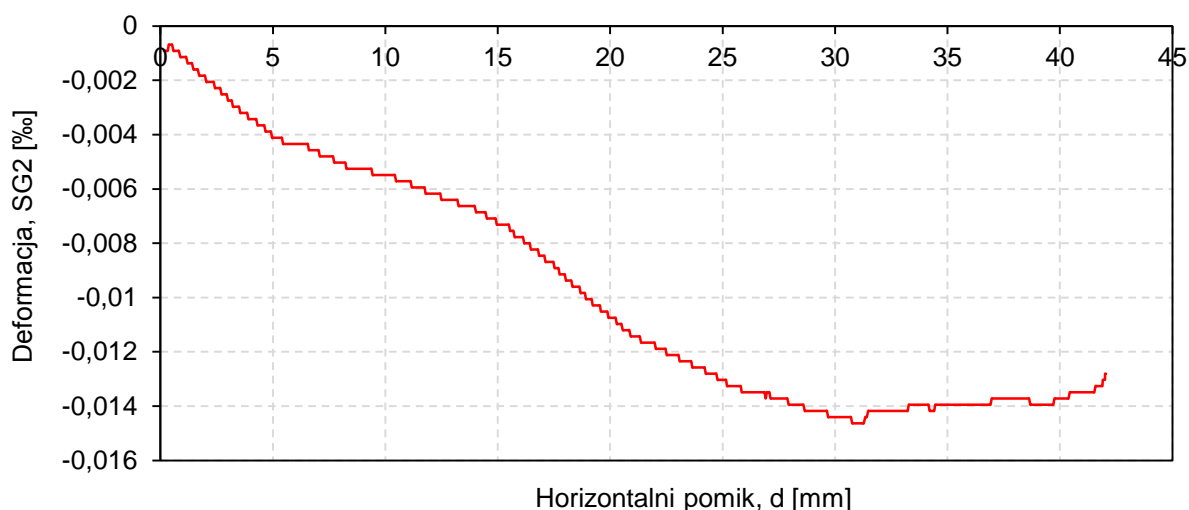
Slika A - 3: Pomik kompozitnega panela v smeri pravokotno na ravnino šipe (LVDT11 in LVDT12) v odvisnosti od horizontalne sile H za preizkušane FR1.



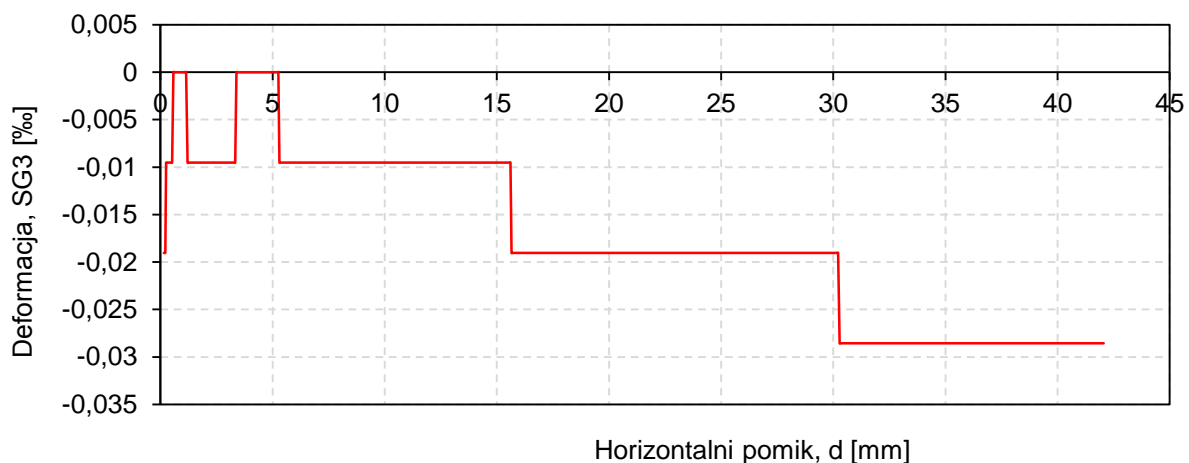
Slika A - 4: Dvig preizkušanca glede na betonski element v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR1.



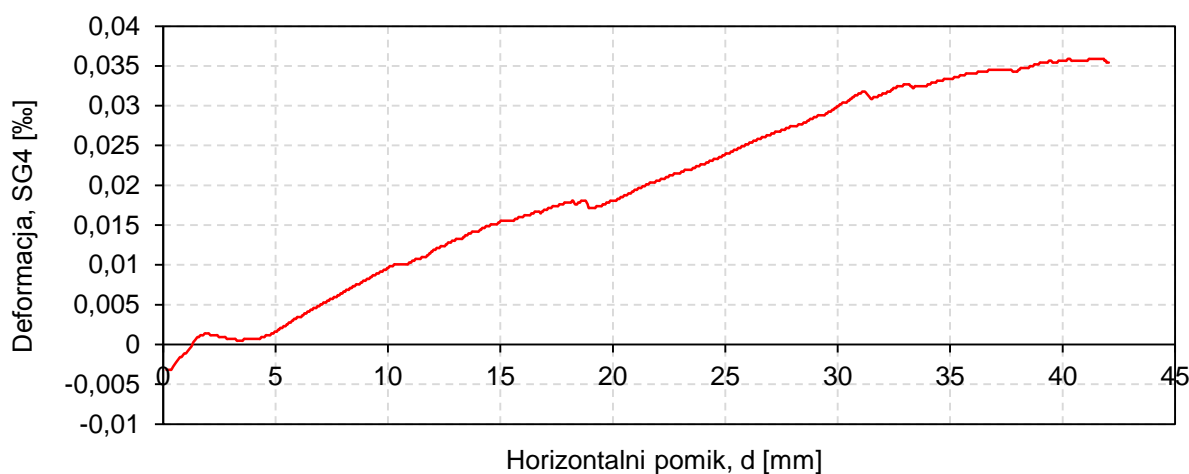
Slika A - 5: Specifična deformacija šipe SG1 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR1.



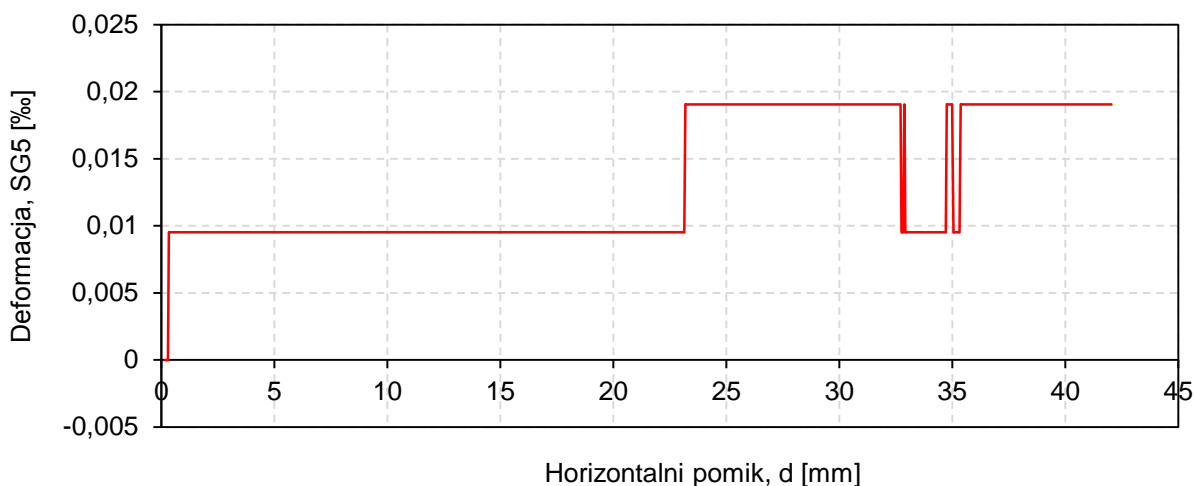
Slika A - 6: Specifična deformacija šipe SG2 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušaneec FR1.



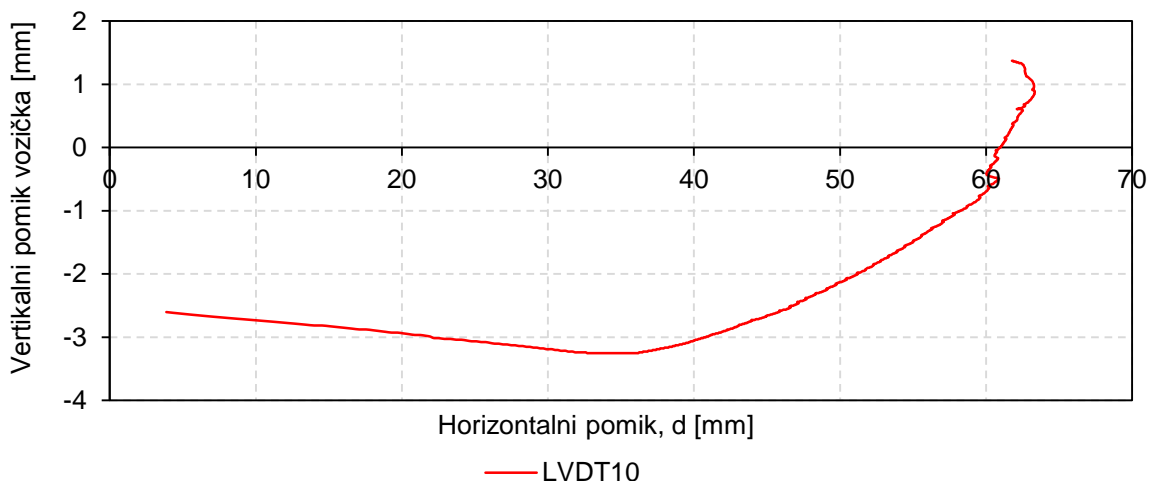
Slika A - 7: Specifična deformacija šipe SG3 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušaneec FR1.



Slika A - 8: Specifična deformacija šipe SG4 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušaneec FR1.

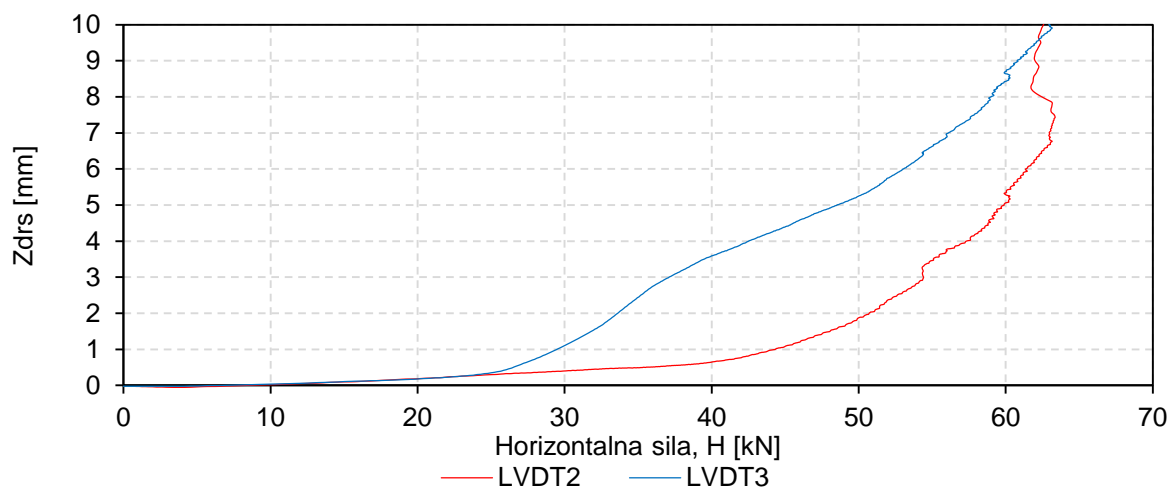


Slika A - 9: Specifična deformacija šipe SG5 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR1.

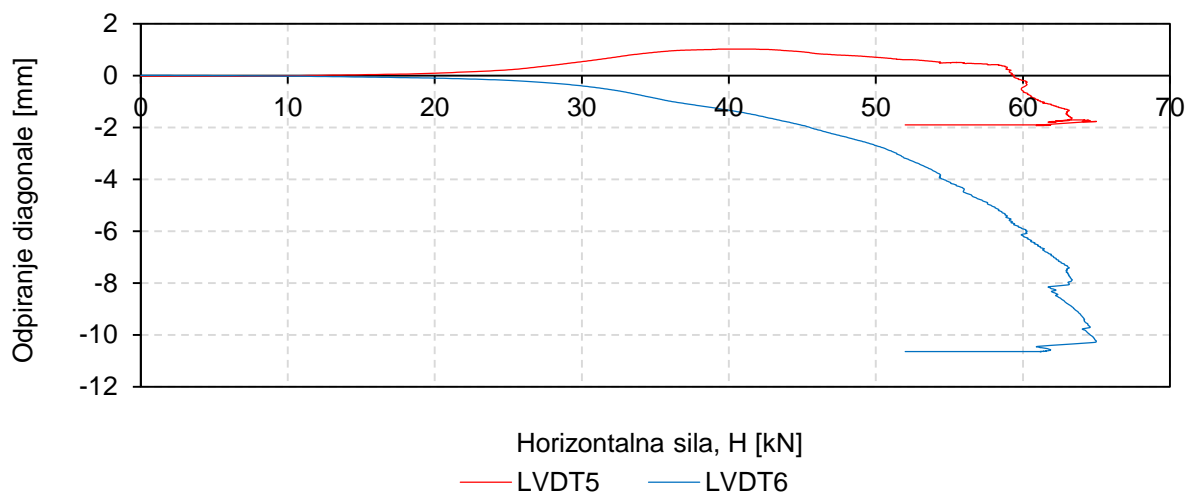


Slika A - 10: Vertikalni pomik vozička v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR1.

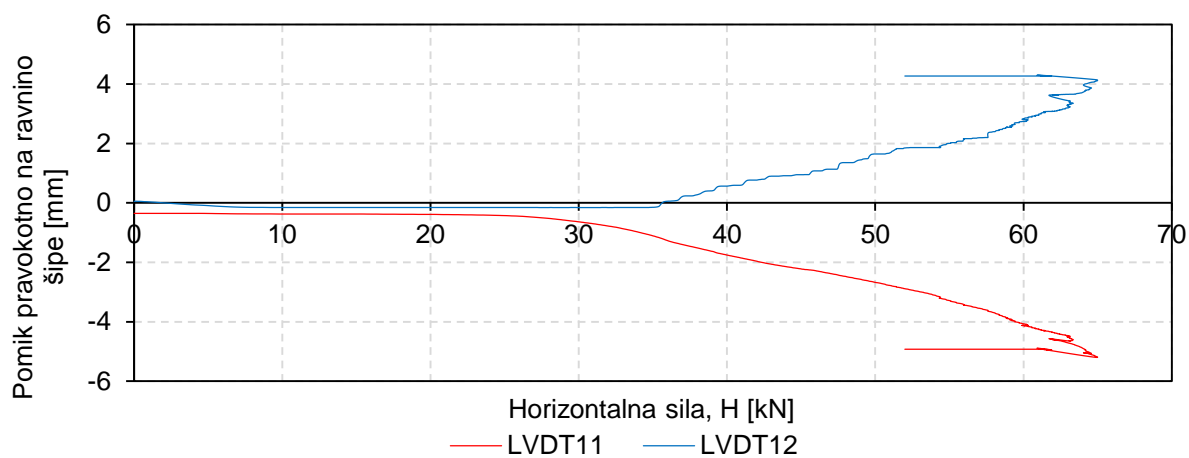
REZULTATI ZA PREIZKUŠANEC FR3



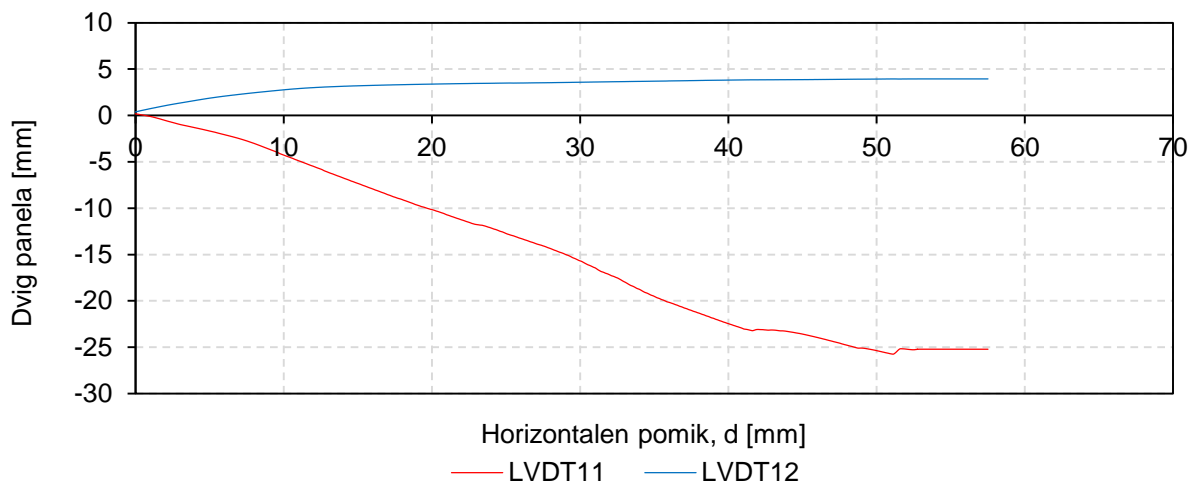
Slika A - 11: Zdrs šipe zgoraj in spodaj v lesenem okvirju v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušaneec FR3.



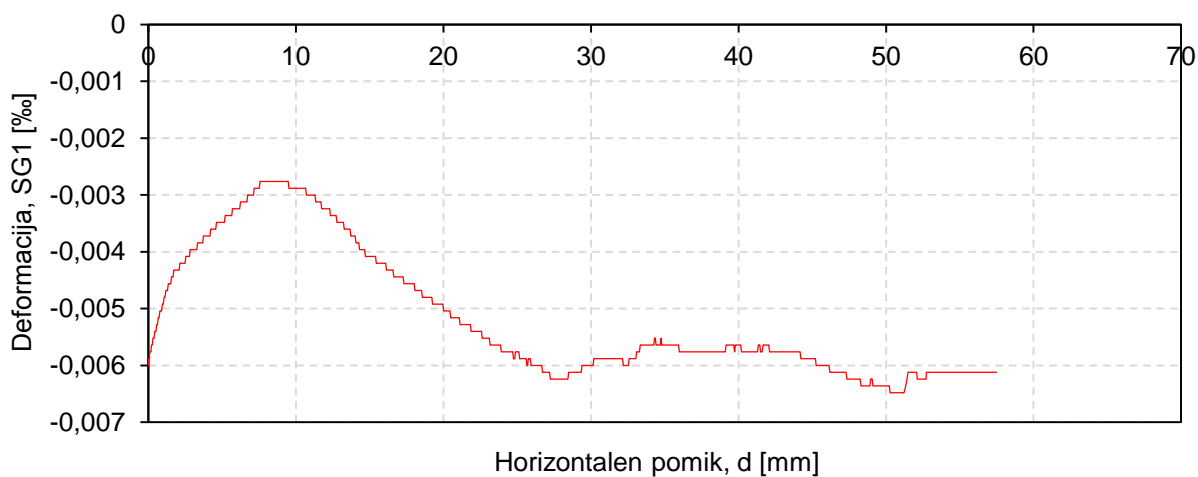
Slika A - 12: Odpiranje diagonale v odvisnosti od horizontalne sile H za preizkušaneec FR3.



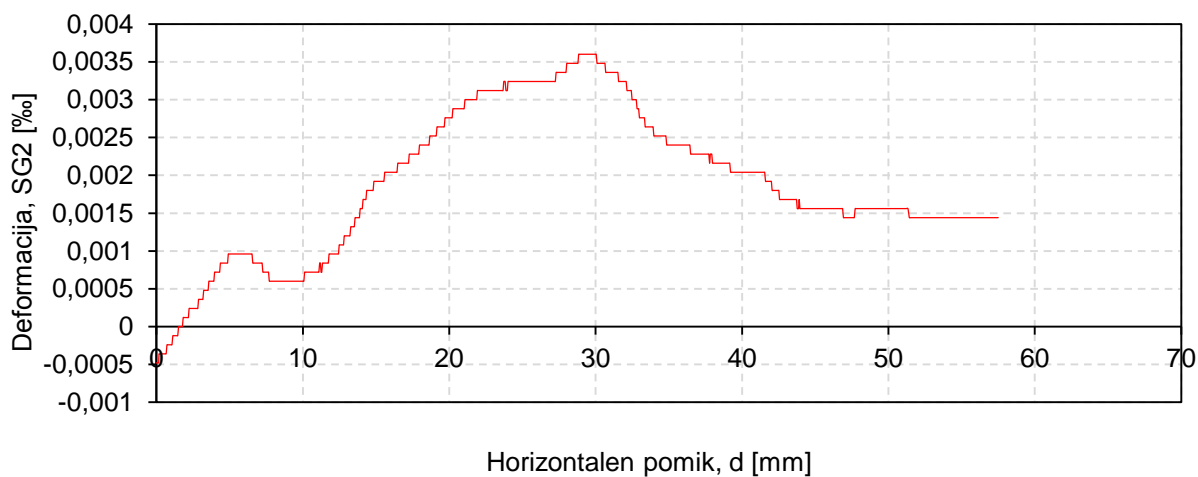
Slika A - 13: Pomik kompozitnega panela v smeri pravokotno na ravnino šipe (LVDT11 in LVDT12) v odvisnosti od horizontalne sile H za preizkušaneec FR3.



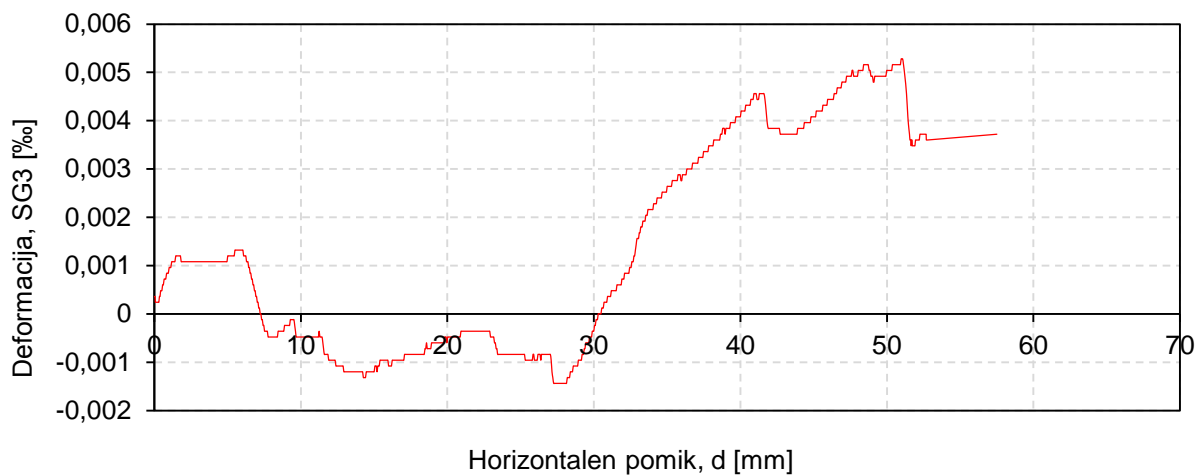
Slika A - 14: Dvig preizkušanca glede na betonski element v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanec FR3.



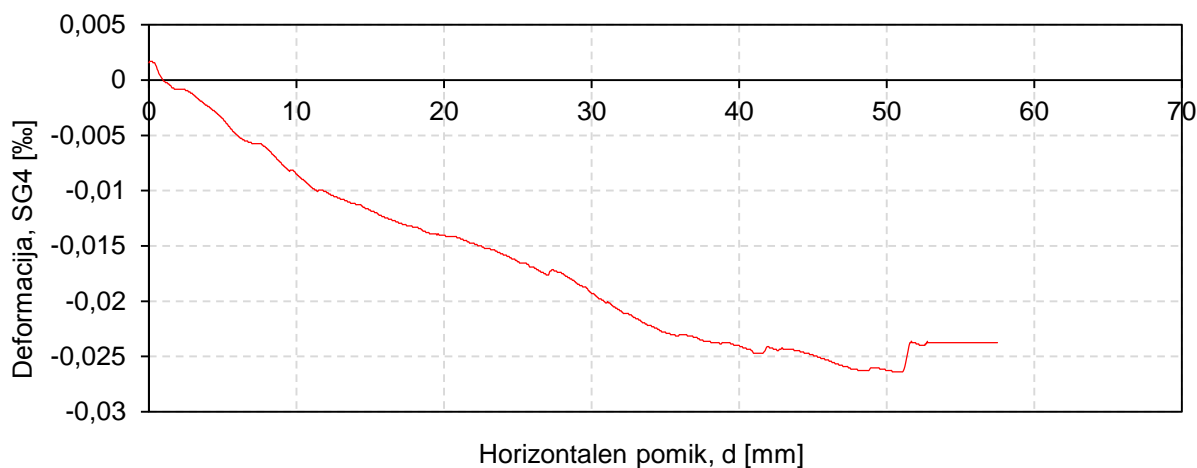
Slika A - 15: Specifična deformacija šipe SG1 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanec FR3.



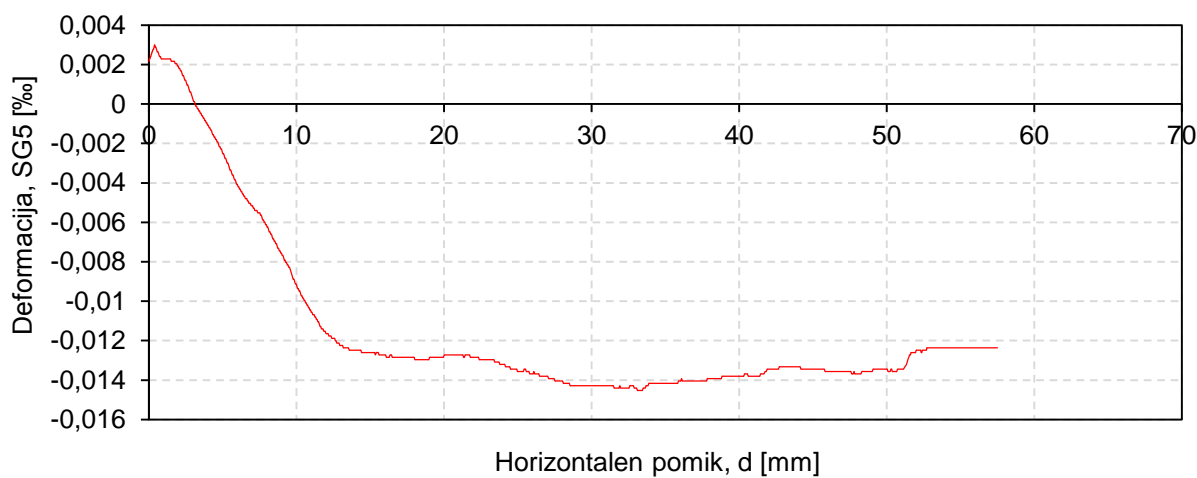
Slika A - 16: Specifična deformacija šipe SG2 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanec FR3.



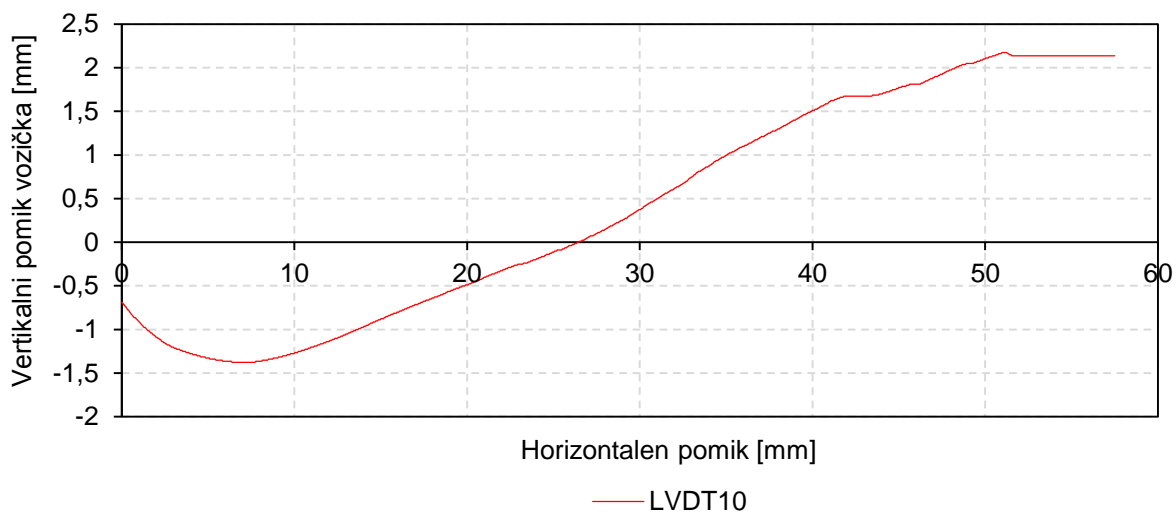
Slika A - 17: Specifična deformacija šipe SG3 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušaneec FR3.



Slika A - 18: Specifična deformacija šipe SG4 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušaneec FR3.

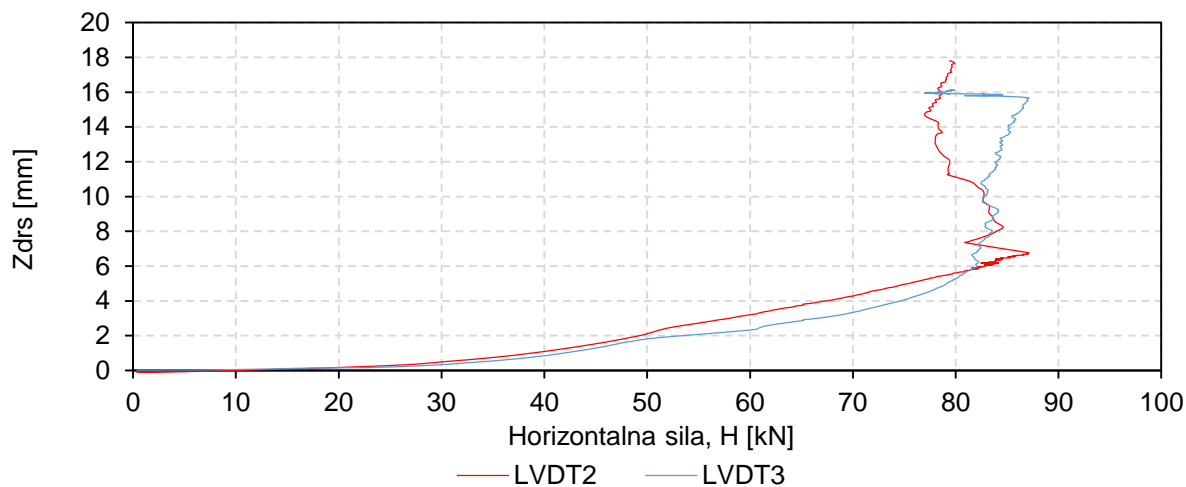


Slika A - 19: Specifična deformacija šipe SG5 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušaneec FR3.

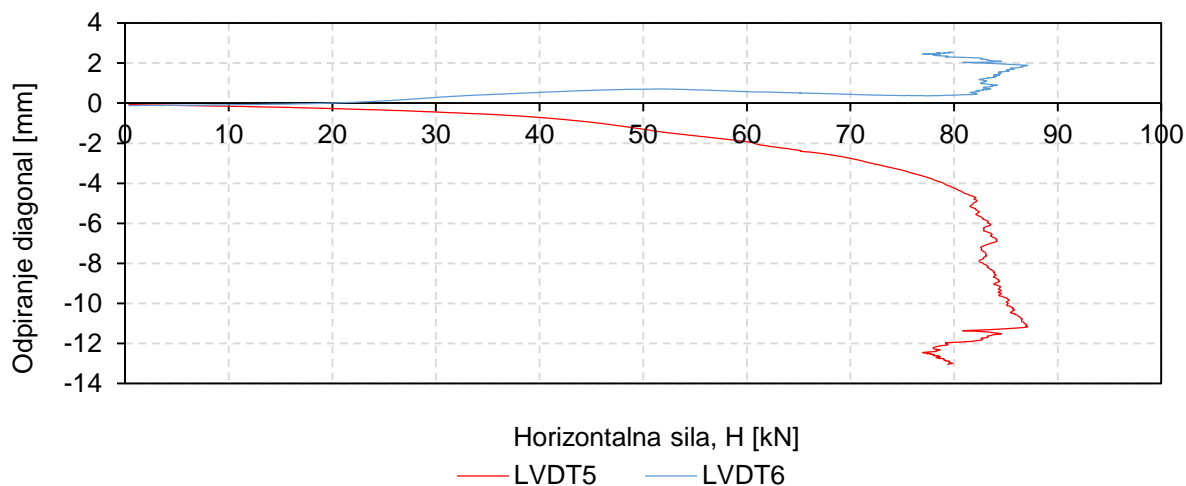


Slika A - 20: Vertikalni pomik vozička v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanece FR3.

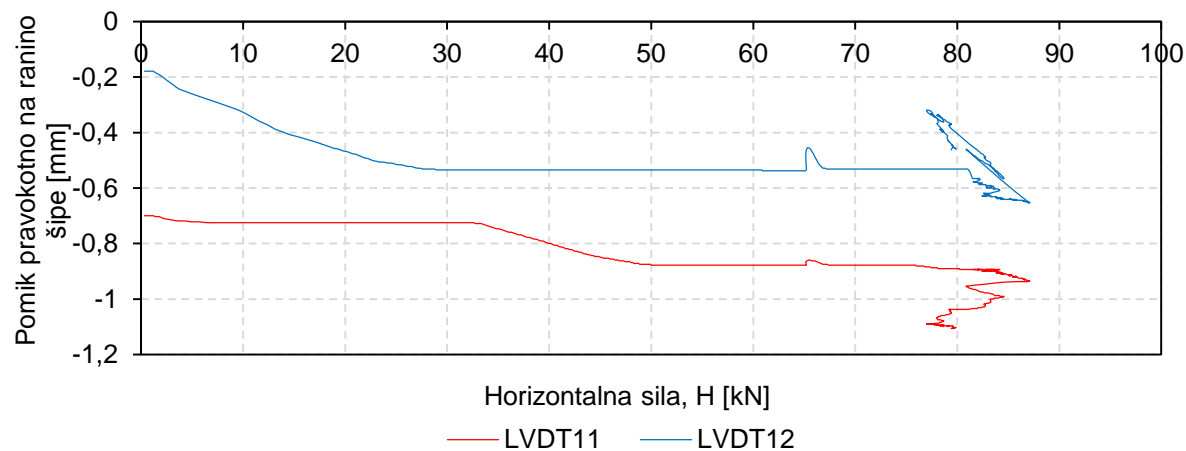
REZULTATI MERITEV ZA PREIZKUŠANEC FR5



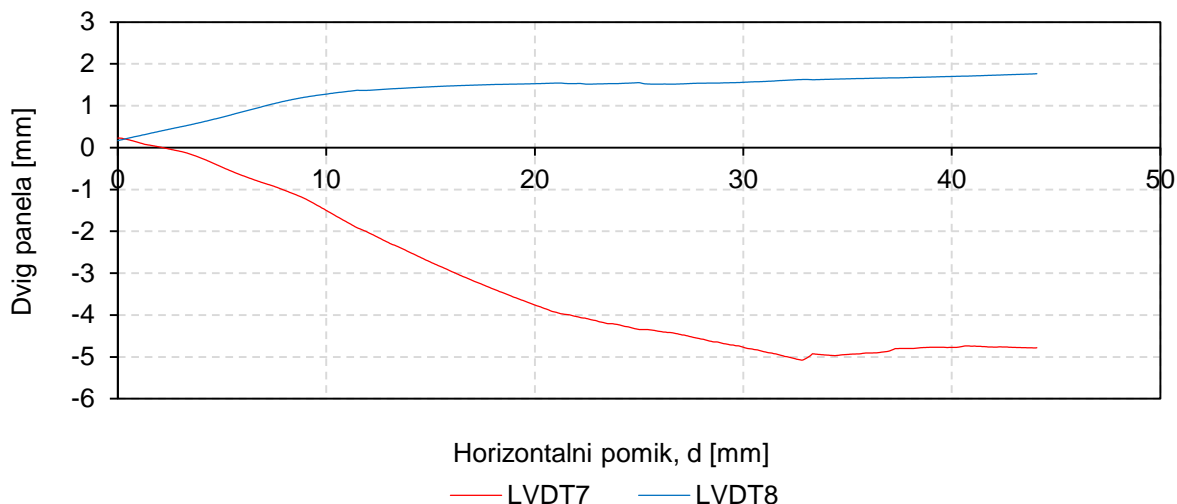
Slika A - 21: Zdrs šipe zgoraj in spodaj v lesenem okvirju v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušavec FR5.



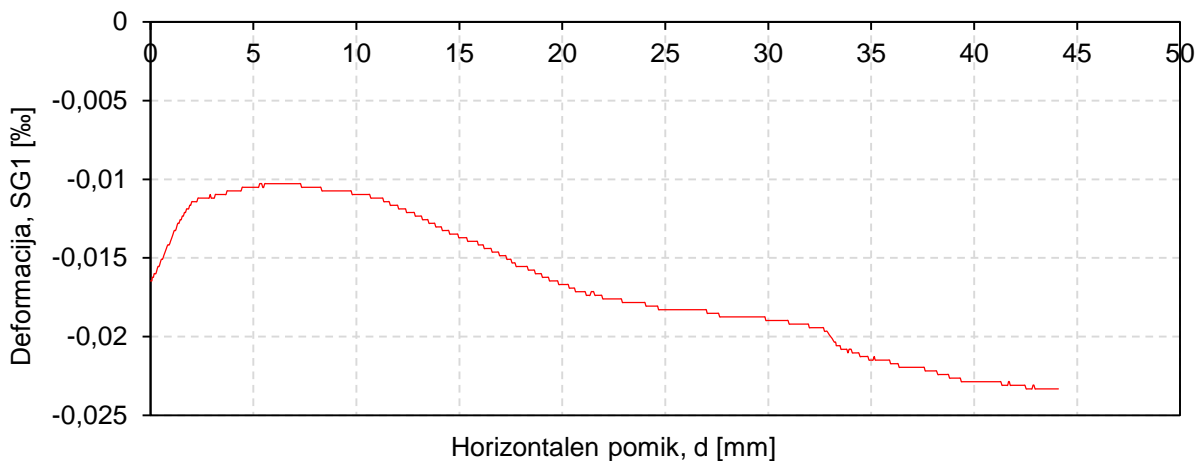
Slika A - 22: Odpiranje diagonale v odvisnosti od horizontalne sile H za preizkušavec FR5.



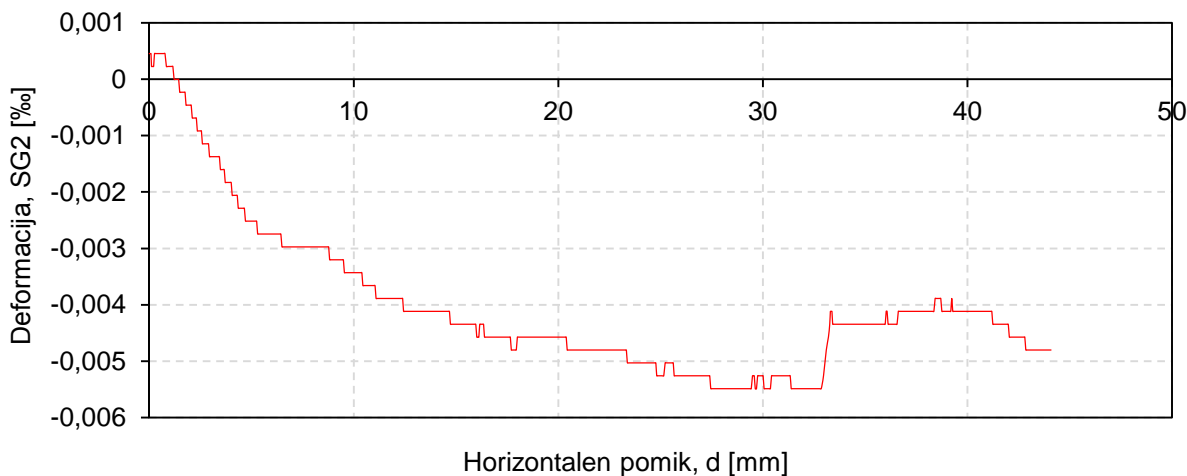
Slika A - 23: Pomik kompozitnega panela v smeri pravokotno na ravnino šipe (LVDT11 in LVDT12) v odvisnosti od horizontalne sile H za preizkušavec FR5.



