

Sveučilište u Zagrebu
GRAĐEVINSKI FAKULTET

Mladen Srbić

POKAZATELJI SEIZMIČKE OTPORNOSTI STUPOVA MOSTOVA BEZ SUVREMENOG OBLIKOVANJA DETALJA ZA DUKTILNO PONAŠANJE

DOKTORSKI RAD

Zagreb, 2019.



University of Zagreb
FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

Mladen Srbić

SEISMIC RESISTANCE INDICATORS OF BRIDGE PIERS DESIGNED WITHOUT CONTEMPORARY DETAILING FOR DUCTILE BEHAVIOUR

DOCTORAL THESIS

Zagreb, 2019.

Sveučilište u Zagrebu
GRAĐEVINSKI FAKULTET

Mladen Srbić

POKAZATELJI SEIZMIČKE OTPORNOSTI STUPOVA MOSTOVA BEZ SUVREMENOG OBLIKOVANJA DETALJA ZA DUKTILNO PONAŠANJE

DOKTORSKI RAD

Mentor: izv.prof.dr.sc. Ana Mandić Ivanković

Zagreb, 2019.



University of Zagreb
FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

Mladen Srbić

SEISMIC RESISTANCE INDICATORS OF BRIDGE PIERS DESIGNED WITHOUT CONTEMPORARY DETAILING FOR DUCTILE BEHAVIOUR

DOCTORAL THESIS

Supervisor: Assoc.Prof.Ph.D. Ana Mandić Ivanković

Zagreb, 2019.

Zahvale

Prvenstveno bih se zahvalio svojoj mentorici izv. prof. dr. sc. Ani Mandić Ivanković, kolegici koja je svojim znanjem, znanstvenim i stručnim iskustvom, savjetima, podrškom te neprestanim gurkanjem uvelike doprinijela izradi mog doktorskog rada. Veliku zahvalu ističem i kolegi Nijazu Mujkanoviću te kolegici Gordani Hrelja Kovačević koji su svojom stručnošću, mnogobrojnim sugestijama i raspravama značajno doprinijeli samom ishodu rada. Zahvaljujem se i svim sadašnjim i bivšim kolegama Katedre za mostove Građevinskog fakulteta u Zagrebu.

Zahvaljujem se i članovima povjerenstva, Profesoru Anti Mihanoviću, izvanrednom profesoru Anđelku Vlašiću i Izvanrednom profesoru Domagoju Damjanoviću na sugestijama i potpori.

Veliko eksperimentalno ispitivanje zahtijevalo je i angažman većeg broja ljudi prilikom izvedbe i ispitivanja uzoraka. Zahvaljujem se svim djelatnicima Tvornice armirano betonskih stupova na čelu s gospodinom Josipom Špoljarom koji su izveli uzorke stupova te kolegi i prijatelju Tomislavu Brozoviću kao i svim ostalim djelatnicima Laboratorija za konstrukcije i Laboratorija za materijale Instituta građevinarstva Hrvatske na lavovski odrađenom eksperimentalnom ispitivanju.

Najveću zahvalnost želim izraziti supruzi Jasminki te sinovima Ivanu i Nikoli na neprestanoj potpori, riječima podrške, strpljenju i razumijevanju zbog mog okupiranja, čestih odsutnosti duhom i tijelom za vrijeme istraživačkog rada te pisanja doktorske disertacije. Mojoj dragoj obitelji i prijateljima zahvaljujem na ljubavi, bezuvjetnoj podršci i neizmjernoj vjeri u moj uspjeh.

Mladen Srbić

SAŽETAK

S obzirom da veliki broj mostova izvedenih u zadnjoj polovici prošlog stoljeća po tada važećim propisima danas još uvijek predstavlja ključne elementi prometne infrastrukture u Hrvatskoj, a većina ih se nalazi u područjima s izrazito visokom seizmičkom aktivnošću te nisu dimenzionirani i oblikovani za takva djelovanja, glavni cilj ovog istraživanja bio je utvrditi stvarne sposobnosti rotacije plastičnih zglobova postojećih starijih mostova na temelju analize pokazatelja seizmičke otpornosti za netipične presjeke stupova s ugrađenom glatkom armaturom čiji detalji nisu oblikovani za duktilno ponašanje. Specifični cilj bio je utvrditi primjenu postojećih izraza danih normama EN 1998-2 i EN 1998-3 za važne pokazatelje potresne otpornosti.

Istraživanje je provedeno primjenjujući odgovarajuću metodologiju koja je vodila i organizaciji rada kroz osnovna poglavlja: pregled stanja područja; parametarska analizu netipičnih poprečnih presjeka stupova armirano betonskih mostova; numerička analiza za formiranje eksperimentalnog modela; eksperimentalna istraživanja u laboratoriju; numerička analiza; usporedba rezultata dobivenih analitičkim, numeričkim i eksperimentalnim postupkom.

Literaturnim pregledom istražene su dosadašnje spoznaje o ocjeni seizmičke otpornosti postojećih armirano betonskih mostova kroz pokazatelje seizmičke otpornosti: sposobnost rotacije vlakna, djelotvornu krutosti stupova i krivulju odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti M/φ; čime se ukazalo na potrebu detaljnije analize ponašanja armirano betonskih stupova netipičnog poprečnog presjeka, izvedenih s glatkom armaturom bez suvremenog detaljiranja za duktilno ponašanje.

Definiran je algoritam za analitički izračun M/φ karakteristika netipičnih poligonalnih poprečnih presjeka stupova mostova sa stvarnim svojstvima ugrađivane glatke armature (primjer stupova Šibenskog mosta). Kao parametri razmatrani su oblik presjeka, veličina uzdužne sile i koeficijent armiranja, a dane su smjernice za daljnju prilagodbu parametara u sklopu ovoga algoritma za utvrđivanje M/φ karakteristika drugačijih netipičnih presjeka stupova.

Numeričkom analizom istražene su mogućnosti planiranog ispitivanje na stupu statičkog sustava konzole, usidrenom u sidreni blok koji je upet u pod laboratorija. Primjenjivani su Cauchyjevi odnosi za svođenje fizikalnih veličina stvarnoga stupa mosta na ispitni uzorak stupova. Uporabom računalnog programa Sofistik određena je potrebna razina opterećenja za ispitni model stupa.

Središnji i najopsežniji dio istraživanja predstavljaju eksperimentalna istraživanja u laboratoriju a koja obuhvaćaju:

- Kontrolna ispitivanja mehaničkih karakteristika gradiva (beton, glatka i rebrasta armatura različitih primjenjivanih profila)
- Ispitivanja prianjanja i proklizavanja glatke čelične armature na uzorcima betonskih gredica s zglobom u sredini prema RILEM smjernicama
- Kalibriranje i testiranje opreme za ispitivanje na jednom uzorku stupa.
- Ispitivanje pokazatelja seizmičke otpornosti (rotacijskog kapaciteta, zakrivljenosti presjeka) monotonim opterećenjem na sedam (7) uzoraka stupova; šest (6) armiranih

glatkom i jedan (1) armiran rebrastom armaturom; pri čemu je na tri uzorka ispitivana i duljina plastičnog zgloba

- Ispitivanje pokazatelja seizmičke otpornosti (rotacijskog kapaciteta, zakrivljenosti presjeka) cikličkim opterećenjem na osam (8) uzoraka stupova; sedam (7) armiranih glatkom i jedan (1) armiran rebrastom armaturom; pri čemu je na tri uzorka ispitivana i duljina plastičnog zgloba.

Definirana je i procedura primjene rezultata eksperimentalnog ispitivanja za iznalaženje ključnih pokazatelja seizmičke otpornosti: rotacijski kapacitet, odnos momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka, rotacija krajnjeg presjeka i duljina plastičnog zgloba.

Nadalje je provedena numerička analiza eksperimentalno ispitanih stupova u računalnom programu Sofistik uz primjenu nelinearnog proračuna prilagođavajući proračunski model stupa stvarno ispitivanim stupovima u laboratoriju i u pogledu dimenzija presjeka, rasporeda armature i svojstava materijala dobivenih također ispitivanjima u laboratoriju.

Slijedi usporedba rezultata dobivenih analitičkim, numeričkim i eksperimentalnim postupkom svih pokazatelja seizmičke otpornosti. Sve usporedbe napravljene su posebno za monotono i posebno za ciklički opterećene uzorke.

U zaključnom poglavlju su se, na temelju usporedbi načinjenih u prethodnom poglavlju, sistematizirali zaključci o učincima pojedinih pokazatelja potresne otpornosti stupova starijih mostova s netipičnim poprečnim presjecima bez suvremeno oblikovanih detalja za duktilno ponašanje čime je i potvrđena hipoteza ovoga istraživanja odnosno zaključeno je da normirani izrazi za određivanje pokazatelja potresne otpornosti zahtijevaju prilagodbe.

***Ključne riječi**: seizmička otpornost, stari most, moment savijanja, rotacijski kapacitet jezgre, plastični zglob, zakrivljenost, glatka armatura*

SUMMARY

Considering a large number of bridges erected in the second half of the last century, according to by that time current code, are still a key element of the transportation infrastructure in Croatia today, most of which are located in areas with high seismic activity and are not dimensioned or detailed for such loads, the main goal of this research was to determine the actual plastic hinge rotational capacity of the existing older bridges based on the analysis of the seismic resistance for non-typical column cross section with smooth rebar whose detailing does not comply with ductile behaviour. A specific goal was to determine the applicability of the existing expressions given in norms EN 1998-2 and EN 1998-3 for important indicators of seismic resistance.

The research was conducted utilizing appropriate methodology that dictated organization of thesis into following root chapters: an overview of the state of the art; parametric analysis of non-typical column cross sections of reinforced concrete bridges; numerical analysis for development of an experimental model; experimental tests conducted in the laboratory; numerical analysis; comparison of results obtained by analytical, numerical and experimental methods.

A literature overview shows previous findings on seismic resistance assessments for existing reinforced concrete bridges through indicators of seismic resistance: chord rotational capacity, effective rigidity of columns and function curve relationship of bending moment and rotation M/φ; thus pointing to the need for a more detailed analysis of the behaviour of reinforced concrete columns of non-typical cross section with smooth rebars without contemporary detailing for ductile behaviour.

An algorithm for the analytical calculation of M/φ characteristics of the non-typical polygonal column cross sections of bridges with the actual properties of the embedded smooth armature (example of the columns of the Šibenik bridge) was defined. Considered parameters were the shape of the cross section, the level of the normal force and the coefficient of reinforcement area. Guidelines are given for further adjustment of parameters within this algorithm for the determination of the M/φ characteristics for different non-typical column cross-sections.

Numerical analysis investigated the possibilities for planned testing of console column anchored to a foundation block which is fixed to the laboratory floor. Cauchy's relations for translating physical values of the real column to test samples were applied. Sofistik computer model was used to determine the required level of load for test samples.

The central and most extensive part of the research is experimental testing performed in the laboratory, which includes:

- Control testing of mechanical properties of materials (concrete, smooth and ribbed reinforcement of different diameters).
- Testing of grip and slippage of smooth steel reinforcement on samples of concrete joists with joint in the middle according to RILEM guidelines.
- Calibration and testing of the equipment on one sample column.
- Testing of seismic resistance indicators (rotational capacity, cross section curvature) with monotonous load on seven (7) column samples; of which six (6) were reinforced with smooth and one (1) reinforced with ribbed rebar; including three samples which were also tested for plastic hinge length.

- Testing of seismic resistance indicators (rotational capacity, cross section curvature) with cyclic load on eight (8) column samples; of which seven (7) were reinforced with smooth and one (1) reinforced with ribbed rebar; including three samples which were also tested for plastic hinge length.

The procedure for using the results of experimental testing to determine the key indicators of seismic resistance has been defined: rotational capacity, bending moment and section curvature ratio, end section rotation and length of plastic hinge.

Furthermore, a numerical analysis of the experimentally tested columns was carried out in the Sofistik computer program using the nonlinear analysis by adapting the column calculation model to the real columns tested in the laboratory in terms of cross-sectional dimensions, arrangement of the reinforcement and the properties of the materials.

A comparison of the results obtained by analytical, numerical and experimental methods follows, for all indicators of seismic resistance. All comparisons are made separately for monotonous and cyclic loaded samples.

In the final chapter, based on the comparisons made in the previous chapter, systematized conclusions were made of the effects of individual indicators of seismic resistance of old bridge columns with non-typical cross sections without contemporary ductile detailing, confirming the hypothesis of this thesis. It has been concluded that expressions from norms for determinations of seismic resistance indicators require adjustments.

Key words: *seismic resistance, old bridge, bending moment, chord rotational capacity, plastic hinget, curvature, smooth reinforcement*

IZJAVA O IZVORNOSTI

Izjavljujem da je moj doktorski rad izvorni rezultat mojeg rada te da se u izradi istoga nisam koristio drugim izvorima osim onih koji su u njemu navedeni.

_____

Mladen Srbić, mag.ing.aedif.

Sadržaj

SAŽETAK I
SUMMARY III
OZNAKE I KRATICE IX
1. UVOD 1
1.1. Definiranje problema 1
1.2. Cilj i hipoteza istraživanja 1
1.3. Opis sadržaja rada 1
2. STANJE PODRUČJA ISTRAŽIVANJA 4
2.1. Općenito o ocjenjivanju postojećih mostova na seizmičko djelovanje 5
2.2. Sposobnosti rotacije vlakna (Chord rotation capacity) 10
2.2.1. Deformacijska sposobnost stupa 10
2.2.1. Globalna i lokalna duktilnost konstrukcije 12
2.2.2. Laboratorijska ispitivanja za utvrđivanje sposobnosti rotacije plastičnih zglobova 13
2.2.3. Sposobnost zaokretanja vlakna prema europskim normama uz empirijski pristup 14
2.2.4. Faktori povjerenja 19
2.2.5. Problematika plastičnog zgloba kroz norme te istraživanja različitih autora uz uvođenje empirijskog pristupa 20
2.2.6. Smjernice propisa za betonske konstrukcije: fib Model Code 2010 50
2.2.7. Usporedni prikaz temeljnih parametara prema normama i različitim istraživačima 54
2.2.8. Zaključno o sposobnosti rotacije vlakna 60
2.3. Djelotvorna krutost stupova 63
2.3.1. Fardis: Djelotvorna krutost za postojeće i nove konstrukcije 63
2.3.2. Djelotvorna krutost prema europskoj normi za mostove 65
2.3.3. Elwood i suradnici: Djelotvorna krutost u ovisnosti o kombinaciji savijanja, proklizavanja i posmika 66
2.3.4. Pristley: Djelotvorna krutost u ovisnosti o uzdužnoj sili i količini armature (konstantna zakrivljenosti presjeka kod dosezanja granice popuštanja) 69
2.3.5. Smjernice propisa za betonske konstrukcije: fib Model Code 2010 74
2.3.6. Usporedni prikaz prema normama i različitim istraživačima 75

2.3.7. Zaključno o ocjeni efektivne krutosti ... 76
2.4. Krivulja odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti ... 77
2.4.1. Važnost modeliranja stvarnog ponašanja materijala ... 79
2.4.2. Učinci raspucavanja i količine armature ... 82
2.4.1. Učinak prionjivosti armature i betona odnosno proklizavanja armature ... 84
2.4.2. Veza s efektivnom krutošću raspucalog presjeka ... 90
2.4.3. Zaključno o formiranju krivulje M-fi ... 90
2.5. Problematika naših postojećih mostova s netipičnim poprečnim presjecima ... 92
3. PARAMETARSKA ANALIZA NETIPIČNIH POPREČNIH PRESJEKA MOSTOVA ... 94
3.1. Izvod odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti stupova lučnog mosta preko Slunčice ... 95
3.1.1. Prvo područje dijagrama – dostizanje vlačne čvrstoće betona ... 95
3.1.2. Drugo područje dijagrama – dostizanje granice popuštanja armature ili slom tlačnog područja betona ... 101
3.1.3. Treće područje dijagrama – dosezanje granične čvrstoće betona ili armature ... 107
3.1.4. Dijagram toka formiranja stvarnog M/Φ dijagrama ... 108
3.1.5. Parametarska analiza presjeka ... 109
3.1.6. Zaključak ... 113
4. NUMERIČKA ANALIZA ZA FORMIRANJE EKSPERIMENTALNOG MODELA 116
4.1. Odnos osnovnih dimenzija stupa ... 117
4.2. Karakteristike materijala ... 118
4.3. Veličina uzdužne sile ... 120
4.4. Numerički model za pripremu eksperimentalnog istraživanja ... 123
5. EKSPERIMENTALNA ISTRAŽIVANJA U LABORATORIJU ... 128
5.1. Ispitni uzorci stupova (stupovi, dimenzije, kvaliteta gradiva...) ... 128
5.2. Oprema za ispitivanje i mjerni instrumenti ... 134
5.2.1. Čelična kapa, pistoni, pozicioniranje i unos opterećenja ... 136
5.2.2. Računalna oprema i mjerni instrumenti ... 138
5.2.3. Tenzometri ... 139
5.2.4. LVDT ekstenzometri ... 142
5.2.5. LVDT ... 143
5.2.6. Mjerne doze ... 145
5.2.1. Inklinometar ... 146

5.2.2. Mikro urice 147
5.2.3. Mjerenje širina pukotina 147
5.3. Tijek ispitivanja stupova 148
5.3.1. Monotono 151
5.3.2. Cikličko 154
5.4. Sistematizacija i analiza rezultata ispitivanja stupova 155
5.4.1. Procedura primjene rezultata ispitivanja za iznalaženja ključnih parametara .. 155
5.4.2. Sistematizacija rezultata 165
5.4.3. Krivulja odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti 192
5.4.4. Monotono ispitani uzorci 192
5.5. Ispitivanje mehaničkih karakteristika gradiva 196
5.5.1. Mehaničke karakteristike armature 196
5.5.2. Mehaničke karakteristike betona 201
5.5.3. Ispitivanje prianjanja i proklizavanja između armature i betona 210
6. NUMERIČKA ANALIZA 218
7. USPOREDBA REZULTATA DOBIVENIH ANALITIČKIM, NUMERIČKIM I EKSPERIMENTALNIM POSTUPKOM 230
7.1. Usporedbe rezultata za monotono opterećene uzorke 232
7.1.1. Usporedba odnosa momenta i zakrivljenosti presjeka 232
7.1.2. Usporedba pokazatelja seizmičke otpornosti eksperimentalnih, analitičkih i numeričkih rezultata analiza s rezultatima danim u normama te rezultatima pojedinih istraživača. 239
7.2. Usporedbe rezultata za ciklički opterećene uzorke 250
8. ZAKLJUČCI I PREPORUKE ZA BUDUĆA ISTRAŽIVANJA 266
8.1. Zaključci istraživanja 266
8.1.1. Kut zaokreta presjeka kod dostizanja granice popuštanja 267
8.1.2. Kut zaokreta presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja 269
8.1.3. Duljina plastičnog zgloba 271
8.1.4. Rotacijski kapacitet kod dostizanja granice popuštanja 273
8.1.5. Rotacijski kapacitet kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja nosivosti 274
8.2. Izvorni doprinos i primjena rezultata istraživanja 277
8.3. Preporuke za daljnja istraživanja 278
9. POPIS CITIRANE LITERATURE 279
10. POPIS PRILOŽENIH SLIKA I TABLICA 283

10.1. Popis slika 283
10.2. Popis tablica 291
11. ŽIVOTOPIS AUTORA 293

OZNAKE I KRATICE

A_c - površina betona

A_s - površina uzdužne armature

A_{sw} - površina poprečne armature

$A_{s,built}$ - površina ugrađene poprečne armature

CF - faktori povjerenja

D_0 - promjer ovijene jezgre presjeka do središta poprečne armature

E_c - modul elastičnosti betona

E_s - modul elastičnosti armature

E_{cm} - sekantni modul elastičnosti betona

E_{sec} - sekantni modul elastičnosti betona

$E_c I_g$ - krutost neraspucanog presjeka

EI_{eff} - efektivna krutost presjeka

G - modul posmika

I_c - moment tromosti betonskog presjeka

I_{eff} - efektivni moment tromosti presjeka

KL - razina znanja

L - duljina elementa

L_V - duljina posmičnog raspona

L_{pl} - duljina plastičnog zgloba

$L_{pl,cy}$ -duljina plastičnog zgloba kod cikličkog opterećenja

$L_{pl,mon}$ -duljina plastičnog zgloba kod monotonog opterećenja

$L_{pl,flex}$ - duljina plastičnog zgloba od utjecaja savijanja

$L_{pl,shear}$ - duljina plastičnog zgloba od utjecaja posmika

$L_{pl,slip}$ - duljina plastičnog zgloba od rotacije krajnjeg presjeka zbog proklizavanja armature iz područja sidrenja

M_{Rd} - proračunski moment otpornosti pri savijanju

M_y - moment kod dostizanja granice popuštanja

M_u - moment kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja

M_{cr} - moment savijanja kod dostizanja vlačne čvrstoće betona

M_N - nominalni moment

$M_{0,004}$ - moment savijanja kod dostizanja maksimalne tlačne deformacije betona

N - uzdužna sila

V_{Rd} - proračunska otpornost na poprečnu silu (otpornost na posmik)

V_{Ed} - proračunska vrijednost poprečne sile

b_i - osni razmak uzdužnih šipki bočno prihvaćenih sponama ili poprečnim sponama po opsegu presjeka

b_0 - širina ovijene jezgre mjereno do osi spona

b_w - širina tlačnog područja

d - proračunska visina presjeka (visina do osi vlačne armature)

d' - visina do tlačne armature

d_{bL} - promjer vlačne armature

f_{bd} - proračunska vrijednost graničnog naprezanja prianjanja

f_c - tlačna čvrstoća betona [MPa]

f_{ck} - karakteristična tlačna čvrstoća betona valjka starog 28 dana

$f_{ck,c}$ - karakteristična tlačna čvrstoća ovijenog betona

f_{cc} - čvrstoća ovijenog betona

f_{cd} - proračunska vrijednost čvrstoće betona

f_{ctm} - srednja vlačna čvrstoća betona

$f_{ctm,c}$ - srednja vlačna čvrstoća ovijenog betona

f_{cm} - srednja tlačna čvrstoća betonskog valjka

$f_{cm,c}$ - srednja tlačna čvrstoća ovijenog betona

f_y - granice popuštanja čelika za armiranje

f_{y1} - granice popuštanja vlačne armature

f_{y2} - granice popuštanja tlačne armature

f_{yd} - proračunska vrijednost granice popuštanja (uzdužne) armature

f_{yk} - karakteristična granica popuštanja čelika za armiranje

f_{yw} - granica popuštanja poprečne armature ili armature ovijanja

f_t - vlačna čvrstoća čelika za armiranje

f_{ym} - srednja vrijednost granice popuštanja armaturnog čelika

f_{im} - srednja vrijednost svojstva materijala dobivene ispitivanjima *in situ*

h - visina presjeka

h_0 - visina ovijene jezgre mjereno do osi spona

OZNAKE I KRATICE

l_0 - duljina preklopa armature

s - osni razmak spona

s_{built} - ugrađeni osni razmak spona

z - duljina kraka unutarnjih sila

x_u - visina neutralne osi za granično stanje sloma

α - faktor učinkovitosti ovijanja

α_v - 0/1 koeficijent koji regulira utjecaj posmičnog sloma

α_{sl} - 0/1 koeficijent koji regulira utjecaj proklizavanja armature iz područja sidrenja

α_{cy} - koeficijent vrste opterećenja

α_{st} - koeficijent vrste čelika

$\alpha_{w,r}$ - 0/1 koeficijent uključuje/isključuje proračun zidova

$\alpha_{w,nr}$ - 0/1 koeficijent uključuje/isključuje proračun T,U,H i šupljih pravokutnih presjeka

γ_M - faktor sigurnosti za materijal

γ_{el} - faktor veći od 1,0 za primarne i jednak 1,0 za sekundarne potresne elemente

$\gamma_{Bd,1}$ - dodatni faktor sigurnosti protiv otkazivanja krtim slomom

$\gamma_{c,acc}$ - faktor sigurnosti za beton u izvanrednoj proračunskoj situaciji

$\gamma_{s,acc}$ - faktor sigurnosti za čelik u izvanrednoj proračunskoj situaciji

Δ_u - pomak kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja

Δ_y - pomak kod dostizanju granice popuštanja

Δ_{flex} - pomak od utjecaja savijanja

Δ_{shear} - pomak od utjecaja posmika

Δ_{slip} - pomak od rotacije krajnjeg presjeka zbog proklizavanja armature iz područja sidrenja

ε_{cy} - relativna deformacija betona kod dostizanja granice popuštanja

ε_{cu} - relativna deformacija betona kod tlačnog otkazivanja betona

ε_{cu1} - relativna deformacija betona kod tlačnog otkazivanja betona (nelinearni dijagram)

ε_{cu2} - relativna deformacija betona kod tlačnog otkazivanja betona (dijagram parabola-horizontalni pravac)

ε_{cu3} - relativna deformacija betona kod tlačnog otkazivanja betona (bilinearni dijagram)

ε_{c1} - relativna deformacija betona kod tlačnog naprezanja betona f_{cm}

ε_{c2} - relativna deformacija betona kod tlačnog naprezanja betona f_{ck}

ε_{c3} - relativna deformacija betona kod tlačnog naprezanja betona f_{ck}

$\varepsilon_{c,c}$ - relativna deformacija ovijenog betona pri kojoj dolazi do tlačnog sloma ovijenog betona

$\varepsilon_{cu1,c}$ - relativna deformacija ovijenog betona kod tlačnog otkazivanja (sloma) betona (nelinearni dijagram)

$\varepsilon_{cu2,c}$ - relativna deformacija ovijenog betona kod tlačnog otkazivanja (sloma) betona (dijagram parabola-horizontalni pravac)

$\varepsilon_{cu3,c}$ - relativna deformacija ovijenog betona kod tlačnog otkazivanja (sloma) betona (bilinearni dijagram)

$\varepsilon_{c1,c}$ - relativna deformacija betona kod tlačnog naprezanja betona $f_{cm,c}$

$\varepsilon_{c2,c}$ - relativna deformacija betona kod tlačnog naprezanja betona $f_{ck,c}$

$\varepsilon_{c3,c}$ - relativna deformacija betona kod tlačnog naprezanja betona $f_{ck,c}$

ε_{sy} - relativna deformacija armature kod dostizanja granice popuštanja

ε_{su} - relativna deformacija armature kod sloma armature

θ_{um} - ukupna sposobnost zakretanja vlakna

θ_{y} - zakretanje vlakna kod dostizanja granice popuštanja

$\theta_{p,u}$ - sposobnost plastične rotacije plastičnog zgloba

θ_{um}^{pl} - plastični dio sposobnosti zakretanja vlakna betonskog elementa

$\theta_{p,E}$ - proračunska vrijednost zahtjeva za (plastičnom) rotacijom

$\theta_{p,d}$ - plastični dio sposobnosti zakretanja vlakna betonskog elementa

θ_{is} - granična rotacija vlakna

$\theta_{y,slip}$ - doprinos rotaciji vlakna kod dostizanja granice popuštanja uslijed rotacije krajnjeg presjeka zbog proklizavanja šipki iz zone sidrenja

$\theta_{um,slip}$ - doprinos ukupnoj rotaciji vlakna uslijed rotacije krajnjeg presjeka zbog proklizavanja šipki iz zone sidrenja

$\Delta\theta_{pl,slip}$ - plastični dio rotacije zbog proklizavanja šipki iz područja sidrenja

μ_{θ} - proračunska vrijednost sposobnost plastične rotacije

μ_{d} - koeficijent duktilnosti pomaka

μ_{ϕ} - koeficijent duktilnosti zakrivljenosti presjeka

ν - bezdimenzijska vrijednost uzdužne sile

ν - popratni faktor koji uzima u obzir učinaka ukrućenja neraspucanog dijela stupa

ρ_1 - omjer armiranja vlačnom armaturom

ρ_2 - omjer armiranja tlačnom armaturom

ρ_d - omjer armiranja dijagonalnom armaturom

ρ_w - omjer armiranja poprečnom armaturom

σ_{s1} - vlačno naprezanje u armaturi

σ_{s2} - tlačno naprezanje u armaturi

$\sigma_{c,E}$ - naprezanja u neovijenom betonu

σ_{c} - proračunsko naprezanje ovijanja

$\sigma_{c,E}^{pl.hinge}$ - naprezanja ovijenog betona u području plastičnog zgloba

ϕ_{u} - zakrivljenost presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja

ϕ_{y} - zakrivljenost presjeka kod dostizanja granice popuštanja

ϕ_{pl} - plastična zakrivljenost presjeka

$\phi_{(x)}$ - zakrivljenost presjeka na visini x od vrha stupa

ϕ_{cr} - zakrivljenost presjeka kod dostizanja vlačne čvrstoće betona

ϕ_{su} - zakrivljenost presjeka kod sloma preko armature

ϕ_{cu} - zakrivljenost presjeka kod sloma preko betona

ω - mehanički omjer armiranja vlačnom armaturom

ω' - mehanički omjer armiranja tlačnom armaturom

1. UVOD

1.1. Definiranje problema

Veliki broj mostova izvedenih u zadnjoj polovici prošlog stoljeća po tada važećim propisima danas su još uvijek ključni elementi prometne infrastrukture u Hrvatskoj. Većina njih se nalazi u područjima s izrazito visokom seizmičkom aktivnošću a nisu dimenzionirani i oblikovani za takva djelovanja. Pitanje je koju razinu duktilnosti konstrukcija posjeduje, odnosno koliki dio potresne energije će se apsorbirati kroz formiranje plastičnih zglobova i deformaciju konstrukcije u neelastičnom području. Problem koji se javlja kod starijih mostova je to što su ti mostovi izvedeni s nestandardnim poprečnim presjecima stupova te je za armiranje elemenata korištena glatka armatura. Trenutno važeći propisi ne nude rješenja problematike ocjene spomenutih konstrukcija mostova. Glavni cilj ovog istraživanja je definirati bitne pokazatelje koji utječu na seizmičku otpornost takvih elemenata mostova (preciznije stupova) s netipičnim poprečnim presjecima i glatkom armaturom koji nisu projektirani u skladu sa smjernicama duktilnog ponašanja suvremenih mostova.

1.2. Cilj i hipoteza istraživanja

Cilj:

Cilj istraživanja je utvrdit stvarne sposobnosti rotacije plastičnih zglobova postojećih starijih mostova na temelju analize pokazatelja seizmičke otpornosti za netipične presjeke stupova s ugrađenom glatkom armaturom čiji detalji nisu oblikovani za duktilno ponašanje.

Specifični cilj je utvrditi primjenu postojećih izraza danih normama EN 1998-2 [2] i EN 1998-3 [3] za važne pokazatelje potresne otpornosti koji su navedeni pod hipotezom rada.

Hipoteza:

Normirani izrazi za određivanje pokazatelja potresne otpornosti - odnos momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka, sposobnost rotacije rubnog vlakna i krutosti raspucanog poprečnog presjeka - nisu mjerodavni za stupove starijih mostova s netipičnim poprečnim presjecima bez suvremeno oblikovanih detalja za duktilno ponašanje.

1.3. Opis sadržaja rada

U okviru doktorskog rada napravljena je parametarska analiza netipičnih poprečnih presjeka stupova armirano betonskih mostova. Iz provedene analize definirani su bitni parametri koji utječu na procjenu rotacijske sposobnosti ovakvih stupova mostova. Za predmet istraživanja odabran je primjeri nadlučnog stupa armirano betonskog mosta Šibenik. Eksperimentalnim istraživanjem na primjeru stupa mosta provedeno je verificiranje i nadopuna analitički dobivenih izraza te su utvrđene mogućnosti primjene postojećih izraza prema trenutno važećim normama na ocjenu seizmičke otpornosti postojećih mostova s netipičnim poprečnim presjecima. Za eksperimentalno ispitivanje odabrane su omjerom korigirane karakteristike stupa uvjetovane mogućnostima laboratorija.

Literaturni pregled stanja područja bitnih pokazatelja seizmičke otpornosti stupova mostova.

Literaturnim pregledom je ukazano na potrebu detaljnije analize ponašanja armirano betonskih stupova netipičnog poprečnog presjeka u području ocjene seizmičke otpornost mostova. Istražene su dosadašnje spoznaje o ocjeni seizmičke otpornosti postojećih armirano betonskih mostova, rotacijskom kapacitetu elemenata stupova, djelotvornoj krutosti elemenata te o dosadašnjim istraživanjima krivulja odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti raznih oblika presjeka. Ukazalo se je i na problematiku ocjenjivanja mostova s netipičnim poprečnim presjecima elemenata stupova, izvedenih s glatkom armaturom bez suvremenog detaljiranja za duktilno ponašanje.

Parametarska analiza netipičnih poprečnih presjeka mostova

U ovom poglavlju definiran je algoritam za izračun M/φ karakteristika netipičnih poprečnih presjeka. Pomoću definiranog algoritma napravljena je parametarske analize različitih karakteristika poprečnog presjeka u pogledu odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka. Kao parametri razmatrani su oblik presjeka, veličina uzdužne sile, tlačna čvrstoća betona i koeficijent armiranja.

Numerička analiza

U ovom dijelu rada obrađen je numerički modeli stupova s karakterističnim poprečnim presjecima i glatkom armaturom. Iz dobivenih rezultata utvrđene su temeljne postavke za formiranje eksperimentalnog modela. Analiza je provedena u računalnim programima Sofistik te su dobiveni rezultati prikazani u prikladnom formatu za usporedbu s eksperimentalnom i analitičkom metodom istraživanja.

Eksperimentalno istraživanje

U ovom dijelu rada definiran je model za eksperimentalno istraživanje, za jedan odabrani poprečni presjek stupa. Uzete su stvarne karakteristike stupa izvedenog mosta koje su zbog mogućnosti ispitivanja u laboratoriju umanjene u povoljnom omjeru. Definiranje odnosa stvarnih karakteristika stupa i karakteristika modela opisano je u radu [20,21]. Ispitivanje je izvedeno na stupu statičkog sustava konzole, usidrenom u sidreni blok koji je upet u pod laboratorija. Primjenjeno je opterećenje stupa je takav odnos visine stupa i poprečnog presjeka da se izbjegne posmični slom stupa pri dnu. Mjerenjima su određeni pomaci i relativne deformacije na karakterističnim mjestima stupa, prvenstveno zakrivljenost presjeka na mjestu upetosti te pomak vrha stupa. Iz dobivenih rezultata usvojit su eksperimentalni pokazatelji bitni za seizmičku ocjenu stupova s netipičnim poprečnim presjekom i ugrađenom glatkom armaturom.

Usporedba rezultata dobivenih analitičkim, numeričkim i eksperimentalnim postupkom, definiranje korekcijskih faktora analitičkih modela

Uspoređeni su rezultati dobiveni analitičkom, numeričkom i eksperimentalnom metodom te definirani uzroci nepodudaranja. Iz dobivenih rezultata definirani su korekcijski faktori za nepodudaranja pojedinog pokazatelja seizmičke otpornosti.

Zaključci i preporuke za buduća istraživanja

Rezultati ovog istraživanja doprinose seizmičkom ocjenjivanju mostova koji nisu projektirani u skladu sa suvremenim smjernicama duktilnog ponašanja u cilju optimalnog gospodarenja postojećom infrastrukturom.

Preporuke za daljnja istraživanja idu u smjeru proširenja baze podataka eksperimentalno izvedenih stupova s netipičnim oblicima presjeka i ugrađenom glatkom armaturom te formuliranje izraza pokazatelja seizmičke otpornosti za elemente s ovakvim karakteristikama.

Povećanje razine seizmičke otpornosti u pogledu nosivosti i duktilnosti ovako oblikovanih i izvedenih stupova mostova prikladno lijepljenim trakama od polimera armiranih vlakancima također je tema za nastavak istraživanja.

2. STANJE PODRUČJA ISTRAŽIVANJA

Veliki broj mostova izvedenih u zadnjoj polovici prošlog stoljeća po tada važećim propisima danas su još uvijek ključni elementi prometne infrastrukture u Hrvatskoj. Budući da tadašnji propisi nisu sadržali smjernice za analiziranje potresnog djelovanja, imamo veliki broj mostova za koje ne znamo koju razinu seizmičke otpornosti oni posjeduju. Veliki broj njih se nalazi u područjima s izrazito visokom seizmičkom aktivnošću a nisu dimenzionirani i oblikovani za takva djelovanja. Postavlja se pitanje kolika je razina nosivosti tih mostova s obzirom na prije spomenuto djelovanje.

Jedno od glavnih svojstava koje konstrukcija mora posjedovati u seizmički aktivnim područjima je njena sposobnost nelinearnog odgovora. To svojstvo uvelike ovisi o svojstvima materijala od kojih je konstrukcija napravljena, o konstrukcijskom oblikovanja te oblikovanju detalja. Pitanje je koju razinu duktilnosti konstrukcija posjeduje, odnosno koliki dio potresne energije će se apsorbirati kroz formiranje plastičnih zglobova i deformaciju konstrukcije u neelastičnom području.

Problem koji se javlja kod prije spomenutih mostova je to što su ti mostovi izvedeni s nestandardnim poprečnim presjecima stupova te je za armiranje elemenata korištena glatka armatura. Trenutno važeći propisi ne nude rješenja problematike ocjene spomenutih konstrukcija mostova. Pod pojmom nestandardni presjeci podrazumijevaju su presjeci različiti od presjeka kvadrata kruga ili pravokutnika. Glavni cilj ovog istraživanja je definirati bitne pokazatelje koji utječu na seizmičku otpornost takvih elemenata mostova s netipičnim poprečnim presjecima i glatkom armaturom koji nisu projektirani u skladu sa smjernicama duktilnog ponašanja suvremenih mostova. Pod pojmom pokazatelji prvenstveno se misli na M/φ krivulje kao glavne pokazatelje sposobnosti rotacije plastičnih zglobova, stvarne djelotvorne krutosti nakon raspucavanja u područjima plastičnih zglobova te rotacijske sposobnosti ovakvih presjeka elemenata na mjestima potencijalnih plastičnih zglobova.

U seizmički aktivnim područjima duktilnost konstrukcije je važan proračunski parametar otkako se seizmički proračuni baziraju na apsorpciji i disipaciji energije konstrukcija kako bi iste preživjele potresno djelovanje. Današnji pristup projektiranju konstrukcija u seizmički aktivnim područjima ukazuje na činjenicu da je neekonomično projektirati konstrukcije da podnesu puno proračunsko potresno opterećenje, a da pritom ostanu u elastičnom području.