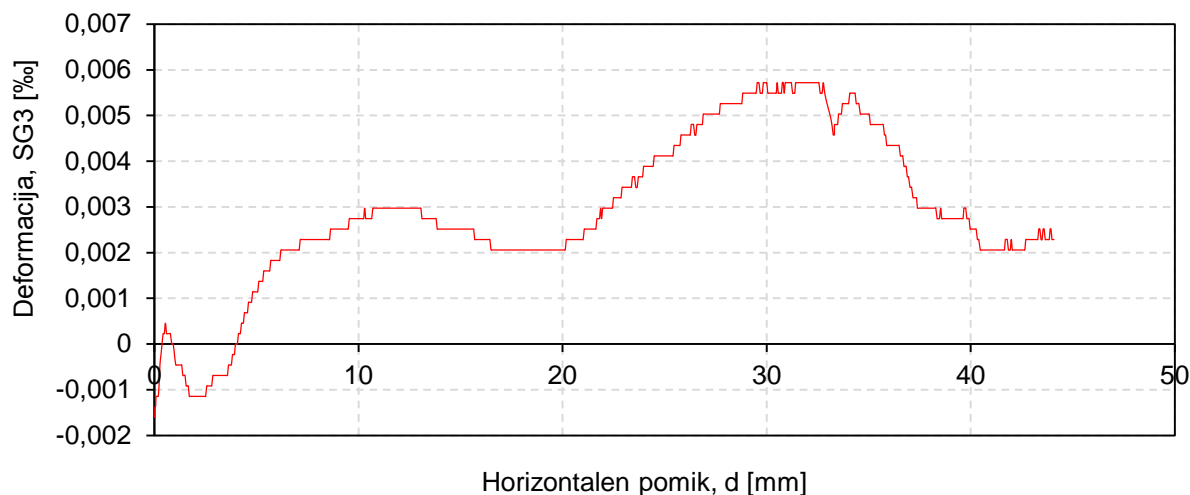
Slika A - 24: Dvig preizkušanca glede na betonski element v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR5.



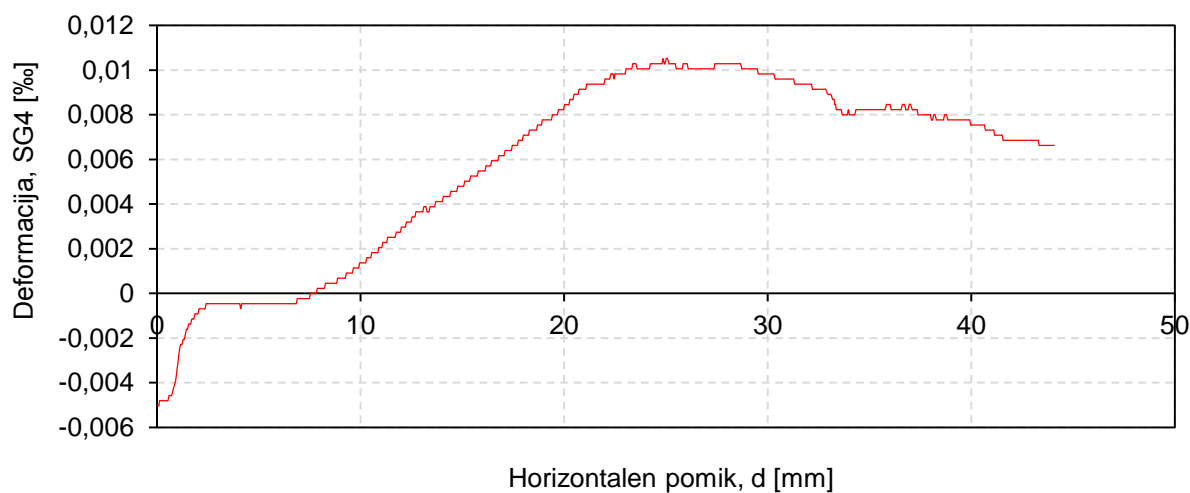
Slika A - 25: Specifična deformacija šipe SG1 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR5.



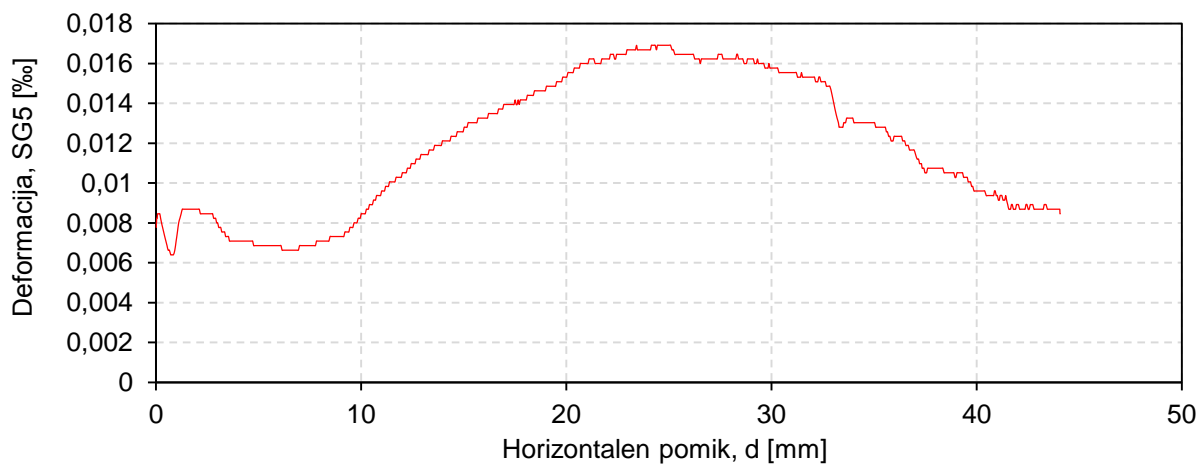
Slika A - 26: Specifična deformacija šipe SG2 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR5.



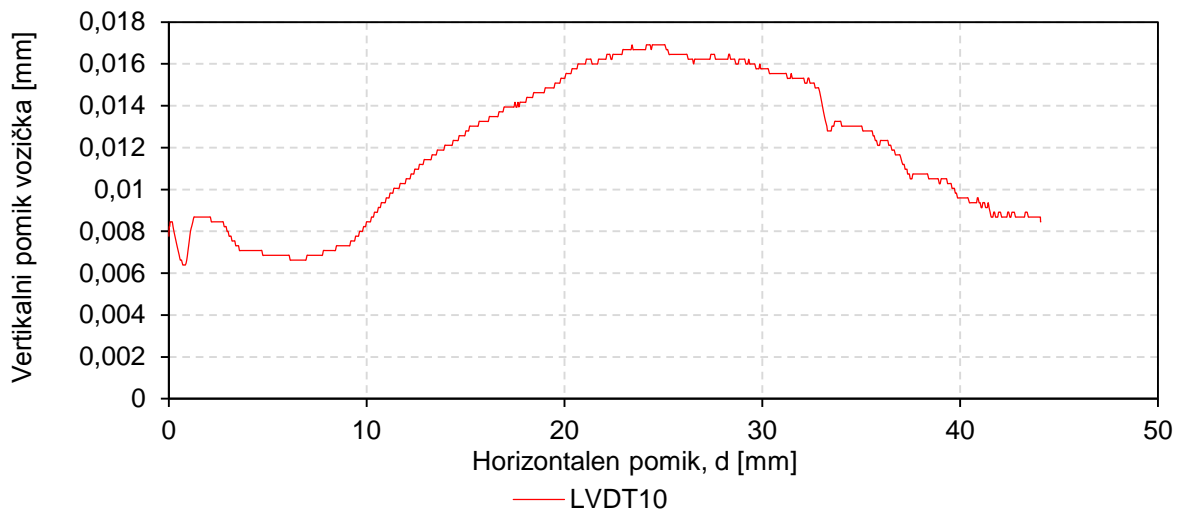
Slika A - 27: Specifična deformacija šipe SG3 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR5.



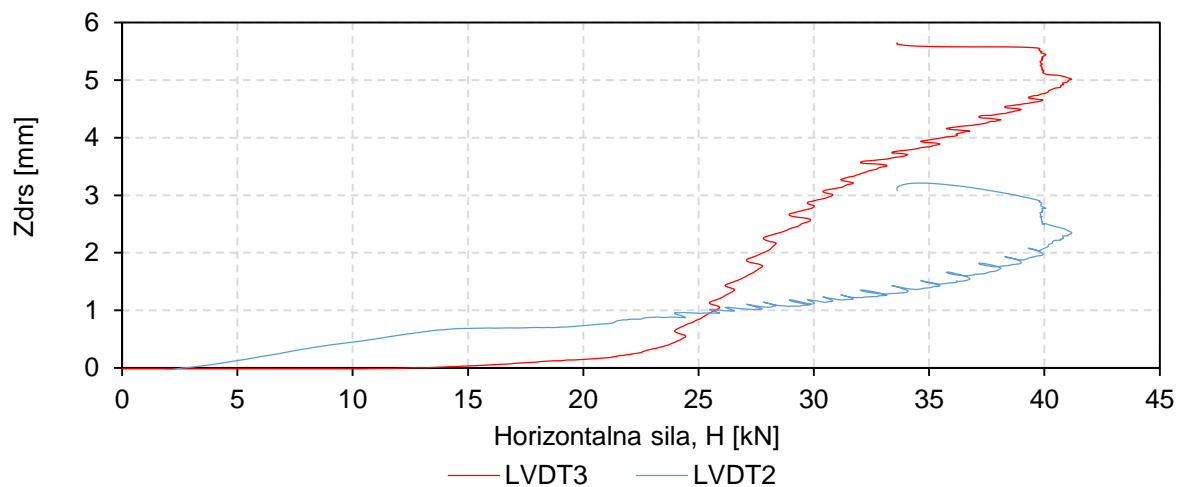
Slika A - 28: Specifična deformacija šipe SG4 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR5.



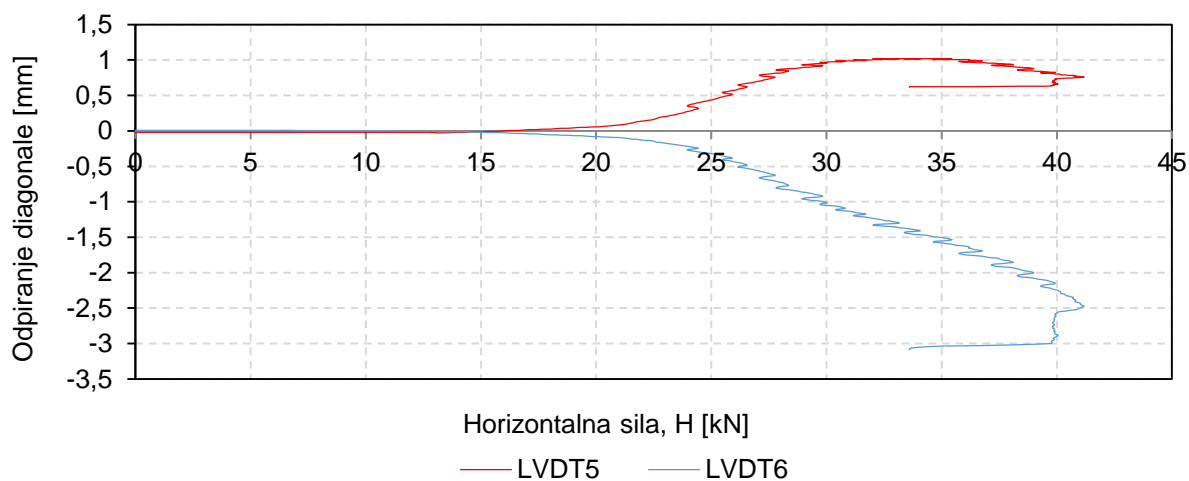
Slika A - 29: Specifična deformacija šipe SG5 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR5.

Slika A - 30: Vertikalni pomik vozička v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanelec FR5.

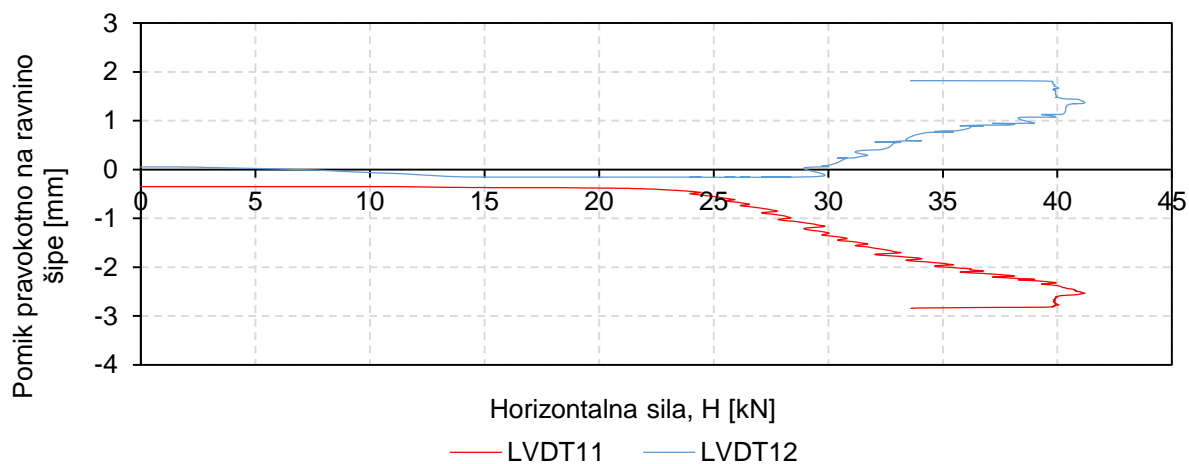
REZULTATI MERITEV ZA PREIZKUŠANEC FR7



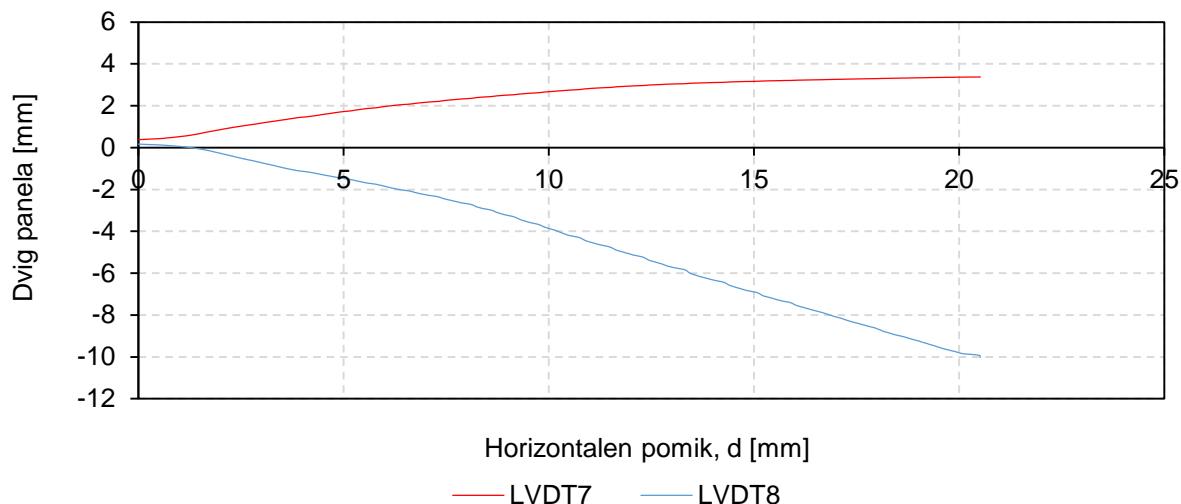
Slika A - 31: Zdrs šipe zgoraj in spodaj v lesenem okvirju v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušaneec FR7.



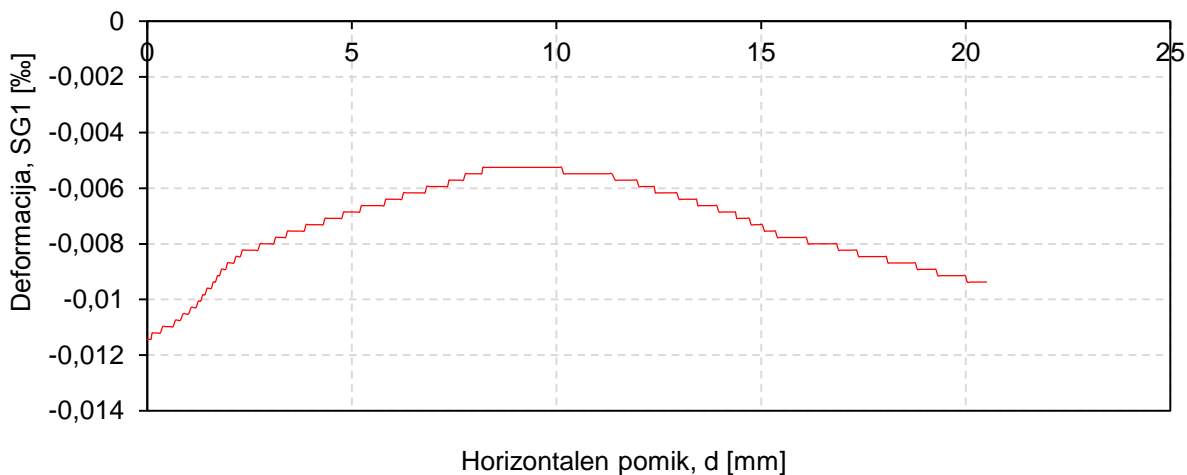
Slika A - 32: Odpiranje diagonale v odvisnosti od horizontalne sile H za preizkušaneec FR7.



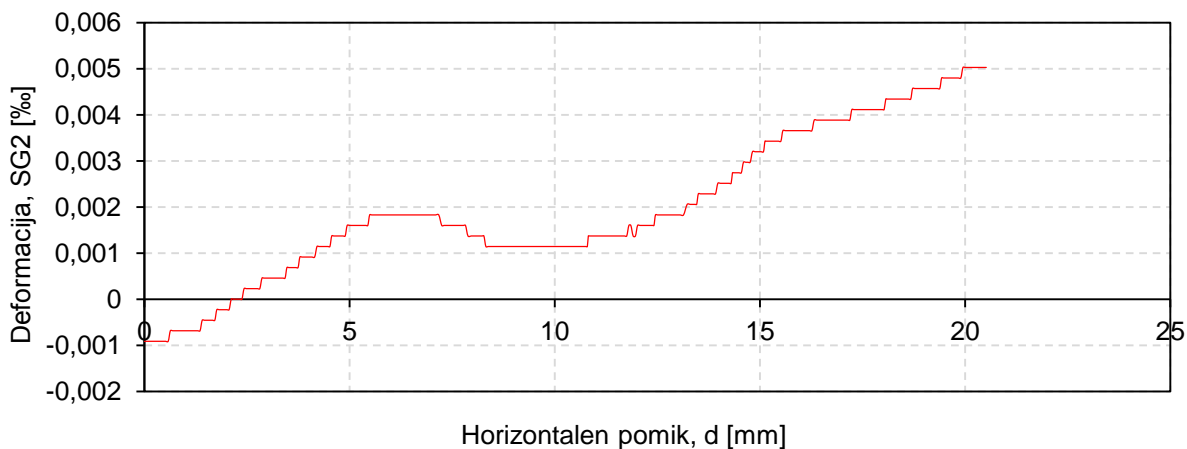
Slika A - 33: Pomik kompozitnega panela v smeri pravokotno na ravnino šipe (LVDT11 in LVDT12) v odvisnosti od horizontalne sile H za preizkušaneec FR7.



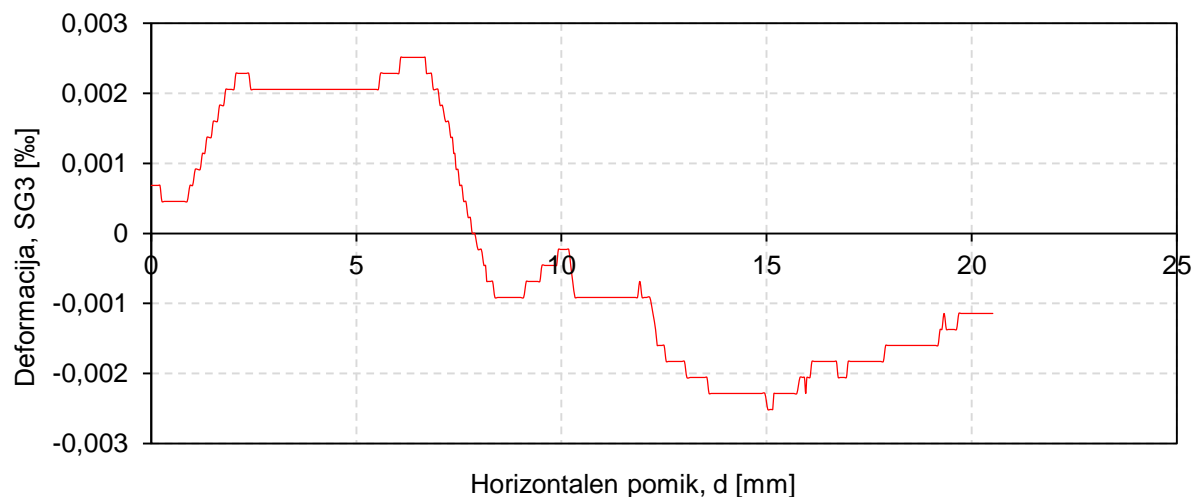
Slika A - 34: Dvig preizkušanca glede na betonski element v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanec FR7.



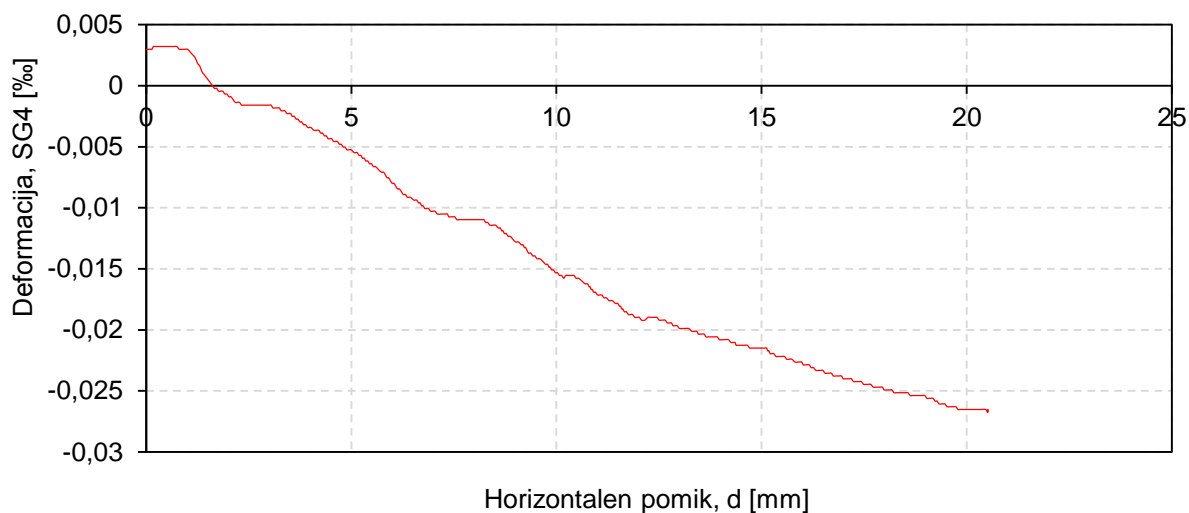
Slika A - 35: Specifična deformacija šipe SG1 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanec FR7.



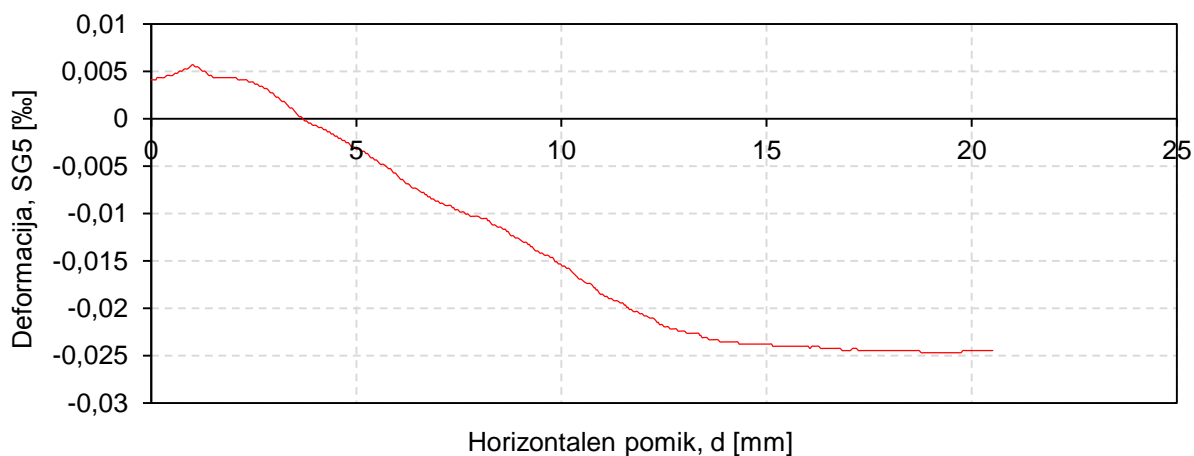
Slika A - 36: Specifična deformacija šipe SG2 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanec FR7.



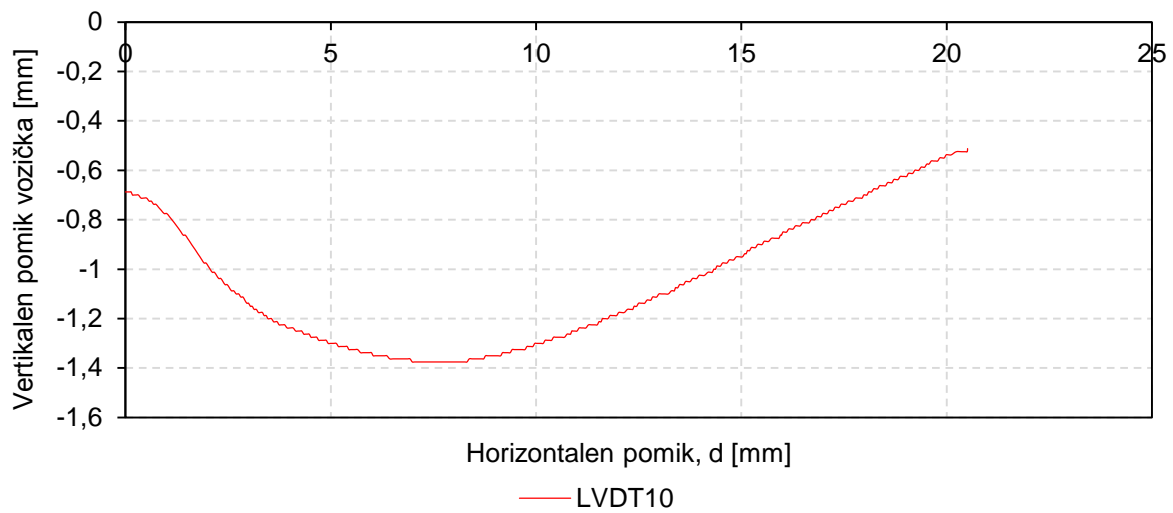
Slika A - 37: Specifična deformacija šipe SG3 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR7.



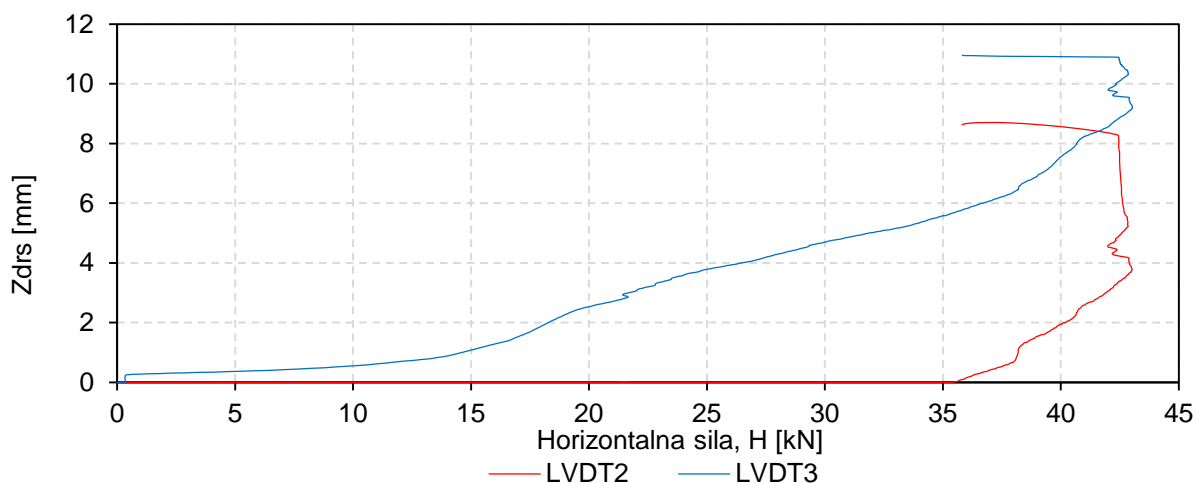
Slika A - 38: Specifična deformacija šipe SG4 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR7.



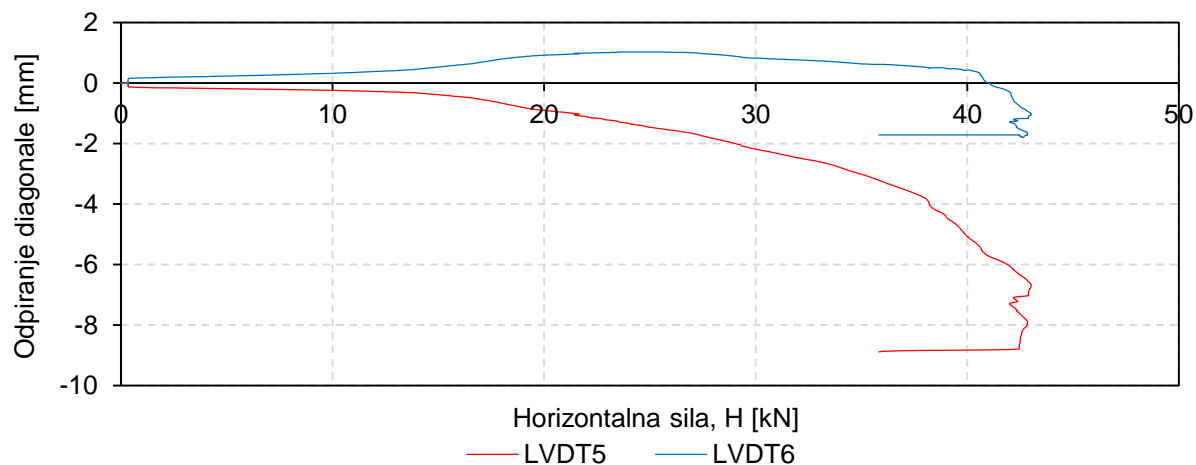
Slika A - 39: Specifična deformacija šipe SG5 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR7.

Slika A - 40: Vertikalni pomik vozička v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR7.

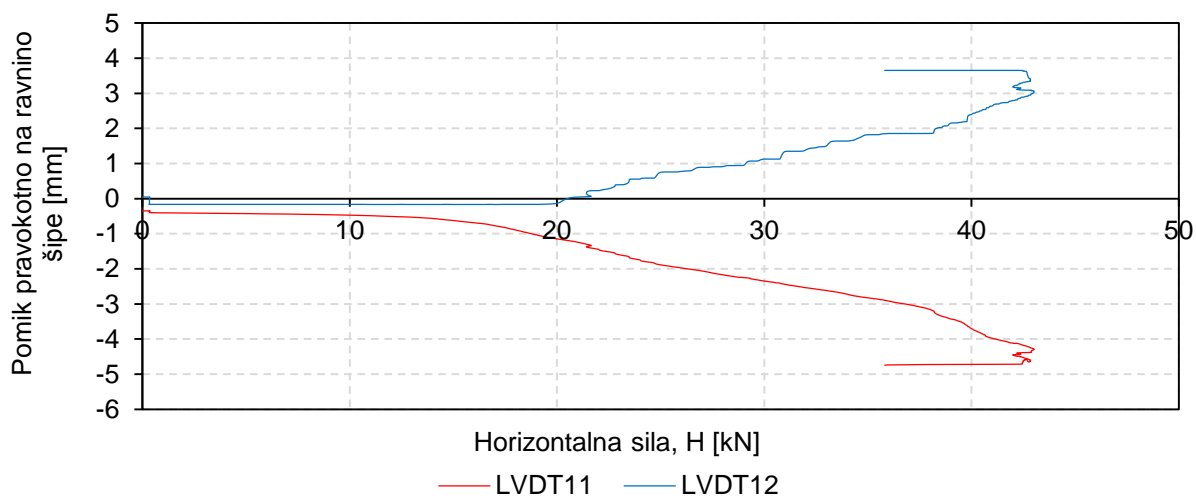
REZULTATI MERITEV ZA PREIZKUŠANEC FR9



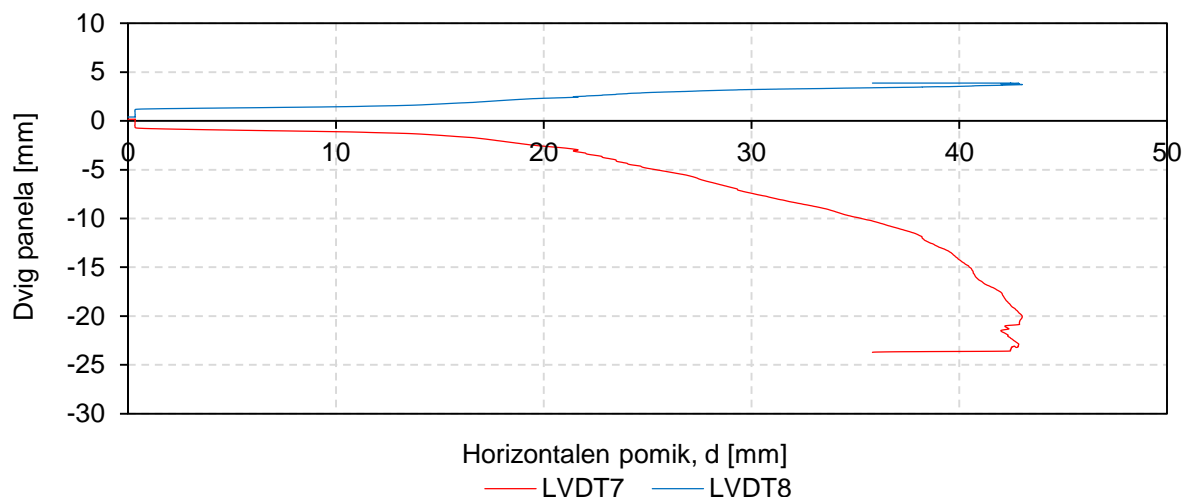
Slika A - 41: Zdrs šipe zgoraj in spodaj v lesenem okvirju v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanelec FR9.



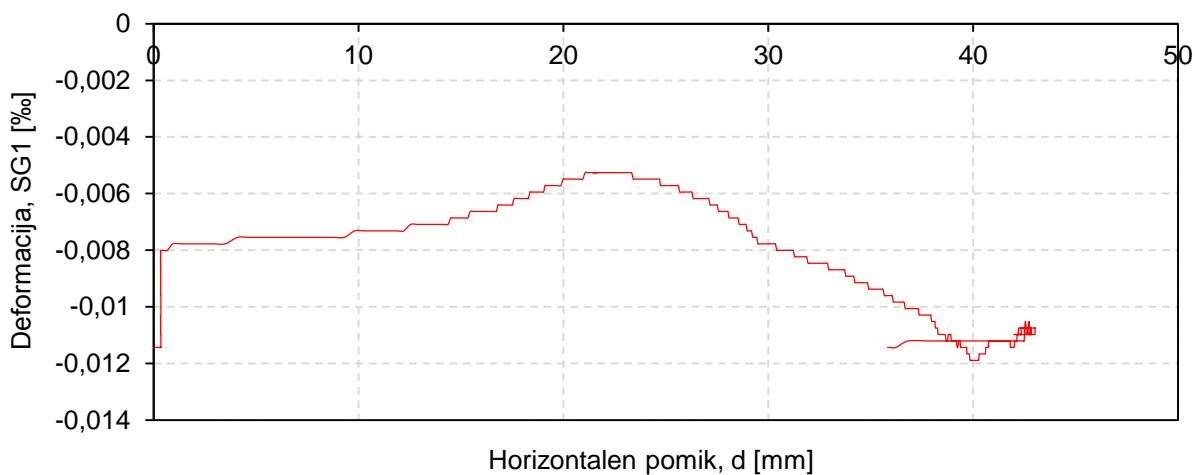
Slika A - 42: Odpiranje diagonale v odvisnosti od horizontalne sile H za preizkušanelec FR9.



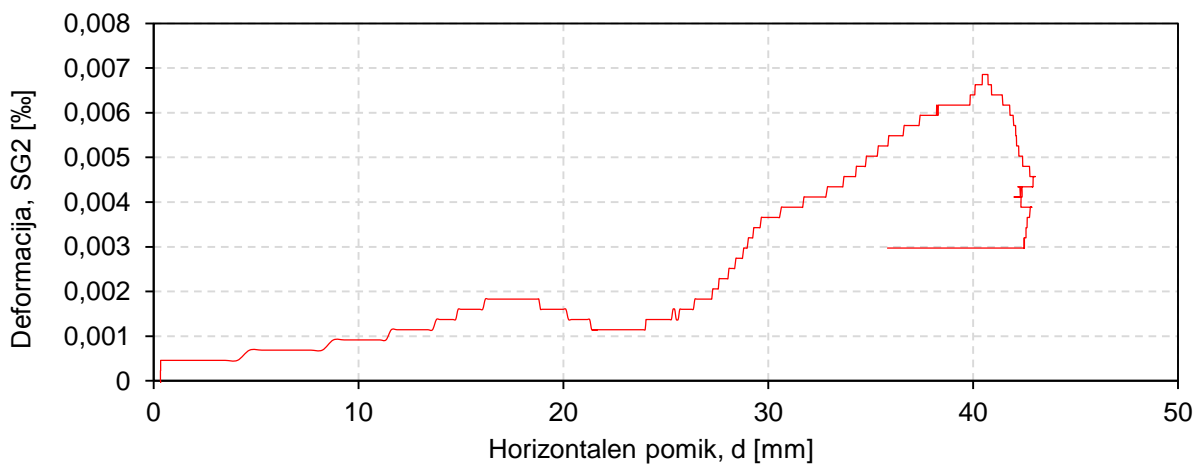
Slika A - 43: Pomik kompozitnega panela v smeri pravokotno na ravnino šipe (LVDT11 in LVDT12) v odvisnosti od horizontalne sile H za preizkušanelec FR9.



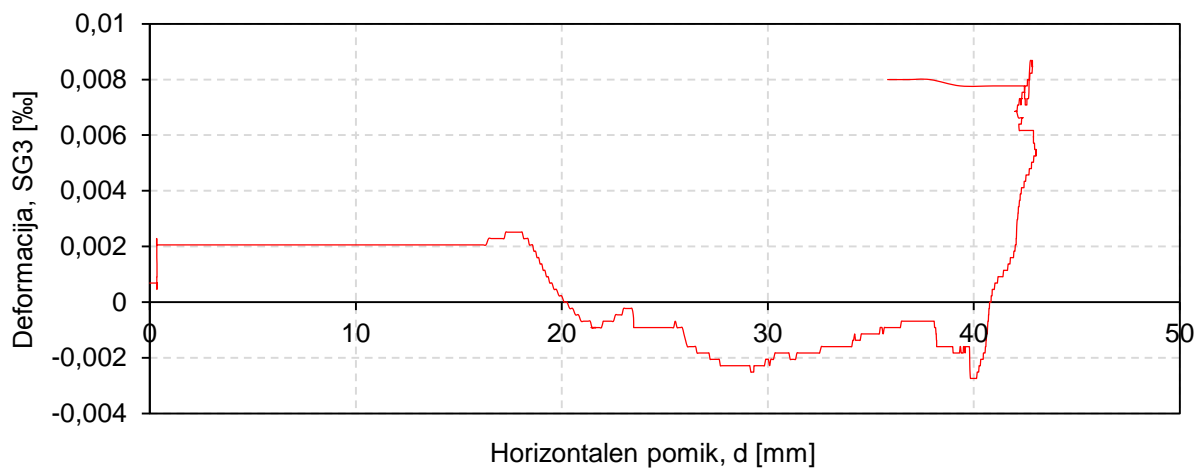
Slika A - 44: Dvig preizkušanca glede na betonski element v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanec FR9.