Deformacija armirano betonskih elemenata kod dostizanja granice popuštanja armature je važna za određivanje efektivne krutosti raspucanog presjeka, kao i za definiranje faktora duktilnosti pojedinog elemenata a time i čitave konstrukcije.

Odnose između pojedinih pokazatelja seizmičke otpornosti elemenata konstrukcije, uslijed složenog ponašanja nakon elastične deformacije nije jednostavno definirati te ovise o nizu parametara. [1]

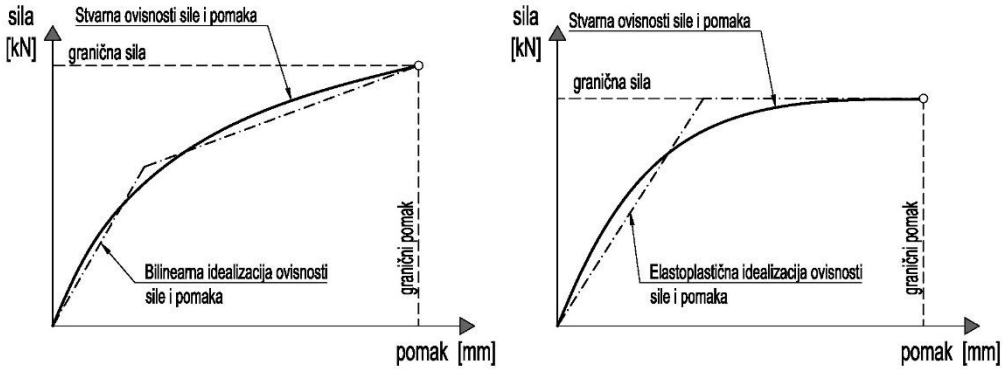
2.1.Općenito o ocjenjivanju postojećih mostova na seizmičko djelovanje

Mostovi su ključni elementi u prometnoj infrastrukturi. Nakon bilo kakvih izvanrednih situacija (potresa) bitan su element u osiguranju prometnih veza s područjima pogođenim izvanrednim djelovanjima.

Velik broj hrvatskih mostova projektiran je u skladu s prijašnjim propisima, primjenom kojih potresno djelovanje nije uzeto u obzir. Oštećenja i razaranja konstrukcije tijekom uporabe daju za rezultat postojanje različitih razina nosivosti tih konstrukcija. U većini slučajeva puno je ekonomičnije obnoviti postojeće konstrukcije nego zamijeniti ih novim. Sam pristup postupku obnavljanja konstrukcije zahtjeva saznanja o trenutnoj razini nosivosti konstrukcije na pojedina djelovanja. Ovdje se stavlja naglasak na seizmička djelovanja. Mostovi spadaju u konstrukcije s znatnom razlikom krutosti pojedinih elemenata što za posljedicu daje preraspodjele reznih sila u odnosu na čisto elastičan proračun. Da bi se dobila prava slika preraspodjele opterećenja u konstrukciji često je potrebno provesti nelinearni proračun. Postojeći propisi ne nude proceduru za seizmičko ocjenjivanje postojećih mostova. Veći dio do sada provedenih istraživanja uglavnom se odnosi na gredne mostove te se može pronaći više metoda prvenstveno namijenjenih proračunu novih konstrukcija koje uz prilagodbu mogu poslužiti ocjeni stanja postojećih mostova. Najbolje rezultate daje nelinearna dinamička metoda korištenjem vremenskih zapisa potresa koja zahtjeva dosta iskustva u modeliranju nelinearnog ponašanja konstrukcija kao i iskustva u odabiru potresnog zapisa kojim se zadaje opterećenje. U radu [2] opisane su dvije pojednostavljene nelinearne metode proračuna betonskih mostova: Nelinearna metoda postupnog guranja (N2, engl. single-mode pushover analysis) koja je primjerenija za konstrukcije kod kojih je dominantan jedan oblik oscilacija i višemodalna metoda postupnog guranja (MPA, engl. multi modal pushover analysis) koja pokriva više oblika oscilacija konstrukcija.

Metoda N2 je primjerenija za konstrukcije kod kojih je dominantan jedan oblik oscilacija (nema utjecaja viših oblika oscilacija). Uglavnom su to konstrukcije jednostavnijih i manjih mostova. Najjednostavniji modeli konstrukcija sastavljeni su od štapnih elemenata kojima se nelinearno ponašanje opisuje u vidu plastičnih zglobova na krajevima (mjestima upetosti). Najčešći način zadavanja nelinearnog ponašanja je odgovarajućom nelinearnom vezom momenta savijanja i rotacije (M/ϕ dijagramom)[2]. Kod mostova se nelinearno ponašanje očekuje samo u stupovima, za grede se pretpostavlja da će ostati u elastičnom području. Nelinearnim statičkim proračunom dobije se ovisnost sile i pomaka u konstrukciji te karakteristike ekvivalentnog sustava s jednim stupnjem slobode koji je bitan za danju provedbu ove metode[2]. Idealizacija ovisnosti sile i pomaka bitan je pokazatelj koji bitno utječe na početnu krutost modela a time i na vrijednost najvećeg pomaka konstrukcije. Za mostove koji nisu oslonjeni na ležajevima primjenjuje se elastoplastična idealizacija sile i pomaka, dok se kod mostova oslonjenih pomoću ležajeva uzima se bilinearna ovisnost (Slika 1).

Ova metoda daje dovoljno točne rezultate za mostove u kojima se javlja jedan dominantan ton oscilacija sa raspodjelom masa većom od 80 % ukupne mase. Kod promjene intenziteta potresnog opterećenja na osnovi ove metode mogu se ocijenite efektivne krutosti stupova za različite intenzitete.



Slika 1. Bilinearna i elastoplastična ovisnost sile i pomaka [2]

Višemodalna metoda postupnog guranja koja pokriva više oblika oscilacija konstrukcija (MPA) primjenjuje se za duže i složenije konstrukcije mostova. Postupak je identičan metodi N2 samo se ponavlja onoliko puta koliko je dominantnih oblika oscilacija te se nakon toga odgovori konstrukcije kombiniraju. Ova metoda je osjetljiva na pojavu kratkih, krućih stupova unutar ukupne duljine konstrukcije.

U radu [2] i pratećoj literaturi vidljivo je da su istraživanja usmjerena uglavnom na gredne mostove različitih karakteristika dok je jako malen broj istraživanja usmjeren ka seizmičkoj ocjeni postojećih lučnih mostovima. Uglavnom su to istraživanja čeličnih lučnih mostova.

Potrebna korekcija metode postupnog guranja za ocjenu maksimalnog seizmičkog neelastičnog odziva čeličnih lučnih mostova prikazana je u radu [3]. Istraživanje se bazira na numeričkoj analizi šest reprezentativnih lučnih mostova s kolnikom iznad. Na temelju dobivenih rezultata ispitana je primjena pretpostavke jednakosti energije odgovora konstrukcije izvan ravnine te je definirana korekcijska funkcija za poboljšanje točnosti procjene maksimalnog odziva. Najprije je ispitana pretpostavka jednakosti energije odziva na mostove statičkog sustava lukova s kolnikom gore kroz provođenje analize slobodnih oscilacija, metode postupnog guranja, te elastičnih i neelastičnih dinamičkih analiza odgovora konstrukcije. Napravljena je i parametarska analiza utjecaja odnosa strelice luka i raspona te raspona rebara luka na spomenutu metodu. Korekcijska funkcija je definirana na način da su dobivene vrijednosti odziva uspoređivane s rezultatima dobivenim nelinearnim dinamičkim analizama konstrukcije.

Istraživanja pokazuju da metoda postupnog guranja nije primjerena za konstrukcije složenije krutosti i raspodjele masa[4]. U radu [4] prikazana je seizmička ocjena dvaju čeličnih lučnih mostova, različitog raspona i strukture ali sličnih vlastitih oblika osciliranja u uzdužnom i poprečnom smjeru (sličnih dinamičkih karakteristika). Autori predlažu korekcijske faktore kojima bi se dobili povoljniji rezultati. Unatoč predloženim korekcijama predložena metoda i dalje nije davala dobre rezultate ocjenjivanih modela u uzdužnom smjeru.

Primjenjivost izravnog potresnog proračuna zasnovanog na pomacima na integralne nadlučne stupove kao jedine komponente kod armirano betonskih lučnih mostova za koje se predviđa neelastičan odziv prilikom potresa opisana je u radu [5]. Dana metoda je unaprijeđena pronalaskom polinoma koji opisuju pomak mosta u poprečnom smjeru pri neelastičnom odzivu.

U radu [6] dane su smjernice za prikupljanje podataka i ocjenu postojećih grednih mostova. Autori rada [7] su prema spomenutim smjernicama i trenutno raspoloživim propisima [8] te kroz svoja istraživanja [5], [9]–[11] dali postupak ocjenjivanja postojećih armiranobetonskih

lučnih mostova na seizmička djelovanja. Temelj za ovaj postupak ocjenjivanja su dvije europske norme EN-1998-2 [12] i EN 1998-3 [8] od kojih se prva norma odnosi na projektiranje novih mostova na potresno djelovanje a druga na ocjenjivanje i obnavljanje zgrada. Kombinacijom ovih normi i dodatnih poboljšanja u radu [7] dan je postupak koji se može primijeniti za ocjenjivanje postojećih mostova. Norma [13] u sebi sadrži upute za primjenu nelinearnih metoda proračuna konstrukcija novih mostova u seizmičkom području. Na temelju spomenutih istraživanja, zaključeno je da lukovi nisu najkritičniji elementi u pogledu seizmičke otpornosti jer svojom robusnošću (prvenstveno zbog svladavanja raspona) posjeduju puno veće količine otpornosti od potrebne. U pogledu seizmičke otpornosti, sigurno su najkritičniji elementi stupova i to oni u blizini tjemena koji sa svojom krutošću preuzimaju najviše sile.

Prije provedbe samog postupka ocjenjivanja pojedinog mosta potrebno je utvrditi sadašnje znanje i zahtijevane razine znanja o postojećoj konstrukciji na temelju važnosti mosta. Te razine znanja (eng. knowledge levels: KL) mogu se dobiti na osnovi prikladno prikupljenih podataka o geometrijskim svojstvima i konstrukcijskim i nekonstrukcijskim elemenatima koji mogu utjecati na ponašanje konstrukcije, na osnovi podataka o konstrukcijskim detaljima uključujući količinu i raspored armature, zaštitni sloj betona, spojeve među pojedinim elementima te na osnovi podataka o mehaničkim svojstvima građevnih materijala koji su vezani uz odgovarajuće faktore povjerenja (eng. confidence factors: CF) [7]. U radovima [7] i [14] dane su smjernice za prikupljanje podataka o lučnim mostovima. Također se uz definiranje određene razine znanja o pojedinoj konstrukciji predlaže i umanjenje vrijednosti vršnog ubrzanja tla za seizmičku ocjenu postojećih mostova čiji je vijek uporabe manji od 50 godina.

Sam postupak sastoji se od nekoliko razina seizmičkog ocjenjivanja. Prva razina ocjene temelji se na linearnom višemodalnom spektralnom proračunu, uporabom **djelotvorne krutosti stupova**, koji se provodi na modelu mosta formiranom na temelju rezultata pregleda mosta i projektne dokumentacije [7].

Zbog pojave pukotina u područjima plastičnih zglobova poprečni presjeci stupova modeliraju se sa smanjenom krutošću. Osim utjecaja pojave pukotina, presjek je potrebno modelirati s karakteristikama stvarno ugrađene armature. Prema [13], djelotvorna krutost stupova može se procijeniti iz **proračunskog graničnog momenta** M_{Rd} i **zakrivljenosti pri popuštanju** ϕ_y krajnjeg presjeka stupa.

$$E_c I_{eff} = \frac{\nu \cdot M_{Rd}}{\phi_y} \tag{1.1}$$

gdje je:

$\nu = 1.20$ - popravni faktor koji uzima u obzir učinak ukrućenja neraspucanog dijela stupa

Prema [13], zakrivljenost pri popuštanju ϕ_y smije se odrediti prema:

$$\phi_y = \frac{\left(\varepsilon_{sy} - \varepsilon_{cy}\right)}{d_s} \tag{1.2}$$

gdje je:

d_s - visina presjeka do središta vlačne armature

ε_{sy} - deformacija pri popuštanju armature

ε_{cy} - tlačna deformacija betona pri popuštanju vlačne armature

Spomenuti propis daje približne izraze za izračun zakrivljenosti pri popuštanju za pravokutni i kružni poprečni presjek u ovisnosti o relativnoj deformaciji armature pri popuštanju i statičkoj visini presjeka.

U mostovima se često nailazi na presjeke stupova različite od pravokutnih i kružnih zbog čega nailazimo na problem određivanja zakrivljenosti pri popuštanju te vrijednosti graničnog momenta a time i definiranja djelotvorne krutosti spomenutih stupova. Za rješenje ovog problema potrebno je napraviti analizu odnosa momenata savijanja i rotacije karakterističnog presjeka što je dosta složen postupak koji ovisi o mnoštvu parametara. Ova je problematika detaljnije opisana u poglavlju 2.4.

Autori rada [7] smatraju da dan izraz za djelotvornu krutost nije prikladan za nadlučne stupove lučnih mostova zbog različitog stanja naprezanja i deformacija pojedinog stupa uvjetovanog različitim visinama stupova. Prema analogiji s grednim mostovima s kratkim središnjim stupovima [15], [16] predlažu korekcijske faktore primjenjive za nadlučne stupove mostova koji ovise o visinama i razmacima stupova. Zaključak autora rada [7] da je ova razina proračuna vrlo dobro pokriva ocjenjivanje lukova zbog svoje robusnosti koja za posljedicu daje linearan odgovor na potresno djelovanje. Djelotvorna krutost se u modelu zadaje na **duljini plastičnog zgloba** L_{pl}. Prema [17], duljina plastičnog zgloba se može uzeti od jedne dvadesetine do jedne desetine ukupne duljine stupova ovisno o rubnim uvjetima. Nakon toga korekcijskim faktorima korigirati vrijednosti djelotvorne krutosti ovisno o visini stupa te postupak iterirati do podudaranja pretpostavljenih i dobivenih vrijednosti.

Provjere koje se provode na osnovi prve razine ocjenjivanja su:

- Usporedba uzdužnih i poprečnih pomaka pod seizmički opterećenjem s stvarno dopuštenim pomacima na karakterističnim mjestima (upornjacima, pomičnim ležajevima itd.)
- Odnos interakcija normalnih sila i momenta savijanja i otpornosti na međudjelovanja savijanja i uzdužne sile
- Provjera posmične otpornosti

Modele mostova potrebno je modelirati sa srednjim karakteristikama materijala dok se za pojedine provjere uzimaju u obzir parcijalni koeficijenti za materijal kao i faktori povjerenja CF.

Druga razina ocjenjivanja temelji se na nelinearnoj metodi postupnog guranja (eng. single-mode pushover analysis N2) ili, ako se ukaže potreba, na višemodalnoj metodi postupnog guranja (eng. Modal Pushover Analysis: MPA) [7]. Višemodalnu metodu potrebno je primijeniti ako se za uzdužni ili poprečni smjer potresnog djelovanja ne pojavi dominantni oblik vibriranja u kojem je aktivirano više od 75% ukupne mase konstrukcije. Ova metoda je prikladnija za nadlučne stupove lukova, naročito one u blizini tjemena jer je njihov odgovor neelastičan.

Jedan od pokazatelja koji se ocjenjuje na temelju nelinearne statičke analize je rotacija na mjestima potencijalnih zglobova za koju se traži uvjet da je **rotacija plastičnog zgloba** $\theta_{p,E}$ dovoljno manja od sposobnosti granične rotacije vlakna θ_{is} [7].

$$\theta_{is} \geq \theta_{p,E} \tag{1.3}$$

Za granično stanje mosta blizu rušenja, sposobnost zakretanja vlakna θ_{is} je **ukupna sposobnost zaokretanja vlakna** θ_{um} **sastavljena od elastičnog i neelastičnog dijela**, za granično stanje znatnog oštećenja mosta, sposobnost zakretanja vlakna θ_{is} iznosi $3/4\theta_{is}$, a za granično stanje ograničenog oštećenja mosta, sposobnost zakretanja vlakna θ_{is} jednaka je zaokretanju vlakna u trenutku popuštanja θ_y [8]. U radu [7] su se razmatrala prva dva granična stanja koja se smatraju važnima za ocjenjivanje postojećih mostova.

Iz izraza (1.4) koji je preuzet iz literature [8] se može vidjeti da ukupna rotacijska sposobnost zakretanja vlakna elementa θ_{um} ovisi o nizu parametara (**rotacijskoj sposobnosti zakretanja vlakna kod dostizanja granice popuštanja** θ_y, **rotaciji krajnjeg presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja** ϕ_u, **rotaciji krajnjeg presjeka kod popuštanja** ϕ_y, **duljini plastičnog zgloba** L_{pl} te **duljini posmičnog raspona** L_V.

$$\theta_{um} = \frac{1}{\gamma_{el}}\left[\theta_y + \left(\phi_u - \phi_y\right)\cdot L_{pl}\left(1 - \frac{0.5\cdot L_{pl}}{L_V}\right)\right] \tag{1.4}$$

Zbog velikog broja geometrijskih i materijalnih parametara te nesigurnosti modela i opterećenja točna ocjena granične sposobnosti rotacije može se odrediti samo na temelju eksperimentalnih podataka. U poglavlju 2.2 dan je pregled istraživanja rotacijskog kapaciteta rubnog vlakna elementa.

U radu [7] se predlaže zamjena netipičnih poprečnih presjeka pravokutnim za koje postoje definirani izrazi pokazatelja seizmičke otpornosti.

Osim rotacijske sposobnosti plastičnog zgloba potrebno je provesti i dokaz naprezanja za neovijeni beton $\sigma_{c,E}$, ovijeni beton u području plastičnih zglobova $\sigma_{c,E}^{pl,hinge}$ te naprezanja u armaturi $\sigma_{y,E}$. Dobivene vrijednosti moraju biti manje od srednjih vrijednosti karakteristika materijala podijeljenih s faktorima sigurnosti za materijal γ_M i faktorima povjerenja CF.

$$\frac{f_{cm}}{CF\cdot\gamma_{c,acc}} \geq \sigma_{c,E} \tag{1.5}$$

$$\frac{f_{cm,c}}{CF\cdot\gamma_{c,acc}} \geq \sigma_{c,E}^{pl,hinge} \tag{1.6}$$

$$\frac{f_{ym}}{CF\cdot\gamma_{s,acc}} \geq \sigma_{y,E} \tag{1.7}$$

Osim navedenih provjera, pojedine elemente je potrebno provjeriti na neduktilni oblik otkazivanja kroz provjeru poprečne sile u blizini plastičnih zglobova, uzimajući u obzir dodati faktor sigurnosti protiv krtog sloma $\gamma_{Bd,1} = 1,25$.

$$V_{Bd,1} = \frac{V_{Rd}}{\gamma_{Bd,1}} = \frac{\frac{f_{im}}{CF \cdot \gamma_M}}{\gamma_{Bd,1}} \geq V_E \tag{1.8}$$

Provjera mogućnosti izbočivanja uzdužne tlačne armature A_s između poprečne armature A_t na razmaku s_t uzduž područja plastičnog zgloba može se provesti prema sljedećem izrazu:

$$\frac{A_{t,built}}{s_{T,built}} \geq \min\left(\frac{A_t}{s_T}\right) = \frac{\sum A_s}{1,6} \cdot \frac{f_{ys}}{f_{yt}} \tag{1.9}$$

Cilj ovog istraživanja je detaljnije istražiti netipične presjeke mostova karakteristične za izvedene lučne mostove u Hrvatskoj te donijeti smjernice za njihovu ocjenu u pogledu seizmičke otpornosti. Problemi na koje se nailazi kod ocjene nekih od mostova opisani su u poglavlju 0.

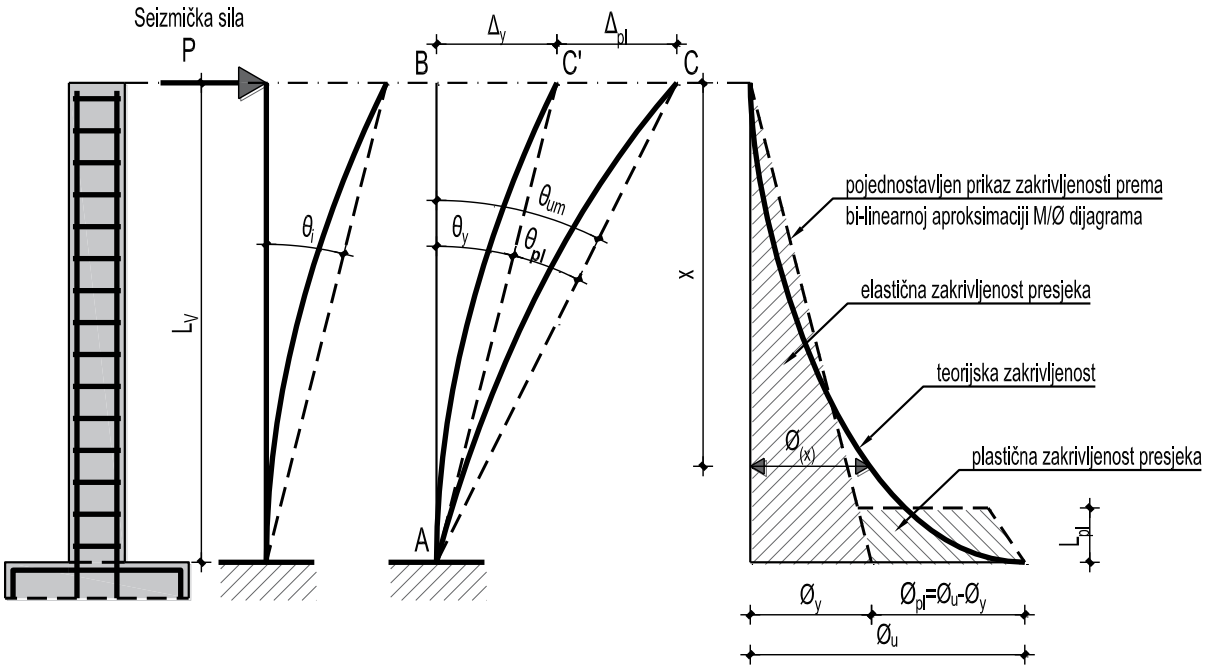
2.2. Sposobnosti rotacije vlakna (Chord rotation capacity)

Budući da ne postoji propis za ocjenu seizmičke nosivosti mostova a time i procjenu sposobnosti rotacije vlakna konstrukcijskih elemenata kao bitnog parametra u procjeni duktilnih rezervi nosivosti tih elemenata, kao temeljna podloga u ovome se radu primjenjuje trenutno važeća norma [8] za ocjenu i obnovu zgrada. Norma daje smjernice za procjenu deformacije stupa u području plastičnih zglobova.

2.2.1. Deformacijska sposobnost stupa

Sposobnost deformacije stupa definirana je zakretanjem (rotacijom) vlakna, θ, tj. kutom između tangente na os na kraju gdje je došlo do popuštanja (A – B) i pravca koje spaja taj kraj s krajem posmičnog raspona, tj. točkom infleksije (A – C). Zaokretanje vlakna jednako je omjeru pomaka elementa, tj. progibu na kraju posmičnog raspona, do tangente na os na kraju na kojem je došlo do popuštanja, podijeljenom s dužinom posmičnog raspona EN 1998-3:2005 [8].

Područje plastičnog zgloba je karakteristično po **neelastičnoj zakrivljenosti koja se najčešće aproksimira konstantnom vrijednošću na visini plastičnog zgloba** kako bi se pojednostavio proračun pomaka vrha stupa. Ako je poznata duljina plastičnog zgloba, pomak vrha stupa se jednostavno može odrediti integracijom zakrivljenosti i obrnuto.



Slika 2. Definicija rotacije vlakna -reproducirano prema [13][18]

Integriranjem funkcije $\phi_i(x)$ po varijabli x na dužini L_V posmičnog raspona dobije se rotacija vlakna θ_i.

$$\theta_i = \frac{1}{L}\int_0^{L_V} \phi_i(x)\,dx \tag{1.10}$$

gdje $\phi_i(x)$ predstavlja rotaciju presjeka na udaljenosti x_i.

Odnos duktilnosti zakrivljenosti i duktilnosti pomaka može se dobiti iz geometrije deformirane konstrukcije. Horizontalni pomak vrha stupa kod dostizanja granice popuštanja presjeka na dnu stupa iznosi [18]:

$$\Delta_y = \frac{\phi_y {L_V}^2}{3} \tag{1.11}$$

$$\phi_y = \frac{M_y}{E_c I_c} \tag{1.12}$$

Gdje je ϕ_y zakrivljenost presjeka na mjestu upetosti kod dostizanja granice popuštanja, L_V duljina posmičnog raspona, E_c modul elastičnosti betona, I_c moment tromosti raspucanog presjeka.

Daljnjim povećanjem poprečnog opterećenja na vrhu stupa, pomak vrha stupa ostvaruje se rotacijom područja plastičnog zgloba [18]. Uz pretpostavku da je centar te rotacije sredina plastičnog zgloba, ukupan horizontalni pomak se može izraziti preko sljedećeg izraza:

$$\Delta_u = \Delta_y + \theta_{pl}\left(L - 0{,}5L_{pl}\right) \tag{1.13}$$

$$\phi_{pl} = \phi_u - \phi_y \tag{1.14}$$

$$\theta_{pl} = L_{pl} \cdot \phi_{pl} = L_{pl}\left(\phi_u - \phi_y\right) \tag{1.15}$$

$$\Delta_u = \Delta_y + \left(\phi_u - \phi_y\right) L_{pl}\left(L - 0{,}5L_{pl}\right) \tag{1.16}$$

ϕ_{pl} - plastična zakrivljenost presjeka

ϕ_u - zakrivljenost presjeka pri dostizanju granične nosivosti

U područjima plastičnih zglobova (područjima s maksimalnim momentom) neelastična zakrivljenost se često pretpostavlja konstantom. **Utvrđivanje duljine plastičnog zgloba je ključan korak za određivanje rotacijskog kapaciteta stupa.** Ako je poznata duljina plastičnog zgloba, pomak vrha stupa se može jednostavno odrediti integracijom zakrivljenosti i obrnuto.

Graničnu zakrivljenost presjeka ϕ_u nije jednostavno odrediti zbog utjecaja ovijenosti betonskog elementa, odvajanja zaštitnog sloja betona te izvijanja šipki tlačne armature.

Dijagram odnosa savijanja i zakrivljenosti može se pojednostaviti bilinearnim dijagramom kroz dvije točke [19]. Kod armirano betonskih elemenata stupova i zidova elastična grana M/ϕ dijagrama se mora temeljiti na raspucanom presjeku. U poglavlju 2.4 dan je detaljan prikaz formiranja M/ϕ dijagrama.

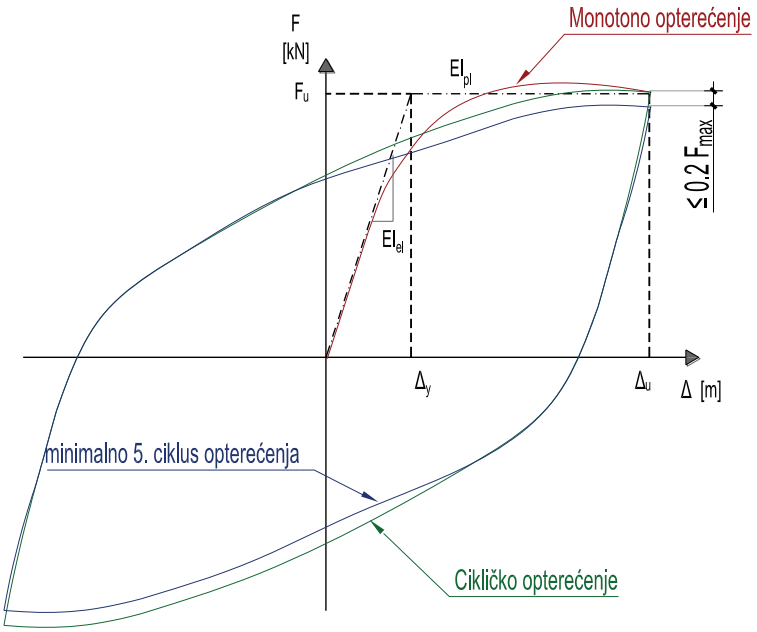
2.2.1. Globalna i lokalna duktilnost konstrukcije

2.2.1.1. Globalna duktilnost

Globalna duktilnost konstrukcije iskazuje se preko koeficijenta duktilnosti pomaka. Koeficijent duktilnosti pomaka definiran je kao omjer pomaka pri graničnom stanju Δ_u i pomaka na granici popuštanja Δ_y [13].

$$\mu_d = \frac{\Delta_u}{\Delta_y} \tag{1.17}$$

Najveći pomak Δ_u se definira kao najveći pomak koji zadovoljava uvjet da konstrukcija treba biti sposobna izdržati najmanje 5 ciklusa deformiranja do najvećeg pomaka bez početka sloma ovijene armature ili bez pada većeg od 20% najveće sile otpornosti armiranobetonskih duktilnih elemenata [13](Slika 3.)



Slika 3. Dijagram sila pomak za monotono i cikličko opterećenje – reproducirano prema [13]

Globalna duktilnost konstrukcije ovisi o raspoloživoj lokalnoj duktilnosti u plastičnim zglobovima. Ona se može izraziti koeficijentom duktilnosti zakrivljenosti presjeka [13]:

$$\mu_\phi = \frac{\phi_u}{\phi_y} \tag{1.18}$$

2.2.1.2. Lokalna duktilnost

Lokalna duktilnost se može prikazati i preko koeficijenta duktilnosti rotacije vlakna na kraju na kojem je nastao plastični zglob a ovisi o sposobnosti plastične rotacije plastičnog zgloba:

$$\theta_{um}^{pl} = \theta_{um} - \theta_y \tag{1.19}$$

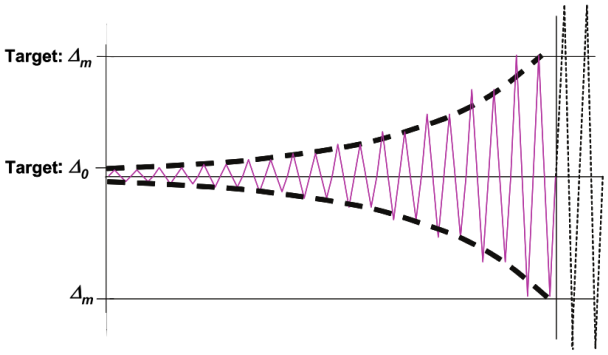
$$\mu_\theta = \frac{\theta_{um}}{\theta_y} = 1 + \frac{\left(\theta_{um} - \theta_y\right)}{\theta_y} = 1 + \frac{\theta_{um}^{pl}}{\theta_y} \tag{1.20}$$

2.2.2. Laboratorijska ispitivanja za utvrđivanje sposobnosti rotacije plastičnih zglobova

Sposobnost rotacije plastičnih zglobova, θ_{um}^{pl} treba procijeniti na temelju laboratorijskih ispitivanja koja su provedena na sličnim elementima [13, dodatak E],. Elementi koji se ispituju u laboratoriju moraju odgovarati prikladno stvarnim stupovima prema:

- Geometrijskom obliku
- Brzini opterećivanja
- Omjeru učinka djelovanja (momenta savijanja, uzdužne i poprečne sile)
- Rasporedu armature (uzdužne i poprečne, te armature ovijanja)

U radu [20] dane su smjernice za laboratorijsko ispitivanje elemenata na kvazistatičko cikličko opterećenje. Unos opterećenja sastoji se od ponavljanja ciklusa opterećenja (povećanja pomaka) s konstantnim prirastom istog. Na sljedećoj slici shematski su prikazani ciklusi unosa opterećenja od minimalne do maksimalne vrijednosti.



Slika 4. Prikaz unosa opterećenja u vremenu kontrolom pomaka [20]

Ove smjernice daju sljedeće preporuke:

- Za svaku amplitudu povećanja opterećenja (pomaka) potrebno je provesti dva ciklusa opterećivanja.
- Do najnižeg graničnog stanja oštećenja potrebno je provesti najmanje šest ciklusa opterećenja.
- Vrijednost maksimalne amplitude opterećenja može se odrediti iz monotonog testiranja elemenata.
- Ako se do trenutka unosa maksimalnog opterećenja ne dođe do iscrpljenja graničnog stanja nosivosti elementa, daljnje povećanje opterećenja provodi se s amplitudama veličine 0,3×vrijednost maksimalne amplitude.
- Broj ciklusa unosa opterećenja je 10 ili veći
- Povećanje amplitude opterećenja može se provesti prema sljedećem izrazu:

$$a_{i+1} = 1,4 \cdot a_i \tag{1.21}$$

Gdje je a_i amplituda prethodnog koraka a a_{i+1} amplituda sljedećeg koraka.

2.2.3. Sposobnost zaokretanja vlakna prema europskim normama uz empirijski pristup

Propis EN 1998-3[8] daje izraz (1.22) za ukupnu sposobnost zaokretanja vlakana (elastični i neelastični dio) u krajnjem stanju pri cikličkom opterećenju **za elemente s rebrastom armaturom, seizmički oblikovane, bez preklapanja uzdužnih šipki u blizini područja plastičnog zgloba te korekcijske faktore za neke od parametara.**

$$\theta_{um} = \frac{1}{\gamma_{el}} 0.016 \cdot \left(0.30^{\nu}\right) \left[\frac{\max\left(0.01;\omega'\right)}{\max\left(0.01;\omega\right)} f_c\right]^{0.225} \cdot \left(\frac{L_V}{h}\right)^{0.35} \cdot 25^{\left(\alpha\rho_{sx}\frac{f_{yw}}{f_c}\right)} \left(1.25^{100\rho_d}\right) \tag{1.22}$$

Spomenuti propis daje i korekcijsku vrijednosti izraza (1.22) ako se radi o elementima kod kojih je korištena hladno oblikovana armatura. Ako je upotrijebljen hladno obrađen čelik ukupna sposobnost zaokretanja vlakna podijeli se s 1.6 [8].

Kasnije je u normi [21] izraz (1.22) dan u sljedećem obliku:

$$\theta_{um} = \frac{1}{\gamma_{el}} 0.016 \cdot \left(0.30^{\nu}\right) \left[\frac{\max\left(0.01;\omega'\right)}{\max\left(0.01;\omega\right)} f_c\right]^{0.225} \cdot \min\left(9;\left(\frac{L_V}{h}\right)^{0.35}\right) \cdot 25^{\left(\alpha\rho_{sx}\frac{f_{yw}}{f_c}\right)} \left(1.25^{100\rho_d}\right) \tag{1.23}$$

Dani izrazi su rezultat **empirijskog pristupa** (baziranog na statističkoj analizi velikog broja uzoraka) rješavanja problema rotacijskog kapaciteta. Veliki je broj parametara koji bitno utječu na konačni rezultat. Razdvojeni su primarni i sekundarni potresni elementi. Visina presjeka, omjer momenta i poprečne sile, omjer armiranja vlačnom i tlačnom armaturom, tlačna čvrstoća betona, granica popuštanja spona, omjer poprečne armature, omjer dijagonalne armature, vrsta armature (glatka i rebrasta) te faktor učinkovitosti ovijanja glavni su parametri koji utječu na sposobnost zakretanja vlakna. Također se razlikuju elementi koji imaju ili nemaju oblikovne karakteristike za potresnu otpornost. Duljina posmičnog raspona te duljina preklopa, ako postoji u području plastičnog zgloba, također utječe na zakretanje vlakna u krajnjem stanju.

γ_{el} - 1.5 za primarne i 1.0 za sekundarne potresne elemente

h - visina presjeka

$L_v = M/V$ - omjer momenta i poprečne sile na mjestu upetosti konzolnog stupa

$\nu = N/b \cdot h \cdot f_c$ - bezdimenzijska vrijednost uzdužne sile

b - širina tlačnog područja

N - uzdužna sila pozitivna za tlak

ω, ω' - mehanički omjer armiranja vlačnom (uključujući i armaturu hrpta kod greda) i tlačnom -uzdužnom armaturom

f_c, f_{yw} - tlačna čvrstoća betona (MPa) i granica popuštanja spona (MPa) dobivene izravno kao srednje vrijednosti ispitivanja *in situ* i iz dodatnih izvora podataka, na prikladan način podijeljene s faktorima povjerenja.

$\rho_{sx} = A_{sw}/b_w \cdot s$ omjer poprečne armature usporedne sa smjerom *x* opterećenja (s_h=razmak spona)

ρ_d omjer armiranja dijagonalnom armaturom (ako postoji) u svakom dijagonalnom smjeru

α faktor učinkovitosti ovijanja koji se smije uzeti iz izraza:

$$\alpha = \left(1 - \frac{s}{2 \cdot b_o}\right)\left(1 - \frac{s}{h_o}\right)\left(1 - \frac{\sum b_i^2}{6 \cdot h_o \cdot b_o}\right) \tag{1.24}$$

b_o, h_o dimenzije ovijene jezgre mjerene do osi spona

b_i osni razmak uzdužnih šipki (s indeksom i) bočno prihvaćenih sponama ili poprečnim sponama po opsegu presjeka.

Plastični dio sposobnost zaokretanja vlakana betonskog elementa opterećenog cikličkim opterećenjem može se odrediti prema sljedećem izrazu[8]:

$$\theta_{um}^{pl} = \theta_{um} - \theta_y = \frac{1}{\gamma_{el}} \cdot 0.0145 \cdot \left(0.25^{\nu}\right)\left[\frac{\max\left(0.01;\omega'\right)}{\max\left(0.01;\omega\right)}\right]^{0.3} \cdot f_c^{0.2}\left(L_V/h\right)^{0.35} \cdot 25^{\left(\alpha \cdot \rho_{sx} \cdot f_{yw}/f_c\right)}\left(1.25^{100 \cdot \rho_d}\right) \tag{1.25}$$

γ_{el} iznosi 1.8 za primarne a 1.0 za sekundarne potresne elemente.