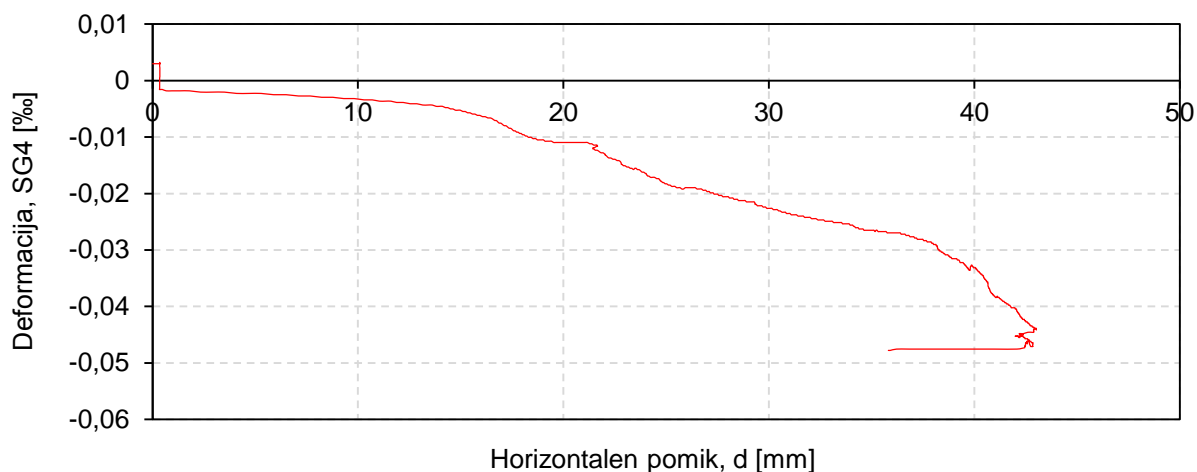
Slika A - 45: Specifična deformacija šipe SG1 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanec FR9.



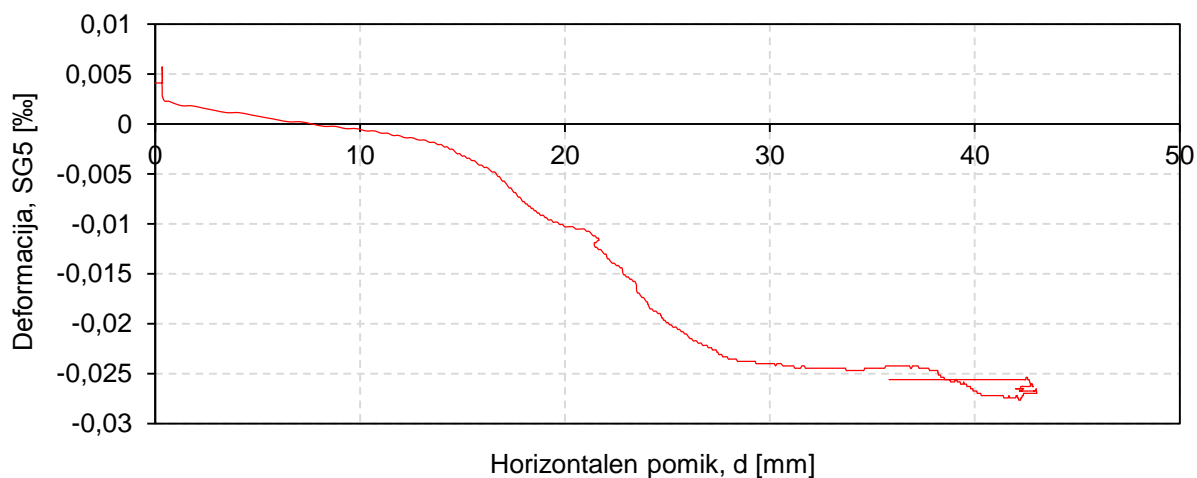
Slika A - 46: Specifična deformacija šipe SG2 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanec FR9.



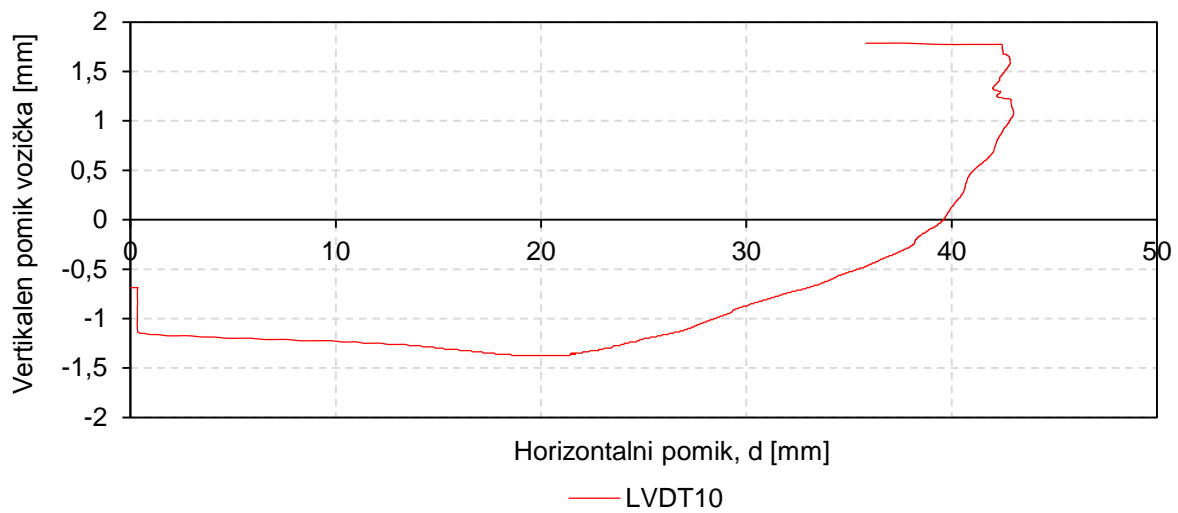
Slika A - 47: Specifična deformacija šipe SG3 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušaneec FR9.



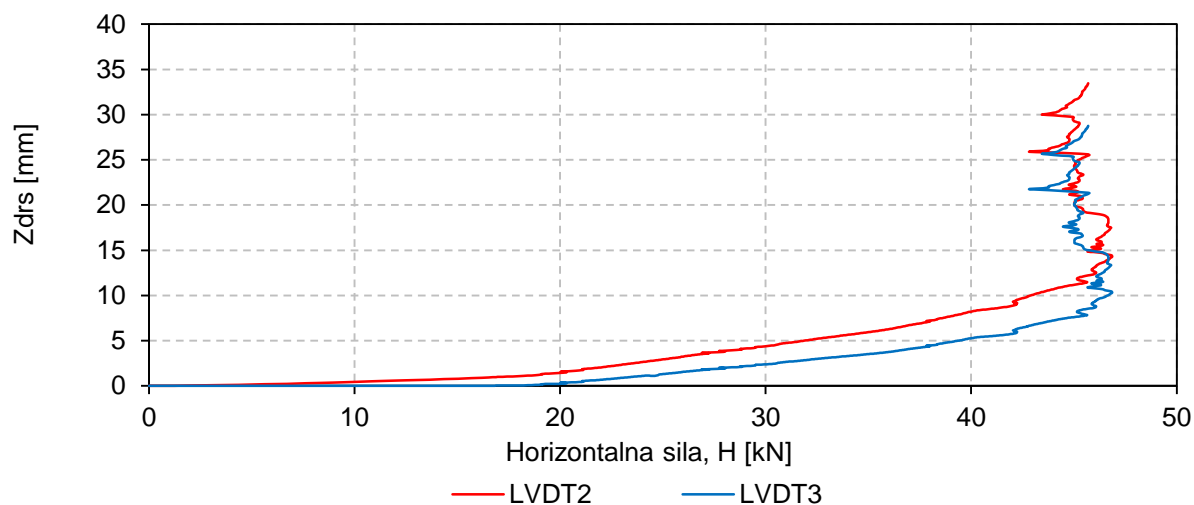
Slika A - 48: Specifična deformacija šipe SG4 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušaneec FR9.



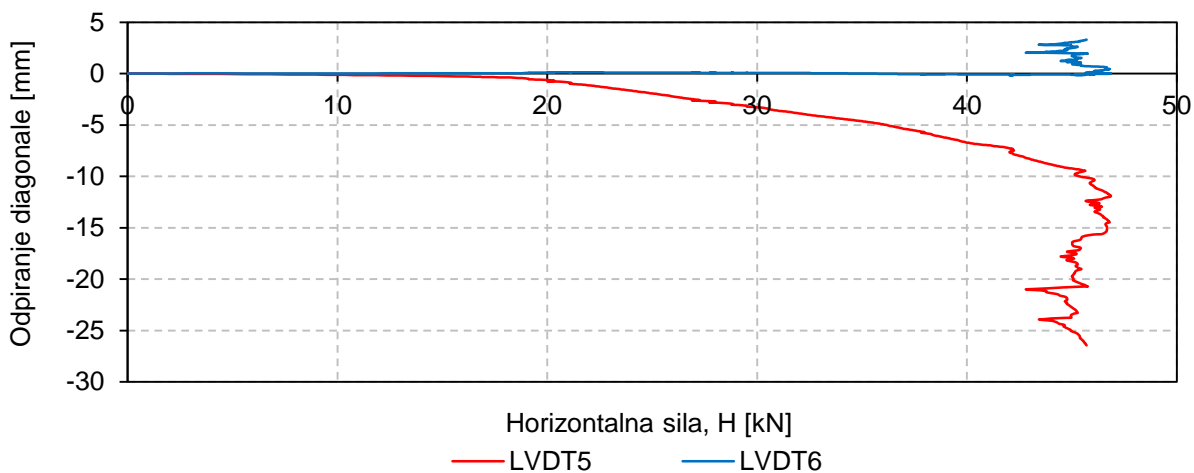
Slika A - 49: Specifična deformacija šipe SG5 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušaneec FR9.

Slika A - 50: Vertikalni pomik vozička v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanece FR9.

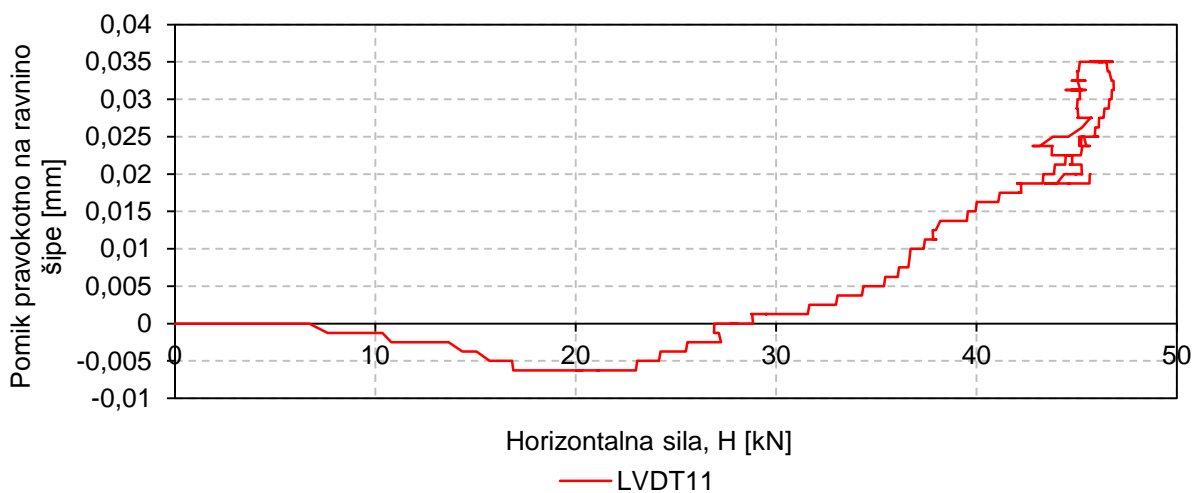
REZULTATI MERITEV ZA PREIZKUŠANEC FR11



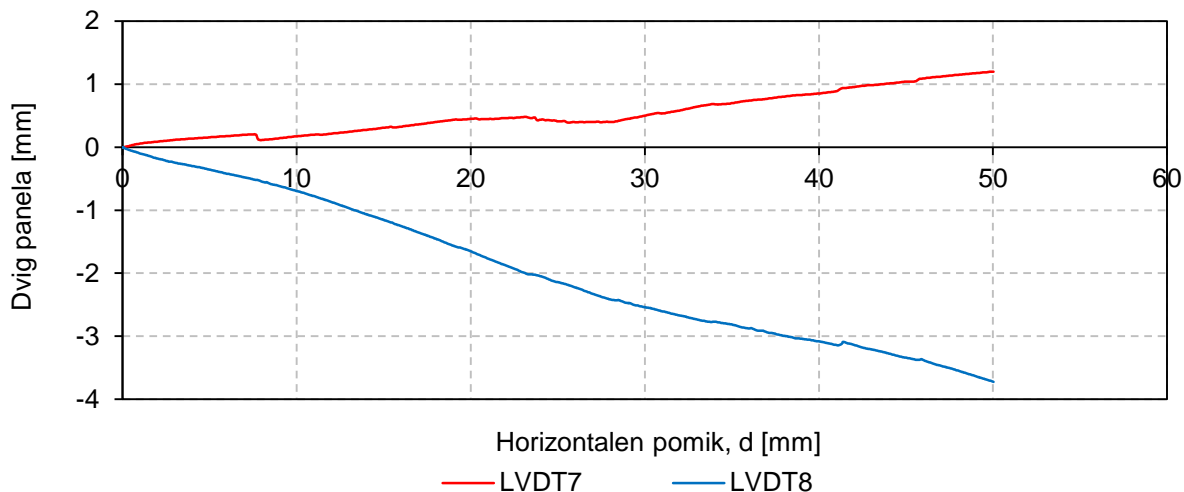
Slika A - 51: Zdrs šipe zgoraj in spodaj v lesenem okvirju v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanelec FR11.



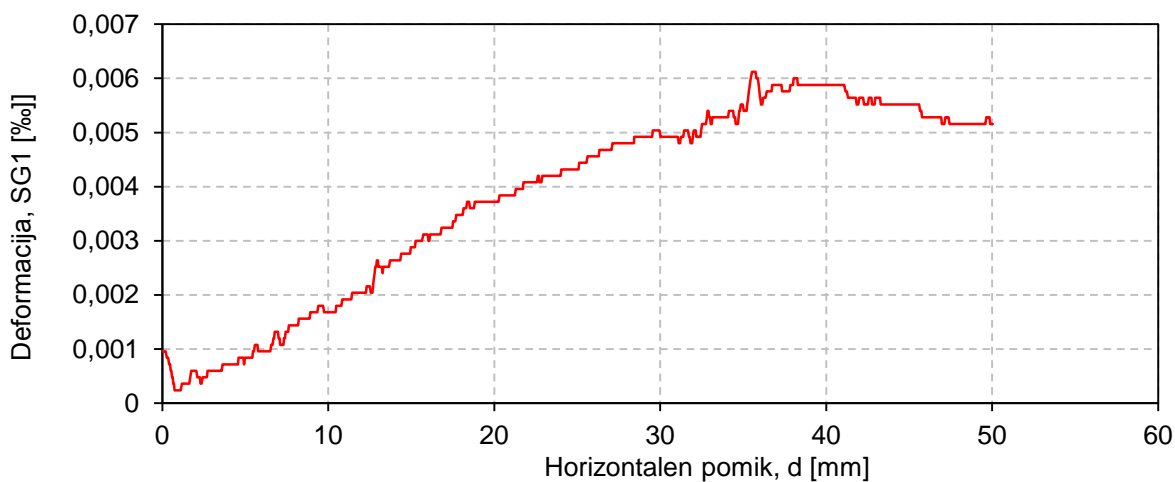
Slika A - 52: Odpiranje diagonale v odvisnosti od horizontalne sile H za preizkušanelec FR11.



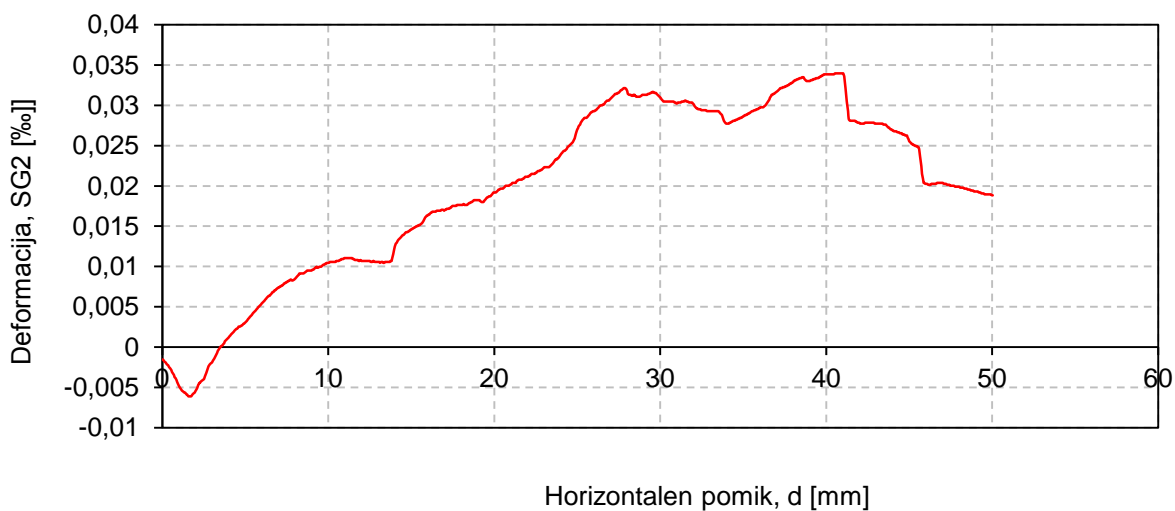
Slika A - 53: Pomik kompozitnega panela v smeri pravokotno na ravnino šipe (LVDT11 in LVDT12) v odvisnosti od horizontalne sile H za preizkušanelec FR11.



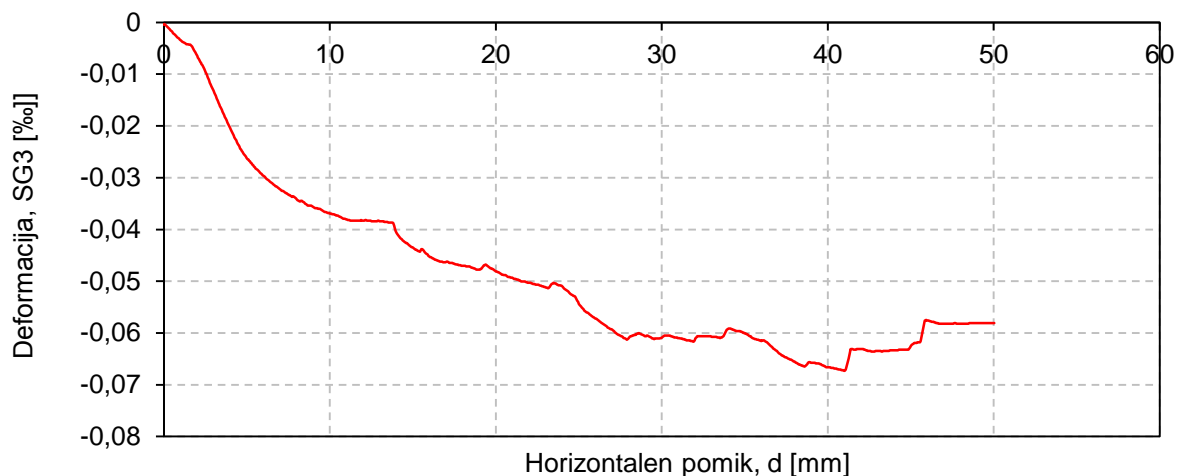
Slika A - 54: Dvig preizkušanca glede na betonski element v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanec FR11.



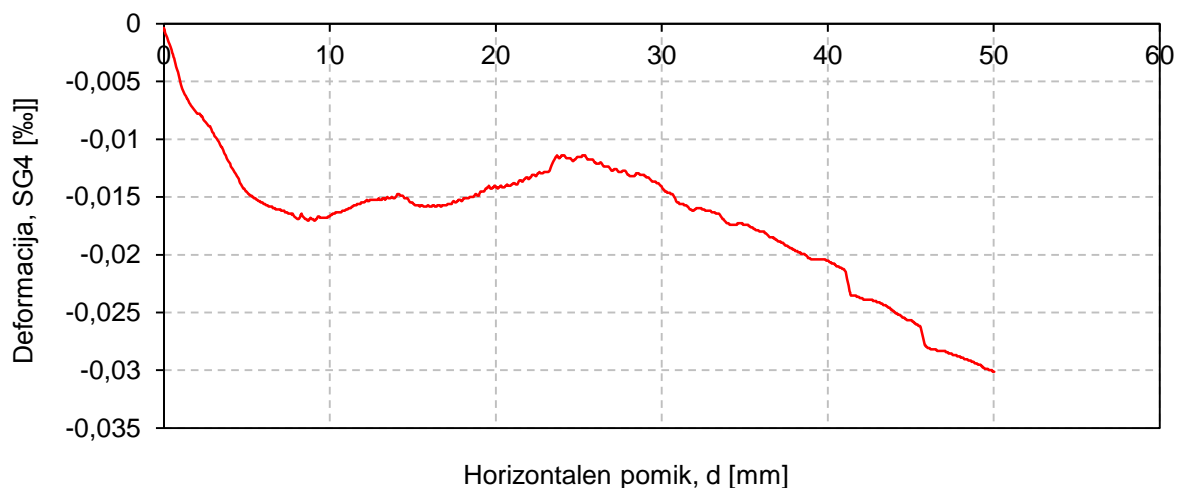
Slika A - 55: Specifična deformacija šipe SG1 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanec FR11.



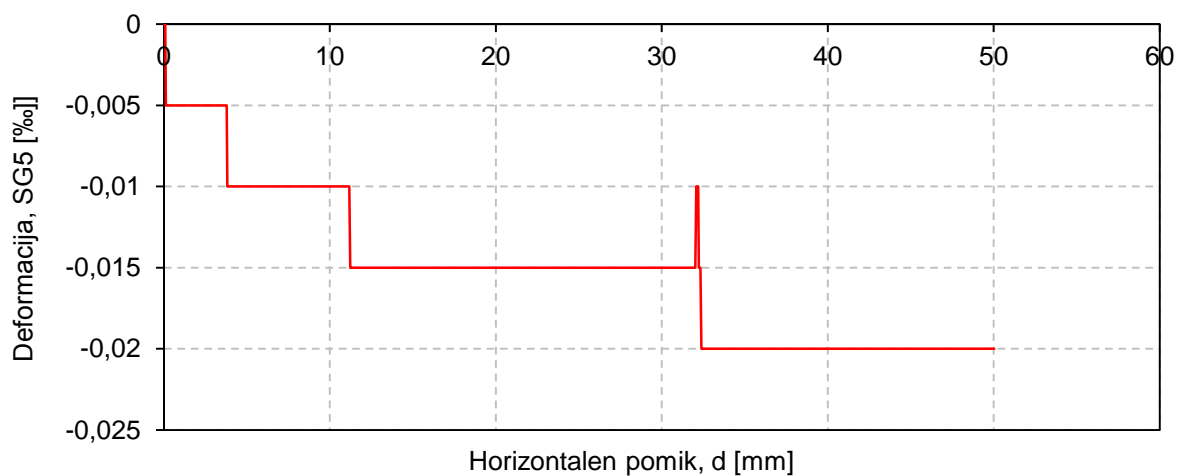
Slika A - 56: Specifična deformacija šipe SG2 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanec FR11.



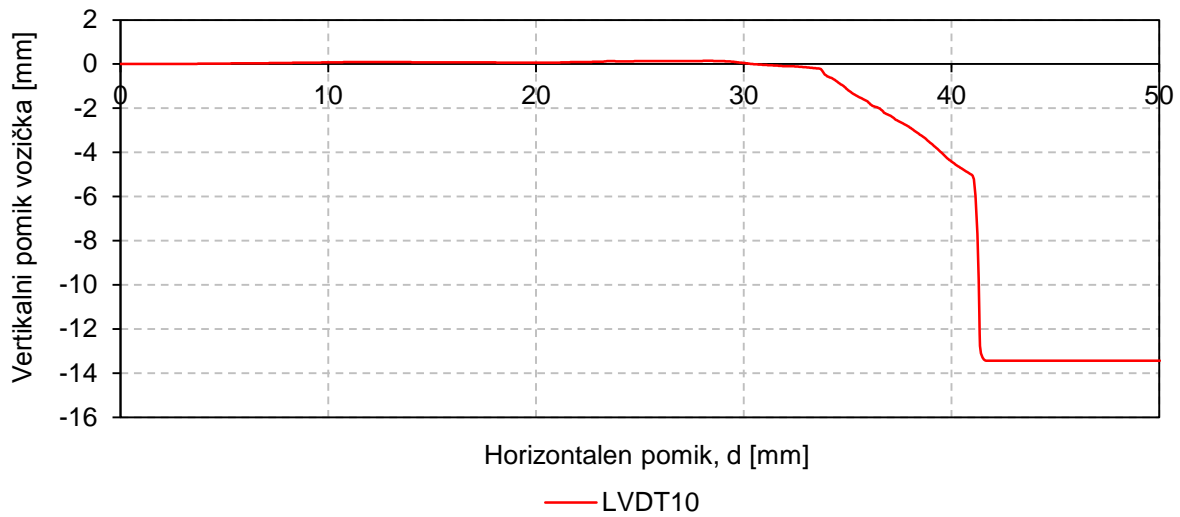
Slika A - 57: Specifična deformacija šipe SG3 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR11.



Slika A - 58: Specifična deformacija šipe SG4 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR11.

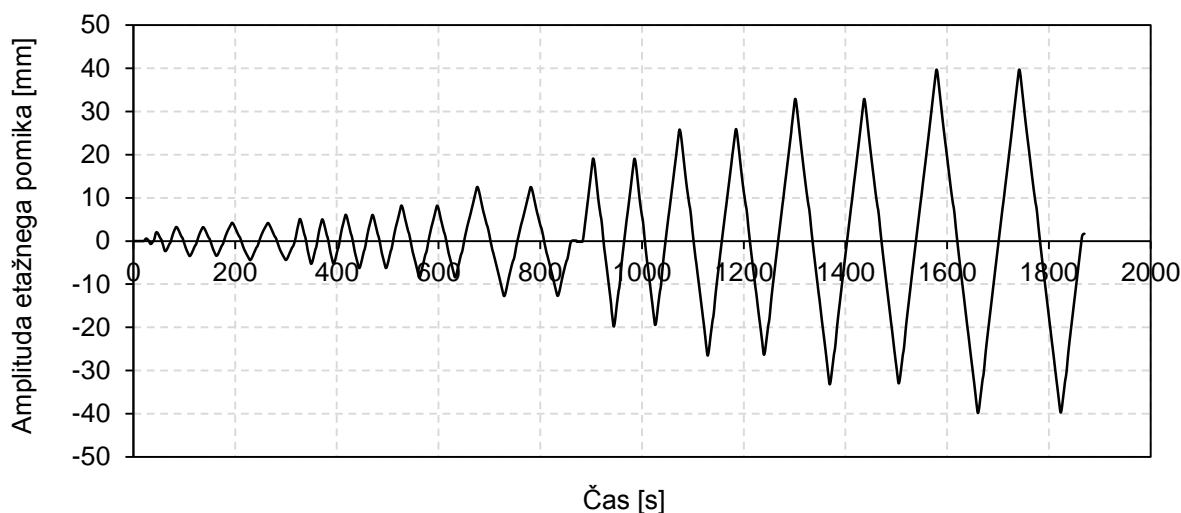


Slika A - 59: Specifična deformacija šipe SG5 v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR11.

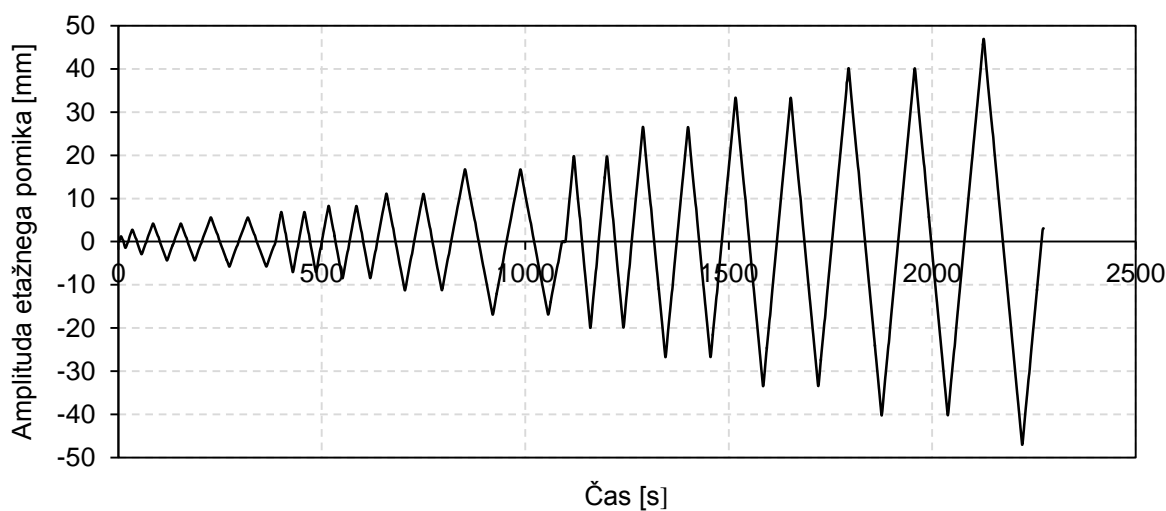


Slika A - 60: Vertikalni pomik vozička v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanece FR11.

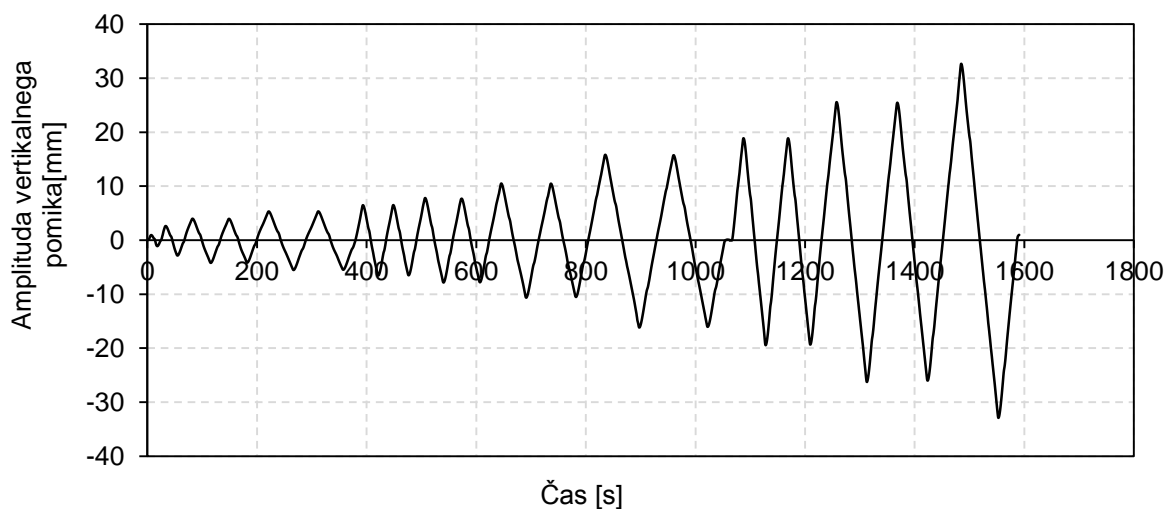
**PRILOGA B: PROTOKOL OBREMENJEVANJA IN REZULTATI MERITEV ZDRSA MED
ŠIPAMI IN LESENIM OKVIRJEM, ODPIRANJA DIAGONAL, HORIZONTALNE SILE,
DVIGA PANELA IN VERTIKALNE DEFORMACIJE ŠIPE OB KONTAKTU Z LESOM ZA
CIKLIČNO OBREMENJENE KOMPOZITNE PANELE**



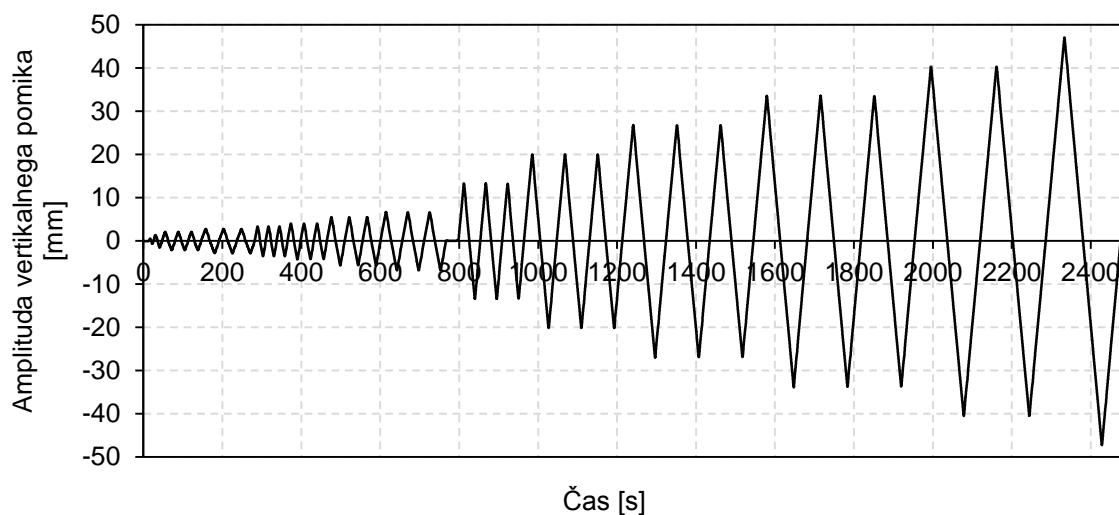
Slika B - 1: Ciklični protokol obremenjevanja za preizkušanec FR4.



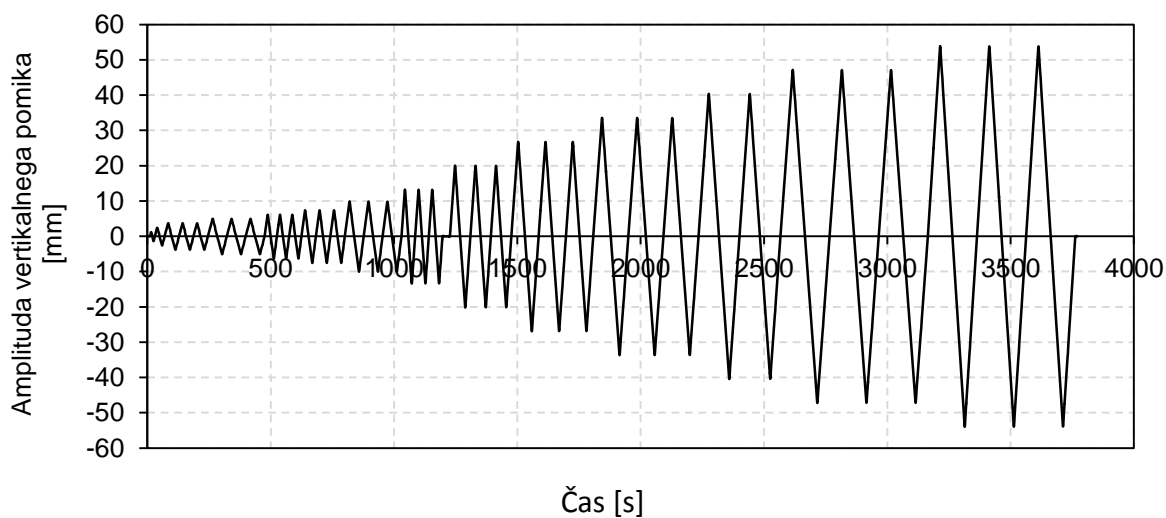
Slika B - 2: Ciklični protokol obremenjevanja za preizkušanec FR6.



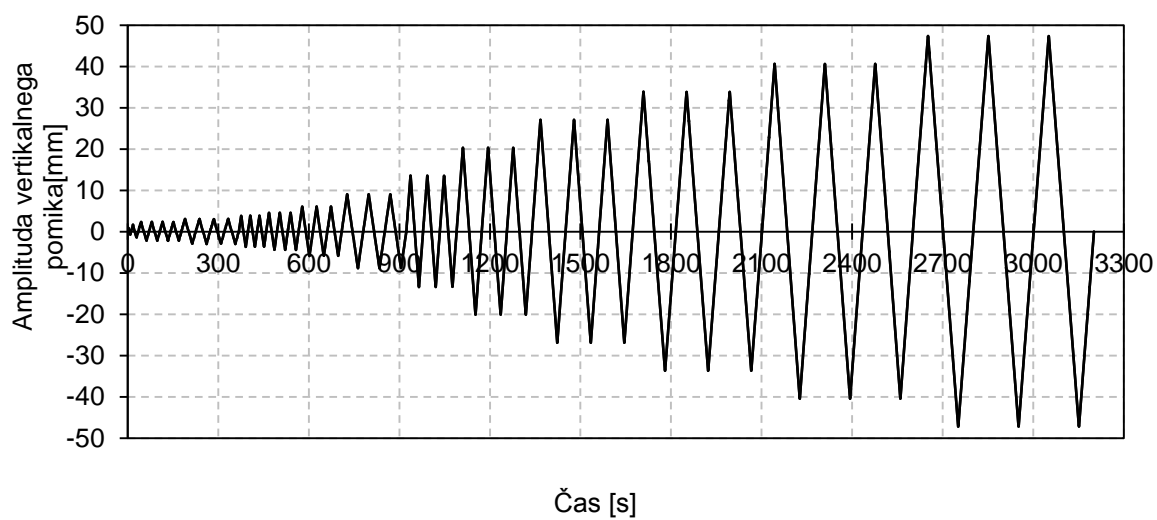
Slika B - 3: Ciklični protokol obremenjevanja za preizkušanec FR8.



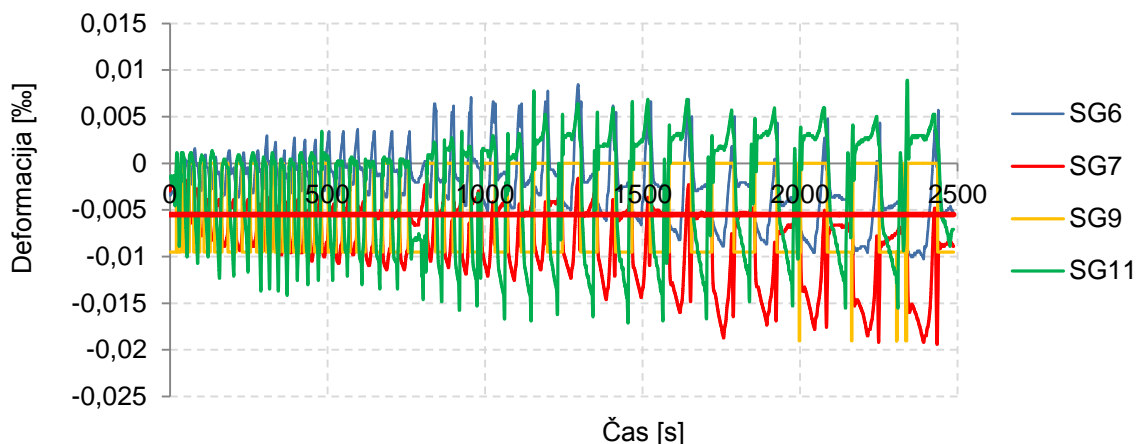
Slika B - 4: Ciklični protokol obremenjevanja za preizkušanec FR10.



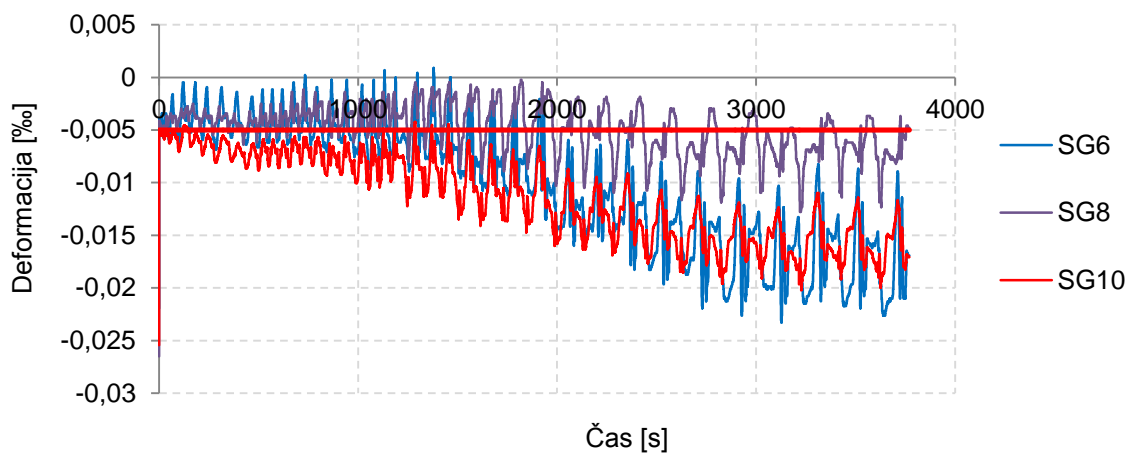
Slika B - 5: Ciklični protokol obremenjevanja za preizkušanec FR12.



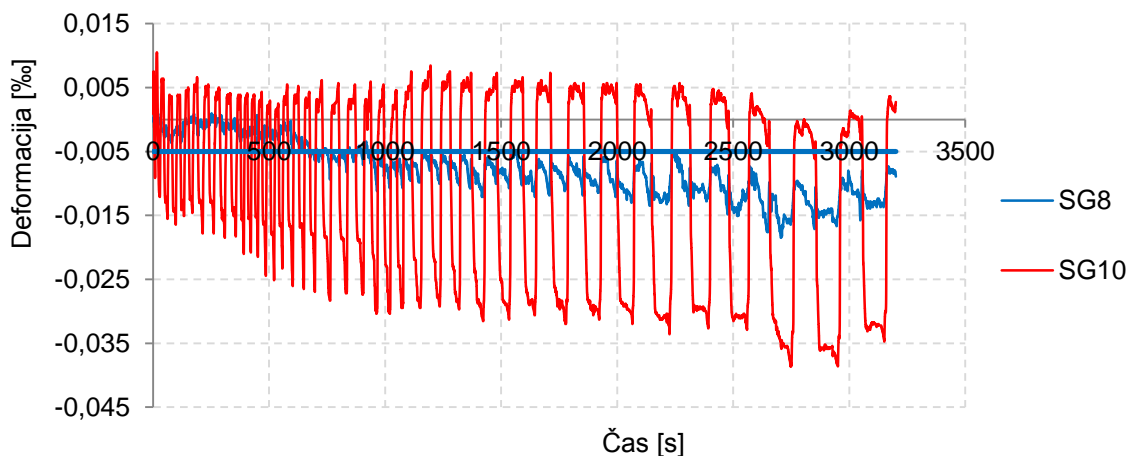
Slika B - 6: Ciklični protokol obremenjevanja za preizkušanece FR14.



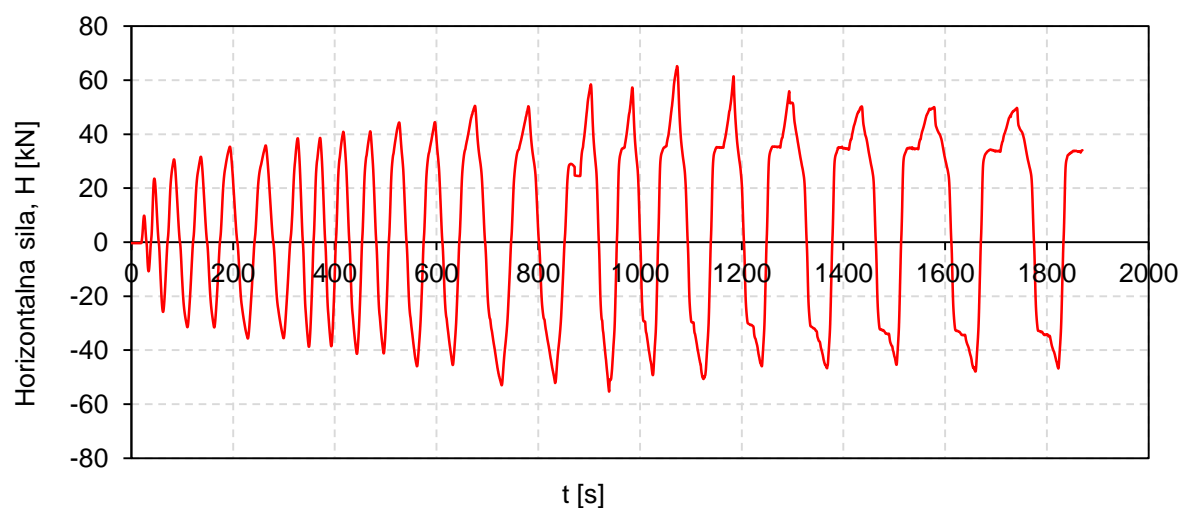
Slika B - 7: Razvoj deformacij v vertikalni smeri v šipah ob kontaktu z lesenim okvirjem za preizkušanece FR10.



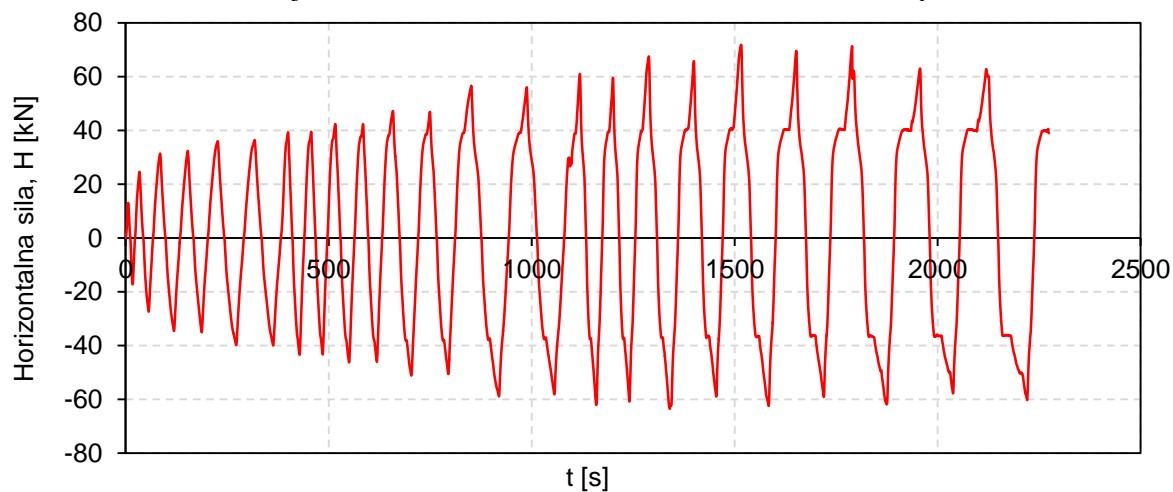
Slika B - 8: Razvoj deformacij v vertikalni smeri v šipah ob kontaktu z lesenim okvirjem za preizkušanece FR12.



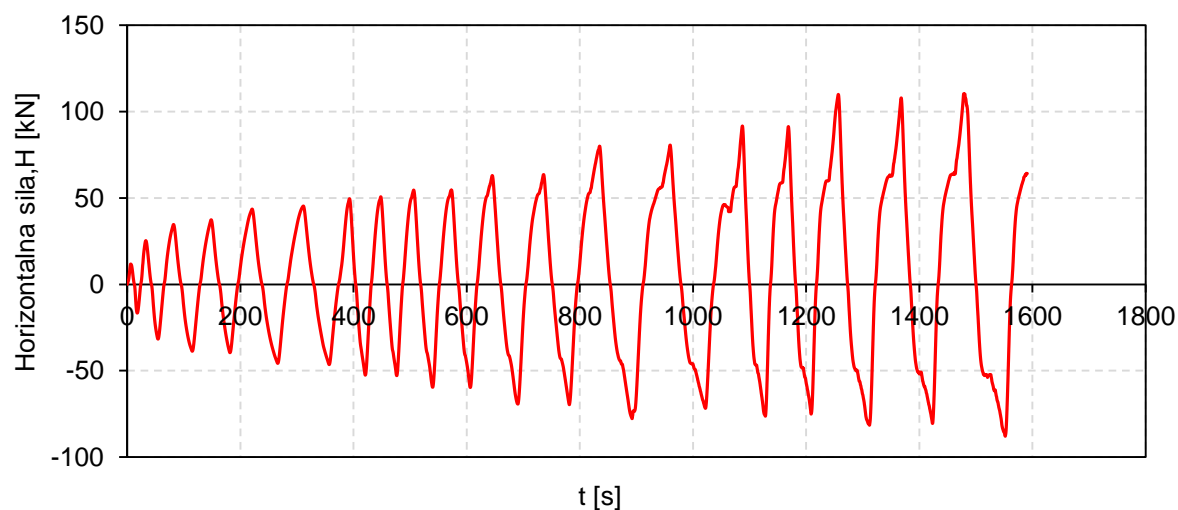
Slika B - 9: Razvoj deformacij v vertikalni smeri v šipah ob kontaktu z lesenim okvirjem za preizkušanece FR14.



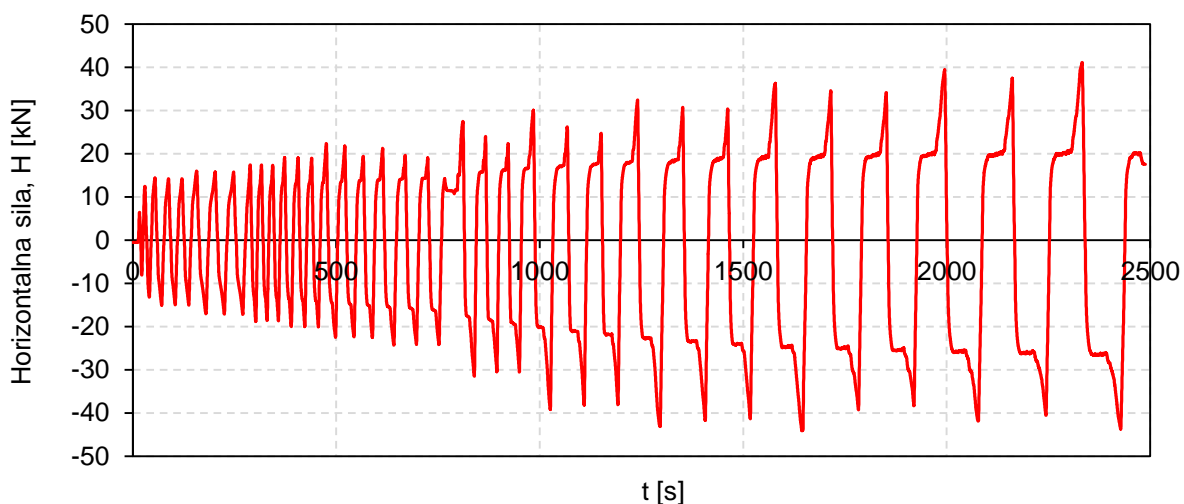
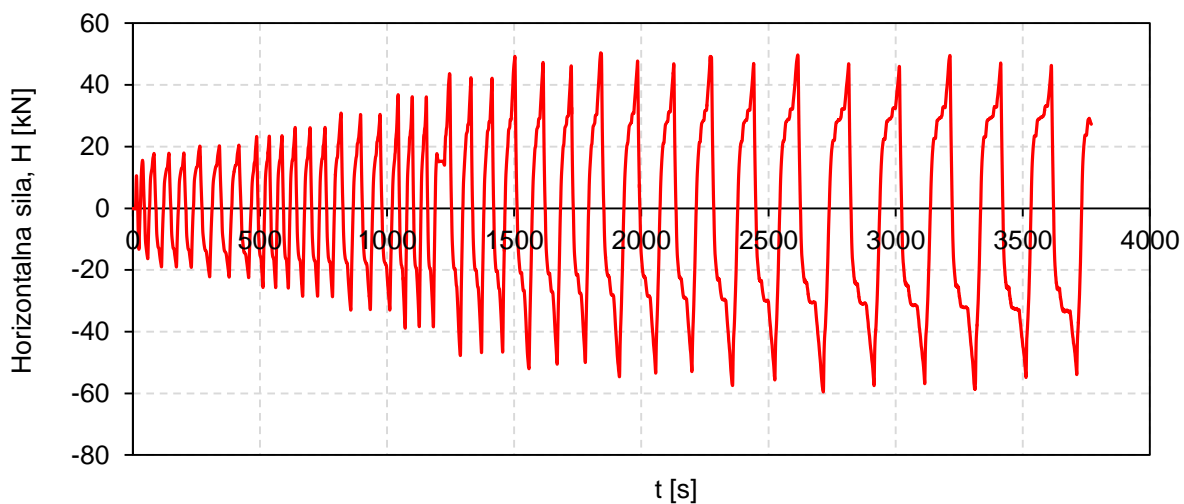
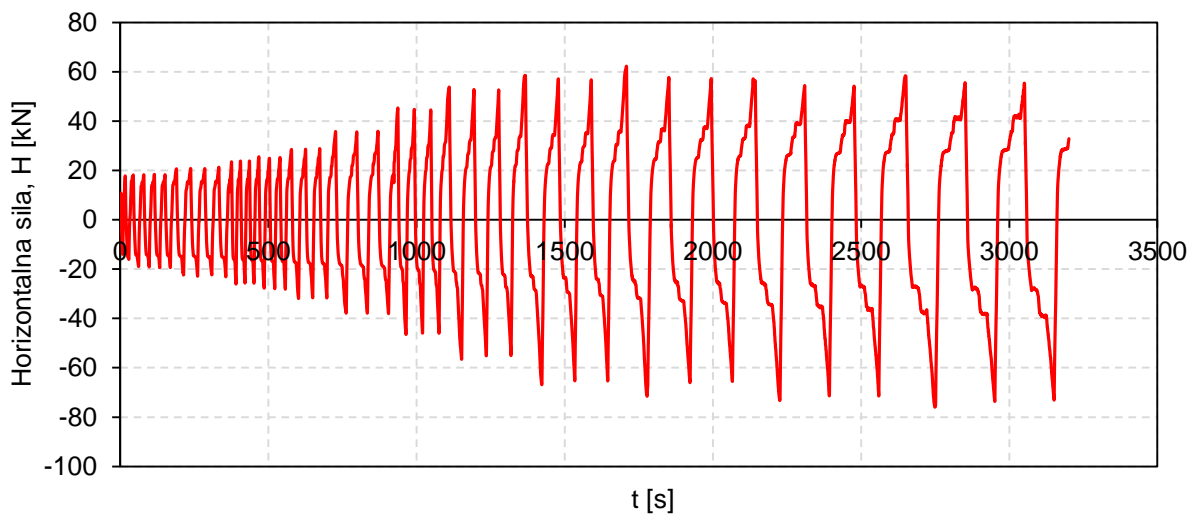
Slika B - 10: Razvoj ciklične horizontalne sile H v odvisnosti od časa za preizkušaneec FR4.



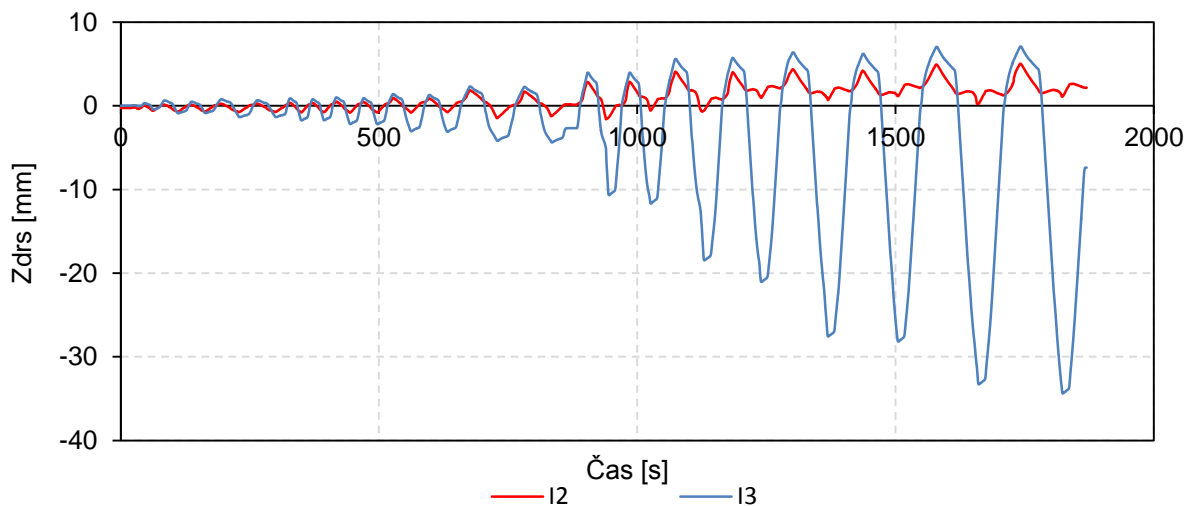
Slika B - 11: Razvoj ciklične horizontalne sile H v odvisnosti od časa za preizkušaneec FR6.



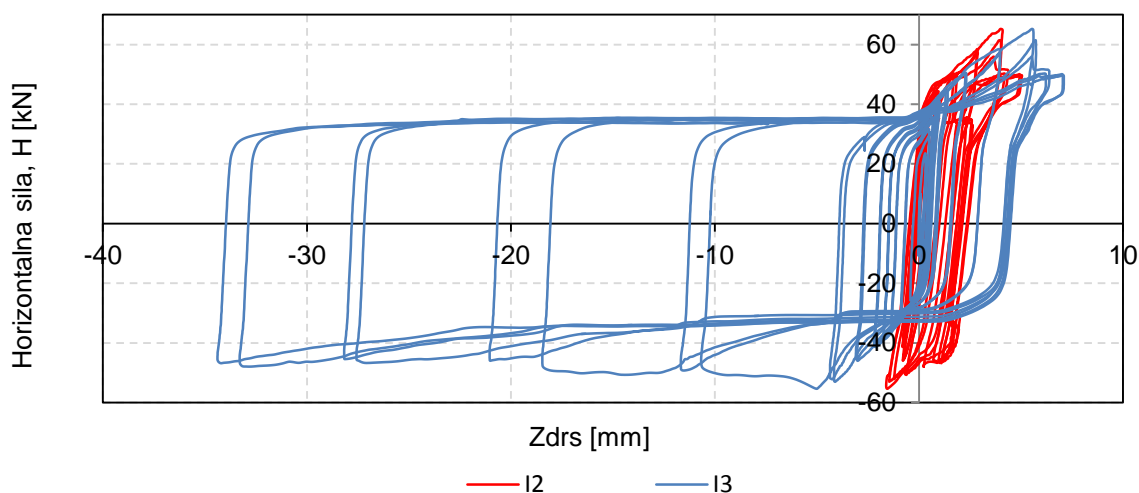
Slika B - 12: Razvoj ciklične horizontalne sile H v odvisnosti od časa za preizkušaneec FR8.

Slika B - 13: Razvoj ciklične horizontalne sile H v odvisnosti od časa za preizkušanec FR10.Slika B - 14: Razvoj ciklične horizontalne sile H v odvisnosti od časa za preizkušanec FR12.Slika B - 15: Razvoj ciklične horizontalne sile H v odvisnosti od časa za preizkušanec FR14.

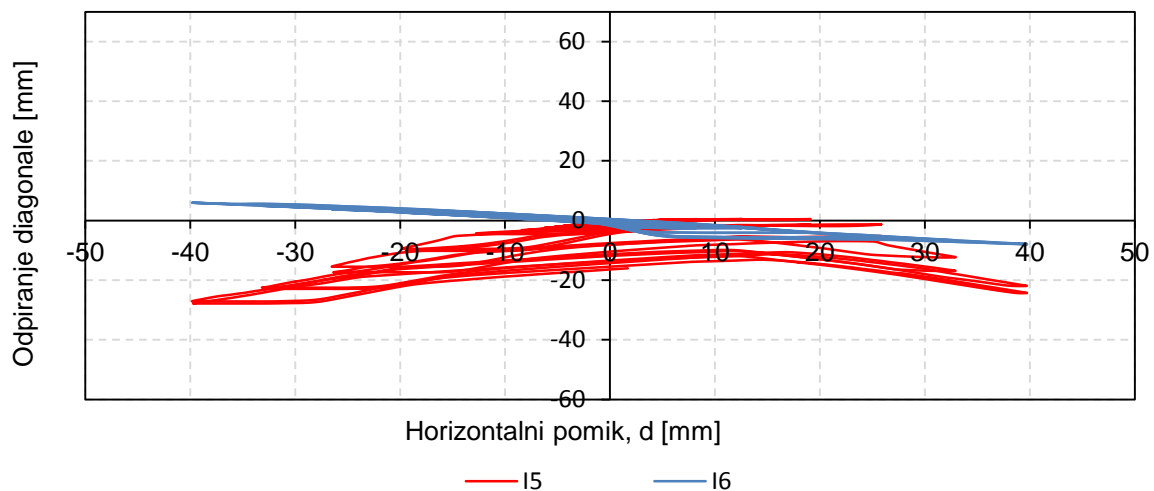
GRAFIKONI ZA ZDRS ŠIPE V LESEMEM OKVIRJU, ODPIRANJE DIAGONAL IN DVIG KOMPOZITNEGA PANELA PRI PREIZKUŠANCU FR4 (oznake I2, I3, I5, I6, I7, I8 v legendah grafov ustrezajo merskim mestom z oznakami LVDT2, LVDT3, LVDT5, LVDT6, LVDT7 in LVDT8)



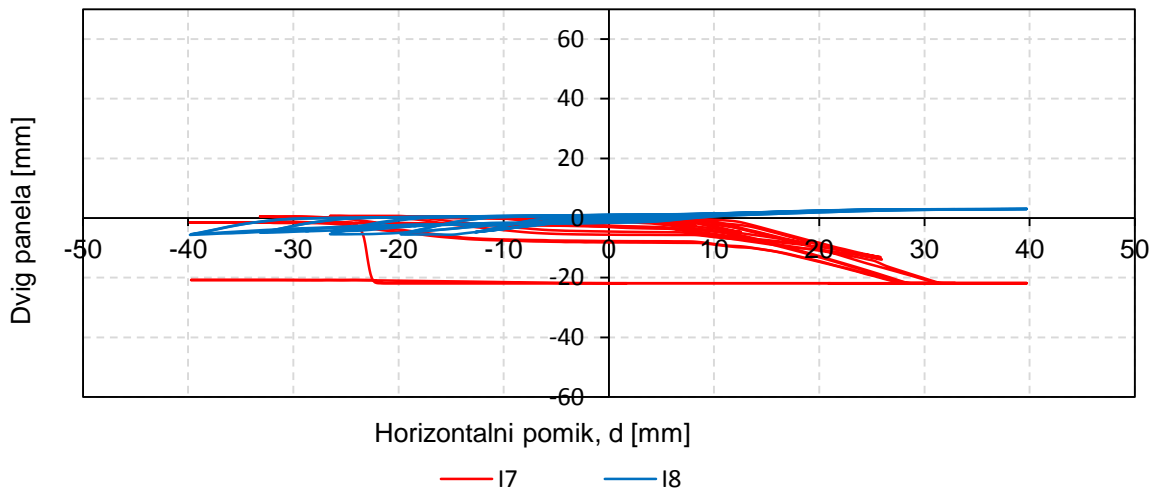
Slika B - 16: Razvoj zdrs na spodnjem I2 in zgornjem I3 robu šipe zaradi horizontalne sile H v odvisnosti od časa za preizkušaneec FR4.



Slika B - 17: Horizontalna sila v odvisnosti od zdrs na spodnjem I2 in zgornjem I3 robu šipe za preizkušaneec FR4.

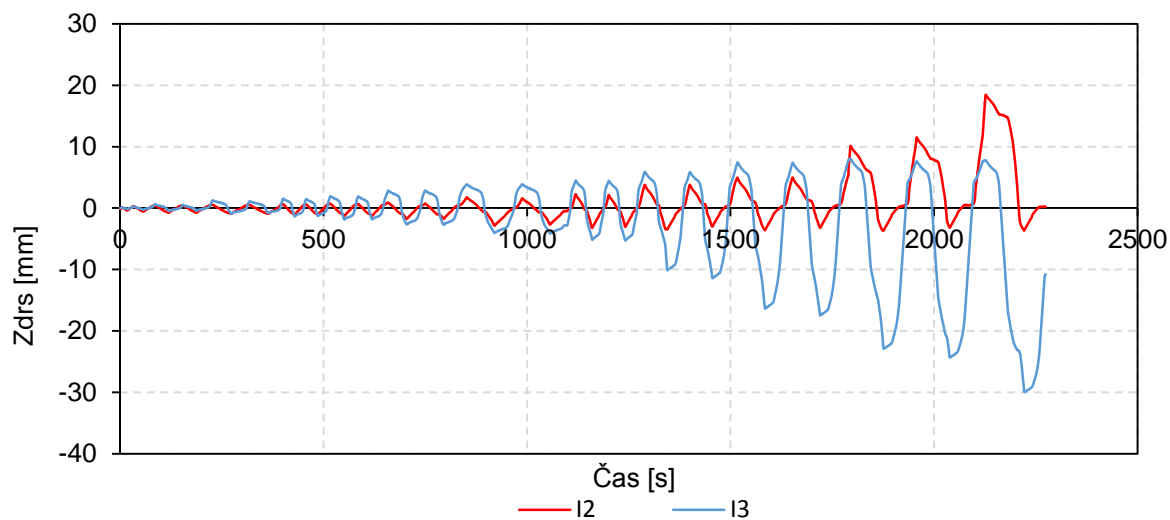


Slika B - 18: Razvoj odpiranja diagonal (I5, I6) v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR4.

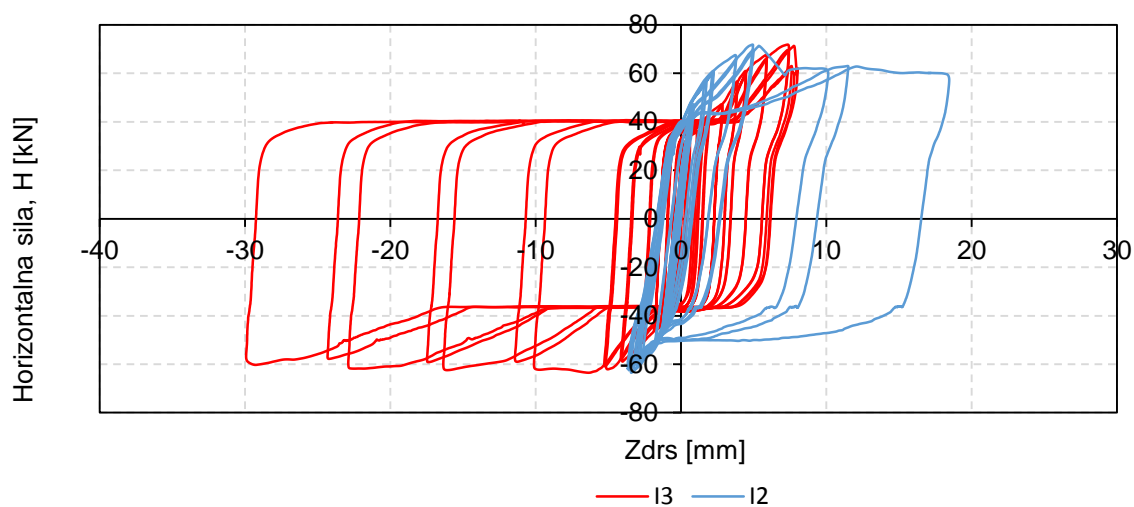


Slika B - 19: Dvig panela (I7, I8) v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR4.

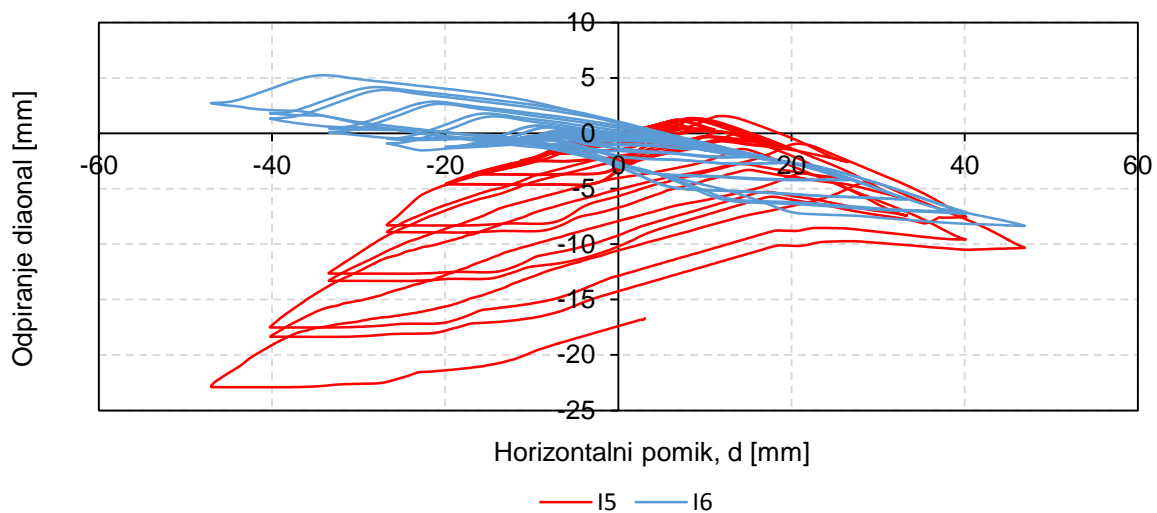
GRAFIKONI ZA ZDRS ŠIPE V LESEMEM OKVIRJU, ODPIRANJE DIAGONAL IN DVIG KOMPOZITNEGA PANELA PRI PREIZKUŠANCU FR6 (oznake I2, I3, I5, I6, I7, I8 v legendah grafov ustrezajo merskim mestom z oznakami LVDT2, LVDT3, LVDT5, LVDT6, LVDT7 in LVDT8)



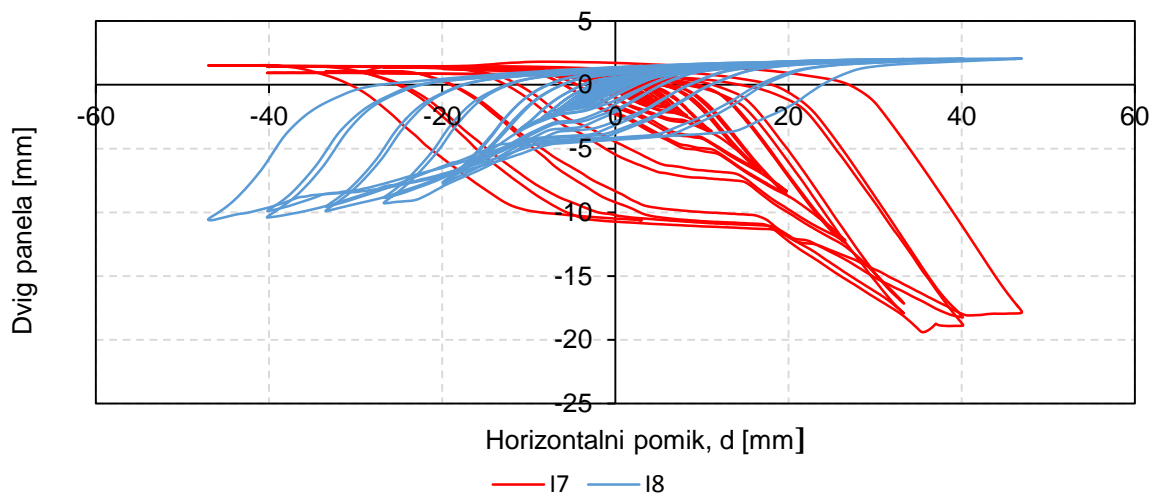
Slika B - 20: Razvoj zdrs na spodnjem I2 in zgornjem I3 robu šipe zaradi horizontalne sile H v odvisnosti od časa za preizkušaneec FR6.



Slika B - 21: Horizontalna sila H v odvisnosti od zdrs na spodnjem I2 in zgornjem I3 robu šipe za preizkušaneec FR6.

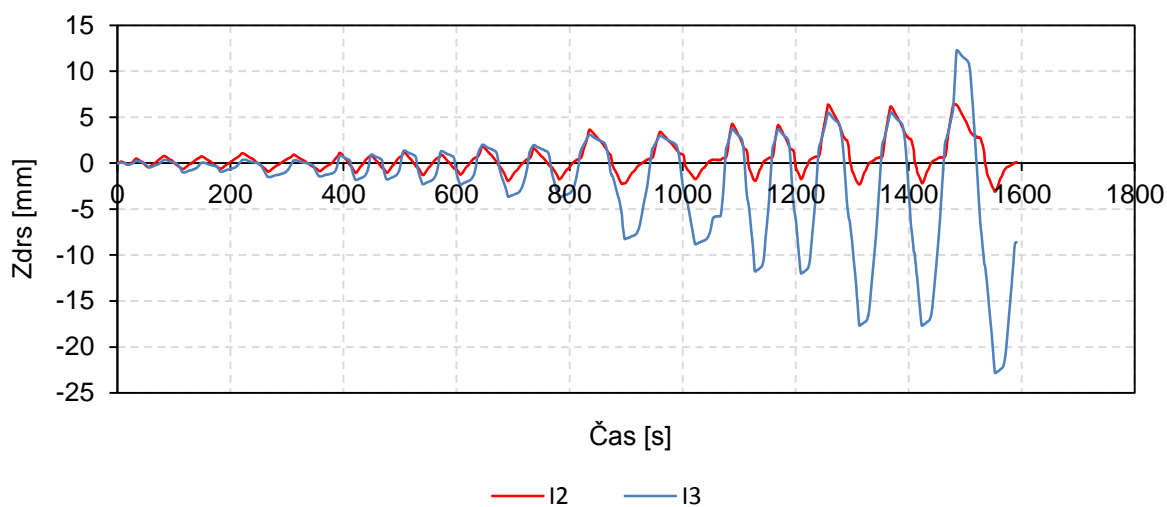


Slika B - 22: Razvoj odpiranja diagonal (I5, I6) v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanece FR6.

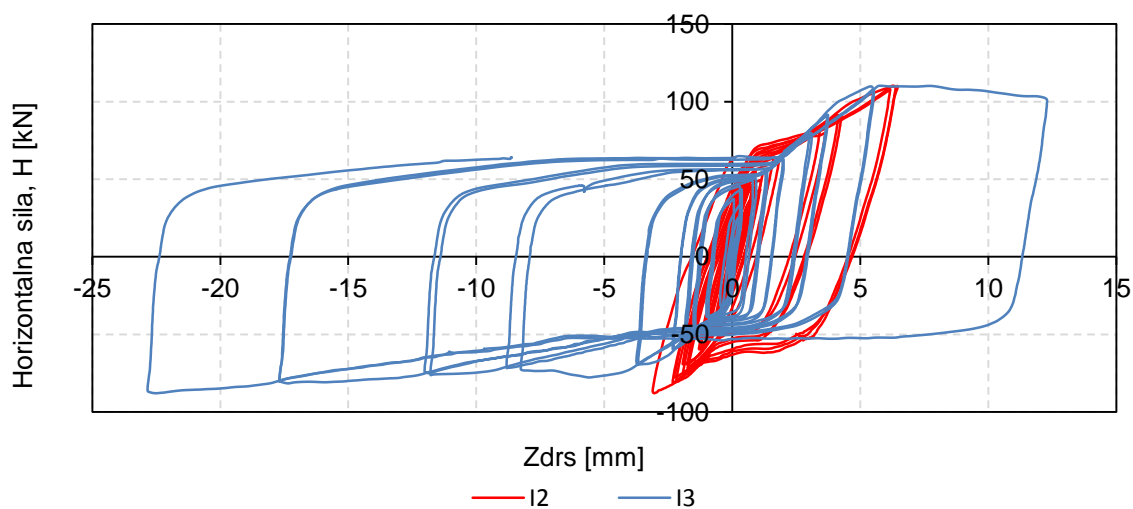


Slika B - 23: Dvig panela (I7, I8) v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanece FR6.

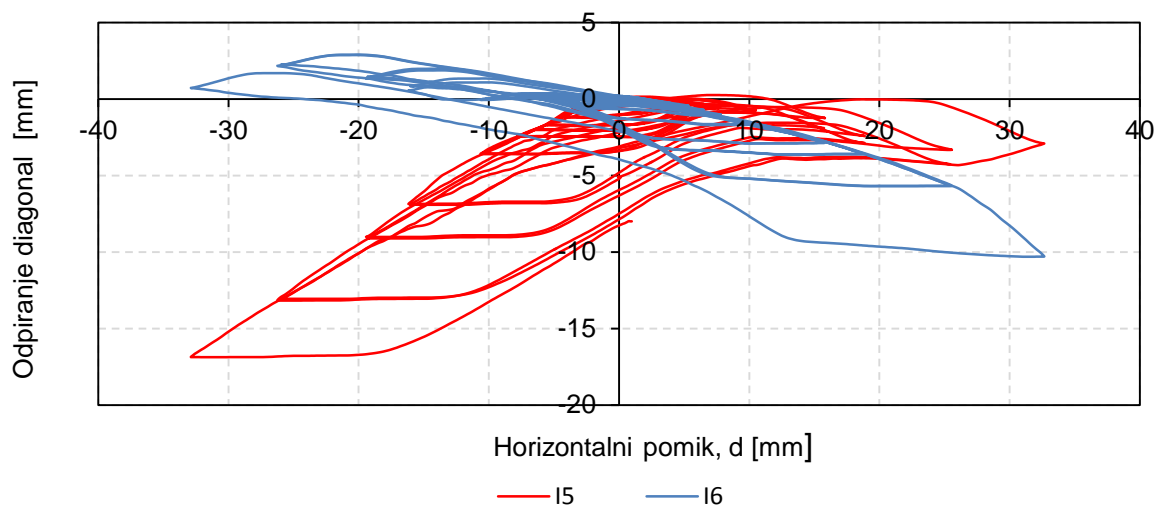
GRAFIKONI ZA ZDRS ŠIPE V LESENUM OKVIRJU, ODPIRANJE DIAGONAL IN DVIG KOMPOZITNEGA PANELA PRI PREIZKUŠANCU FR8 (oznake I2, I3, I5, I6, I7, I8 v legendah grafov ustrezajo merskim mestom z oznakami LVDT2, LVDT3, LVDT5, LVDT6, LVDT7 in LVDT8)



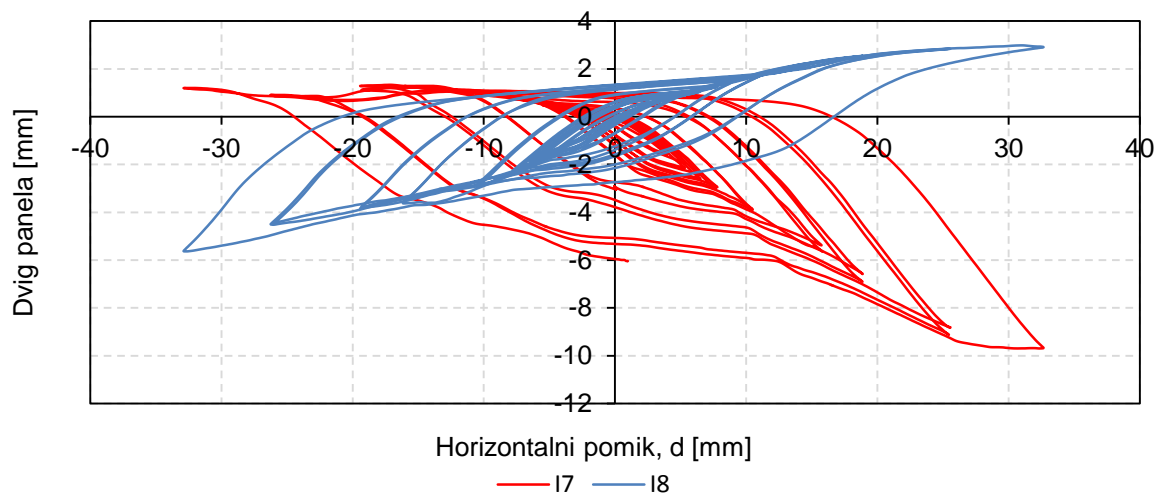
Slika B - 24: Razvoj zdrs na spodnjem I2 in zgornjem I3 robu šipe zaradi horizontalne sile H v odvisnosti od časa za preizkušaneec FR8.



Slika B - 25: Horizontalna sila H v odvisnosti od zdrs na spodnjem I2 in zgornjem I3 robu šipe za preizkušaneec FR8.