Prema korekcijama iz 2010 izraz (1.25) ima sljedeću formulaciju [21]:

$$\theta_{um}^{pl} = \theta_{um} - \theta_y = \frac{1}{\gamma_{el}} \cdot 0.0145 \cdot \left(0.25^{\nu}\right)\left[\frac{\max\left(0.01;\omega'\right)}{\max\left(0.01;\omega\right)}\right]^{0.3} \cdot f_c^{0.2}\left(\min\left(9;\left(L_V/h\right)^{0.35}\right)\right) \cdot 25^{\left(\alpha \cdot \rho_{sx} \cdot f_{yw}/f_c\right)}\left(1.25^{100 \cdot \rho_d}\right) \tag{1.26}$$

Prema karakteristikama ispitivanja uključenih u bazu rezultata prema kojoj su formirani, **navedeni izrazi se mogu koristiti za procjenu rotacijskog kapacitete elemenata izvedenih rebrastom armaturom, seizmički oblikovanih, bez preklapanja uzdužne armature u zoni plastičnih zglobova što nije slučaj kod postojećih konstrukcija mostova.** Kako bi se rezultati približili postojećim stanjima konstrukcijskih elemenata predlažu se korekcijski koeficijenti koji uzimaju u obzir neke od parametara karakterističnih za takve konstrukcije. Ovi korekcijski faktori umanjuju odstupanja između vrijednosti dobivenih pomoću prije navedenih empirijskih izraza i rezultata dobivenih mjerenjem na stvarnim modelima.

Pristup formuliranja izraza korekcijskim koeficijentima za rotacijski kapacitet elemenata ne seizmički oblikovanih, izvedenih s karakteristikama armature različitim od onih definiranih u osnovnom izraza te još mnoštvom drugih parametara nužan je zbog malog broja ispitivanja provedenih na ovakvim elementima. **Ovakvim pristupom utječemo direktno na ukupan rotacijski kapacitet, ne uzimajući pritom doprinose parametara koji karakteriziraju prije spomenute elemente konstrukcija. Zbog jako malog broja ispitivanja ovakvih elemenata, ovakav pristup je do sada jedino predložen u postojećoj literaturi.** U ovom području se otvaraju mogućnosti za proširenje istraživanja na prije spomenutim elementima konstrukcije te se pruža mogućnost ostvarenja doprinosa u pogledu procjene seizmičkih pokazatelja elemenata postojećih konstrukcija. U nastavku su dani neki od korekcijskih koeficijenata pojedinih parametara:

- U elementima koji nemaju oblikovanje pojedinosti načinjeno za potresnu otpornost vrijednosti dane izrazima (1.22) i (1.25) množe se s 0,825 [8] (dijele sa 1,2 [21]).

- Za hladno obrađen čelik, plastični dio sposobnosti zakretanja vlakna podijeli se s 2.
- Kod preklapanja krajeva ravnih rebrastih šipki koje najčešće ima početak na mjestu presjeka s maksimalnim momentom (dno stupa) potrebno je uzeti u obzir dvostruku količinu tlačne armature te ju preko parametra ω' uvrstiti u prethodne izraze.
- Ukupna sposobnost zakretanja vlakna izvedenih s glatkom armaturom, bez preklapanja u blizini krajnjeg područja množi se s koeficijentom 0,575 [8] (0,8 [21]), dok se plastični dio sposobnosti zakretanja množi s vrijednošću 0,375 [8] (0,75 [21]). **Bitno je napomenuti da ovi korekcijski faktori u sebi sadrže i korekcije vezane uz nedostatak oblikovanja pojedinosti za potresnu otpornost**.

Navedeni propis daje i smjernice za proračun sposobnosti zakretanja vlakna kod preklapanja glatke armature s početkom na krajnjem presjeku elementa, duljine preklopa $l_o \geq 15 \cdot d_{bL}$ (d_{bL} – promjer preklapane armature) te normiranim kukama na početku preklopa.

Zakretanje vlakna u trenutku popuštanja za grede i stupove, θ_y, računa se prema sljedećim izrazima:

Za grede i stupove[8], [21]:

$$\theta_y = \phi_y \frac{L_V + \alpha_V \cdot z}{3} + 0,00135\left(1+1,5\frac{h}{L_V}\right) + \frac{\varepsilon_y}{d-d'} \cdot \frac{d_{bL} f_y}{6\sqrt{f_c}} \tag{1.27}$$

Ili istovrijedni izraz [8], [21]:

$$\theta_y = \phi_y \frac{L_V + \alpha_V \cdot z}{3} + 0,0014\left(1+1,5\frac{h}{L_V}\right) + \phi_y \cdot \frac{d_{bL} f_y}{8\sqrt{f_c}} \tag{1.28}$$

$\alpha_v z$	pomak dijagrama vlačnih sila u armaturi zbog momenta savijanja
z	duljina kraka unutarnjih sila koja se uzima jednaka d-d' za grede, stupove ili zidove presjeka T ili s pojačanim krajevima ili 0,8 h za zidove pravokutnog presjeka
$\alpha_V = 1$	ako se očekuje da će na krajnjem presjeku do posmičnog raspucavanja doći prije popuštanja prouzročenog savijanjem; u suprotnom slučaju je $\alpha_V = 0$.
f_y i f_c	naprezanja čelika pri popuštanju i čvrstoća betona
$\varepsilon_y = \frac{f_y}{E_s}$	relativna deformacija armature kod dostizanja granice popuštanja
d i d'	visina do vlačne odnosno tlačne armature
d_{bL}	promjer vlačne armature (srednji)

Propisi [8], [21] daju i pojednostavljeni izraz (1.29) za određivanje sposobnosti zakretanja vlakna koji ovisi o puno manjem broju parametara. Bitan parametar koji se ovdje pojavljuje je parametar duljine plastičnog zgloba L_{pl}.

$$\theta_{um} = \frac{1}{\gamma_{el}}\left[\theta_y + \left(\phi_u - \phi_y\right)\cdot L_{pl}\left(1 - \frac{0.5\cdot L_{pl}}{L_V}\right)\right] \tag{1.29}$$

Gdje su:

θ_y – zaokretanje vlakna u trenutku popuštanja

ϕ_u – najveća zakrivljenost krajnjeg presjeka (mjesto upetosti stupa)

ϕ_y – zakrivljenost u trenutku popuštanja na krajnjem presjeku (mjesto upetosti stupa)

Izraze (1.22)(1.25)(1.29) dana u radovima pojedinih autora te u propisu [8] nužno je kalibrirana na eksperimentalnoj bazi podataka zbog složenog mehanizma deformiranja elemenata nakon dostizanja elastičnih deformacija armirano betonskih elemenata i njihovih dijelova. Dane izraze karakterizira visoka vrijednost koeficijenta varijacije između empirijskog i predviđenog rotacijskog kapacitet.

2.2.4. Faktori povjerenja

Na temelju analogije s normom [8], dostupnim smjernicama za mostove te istraživanja provedenim na hrvatskim lučnim mostovima autori rada [7] daju smjernice za prikladne metode prikupljanja podataka o lučnim mostovima te odabiri faktora povjerenja koji se mogu koristiti za određivanje pojedinih svojstava postojećih materijala potrebnih za analizu konstrukcije u ovisnosti o zahtijevanim razinama znanja. Navedene metode i faktori povjerenja dani su u sljedećoj tablici:

Tablica 1. Faktori povjerenja i metode prikupljanja podataka u ovisnosti o potrebnoj razini znanja za lučne mostove [7]

Razina znanja	Prikupljanje podataka i minimalni zahtjevi pregledavanja i ispitivanja na postojećoj građevini			Faktor povjerenja
	Geometrija	Detalji	Materijali	
	Osi luka i stupova, dimenzije poprečnih presjeka	Količina i raspored uzdužne armature, količina i oblikovanje armature za ovijanje u kritičnim područjima, debljina zaštitnog sloja betona, spojevi između elemenata (luk-stup, stup-rasponska konstrukcija)	Čvrstoća betona, granica popuštanja, granična čvrstoća i granična deformacija čelika	
KL2	Izmjere geometrije na odabranom uzorku lokacija na elementima treba usporediti s raspoloživim glavnim nacrtima iz izvorne dokumentacije o mostu. Ako dokumentacija o mostu ne postoji, treba napraviti potpuni snimak kojim će se rekonstruirati geometrija i dimenzije mosta.	Provjeriti podudaranja između stvarnih detalja na 20 % najkritičnijih poprečnih presjeka konstrukcije i dostupnih nepotpunih izvedbenih nacrta konstrukcije. Ako dokumentacija o mostu ne postoji, treba pregledati 40 % najkritičnijih poprečnih presjeka konstrukcije.	Nadopuniti podatke o svojstvima materijala dobivene iz izvornih projekata ili izvještaja o ispitivanjima ili propisa koji su primjenjivani u doba izgradnje s ispitivanjima u 20 % najkritičnijih poprečnih presjeka postojeće konstrukcije. Ako projekt mosta ili izvještaji o provedenim ispitivanjima ne postoje, treba na 40 % najkritičnijih poprečnih presjeka postojeće konstrukcije provesti ispitivanja svojstava materijala.	1,2
KL3		Provjeriti podudaranja između stvarnih detalja na 20 % najkritičnijih poprečnih presjeka konstrukcije i sveobuhvatnih izvedbenih nacrta konstrukcije. Ako dokumentacija o mostu ne postoji, treba pregledati 60 % najkritičnijih poprečnih presjeka konstrukcije.	Nadopuniti podatke o svojstvima materijala dobivene iz prethodnih izvještaja o ispitivanjima s ispitivanjima u 20 % najkritičnijih poprečnih presjeka postojeće konstrukcije. Ako izvještaji o provedenim ispitivanjima ne postoje, treba na 60 % najkritičnijih poprečnih presjeka postojeće konstrukcije provesti ispitivanja svojstava materijala.	1,0
Napomene	Najkritičniji poprečni presjeci, na temelju seizmičkog ocjenjivanja postojećih lučnih mostova koje je provedeno u sklopu istraživanja, jesu neposredno uz petu luka, u tjemenu luka, u četvrtini raspona luka te poprečni presjeci na oba kraja stupova koji se protežu na duljini od jedne dvadesetine do jedne desetine ukupne visine stupa. Dodatno se najkritičnijim poprečnim presjecima smatraju oni na kojima su u sklopu vizualnog pregleda uočena oštećenja. Metode ispitivanja ovisit će o osiguranim raspoloživim troškovima (ultrazvučni uređaji, uklanjanje zaštitnog sloja betona). Nerazorne metode ispitivanja (sklerometrom) treba kombinirati s razornim metodama (vađenje betonskih jezgri i uzoraka armature).			

2.2.5. Problematika plastičnog zgloba kroz norme te istraživanja različitih autora uz uvođenje empirijskog pristupa

U normi [8] su dana dva izraza za proračun duljine plastičnih zglobova ovijenih armirano betonskih elemenata bez preklapanja uzdužne armature u području plastičnog zgloba čija primjena ovisi o načinu proračuna najveće zakrivljenosti krajnjeg presjeka, odnosno kako je u obzir uzeto poboljšanje zbog ovijanja na sposobnost čvrstoće i deformiranja betona.

Tlačna čvrstoća ovijenog betona prema [22]:

$$f_{ck,c} = f_{ck}\left(1,0+5,0\cdot\frac{\sigma_2}{f_{ck}}\right) za\ \sigma_2 \le 0,05\ f_{ck}$$
$$f_{ck,c} = f_{ck}\left(1,125+2,5\cdot\frac{\sigma_2}{f_{ck}}\right) za\ \sigma_2 > 0,05\ f_{ck} \quad (1.30)$$

$$\varepsilon_{c2,c} = \varepsilon_{c2}\left(\frac{f_{ck,c}}{f_{ck}}\right)^2$$
$$\varepsilon_{cu2,c} = \varepsilon_{cu2} + \frac{0,2\cdot\sigma_2}{f_{ck}} \quad (1.31)$$

$$\sigma_2 = \alpha\cdot\rho_{sx}\cdot f_{yw} \quad (1.32)$$

Ako je uzet model ovijanja prema normi [22] te proračunata tlačna čvrstoća ovijenog betona prema izrazima (1.30), duljina plastičnog zgloba možemo izračunati prema:

$$L_{pl} = 0.1\cdot L_v + 0.17\cdot h + 0.24\frac{d_{bL}\cdot f_y\,(MPa)}{f_c^{0.5}\,(MPa)} \quad (1.33)$$

Ako je čvrstoća ovijenog betona određena izrazom [8], [21]:

$$f_{cc} = f_c\left[1+3,7\left(\frac{\alpha\cdot\rho_{sx}\cdot f_{yw}}{f_c}\right)^{0,86}\right] \quad (1.34)$$

Deformacija pri kojoj dolazi do povećanja čvrstoće f_{cc} u odnosu na deformaciju ε_{c2} neovijenog betona računa se prema:

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c2}\left[1+5\left(\frac{f_{cc}}{f_c}-1\right)\right] \quad (1.35)$$

Najveća deformacija rubnog vlakna tlačnog područja jednaka je:

$$\varepsilon_{cu} = 0,004+0,5\frac{\alpha\cdot\rho_{sx}\cdot f_{yw}}{f_{cc}} \quad (1.36)$$

Iz dobivene tlačne čvrstoće ovijenog betona dobivene prema poboljšanom modelu ovijanja u kojem je granična zakrivljenost krajnjeg presjeka Φ_u opisana poboljšanim modelom pod cikličkim opterećenjem na način da je čvrstoća betona definirana sa izrazom (1.34) može se izračunati duljina plastičnog zgloba:

$$L_{pl} = \frac{L_v}{30} + 0.2 \cdot h + 0.11 \frac{d_{bL} \cdot f_y\left(MPa\right)}{f_c^{0.5}\left(MPa\right)} \tag{1.37}$$

gdje je h visina presjeka a d_{bL} promjer vlačne armature (srednji).

Plastičnim zglobom armirano betonskog elementa smatramo područje elemenata gdje dolazi do popuštanja armature i raspucavanja betona. **Duljina plastičnog zgloba je duljina na kojoj se pretpostavlja konstantna vrijednost granične zakrivljenosti uključujući doprinose savijanja, posmika i rotacije krajnjeg presjeka ukupnoj rotacijskoj sposobnosti zakretanja vlakna.** Duljina plastičnog zgloba ne može se temeljiti samo na čistom mehaničkom pristupu. Mehanički pristup sadrži fleksijsku deformabilnost i ne poznaje druge mehanizme kao što su deformabilnost od posmika i proklizavanje šipki uzdužne armature iz područja sidrenja. **Ovi mehanizmi mogu doprinijeti ukupnoj deformabilnosti elemenata 30 - 40 %**. Empirijski pristup koji nadopunjuje mehanički i uzima u obzir navedene utjecaje, dao je za rezultat dobro poklapanje s eksperimentalnim rezultatima[1].

Primjenom ovakvog pristupa, rotacijski kapacitet elementa možemo iskazati prema sljedećem izrazu:

$$\theta_{um} = \theta_y + \left(\phi_u - \phi_y\right) \cdot L_{pl} \tag{1.38}$$

Gdje se L_{pl} sastoji od tri mehanizma deformacije koja su redom savojna deformacija, posmična deformacija i deformacija od utjecaja proklizavanja šipke iz područja sidrenja i dana je prema sljedećem izrazu:

$$L_{pl} = L_{pl,\,flex} + L_{pl,shear} + L_{pl,slip} \tag{1.39}$$

Budući da za dane izraze nigdje nije navedeno na koje se oblike presjeka oni odnose a sam propis je prvenstveno namijenjen za ocjenu potresne otpornosti zgrada, za pretpostavit je da su oni primjenjivi na tipične presjeke u visokogradnji. Uglavnom tu spadaju stupovi kvadratnog, pravokutnog, kružnog te pravilnih poligonalnih presjeka, puni ili šuplji te pravokutni i T presjeci zidova. Za konkretniji odgovor o primjenjivosti ovih izraza potrebno je istražit nastanak istih. U nastavku je dan pregled otkrića nekoliko istraživača koji su se bavili problemom rotacijskog kapaciteta konstrukcijskih elemenata.

U građenju mostova često nailazimo na oblike konstrukcijskih elemenata (prvenstveno stupova) koji svojim oblikom odstupaju od nekih standardnih oblika. Autori rada [7] za analizu zakrivljenosti elemenata s netipičnim poprečnim presjecima predlažu konzervativnu aproksimaciju sa pravokutnima. Primjena ove aproksimacije, kao i moguća poboljšanja bit će predmet istraživanja ovog rada.

2.2.5.1. Baker: postavljanje temelja istraživanjima

Do danas je napravljen veliki broj istraživanja o ponašanju stupova u području plastičnih zglobova. Među njima svakako je važno spomenuti rad A.L.L. Baker (1956) [23] koji je postavio temelje svim ostalim istraživanjima. Izraze koje je on postavio za određivanje duljine plastičnog zgloba ukazuju na to da su duljina posmičnog raspona (duljina do točke infleksije) i visina presjeka h glavni parametri koji utječu na visinu i ponašanje u području plastičnih zglobova dok je izraz za rotaciju krajnjeg presjeka proporcionalan promjeru i granici popuštanja šipki uzdužne armature.

Promatrani su sljedeći parametri:

- Čvrstoća betona
- Granica popuštanja i količina vlačne armature
- Količina tlačne armature
- Vrsta opterećenja poprečnog opterećenja
- Aksijalno opterećenje

Ove formulacije uglavnom se zasnivaju na eksperimentalnim testiranjima grednih elemenata [24].

$$L_{pl} = k_1 k_2 k_3 \left(L_V / h\right)^{1/4} \cdot h \tag{1.40}$$

gdje je:

$k_1 = 0,7 \;\; za\, mekan\, čelik$

$k_1 = 0,9 \;\; za\, hladno\, obrađen\, čelik$

$k_2 = \left(1 + 0,5 \dfrac{P}{P_u}\right)$

P_u - granična tlačna sila bez savijanja

P - granična tlačna sila sa savijanjem

$k_3 = 0,6 \;\; za\, \sigma_u = 41,3\, N / mm^2$

$k_3 = 0,9 \;\; za\; \sigma_u = 13,8\, N / mm^2$

Ostale vrijednosti mogu se dobiti pomoću linearne interpolacije.

Zakrivljenost presjeka je iskazana preko sljedećih izraza:

Ako postoji vlak:

$$\phi_u = \frac{\varepsilon_{cu} - \varepsilon_{cy}}{x_u} L_{pl} \tag{1.41}$$

Bez vlaka:

$$\phi_u = \frac{\varepsilon_{cu} - \varepsilon_{cy}}{h} L_{pl} \tag{1.42}$$

gdje je:

ε_{cu} - relativna deformacija betona kod dostizanja graničnog stanja nosivosti

ε_{cy} - relativna deformacija betona kod dostizanja granice popuštanja

x_u - visina neutralne osi za granično stanje sloma

h - efektivna visina presjeka

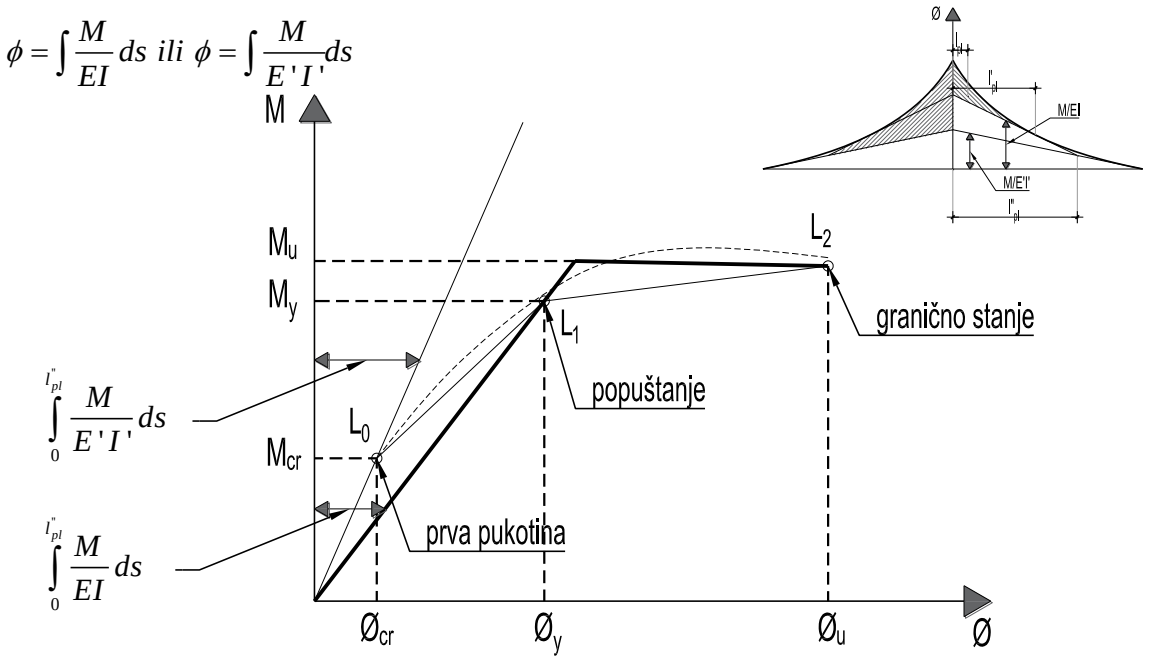
Duljine plastičnih zglobova prema [23] kreću se od 0.4h – 2.4h za pojedine omjere L_V/h. Parametar L_V/h se koristi kako bi se uvela razina utjecaja momenta savijanja.

Isti autor kasnije pojednostavljuje izraz (1.40) prema sljedećem:

$$L_{pl} = 0,8k_1k_3\left(\frac{L_V}{h}\right)x_u \tag{1.43}$$

gdje je c visina neutralne osi kod sloma.

U radu [23] dan je i prikaz odnosa momenta savijanja i rotacije presjeka preko bi-linearnog i tri-linearnog dijagrama. Za izvod dijagrama korištene su sljedeći pretpostavke: odnos naprezanja i deformacija je paraboličan; Raspodjela deformacija po presjeku je linearna. U nastavku je dan prikaz dijagrama.



Slika 5. Dijagram odnos momenta i zakrivljenosti presjeka dan kroz dvije ili tri točke -reproducirano prema [23]

2.2.5.2. Veradame i suradnici: nužnost prikupljanja eksperimentalnih podataka i učinci glatke armature i razine uzdužne sile

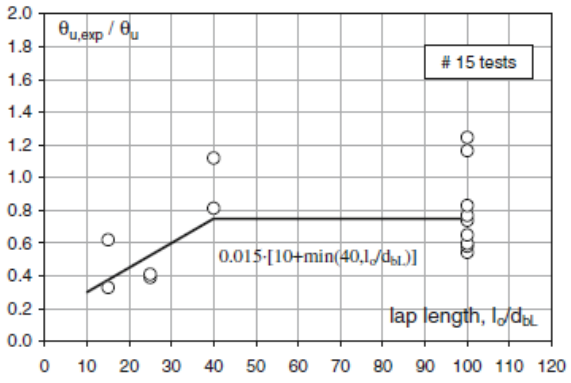
Procjena poslije elastičnog deformacijskog kapaciteta ab elemenata može se temeljiti samo na eksperimentalnim podacima [24]. U radu je posebna pozornost posvećena kalibraciji

korekcijskih koeficijenata koji se primjenjuju na procjenu krajnjeg rotacijskog kapaciteta neovijenih elemenata, s naglaskom na armiranje glatkom armaturom. **Mala razina prionjivosti između armature i betona direktno utječe na tri glavna mehanizma deformacije: savijanje, posmik i rotaciju krajnjeg presjeka.** Ispitivanja su pokazala da prijenos sila između armature i betona ima značajan utjecaj na deformaciju uzrokovanu rotacijom krajnjeg presjeka. **Razina prionjivosti utječe i na razvoj pukotina uzduž elementa. Manja prionjivost rezultira pojavom manjeg broja širih pukotina po elementu.**

Eksperimentalni rezultati dani u radu [24] **ukazuju na činjenicu da je rotacijski kapacitet elemenata s glatkom armaturom veći od istih takvih s rebrastom armaturom.** Razlike su u prosjeku do 35 %. Autori ovog rada smatraju da visokom deformacijskom kapacitetu elemenata s glatkom armaturom uvelike pridonosi mehanizam rotacije upetog kraja elemenata uzrokovan klizanjem šipke armature na kontaktu s betonom. To klizanje uzrokuje stalne deformacije betonskih elemenata. Također ističu da posebnu pozornost treba posvetiti pokazateljima koji utječu na deformacijske kapacitete ovih elemenata te visokim nesigurnostima u procjeni rezultata a posljedica su vrlo malog broja testiranja provedenih na ovakvom tipu uzoraka. **Na osnovi ovih činjenica predlažu proširenje eksperimentalne baze s bitnim pokazateljima ovakvih elemenata kako bi se kalibrirali korekcijski koeficijenti koji bi bili primjenjivi na regresijske izraze dosadašnjih istraživanja i na taj način proširi primjenu istih.** U radu je dana teoretska pozadina izraza danih u propisima za dimenzioniranje postojećih zgrada [8] kao i pregled literature koja je dovela do navedenih izraza. U sljedećoj tablici dani su korekcijski faktori za elemente koji nemaju razradu detalja načinjenu za potresnu otpornost. Prije spomenuti propisi [8], [21] daju korekcijske faktore za elemente s glatkom armaturom gdje prije dani faktori u sebi već sadrže utjecaj nedostatka detalja načinjenih za seizmičku otpornost.

Tablica 2. Korekcijski faktori za elemente koji nemaju razradu detalja načinjenu za potresnu otpornost u ovisnosti o vrsti armature i preklapanju armature u području plastičnog zgloba

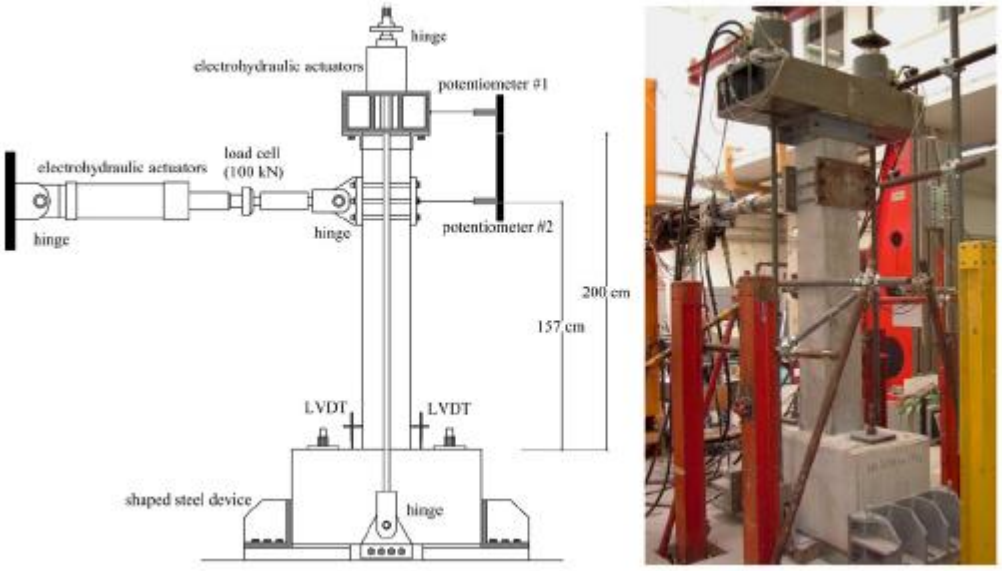
	Bez preklapanja uzdužnih šipki armature (rebrasta armatura) θ_{um} i θ_{um}^{pl}	S preklapanjem na duljini plastičnog zgloba (glatka armatura)	
		Ukupan rotacijski kapacitet θ_{um} ×	Plastični dio rotacijskog kapaciteta θ_{um}^{pl} ×
Panagiotakos et al. (2002); CEB-FIB (2003)	×0,85		
Biskins & Fardis (2004); CEN (2005)	×0,825	$0,0025\left(180+\min\left(50;l_0/d_{bL}\right)\right)\cdot\left(1-l_0/L_V\right)$	$0,0035\left(60+\min\left(50;l_0/d_{bL}\right)\right)\cdot\left(1-l_0/L_V\right)$
Fardis (2006)		$0,015\left(10+\min\left(40;l_0/d_{bL}\right)\right)$	
CEN (2009)	/1,2	$0,019\left(10+\min\left(40;l_0/d_{bL}\right)\right)$	$0,019\min\left(40;l_0/d_{bL}\right)$
Verdeme et. al. (2010)		Monotono i cikličko opterećenje: $0,020\cdot\min\left(45;l_0/d_{bL}\right)$ Cikličko opterećenje: $0,020\cdot\min\left(50;l_0/d_{bL}\right)$	



n Test	Reference	Loading	l_o/d_{bL}	$\theta_{u,exp}/\theta_u$
1	Fardis (2006)	Cyclic	15	0.33
2		Cyclic	15	0.62
3		Cyclic	25	0.39
4		Cyclic	25	0.41
5		Cyclic	100	0.58
6		Cyclic	100	0.60
7		Cyclic	100	0.54
8		Cyclic	100	0.74
9		Cyclic	100	0.83
10		Cyclic	100	1.25
11		Cyclic	40	1.26
12		Cyclic	40	0.83
13		Cyclic	100	1.21
14		Cyclic	100	1.13
15		Cyclic	100	0.81

Slika 6. Rezultati ispitivanja 15 ciklički opterećenih stupova s različitim duljinama preklapanja u području plastičnih zglobova [24]

Autori rada [24] svoje su rezultate ispitivanja prikazali kroz dvije faze. U prvoj fazi napravljeno je ispitivanje 6 monotono i 6 ciklički opterećenih elemenata, kvadratnog poprečnog presjeka (dimenzija 30×30 cm), za različite vrijednosti uzdužne sile. **Ispitivanja su pokazala da na veličinu rotacijskog kapaciteta značajno utječe razina primijenjene uzdužne sile**[24]**.** Značajna pažnja posvećena je nastavljanju armature u području plastičnih zglobova, pa su tako ispitivani elementi bez nastavljanja armature u području plastičnih zglobova i elementi s duljinom preklapanja l_o jednakoj 40 promjera d_{bL} uzdužne armature. Omjer $l_o/d_{bL}=100$ predstavlja šipke bez preklapanja.



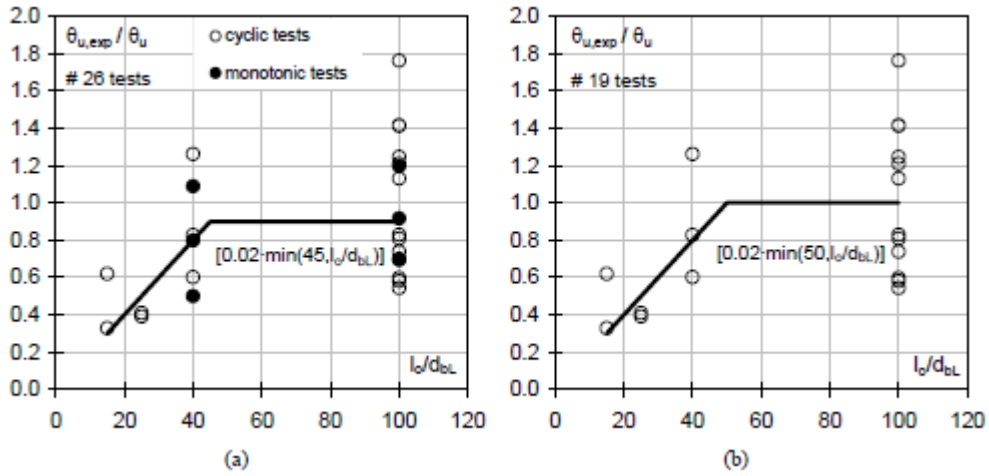
Slika 7. Postavke eksperimenta[25]

Druga faza ispitivanja je usmjerena na odnose rotacijskog kapaciteta i deformacijske mehanizme elemenata s glatkom i rebrastom armaturom. Rezultati su prikazani u sljedećoj tablici.

Tablica 3 Geometrijske i mehaničke karakteristike ispitanih elemenata[24]–[26]

Broj eksp.	Ref.	B [mm]	L_V/h	Bezdimenzijska vrijednost uzdužne sile ν	Vrsta armature	Vrsta opterećenja	$\theta_{u,exp}$ [%]
1	Verdeme et al. (2008)	300	5,23	0,12	glatka	cikličko	6,23
2		300	5,23	0,12	glatka	cikličko	5,82
3		300	5,23	0,12	glatka	cikličko	6,49
4		300	5,23	0,24	glatka	cikličko	3,72
5		300	5,23	0,24	glatka	cikličko	3,81
6		300	5,23	0,24	glatka	cikličko	2,77
7		300	5,23	0,12	glatka	monotono	7,9
8		300	5,23	0,12	glatka	monotono	7,4
9		300	5,23	0,12	glatka	monotono	11
10		300	5,23	0,12	glatka	monotono	9,4
11		300	5,23	0,24	glatka	monotono	7,87
12		300	5,23	0,24	glatka	monotono	4,97
13	Di Ludovico et al. (2010)	300	5,00	0,20	glatka	monotono	8,53
14		300	5,00	0,20	glatka	cikličko	5,43
15		300	3,00	0,10	glatka	cikličko	5,27
16		500	5,00	0,10	glatka	cikličko	6,23
17		300	5,00	0,20	rebrasta	monotono	6,86
18		300	5,00	0,20	rebrasta	cikličko	3,87
19		300	3,00	0,10	rebrasta	cikličko	3,65
20		500	5,00	0,10	rebrasta	cikličko	4,66

Dani su koeficijenti za korekciju ukupnog rotacijskog kapaciteta monotono i ciklički te samo ciklički opterećenih elemenata s glatkom armaturom u ovisnosti o duljini preklapanja uzdužne armature u području plastičnih zglobova.



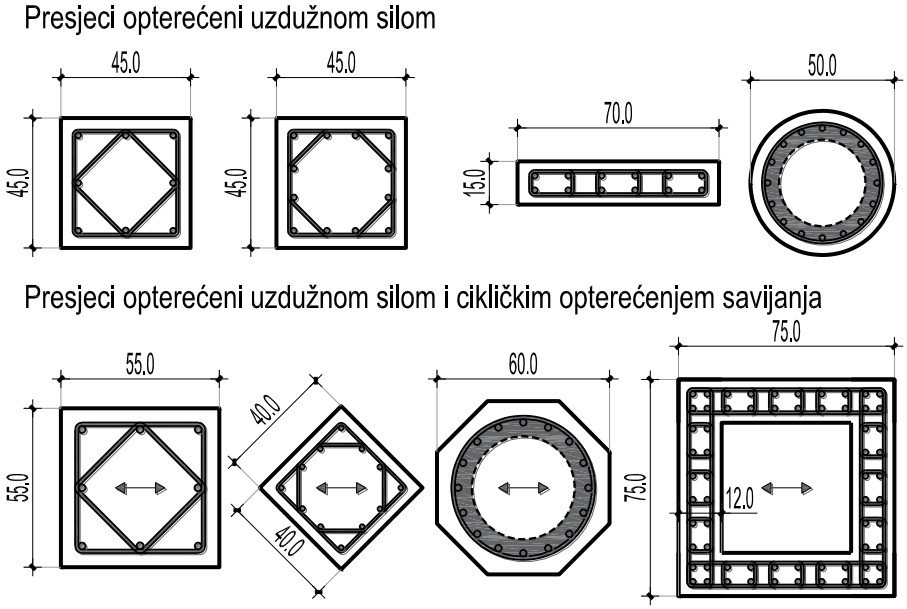
Slika 8. Korekcijski faktori za ukupan rotacijski kapacitet u ovisnosti o duljini preklapanja armature u zoni plastičnog zgloba: lijevo: za monotono i cikličko opterećenje; desno: za cikličko opterećenje

$$k = 0.020 \cdot \min\left(45, l_o / d_{bL}\right) \tag{1.44}$$

$$k = 0.020 \cdot \min\left(50, l_o / d_{bL}\right) \tag{1.45}$$

2.2.5.3. Pristley i suradnici: učinci detaljiranja poprečnog presjeka u plastičnom zglobu

U radu [18] prikazani su rezultati eksperimentalne analize nekoliko različitih poprečnih presjeka stupova pod statičkim i dinamičkim opterećenjem.



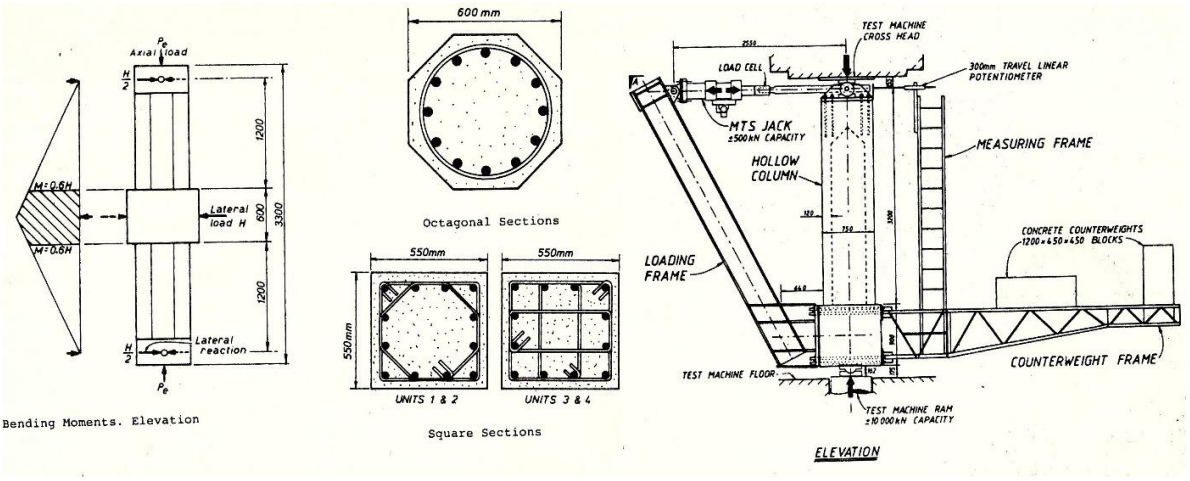
Slika 9. Oblici poprečnih presjeka testiranih u svrhu određivanja duktilnosti

Dana je proračunska metoda za predviđanje savojne krutosti i duktilnosti ovijenih betonskih stupova. Izrazi za duljinu plastičnog zgloba dani u ovom radu ovise o duljini posmičnog raspona te o promjeru šipki uzdužne armature. Istraživanje provedeno u ovom radu provedeno je u dvije faze. Testiranje elemenata na uzdužnu silu kako bi se istražio odnos naprezanja i deformacija ovijenog tlačno opterećenog elementa. Rezultat ovog istraživanja je krivulja odnosa naprezanja i deformacija za ovijeni i neovijeni beton istih karakteristika. Razmatrani su sljedeći parametri: oblik presjeka, količina uzdužne armature, količina i oblikovanje poprečne armature te razina opterećenja.

Kod značajnijih poprečnih deformacija ovijena jezgra se nalazi u stanju troosnih tlačnih naprezanja što rezultira povećanjem uzdužne tlačne čvrstoće te većom duktilnošću elemenata nakon dostizanja maksimalnog naprezanja.