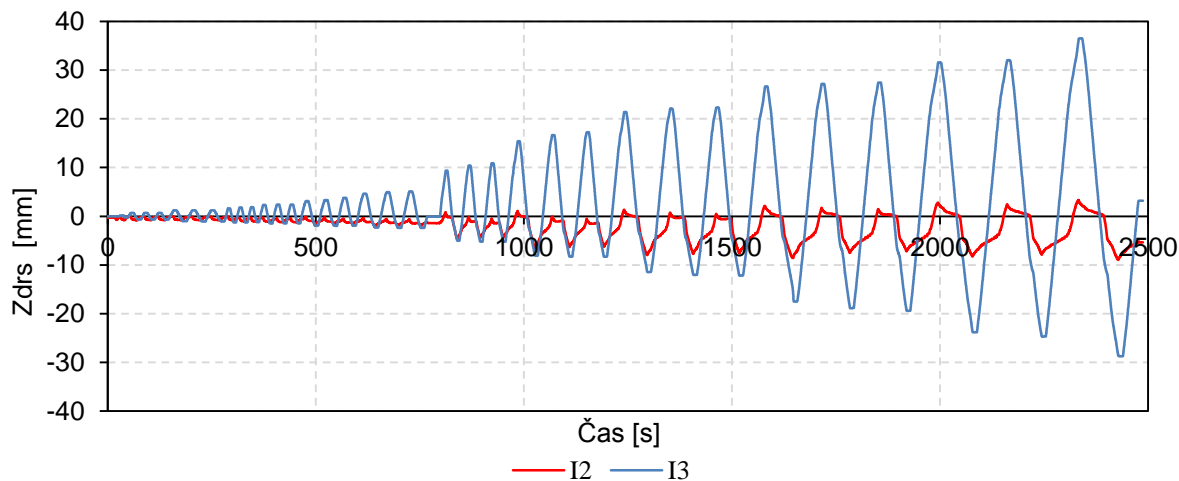


Slika B - 26: Razvoj odpiranja diagonal (I5, I6) v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanece FR8.

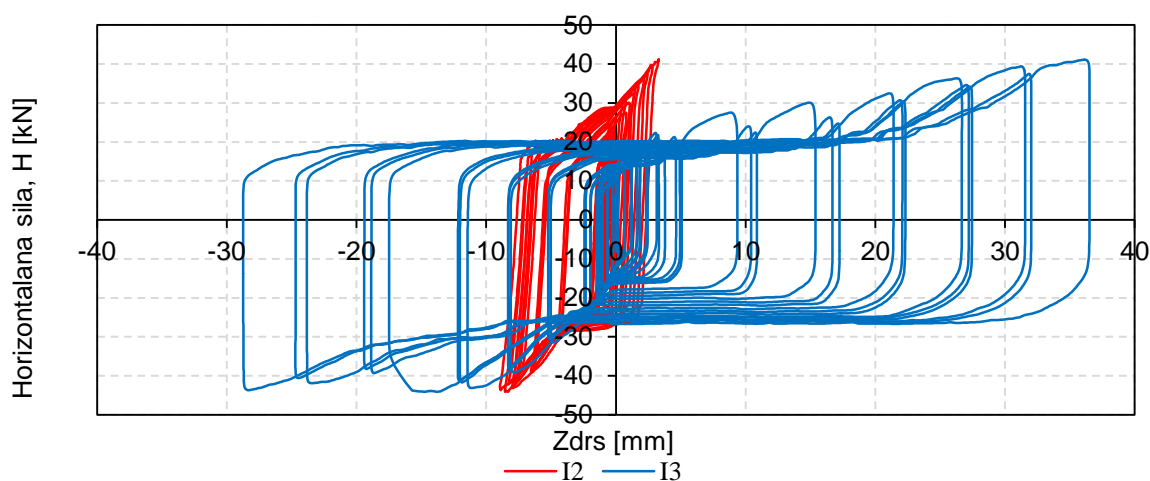


Slika B - 27: Dvig panela (I7, I8) v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanece FR8.

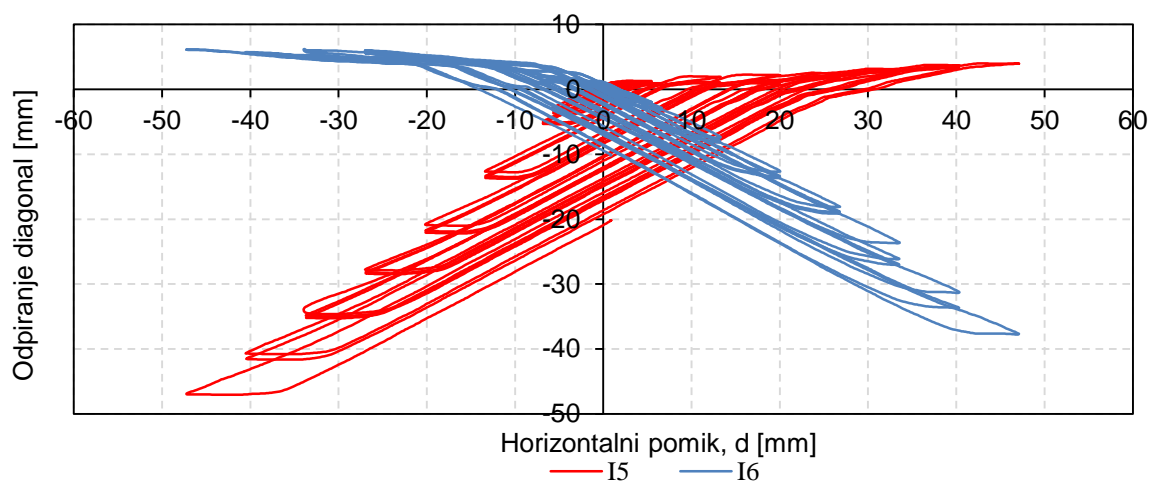
GRAFIKONI ZA ZDRS ŠIPE V LESEMEM OKVIRJU, ODPIRANJE DIAGONAL IN DVIG KOMPOZITNEGA PANELA PRI PREIZKUŠANCU FR10 (oznake I2, I3, I5, I6, I7, I8 v legendah grafov ustrezajo merskim mestom z oznakami LVDT2, LVDT3, LVDT5, LVDT6, LVDT7 in LVDT8)



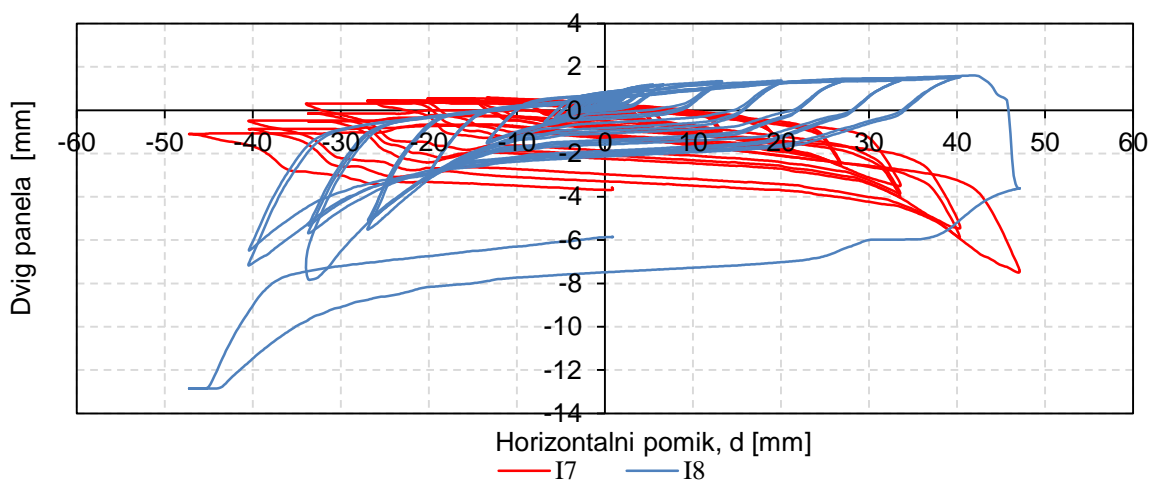
Slika B - 28: Razvoj zdrs na spodnjem I2 in zgornjem I3 robu šipe zaradi horizontalne sile H v odvisnosti od časa za preizkušane FR10.



Slika B - 29: Horizontalna sila v odvisnosti od zdrs na spodnjem I2 in zgornjem I3 robu šipe za preizkušane FR10.

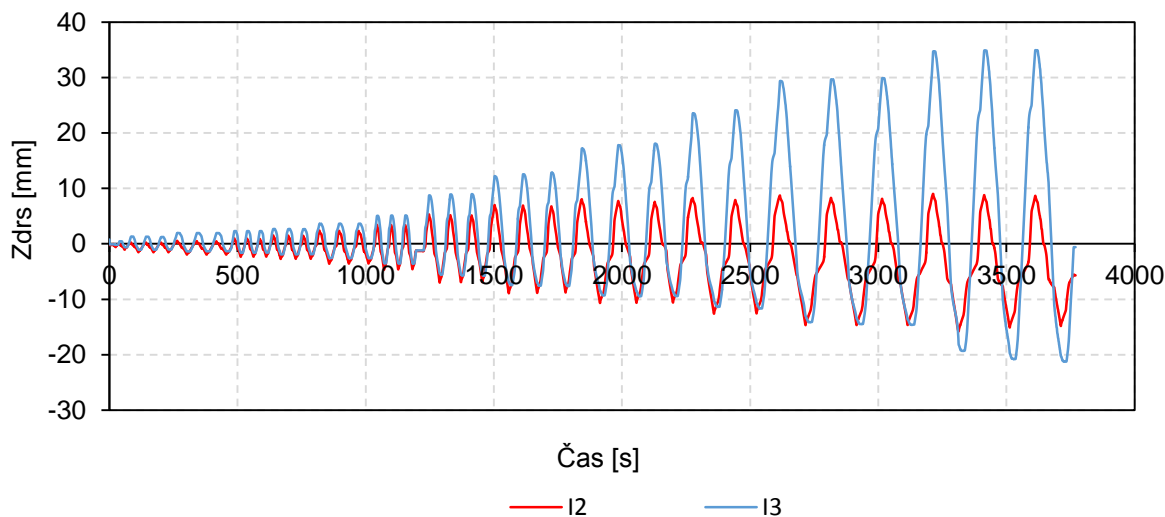


Slika B - 30: Razvoj odpiranja diagonal (I5, I6) v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušavec FR10.

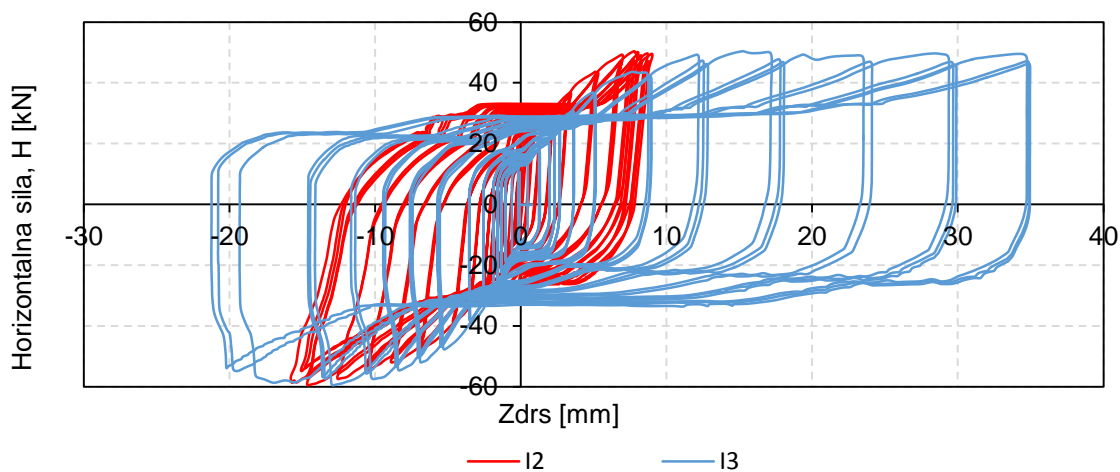


Slika B - 31: Dvig panela (I7, I8) v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušavec FR10.

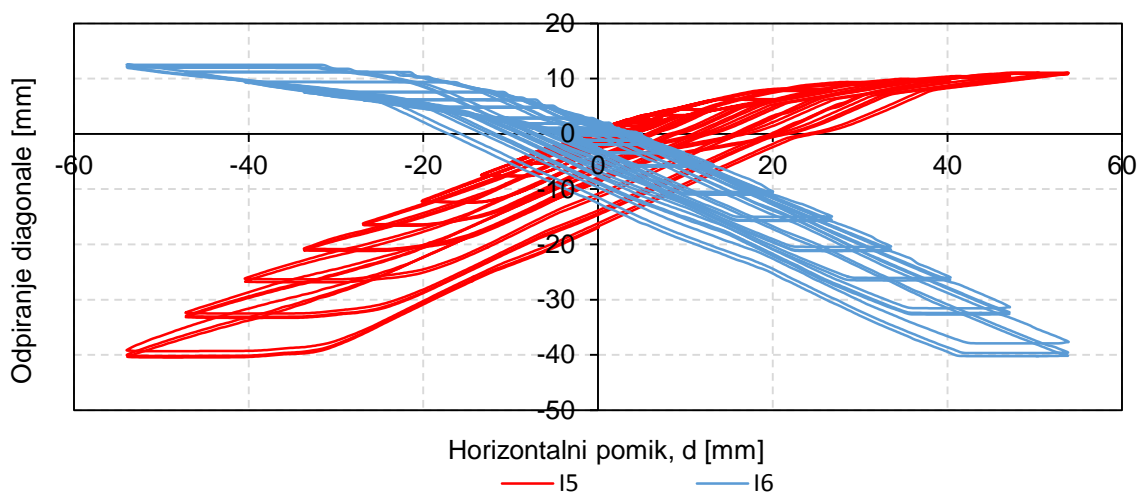
GRAFIKONI ZA ZDRS ŠIPE V LESEMEM OKVIRJU, ODPIRANJE DIAGONAL IN DVIG KOMPOZITNEGA PANELA PRI PREIZKUŠANCU FR12 (oznake I2, I3, I5, I6, I7, I8 v legendah grafov ustrezajo merskim mestom z oznakami LVDT2, LVDT3, LVDT5, LVDT6, LVDT7 in LVDT8)



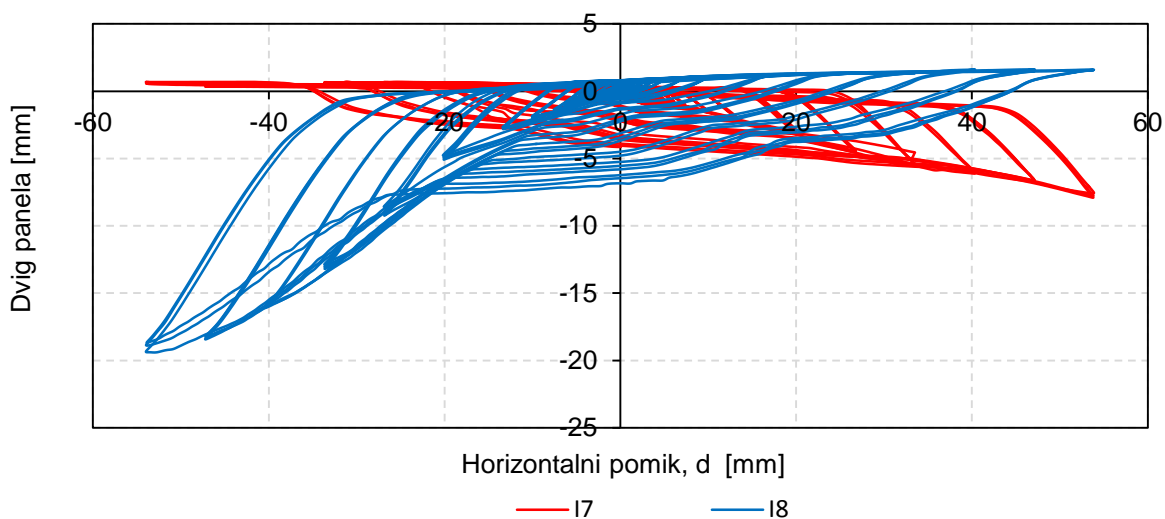
Slika B - 32: Razvoj zdrs na spodnjem I2 in zgornjem I3 robu šipe zaradi horizontalne sile H v odvisnosti od časa za preizkušavec FR12.



Slika B - 33: Horizontalna sila H v odvisnosti od zdrs na spodnjem I2 in zgornjem I3 robu šipe za preizkušavec FR12.

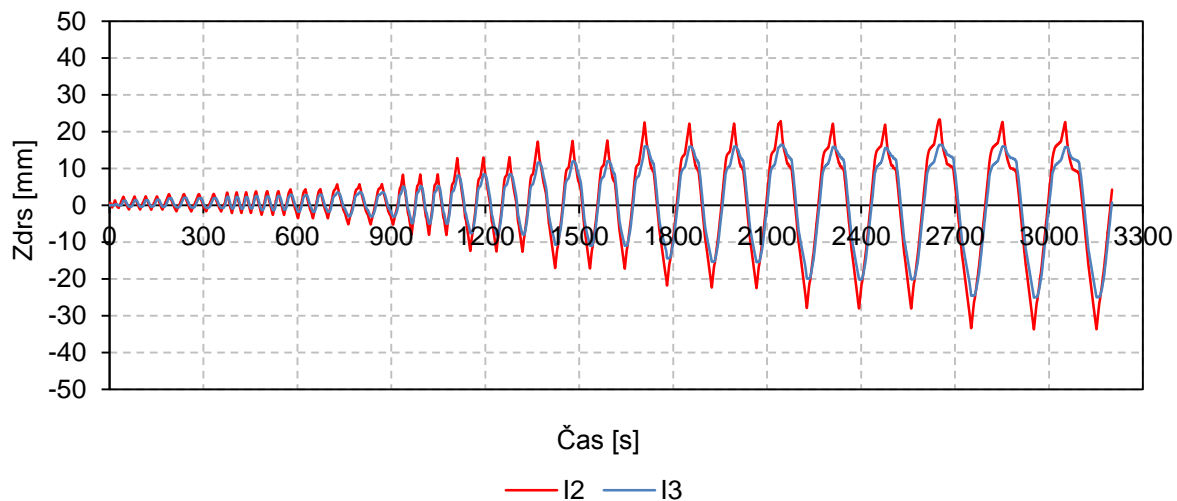


Slika B - 34: Razvoj odpiranja diagonal (I5, I6) v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR12.

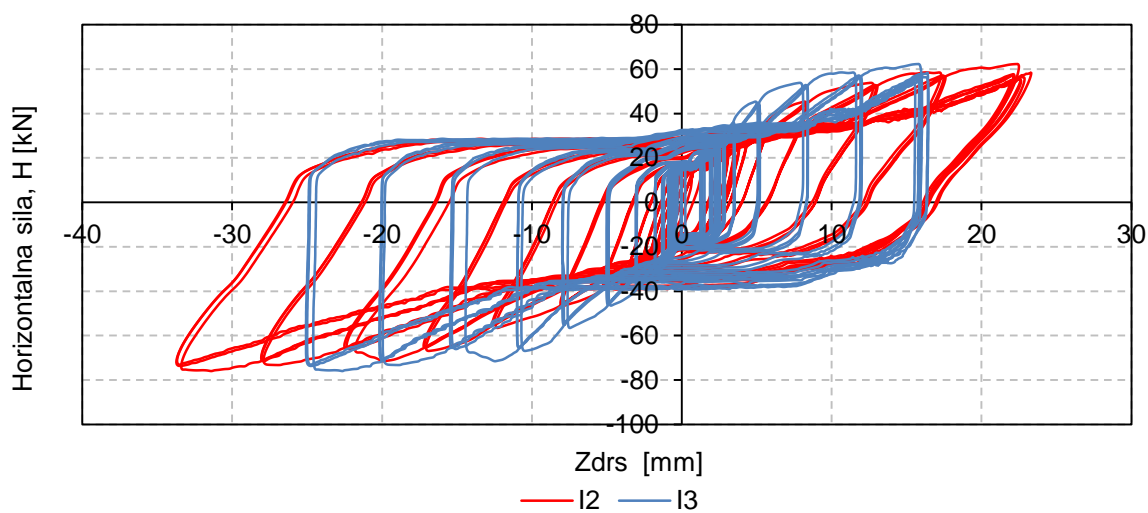


Slika B - 35: Dvig panela (I7, I8) v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušane FR12.

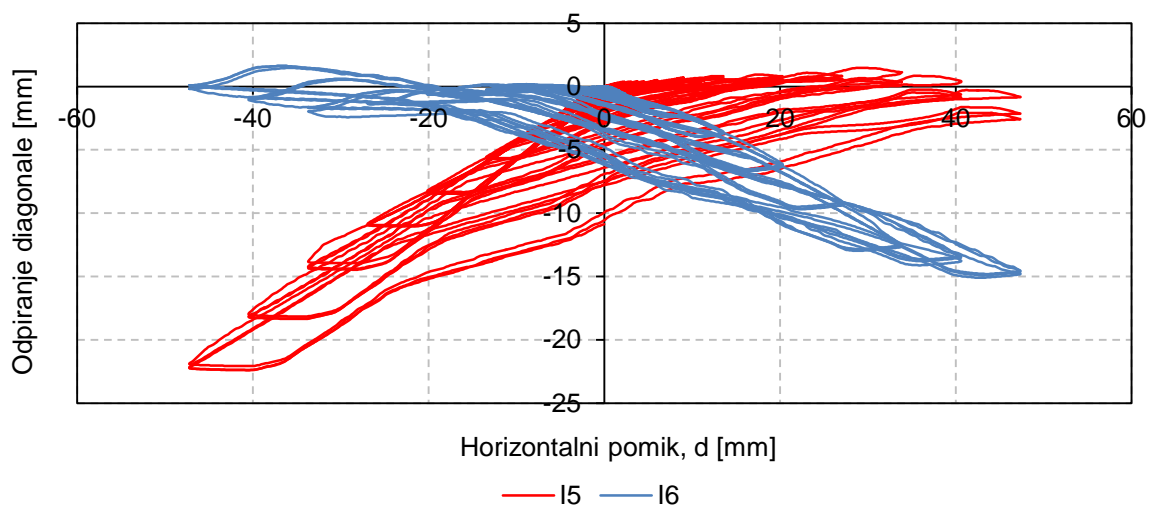
GRAFIKONI ZA ZDRS ŠIPE V LESENM OKVIRJU, ODPIRANJE DIAGONAL IN DVIG KOMPOZITNEGA PANELA PRI PREIZKUŠANCU FR14 (oznake I2, I3, I5, I6, I7, I8 v legendah grafov ustrezajo merskim mestom z oznakami LVDT2, LVDT3, LVDT5, LVDT6, LVDT7 in LVDT8)



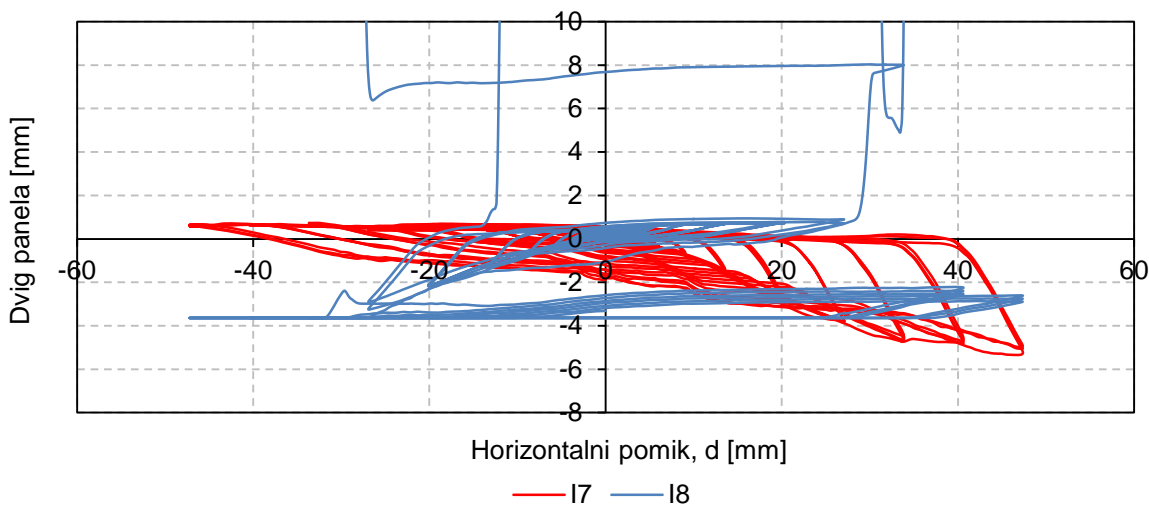
Slika B - 36: Razvoj zdrs na spodnjem I2 in zgornjem I3 robu šipe zaradi horizontalne sile H v odvisnosti od časa za preizkušanece FR14.



Slika B - 37: Horizontalna sila H v odvisnosti od zdrs na spodnjem I2 in zgornjem I3 robu šipe za preizkušanece FR14.



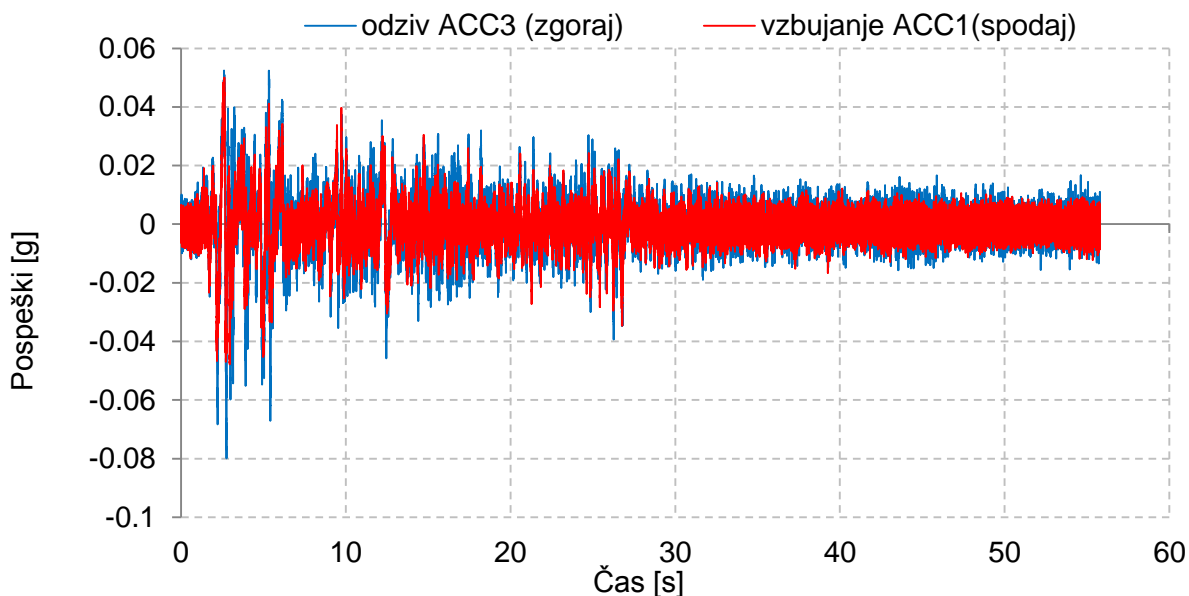
Slika B - 38: Razvoj odpiranja diagonal (I5, I6) v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanece FR14.



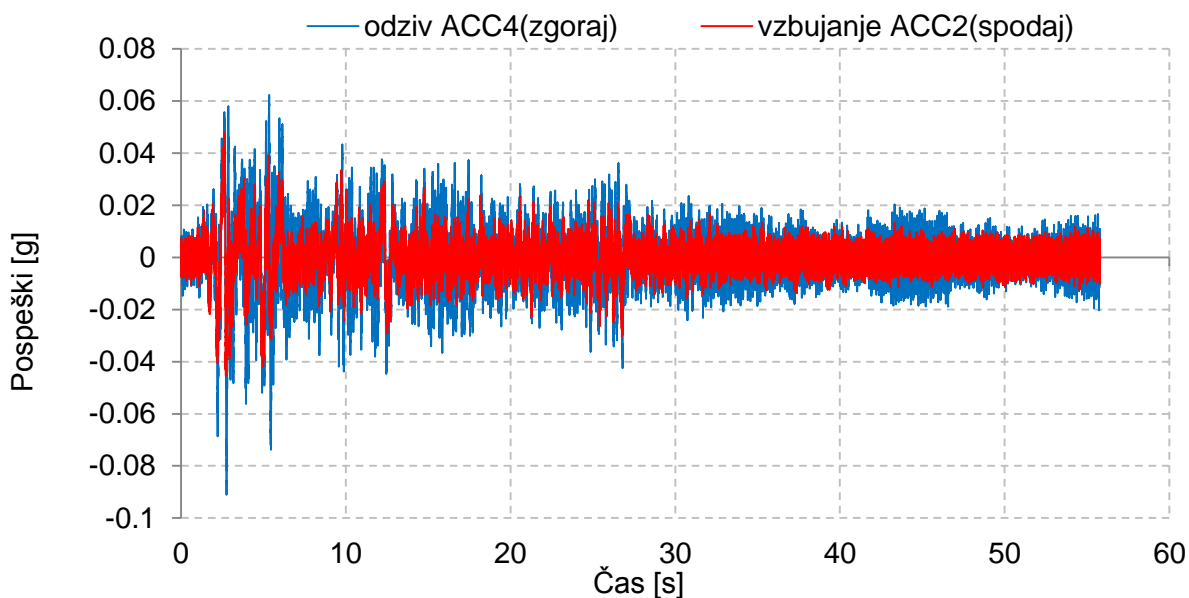
Slika B - 39: Dvig panela (I7, I8) v odvisnosti od horizontalnega pomika d za preizkušanece FR14.

PRILOGA C: REZULTATI MERITEV DINAMIČNIH PREISKAV KOMPOZITNIH PANELOV

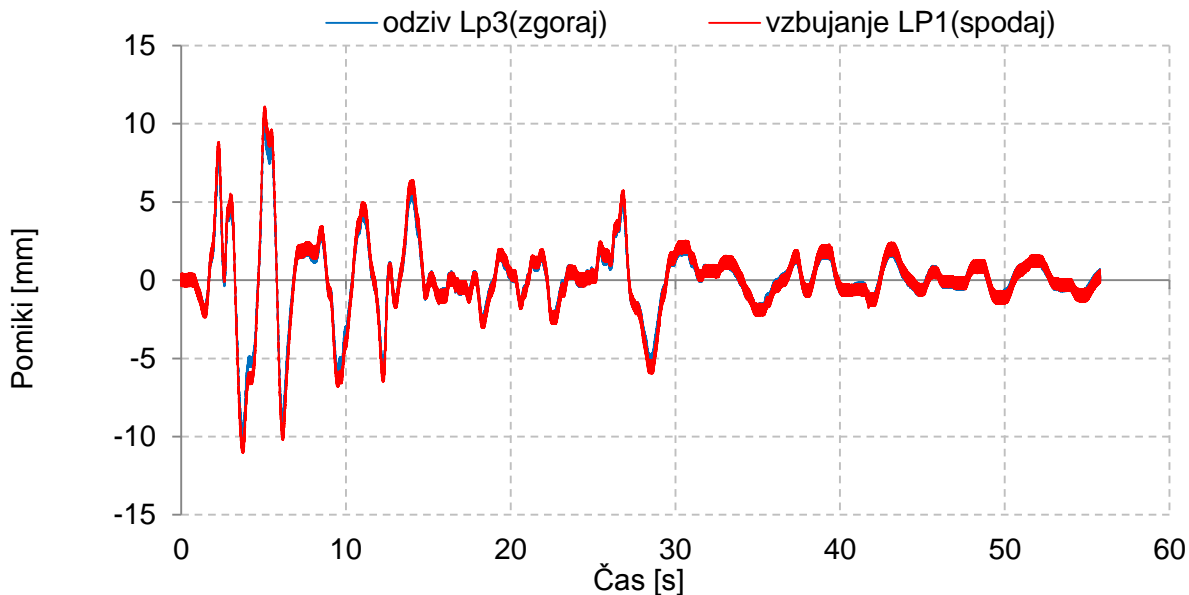
TEST3 - EL CENTRO (0,05g)



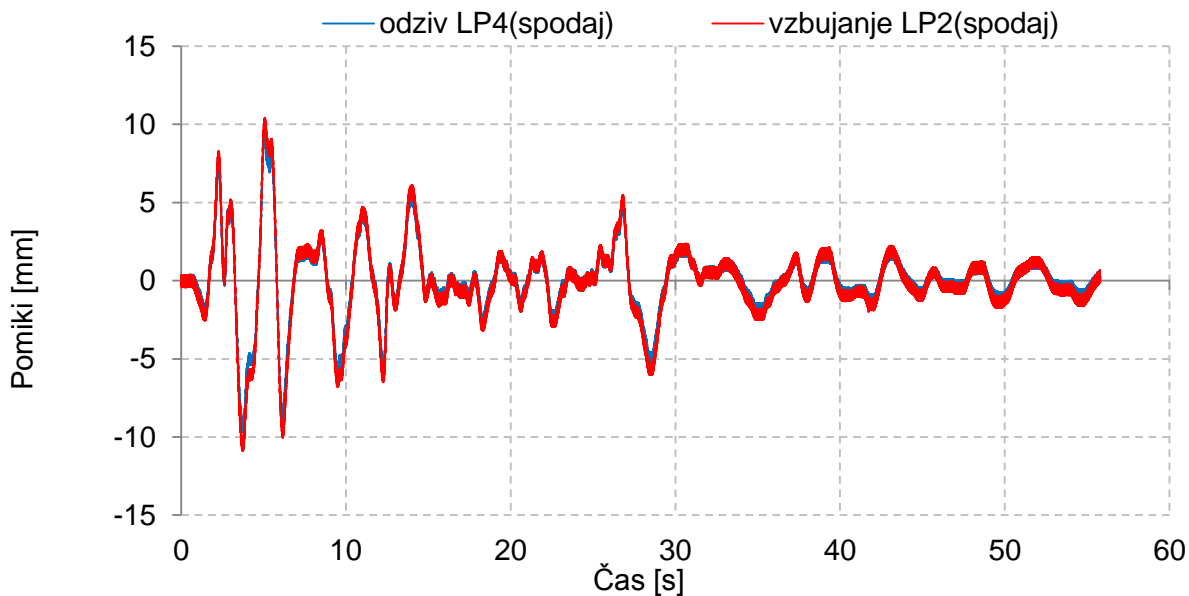
Slika C - 1: Primerjava vzbujajočega ACC1 in odzivnega ACC3 pospeška kopozitnega panela za Test3 (El Centro, 0,05g).



Slika C - 2: Primerjava vzbujajočega ACC2 in odzivnega ACC4 pospeška kopozitnega panela za Test3 (El Centro, 0,05g).

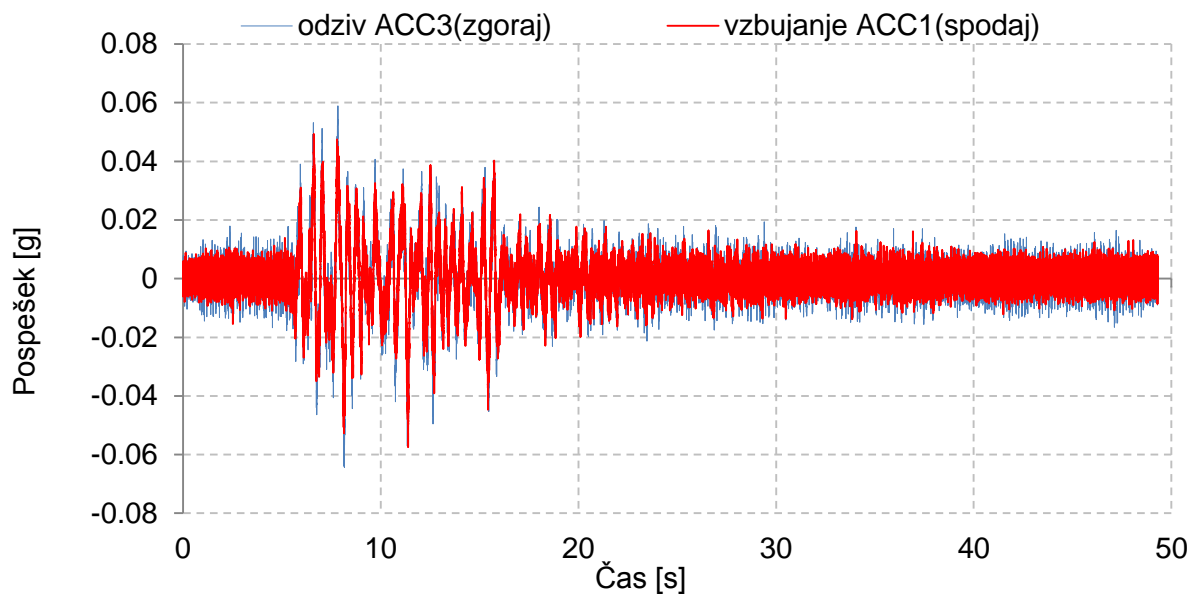


Slika C - 3: Primerjava horizontalnih pomikov vzbujanja LP1 in pomikov odziva LP3 na vrhu modela za Test3 (El Centro, 0,05g).

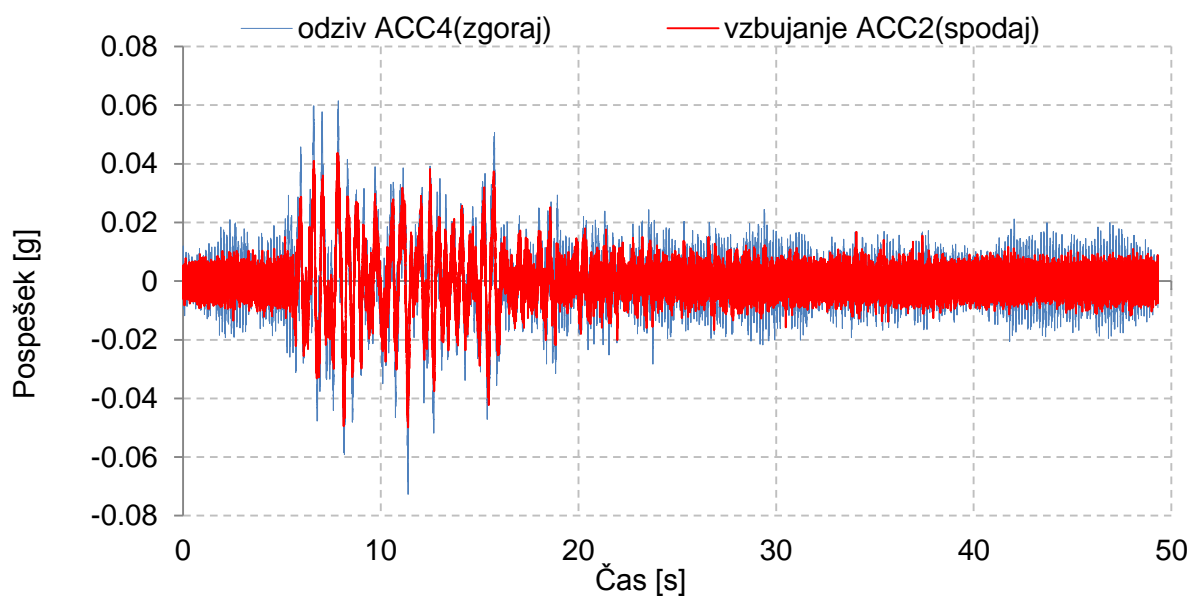


Slika C - 4: Primerjava horizontalnih pomikov vzbujanja LP2 in pomikov odziva LP4 na vrhu modela za Test3 (El Centro, 0,05g).

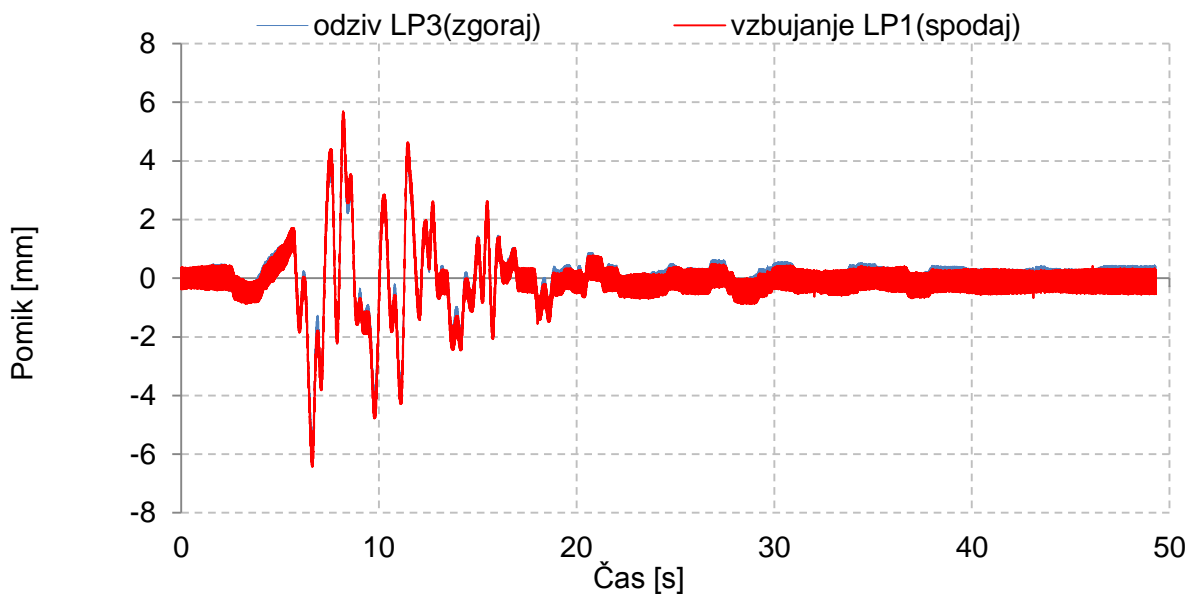
TEST4 - PETROVAC (0,058g)



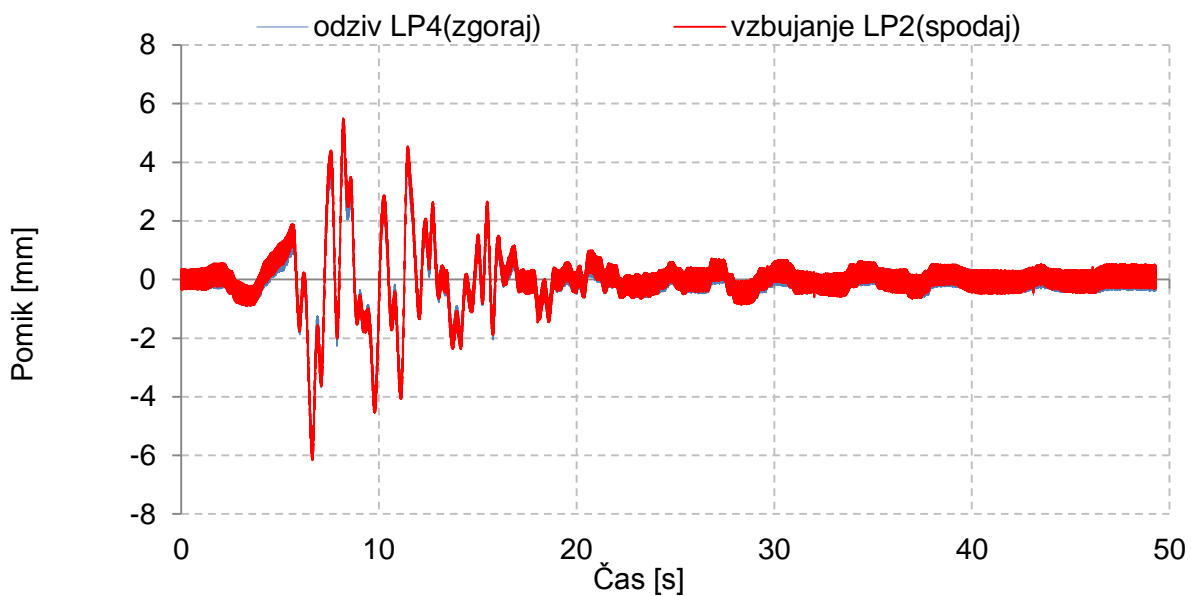
Slika C - 5: Primerjava vzbujajočega ACC1 in odzivnega ACC3 pospeška kopolitnega panela za Test4 (Petrovac, 0,058g).



Slika C - 6: Primerjava vzbujajočega ACC2 in odzivnega ACC4 pospeška kopolitnega panela za Test4 (Petrovac, 0,058g).

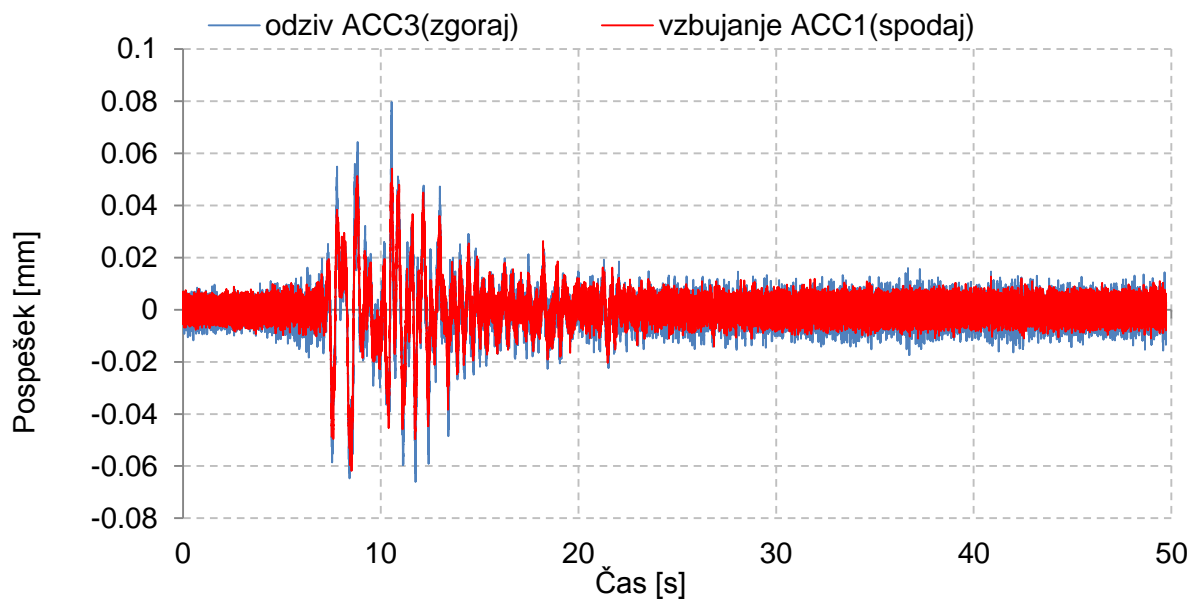


Slika C - 7: Primerjava horizontalnih pomikov vzbujanja LP1 in pomikov odziva LP3 na vrhu modela za Test4 (Petrovac, 0,058g).

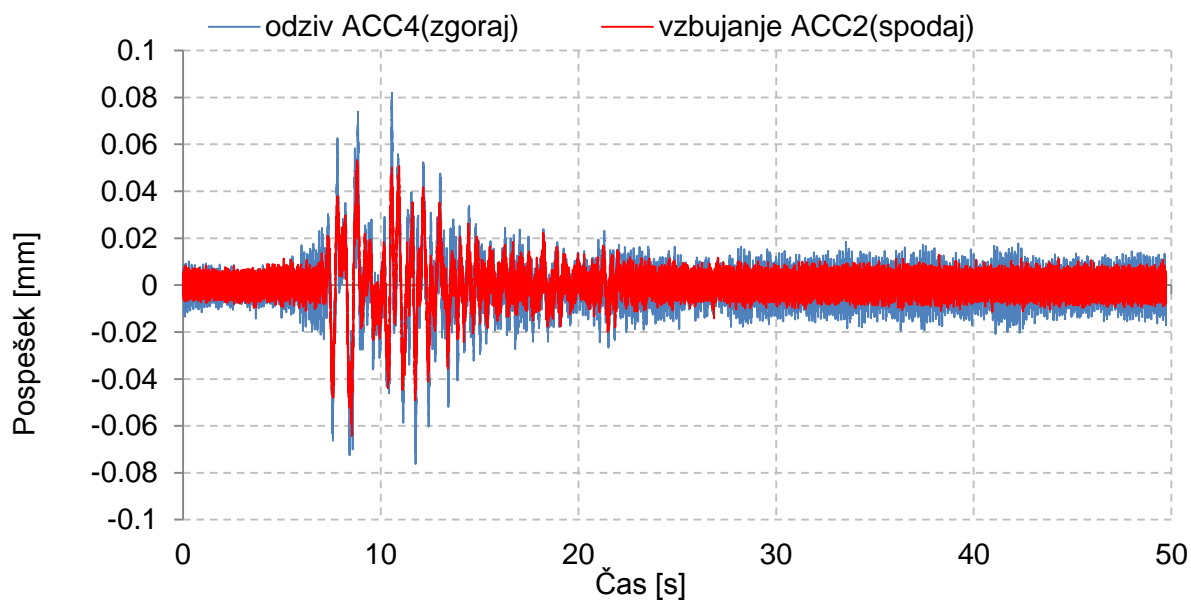


Slika C - 8: Primerjava horizontalnih pomikov vzbujanja LP2 in pomikov odziva LP4 na vrhu modela za Test4 (Petrovac, 0,058g).

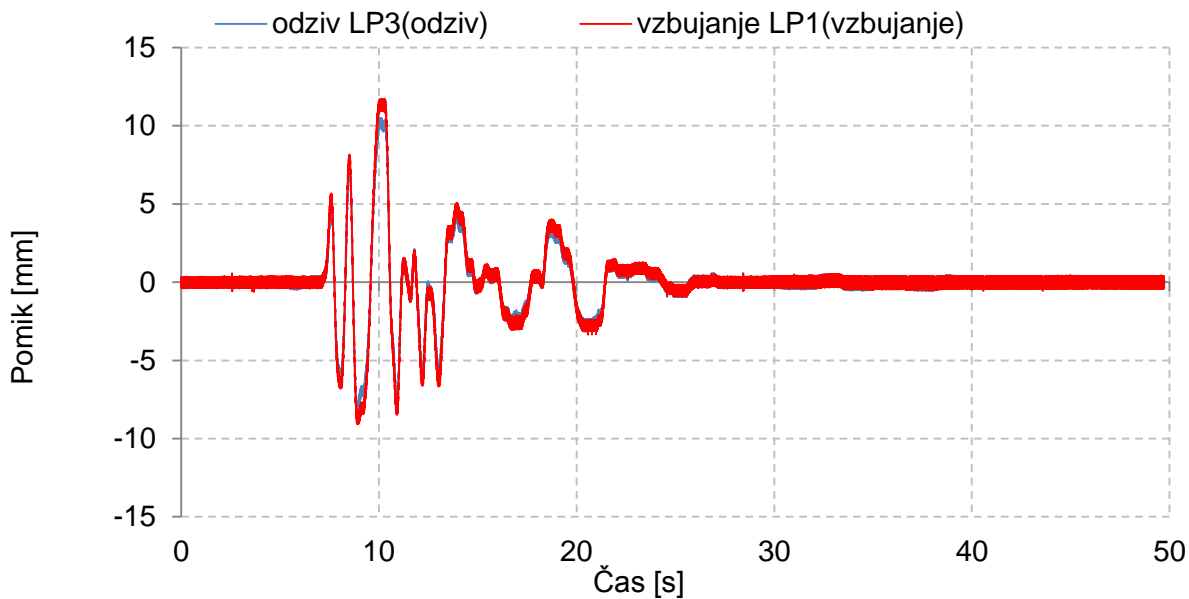
TEST5 - KOBE (0,06g)



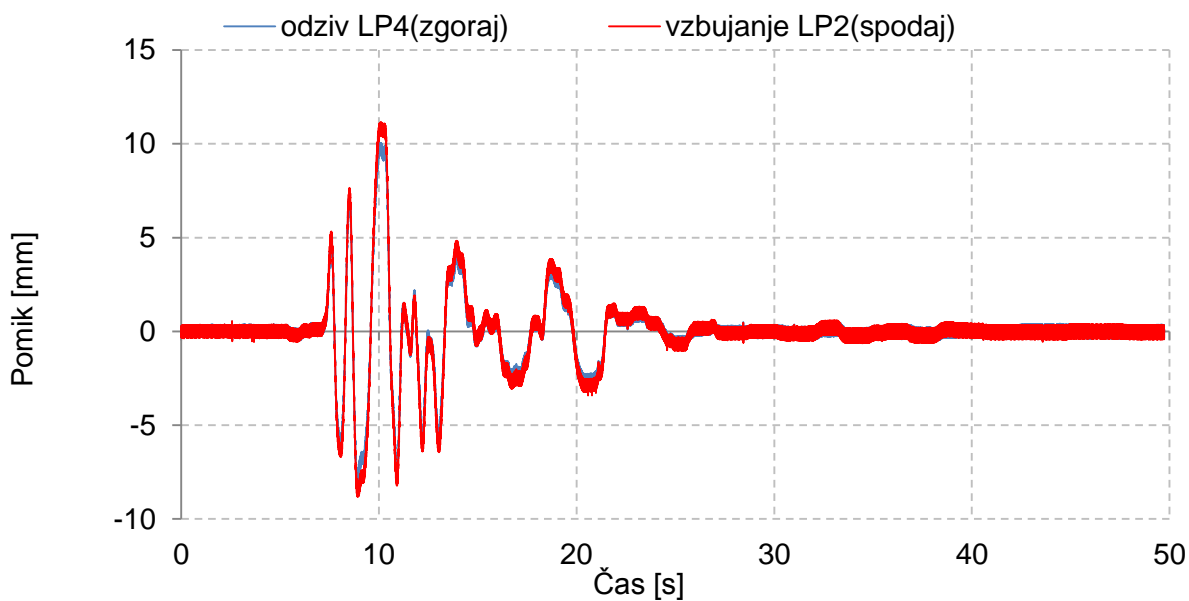
Slika C - 9: Primerjava vzbujajočega ACC1 in odzivnega ACC3 pospeška kopozitnega panela za Test5 (Kobe, 0,06g).



Slika C - 10: Primerjava vzbujajočega ACC2 in odzivnega ACC4 pospeška kopozitnega panela za Test5 (Kobe, 0,06g).

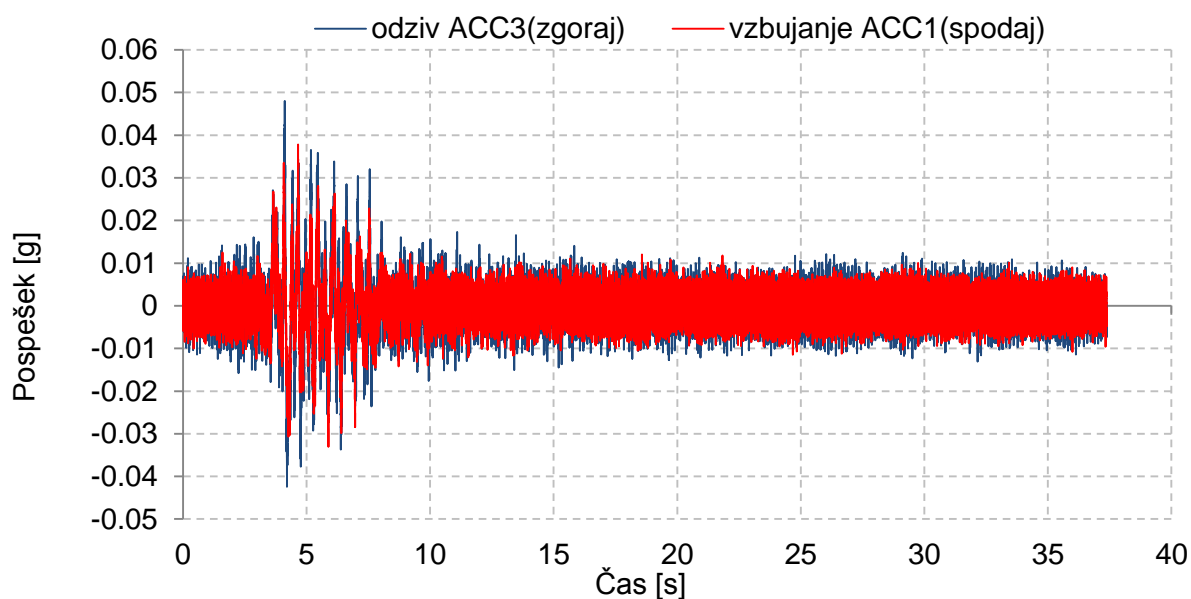


Slika C - 11: Primerjava horizontalnih pomikov vzbujanja LP1 in pomikov odziva LP3 na vrhu modela za Test5 (Kobe, 0,06g).

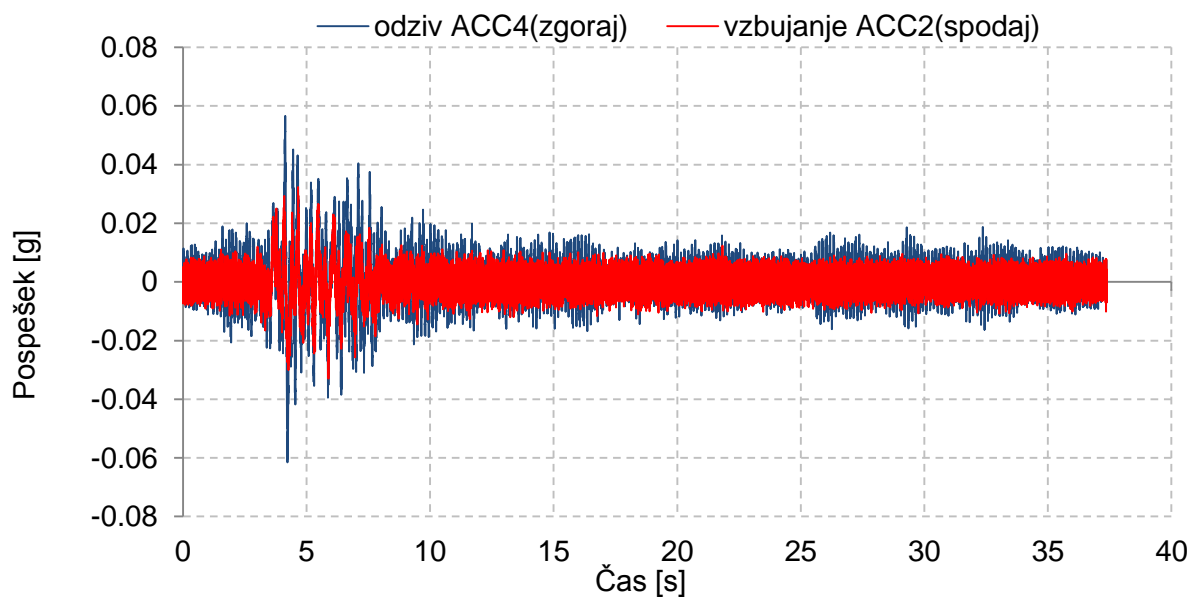


Slika C - 12: Primerjava horizontalnih pomikov vzbujanja LP2 in pomikov odziva LP4 na vrhu modela za Test5 (Kobe, 0,06g).

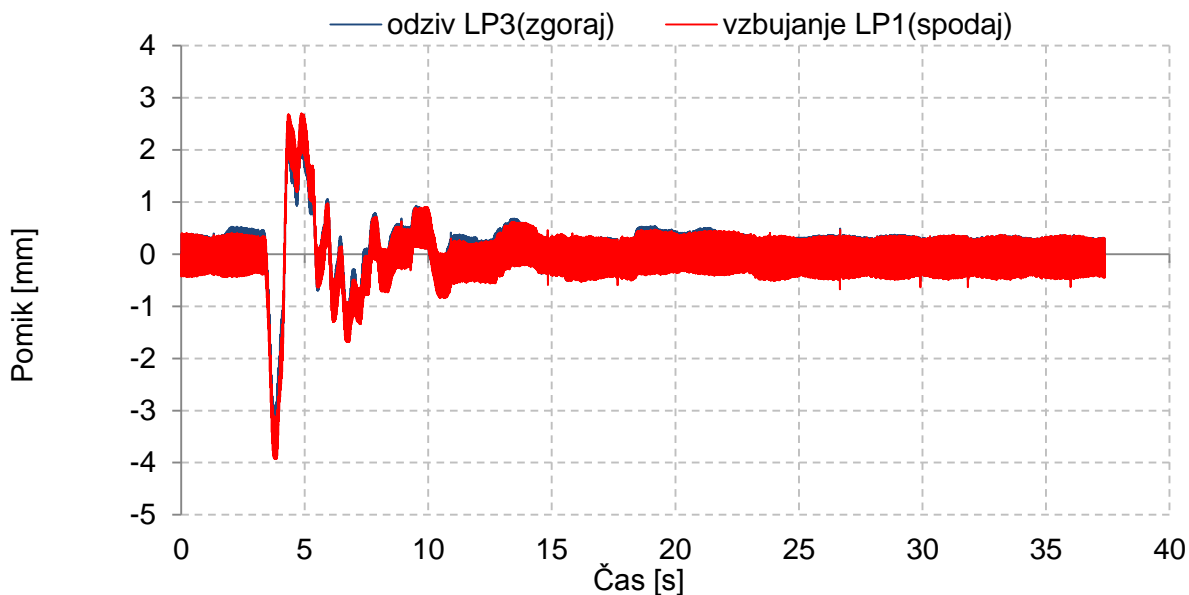
TEST6 - FRIULI (0,04g)



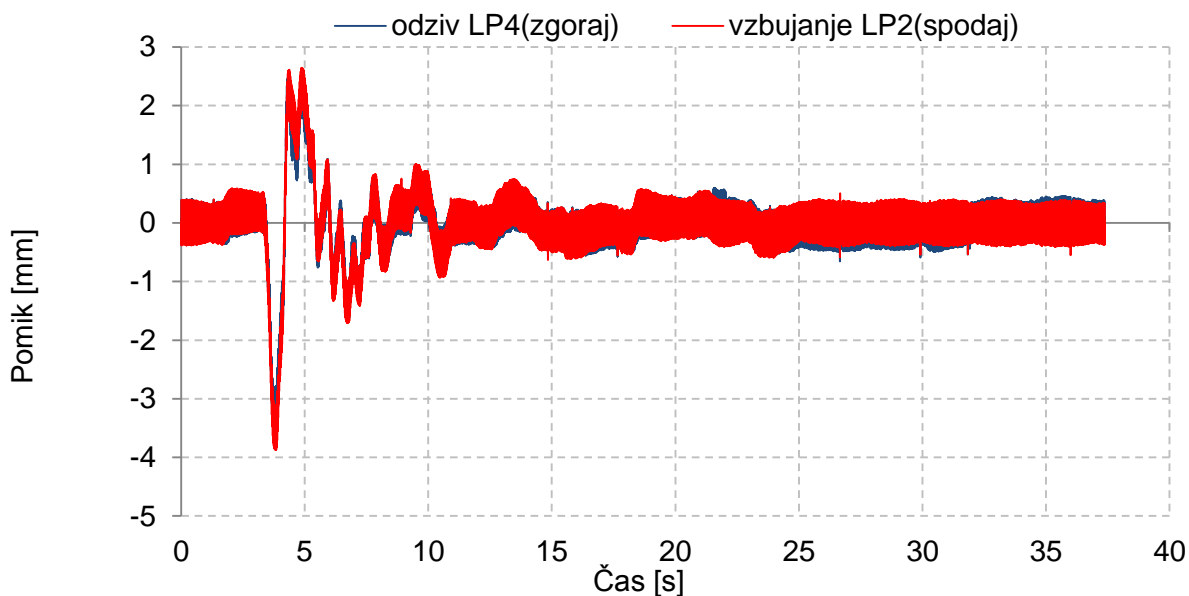
Slika C - 13: Primerjava vzbujajočega ACC1 in odzivnega ACC3 pospeška kopolitnega panela za Test6 (Friuli, 0,04g).



Slika C - 14: Primerjava vzbujajočega ACC2 in odzivnega ACC4 pospeška kopolitnega panela za Test6 (Friuli, 0,04g).

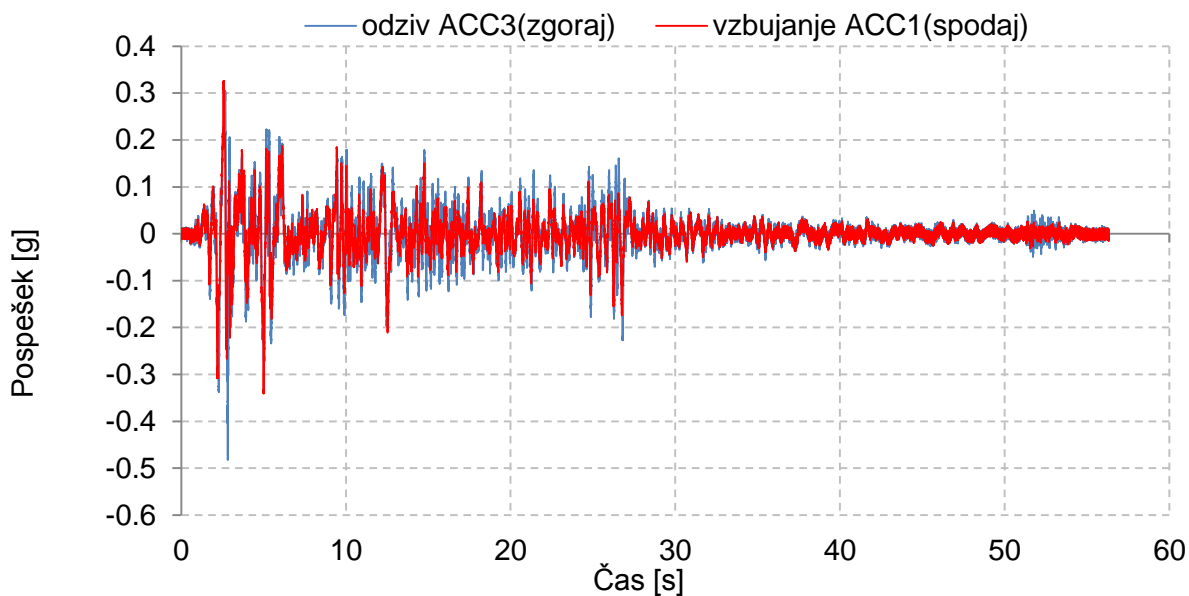


Slika C - 15: Primerjava horizontalnih pomikov vzbujanja LP1 in pomikov odziva LP3 na vrhu modela za Test6 (Friuli, 0,04g).

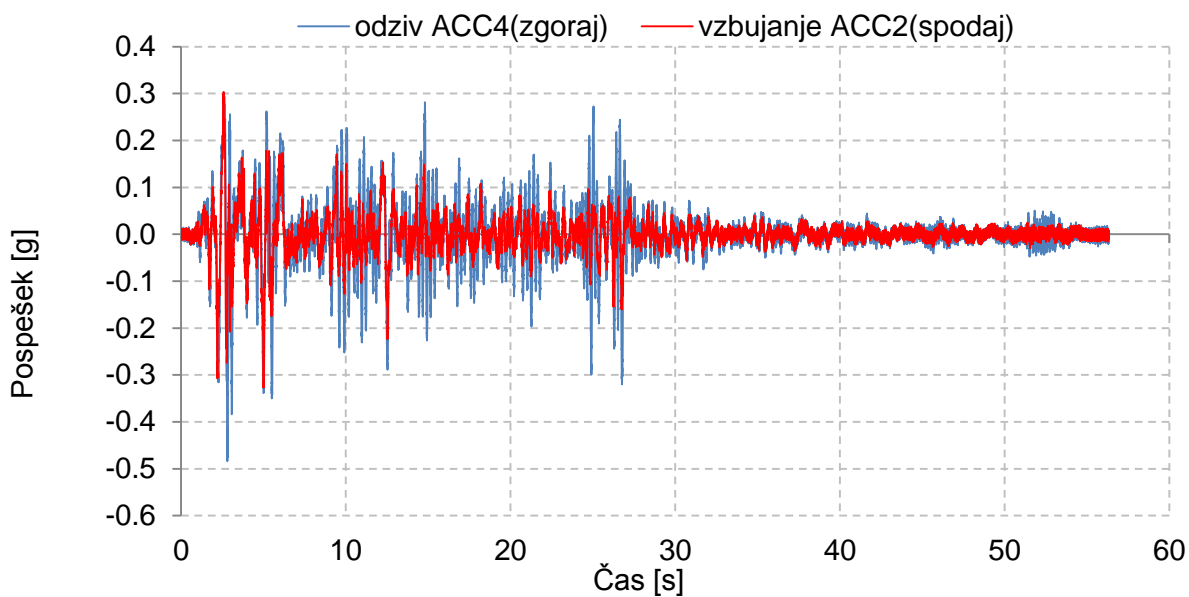


Slika C - 16: Primerjava horizontalnih pomikov vzbujanja LP2 in pomikov odziva LP4 na vrhu modela za Test6 (Friuli, 0,04g).

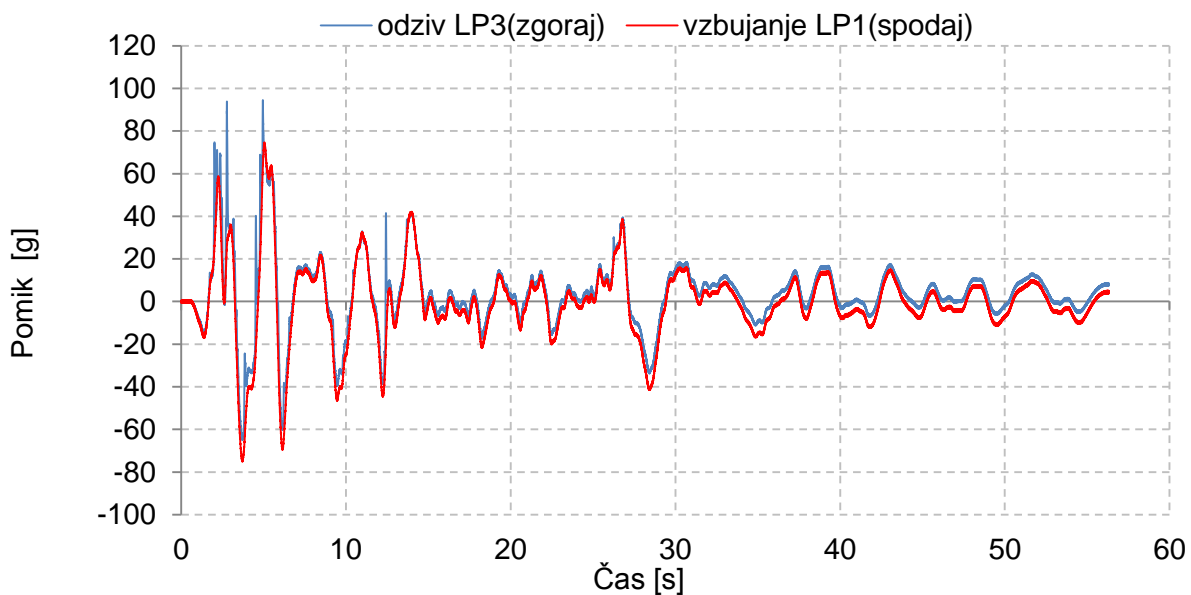
TEST18 - EL CENTRO (0,35g)



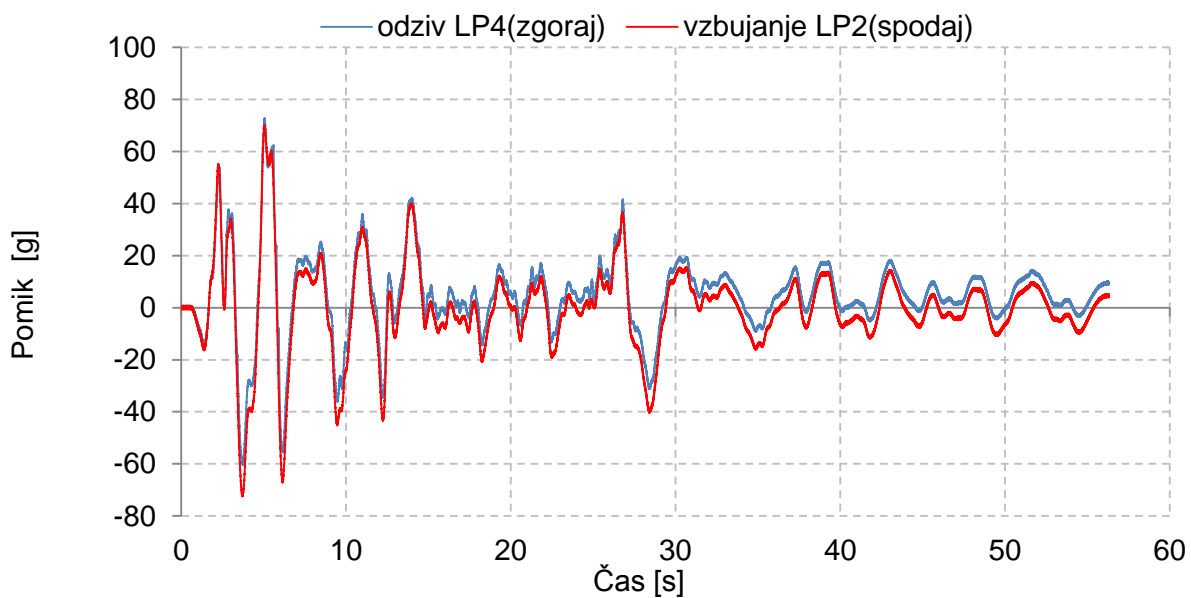
Slika C - 17: Primerjava vzbujajočega ACC1 in odzivnega ACC3 pospeška kopozitnega panela za Test18 (El Centro, 0,35g).



Slika C - 18: Primerjava vzbujajočega ACC2 in odzivnega ACC4 pospeška kopozitnega panela za Test18 (El Centro, 0,35g).

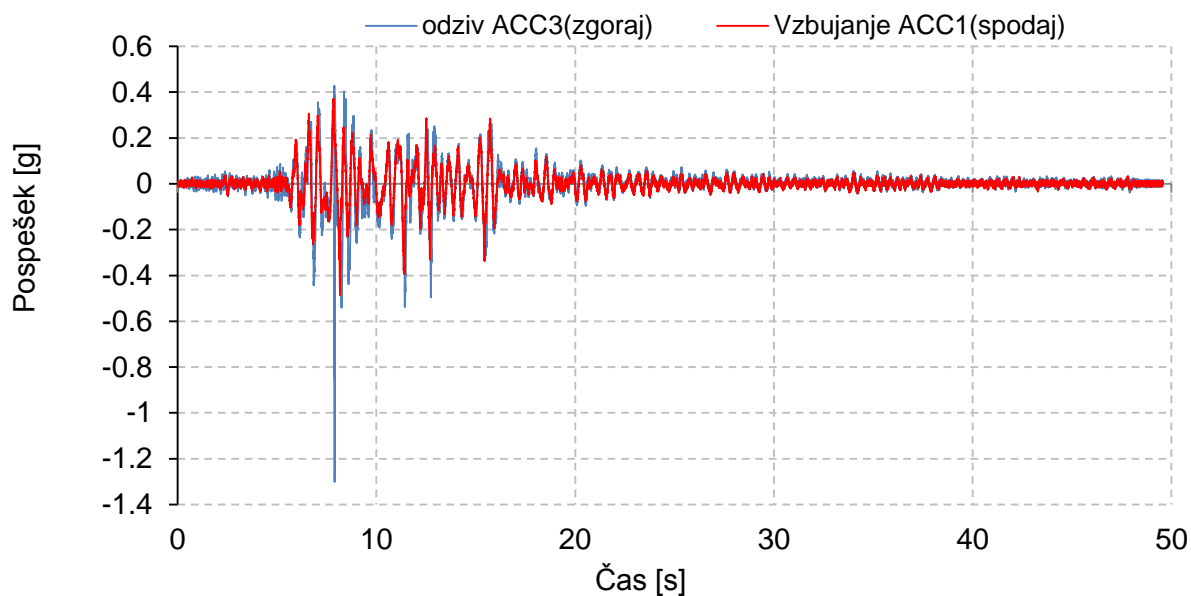


Slika C - 19: Primerjava horizontalnih pomikov vzbujanja LP1 in pomikov odziva LP3 na vrhu modela za Test18 (El Centro, 0,35g).

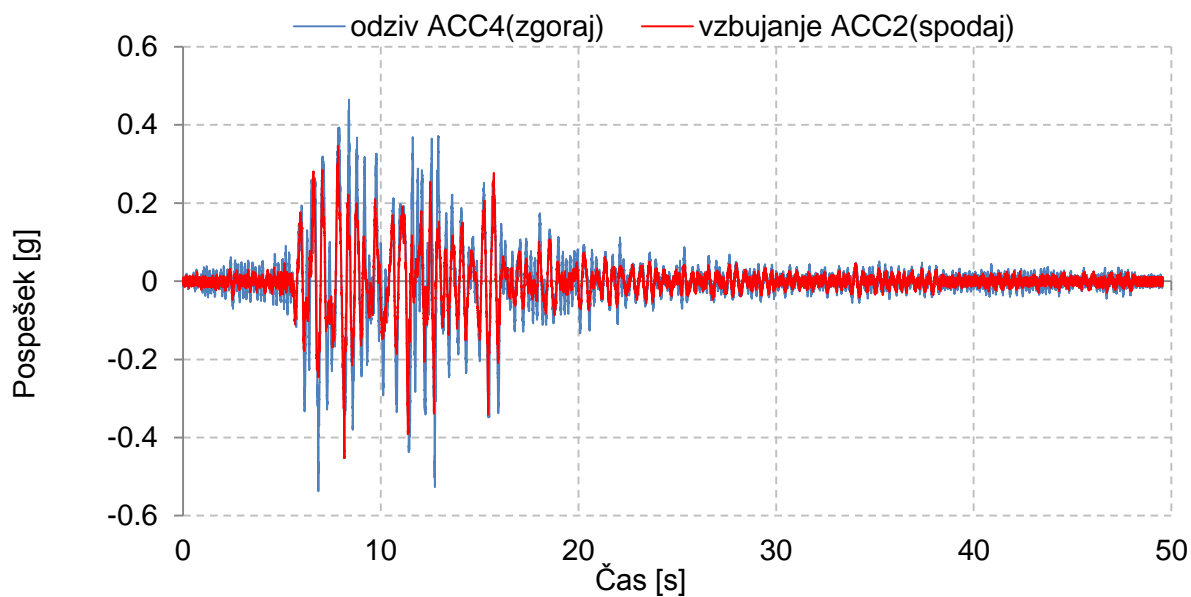


Slika C - 20: Primerjava horizontalnih pomikov vzbujanja LP2 in pomikov odziva LP4 na vrhu modela za Test18 (El Centro, 0,35g).