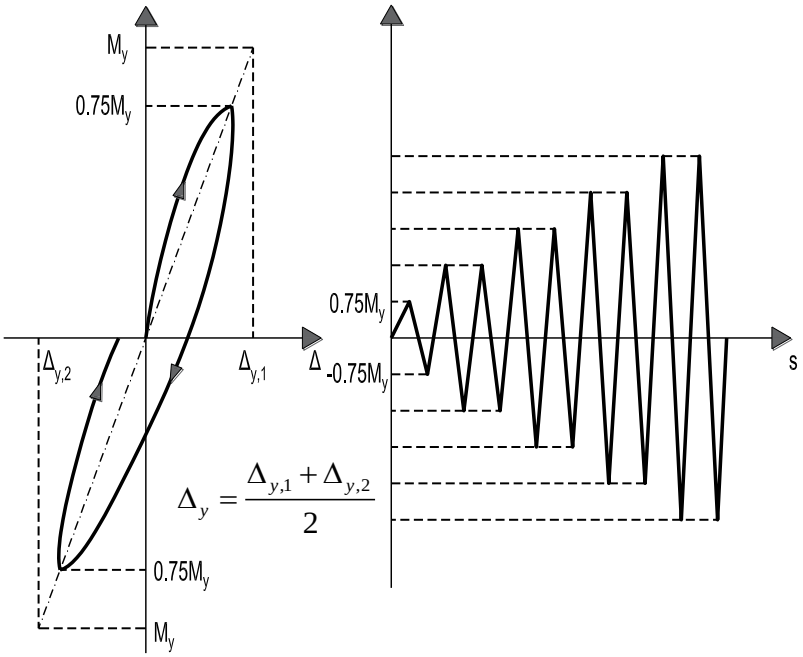
U drugoj fazi testiranja istraživala se savojna krutost i duktilnost elemenata podvrgnutih uzdužnoj sili i savijanju. Svi testirani elementi dimenzionalno su bili prilagođeni uvjetima ispitivanja u laboratoriju (veličini preše, raspoloživom prostoru itd.). **Dodatno su ispitivani stupovi osmerokutnih i pravokutnih presjeka manjih dimenzija kako bi se utvrdio utjecaj omjera visine supa i visine presjeka ili promjera stupa budući da je to važan parametar u procjeni rotacijskog kapaciteta**. Ovisno o obliku i dimenzijama poprečnih presjeka, korištena su dva različita načina ispitivanja uzoraka. Prvi način ispitivanja se odnosi na štapne elemente stupova postavljene između preša kojima se unosi aksijalno opterećenje. Kod unosa horizontalnog opterećenja na jednom i drugom kraju uzorka bili su spriječeni horizontalni pomaci. Unos lateralnog opterećenja se izvodi preko centralnog bloka smještenog u sredini uzorka. Ovakav način ispitivanja korišten je za uzorke manjih dimenzija. Uzorci većih dimenzija ispitivani su drugim načinom. Aksijalno opterećenje u uzorak unošeno je slično kao

i kod prvog načina ali je ovdje horizontalna sila unošena pomoću pistona smještenog na samom vrhu uzorka. Na dnu uzorka se nalazio nepomični zglobni ležaj dok se na vrhu uzorka nalazio zglobno pomičan ležaj u smjeru unosa horizontalnog opterećenja.



Slika 10. Dva načina unosa opterećenja u elemente stupova [18]

Promatrani su sljedeći parametri: omjer visine stupa i visine poprečnog presjeka, razina uzdužne sile, količina i oblik poprečne armature te utjecaj preklapanja uzdužne armature u području plastičnih zglobova. **Uzorci su ispitivani cikličkim opterećenjem. Najprije je proveden jedan ciklus opterećenja s 75% vrijednosti teorijskog momenta savijanja kod dostizanja granice popuštanja. Pomak kod dostizanja granice popuštanja određen je na način da je povučen pravac kroz ishodište te točku dobivenu iz 0.75% vrijednosti momenta i njemu pripadnog pomaka.** Traženi pomak je na mjestu sjecišta dobivenog pravca i teorijskog momenta savijanja pri kojem se doseže granica popuštanja.

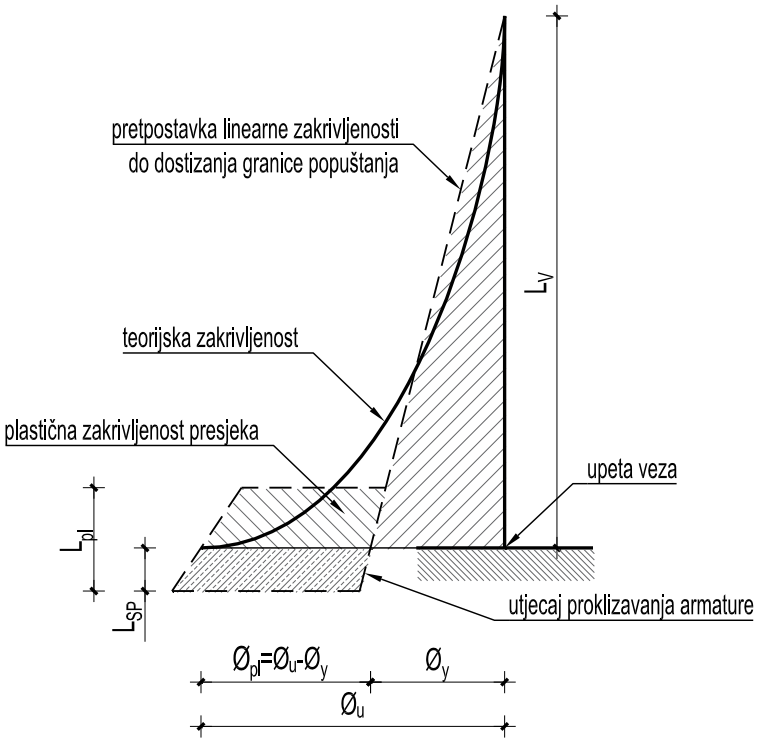


Slika 11. Definiranje eksperimentalnog pomaka kod dostizanja granice popuštanja; Definiranje povećanja ciklusa opterećenja[18]

Daljnje povećanje opterećenja je provođeno u koracima i to po dva ciklusa opterećenja za svaki korak do sloma uzorka. **Veličina aksijalne sile tijekom ispitivanja bila je konstantna, što je zahtijevalo stalne korekcije zbog pada opterećenja uslijed pomaka.**

Iz rezultati ispitivanja danih u radu [18] može se zaključiti da se dužina plastičnog zgloba može uzeti s vrijednošću $L_{pl} = 0,5 \cdot h$, gdje je h visina presjeka u smjeru djelovanja opterećenja. Preklapanje uzdužne armature u području plastičnih zglobova može se jedino izvoditi kada je zahtijevana razina duktilnosti manja od $\mu \leq 0,3$. Preklapanje je bolje izvoditi prema unutrašnjosti ovijene jezgre nego po opsegu jezgre.

Na sljedećoj slici može se vidjeti kako utjecaj proklizavanja šipki iz zone sidrenja utječe na rotacijski kapacitet plastičnog zgloba, odnosno duljinu plastičnog zgloba koja se sastoji od duljine nastale savijanjem elementa i duljine zbog gubitka prionjivosti između betona i armature u području sidrenja.



Slika 12. Prikaz idealizirane i stvarne raspodjele zakrivljenosti presjeka po visini elementa – reproducirano prema[19]

Omjer visine posmičnog raspona i promjera ili visine stupa ispitanih uzoraka prikazanih u radu [18] nalazi se u granicama $2 \le L/D; L/h \le 4$ dok se razina uzdužne sile nalazila u granicama $0,2 \le N/f_c^{'}A_g \le 0,7$. Kod konzolnih stupova opterećenih poprečnom i aksijalnom silom na vrhu stupa prividno dolazi do smanjenja nosivosti na poprečna djelovanja zbog utjecaja $P-\Delta$ efekta. Aksijalna sila na pomaku vrha stupa uslijed poprečnog djelovanja rezultira dodatnim momentom na mjestu upetosti stupa.

U radu [18] je dan izraz za proračun duljine plastičnog zgloba:

$$L_{pl} = 0,08 \cdot L_V + 6 \cdot d_{bL} \tag{1.46}$$

Ovim izrazom je korigiran čisti elasto-plastični pristup predložen prijašnjim istraživanjima. Izraz je dobiven tako da su mjerenjem dobivene vrijednosti plastičnog pomaka i rotacije uvrštene u izraz:

$$\Delta_{pl} = \Delta_u - \Delta_y = \left(\phi_u - \phi_y\right) L_{pl} \left(L - \frac{L_{pl}}{2} \right) \tag{1.47}$$

Dobivene vrijednosti dužine plastičnog zgloba L_{pl} su zatim uvrštene u jednadžbe sljedećih karakteristika:

$$L_{pl} = C_1 L + C_2 d_{bL} + C_3 D \tag{1.48}$$

Iz dobivenih jednadžbi određene su konstante koje predstavljaju udio utjecaja dužine stupa,

L, promjera uzdužne armature, d_{bl}, promjera ili visine presjeka D u duljini plastičnog zgloba. Dana je tablica s vrijednostima eksperimentalnih i predviđenih rezultata izrazom (1.46). Ispitivanja su provođena na stupovima kvadratnog i okruglog presjeka. Dimenzije su dane u tablici.

Tablica 4. Odnosi eksperimentalnih i predviđenih vrijednosti duljine plastičnog zgloba nekoliko istraživača[18]

Istraživač		Odnos visine stupa i visine ili promjera presjeka stupa L_V/D ili L_V/h	Visina presjeka D ili h [mm]	Promjer šipki uzdužne armature [mm]	Duljina plastičnog zgloba L_{pl}		
					Eksperimentalno $L_{pl,exp}$	Predviđeno L_{pl}	$L_{pl,exp}/L_{pl}$
1	Davey et al.	3,50	D=500	13	0,54D	0,44D	1,23
2		5,50	D=500	13	0,58D	0,60D	0,97
3	Munro et al.	5,50	D=500	13	0,45D	0,60D	0,76
4	Ng et al.	4,00	D=250	13	0,58D	0,64D	0,91
5	Gill et al.	2,18	h=550	24	0,44h	0,44h	1,00
6		2,18	h=550	24	0,34h	0,44h	0,77
7		2,18	h=550	24	0,40h	0,44h	0,91
8		2,18	h=550	24	0,50h	0,44h	1,13
9	Potangaroa et al.	2,00	D=600	24	0,35D	0,40D	0,88
10		2,00	D=600	24	0,35D	0,40D	0,88
11		2,00	D=600	24	0,37D	0,40D	0,93
12		2,00	D=600	24	0,42D	0,40D	1,05
13	Ang et al.	4,00	D=400	16	0,54D	0,56D	0,96
14		4,00	D=400	16	0,61D	0,56D	1,09
15		4,00	h=400	16	0,73h	0,56h	1,30
16		4,00	h=400	16	0,55h	0,56h	0,98
17	Mander et al.	4,27	h=750	10	0,37h	0,42h	0,88
18		4,27	h=750	10	0,38h	0,42h	0,90
19		4,27	h=750	10	0,40h	0,42h	0,95
20		4,27	h=750	10	0,41h	0,42h	0,98
						prosjek	0,97

2.2.5.4. Panagiotakos i suradnici: Rotacijski kapacitet i zakrivljenost pri dostizanju granice popuštanja i krajnjeg graničnog stanja, duljina plastičnog zgloba

U radu [27] prikazana je baza više od 1000 rezultata ispitivanja savojne krutosti armirano betonskih elemenata na jednoosno savijanje, sa ili bez aksijalne sile. Dani su izrazi za granični rotacijski kapacitet i deformacije kod dostizanja granice popuštanja armirano betonskih elemenata u ovisnosti o njihovim geometrijskim i mehaničkim karakteristikama. Ovi izrazi se mogu koristiti u dimenzioniranju elemenata novih konstrukcija kao i ocjeni postojećih. **Dani su i izrazi za ocjenu efektivne krutosti armirano betonskih elemenata u raspucanom stanju koja je bitna kod procijene duktilnosti elemenata.** Većina ispitanih uzoraka bili su jednostruki ili dvostruki konzolni elementi stupova. Razmatrani su simetrično armirani pravokutni i kružni presjeci sa ili bez uzdužne sile. Jedna četvrtina ispitivanja sadržavala je

mjerenja zakrivljenosti koja su bila uzrok rotacije krajnjeg presjeka zbog čupanja armature iz sidrenog elementa. **Mjerena je relativna rotacija između presjeka s maksimalnim momentom i presjeka u neposrednoj blizini (ovisno o mogućnostima mjerenja) kako bi se odredila prosječna zakrivljenost presjeka u području plastičnog zgloba na mjestu maksimalnog momenta.** U većem broju ispitivanja mjereni su pomaci (na mjestu nul-točke momentnog dijagrama) koji podijeljeni s udaljenošću od presjeka s maksimalnim momentom daju ocjenu sposobnosti rotacije vlakna plastičnog zgloba. **Ispitivanja su pokazala dobro poklapanje rezultata za vrijednosti zakrivljenosti u trenutku dostizanja granice popuštanja armature, dok su kod granične zakrivljenosti rasipanja rezultata vrlo velika.** Razlog tome je postojanje različitih mehanizama deformacija elemenata nakon dostizanja elastičnih deformacija.

Geometrija ispitivanih modela, količina i raspored armature, klase betona, vrste čelika za armiranje i uzdužna sila su parametri koji su varirani u ovim ispitivanjima.

Tablica 5. Raspon vrijednosti pojedinog parametra korištenih kod eksperimentalnih ispitivanja

Parametar	**Vrijednost pojedinog parametra**
Čvrstoća betona f_{ck} (ispitana na valjcima):	15 – 105 MPa
Normalizirana uzdužna sila $\nu = \frac{N}{A_g \cdot f_{ck}}$:	0 – 0.95
Omjer posmičnog raspona i visine presjeka $\frac{M}{V \cdot h} = \frac{L_V}{h}$:	1.0 – 6.5
Koeficijent armiranja dijagonalnom armaturom ρ_d:	0 – 1.125

Većina uzoraka opterećena je do sloma koji je identificiran s promjenom u odnosu uzdužne sile i deformacije: kod monotonog opterećenja pad uzdužne sile nakon dostizanja maksimuma (za 15%) interpretiran je kao slom; kod cikličkog opterećenja slom je identificiran s redukcijom pomaka krivulje ponovnog opterećenja te promjenom površine histerezne petlje i maksimalne sile u usporedbi s prethodnim ciklusom.

Ako je popustljivost presjeka iskazana preko popuštanja vlačne armature, zakrivljenost presjeka možemo iskazati preko sljedećeg izraza:

$$\phi_y = \frac{f_y}{E_s \cdot \left(1 - k_y\right) \cdot d} \tag{1.49}$$

$$k_y = \left(n^2 \cdot A^2 + 2 \cdot n \cdot B\right)^{\frac{1}{2}} - n \cdot A \tag{1.50}$$

Ako je dosegnuta tlačna čvrstoća betona, zakrivljenost možemo iskazati preko sljedećeg izraza:

$$\phi_y = \frac{\varepsilon_{cy}}{k_y d} \approx \frac{1.8 \cdot f_{ck}}{E_c \cdot k_y \cdot d} \tag{1.51}$$

gdje su:

$$n = \frac{E_s}{E_c} \tag{1.52}$$

Za popuštanje preko armature:

$$\begin{aligned} A &= \rho_1 + \rho_2 + \rho_v + \frac{N}{b \cdot d \cdot f_y} \\ B &= \rho_1 + \rho_2 \cdot \delta' + 0.5 \cdot \rho_v \left(1 + \delta'\right) + \frac{N}{b \cdot d \cdot f_y} \end{aligned} \tag{1.53}$$

Za popuštanje preko tlačne zone:

$$\begin{aligned} A &= \rho_1 + \rho_2 + \rho_v - \frac{N}{\varepsilon_{cy} \cdot E_s \cdot b \cdot d} \approx \rho_1 + \rho_2 + \rho_v - \frac{N}{1.8 \cdot n \cdot b \cdot d \cdot f_{ck}} \\ B &= \rho_1 + \rho_2 \cdot \delta' + 0.5 \cdot \rho_v \left(1 + \delta'\right) \end{aligned} \tag{1.54}$$

ρ_1, ρ_2, ρ_w su koeficijenti armiranja vlačne armature, tlačne armature i armature hrpta, redom.

$\delta' = \frac{d'}{d}$

d' – je udaljenost od težišta tlačne armature do rubnog tlačnog vlakna

b – širina tlačnog područja

N – uzdužna sila (tlak=pozitivna vrijednost)

Manja od prije spomenutih vrijednosti zakrivljenosti presjeka predstavlja zakrivljenost pri popuštanju. Pripadni moment može se izračunati prema sljedećem izrazu:

$$\frac{M_y}{b \cdot d^3} = \phi_y \left\{ \begin{array}{l} E_c \cdot \frac{k_y^2}{2} \left(0.5 \cdot \left(1 + \delta'\right) - \frac{k_y}{3} \right) + \\ \frac{E_s}{2} \left[\left(1 - k_y\right) \cdot \rho_1 + \left(k_y - \delta'\right) \cdot \rho' + \frac{\rho_v}{6} \left(1 - \delta'\right) \right] \left(1 - \delta'\right) \end{array} \right\} \tag{1.55}$$

Dobiveni rezultati uspoređeni su s rezultatima ispitivanja.

2.2.5.4.1. Rotacijski kapacitet u trenutku dostizanja granice popuštanja

U radu je dan jednostavan izraz za rotacijski kapacitet posmičnog raspona kod savijanja u trenutku dostizanja granice popuštanja, koji se sastoji od poznatog izraza doprinosa svijanja, konstantnog dijela deformacije zbog učinka posmika i doprinosa rotacije krajnjeg presjeka proporcionalnog umnošku naprezanja granice popuštanja armature i relativnoj deformaciji armature.

$$\theta_y = \phi_y \cdot \frac{L_V}{3} + 0,0025 + \alpha_{sl} \cdot \frac{0,25 \cdot \varepsilon_y \cdot d_{bL} \cdot f_y}{\left(d - d'\right)\sqrt{f_{ck}}} \tag{1.56}$$

Prvi dio izraza (1.56) odnosi se na rotaciju pri popuštanju uslijed savijanja, drugi dio predstavlja prosječnu vrijednost posmične deformacije pri popuštanju dok treći dio predstavlja rotaciju presjeka na mjestu upetosti uslijed izvlačenja armature iz zone sidrenja.

Prema ispitivanjima prikazanim u ovom radu, nema značajne statističke razlike između eksperimentalnih vrijednosti θ_y i proračunskim vrijednostima $\phi_y \cdot L_V / 3$. Uzrok tome je utjecaj raspucavanja i posmika koji se kao parametar kod ispitivanju modela ili stvarnih elemenata može uzeti kao konstanta (drugi dio izraza).

Rotacija presjeka na mjestu upetosti zbog izvlačenja šipki armature jednaka je duljini nastaloj zbog proklizavanja šipke iz zone sidrenja podijeljenoj s udaljenošću između vlačne i tlačne armature. Pomak nastao zbog proklizavanja proporcionalan je naprezanju prianjanja kod popuštanja vlačne armature $d_{bL} f_y$ i inverzno proporcionalan naprezanju prianjanja $\sqrt{f_{ck}}$. α_{sl} predstavlja parametar koji uvjetuje mogućnost proklizavanja uzdužne armature. ($\alpha_{sl} = 1$ postoji proklizavanje armature, $\alpha_{sl} = 0$ nema mogućnosti proklizavanja armature).

2.2.5.4.2. Efektivna krutost raspucanog presjeka

Nakon definiranja prije navedenih parametara, možemo odrediti efektivnu krutost raspucanog armirano betonskog presjeka pri popuštanju.

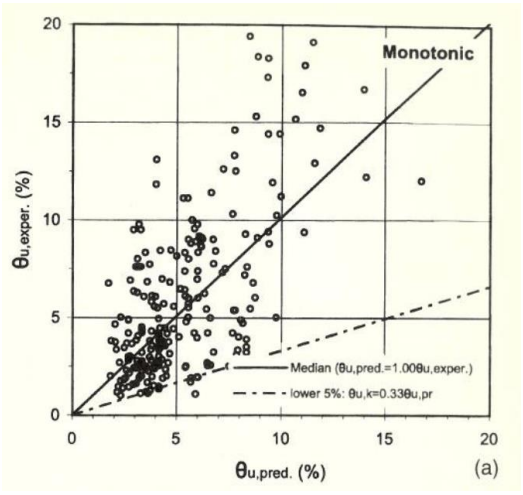
$$EI_{ef} = \frac{M_y \cdot L_V}{3 \cdot \theta_y} \tag{1.57}$$

Efektivna krutost raspucanog presjeka do dostizanja granice popuštanja je u prosjeku 20% vrijednosti neraspucanog presjeka $E_c I_g$ [27].

2.2.5.4.3. Granična vrijednost rotacijskog kapaciteta: empirijski pristup

U radu [27] su dani izrazi za predviđanje granične vrijednosti rotacijskog kapaciteta jezgre i posmika armirano betonskih elemenata u odnosu na njihove geometrijske i materijalne karakteristike, količine i rasporede armature te razine uzdužne i posmične sile. Prikazana su dva pristupa: empirijski pristup baziran na statističkoj analizi; temeljitiji pristup, baziran na zakrivljenosti i konceptu duljine plastičnih zglobova.

Napravljena je linearna regresijska analiza varijable $\log \theta_u$ na kontrolnim varijablama ili njihovim logaritmima bez povezivanja između kontrolnih varijabli, uz pretpostavku da je varijanca raspršivanja $\log \theta_u$ u regresiji neovisna o θ_u. To podrazumijeva da je za određenu predviđenu vrijednost θ_u, koeficijent varijacije stvarne (eksperimentalne) vrijednosti konstantan. U svim provedenim regresijskim analizama, svi parametri su prvotno bili smatrani kontrolnim varijablama, ali su zadržani samo oni koji su se pokazali statistički značajnim za predviđanje θ_u.



Quantity	No. of data	Mean*	Median*	Coefficient of variation, %
$\theta_{u,exp}/\theta_{u,pred.eq.(8)}$	234	1.17	1.01	57
$\theta_{u,exp}/\theta_{u,pred.eq.(9)}$	633	1.05	1.01	41
$\theta_{u,exp}/\theta_{u,pred.eq.(11)}$	875	1.06	1.00	47
$\theta_{u,exp}/\theta_{u,pred.eq.(12)}$	875	1.08	0.99	51
$\phi_{u,exp}/\phi_{u,predMC90}$	261	2.77	2.15	82
$\phi_{u,exp}/\phi_{u,pred.eq.(21)}$	261	0.94	0.64	91
$\phi_{u,exp}/\phi_{u,pred.eq.(22),(23)}$	261	1.26	1.00	70
$\theta_{u,exp}/\theta_{u,pred.eq.(13)-(20),(22)-(24)}$	633	1.23	0.99	83
$\theta_{u,exp}/\theta_{u,pred.eq.(13)-(20),(22),(23),(25)}$	242	1.37	1.01	94
$\theta_{u,exp}/\theta_{u,pred.eq.(13)-(20),(22),(23),Ref.11}$	875	1.53	1.20	87

Slika 13. Baza podataka korištena za linearnu regresijsku analizu [27]

Granična vrijednost rotacije jezgre ili posmika θ_u za **<u>monotono opterećenje</u>** [27]:

$$\theta_{um,mon}(\%) = \alpha_{st,mon}\left(1+\frac{a_{sl}}{8}\right)\left(0.15^{\nu}\right)\left(\frac{\max\left(0.01,\frac{\rho_2\cdot f_{y2}}{f_{ck}}\right)}{\max\left(0.01,\frac{\rho_1\cdot f_{y1}}{f_{ck}}\right)}\cdot\frac{L_V}{h}\cdot f_{ck}\right)^{0.425} \tag{1.58}$$

$L_V/h = M/V\cdot h -$ odnos posmičnog raspona i visine presjeka na mjestu maksimalnog momenta

$\rho_1, \rho_2 -$ koeficijenti armiranja vlačnom i tlačnom uzdužnom armaturom

$f_{y1,}\ f_{y2} -$ granica popuštanja vlačne i tlačne armature

$f_{ck} -$ jedno osna čvrstoća betona ispitana na valjcima

$\nu = \dfrac{N}{A_c\cdot f_{ck}}$ normalizirana uzdužna sila (pozitivna vrijednost za tlak)

$\alpha_{st,mon} -$ koeficijenti ovisni o vrsti čelika za monotono opterećenje

$\alpha_{sl} -$ koeficijent ovisan o prisutnosti klizanja armature iz sidrene zone, $\alpha_{sl} = 1.0$ ako je prisutno klizanje, u suprotnom iznosi 0.

Granična vrijednost rotacije jezgre ili posmika θ_u za **<u>cikličko opterećenje</u>**[27]:

$$\theta_{um,cyc}(\%) = \alpha_{st,cyc}\left(1+\frac{a_{sl}}{2}\right)\left(1-0.4\cdot a_{w,r}\right)\cdot\left(0.2^{\nu}\right)\cdot\left(f_{ck}\right)^{0.175}\left(\frac{L_V}{h}\right)^{0.4}\cdot$$
$$\cdot 1.1^{\left(100\cdot\alpha\cdot\rho_{sx}\cdot\frac{f_{yw}}{f_{ck}}\right)}\cdot\left(1.3^{100\cdot\rho_d}\right) \tag{1.59}$$

$\alpha_{st,cyc}$ - koeficijenti ovisni o vrsti čelika za <u>cikličko opterećenje</u>

α - koeficijent ovijenosti elementa dan prema (1.116)

$\rho_w = A_{sw}/(b_w \cdot s)$ - koeficijent armiranja poprečnom armaturom

f_{yw} - granica popuštanja poprečne armature

ρ_d - koeficijent armiranja dijagonalnom armaturom

$\alpha_{w,r}$ - koeficijent koji uključuje ili isključuje primjenu izraza na posmične zidove (za $\alpha_{wall} = 1.0$ izraz je primjenjiv za posmične zidove dok je za $\alpha_{wall} = 0$ izraz primjenjiv za grede i stupove).

Dan je i izraz koji objedinjuje monotono i cikličko opterećenje[27]:

$$\theta_{um}(\%) = \alpha_{st} \cdot \alpha_{cyc}\left(1+\frac{a_{sl}}{2.3}\right)\left(1-\frac{a_{w,r}}{3}\right)\cdot\left(0.2^{\nu}\right)\cdot\left(\frac{\max\left(0.01,\frac{\rho_2 \cdot f_{y2}}{f_c^{'}}\right)}{\max\left(0.01,\frac{\rho \cdot f_{y1}}{f_{ck}}\right)}\cdot f_{ck}\right)^{0.275} \quad (1.60)$$

$$\left(\frac{L_v}{h}\right)^{0.45}\cdot 1.1^{\left(100\cdot\alpha\cdot\rho_{sw}\cdot\frac{f_{yw}}{f_{ck}}\right)}\cdot\left(1.3^{100\cdot\rho_d}\right)$$

$\alpha_{st}-$ koeficijent ovisan o vrsti čelika

$\alpha_{cyc}-$ binarni koeficijent ovisan o vrsti opterećenja ($\alpha_{cyc} = 1.0$ za monotono opterećenje; $\alpha_{cyc} = 0.6$ za cikličko opterećenje.

Ispitivanja namijenjena za istraživanje zakrivljenosti kod dostizanja granice popuštanja i krajnje čvrstoće korištena su za kalibraciju empirijskih izraza za duljine plastičnih zglobova elemenata pri graničnim deformacijama. **Dana je veza između duljine plastičnog zgloba kod monotonog i cikličkog opterećenja koja pokazuje da je duljina plastičnog zgloba kod monotonog opterećenja 50% veća nego kod cikličkog opterećenja.** Prikazana je kombinacija rezultata monotonog i cikličkog opterećenja za različite tipove elemenata (grede, stupove, zidove te dijagonalno armirane elemente) u jedinstvenoj bazi podataka zbog toga što baze po grupama elemenata ne daju dovoljan broj podataka za kalibriranje neovisnog empirijskog izraza. Također su istaknuti bitni parametri koji utječu na deformabilnost elemenata. Ističe se da je korištenje hladno oblikovane armature umanjuje duktilnost skoro za pola vrijednosti, dok **današnje karakteristike reduciraju deformabilnost elemenata 15-20% u odnosu na duktilnu armaturu tradicionalno korištenu u seizmičkim područjima. Izvlačenje armature iz zone sidrenja povećava prosječnu deformabilnost za 40%, pogotovo kod primjene cikličkog opterećenja.** Između geometrijskih i mehaničkih karakteristika elemenata i njihove armature, posmični raspon ima najveći doprinos u izrazu za deformacijski kapacitet elementa. Iza toga slijedi odnos tlačne i vlačne armature te tlačna čvrstoća betonskog elementa dok utjecaj ovijenosti betona ima najmanji utjecaj. Deformacijski kapacitet umanjuje se gotovo linearno pod utjecajem aksijalne sile[27].

2.2.5.4.4. Granična vrijednost rotacijskog kapaciteta: mehanički pristup i duljina plastičnog zgloba

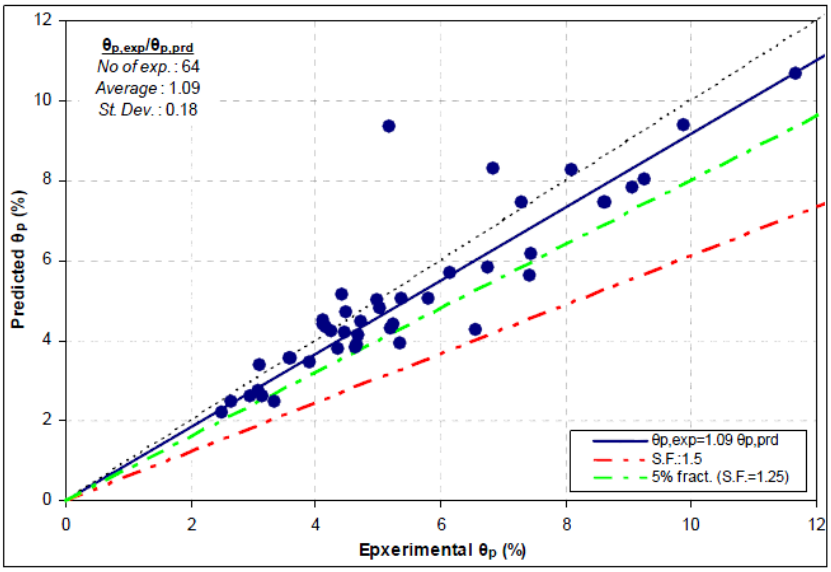
Uobičajeni prikaz graničnog pomaka ili rotacijskog kapaciteta na temelju čistog savijanja dan je kroz koncept plastičnih zglobova i duljine plastičnih zglobova L_{pl} u kojima se smatra da je cjelokupna neelastičnost posmičnog raspona skupljena i ravnomjerno raspodijeljena (Slika 12). Ovakav pristup nazivamo **mehanički pristup** koji se bazira na hipotezi linearne raspodjele deformacija po presjeku (hipoteze ravnih presjeka). Utjecaj proklizavanja i očvršćivanja armature te posmika se uzima kroz prije spomenuti parametar duljine plastičnog zgloba.

$$\theta_{um} = \phi_y \frac{L_V}{3} + \left(\phi_u - \phi_y\right) L_{pl} \left(1 - \frac{0.5 L_{pl}}{L_V}\right) \tag{1.61}$$

Gdje je L_{pl} duljina plastičnog zgloba iskazana kao linearna funkcija posmičnog raspona L_V (utjecaj savijana) i umnoška $f_y d_{bl}$ (utjecaj rotacije krajnjeg presjeka).

$$L_{pl} = \alpha L_V + \beta \left(f_y d_{bL} \right) \tag{1.62}$$

Koeficijenti $\alpha \, i \, \beta$ dobiveni su pomoću **regresijske analize eksperimentalnih rezultata** ciklički opterećenih modela.



Slika 14. Primjer usporedbe predviđenih i eksperimentalnih vrijednosti plastičnog rotacijskog kapaciteta [28]

Prednosti ovog izraza su u tome što on predstavlja mehanički i fizikalni model te se vrijednosti zakrivljenosti $\phi_{y,} \phi_u$ mogu izraziti iz karakteristika poprečnog presjeka, odnosno primjenom hipoteze ravnih poprečnih presjeka. Utjecaji posmika, prokliznuća prianjanja i vlačnog očvršćivanja uzimaju se u obzir kroz parametar duljine plastičnog zgloba. Granična zakrivljenost ϕ_u analizira se za ovijeni betonski presjek te presjek s odvojenim zaštitnim slojem betona.

Dani su izrazi za slom plastičnog zgloba preko vlačne armature i slom preko betona u tlačnom području. U ovisnosti o ovijenosti tlačne zone poprečnom armaturom možemo promatrati dva stanja presjeka: prvo stanje predstavlja aktivan cijeli presjek, dok drugo stanje predstavlja ovijenu jezgru presjeka nakon odvajanja neovijenog zaštitnog sloja betona. Ovdje se postavlja pitanje ponašanja elemenata koji nemaju razradu detalja načinjenu za seizmičku otpornost u području formiranja plastičnog zgloba, odnosno dali se u tim elementima također formira neki vid jezgre presjeka ovijene postojećom posmičnom armaturom ili dolazi do drobljenja cijelog presjeka.

Za slom preko armature [27], zakrivljenost presjeka se može izraziti preko:

$$\phi_{su} = \frac{\varepsilon_{su}}{(1-k_{su})\cdot d} \tag{1.63}$$

Za slom preko betona, zakrivljenost presjeka se može izraziti preko:

$$\phi_{cu} = \frac{\varepsilon_{cu}}{k_{cu}\cdot d} \tag{1.64}$$

Parametri $k_{su}\, i\, k_{cu}$ predstavljaju normaliziranu visinu tlačnog područja kod sloma preko armature i sloma preko betona. $\varepsilon_{su}\, i\, \varepsilon_{cu}$ su deformacije pri slomu armature i slomu neovijenog betona.

$$k_{su} = \frac{(1-\delta')\left(\frac{N}{bdf_{ck}} + \frac{\rho_1 f_t}{f_{ck}} - \frac{\rho_2 f_{y2}}{f_c^{'}} + \frac{\varepsilon_{c2}}{3\varepsilon_{su}}\right) + \left(\frac{1+\delta'}{2}\right)\frac{\rho_v\left(f_{y1}+f_t\right)}{f_{ck}}}{(1-\delta')\left(1+\frac{\varepsilon_{c2}}{3\varepsilon_{su}}\right) + \frac{\rho_v\left(f_{y1}+f_t\right)}{f_{ck}}} \tag{1.65}$$

$f_t -$ vlačna čvrstoća čelika za armiranje

$$k_{cu} = \frac{(1-\delta')\left(\frac{N}{bdf_{ck}} + \frac{\rho_2 f_{y1}}{f_{ck}} - \frac{\rho_2 f_{y2}}{f_{ck}}\right) + (1+\delta')\frac{\rho_v \cdot f_{y1}}{f_{ck}}}{(1-\delta')\left(1+\frac{\varepsilon_{c2}}{3\varepsilon_{su}}\right) + 2\frac{\rho_v \cdot f_{y1}}{f_{ck}}} \tag{1.66}$$

$\varepsilon_{c2} -$ deformacija pri dostizanju maksimalnog naprezanja u betonu (dijagram parabola-pravac)

$\varepsilon_{c,c} -$ deformacija pri kojoj dolazi do tlačnog sloma ovijenog betona

Dani su izrazi za duljinu plastičnih zglobova za cikličko i monotono opterećenje.

Za cikličko opterećenje:

$$L_{pl,cy} = 0.12\cdot L_V + 0.014\cdot a_{sl}\cdot d_{bL}\cdot f_{y1} \tag{1.67}$$

Te za monotono opterećenje:

$$L_{pl,mon} = 1.5 \cdot L_{pl,cy} = 0.18 \cdot L_V + 0.021 \cdot a_{sl} \cdot d_{bL} \cdot f_{y1} \tag{1.68}$$

Teoretski, udio rotacijskog kapaciteta θ_y prouzročen samo savijanjem jednak je odnosu $\phi_y \cdot L_V / 3$. Svaka pukotina ili posmična deformacija povećava veličinu rotacijskog kapaciteta θ_y.

2.2.5.5. Fardis: Nastavak Panagiotakos-ovog istraživanja

2.2.5.5.1. Dodatni utjecaj proklizavanja armature

U radu [28] dani su sljedeći izrazi za rotacijski kapacitet prilikom dostizanja granice popuštanja.

Za grede i pravokutne stupove:

$$\theta_y = \phi_y \frac{L_V + \alpha_V \cdot z}{3} + 0,0013\left(1+1,5\frac{h}{L_V}\right) + \alpha_{sl}\frac{\phi_y \cdot d_{bL} \cdot f_y}{8\sqrt{f_c}} \tag{1.69}$$

Prvi dio izraza je čisto teoretska formulacija koja se uvećava za vrijednost 1,025 ako se radi o gredama ili stupovima. α_v je 0/1 varijabla koja uzima u obzir utjecaj posmika.

$V_{Rc} > V_{My} = M_y / L_V \Rightarrow \alpha_V = 0$
$V_{Rc} \le V_{My} = M_y / L_V \Rightarrow \alpha_V = 1$

$z = d - d_1$ za grede i stupove

$$V_{R,c} = \left\{ \max\left[180\left(100\cdot\rho_1\right)^{1/3}, 35\sqrt{1+\sqrt{\frac{0,2}{d}}}\, f_c^{1/6} \right] \left(1+\sqrt{\frac{0,2}{d}}\right) f_c^{1/3} + 0,15\frac{N}{A_c} \right\} b_w \cdot d \tag{1.70}$$

Drugi dio danih izraza je potpuno empirijska formulacija i dobivena je iz prilagodbe rezultata izmjerenim vrijednostima. Treći dio izraza se odnosi na utjecaj proklizavanja šipki iz zone sidrenja i aktivira se s α_{sl} kao 0/1 varijablom oko nema ili ima proklizavanja.

Prilikom eksperimentalnog ispitivanja zakrivljenost se iskazuje kao relativna rotacija između presjeka s maksimalnim momentom i presjeka u blizini podijeljena s udaljenošću između ta dva presjeka. Rotacija krajnjeg presjeka sadrži i utjecaj proklizavanja šipki iz područja sidrenja armature. Uz poznatu rotaciju dvaju presjeka u blizini krajnjeg presjeka može se ustanoviti koliki je utjecaj proklizavanja armature na rotaciju krajnjeg presjeka[28].