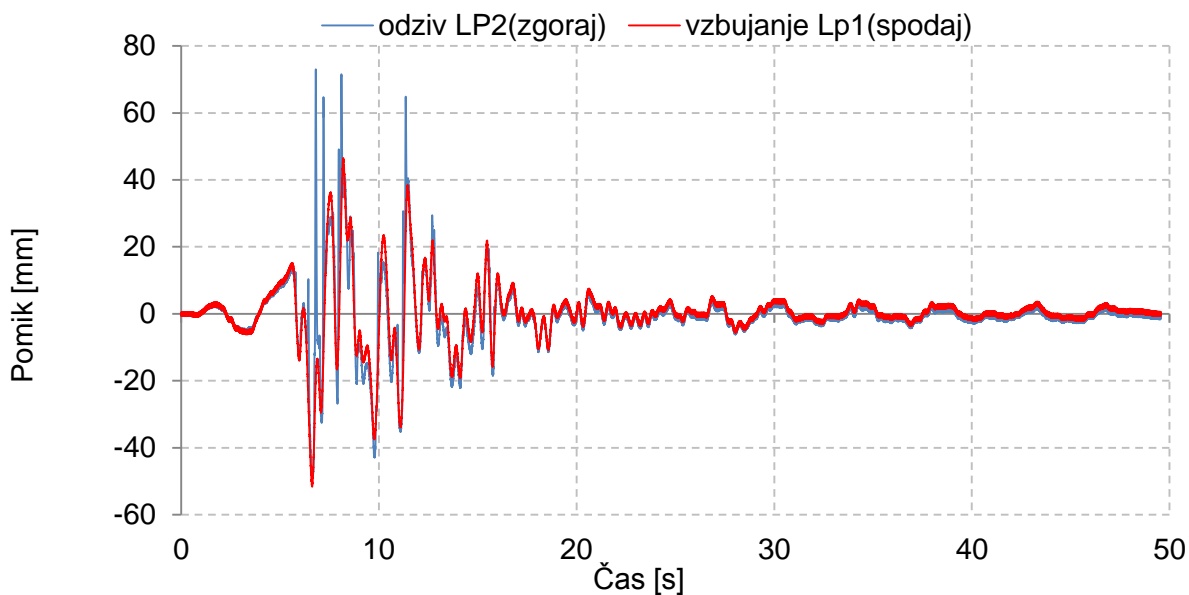
TEST19 - PETROVAC (0,45g)



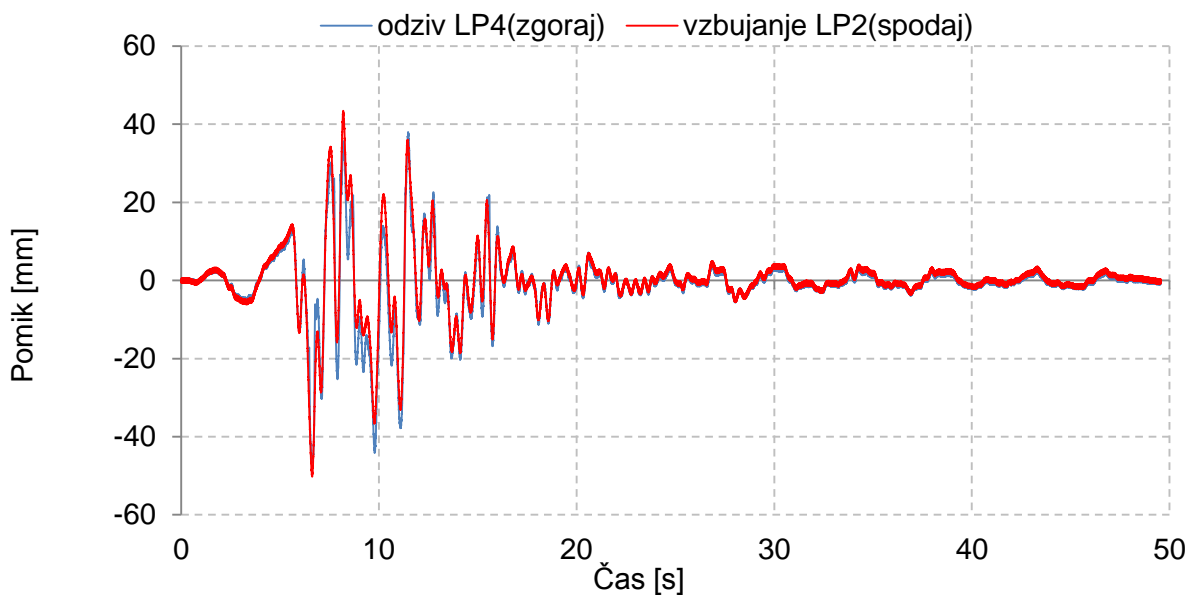
Slika C - 21: Primerjava vzbujajočega ACC1 in odzivnega ACC3 pospeška kopozitnega panela za Test19 (Petrovac, 0,45g).



Slika C - 22: Primerjava vzbujajočega ACC2 in odzivnega ACC4 pospeška kopozitnega panela za Test19 (Petrovac, 0,45g).

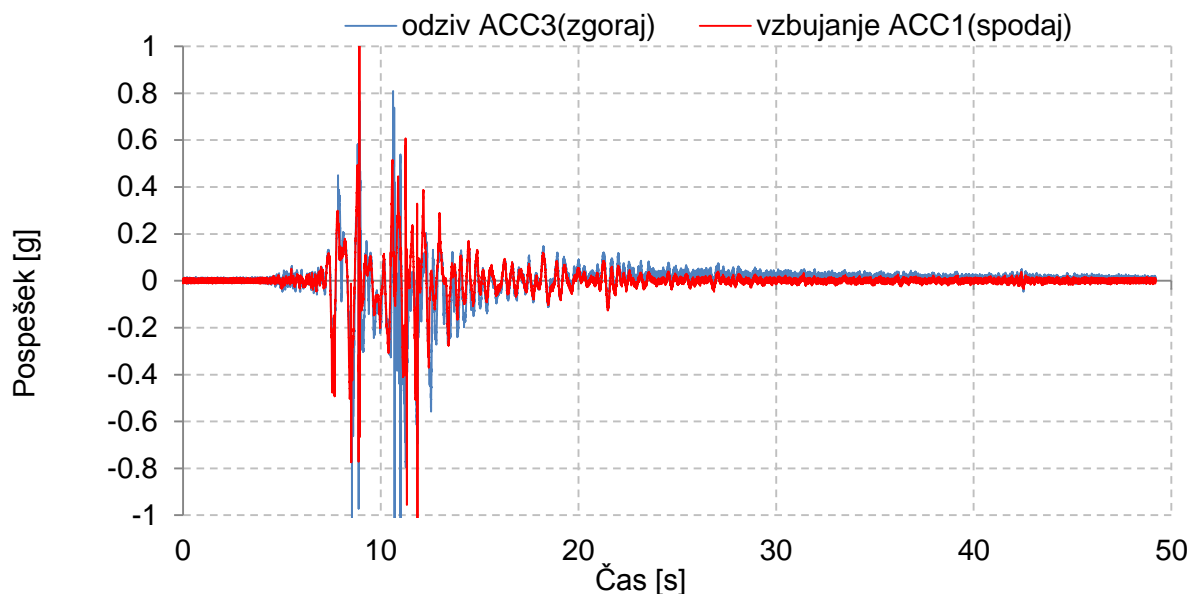


Slika C - 23: Primerjava horizontalnih pomikov vzbujanja LP1 in pomikov odziva LP3 na vrhu modela za Test19 (Petrovac, 0,45g).

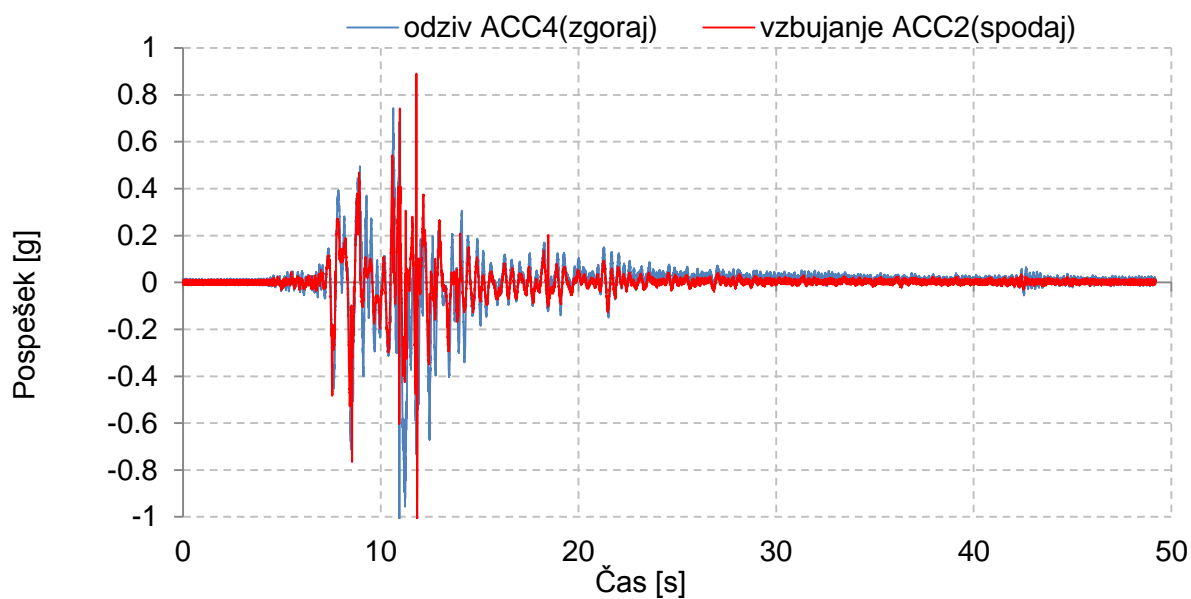


Slika C - 24: Primerjava horizontalnih pomikov vzbujanja LP2 in pomikov odziva LP4 na vrhu modela za Test19 (Petrovac, 0,45g).

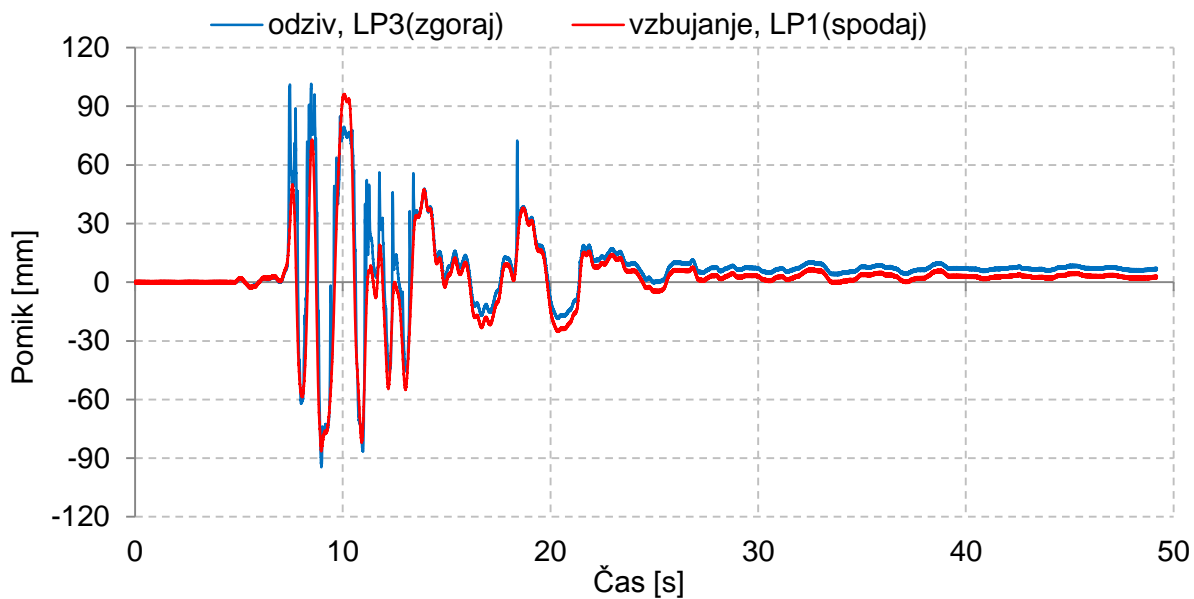
TEST20 - KOBE (0,5g)



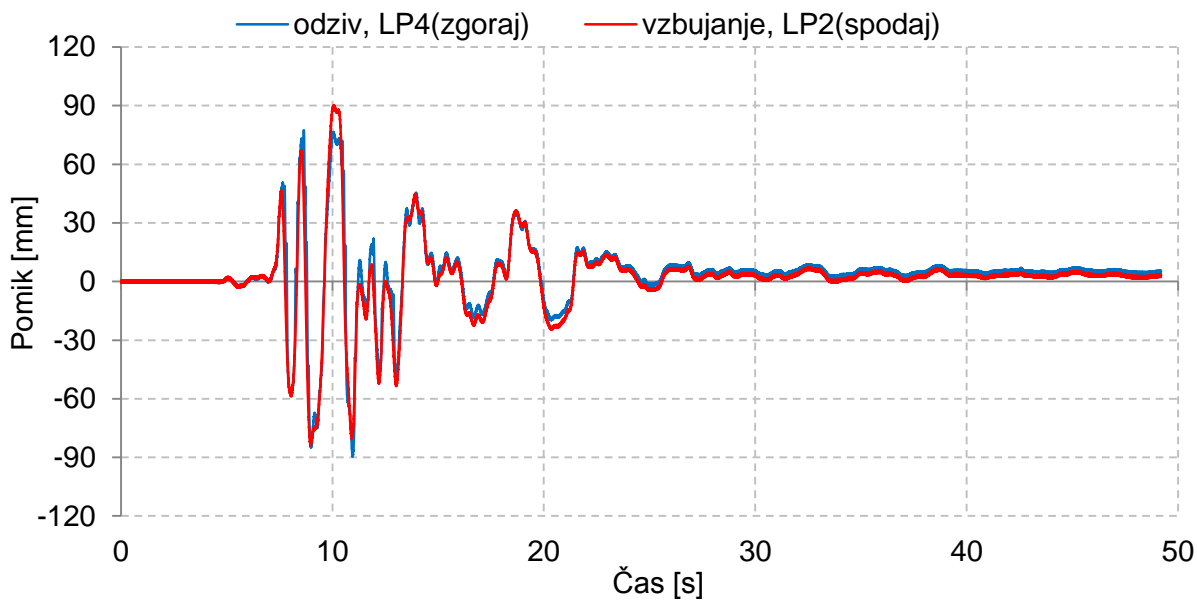
Slika C - 25: Primerjava vzbujajočega ACC1 in odzivnega ACC3 pospeška kopolitnega panela za Test20 (Kobe, 0,5g).



Slika C - 26: Primerjava vzbujajočega ACC2 in odzivnega ACC4 pospeška kopolitnega panela za Test20 (Kobe, 0,5g).

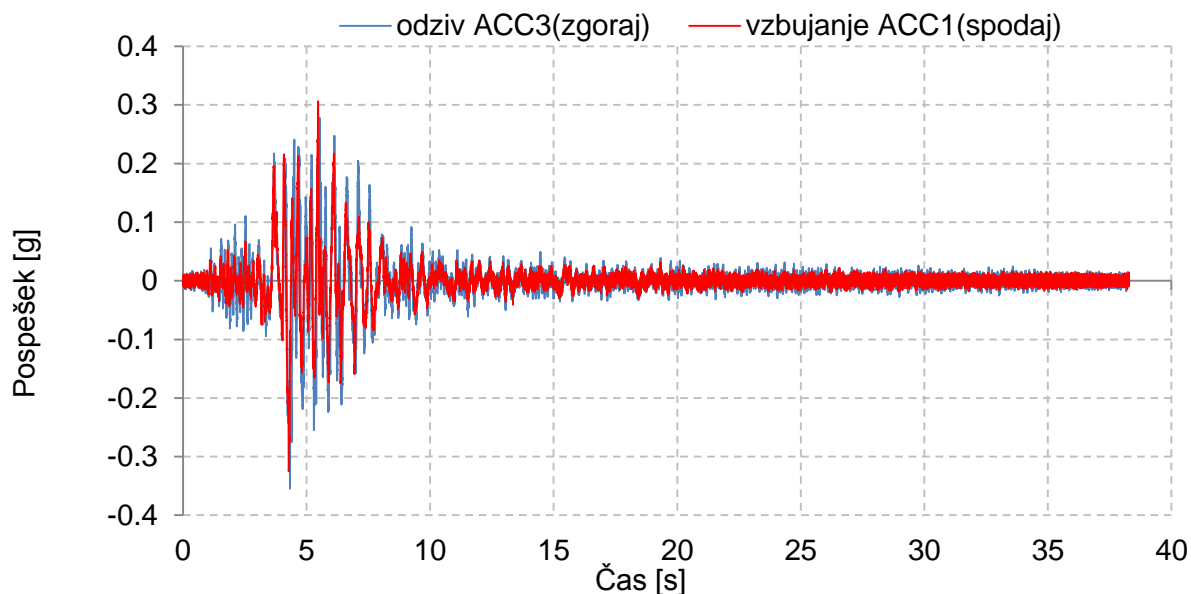


Slika C - 27: Primerjava horizontalnih pomikov vzbujanja LP1 in pomikov odziva LP3 na vrhu modela za Test20 (Kobe, 0,5g).

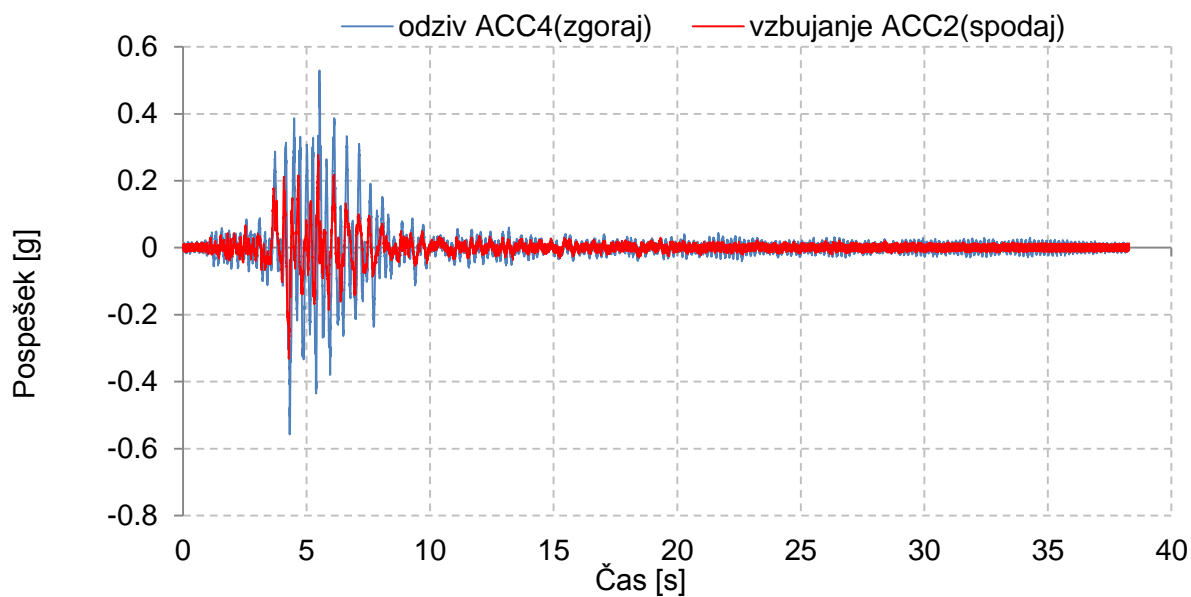


Slika C - 28: Primerjava horizontalnih pomikov vzbujanja LP2 in pomikov odziva LP4 na vrhu modela za Test20 (Kobe, 0,5g).

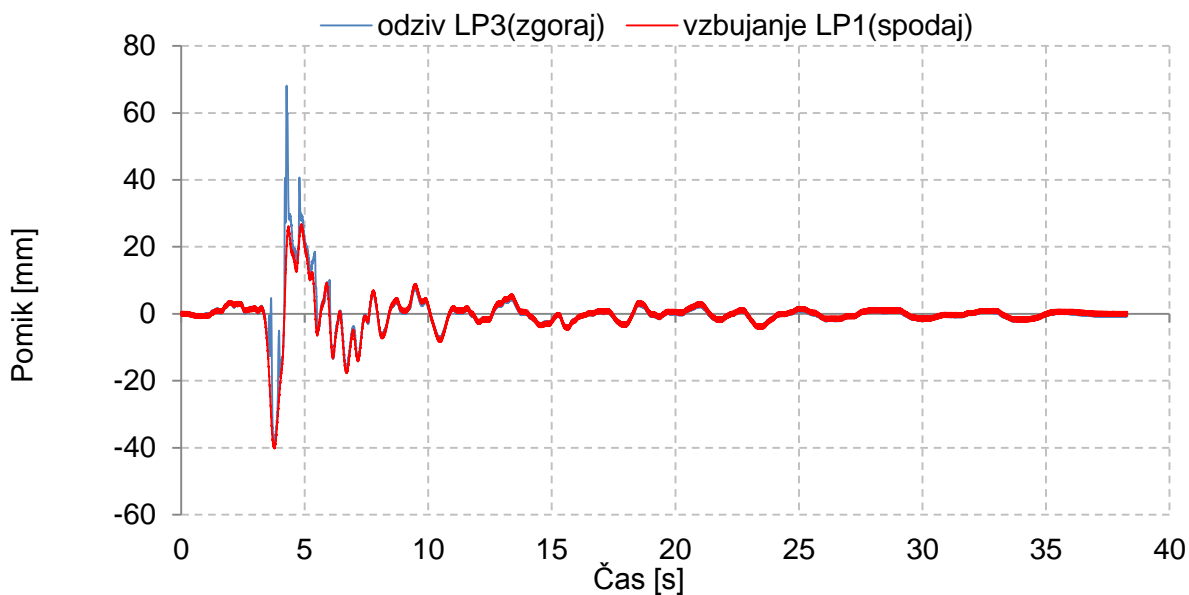
TEST22 - FRIULI (0,3g)



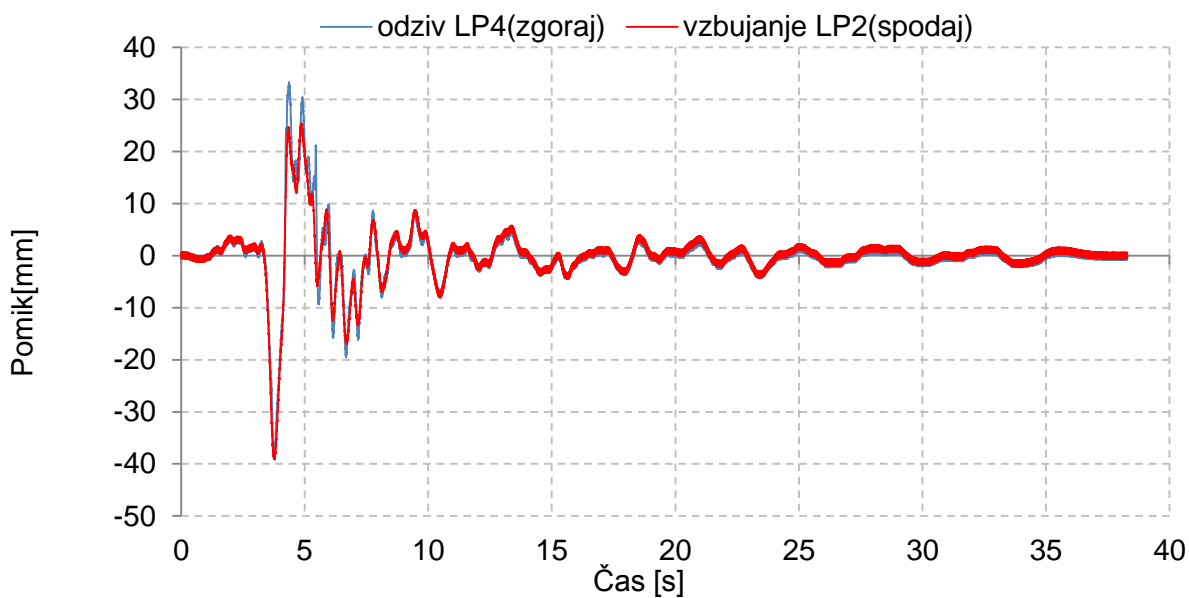
Slika C - 29: Primerjava vzbujajočega ACC1 in odzivnega ACC3 pospeška kopozitnega panela za Test22 (Friuli, 0,3g).



Slika C - 30: Primerjava vzbujajočega ACC2 in odzivnega ACC4 pospeška kopozitnega panela za Test22 (Friuli, 0,3g).



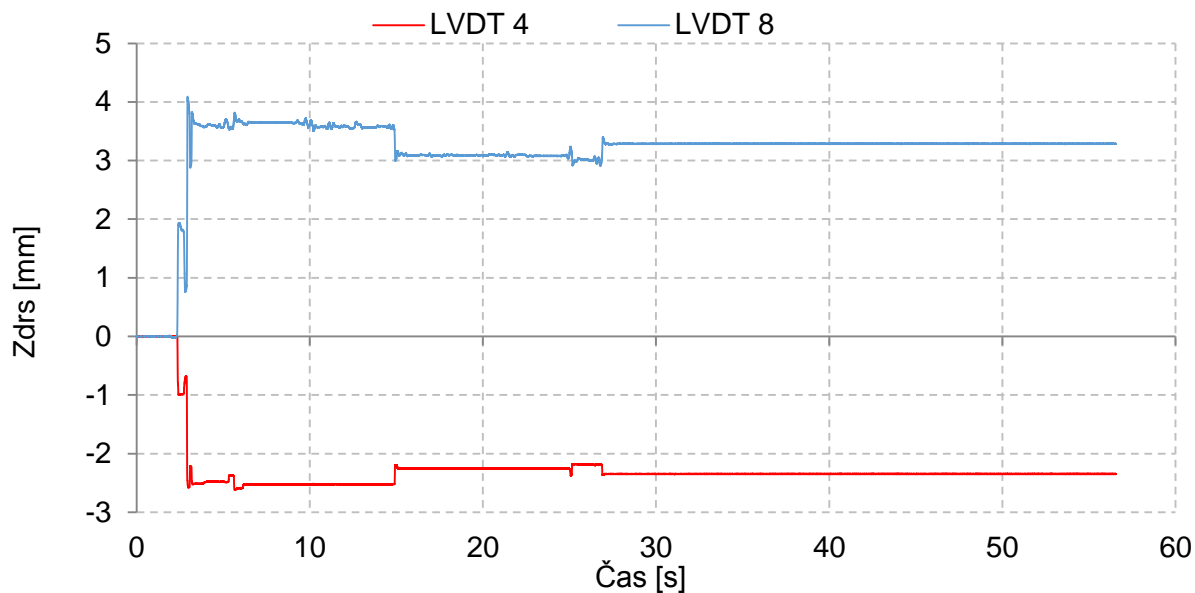
Slika C - 31: Primerjava horizontalnih pomikov vzbujanja LP1 in pomikov odziva LP3 na vrhu modela za Test22 (Friuli, 0,3g).



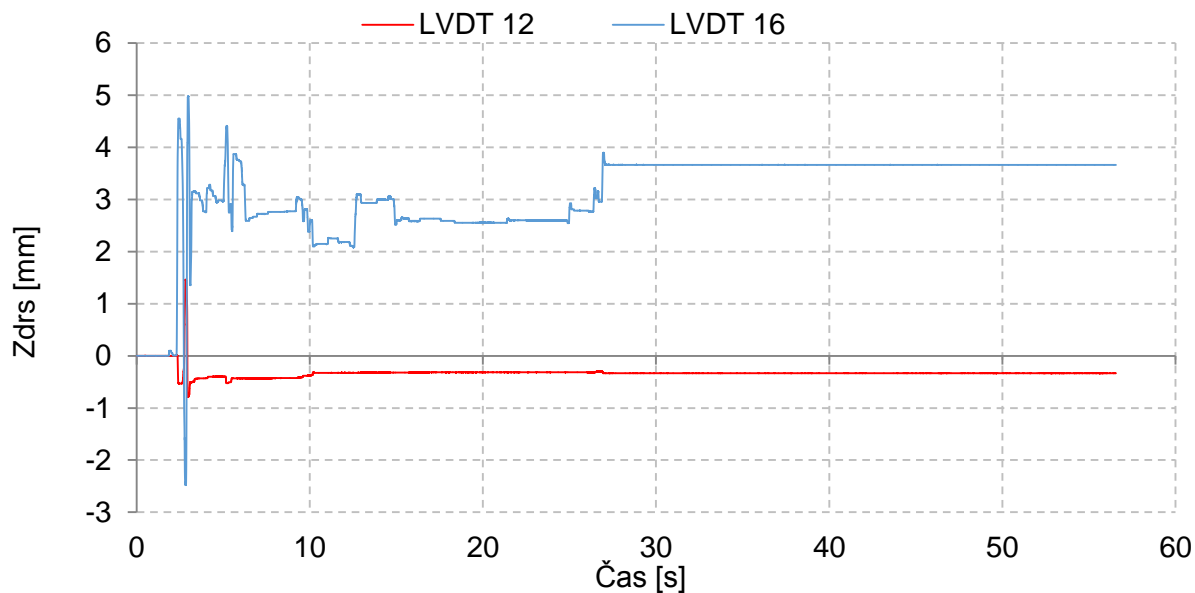
Slika C - 32: Primerjava horizontalnih pomikov vzbujanja LP2 in pomikov odziva LP4 na vrhu modela za Test22 (Friuli, 0,3g).

GRAFIKONI ZDRSA ŠIPE V LESENM OKVIRJU, DVIG KOMPOZITNEGA PANELA IN ODPIRANJE DIAGONAL

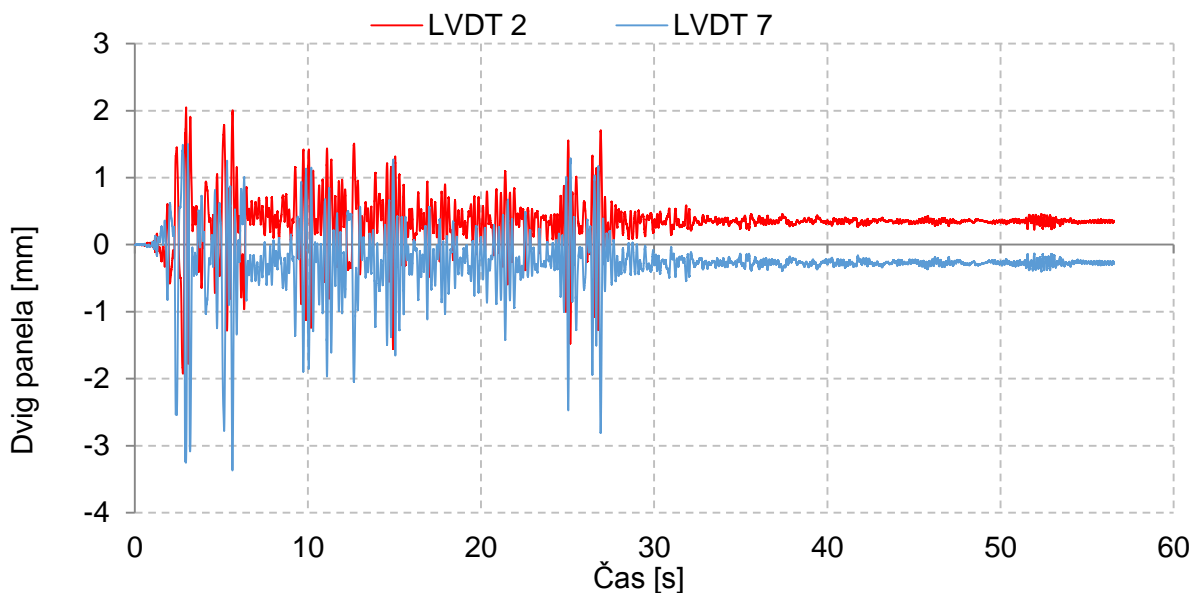
TEST18 – EL CENTRO (0,35g)



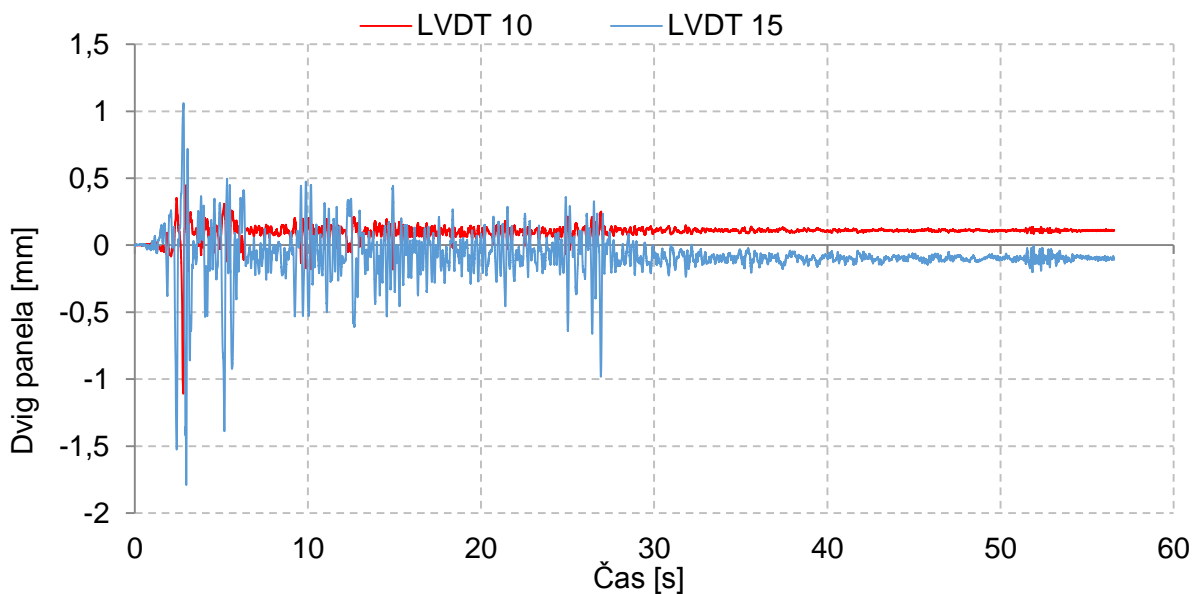
Slika C - 33: Zdrs šipe spodaj LVDT4 in zgoraj LVDT8 za Test18 (El Centro, 0,35g).



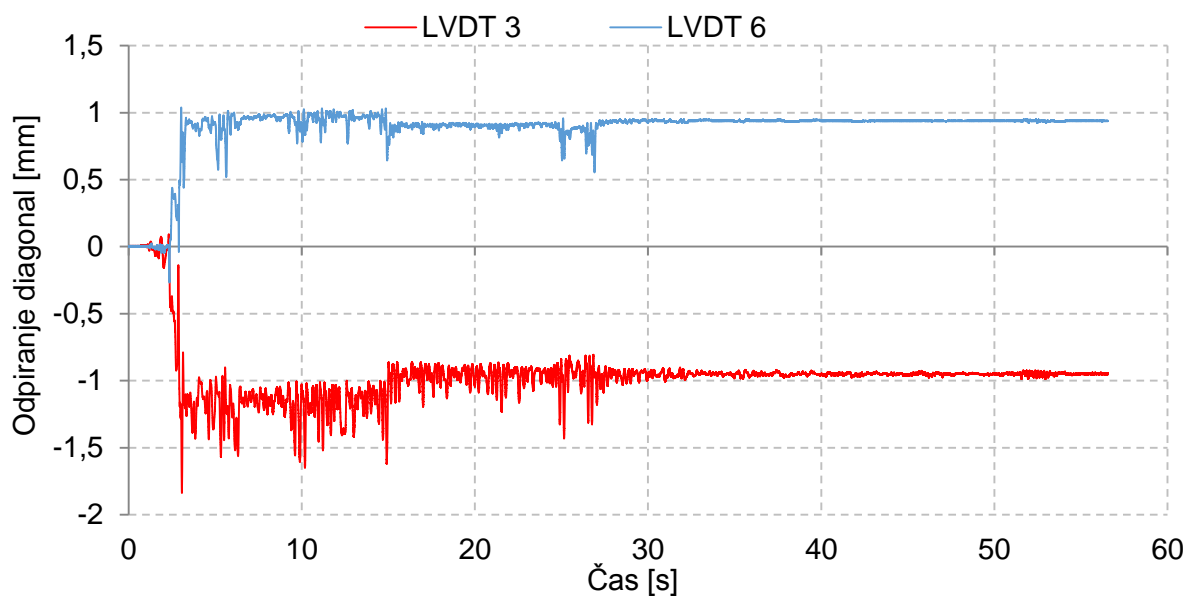
Slika C - 34: Zdrs šipe spodaj LVDT12 in zgoraj LVDT16 za Test18 (El Centro, 0,35g).



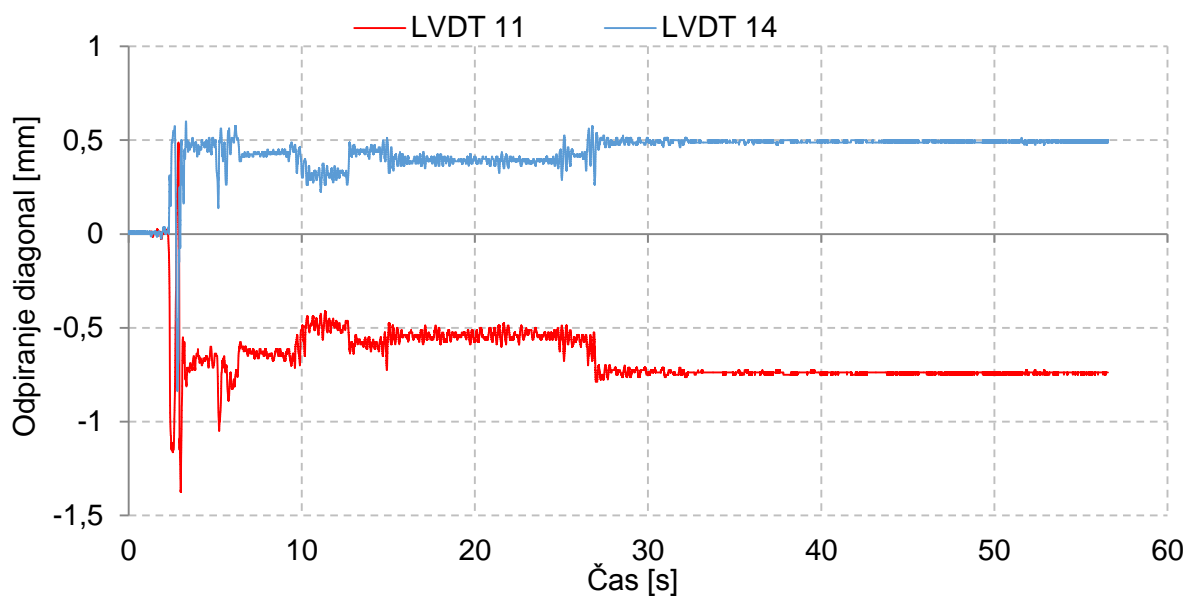
Slika C - 35: Dvig panela glede na armirano betonski element LVDT2, LVDT7 za Test18 (El Centro, 0,35g).



Slika C - 36: Dvig panela glede na armirano betonski element LVDT10, LVDT15 za Test18 (El Centro, 0,35g).

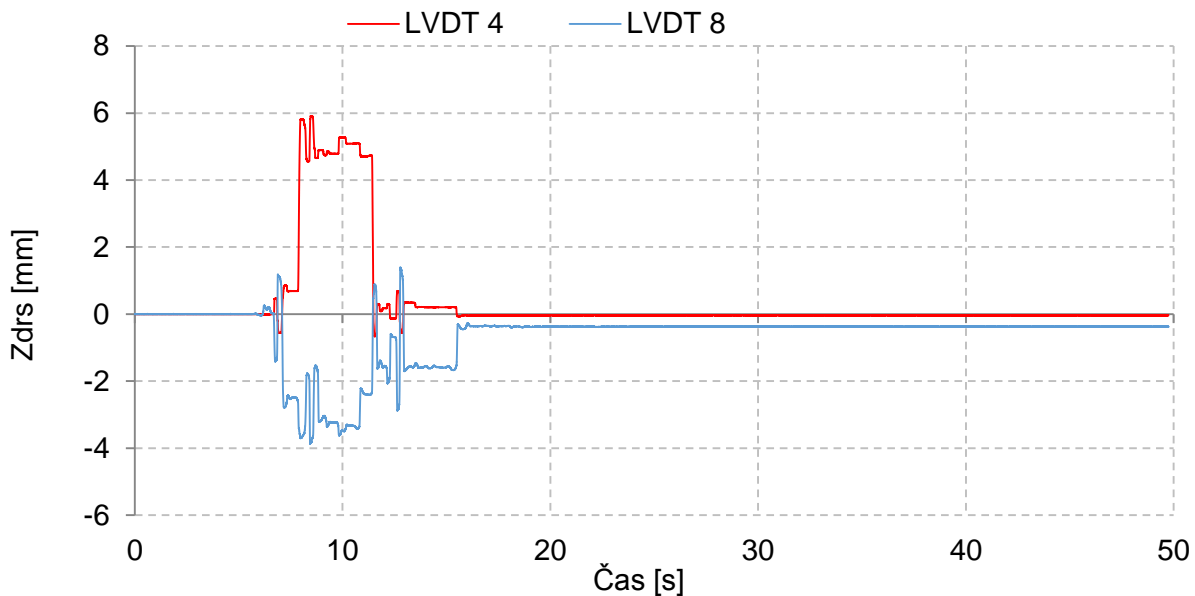


Slika C - 37: Odpiranje diagonal - LVDT3, LVDT6 za Test18 (El Centro, 0,35g).