U radu [28] dan je izraz za rotacijski kapacitet kod dostizanja granice popuštanja presjeka s maksimalnim momentom uslijed proklizavanja armature iz područja sidrenja.

$$\theta_{y,slip} = \frac{\phi_y \cdot d_{bL} \cdot f_y}{8\sqrt{f_c}} \tag{1.71}$$

Karakteristike materijala iskazuju se u MPa.

Prema [28], utjecaj rotacije krajnjeg presjeka zbog proklizavanja armature na graničnu vrijednost rotacijskog kapaciteta može se uzeti prema sljedećim izrazima:

- Za monotono opterećenje

$$\theta_{um,slip} = \frac{\phi_u \cdot d_{bL} \cdot f_y}{8\sqrt{f_c}} \tag{1.72}$$

- Za cikličko opterećenje

$$\theta_{um,slip} = \frac{\phi_u \cdot d_{bL} \cdot f_y}{16\sqrt{f_c}} \tag{1.73}$$

gdje je d_{bL} promjer šipki glavne uzdužne armature. Eksperimentalno se ovi izrazi mogu kalibrirati pomoću izraza (1.71) i izmjerenih ili izračunatih vrijednosti.

U radu [28] dan je izraz za ukupni rotacijski kapacitet elemenata, dominantno opterećenih na savijanje uz neelastično ponašanje materijala iskazan preko duljine plastičnog zgloba.

$$\theta_{um} = \theta_y + \alpha_{sl}\left(\theta_{um,slip} - \theta_{y,slip}\right) + \left(\phi_u - \phi_y\right) L_{pl}\left(1 - \frac{L_{pl}}{2 \cdot L_V}\right) \tag{1.74}$$

Prvi dio izraza odnosi se na rotacijski kapacitet do dostizanja granice popuštanja, drugi dio izraza predstavlja plastični dio rotacijskog kapaciteta uslijed rotacije krajnjeg presjeka zbog gubitka prionjivosti, dok se treći dio odnosi na plastičnu deformaciju uslijed savijanja plastičnog zgloba.

Duljina plastičnog zgloba dana je posebno za monotono a posebno za cikličko opterećenje grednih elemenata te pravokutnih stupova i zidova.

Za monotono opterećenje:

$$L_{pl} = 0.04 \cdot L_V + 1.2 \cdot h \tag{1.75}$$

Za cikličko opterećenje:

$$L_{pl} = 0.09 \cdot L_V + 0.2 \cdot h \tag{1.76}$$

Izrazi su dobiveni empirijski pomoću nelinearne regresijske analize tako da zadovolje jednadžbu (1.74) uz minimalnu devijaciju.

2.2.5.5.2. Eksperimenti na stupovima mostova

Mali je broj eksperimentalnih podataka obrađenih na stupovima mostova, naročito ne sa stvarnim dimenzijama poprečnih presjeka. Dostupni su rezultati ispitivanja za kružne i šuplje pravokutne presjeke. Dani su izrazi za rotacijski kapacitet navedenih stupova kod dostizanja granice popuštanja.

Za kružne presjeke:

$$\theta_y = \phi_y \cdot \frac{L_V + \alpha_V \cdot z}{3} + 0.0022 \cdot \max\left(0, \left(1 - \frac{L_V}{6D}\right)\right) + \alpha_{sl} \frac{\phi_y \cdot d_{bL} \cdot f_y}{8\sqrt{f_c}} \tag{1.77}$$

Za pravokutne šuplje presjeke:

$$\theta_y = \phi_y \frac{L_V + \alpha_V \cdot z}{3} + 0.0012 + \alpha_{sl} \frac{\phi_y \cdot d_b \cdot f_y}{8\sqrt{f_c}} \tag{1.78}$$

f_y *i* f_c u MPa

Dani su i empirijski izrazi za ukupan rotacijski kapacitet te plastični dio rotacijskog kapaciteta

$$\theta_{um} = a_{st} \cdot \left(1-0,43 \cdot a_{cy}\right) \cdot \left(1+\frac{a_{sl}}{2}\right)\left(1-\frac{3}{8}\alpha_{w,r}\right)\left(0,30^{\nu}\right) \left[\frac{\max\left(0,01;\omega'\right)}{\max\left(0,01;\omega\right)} f_c\right]^{0,225} \left(\frac{L_V}{h}\right)^{0,35} 25^{\left(\frac{100 a \rho_w \cdot f_{yw}}{f_c}\right)} \left(1,25^{100\rho_d}\right) \tag{1.79}$$

$$\theta_{um}^{pl} = a_{st}^{pl}\left(1-0,52 a_{cy}\right)\left(1+\frac{a_{sl}}{1.6}\right)\left(1-0,4 a_{w,r}\right)\left(0.25\right)^{\nu}\left(\frac{\max\left(0,01;\omega'\right)}{\max\left(0,01;\omega\right)}\right)^{0,3} f_c^{0,2}\left(\frac{L_V}{h}\right)^{0,35} 25^{\left(\frac{\alpha\rho_w f_{yw}}{f_c}\right)} 1,275^{100\rho_d} \tag{1.80}$$

Pojedini parametri danih izraza definirani su prije kroz pregled dosadašnjih istraživanja.

2.2.5.6. Biskins: utjecaj nastavljanja i detaljiranja armature u području plastičnog zgloba na raznolikim poprečnim presjecima

U radovima [29], [30] su prikazana dva pristupa rješavanju problema rotacijskog kapaciteta elemenata. Dani su relativno jednostavni izrazi za procjenu rotacijske sposobnosti elemenata. Izrazi su kalibrirani na više od 1540 ispitanih uzoraka. Prvi pristup daje izraz za rotacijski kapacitet u ovisnosti o duljini plastičnog zgloba i zakrivljenosti presjeka elemenata pravokutnih greda i stupova, zidova te elemenata T,U,H presjeka i šupljih pravokutnih presjeka. Duljina plastičnog zgloba ovisi o načinu opterećenja (monotono, cikličko).

Granična rotacija vlakna dana preko zakrivljenosti presjeka i dužine plastičnog zgloba:

$$\theta_{um} = \theta_y + \left(\phi_u - \phi_y\right) L_{pl}\left(1-\frac{L_{pl}}{2L_V}\right) + a_{sl}\Delta\theta_{um,slip} \tag{1.81}$$

Dani izraz sastoji se od tri dijela: rotacije vlakna do granice popuštanja, plastičnog dijela doprinosa rotaciji vlakna i doprinosa uslijed rotacije krajnjeg presjeka uslijed proklizavanja šipki iz zone sidrenja. Utjecaj proklizavanja šipki u ukupnoj rotaciji iskazan je ovisno o vrsti opterećenja. $a_{sl} = 0$ ako proklizavanje šipki nije fizički moguće, $a_{sl} = 1$ ako je moguće. Za elemente kod kojih je dominantno opterećenje savijanje često se plastična komponenta rotacijskog kapaciteta iskazuje preko plastičnog dijela zakrivljenosti $\left(\phi_u - \phi_y\right)$ pomnoženog s duljinom plastičnog zgloba L_{pl}.

Za cikličko opterećenje:

$$\Delta\theta_{um,slip} = 9,5 \cdot d_{bL} \cdot \phi_u \tag{1.82}$$

Za monotono opterećenje:

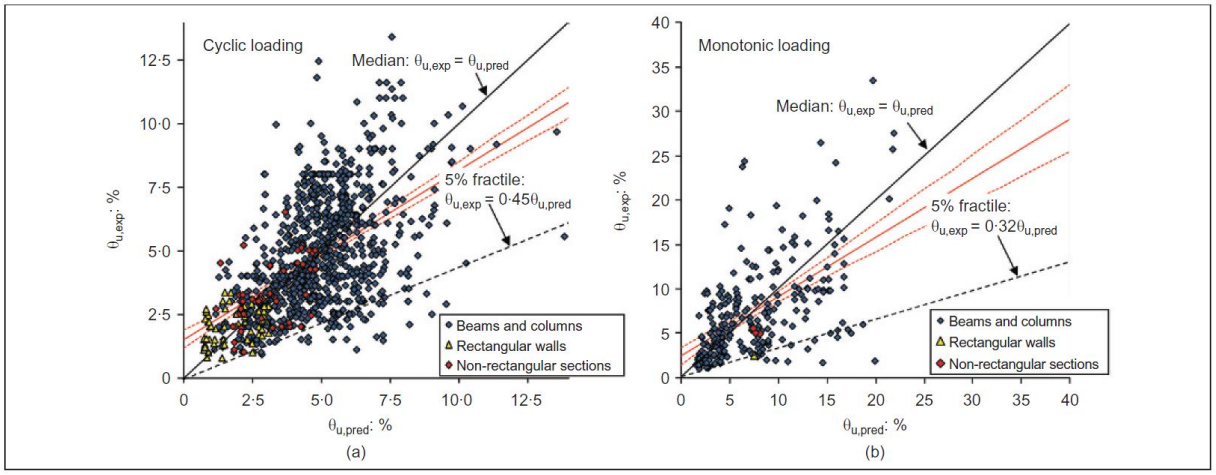
$$\Delta\theta_{um,slip} = 5,5 \cdot d_{bL} \cdot \phi_u \tag{1.83}$$

Duljina plastičnog zgloba za cikličko opterećenje:

$$L_{pl,cy} = 0,2h\left[1+\frac{1}{3}\min\left(9;\frac{L_V}{h}\right)\right] \tag{1.84}$$

Duljina plastičnog zgloba za monotono opterećenje:

$$L_{pl,mon} = h\left[1,1+0,04\min\left(9;\frac{L_V}{h}\right)\right] \tag{1.85}$$



Slika 15. Prikaz odnosa eksperimentalnih i predviđenih vrijednosti ukupnog rotacijskog kapaciteta (prema (1.81)*) uz korištenje izraza za duljine plastičnih zglobova ciklički* (1.84) *i monotono* (1.85) *opterećenih elemenata* [29]

Empirijski izrazi za zakrivljenost presjeka kod dostizanja granice popuštanja:

Za pravokutne grede i stupove:

$$\phi_y \approx \frac{1,54\cdot f_{y1}}{E_s\cdot d}, \quad ili \quad \phi_y \approx \frac{1,75\cdot f_{y1}}{E_s\cdot h} \tag{1.86}$$

Za pravokutne zidove:

$$\phi_y \approx \frac{1,34\cdot f_{y1}}{E_s\cdot d}, \quad ili \quad \phi_y \approx \frac{1,44\cdot f_{y1}}{E_s\cdot h} \tag{1.87}$$

Za presjeke T, U, H i šuplje pravokutne presjeke:

$$\phi_y \approx \frac{1,47\cdot f_{y1}}{E_s\cdot d}, \quad ili \quad \phi_y \approx \frac{1,57\cdot f_{y1}}{E_s\cdot h} \tag{1.88}$$

Granična deformacija je definirana točkom u poslije elastičnom području u kojoj nakon porasta vanjskog djelovanja otpornost presjeka ne prelazi vrijednost 80% maksimalne otpornosti. Dana su dva eksplicitna izraza za procjenu granične zakrivljenosti presjeka ovisno o načinu sloma presjeka kao i dijagrami toka za određivanje pojedine granične zakrivljenosti presjeka.

Ako je granična zakrivljenost presjeka nastupila preko armature (prije sloma betona):

$$\phi_{su} = \frac{\varepsilon_{su}}{(1-\xi_{su})\cdot d} \tag{1.89}$$

Ako je granična zakrivljenost nastupila preko sloma betona:

$$\phi_{cu} = \frac{\varepsilon_{cu}}{\xi_{cu}\cdot d} \tag{1.90}$$

Tablica 6. Prikaz obima ispitivanja elemenata ovisno o načinu opterećenja, sa ili bez proklizavanja armature, te ovisno o načinu sloma armature [29]

Table 2. Statistics of test-to-predicted ultimate curvatures in uniaxial tests of members with continuous bars

	$\phi_{u,exp}/\phi_{u,pred}$ for different testing conditions and failure modes	No. of data	Mean*	Median*	Coefficient of variation (CoV)
1	All uniaxial tests	474	1·105	0·995	49·7%
2	Monotonic tests	269	1·125	1·01	53·2%
3	Cyclic tests	205	1·08	0·985	44·2%
4	Tests without slippage of bars from the anchorage zone	349	1·135	0·995	50·4%
5	Tests with slippage of bars from the anchorage zone	125	1·03	0·98	46·4%
6	Failure at spalling of the full section	65	1·135	0·925	55·5%
7	Failure due to crushing of the confined core – monotonic tests	105	1·08	1·02	51·9%
8	Failure due to crushing of the confined core – cyclic tests	81	1·175	0·99	52·6%
9	Failure due to tension steel rupture – monotonic tests, Eq. 26a	115	1·13	0·99	52·6%
10	Failure due to tension steel rupture – monotonic tests, Eq. 26b	115	1·09	1·00	44·8%
11	Failure due to rupture of tension steel – cyclic tests	108	1·04	1·01	34·2%

* If the sample size is large, the median is more representative of the average trend than the mean; for instance, the median of the predicted-to-test ratio is always the inverse of the median of the test-to-predicted ratio, whereas the mean of both ratios typically exceeds their median.

U izrazima varijabla ξ predstavlja položaj neutralne osi. U radu [29] dan je izvod izraza za definiranje položaja neutralne osi u ovisnosti o vrsti sloma za prije spomenute vrste presjeka.

Granična zakrivljenost rubnog vlakna uslijed klizanja armature iz područja sidrenja:

U nastavku su dani empirijski izrazi za procjenu **ukupnog i plastičnog dijela rotacijskog kapaciteta** seizmički oblikovanih elemenata, dominantno opterećenih savijanjem za monotono i cikličko opterećenje.

Ukupni rotacijski kapacitet:

$$\theta_{um} = a_{st}\cdot(1-0,43\cdot a_{cy})\cdot\left(1+\frac{a_{sl}}{2}\right)(1-0,42\alpha_{w,r})\left(1-\frac{2}{7}a_{w,nr}\right)(0,30^{\nu})$$
$$\left[\frac{\max(0,01;\omega')}{\max(0,01;\omega)}f_c\right]^{0,225}\left[\min\left(9;\frac{L_V}{h}\right)\right]^{0,35}25^{\left(\frac{a\rho_w\cdot f_{yw}}{f_c}\right)}\left(1,25^{100\rho_d}\right) \tag{1.91}$$

Plastični dio rotacijskog kapaciteta:

$$\theta_{um}^{pl} = a_{st}^{pl}\left(1-0,52a_{cy}\right)\left(1+\frac{a_{sl}}{1.6}\right)(1-0,44a_{w,r})\left(1-\frac{a_{w,nr}}{4}\right)(0.25)^{\nu}$$
$$\left(\frac{\max(0,01;\omega')}{\max(0,01;\omega)}\right)^{0,3}f_c^{0,2}\left[\min\left(9;\frac{L_V}{h}\right)\right]^{0,35}25^{\left(\frac{\alpha\rho_w f_{yw}}{f_c}\right)}1,275^{100\rho_d} \tag{1.92}$$

$$\theta_{um}^{pl} = a_{st}^{hbw}\left(1-0,525a_{cy}\right)\left(1+0,6a_{sl}\right)\left\{1-0,052\max\left[1,5;\min\left(10;\frac{h}{b_w}\right)\right]\right\}\left(0,2\right)^{\nu}$$
$$\left(\frac{\max\left(0,01;\omega'\right)}{\max\left(0,01;\omega\right)}\min\left(9;\frac{L_V}{h}\right)\right)^{1/3} f_c^{\,0.2}\,25^{\left(\frac{\alpha\rho_w f_{yw}}{f_c}\right)}1.225^{100\rho_d} \tag{1.93}$$

Izraz (1.93) razlikuje zidove ili elemente T, H, U i šuplje pravokutne presjeke preko omjera h/b_w .

$$\left.\begin{matrix} a_{st} \\ a_{st}^{pl} \\ a_{st}^{hbw} \end{matrix}\right\} \textit{koeficijenti vrste čelika} \tag{1.94}$$

Za toplo dogotovljene čelike:

$$a_{st} = a_{st}^{pl} = 0,0185;\ a_{st}^{hbw} = 0,022 \tag{1.95}$$

Za hladno dogotovljene čelike:

$$a_{st} = 0,0115;\ a_{st}^{pl} = 0,009;\ a_{st}^{hbw} = 0,0095 \tag{1.96}$$

a_{cy} – koeficijent vrste opterećenja

$$\begin{matrix} a_{cy} = 0 & \textit{monotono} \\ a_{cy} = 1 & \textit{cikličko} \end{matrix} \tag{1.97}$$

a_{sl} – koeficijent proklizavanja armature iz zone sidrenja

$$\begin{matrix} a_{sl} = 0 & \textit{nema proklizavanja} \\ a_{sl} = 1 & \textit{proklizavanje} \end{matrix} \tag{1.98}$$

Izraz (1.91) i (1.92) primjenjivi su i za proračun rotacijskog kapaciteta zidova što je uvjetovano varijablom $a_{w,r}$.

$$\begin{matrix} a_{w,r} = 0 & \textit{proračun drugih elemenata} \\ a_{w,r} = 1 & \textit{proračun zidova} \end{matrix} \tag{1.99}$$

$$\begin{matrix} a_{w,nr} = 0 & \textit{pravokutnipresjeci} \\ a_{w,nr} = 1 & T,U,H\ \textit{i šuplji pravokutni presjeci} \end{matrix} \tag{1.100}$$

Normalizirana uzdužna sila (N je pozitivna kod djelovanja tlaka, b je širina tlačnog područja)

$$\nu = \frac{N}{b\cdot h\cdot f_c} - \tag{1.101}$$

Mehanički omjer armiranja uzdužnom vlačnom armaturom i armaturom hrpta:

$$\omega = \left(\rho_1 \cdot f_{y1} + \rho_v f_{yv}\right) \Big/ f_c \tag{1.102}$$

Mehanički omjer armiranja uzdužnom tlačnom armaturom i armaturom hrpta:

$$\omega' = \left(\rho_2 \cdot f_{y2}\right) \Big/ f_c \tag{1.103}$$

Omjer moment/poprečna sila i visina presjeka:

$$L_V / h = \frac{M}{V \cdot h} \tag{1.104}$$

Koeficijent ovijenosti:

$$a = \left(1 - \frac{3 \cdot h}{2 \cdot b_0}\right)\left(1 - \frac{s}{2 \cdot h_0}\right)\left(1 - \frac{\sum b_i^2 / 6}{b_0 / h_0}\right) \tag{1.105}$$

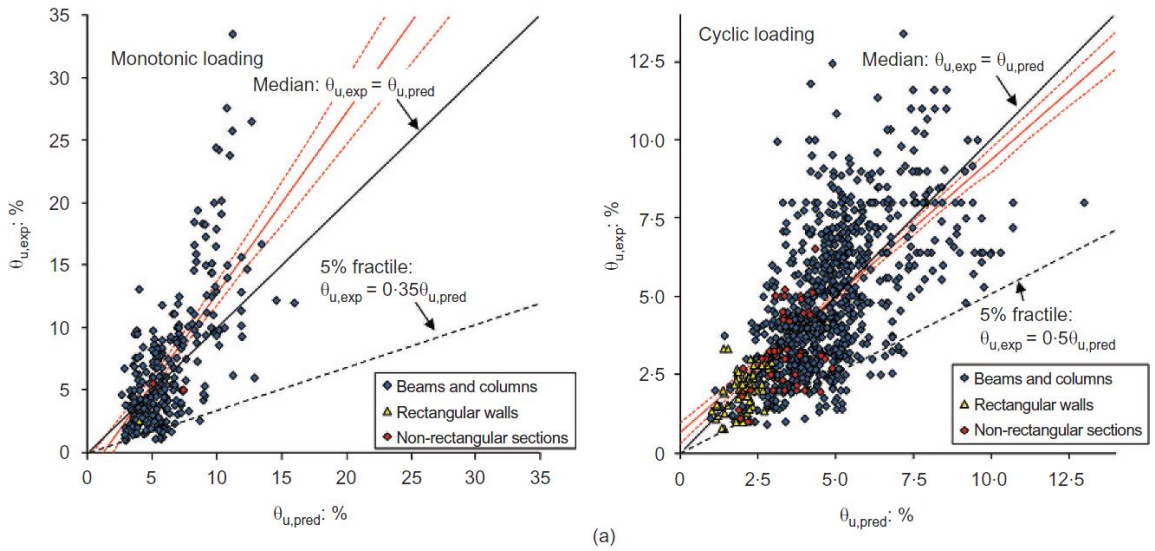
Omjer poprečne armature:

$$\rho_w = A_s / b_w \cdot s \tag{1.106}$$

f_{yw} – granica popuštanja poprečne armature

ρ_d – udio dijagonalne armature

b_w – širina jednog hrpta, rebra (jedno hrbat i kod šupljih pravokutnih presjeka)



Slika 16. Odnos vrijednosti predviđenog i eksperimentalno dobivenog rotacijskog kapaciteta prema izrazu (1.91) [29]

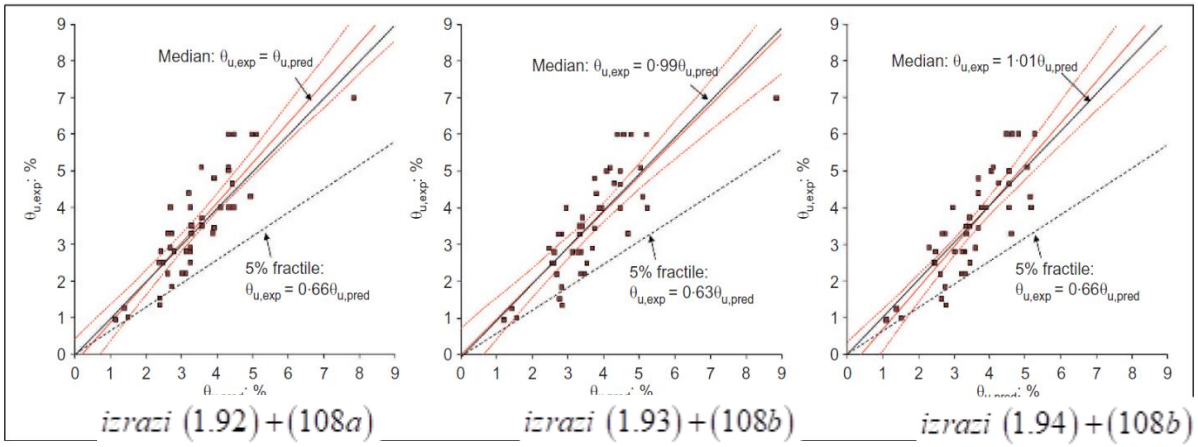
Ispitivanja su pokazala da nastavljanje armature u području plastičnih zglobova i seizmičko detaljiranje nemaju utjecaja na ukupni rotacijski kapacitet kod monotonog opterećenja ali imaju utjecaja kod cikličkog opterećenja.

Elementi bez seizmičkog detaljiranja i rebraste šipke armature:

$$a) \quad \theta_{um} = \theta_{um} / 1,2 \qquad ili \qquad b) \quad \theta_{um}^{pl} = \theta_{um}^{pl} / 1,2 \tag{1.107}$$

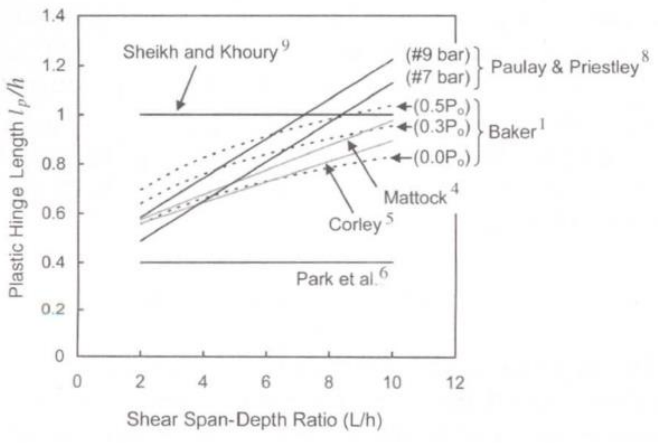
Elementi bez seizmičkog detaljiranja i glatke šipke armature:

$$\theta_{um} = 0,95 \cdot \theta_{um} \tag{1.108}$$



Slika 17.Odnos predviđenog i eksperimentalno dobivenog rotacijskog kapaciteta elemenata s glatkom i rebrastom armaturom koji nemaju razradu detalja načinjenu za potresnu otpornost [29]

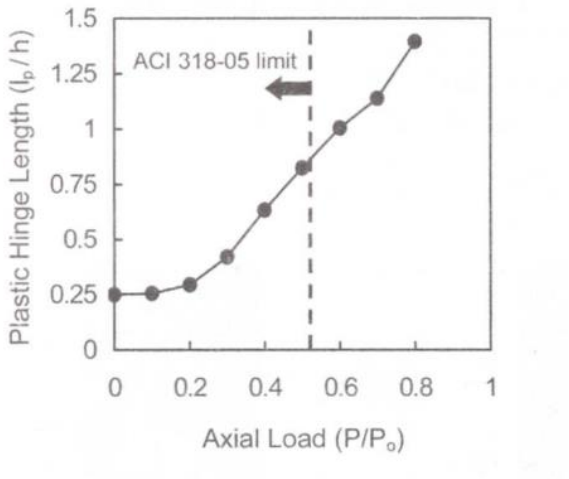
U radu [31] dani su rezultati eksperimentalnih istraživanja četiriju stupova izvedenih u pravoj veličini kako bi se istražio utjecaj uzdužne sile te omjer posmičnog raspona i visine stupa na duljinu plastičnog zgloba l_p. Predložena je metoda za određivanje duljine plastičnog zgloba na osnovi tlačnih deformacija betona. Ukazuje se na velike razlike između pojedinih izraza za određivanje duljine plastičnog zgloba. Uz poznatu duljinu plastičnog zgloba L_{pl} i karakteristike poprečnog presjeka stupa može se odrediti ponašanje elementa stupa pod djelovanjem opterećenja. Dan je pregled značajnijih istraživanja u pogledu određivanja duljine plastičnog zgloba kao i parametara koji utječu na tu duljinu. Usporedba prijašnjih istraživanja prikazana je na sljedećoj slici.



Slika 18.Usporedba rezultata izraza za duljinu plastičnog zgloba prema različitim autorima[31]

Iz dane slike se može zaključiti da postoje velike razlike između izraza danih od pojedinog autora. Također je istaknuto da većina izraza ne uključuje uzdužnu silu kao parametar jer su uglavnom kalibrirani na uzorcima grednih elemenata. Kod ispitivanja uzoraka s uzdužnom silom dolazimo do kontradikcije između pojedinih istraživača kad je u pitanju utjecaj uzdužne sile na duljinu plastičnog zgloba.

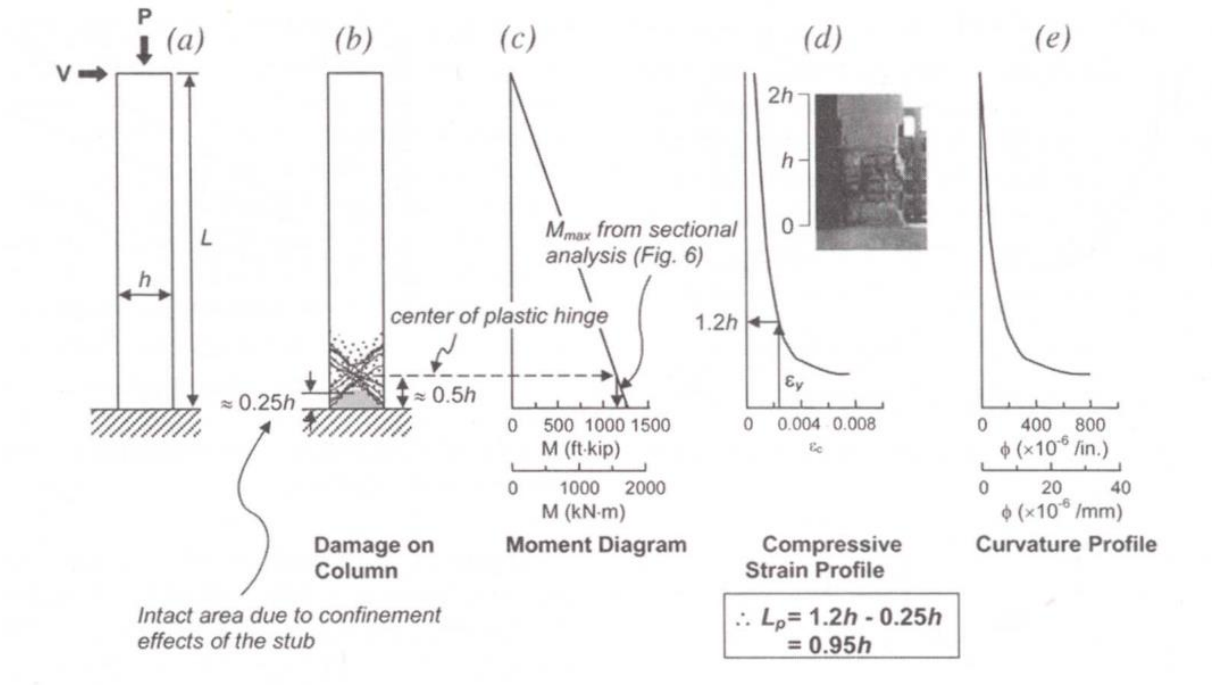
Autori rada [31] pokazali su da niska razina uzdužne sile (manje od 20% granične sile) nema utjecaja na duljinu plastičnog zgloba, dok se utjecaj većih razina sile može vidjeti na sljedećoj slici.



Slika 19. Odnos između uzdužne sile i duljine plastičnog zgloba [31]

To je razlog prije spomenute razlike o poimanju utjecaja uzdužne sile na duljinu plastičnog zgloba (autori koji su tvrdili da uzdužna sila nema utjecaja, koristili su niske razine sile). Prema autorima rada [31] može se zaključiti da što je veća razina uzdužne sile, veća je i duljina plastičnog zgloba.

U radu je dan postupak određivanja duljine plastičnog preko relativnih deformacija tlačnog područja betona. Uz povećanje zakrivljenosti presjeka rastu deformacije tlačne strane presjeka do granične vrijednosti (odvajanja zaštitnog sloja betona). Eksperimentalna istraživanja ovih autora pokazuju da se plastični zglob kreće formirati kada je dosegnuta granična vrijednost momenta. Promatra se razina deformacija tlačnog područja kod dostizanja granične vrijednosti momenta savijanja i iz toga kreira profil relativnih deformacija tlačnog područja iz kojega se može odrediti duljina plastičnog zgloba (Slika 20).



Slika 20. Određivanje duljine plastičnog zgloba preko relativnih deformacija tlačnog područja

2.2.6. Smjernice propisa za betonske konstrukcije: fib Model Code 2010

Fib Model Code for Concrete Structures 2010 [32] daje izraz za udio plastičnog rotacijskog kapacitet pod cikličkim opterećenjem u odnosu na zakrivljenosti krajnjeg presjeka (u trenutku dostizanja granice tečenja armature), duljinu posmičnog raspona, duljinu plastičnog zgloba i udio rotacije upetog kraja zbog klizanja šipke armature iz područja sidrenja.

$$\theta_{um}^{pl} = \left(\phi_u - \phi_y\right) L_{pl} \left(1 - \frac{L_{pl}}{2L_V}\right) + \Delta\theta_{pl,slip} \qquad (1.109)$$

Gdje su:

oznaka ϕ_y, ϕ_u, L_V, L_{pl} objašnjene prije kroz pregled područja istraživanja.

$\Delta\theta_{pl,slip}$ - udio rotacijskog kapaciteta nakon dostizanja granice popuštanja zbog utjecaja klizanja uzdužne armature iz zone sidrenja

Zakrivljenosti krajnjeg presjeka $\left(\phi_u, \phi_y\right)$ dobiju se iz analize na razini presjeka. Do granice popuštanja armature ili tlačnog sloma jezgre presjeka može se pretpostaviti linearni odnos naprezanja i deformacija. Granično stanje može nastupiti uslijed dostizanja granične vrijednosti vlačne armature, dostizanja tlačne čvrstoće betona u rubnom vlaknu presjeka, izvijanja tlačne armature nakon odvajanja zaštitnog sloja, dostizanja tlačne čvrstoće betona ovijene jezgre presjeka nakon odvajanja zaštitnog sloja betona.

Između dostizanja granice popuštanja armature i granične zakrivljenosti pod cikličkim opterećenjem očvršćivanje armature prodire sve dublje u zonu sidrenja vlačnih šipki,

povećavajući tako rotaciju krajnjeg presjeka i uzrokujući klizanje uzdužne armature iz sidrenog područja.

$$\Delta\theta_{pl,slip} = 5.5 \cdot d_{bL} \cdot \phi_u \tag{1.110}$$

Dani su izrazi za duljine plastičnih zglobova kod cikličkog opterećenja za pravokutne, T, H, U presjeke, šuplje pravokutne presjeke te pravokutne presjeke zidova:

$$L_{pl} = 0.2h\left[1+\frac{1}{3}\min\left(9;\frac{L_V}{h}\right)\right] \tag{1.111}$$

Za kružne presjeke promjera D:

$$L_{pl} = 0.6D\left[1+\frac{1}{6}\min\left(9;\frac{L_V}{D}\right)\right] \tag{1.112}$$

Pomoću navedenih izraza i parcijalnog faktora sigurnosti $\gamma_{Rd} = 2$ možemo dobiti karakterističnu vrijednost rotacijskog kapaciteta:

$$\theta_{um,k}^{pl} = \frac{\theta_{um}^{pl}}{\gamma_{Rd}} \tag{1.113}$$

Uz navedene izraze dana su i dva empirijska izraza koja daju ili se mogu proširiti na širi opseg parametara što rezultira manjom nesigurnošću modela te manjom vrijednošću faktora sigurnosti. Izrazi su dobiveni numeričkom regresijskom analizom.

Dva ekvivalentna čisto empirijska izraza za grede, pravokutne stupove, zidove te elemente T, H, U presjeka kao iza pravokutne šuplje presjeke dani su u nastavku:

$$\theta_{um}^{pl} = \alpha_{st}^{pl}\left(1-0.44\alpha_{w,r}\right)\left(1-\frac{\alpha_{w,nr}}{4}\right)\left(0.25\right)^{\nu}\left(\frac{\max\left(0.01;\omega'\right)}{\max\left(0.01;\omega\right)}\right)^{0.3} f_c^{0.2}\left(\frac{L_V}{h}\right)^{0.35} \cdot \cdot 25^{\left(\frac{\alpha\rho_w f_{yw}}{f_c}\right)} 1.275^{100\rho_d} \tag{1.114}$$

$$\theta_{um}^{pl} = \alpha_{st}^{hbw}\left(1-0.052\max\left(1.5;\min\left(10;\frac{h}{b_w}\right)\right)\right)\left(0.2\right)^{\nu} \cdot \left(\frac{\max\left(0.01;\omega'\right)}{\max\left(0.01;\omega\right)}\frac{L_V}{h}\right)^{\frac{1}{3}} f_c^{0.2} 25^{\left(\frac{\alpha\rho_w f_{yw}}{f_c}\right)} 1.225^{100\rho_d} \tag{1.115}$$

Gdje su:

θ_{um}^{pl} u radijanima

f_c u MPa

$\alpha_{st}^{pl}, \alpha_{st}^{hbw}$ koeficijenti koji uzimaju u obzir vrstu armature

Za klase B, C i D: $\alpha_{st}^{pl} = 0.0143 i \alpha_{st}^{hbw} = 0.017$

Za klase A: $\alpha_{st}^{pl} = 0.0069 i \alpha_{st}^{hbw} = 0.0073$

$\alpha_{w,r}$ – 0/1 varijabla za pravokutne zidove

$\alpha_{w,r} = 1$ – za pravokutne zidove

$\alpha_{w,r} = 0$ – za ostale slučajeve

$\alpha_{w,nr}$ – 0/1 varijabla za ne pravokutne presjeke

$\alpha_{w,nr} = 1$ – za T, H, U presjeke i šuplje presjeke

$\alpha_{w,nr} = 0$ – za pravokutne presjeke

$$\nu = \frac{N}{b \cdot h \cdot f_c}$$

Gdje su:

b – širina tlačne zone

N – uzdužna sila, pozitivna za tlak

$\omega = \frac{\left(\rho_1 \cdot f_{y1} + \rho_v \cdot f_{yv}\right)}{f_c}$ – mehanički koeficijent armiranja za unutarnju vlačnu zonu, uključujući vlačnu jezgru i uzdužnu armaturu hrpta

$\omega' = \frac{\rho_2 \cdot f_{y2}}{f_c}$ – mehanički koeficijent armiranja za armaturu tlačne zone

$\frac{L_V}{h} = \frac{M}{V \cdot h}$ – odnos posmičnog raspona i visine presjeka s maksimalnim momentom

α – koeficijent ovijanja dan prema izrazima:

Za pravokutne presjeke:

$$\alpha = \left(1 - \frac{s}{2 \cdot b_o}\right) \cdot \left(1 - \frac{s}{2 \cdot h_o}\right) \cdot \left(1 - \frac{\sum b_i^2 / 6}{b_o \cdot h_o}\right) \tag{1.116}$$

Za kružne presjeke s kružnim rupama:

$$\alpha = \left(1 - \frac{s}{2D_o}\right)^2 \tag{1.117}$$

Za kružne presjeke sa spiralnom armaturom:

$$\alpha = \left(1 - \frac{s}{2D_o}\right) \tag{1.118}$$

Gdje su:

s - osni razmak vilica

D_o, b_o, h_o - dimenzije ovijene jezgre do središta presjeka

b_i - udaljenost pojedine armaturne šipke po opsegu presjeka ovijene s vilicom ili s kukom od središta presjeka.

$\rho_w = \frac{A_s}{b_w \cdot s}$ - koeficijent armiranja poprečnom armaturom

ρ_d - koeficijent armiranja dijagonalnim šipkama u pojedinom dijagonalnom smjeru

b_w - širina jednog rebra presjeka (za presjek s dva ili veše paralelnih rebara također se uzima samo širina jednog rebra)

2.2.7. Usporedni prikaz temeljnih parametara prema normama i različitim istraživačima

U ovom se poglavlju prikazuju usporedno izrazi temeljeni na istraživanjima različitih znanstvenika te izrazi usvojeni u normama kako bi se pregledno prikazale usporedbe i saznanja pojedinih istraživača koja su korisna za predmet ovog istraživanja.

Tablica 7. Izrazi rotacijskog kapaciteta elemenata kod dostizanja tečenja armature ili tlačnog sloma jezgre presjeka

Referenca	Izrazi za rotacijski kapacitet pri dosezanju granice popuštanja armature
Panagiotakos et al., 2001	$\theta_y = \phi_y \cdot \frac{L_V}{3} + 0,0025 + \alpha_{sl} \cdot \frac{0,25 \cdot \varepsilon_y \cdot d_{bL} \cdot f_y}{(d-d')\sqrt{f_{ck}}}$
Izraz je prilagođen prema 963 monotono i ciklički opterećenih elemenata greda i stupova. Gredni elementi pravokutnog i T presjeka s nesimetričnom armaturom ispitivani su bez uzdužne sile, elementi stupova kvadratnog i pravokutnog presjeka ispitivani su sa ili bez uzdužne sile te elementi zidova pravokutnog i T presjeka. Većina ispitanih elemenata bila je konzolnog ili dvostruko konzolnog sustava. Rotacijski kapacitet dan ovim izrazom sastoji se od tri dijela: utjecaja savijanja, konstantnog utjecaja posmika te rotacije krajnjeg presjeka zbog utjecaja proklizavanja armature iz područja sidrenja.	
Fardis, 2007	$\theta_y = \phi_y \frac{L_V + \alpha_V \cdot z}{3} + 0,0013\left(1+1,5\frac{h}{L_V}\right) + \alpha_{sl}\frac{\phi_y \cdot d_{bL} \cdot f_y}{8\sqrt{f_c}}$
Ovaj izraz se nastavlja na prethodni samo što obuhvaća još veću bazu elemenata. U sklopu ovog ispitivanja rađena su istraživanja na stvarnim dimenzijama stupovima mostova kružnog i pravokutnog šupljeg presjeka. Nedostatak je malen broj ispitivanja provedenih na stvarnim dimenzijama elemenata stupova mostova.	
EN 1998-3 (2010)	$\theta_y = \phi_y \frac{L_V + \alpha_V \cdot z}{3} + 0,00135\left(1+1,5\frac{h}{L_V}\right) + \frac{\varepsilon_y}{d-d'} \cdot \frac{d_{bL} f_y}{6\sqrt{f_c}}$ $\theta_y = \phi_y \frac{L_V + \alpha_V \cdot z}{3} + 0,0013\left(1+1,5\frac{h}{L_V}\right) + 0,13\phi_y \cdot \frac{d_{bL} f_y}{\sqrt{f_c}}$
Navedeni propis daje dva istovrijedna izraza rotacijskog kapaciteta za grede i stupove. Budući da su izrazi slični prije navedenim, za pretpostaviti je da su formirani iz prije opisane baze elemenata. Korekcijski faktori za elemente s glatkom armaturom i elemente koji nemaju razradu detalja načinjenu za potresnu otpornost odnose se na ukupni i plastični dio rotacijskog kapaciteta. Nije definirano kako navedene karakteristike utječu na rotacijski kapacitet kod dostizanja granice popuštanja.	

Tablica 8. Empirijski izrazi ukupnog rotacijskog kapaciteta elemenata

<table>
<tr><th>Referenca</th><th>Izrazi za ukupni rotacijski kapacitet</th></tr>
<tr><td>Panagiotakos et al., 2001</td><td>$$\theta_{um,mon}(\%)=\alpha_{st,mon}\left(1+\frac{a_{sl}}{8}\right)\left(0.15^{\nu}\right)\left(\frac{\max\left(0.01,\frac{\rho_2\cdot f_{y2}}{f_c^{'}}\right)}{\max\left(0.01,\frac{\rho_1\cdot f_{y1}}{f_{ck}}\right)}\cdot\frac{L_V}{h}\cdot f_{ck}\right)^{0.425}$$
$$\theta_{um,cyc}(\%)=\alpha_{st,cyc}\left(1+\frac{a_{sl}}{2}\right)\left(1-0.4\cdot a_{w,r}\right)\cdot\left(0.2^{\nu}\right)\cdot\left(f_{ck}\right)^{0.175}\left(\frac{L_V}{h}\right)^{0.4}\cdot 1.1^{\left(100\cdot\alpha\cdot\rho_{sx}\cdot\frac{f_{yw}}{f_{ck}}\right)}\cdot\left(1.3^{100\cdot\rho_d}\right)$$
Monotono i cikličko opterećenje
$$\theta_{um}(\%)=\alpha_{st}\cdot\alpha_{cyc}\left(1+\frac{a_{sl}}{2.3}\right)\left(1-\frac{a_{w,r}}{3}\right)\cdot\left(0.2^{\nu}\right)\cdot\left(\frac{\max\left(0.01,\frac{\rho_2\cdot f_{y2}}{f_c^{'}}\right)}{\max\left(0.01,\frac{\rho_1\cdot f_{y1}}{f_{ck}}\right)}\cdot f_{ck}\right)^{0.275}\left(\frac{L_V}{h}\right)^{0.45}\cdot$$
$$\cdot 1.1^{\left(100\cdot\alpha\cdot\rho_{sw}\cdot\frac{f_{yw}}{f_{ck}}\right)}\cdot\left(1.3^{100\cdot\rho_d}\right)$$</td></tr>
<tr><td colspan="2">Statistički obrađeni rezultati bazirani na analizi velikog broja elemenata (preko 1000) različitih parametara. Oblik poprečnog presjeka analiziranih elemenata dan je u Tablica 7. pod istim autorom.</td></tr>
<tr><td>Panagiotakos et al., 2001</td><td>$$\theta_{um}=\phi_y\frac{L_V}{3}+\left(\phi_u-\phi_y\right)L_{pl}\left(1-\frac{0.5L_{pl}}{L_V}\right)$$</td></tr>
<tr><td colspan="2">Mehanička formulacija rotacijskog kapaciteta bazirana je na zakrivljenosti i duljini plastičnog zgloba. Od geometrijskih karakteristika posmični raspon ima najveći utjecaj na deformacijski kapacitet elemenata, iza toga slijedi odnos tlačne i vlačne armature, zatim tlačna čvrstoća betona pa tek onda ovijenost presjeka. Deformacijski kapacitet se umanjuje linearno pod utjecajem aksijalne sile.</td></tr>
<tr><td rowspan="2">Fardis, 2007</td><td>$$\theta_{um}=a_{st}\cdot\left(1-0,43\cdot a_{cy}\right)\cdot\left(1+\frac{a_{sl}}{2}\right)\left(1-\frac{3}{8}\alpha_{w,r}\right)\left(0,30^{\nu}\right)\left[\frac{\max\left(0,01;\omega'\right)}{\max\left(0,01;\omega\right)}f_c\right]^{0,225}\cdot$$
$$\cdot\left(\frac{L_V}{h}\right)^{0,35}25^{\left(\frac{100a\rho_w\cdot f_{yw}}{f_c}\right)}\left(1,25^{100\rho_d}\right)$$</td></tr>
<tr><td>$$\theta_{um}=\theta_y+\alpha_{sl}\left(\theta_{u,slip}-\theta_{y,slip}\right)+\left(\phi_u-\phi_y\right)L_{pl}\left(1-\frac{L_{pl}}{2\cdot L_V}\right)$$</td></tr>
<tr><td colspan="2">Izrazi za ukupni rotacijski kapacitet grednih elemenata te elemenata kvadratnih i pravokutnih stupova dominantno opterećenih na savijanje uz neelastično ponašanje materijala.</td></tr>
</table>

Biskins, 2010	$\theta_{um} = a_{st} \cdot (1-0,43 \cdot a_{cy}) \cdot \left(1+\frac{a_{sl}}{2}\right)(1-0,42\alpha_{w,r})\left(1-\frac{2}{7}a_{w,nr}\right)(0,30^{\nu})\left[\frac{\max(0,01;\omega')}{\max(0,01;\omega)} f_c\right]^{0,225}$ $\left[\min\left(9;\frac{L_V}{h}\right)\right]^{0,35} 25^{\left(\frac{a\rho_w \cdot f_{yw}}{f_c}\right)}\left(1,25^{100\rho_d}\right)$
	$\theta_{um} = \theta_y + (\phi_u - \phi_y) L_{pl}\left(1-\frac{L_{pl}}{2L_V}\right) + a_{sl}\Delta\theta_{u,slip}$
Nastavlja se na Fardisova istraživanja i proširuje bazu eksperimentalno ispitanih uzoraka za statističku obradu na više od 1540 uzoraka elemenata dominantno opterećenih na savijanje. Izrazi su namijenjeni za seizmičko oblikovane elemente, monotono i ciklički opterećene, s toplo ili hladno dogotovljenom armaturom, sa ili bez proklizavanja, s prilagodljivim količinama i rasporedom armature te stupnjem ovijenosti presjeka. Za dane izraze predlažu se korekcijski faktori za elemente armirane glatkom armaturom te elemente koji nemaju razradu detalja načinjenu za potresnu otpornost.	
EN 1998-3 (2010)	$\theta_{um} = \frac{1}{\gamma_{el}} 0.016 \cdot (0.30^{\nu})\left[\frac{\max(0.01;\omega')}{\max(0.01;\omega)} f_c\right]^{0.225} \cdot \min\left(9;\left(\frac{L_V}{h}\right)^{0.35}\right) \cdot 25^{\left(\alpha\rho_{sw}\frac{f_{yw}}{f_c}\right)}\left(1.25^{100\rho_d}\right)$
	$\theta_{um} = \frac{1}{\gamma_{el}}\left[\theta_y + (\phi_u - \phi_y) \cdot L_{pl}\left(1-\frac{0.5 \cdot L_{pl}}{L_V}\right)\right]$
Izrazi su primjenjivi za ciklički opterećene elemente, izvedene s rebrastom armaturom, seizmički oblikovane, bez preklapanja uzdužnih šipki armature u području plastičnog zgloba. U pregledu područja istraživanja dani su korekcijski faktori za neke od navedenih parametara.	

U nastavku je dana tablica s izrazima za plastični udio rotacijskog kapaciteta. Izrazi su formirani na sličan način kao i izrazi za ukupan rotacijski kapacitet pa vrijede napomene dane za te izraze.

Tablica 9. Izrazi plastičnog dijela rotacijskog kapaciteta elemenata

Referenca	Izrazi za plastični dio rotacijskog kapaciteta
Fardis, 2007	$\theta_{um}^{pl} = a_{st}^{pl}\left(1-0,52a_{cy}\right)\left(1+\frac{a_{sl}}{1,6}\right)\left(1-0,4a_{w,r}\right)(0,25)^{\nu}\left(\frac{\max(0,01;\omega')}{\max(0,01;\omega)}\right)^{0,3}\cdot$ $\cdot f_c^{0,2}\left(\frac{L_V}{h}\right)^{0,35} 25^{\left(\frac{\alpha\rho_w f_{yw}}{f_c}\right)} 1,275^{100\rho_d}$
Biskins, 2010	$\theta_{um}^{pl} = a_{st}^{pl}\left(1-0,52a_{cy}\right)\left(1+\frac{a_{sl}}{1.6}\right)\left(1-0,44a_{w,r}\right)\left(1-\frac{a_{w,nr}}{4}\right)(0.25)^{\nu}\left(\frac{\max(0,01;\omega')}{\max(0,01;\omega)}\right)^{0,3}$ $f_c^{0,2}\left[\min\left(9;\frac{L_V}{h}\right)\right]^{0,35} 25^{\left(\frac{\alpha\rho_w f_{yw}}{f_c}\right)} 1,275^{100\rho_d}$ $\theta_{um}^{pl} = a_{st}^{hbw}\left(1-0,525a_{cy}\right)\left(1+0,6a_{sl}\right)\left\{1-0,052\max\left[1,5;\min\left(10;\frac{h}{b_w}\right)\right]\right\}(0,2)^{\nu}$ $\left(\frac{\max(0,01;\omega')}{\max(0,01;\omega)}\min\left(9;\frac{L_V}{h}\right)\right)^{1/3} f_c^{0.2} 25^{\left(\frac{\alpha\rho_w f_{yw}}{f_c}\right)} 1.225^{100\rho_d}$
EN 1998-3 (2010)	$\theta_{um}^{pl} = \theta_{um} - \theta_y = \frac{1}{\gamma_{el}}\cdot 0.0145\cdot\left(0.25^{\nu}\right)\left[\frac{\max(0.01;\omega')}{\max(0.01;\omega)}\right]^{0.3}\cdot f_c^{0.2}\left(L_V/h\right)^{0.35}\cdot 25^{\left(\alpha\cdot\rho_{sx}\cdot f_{yw}/f_c\right)}\left(1.25^{100\cdot\rho_d}\right)$
Fib Model Code, 2010	$\theta_{um}^{pl} = \alpha_{st}^{pl}\left(1-0.44\alpha_{w,r}\right)\left(1-\frac{\alpha_{w,nr}}{4}\right)(0.25)^{\nu}\left(\frac{\max(0.01;\omega')}{\max(0.01;\omega)}\right)^{0.3} f_c^{0.2}\left(\frac{L_V}{h}\right)^{0.35} 25^{\left(\frac{\alpha\rho_w f_{yw}}{f_c}\right)} 1.275^{100\rho_d}$ $\theta_{um}^{pl} = \alpha_{st}^{hbw}\left(1-0.052\max\left(1.5;\min\left(10;\frac{h}{b_w}\right)\right)\right)(0.2)^{\nu}\left(\frac{\max(0.01;\omega')}{\max(0.01;\omega)}\frac{L_V}{h}\right)^{\frac{1}{3}} f_c^{0.2} 25^{\left(\frac{\alpha\rho_w f_{yw}}{f_c}\right)} 1.225^{100\rho_d}$
	$\theta_{um}^{pl} = \left(\phi_u - \phi_y\right)L_{pl}\left(1-\frac{L_{pl}}{2L_V}\right) + \Delta\theta_{pl,slip}$

Uobičajen postupak određivanja duljine plastičnog zgloba je da se iz izraza za pomak ili rotacijski kapacitet (koji u sebi sadrže parametar duljine plastičnog zgloba) te eksperimentalnih podataka istih odredi empirijski izraz duljine plastičnog zgloba.

Mnoštvo je parametara koji utječu na duljinu plastičnog zgloba:

- Razina uzdužne sile
- Raspodjela momenta
- Razina posmičnih naprezanja u području plastičnih zglobova
- Mehaničke karakteristike uzdužne i posmične armature
- Čvrstoća betona

- Utjecaj ovijanja i njegova učinka u područjima plastičnih zglobova

Tablica 10. Empirijski dobivene duljine plastičnih zglobova

Referenca	Duljina plastičnog zgloba	Napomena
Baker et al., 1956	$L_{pl} = k_1 \cdot k_2 \cdot k_3 \left(\frac{L_V}{h} \right)^{0,25} \cdot h$	Eksperimentalno ispitivanje provedeno na uzorcima greda i stupova. $L_{pl} \approx 0,4h - 2,4h$
Baker et al., 1964	$L_{pl} = 0,8 \cdot k_1 \cdot k_3 \cdot \left(\frac{L_V}{h} \right) \cdot x_u$	
Mattock, 1966	$L_{pl} = \frac{h}{2} \left[1 + \left(1,14 \sqrt{\frac{L_V}{h}} - 1 \right) \cdot \left\{ 1 - \left(\frac{q - q'}{q_b} \right) \sqrt{\frac{h}{16,2}} \right\} \right]$	Eksperimentalno ispitivanje grednih elemenata. Zaključio je da duljina plastičnog zgloba raste kako raste omjer L_V / h i kako pada udio vlačne armature.
Corley, 1966	$L_{pl} = \frac{h}{2} + 0,2 \frac{L_V}{\sqrt{h}}$	Eksperimentalno ispitivanje grednih elemenata. Duljina plastičnog zgloba je isključivo funkcija geometrije betonske grede te da veličina grede nema značajan utjecaj na rotacijski kapacitet. Količina vlačne armature nema velikog utjecaja na duljinu plastičnog zgloba.
Mattock, 1967	$L_{pl} = \frac{h}{2} + 0,05 \cdot L_V$	
Park, 1982	$L_{pl} = 0,42 \cdot h \ (\approx 0,4h)$	Eksperimentalno ispitivanje elemenata stupova u pravoj veličini. Tlačna sila u granicama $0,2 \cdot f_c \cdot A - 0,6 \cdot f_c \cdot A$. Duljina plastičnog zgloba nije osjetljiva na veličinu uzdužne sile.
Priestlyet al., 1987	$L_{pl} = 0,08 \cdot L_V + 6 \cdot d_{bL}$	Prvi dio izraza odnosi se na svijanje dok se drugi dio odnosi na proklizavanje šipki iz područja sidrenja.
Paulay et al., 1992	$L_{pl} = 0,08 \cdot L_V + 0,022 \cdot d_{bL} \cdot f_y$	$L_{pl} \approx 0,5 \cdot h$

Sakai et al.,1989	Na duljinu plastičnog zgloba utječu količina poprečne armature, veličina uzdužne sile te omjer posmičnog raspona i visine presjeka.	
Sheikh et al., 1993	$L_{pl} \approx 1,0h$	Eksperimentalno ispitivanje stupova. Prilikom ispitivanja stupovi podvrgnuti velikoj aksijalnoj sili.
Mendis, 2001	Eksperimentalno ispitivanje greda i stupova. Duljina plastičnog zgloba raste kako raste omjer L_V/h i količina uzdužne armature te pada s povećanje poprečne armature. Duljina plastičnog zgloba nije osjetljiva na razinu uzdužne sile.	
Panagiotakos et al., 2001	*Cikličkі* $L_{pl} = 0,12 \cdot L_V + 0,014 \cdot \alpha_{sl} \cdot d_{bL} \cdot f_y$ *Monotono* $L_{pl} = 0,18 \cdot L_V + 0,021 \cdot \alpha_{sl} \cdot d_{bL} \cdot f_y$	Dani izrazi odnose se na gredne elemente pravokutnog i T presjeka opterećene savijanjem, elemente stupova kvadratnog i pravokutnog presjeka opterećene savijanjem sa ili bez aksijalne sile te elemente zidova. Izrazi su dobiveni empirijski pomoću linearne regresijske analize tako da izrazi za ukupni rotacijski kapacitet zadovoljavaju izmjerene vrijednosti uz minimalnu devijaciju.
Fardis, 2007	*Cikličko* $L_{pl} = 0,09 \cdot L_V + 0,2 \cdot h$ *Monotono* $L_{pl} = 0,04 \cdot L_V + 1,2 \cdot h$	
Biskins, 2010	*Cikličkі* $L_{pl,cy} = 0,2h\left[1+\frac{1}{3}\min\left(9;\frac{L_V}{h}\right)\right]$ *Monotono* $L_{pl,mon} = h\left[1,1+0,04\min\left(9;\frac{L_V}{h}\right)\right]$	Analizirano je više od 1540 elemenata pravokutnih greda, stupova i zidova te elemenata T,U,H presjeka kao i šupljih pravokutnih presjeka. Dani su izrazi za duljinu plastičnog zgloba koji obuhvaćaju sve ove tipove elemenata a razlikuju samo način opterećenja.
EN 1998-3 (2010)	$L_{pl} = 0.1 \cdot L_V + 0.17 \cdot h + 0.24\frac{d_{bL} \cdot f_y(MPa)}{f_c^{0.5}(MPa)}$ $L_{pl} = \frac{L_V}{30} + 0.2 \cdot h + 0.11\frac{d_{bL} \cdot f_y(MPa)}{f_c^{0.5}(MPa)}$	
Fib Model Code, 2010	$L_{pl,cy} = 0,2h\left[1+\frac{1}{3}\min\left(9;\frac{L_V}{h}\right)\right]$ *Kružni presjeci promjera D* $L_{pl,mon} = h\left[1,1+0,04\min\left(9;\frac{L_V}{h}\right)\right]$	Prvi izraz obuhvaća sve pravokutne presjeke greda i stupova, kao i šuplje pravokutne presjeke te T, H, U presjeke dok se drugi izraz odnosi na kružne presjeke.

2.2.8. Zaključno o sposobnosti rotacije vlakna

Ukupna sposobnost zaokretanja vlakna θ_{um} sastavljena od elastičnog i neelastičnog dijela te ovisi o nizu parametara (rotacijskoj sposobnosti zakretanja vlakna kod dostizanja granice popuštanja θ_y, rotaciji krajnjeg presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja ϕ_u, rotaciji krajnjeg presjeka kod popuštanja ϕ_y, duljini plastičnog zgloba L_{pl} te duljini posmičnog raspona L_V. Zbog velikog broja geometrijskih i materijalnih parametara te nesigurnosti modela i opterećenja točna ocjena granične sposobnosti rotacije može se odrediti samo na temelju eksperimentalnih podataka.

Današnji propisi daju izraze za ukupnu sposobnost zaokretanja vlakana (elastični i neelastični dio) u krajnjem stanju te samo plastični dio rotacije pri cikličkom opterećenju za elemente s rebrastom armaturom, seizmički oblikovane, bez preklapanja uzdužnih šipki u blizini područja plastičnog zgloba te korekcijske faktore za neke od parametara.

Dani izrazi se mogu koristiti za procjenu rotacijskog kapacitete elemenata izvedenih rebrastom armaturom, seizmički oblikovanih, bez preklapanja uzdužne armature u zoni plastičnih zglobova što nije slučaj kod postojećih konstrukcija mostova.

Određivanje rotacijskog kapaciteta kroz koncept plastičnog zgloba predstavlja mehanički i fizikalni model te se vrijednosti zakrivljenosti $\phi_{y,}\,\phi_u$ mogu izraziti iz karakteristika poprečnog presjeka, odnosno primjenom hipoteze ravnih poprečnih presjeka. Utjecaji posmika, prokliznuća prianjanja i vlačnog očvršćivanja uzimaju se u obzir kroz parametar duljine plastičnog zgloba. Granična zakrivljenost ϕ_u analizira se za ovijeni betonski presjek te presjek s odvojenim zaštitnim slojem betona.

Utvrđivanje duljine plastičnog zgloba je ključan korak za određivanje rotacijskog kapaciteta stupa. Duljina plastičnog zgloba najčešće se prikazuje kao duljina na kojoj se pretpostavlja konstantna vrijednost granične zakrivljenosti (neelastične zakrivljenosti) uključujući doprinose savijanja, posmika i rotacije krajnjeg presjeka ukupnoj rotacijskoj sposobnosti zakretanja vlakna. Kroz pregled stanja područja dana je veza između duljine plastičnog zgloba kod monotonog i cikličkog opterećenja koja pokazuje da je duljina plastičnog zgloba kod monotonog opterećenja 50% veća nego kod cikličkog opterećenja. Također se može vidjeti da niska razina uzdužne sile (manje od 20% granične sile) nema utjecaja na duljinu plastičnog zgloba, dok je utjecaj većih razina sile puno značajniji te je uzdužno silu potrebno svrstati među bitnije parametre kod analiziranja duljine plastičnog zgloba.

Graničnu zakrivljenost presjeka ϕ_u nije jednostavno odrediti zbog utjecaja ovijenosti betonskog elementa, odvajanja zaštitnog sloja betona te izvijanja šipki tlačne armature. Izrazi dani kroz pregled stanja područja od pojedinih autora te u propisima nužno je kalibrirana na eksperimentalnoj bazi podataka zbog složenog mehanizma deformiranja elemenata nakon dostizanja elastičnih deformacija armirano betonskih elemenata i njihovih dijelova. Ne seizmički oblikovane elemente izvedene glatkom armaturom ovdje naročito valja naglasiti jer su do sada nedovoljno istraženi te je upitna primjena spomenutih izraza na njih. Eksperimentalni rezultati dani u radu [24] ukazuju na činjenicu da je rotacijski kapacitet

elemenata s glatkom armaturom veći od istih takvih s rebrastom armaturom. Na osnovi ovih činjenica predlaže se proširenje eksperimentalne baze s bitnim pokazateljima ovakvih elemenata kako bi se kalibrirali korekcijski koeficijenti koji bi bili primjenjivi na regresijske izraze dosadašnjih istraživanja i na taj način proširi primjenu istih. Razlike prema dosadašnjim istraživanjima su u prosjeku do 35% te jedino mogući pristup ovakvom problemu pomoću korekcijskih koeficijenata na prije spomenute izraze. Proširenje izraza na ovakve tipove elemenat bit će moguće tek nakon većeg broja ispitivanja koja će nadopuniti postojeću bazu uzoraka i time omogućiti bolju statističku obradu podataka.

Mala razina prionjivosti između armature i betona direktno utječe na tri glavna mehanizma deformacije: savijanje, posmik i rotaciju krajnjeg presjeka. Deformabilnost od posmika i proklizavanje šipki uzdužne armature iz područja sidrenja može doprinijeti ukupnoj deformabilnosti elemenata 30 - 40 % pogotovo kod primjene cikličkog opterećenja. Razina prionjivosti utječe i na razvoj pukotina uzduž elementa. Manja prionjivost rezultira pojavom manjeg broja širih pukotina po elementu. Rotacija presjeka na mjestu upetosti zbog izvlačenja šipki armature jednaka je duljini nastaloj zbog proklizavanja šipke iz zone sidrenja podijeljenoj s udaljenošću između vlačne i tlačne armature.

Kroz stanje područja dan je pregled dosad provedenih važnijih ispitivanja u pogledu određivanja bitnih pokazatelja seizmičke otpornosti elemenata. Uglavnom su promatrani sljedeći parametri: omjer visine stupa i visine poprečnog presjeka, razina uzdužne sile, količina i oblik poprečne armature te utjecaj preklapanja uzdužne armature u području plastičnih zglobova. Uzorci su ispitivani monotonim cikličkim opterećenjem. Najprije se provodi jedan ciklus opterećenja s 75% vrijednosti teorijskog momenta savijanja kod dostizanja granice popuštanja. Pomak kod dostizanja granice popuštanja određen je na način da je povučen pravac kroz ishodište te točku dobivenu iz 0.75% vrijednosti momenta i njemu pripadnog pomaka. Većinom se uzorci opterećuju do sloma koji je identificiran s promjenom u odnosu uzdužne sile i deformacije: kod monotonog opterećenja pad uzdužne sile nakon dostizanja maksimuma (za 15%) interpretiran je kao slom; kod cikličkog opterećenja slom je identificiran s redukcijom pomaka krivulje ponovnog opterećenja te promjenom površine histerezne petlje i maksimalne sile u usporedbi s prethodnim ciklusom.

Ispitivanja su pokazala dobro poklapanje rezultata za vrijednosti zakrivljenosti u trenutku dostizanja granice popuštanja armature, dok su kod granične zakrivljenosti rasipanja rezultata vrlo velika. Razlog tome je postojanje različitih mehanizama deformacija elemenata nakon dostizanja elastičnih deformacija. Mjerena je relativna rotacija između presjeka s maksimalnim momentom i presjeka u neposrednoj blizini (ovisno o mogućnostima mjerenja) kako bi se odredila prosječna zakrivljenost presjeka u području plastičnog zgloba na mjestu maksimalnog momenta. Prosječna zakrivljenost se iskazuje kao relativna rotacija između presjeka s maksimalnim momentom i presjeka u blizini podijeljena s udaljenošću između ta dva presjeka. Rotacija krajnjeg presjeka sadrži i utjecaj proklizavanja šipki iz područja sidrenja armature. Uz poznatu rotaciju dvaju presjeka u blizini krajnjeg presjeka može se ustanoviti koliki je utjecaj proklizavanja armature na rotaciju krajnjeg presjeka[28].

Ispitivanja su pokazala da nastavljanje armature u području plastičnih zglobova i seizmičko detaljiranje nemaju utjecaja na ukupni rotacijski kapacitet kod monotonog opterećenja ali imaju utjecaja kod cikličkog opterećenja. Današnje karakteristike armature reduciraju deformabilnost

elemenata 15-20% u odnosu na duktilnu armaturu tradicionalno korištenu u seizmičkim područjima.

Na veličinu rotacijskog kapaciteta značajno utječe razina primijenjene uzdužne sile.

2.3.Djelotvorna krutost stupova

Primjenom današnjih smjernica i propisa za seizmičku ocjenu postojećih konstrukcija ukazuje se na potrebu primjene realne krutosti kako bi se pomoću relativno jednostavne linearne analize dovoljno točno procijenili neelastični pomaci i deformacije u cijeloj konstrukciji. Za armirano betonske konstrukcije to znači primjenu stvarne vrijednosti efektivne krutosti raspucanog presjeka kod dostizanja granice popuštanja. U današnji proračunima novih konstrukcija, ovakvo poimanje reduciranje krutosti se uvodi 5% prigušenjem konstrukcije. Eurocod 8 i trenutno važeći američki propisi dopuštaju redukciju krutosti raspucanog presjeka na 50% vrijednosti ne raspucanog presjeka, pritom zanemarujući armaturu. Ovakva aproksimacija nije pogodna za ocjenu postojećih kao i za proračun novih konstrukcija temeljen na metodi pomaka konstrukcije.

2.3.1. Fardis: Djelotvorna krutost za postojeće i nove konstrukcije

U radu [28] dana su dva izraza prikazana u nastavku za ocjenu efektivne krutosti raspucanog presjeka.

Teorijska efektivna krutost, dobivena iz odnosa momenta savijanja M_y i rotacijskog kapaciteta θ_y kod dostizanja granice popuštanja kod monotonog opterećenja dana je izrazom:

$$EI_{eff} = \frac{M_y \cdot L_V}{3 \cdot \theta_y} \tag{1.119}$$

Gdje je M_y moment iz bilinearnog odnosa momenta i rotacije presjeka ϕ_y. Za procijenit ovako definiranu krutost, potrebno je znanje o armaturi pa je ovaj izrez prikladan za ocjenu stanja postojećih konstrukcija.

Moment M_y se računa na temelju sljedećih činjenica:

- Elastično-plastičan odnos naprezanja i deformacija za armaturu
- Odnos naprezanja i deformacija za beton prema paraboli do relativne deformacije $\varepsilon_{c2} = 0.002$, nakon čega slijedi horizontalni pravac na visini naprezanja f_{cu} do relativne deformacije $\varepsilon_{cu2} = 0.003$.
- Dostizanje granice popuštanja preko dva moguća slučaja:
  - Dostizanje granice popuštanja armature
  - Dostizanje maksimalne relativne deformacije ε_{cu2} najopterećenijeg ruba presjeka.

Ovdje se postavlja pitanje poklapanja rezultata s izmjerenim vrijednostima kod modeliranja karakteristika materijala prema stvarnim nelinearnim krivuljama.

Iza rada [28] može se zaključiti da empirijska formulacija efektivne krutosti uglavnom ovisi o sljedećim parametrima:

- Vrsti elementa (greda, stup ili zid)
- Mogućnosti proklizavanja šipki iz područja sidrenja

- Odnosu posmičnog raspona i visine presjeka (L_V/h)
- Utjecaju uzdužne sile ($\nu = N/A_c \cdot f_c$)

Spomenutim parametrima dat će se više pažnje u ovom istraživanju.

Drugi izraz za djelotvornu krutost jest:

$$EI_{eff} = \alpha\left(0,8+\log_{10}\frac{L_V}{h}\right)\left(1+0,048\cdot\min\left(\frac{N}{A_c},50\ MPa\right)\right)\left(1-0,25\cdot\alpha_{sl}\right)\cdot EI_g \quad (1.120)$$

gdje je:

$\alpha = 0,108$ za stupove

$\alpha = 0,133$ za grede

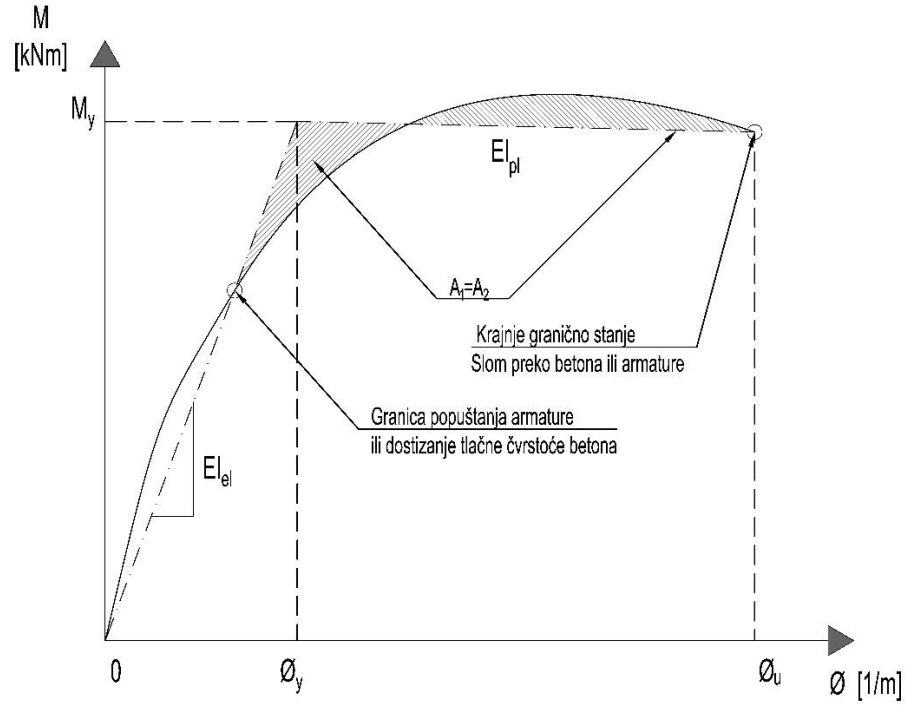
$\alpha = 0,152$ za pravokutne zidove

$\alpha_{sl} = 1$ postoji mogućnost proklizavanja armature iz područja sidrenja

$\alpha_{sl} = 0$ ne postoji mogućnost proklizavanja armature

Budući da za ovako definirani izraz ocjene krutosti raspucanog presjeka nije potrebno znanje o količini i karakteristikama armature, ovaj izraz prikladan je za projektiranje novih konstrukcija.

U radu [28] dan je način konstruiranja bilinearnog dijagrama odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti.



Slika 21. Bilinearni M/Φ dijagram [28]

Parametri koji bitno utječu na ponašanje presjeka pod djelovanjem opterećenja su sljedeći:

- Odnos visine i širine presjeka h/b
- Mehaničke karakteristike armature i betona
- Postotak armiranja uzdužnom armaturom
- Bezdimenzijska vrijednost uzdužne sile
- Utjecaj ovijanja

Točka popuštanja presjeka definira se s vrijednošću zakrivljenosti presjeka kada je dostignuta granica tečenja vlačne armature ili maksimalno tlačno naprezanje u betonu. Mjerodavna je ona vrijednost koja nastupi prva. Prema radu [28] **točka sloma je dostignuta kada je dostignuta maksimalna deformacija betona ili armature ili je pala otpornost presjeka na 80% maksimalne nosivosti.**

Bilinearni odnos momenta i zakrivljenosti definira se na način da se povuče pravac kroz ishodište koordinatnog sustava i točku koja definira tečenje presjeka. Tako definirani pravac predstavlja prvu granu dijagrama. Druga grana dijagrama se dobije na način da se povuče pravac kroz točku sloma elementa i ujednače površine između idealizirane i stvarne krivulje odnosa momenta i zakrivljenosti.

2.3.2. Djelotvorna krutost prema europskoj normi za mostove

Za ocjenjivanje postojećih mostova sa stvarno ugrađenom armaturom linearnim analizama, duktilno ponašanje elemenata uvodi se u proračun **uvođenjem djelotvorne krutosti (krutost raspucanog poprečnog presjeka)** u područjima potencijalnih plastičnih zglobova [17]. **Proračunska krutost duktilnih betonskih elemenata upotrijebljenih u linearnom proračunu na potres treba biti jednaka sekantnoj krutosti u teorijskoj točci popuštanja [13].** Pretpostavljene vrijednosti krutosti bitno utječu na oblike oscilacija mosta. Prema[13], djelotvorna krutost može se procijeniti izrazom (1.121) iz proračunskog graničnog momenta M_{Rd} i zakrivljenosti pri popuštanju ϕ_y presjeka plastičnog zgloba.

$$E_c I_{eff} = \nu \cdot \frac{M_{Rd}}{\phi_y} \tag{1.121}$$

Gdje je $\nu = 1.20$ popravni faktor koji odražava učinak ukrućenja neraspucanog dijela stupa.

Zakrivljenost pri popuštanju ϕ_y određuje se iz izraza:

$$\phi_y = \frac{\left(\varepsilon_{sy} - \varepsilon_{cy}\right)}{d} \tag{1.122}$$

Gdje je:

d visina presjeka do središta vlačne armature (statička visina presjeka)

ε_{sy} deformacija pri popuštanju armature

ε_{cy} tlačna deformacija betona pri popuštanju vlačne armature

Propis daje izraze za izračun približne vrijednosti zakrivljenosti pri popuštanju:

Za pravokutne presjeke:

$$\phi_y = 2{,}1 \cdot \frac{\varepsilon_{sy}}{d} \tag{1.123}$$

Za kružne presjeke:

$$\phi_y = 2.4 \frac{\varepsilon_{sy}}{d} \tag{1.124}$$

Gdje je d proračunska visina presjeka.

Proračun proveden na osnovi vrijednosti $E_c I_{eff}$ uz pretpostavljenu vrijednost M_{Rd} treba poraviti samo ako je u konačnici zahtijevana vrijednost sposobnosti na savijanje, $M_{Rd,req}$ znatno veća od pretpostavljene vrijednosti M_{Rd}. Ako je $M_{Rd,req} < M_{Rd}$ popravak se smije provesti množenjem pomaka dobivenog prvim proračunom s omjerom $M_{Rd} / M_{Rd,req}$ [13].

2.3.3. Elwood i suradnici: Djelotvorna krutost u ovisnosti o kombinaciji savijanja, proklizavanja i posmika

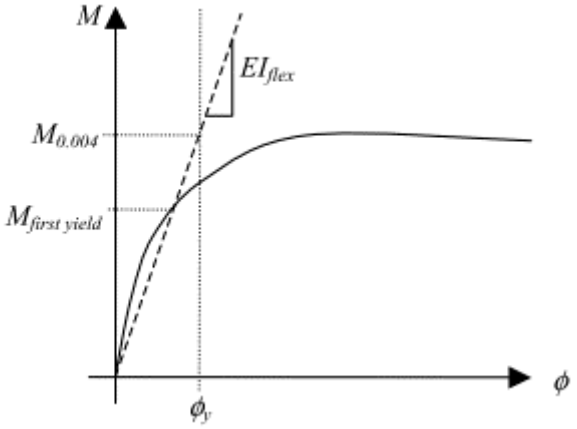
U radu [33] dan je prikaz parametara koji bitno utječu na pomak stupa opterećenog na savijanje pri dostizanju granice popuštanja. Te parametre pomaka uzrokuju savijanje elementa, posmična deformacija na spoju betona i uzdužne armature te posmik.

$$\Delta_y = \Delta_{flex} + \Delta_{slip} + \Delta_{shear} \tag{1.125}$$

Uz pretpostavku da je stup upet na oba svoja kraja te da je promjena zakrivljenosti po visini elementa linearna, utjecaj savojne deformacije na pomak pri dostizanju granice popuštanja možemo izračunati pomoću sljedećeg izraza:

$$\Delta_{flex} = \frac{L^2}{6} \phi_y = \frac{L^2}{6} \frac{M_{0,004}}{EI_{flex}} \tag{1.126}$$

Gdje je L duljina stupa, ϕ_y zakrivljenost kod dostizanja granice popuštanja a $M_{0,004}$ je moment savijanja prilikom dostizanja maksimalne tlačne deformacije betona. Efektivna savojna krutost stupa može se odrediti iz vrijednosti momenta i zakrivljenosti presjeka kod dostizanja granice popuštanja (Slika 22).