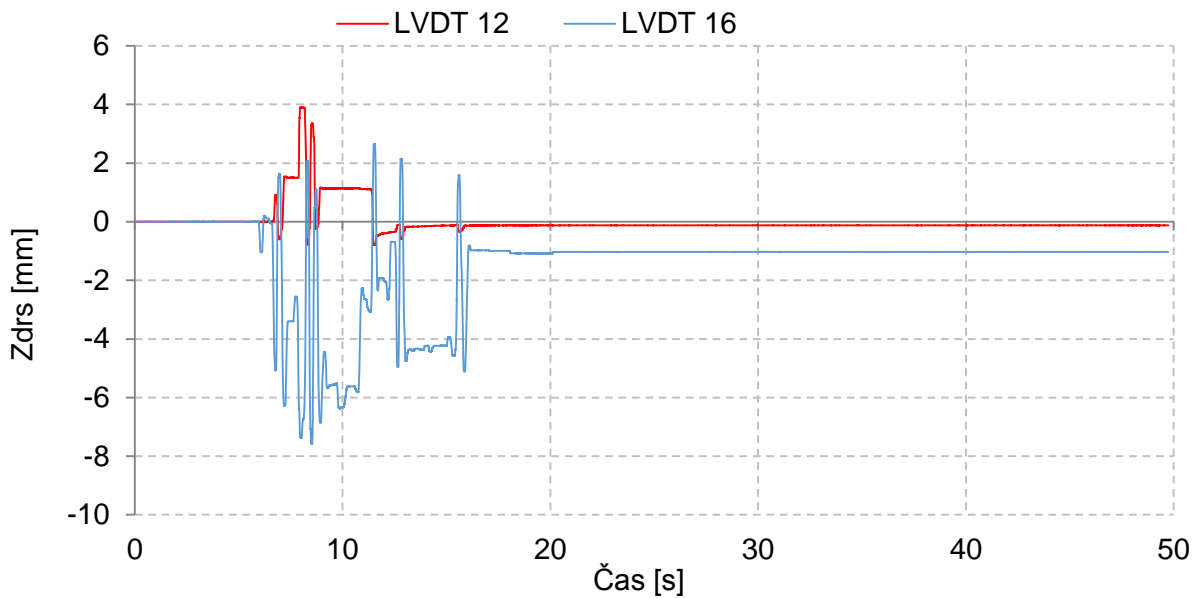


Slika C - 38: Odpiranje diagonal – LVDT11, LVDT14 za Test18 (El Centro, 0,35g).

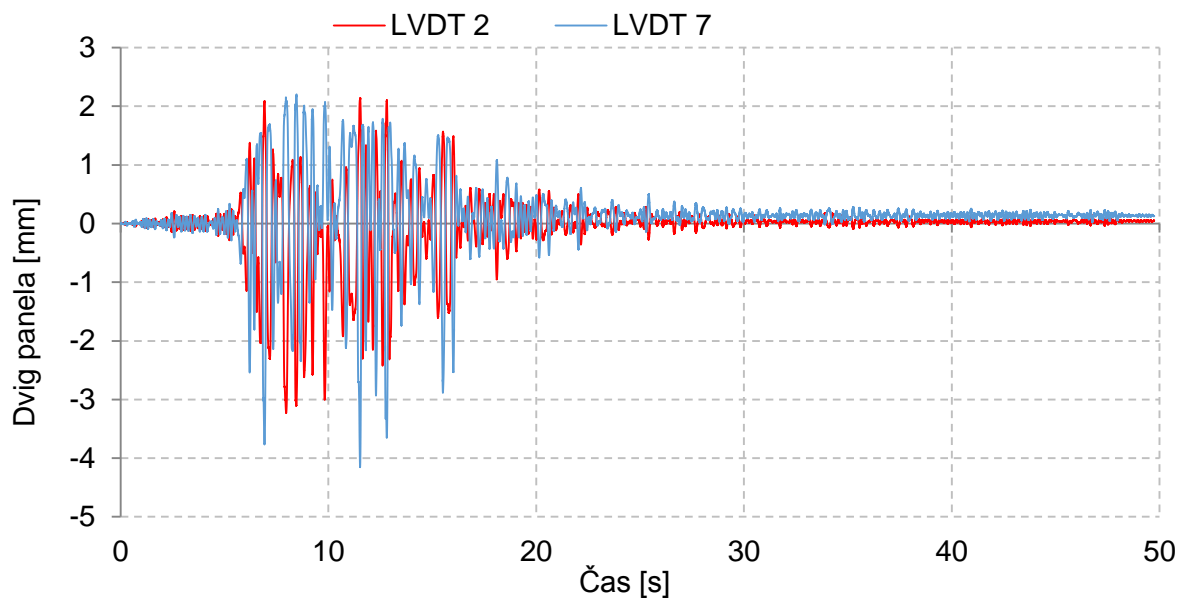
TEST19 - PETROVAC (0,45g)



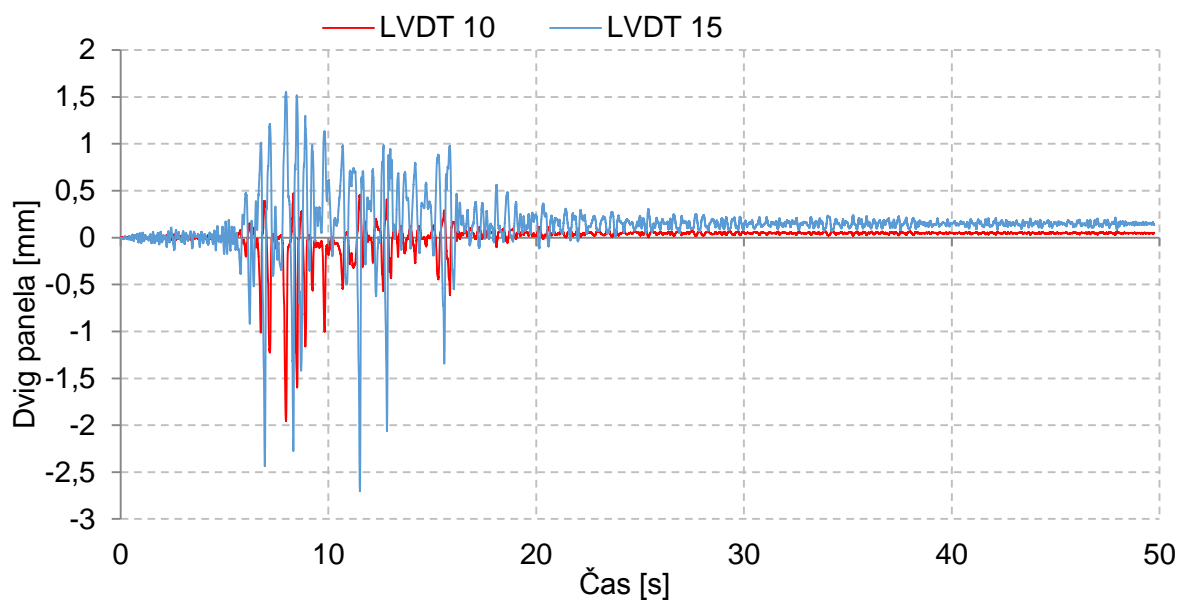
Slika C - 39: Zdrs šipe spodaj LVDT4 in zgoraj LVDT8 za Test19 (Petrovac, 0,45g).



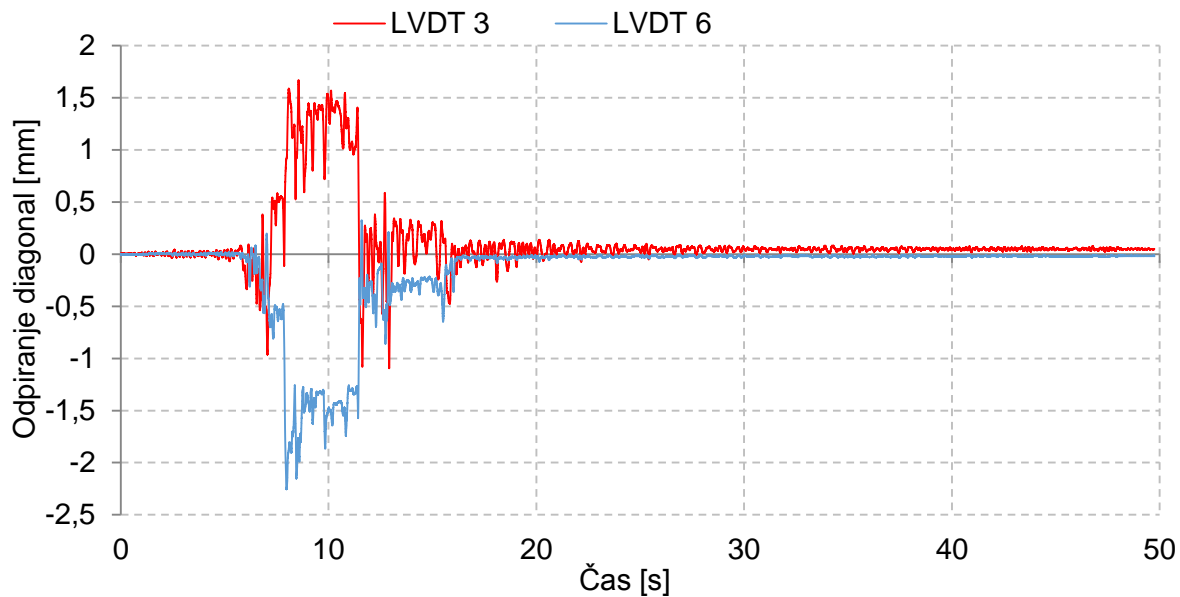
Slika C - 40: Zdrs šipe spodaj LVDT12 in zgoraj LVDT16 za Test19 (Petrovac, 0,45g).



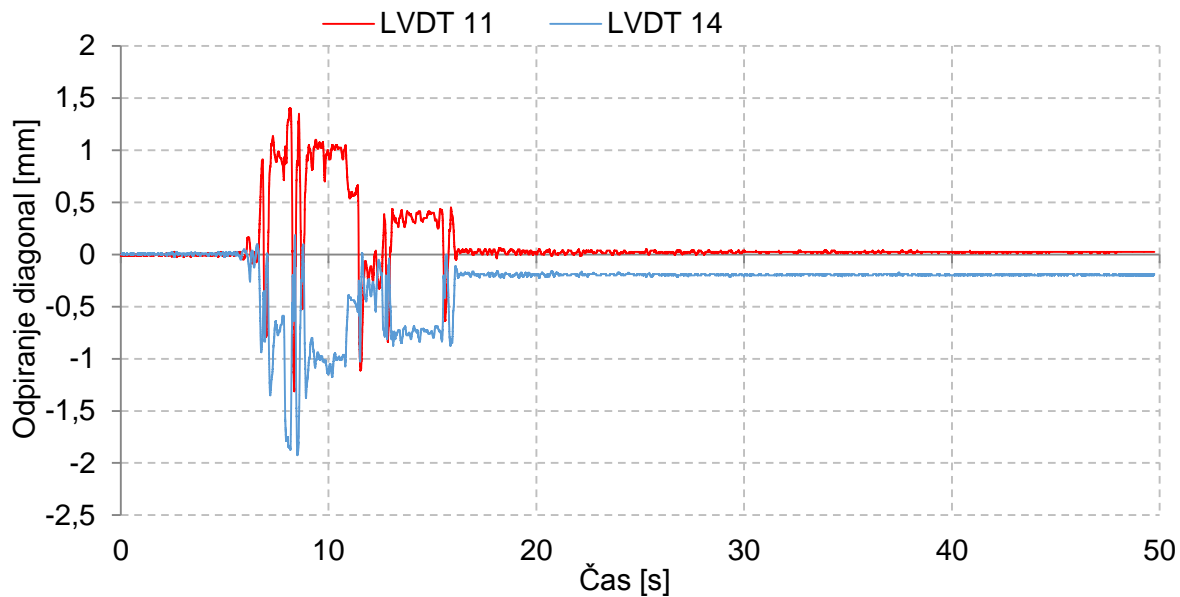
Slika C - 41: Dvig panela glede na armirano betonski element LVDT2, LVDT7 za Test19 (Petrovac, 0,45g).



Slika C - 42: Dvig panela glede na armirano betonski element LVDT10, LVDT15 za Test19 (Petrovac, 0,45g).

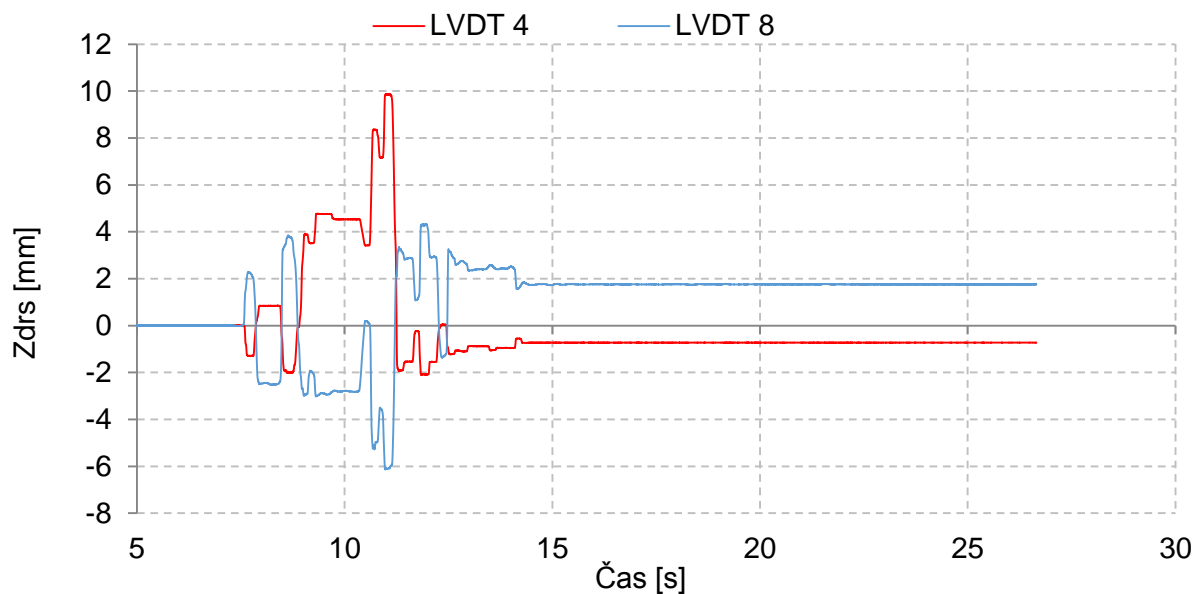


Slika C - 43: Odpiranje diagonal - LVDT3, LVDT6 za Test19 (Petrovac, 0,45g).

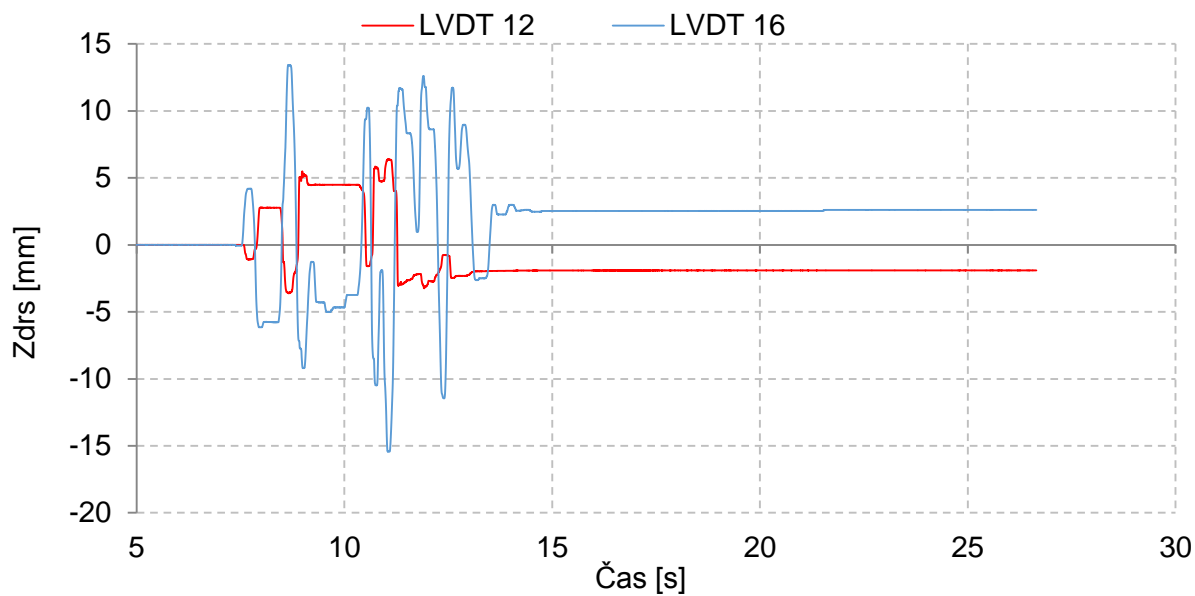


Slika C - 44: Odpiranje diagonal – LVDT11, LVDT14 za Test19 (Petrovac, 0,45g).

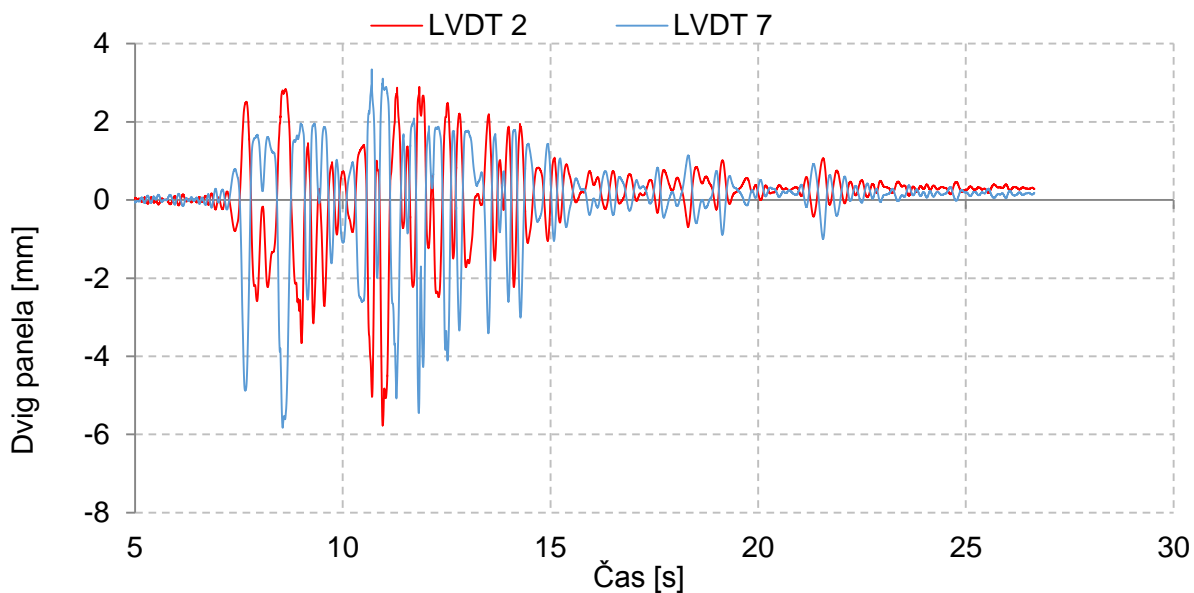
TEST 20 - KOBE (0,5g)



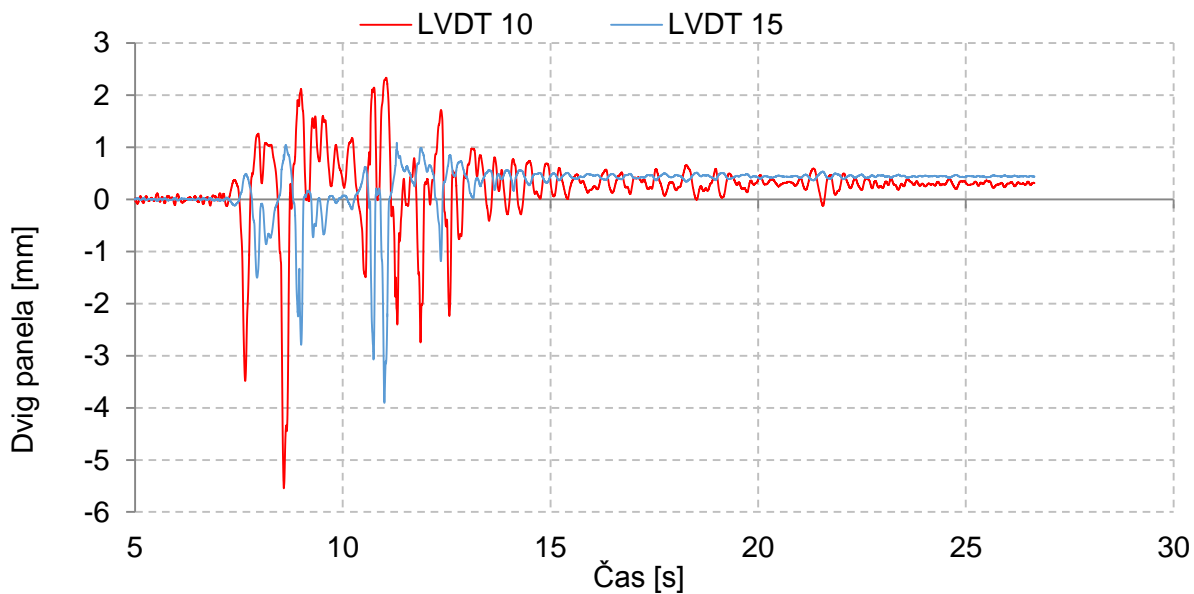
Slika C - 45: Zdrs šipe spodaj LVDT4 in zgoraj LVDT8 za Test20 (Kobe, 0,5g).



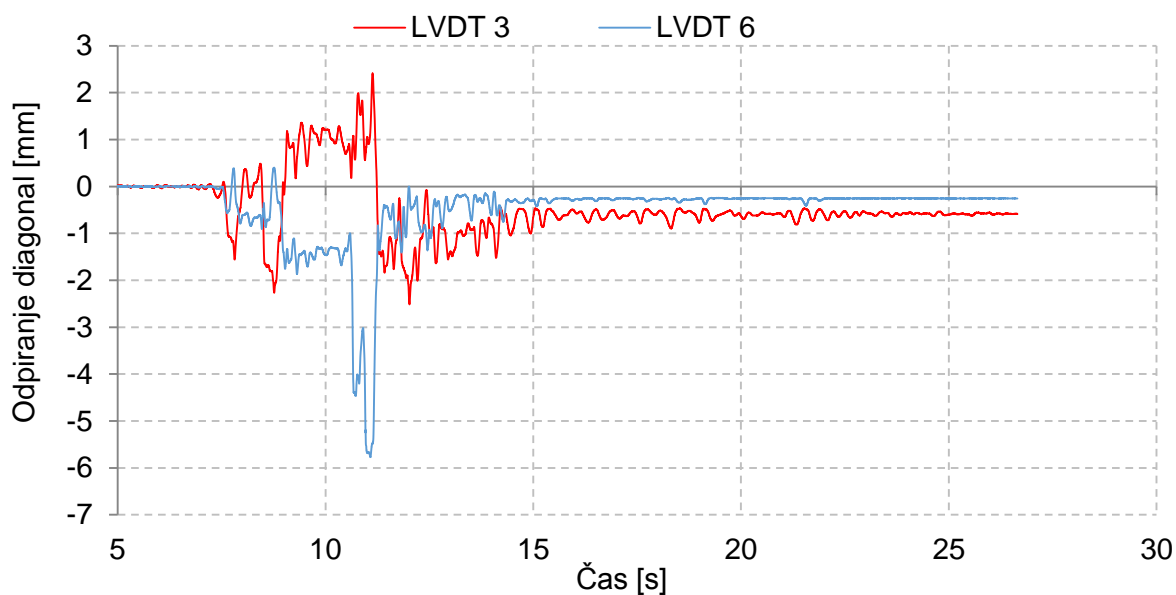
Slika C - 46: Zdrs šipe spodaj LVDT12 in zgoraj LVDT16 za Test20 (Kobe, 0,5g).



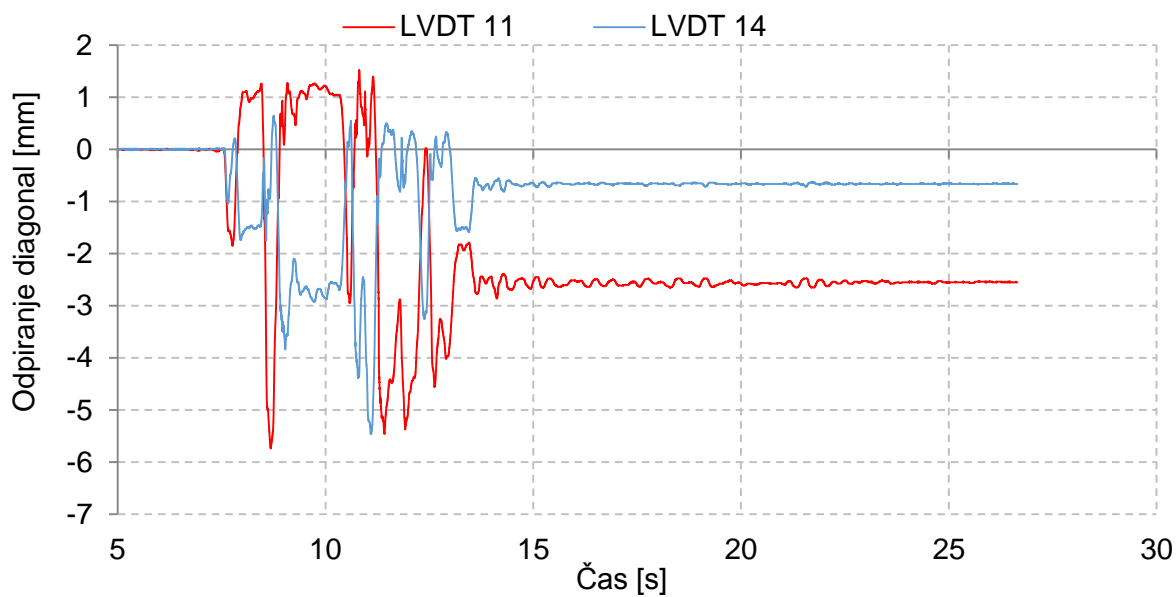
Slika C - 47: Dvig panela glede na armirano betonski element LVDT2, LVDT7 za Test20 (Kobe, 0,5g).



Slika C - 48: Dvig panela glede na armirano betonski element LVDT10, LVDT15 za Test20 (Kobe, 0,5g).

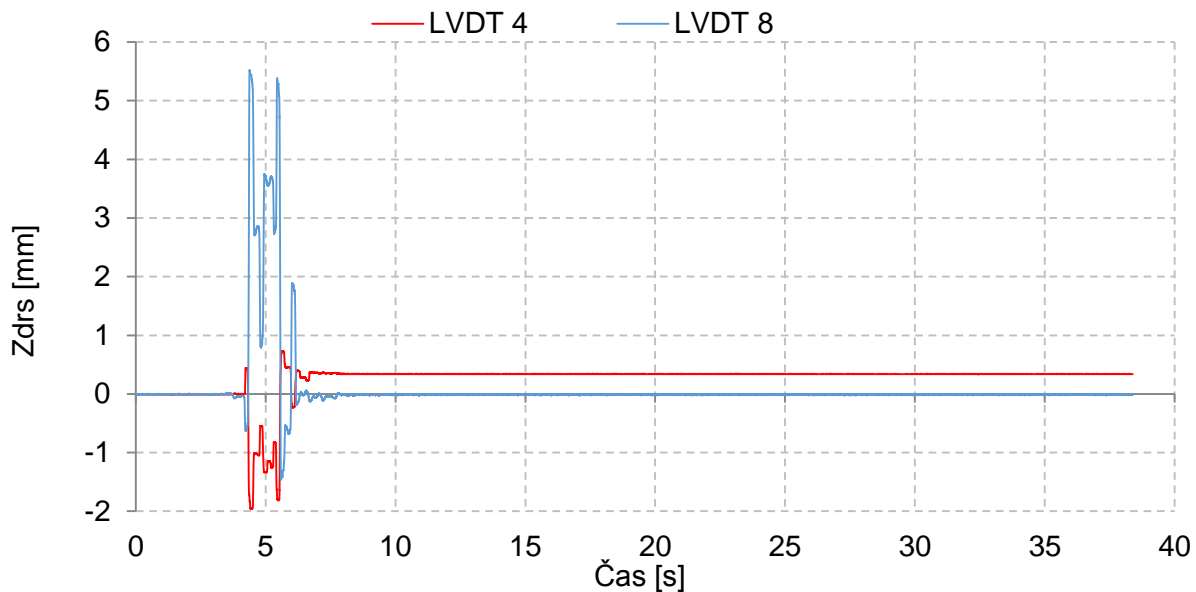


Slika C - 49: Odpiranje diagonal - LVDT3, LVDT6 za Test20 (Kobe, 0,5g).

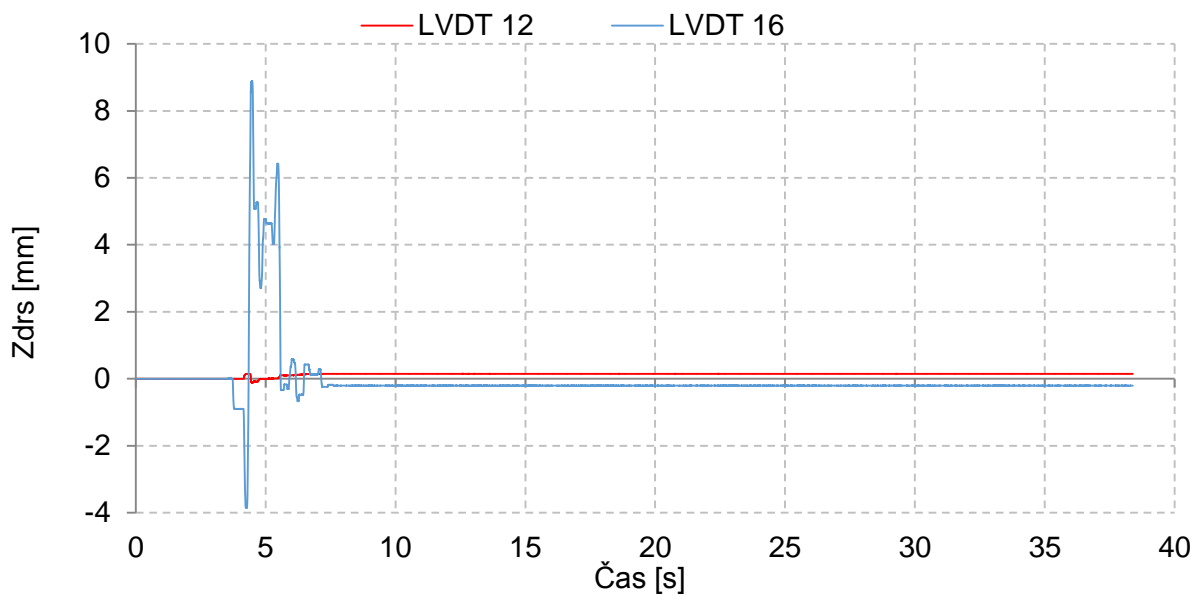


Slika C - 50: Odpiranje diagonal – LVDT11, LVDT14 za Test20 (Kobe, 0,5g).

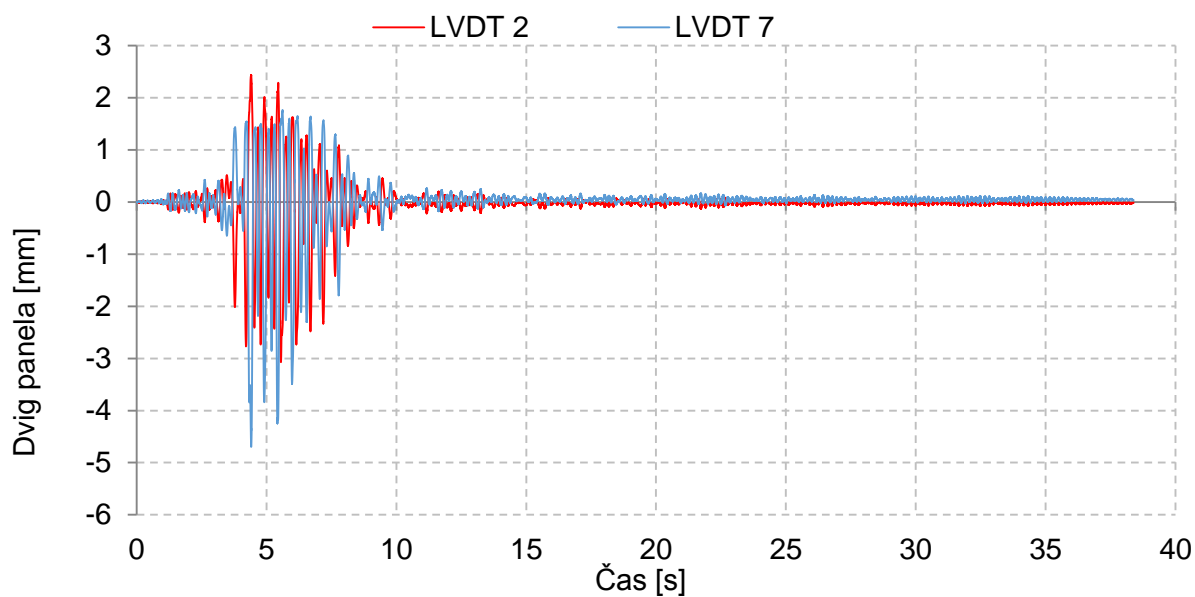
TEST 22 - FRIULI (0,30g)



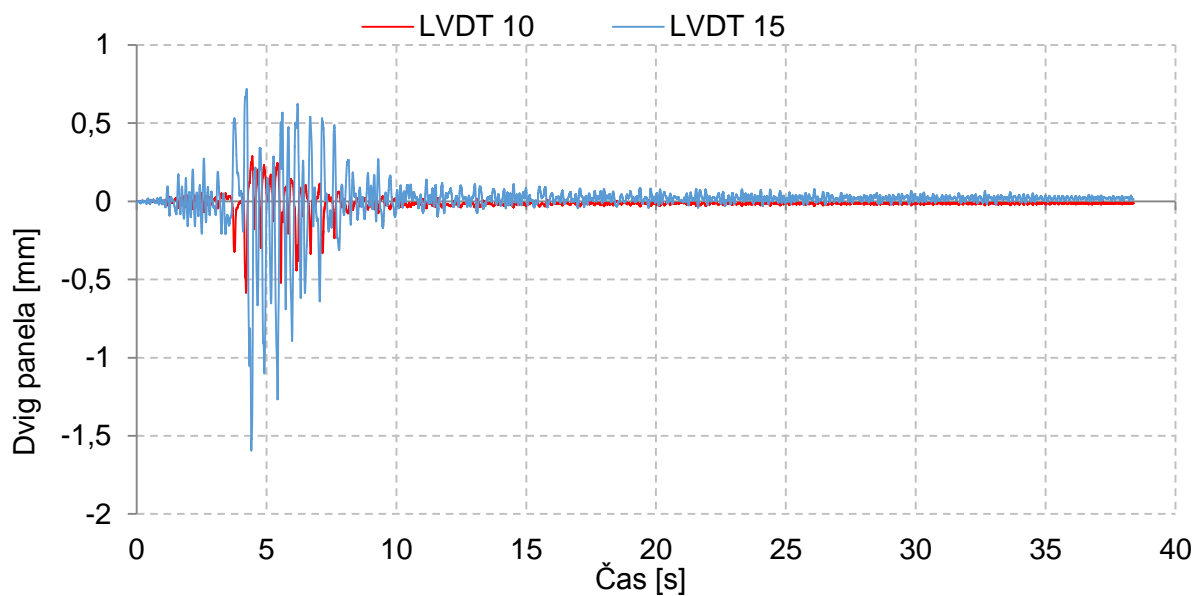
Slika C - 51: Zdrs šipe spodaj LVDT4 in zgoraj LVDT8 za Test22 (Friuli, 0,30g).



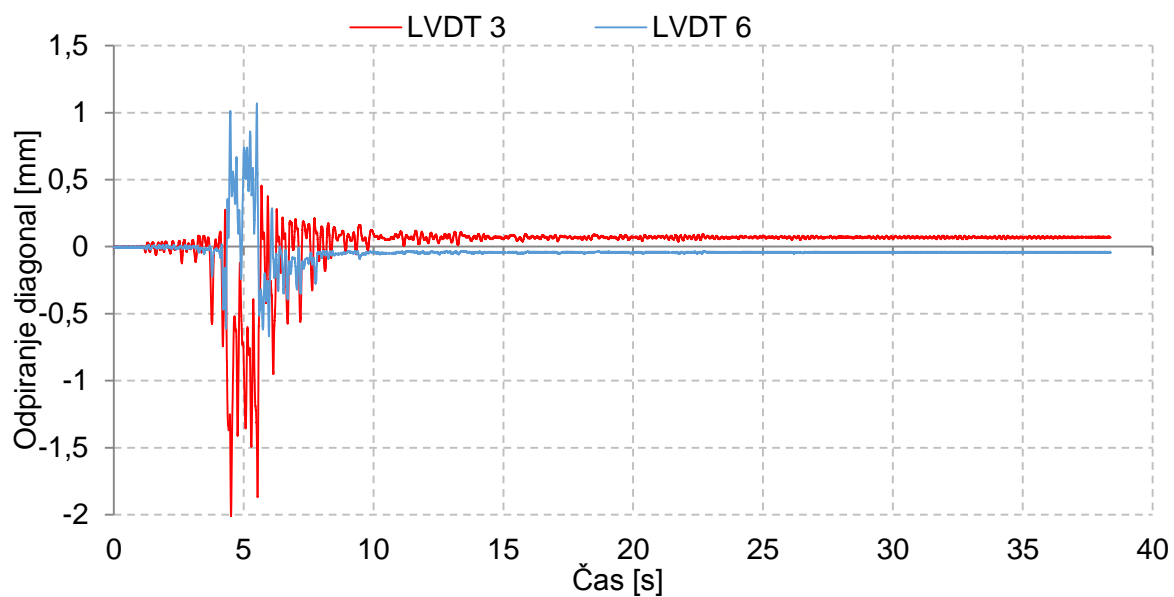
Slika C - 52: Zdrs šipe spodaj LVDT12 in zgoraj LVDT16 za Test22 (Friuli, 0,30g).



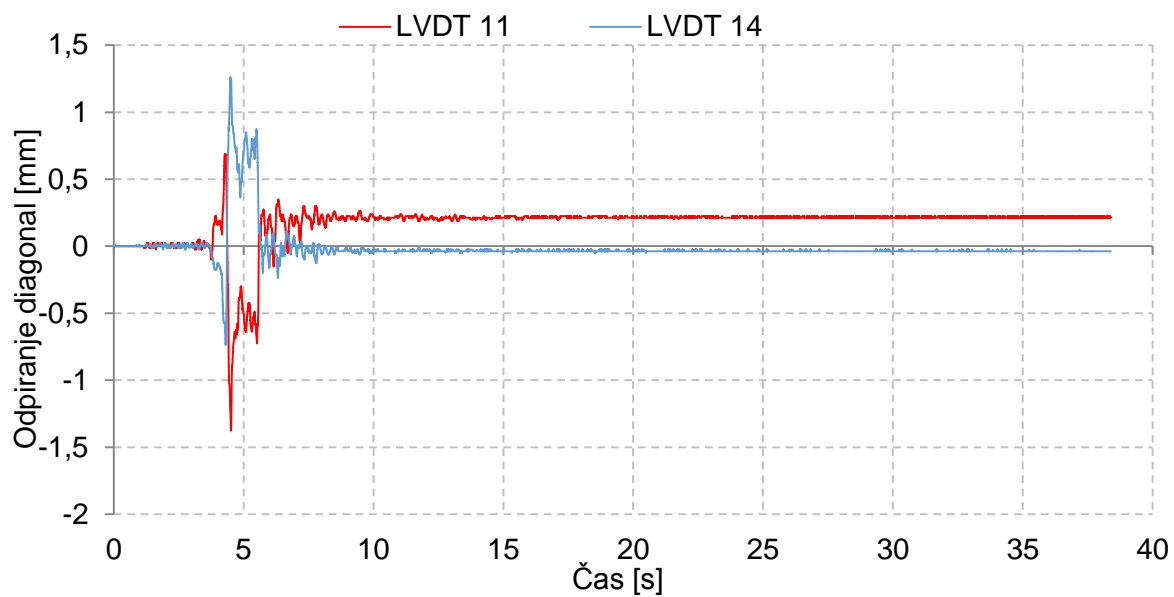
Slika C - 53: Dvig panela glede na armirano betonski element LVDT2, LVDT7 za Test22 (Friuli, 0,30g).



Slika C - 54: Dvig panela glede na armirano betonski element LVDT10, LVDT15 za Test22 (Friuli, 0,30g).



Slika C - 55: Odpiranje diagonal - LVDT3, LVDT6 za Test22 (Friuli, 0,30g).



Slika C - 56: Odpiranje diagonal – LVDT11, LVDT14 za Test22 (Friuli, 0,30g).