Slika 22. Odnos momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka [33]

Do popuštanja elementa može doći prilikom dostizanja granice popuštanja u prvoj vlačnoj šipki armature ili kod dostizanja maksimalne tlačne deformacije betona.

Pomak uslijed klizanja šipki armature iz područja sidrenja možemo izračunat pomoću sljedećeg izraza:

$$\Delta_{slip} = \frac{L d_{bL} f_s \phi_y}{8 f_b} \tag{1.127}$$

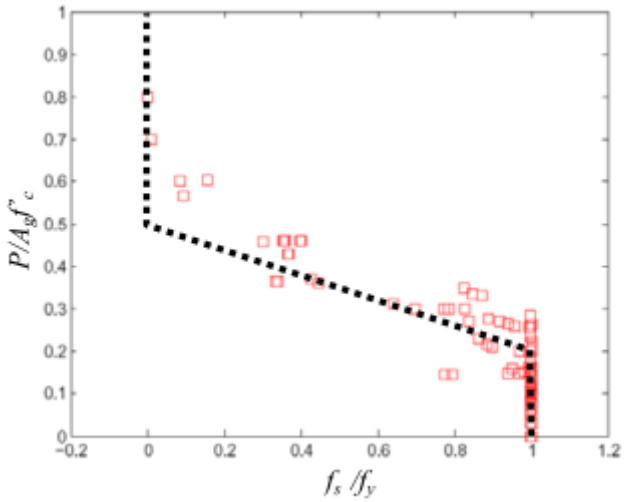
Gdje je d_{bL} promjer uzdužne armature, f_s naprezanje u vlačnoj armaturi, f_b naprezanje prianjanja između armature i betona sidrenog područja.

Naprezanja u vlačnoj armaturi f_s pri dostizanju granice popuštanja koje se koristi za izračun pomaka uslijed proklizavanja armature variraju ovisno o veličini uzdužne sile. Kod male uzdužne sile naprezanja u armaturi jednaka su naprezanjima granice popuštanja.

Promjena vlačnih naprezanja pod utjecajem uzdužne sile prikazana je u radu [33], u kojem je napravljeno istraživanje na više od sto stupova. Ustanovljeno je da se za naprezanja u armaturi potrebna za proračun pomaka uzrokovanog proklizavanjem na kontaktu betona i armature mogu uzeti sljedeće vrijednosti:

- Ako je omjer uzdužne tlačne sile i tlačne otpornosti betonskog presjeka manji ili jednak 0,2, naprezanja u armaturi se mogu uzeti jednaka naprezanjima granice popuštanja.
- Ako je omjer uzdužne tlačne sile i tlačne otpornosti betonskog presjeka veći ili jednak 0,5, naprezanja u armaturi se mogu uzeti jednaka nuli.

Utjecaj uzdužne sile P na naprezanja u vlačnoj armaturi pri dostizanju granice popuštanja koji se koristi za izračun pomaka uslijed proklizavanja armature prikazan je na sljedećoj slici:



Slika 23.Odnos između uzdužne sile i naprezanja u vlačnoj armaturi [33]

Utjecaj posmične deformacije može se iskazati preko sljedećeg izraza:

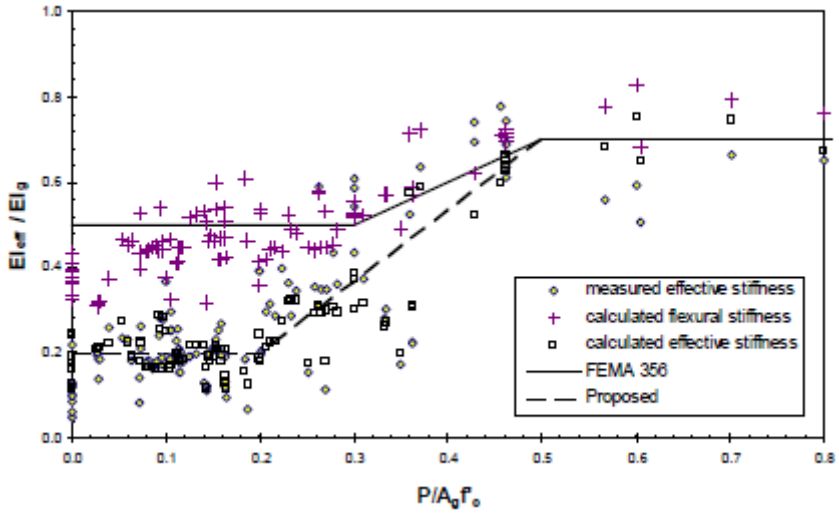
$$\Delta_{shear} = \frac{2M_{0,004}}{(AG)_{eff}} \tag{1.128}$$

Autori rada [33] predlažu sljedeći izraz za aproksimiranje efektivne krutosti koji može poslužiti u inženjerskoj praksi:

$$EI_{eff,calc} = \frac{M_{0,004}L^2}{6\Delta_y} \tag{1.129}$$

Za odnos efektivne i bruto krutosti u ovisnosti o uzdužnoj sili predlažu sljedeće izraze:

$$\frac{EI_{eff}}{EI_g} = \begin{cases} 0,2 & \frac{N}{A_c f_{ck}} \le 0,2 \\ \frac{5}{3}\frac{N}{A_c f_{ck}} - \frac{4}{30} & 0,2 < \frac{N}{A_c f_{ck}} \le 0,5 \\ 0,7 & 0,5 < \frac{N}{A_c f_{ck}} \end{cases} \tag{1.130}$$



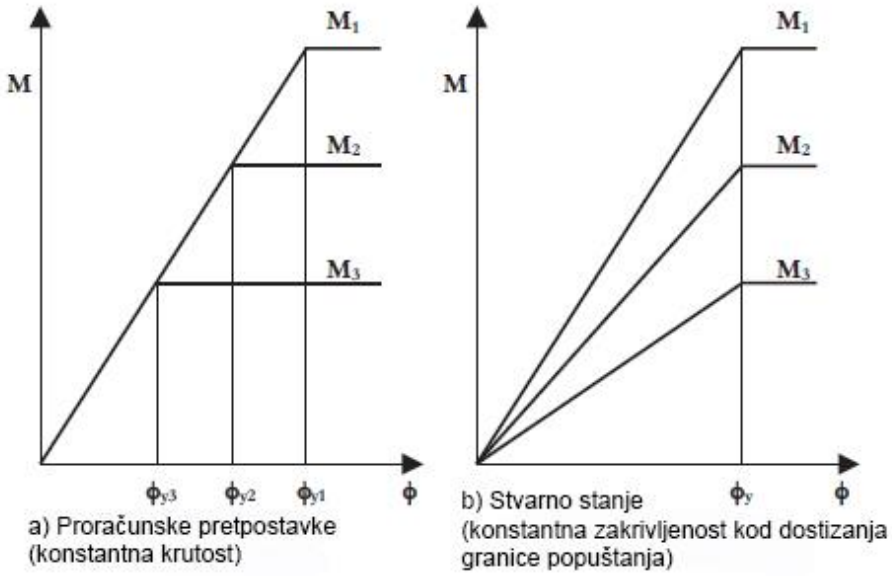
Slika 24. Usporedba rezultata izmjerenih i proračunatih efektivnih krutosti 120 stupova kao funkcije normalizirane uzdužne sile [33]

U mnogim slučajevima krutost elemenat se uzima kao ukupna krutost (neraspucanog presjeka) što se čini neprikladnim zbog toga što do pojave pukotina u armirano betonskim elementima dolazi već kod opterećenja vlastitom težinom a time i do redukcije ukupne krutosti.

2.3.4. Pristley: Djelotvorna krutost u ovisnosti o uzdužnoj sili i količini armature (konstantna zakrivljenosti presjeka kod dosezanja granice popuštanja)

Krutost na razini presjeka može se dobiti iz odnosa momenta i zakrivljenosti presjeka:

$$EI = \frac{M_N}{\phi_y} \tag{1.131}$$



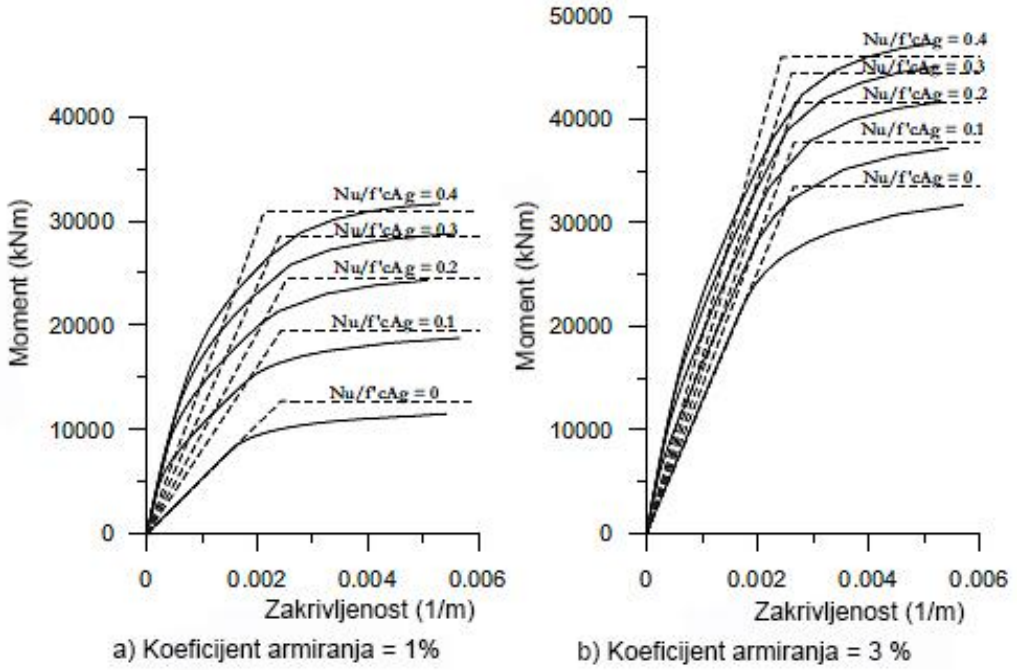
Slika 25. Utjecaj savojne krutosti na odnos momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka [34]

Eksperimentalni dokazi i detaljni analitički rezultati pokazuju da ne vrijedi pretpostavka neovisnosti krutosti o čvrstoći.

U radu [34] dana je parametarska analiza nekoliko tipičnih armirano betonskih stupova mostova. Analizirani su različiti omjeri uzdužne sile i otpornosti AB presjeka te različiti omjeri površine betona i armature (koeficijent armiranja). Razmatrani elementi su koncipirani kao ovijeni armirano betonski stupovi tako da su naprezanja u betonu uzeta u obzir posebno za ovijeni dio betona a posebno za neovijeni (rubni dio betona). Iz danoga se može zaključiti da na oblik M/φ dijagrama značajno utječe veličina uzdužne sile i količina armature. Iz navedene analize izvedeni su dijagrami odnosa momenta i normalizirane uzdužne sile te zakrivljenosti presjeka i normalizirane uzdužne sile.

Bilinearna aproksimacija odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka podrazumijeva konstantnu krutost elementa što dovodi do činjenice da se uz promjenu veličine momenta mijenja i zakrivljenost presjeka (navedeno je vidljivo iz izraza (1.131)). U stvarnosti M/ϕ dijagram je krivulja a ne pravac što znači da krutost elementa nije konstantna.

U radu [34] dano je da se momenti pri dostizanju granice popuštanja M_N ostvaruju pri sličnoj zakrivljenosti presjeka ϕ_y neovisno o veličini uzdužne sile i količine armature, što daje za činjenicu da se zakrivljenost presjeka kod dostizanju granice popuštanja može smatrati konstantom. U nastavku je prikazan izvod izraza za zakrivljenost kod dostizanja granice popuštanja ϕ_y za kružne i pravokutne presjeke.



Slika 26. Odnos momenta i rotacije presjeka za kružne stupove [34]

Navedeni odnosi su poslužili za izvođenje efektivne krutosti kao funkcije normalizirane uzdužne sile i koeficijenta armiranja uzdužnom armaturom. Krivulje su dane s bezdimenzijskim vrijednostima prema sljedećim izrazima:

Za kružne presjeke

Bezdimenzijski moment savijanja:

$$M_{DN} = \frac{M_N}{f_c \cdot D^3} \tag{1.132}$$

Gdje je D promjer stupa.

Bezdimenzijska zakrivljenost:

$$\phi_{Dy} = \frac{\phi_y \cdot D}{\varepsilon_y} \tag{1.133}$$

Gdje je ε_y savojna deformacija armature kod dostizanja granice popuštanja.

Za pravokutne presjeke

Bezdimenzijski moment savijanja:

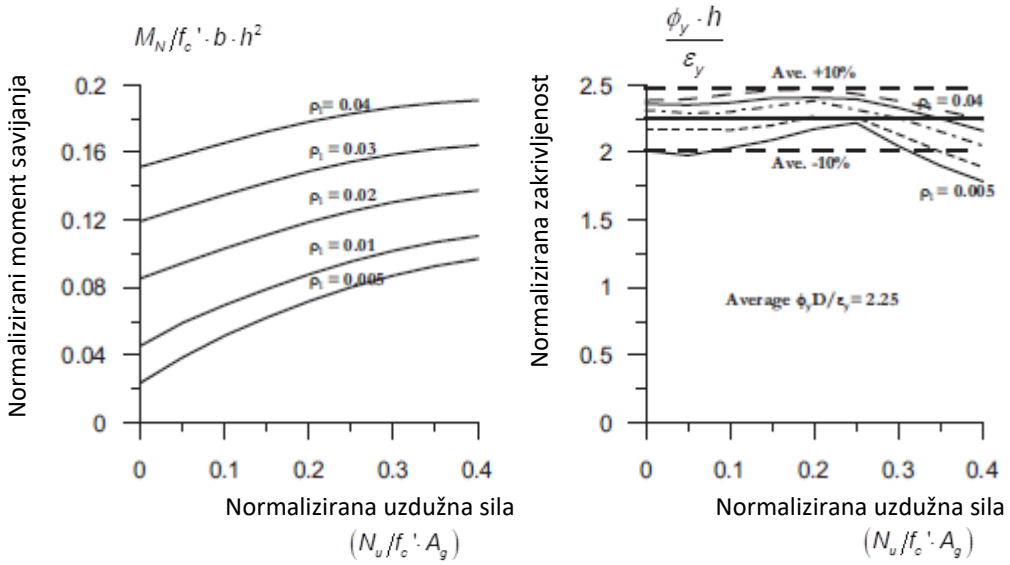
$$M_{DN} = \frac{M_N}{f_c \cdot b \cdot h^2} \tag{1.134}$$

gdje su b i h redom širina i visina presjeka.

Bezdimenzijska zakrivljenost:

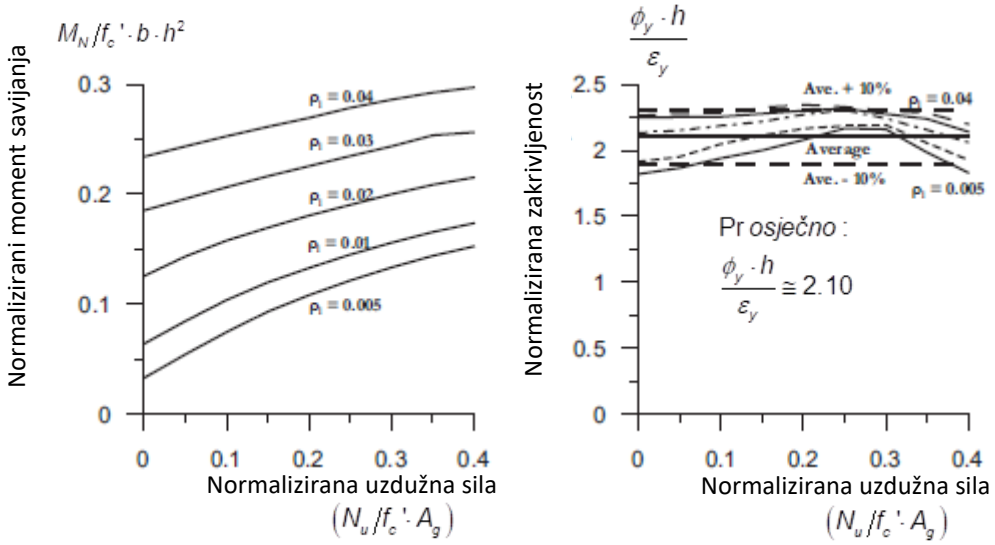
$$\phi_{Dy} = \frac{\phi_y \cdot h}{\varepsilon_y} \tag{1.135}$$

Najprije je promatran utjecaj uzdužne sile za pojedini koeficijent armiranja presjeka (0,5%, 1%, 2%, 3%, 4%). Iz dobivenih rezultata se vidi kolika je veličina momenta savijanja kod dostizanja granice popuštanja za pojedinu veličinu bezdimenzijske uzdužne sile i pojedini koeficijent armiranja. Odnos momenta savijanja i uzdužne sile ovisno o koeficijentu armiranja prikazan je na (Slika 27). Istim postupkom je dan odnos zakrivljenosti presjeka i uzdužne sile u ovisnosti o koeficijentu armiranja. Dobiveni rezultati su također prikazani na (Slika 27).



Slika 27. Kružni presjeci: Odnos normiranog momenta savijanja i uzdužne sile u ovisnosti o koeficijentu armiranja; odnos normirane zakrivljenosti i uzdužne sile u ovisnosti o koeficijentu armiranja [34]

Iz prikazanih odnosa se može zaključiti da je bezdimenzijska zakrivljenost kod dostizanja granice popuštanja relativno neosjetljiva na variranje uzdužne sile i koeficijenta armiranja. Prikazana je i prosječna vrijednost zakrivljenosti s krivuljama koje prikazuju odstupanja ispod i iznad prosječnih veličine 10 %. Zaključak autora ovog rada je da se dobiveni rezultati mogu primijeniti na ostale veličine kružnih presjeke kao i na ostale karakteristike materijala (osim za betone i armaturu izrazito velike čvrstoće). Također se naglašava da bi se mogle pojaviti male greške u proračuna manjih poprečnih presjeka zbog dominantnije debljine zaštitnog sloja betona u odnosu na dimenzije jezgre presjeka. Osim za kružne presjeke, dani su i rezultati za pravokutne presjeke.



Slika 28. Pravokutni presjeci: Odnos normiranog momenta savijanja i uzdužne sile u ovisnosti o koeficijentu armiranja; odnos normirane zakrivljenosti i uzdužne sile u ovisnosti o koeficijentu armiranja [34]

Dobiveni rezultati su korišteni za definiranje efektivne krutosti elemenata u odnosu na veličinu uzdužne sile i količinu uzdužne armature u presjeku prema sljedećem izrazu:

$$\frac{EI}{EI_{gross}} = \frac{M_N}{\phi_y EI_{gross}} \tag{1.136}$$

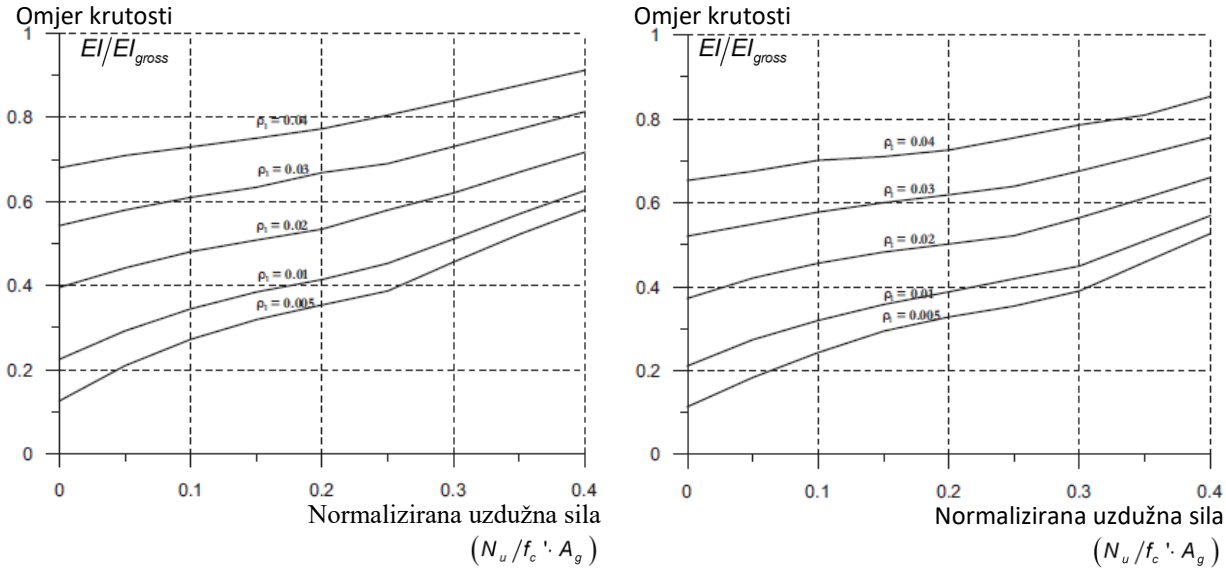
Prikazan izraz daje odnos efektivne i ukupne bruto krutosti bez raspucavanja i uzimanja u obzir očvršćivanja vlačne armature.

Moment tromosti za pravokutni poprečni presjek:

$$I_{gross} = \frac{b \cdot h^3}{12} \tag{1.137}$$

Moment tromosti za kružne poprečne presjeke:

$$I_{gross} = \frac{\pi \cdot D^4}{64} \tag{1.138}$$



Slika 29. Ovisnost efektivne krutosti i uzdužne sile o količini uzdužne armature za kružne (lijevo) i pravokutne (desno) presjeke stupova [34]

Iz prikazanih dijagrama se može vidjeti velika ovisnost efektivne krutosti u odnosu na veličinu uzdužne sile i količinu uzdužne armature presjeka.

2.3.5. Smjernice propisa za betonske konstrukcije: fib Model Code 2010

U knjizi [32] djelotvorna krutost je iskazana preko produkta momenta savijanja i duljine plastičnog zgloba u odnosu na rotacijski kapacitet kraja elementa.

$$EI_{eff} = \frac{M_y L_V}{3\theta_y} \tag{1.139}$$

Gdje je:

M_y - Moment kod dostizanja granice popuštanja

θ_y - Rotacijski kapacitet jezgre na kraju elementa

$L_V = \frac{M}{V}$ - duljina posmičnog raspona (odnos momenta i poprečne sile) za potresnu situaciju.

Rotacijski kapacitet kraja elementa dan je preko sume tri komponente: rotacija uzrokovana savijanjem, posmične komponente rotacije i rotacije krajnjeg presjeka uzrokovane klizanjem šipke iz sidrenog područja.

Ako se u području plastičnog zgloba pojavljuju pukotine pod kutom od 45°, savojni dio rotacijskog kapaciteta se može iskazati preko:

$$\frac{\phi_y \left(L_V + z\right)}{3} \tag{1.140}$$

U suprotnom se savojni dio iskazuje preko:

$$\frac{\phi_y \cdot L_V}{3} \tag{1.141}$$

Posmična deformacija raste kako pada omjer posmičnog raspona i visine presjeka L_V / h.

Za procjenu duljine područja plastičnog zgloba za potrebe proračuna djelotvorne krutosti kod stupova predlažu 50 % visine stupa (svijetlog otvora).

2.3.6. Usporedni prikaz prema normama i različitim istraživačima

U ovom se poglavlju prikazuju usporedno izrazi za određivanje efektivne krutosti raspucanih presjeka temeljeni na istraživanjima različitih znanstvenika te izrazi usvojeni u normama kako bi se pregledno prikazale usporedbe i saznanja pojedinih istraživača koja su korisna za predmet ovog istraživanja.

Referenca	Izrazi za definiranje efektivne krutosti raspucanih elemenata
Fardis., 2007	$EI_{eff} = \frac{M_y \cdot L_V}{3 \cdot \theta_y}$
Za ovako formuliran izraz potrebno je znati karakteristike poprečnog presjeka (vrsta i količina armature, klasa betona, debljine zaštitnih slojeva itd.) kako bi se odredila dva osnovna parametra za definiranje efektivne krutosti (moment savijanja i rotacijski kapacitet kod dostizanja granice popuštanja). Budući da ovaj izraz koristi materijalne i geometrijske karakteristike elemenata, pogodan je za ocjenu postojećih konstrukcija.	
Fardis, 2007	$EI_{eff} = \alpha\left(0,8+\log_{10}\frac{L_V}{h}\right)\left(1+0,048\cdot\min\left(\frac{N}{A_c},50\ MPa\right)\right)(1-0,25\cdot\alpha_{sl})\cdot EI_g$
Ovako formuliran izraz dobiven je na osnovi eksperimentalne analize većeg broja uzoraka. U ovom izrazu nema parametra koji pokazuje karakteristike armature pa je ovakva formulacija prikladna za procjenu efektivne krutosti novih konstrukcija.	
EN 1998 3, 2010	$E_c I_{eff} = \nu \cdot \frac{M_{Rd}}{\phi_y}$
Za izraz dan ovom normom također je potrebno znanje o osnovnim parametrima poprečnog presjeka. Izraz ima korekcijski faktor kojim se uzima u obzir učinak ukrućenja neraspucalog dijela presjeka.	
Elwood i suradnici, 2009	$\frac{EI_{eff}}{EI_g} = \begin{cases} 0,2 & \frac{N}{A_c f_{ck}} \le 0,2 \\ \frac{5}{3}\frac{N}{A_c f_{ck}} - \frac{4}{30} & 0,2 < \frac{N}{A_c f_{ck}} \le 0,5 \\ 0,7 & 0,5 < \frac{N}{A_c f_{ck}} \end{cases}$
Promatran je utjecaj aksijalne sile na naprezanja u armaturi te su prema rezultatima istraživanja predloženi izrazi za efektivnu krutost u ovisnosti o intenzitetu uzdužne sile. Iz navedenog se može zaključiti da veća vrijednost aksijalne sile daje i veću vrijednost efektivne krutosti.	
Pristley, 2003	$EI = \frac{M_N}{\phi_y}$
Fib Model Code 2010	$EI_{eff} = \frac{M_y L_V}{3\theta_y}$
Ovaj izraz je identičan teorijskom Fardis-ovom izrazu iz 2007 godine.	

2.3.7. Zaključno o ocjeni efektivne krutosti

Proračunska krutost duktilnih betonskih elemenata upotrijebljenih u linearnom proračunu na potres treba biti jednaka sekantnoj krutosti u teorijskoj točci popuštanja [13].

Efektivna krutost raspucanog presjeka do dostizanja granice popuštanja je u prosjeku 20% vrijednosti neraspucanog presjeka $E_c I_g$ [27].

Iz pregleda stanja područja može se zaključiti da se krutost elemenat ne bi trebala uzimati kao ukupnu krutost (neraspucanog presjeka) iz razloga što do pojave pukotina u armirano betonskim elementima dolazi već kod opterećenja vlastitom težinom a time i do redukcije ukupne krutosti.

Iz danih istraživanja se može vidjeti velika ovisnost efektivne krutosti u odnosu na veličinu uzdužne sile i količinu uzdužne armature presjeka [34].

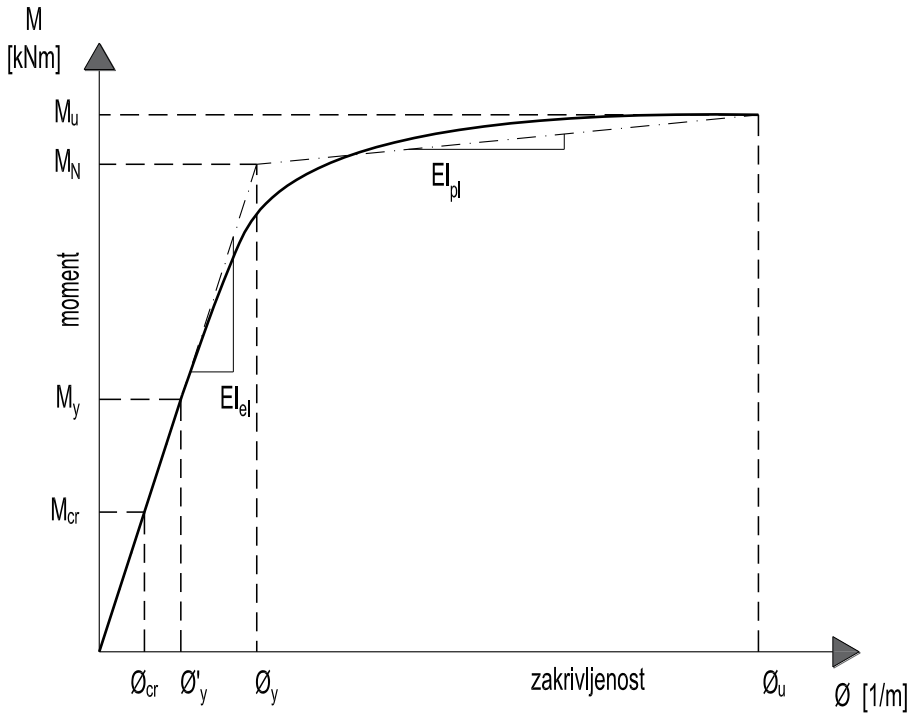
2.4.Krivulja odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti

Glavni pokazatelj razine duktilnosti nekog elementa ili konstrukcije je odnos između ukupne elastoplastične deformacije i deformacije na granici popuštanja.

Točno određivanje krivulje odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti armirano-betonskih presjeka je pouzdan pokazatelj nosivosti elemenata izloženih seizmičkim djelovanjima [35].

Ocjenu razine seizmičke nosivosti postojećih mostova moguće je jedino napraviti nekom od nelinearnih metoda. Korištenje ovakvih metoda zahtjeva znanje o stvarnom ponašanju elemenata konstrukcije odnosno stvarnim rotacijskim sposobnostima elemenata (M/φ dijagrami) pod statičkim opterećenjem ako se radi o nelinearnoj statičkoj analizi ili pod cikličkim opterećenjem ako se radi o nelinearnoj dinamičkoj analizi. Uobičajena su dva načina prikaza dijagram:

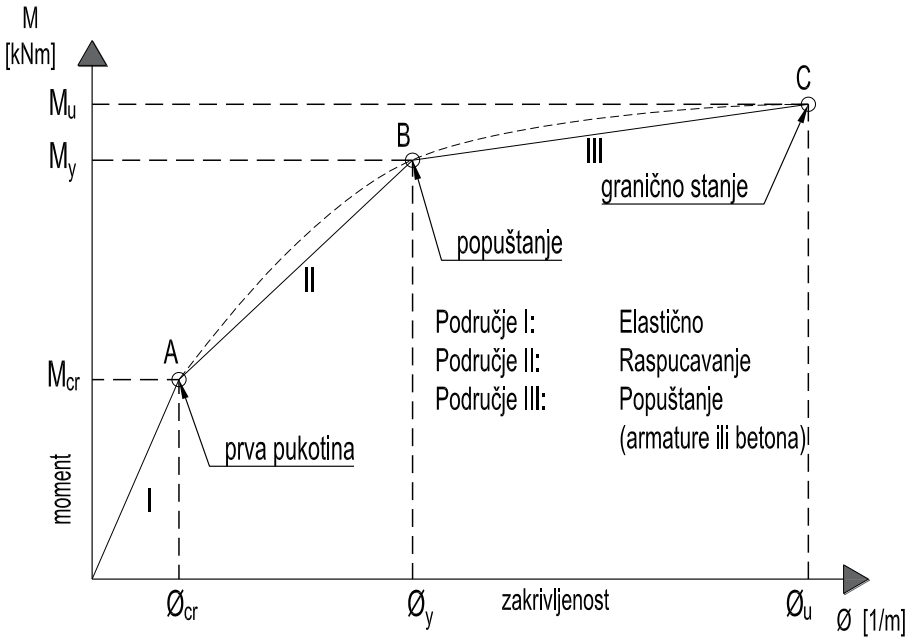
- Bilinearni dijagram (ne prikazuje područje 1, odnosno stanje do pojave prve pukotine) prikazan na Slika 30.
- Trilinearni dijagram prikazan na Slika 31.



Slika 30. Bilinearna aproksimacija M/Φ dijagrama

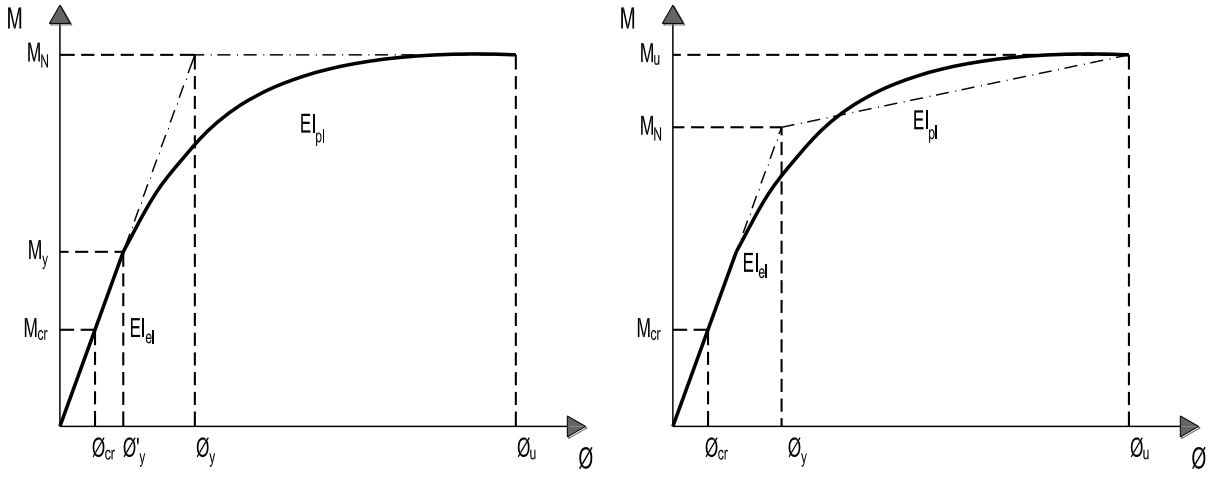
Na slikama (Slika 30,Slika 32) M_N predstavlja nominalnu vrijednost nosivosti presjeka na savijanje, ϕ_y zakrivljenost granice popuštanja ekvivalentne bilinearne aproksimacije odnosa momenta i rotacije presjeka, M_y moment savijanja kod dostizanja granice popuštanja, $\phi_y^{'}$ zakrivljenost presjeka kod dostizanja granice popuštanja betona ili armature, M_u moment

savijanja kod dostizanja graničnog stanja sloma a ϕ_u zakrivljenost kod dostizanja graničnog stanja sloma.



Slika 31. Trilinearna aproksimacija M/ Φ dijagrama

U radu [19] prikazan je postupak konstrukcije bilenearnog dijagrama. Sekantna krutost elastične grane dijagrama se dobije provlačenjem pravca kroz ishodište koordinatnog sustava i točke koja pripada granici popuštanja.



Slika 32.Elastoplastična i bilinearna idealizacija odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka

To je točka na M/ϕ dijagramu u kojoj je za pripadnu vrijednost momenta i zakrivljenosti došlo do tečenja najopterećenije vlačne šipke armature ili je dosegnuto tlačna deformacija betona koja karakterizira popuštanje. Produljenje ovog pravca do vrijednosti nominalnog momenta kojeg karakteriziraju maksimalna tlačna deformacija betona ili maksimalna vlačna deformacija armature (koja nastupi prije) dobijemo vrijednost nominalne zakrivljenosti popuštanja. Plastična grana dijagrama dobije se spajanjem točke nominalne granice popuštanja s točkom na M/ϕ dijagramu koju karakterizira granična vrijednost. Kroz pregled literature uglavnom se

nailazi na dva načina konstruiranja odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka elementa i to su elastoplastičan i bilinearan odnos. Prvi način karakterizira horizontalna grana koja u jednom predstavlja nominalnu i graničnu vrijednost momenta savijanja. Drugi način konstrukcije M/ϕ dijagrama sastoji se od kose plastične grane koja se dobije izjednačavanjem površina iznad i ispod stvarne i idealne krivulje (vidi Slika 21).

2.4.1. Važnost modeliranja stvarnog ponašanja materijala

Da bismo dobili što točnije rezultate odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka (M-ϕ dijagram) te simulaciju stvarnog ponašanja konstrukcije potreban nam je što točniji unos podataka (input) potrebnih za proračun. Osim poznavanja karakteristika porečnog presjeka (oblik i dimenzije presjeka, raspored i količina uzdužne i poprečne armature) potrebno je ispravno modelirati mehaničke karkateristike ponašanja materijala (betona, armature, ovijenog betona itd.) Ovdje se prvenstveno misli na to da se u proračun uzmu odnosi naprezanja i deformacija pojedinog materijala definirani što je moguće bliže stvarnome ponašanju materijala. Odnos momenta i rotacije presjeka jedinstven je za svaku geometriju presjeka te materijalne karakteristike betona i armature. Proračun suvremenih konstrukcija uglavnom se bazira na aproksimiranim odnosima naprezanja i deformacija. Uglavnom su to bilinearni dijagrami ili dijagrami sastavljeni od dijela parabole i pravca. Zanemaruje se utjecaj očvršćivanja armature nakon dostizanja granice popuštanja te stvarni odnos naprezanja i deformacija za beton u vlačnom i tlačnom području. U literaturi se mogu naći razne aproksimacije odnosa naprezanja i deformacija kojima su autori pokušali što bliže opisati stvarno ponašanje materijala. U nastavku su dani neki od odnosa kojima se što bliže opisuju pojedine karakteristike materijala potrebne za analizu zakrivljenosti presjeka.

Odnos naprezanja i deformacija za beton prema [22]:

$$\frac{\sigma_c}{f_{cm}} = \frac{k \cdot \eta - \eta^2}{1 + (k-2) \cdot \eta} \tag{1.142}$$

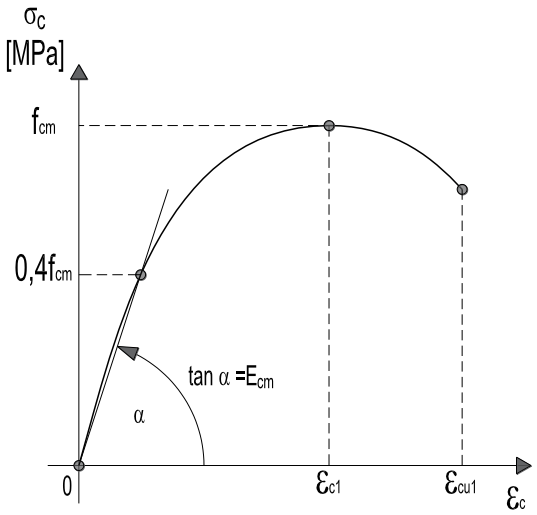
gdje je:

$$\eta = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}} \tag{1.143}$$

ε_{c1} deformacija kod dostizanja maksimalne vrijednosti naprezanja

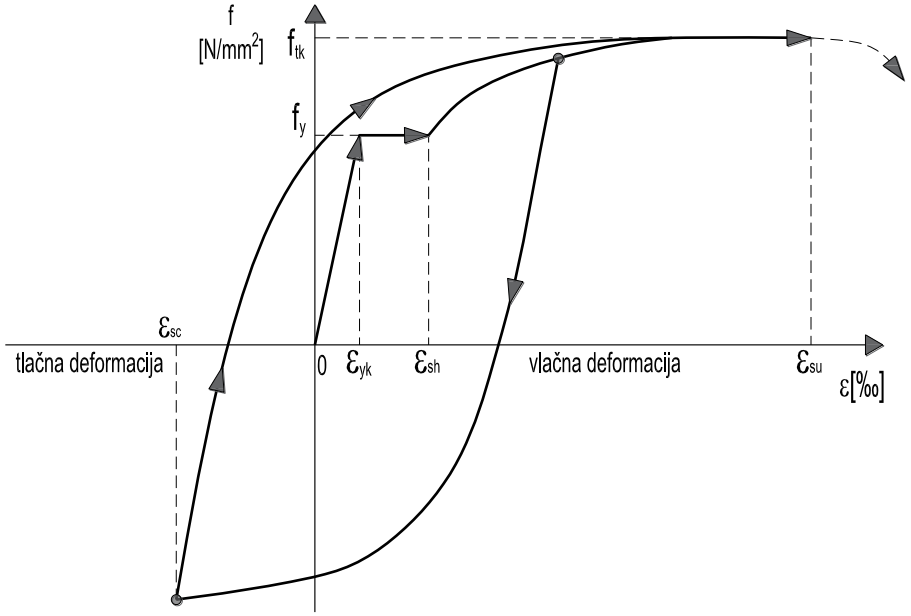
$k = 1{,}05 \cdot E_{cm} \cdot |\varepsilon_{c1}| / f_{cm}$

f_{cm} srednja tlačna čvrstoća betonskog valjka



Slika 33. Prikaz odnosa naprezanja i deformacija betona [22]

Odnos naprezanja i deformacija za armaturu prema [19]:



Slika 34. Odnos naprezanja i deformacija za armaturu – reproducirano prema [19]

Elastično područje:

$$0 \le \varepsilon_s \le \varepsilon_{yk} \qquad \sigma_s = E_s \cdot \varepsilon_s \le f_{yk} \tag{1.144}$$

Plato tečenja:

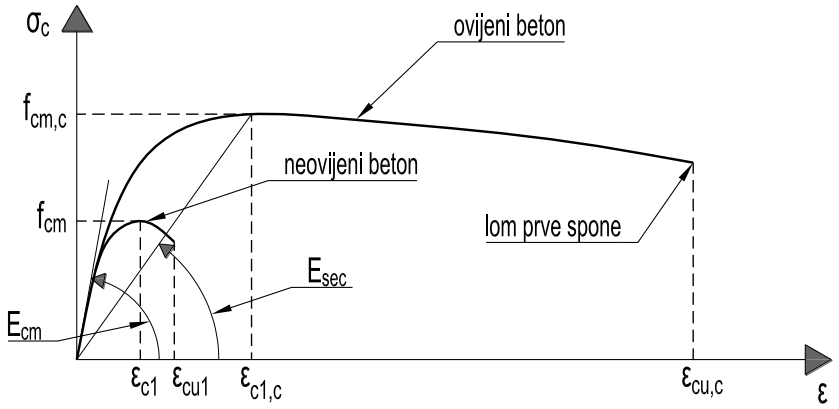
$$\varepsilon_{yk} \le \varepsilon_s \le \varepsilon_{sh} \qquad \sigma_s = f_{yk} \tag{1.145}$$

Očvršćivanje:

$$\varepsilon_{sh} \le \varepsilon_s \le \varepsilon_{su} \qquad \sigma_s = f_{tk} - \left(f_{tk} - f_y \right) \left(\frac{\varepsilon_{su} - \varepsilon_s}{\varepsilon_{su} - \varepsilon_{sh}} \right)^2 \tag{1.146}$$

Norma [13] daje ovisnost naprezanja i deformacija za ovijeni i neovijeni beton. Za neovijeni beton se poziva na normu [22] koja daje izraz (1.147) dok se za ovijeni beton daje izraz (1.148) prema normi [13].

Odnos naprezanja i deformacija za ovijeni beton prema[22]:



Slika 35. Odnos naprezanja i deformacija za ovijeni beton[22]

Naprezanja u neovijenom betonu:

$$f_{cd} = \frac{\alpha_{cc} f_{ck}}{\gamma_c} \tag{1.147}$$

Naprezanja u ovijenom betonu:

$$\frac{\sigma_c}{f_{cm,c}} = \frac{x \cdot r}{r - 1 + x^r} \tag{1.148}$$

gdje je:

$$x = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1,c}} \tag{1.149}$$

$$r = \frac{E_{cm}}{E_{cm} - E_{\sec}} \tag{1.150}$$

sekantni modul pri dostizanju čvrstoće:

$$E_{\text{sec}} = \frac{f_{cm,c}}{\varepsilon_{c1,c}} \tag{1.151}$$

čvrstoća

$$f_{cm,c} = f_{cm} \cdot \lambda_c \tag{1.152}$$

$$\lambda_c = 2,254 \cdot \sqrt{1+7,94\frac{\sigma_c}{f_{cm}}} - \frac{2\cdot\sigma_c}{f_{cm}} - 1,254 \tag{1.153}$$

naprezanja pri dostizanju čvrstoće:

$$\varepsilon_{c1,c} = 0,002\left[1+5\left(\frac{f_{cm,c}}{f_{cm}}-1\right)\right] \tag{1.154}$$

Proračunsko naprezanje ovijanja σ_c je naprezanje ovijanja koje dijeluje u oba proračunska smjera $\left(\sigma_c = \sigma_{c2} = \sigma_{c3}\right)$. To se naprezanje smije procijeniti na temelju omjera ovojne armature ρ_w i vjerojatne granice popuštanja te armature f_{ym} pomoću izraza[22]:

za kružne spone i spirale:

$$\sigma_c = \frac{1}{2}\alpha \cdot \rho_w \cdot f_{ym} \tag{1.155}$$

za pravokutne spone ili poprečne spone:

$$\sigma_c = \sigma \cdot \rho_w \cdot f_{ym} \tag{1.156}$$

Za stupove mostova izvedena u skladu s pravilima ovijanja i uz najmanju dimenziju $b_{\min} \cong 1,0\ m$ smije se uzeti vrijednost za $\alpha \cong 1,0$.

najveća deformacija betona $\varepsilon_{cu,c}$ odgovara slomu prve ovijene spone:

$$\varepsilon_{cu,c} = 0,004 + 1,4 \cdot \rho_s \cdot f_{ym} \cdot \varepsilon_{su} / f_{cm,c} \tag{1.157}$$

gdje je:

$\rho_s = \rho_w$ - za kružne spirale i spone

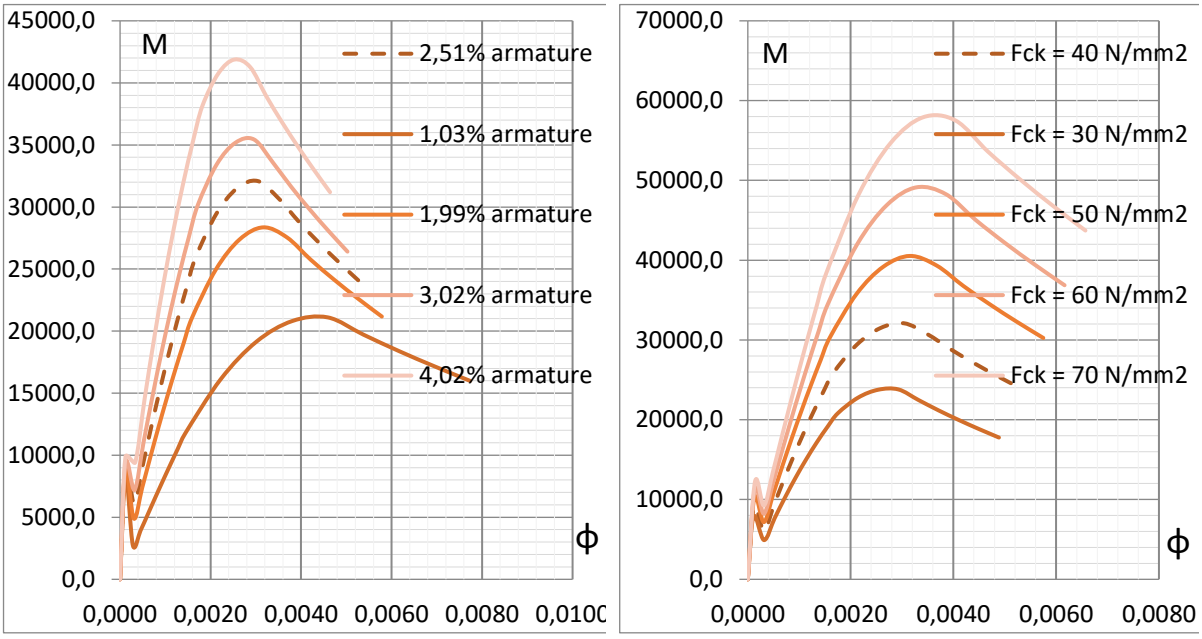
$\rho_s = 2 \cdot \rho_w$ - za okomite spone

$\varepsilon_{su} = \varepsilon_{um}$ - srednja vrijednost izduljenja čelika za armiranje pri najvećoj sili

2.4.2. Učinci raspucavanja i količine armature

U radu [36] je dan postupak točnog određivanja odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti šupljih pravokutnih stupova mostova. Autori ovoga rada su željeli ukazati na zalihe nosivosti

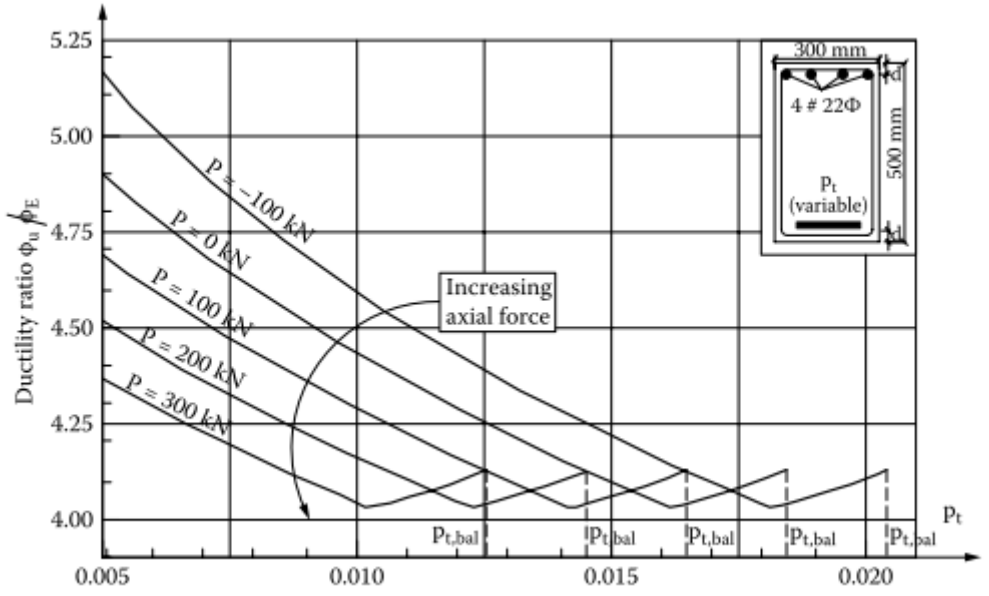
elemenata usporedbom točno dobivenog odnosa momenta i zakrivljenosti te idealiziranog odnosa često korištenog u inženjerskoj praksi. Prikazan je i utjecaj različitih parametara na sam oblik dijagrama (različita uzdužna sila, čvrstoća betona, udio armature u presjeku te različite geometrijske karakteristike presjeka). Iz danih rezultata vidljiva su značajnija odstupanja idelizirane krivulje od točne krivulje što potvrđuje tvrdnje autora i ukazuje na činjenicu da je **za detaljnija istraživanja ponašanja elemenata potrebno koristiti točan odnos momenta i rotacije presjeka.**



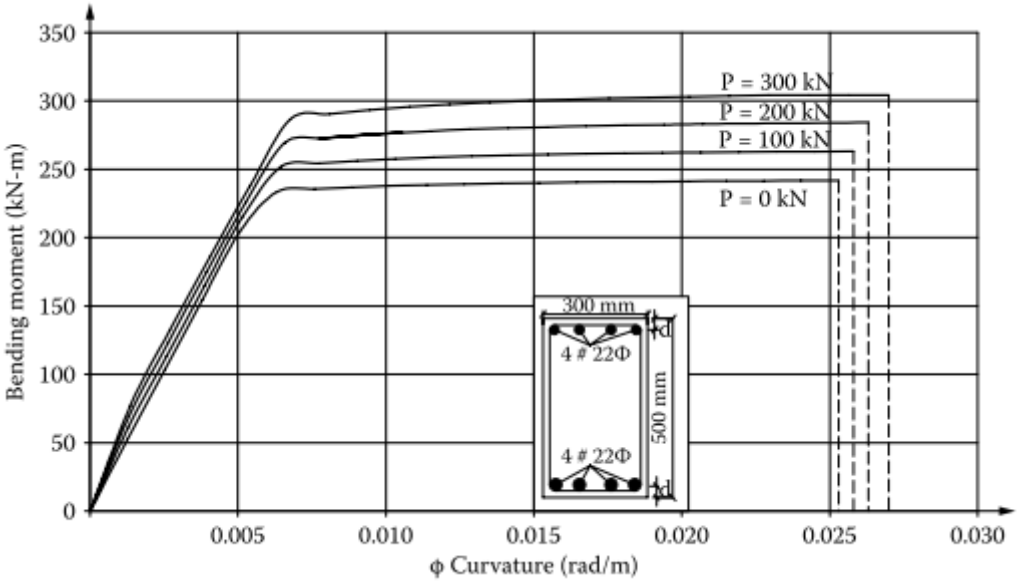
Slika 36. Dijagram odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti za različite udjele armature u presjeku (lijevo); Dijagram odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti za različite čvrstoće betona (desno) [36]

Uglavnom se u većini istraživanja odnos momenta i rotacije uzima linearno elastičan do pojave prve pukotine na maksimalno opterećenom vlačnom rubu. A vrijednosti momenta i rotacije do karakteristične točke raspucavanja određuju se iz uvjeta deformacije i ravnoteže presjeka.

U radu [35] dani su analitički izrazi za procjenu duktilnosti zakrivljenosti za pravokutne armirano betonske presjeke kroz elastično i elastoplastično ponašanje. Istraživani su utjecaji različitih parametara na oblik dijagrama odnosa momenta i zakrivljenosti te različiti scenariji sloma elementa. Izrazi se baziraju na nelinearnim karakteristikama materijala uz korištenje različitih omjera vlačne i tlačne uzdužne armature. Analizirani presjek je prikazan kroz sve faze odnosa momenta i zakrivljenosti te su dani izrazi za pripadni moment, zakrivljenost i položaj neutralne osi. **Iz rada se može zaključiti da postotak vlačne armature promatranog presjeka ima veliki utjecaj na duktilnost zakrivljenosti te da ponašanje presjeka nakon raspucavanja prvenstveno ovisi o količini armature.**



Slika 37. Utjecaj količine vlačne armature na duktilnost zakrivljenosti

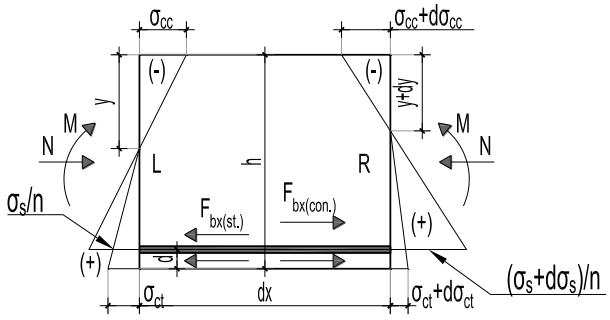


Slika 38.Odnos momenta i zakrivljenosti presjeka za različite razine uzdužne sile [35]

2.4.1. Učinak prionjivosti armature i betona odnosno proklizavanja armature

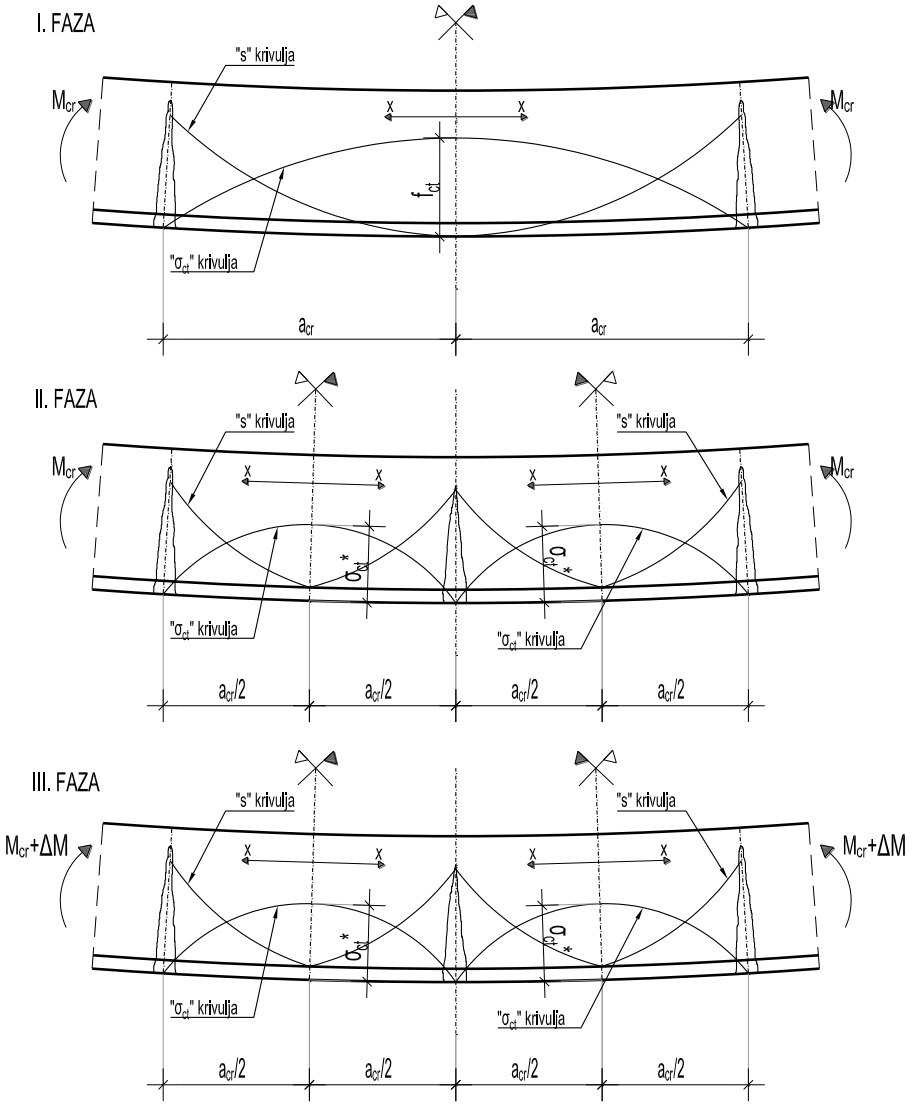
Analiza elemenata pri pojavi pukotine te utjecaj širenja pukotine na odnos momenta savijanja i zakrivljenosti elemenata opterećenih savijanjem prikazana je u radu [37]. Analizirano je i ponašanje elemenata između pukotina te ponašanje elemenata uslijed očvršćivanja armature. Dan je prikaz formiranja pukotina kroz tri faze (Slika 40) na dijelu armirano betonske grede opterećene stalnim povećanjem opterećenja te su prikazani dijagrami naprezanja i deformacija koji opisuju nastalo stanje u elementu. Stanje naprezanja prikazano je preko dvije krivulje: krivulja *s* koja prikazuje proklizavanje između armature i betona i krivulje σ_{ct} koja predstavlja

raspodjelu vlačnih naprezanja u betonu. Na sljedećoj slici prikazano je stanje naprezanja na infinitezimalnm dijelu elementa.



Slika 39. Stanje naprezanja na infinitezimalnom dijelu elementa[37]

Ovakvo stanje naprezanja i deformacija karakteriziraju linearni odnos naprezanja prionjivosti i proklizavanja, linearna raspodjela deformacija po visini presjeka i bilinearna aproksimacija radnih dijagrama betona i armature.



Slika 40. Razvoj pukotina po fazama [37]

Prva faza predstavlja trenutak nastanka prvih pukotina. Dolazi do izjednačavanja vanjskog momenta s veličinom momenta raspucavanja betona. Nepoznanica je udaljenost između pukotina koja je funkcija stanja posmičnih naprezanja na kontaktu armature i betona te vlačne čvrstoće betona. Stanje naprezanja i deformacija presjeka sredine elementa (između dvije pukotine, x=0) i presjeka na samoj pukotini je poznato:

$$\begin{aligned} x &= 0 \qquad & s &= 0 \qquad & \sigma_{ct} &= f_{ct} \\ x &= a_{cr} \qquad & s &= \max \qquad & \sigma_{ct} &= 0 \end{aligned} \tag{1.158}$$

Nakon dostizanja vlačne čvrstoće betona prelazimo u drugu fazu razvoja pukotina. Sada je poznat razmak između pukotina a_{cr} ali je nepoznato stanje vlačnih naprezanja sredine elementa između dvije pukotine σ_{ct}^{*}.

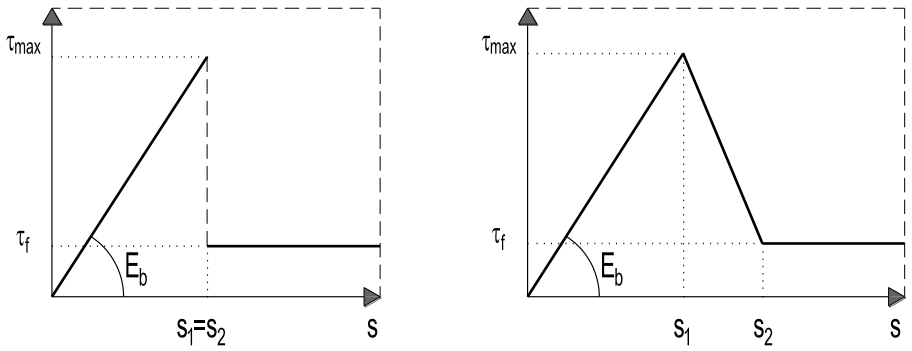
Stanje naprezanja i deformacija u sredini i rubovima novonastalog elementa je sljedeće:

$$\begin{aligned} x &= 0 \qquad & s &= 0 \qquad & \sigma_{ct} &= \sigma_{ct}^{*} \\ x &= a_{cr}/2 \qquad & s &= \max \qquad & \sigma_{ct}^{*} &= 0 \end{aligned} \tag{1.159}$$

U trećoj fazi se povećava vrijednost vanjskog djelovanja, odnosno momenta ΔM do dostizanja vlačne čvrstoće u sredini elementa. Kako je nepoznata vrijednost prirasta momenta ΔM, nije poznato ni stanje naprezanja i deformacija u dvama karakterističnim presjecima. Poznato je stanje naprezanja i deformacija na kraju treće faze:

$$\begin{aligned} x &= 0 \qquad & s &= 0 \qquad & \sigma_{ct} &= f_{ct} \\ x &= a_{cr}/2 \qquad & s &= \max \qquad & \sigma_{ct} &= 0 \end{aligned} \tag{1.160}$$

Razmatran je i utjecaj prionjivosti armature i betona na ponašanje elemenata pod opterećenjem savijanjem te je dana posmična veza između betona i armature koja je modelirana prema sljedeće dvije aproksimacije (Slika 41). prvi se model sastoji samo od početne kose grane odnosa naprezanja i deformacije do dostizanja granične vrijednosti te konstantnog dijela iza dostizanja. Drugi model je nešto složeniji i sastoji se od početnog uzlaznog dijela istog kao i prvi model, padajućeg dijela iza dostizanja maksimalne vrijednosti naprezanja i konstantnog djela.



Slika 41.Dva modela utjecaja prionjivosti armature i betona za elemente opterećene savijanjem-reproducirano prema [37]

Iz navedenih posmičnih veza betona i armature te poznatih karakteristika pojedinog materijala dani su izrazi za veličinu posmičnog naprezanja i posmične sile:

$$\begin{aligned} s \le s_1: &\qquad \tau = E_b \cdot s &\qquad F_{bx} = \tau \cdot n \cdot dx = E_b \cdot n \cdot dx \cdot s \\ s \ge s_1: &\qquad \tau = \tau_f = const. & F_{bx} = \tau_f \cdot n \cdot dx \end{aligned} \tag{1.161}$$

Prema slici Slika 39 može se zaključiti da su nepoznata četiri parametra desne strane infinitezimalnog elementa:

- Promjena visine tlačnog područja, d_y
- Promjena veličine vlačnog naprezanja u betonu $d\sigma_{ct}$
- Promjena veličine tlačnog naprezanja u betonu $d\sigma_{cc}$
- Promjena veličine proklizavanja ds

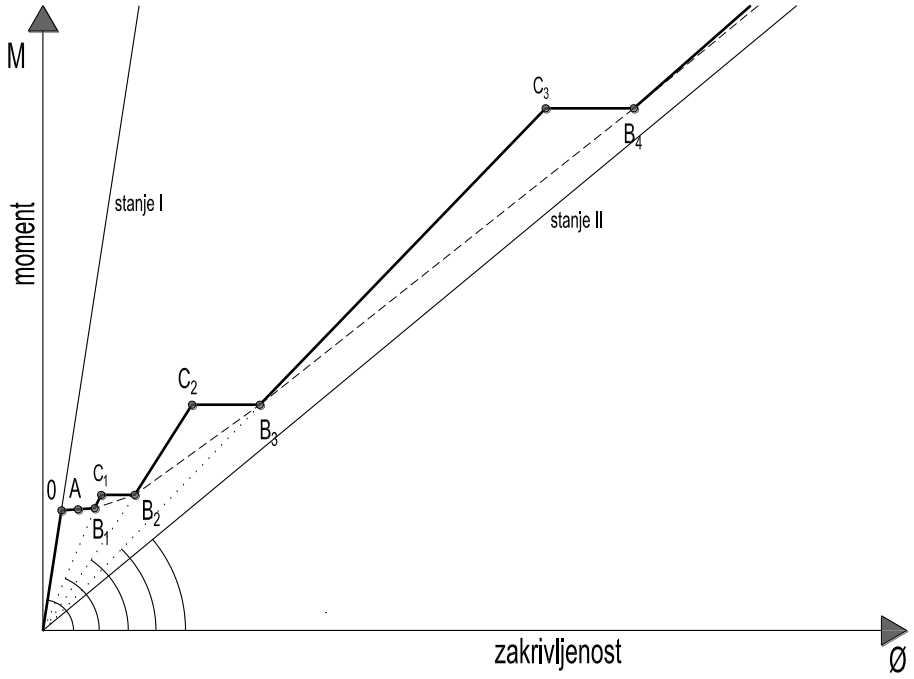
Za rješenje problema raspodjele i nastanka pukotina autori su postavili četiri jednadžbe prema sljedećem:

- Ravnoteža uzdužnih sila
- Ravnoteže sume momenata
- Ravnoteže proklizavanja
- Uvjeta ravnih presjeka (raspodjela deformacija po visini presjeka je linearna)

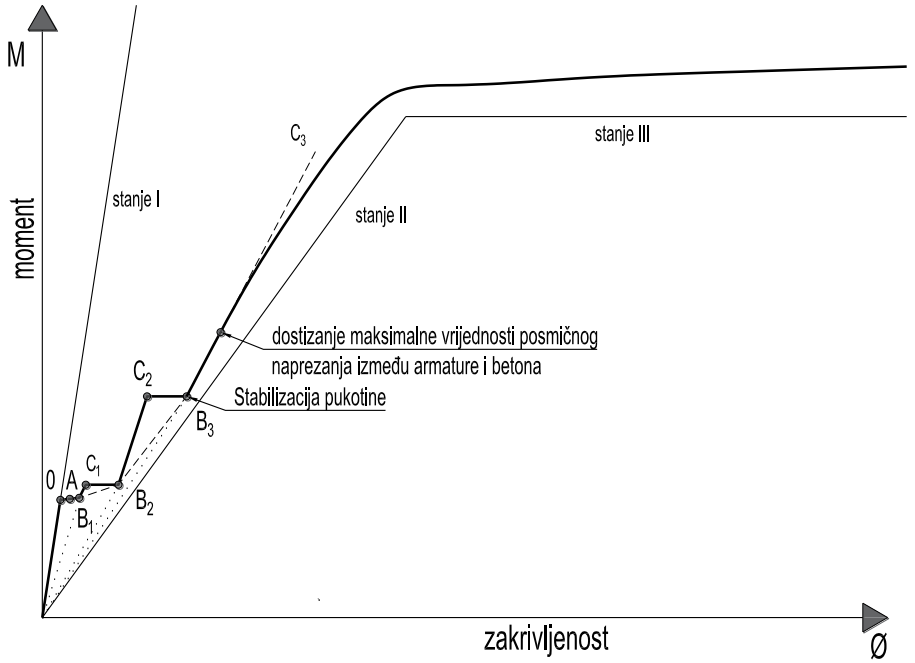
Promatrano je područje do pada gubitka prionjivosti $\left(s \le s_1\right)$ i nakon pada gubitka prionjivosti $\left(s \ge s_1\right)$. Sam izvod i formulacija izraza za rotaciju infinitezimalnog dijela elementa iz koje proizlazi izraz za ukupni rotacijski kapacitet nije prikladna za inženjersku praksu već za neko detaljnije istraživanje utjecaja pojave pukotina na rotacijski kapacitet elementa. Bitno je istaknuti kako su autori ovog rada ukazali na promjene u odnosu momenta savijanja i rotacije presjeka uslijed pojave pukotina.

$$\left(\frac{1}{r}\right)_m = \frac{\sum_{i=1}^{m} \left|\Delta\phi^i\right|}{m \cdot \Delta x} \tag{1.162}$$

Utjecaj formiranja pukotina po elementu na odnos momenta i rotacije promatranog presjeka prikazan je na sljedećoj slici. Na sljedećoj slici prikazane su faze nastanka pukotina kroz formiranje odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti. Dijagram prate oznake koje su karakteristične za prije spomenute faze (A=prva faza, B=druga faza, C=treća faza)



Slika 42. Teorijski odnos momenta savijanja i zakrivljenosti za elastičan materijal - reproducirano prema [37]



Slika 43. Utjecaj formiranja pukotina na odnos tipičnog momenta savijanja i rotacije presjeka – reproducirano prema [37]

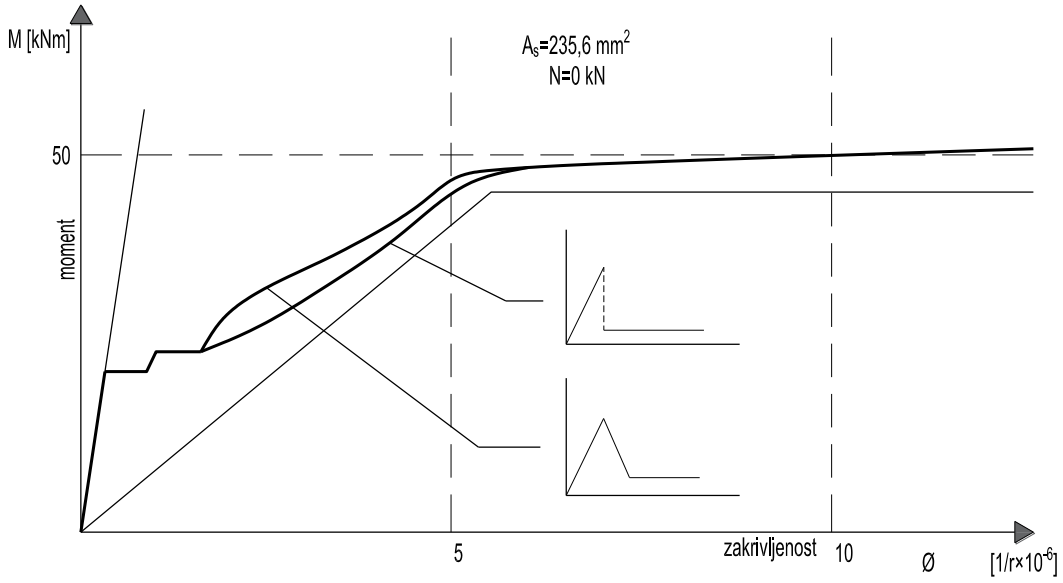
0 – bez pukotina

A – pojava prve pukotine

B_1 - B_i – pojava druge do i-te pukotine

C_1 – C_i – dosegnuta je vlačna čvrstoća betona između dvije pukotine

Numeričko testiranje danih rezultata ukazuje na značajniju razliku upotrebe dvaju prije spomenutih odnosa prionjivosti betona i armature u području formiranja pukotina (stanje 2 M/ϕ dijagrama). Povećanjem omjera armiranja vlačnom armaturom, stvarni dijagrami se oblikovanjem približuju pravcu stanja dva. **Ova činjenica ukazu je gubitak utjecaja proklizavanja s povećanjem koeficijenta armiranja vlačnom armaturom. Povećanjem uzdužne sile raste savojna krutost elemenata odnosno pravac koji predstavlja stanje dva ima veći nagib što je veća aksijalna sila.**

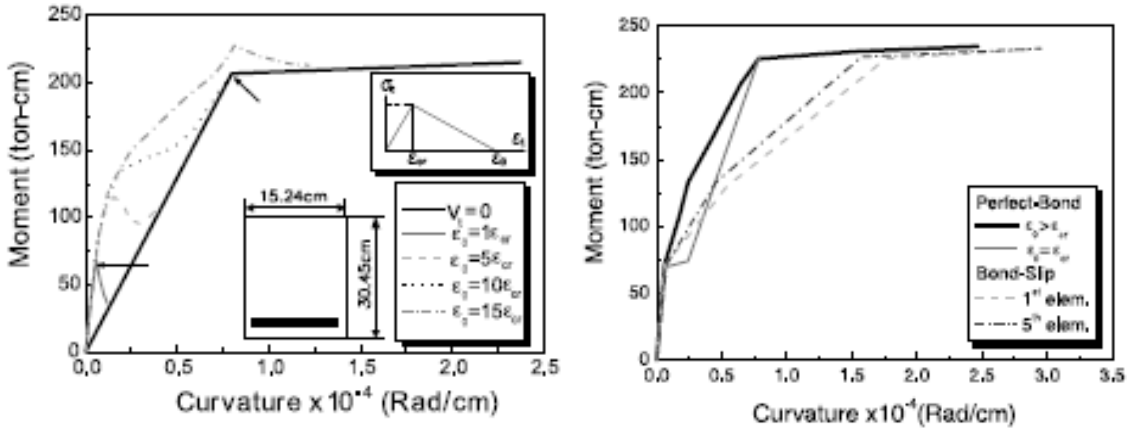


Slika 44. Razlike u odnosu M/Φ dijagrama za dana dva odnosa prionjivosti betona i armature -reproducirano prema [37]

Karakteristike M/ϕ dijagrama u ovisnosti o ponašanju betona nakon dostizanja vlačne čvrstoće (raspucavanja) te modeliranje utjecaja gubitka prionjivosti i očvršćivanja armature na modelu sa štapnim elementima prikazano je u radu [38].

U pojednostavljenim proračunima armirano betonskih elemenata, veza između armature i betona uglavnom se smatra kao idealno upeta. **Ova pretpostavka se može primijeniti u područjima u kojima se javljaju jako mala posmična naprezanja između betona i armature. U područjima s velikim posmičnim naprezanjima kao što su područja u blizini pukotina dolazi do relativnih deformacija između betona i armature. Iz tog razloga se utjecaj proklizavanja armature mora uzeti kao parametar kod analize ponašanja konstrukcije.**

U radu [38] napravljena je numerička i eksperimentalna analiza odnosa M/ϕ dijagrama armirano betonskih gredica s armaturom u vlačnom i tlačnom rubu, opterećenih lateralnim opterećenjem u sredini te je dan pojednostavljen postupak proračuna odnosa momenta i rotacije presjeka.



Slika 45. Utjecaj popustljivosti veze između betona i armature te načina modeliranja elemenata na odnos momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka[38]

2.4.2. Veza s efektivnom krutošću raspucanog presjeka

U knjizi [17] granična vrijednosti kuta zaokreta presjeka u trenutku dostizanja vlačne čvrstoće armature kao bitnog parametra u definiranju duljine plastičnog zgloba i rotacijskog kapaciteta elementa iskazana je preko efektivne krutosti raspucanog presjeka. Efektivna krutost raspucanog presjeka iskazana je grafom za pravokutne i kružne poprečne presjeku u odnosu na koeficijent armiranja uzdužnom armaturom, omjeru tlačne sile i tlačne otpornosti neovijenog armirano betonskog presjeka te momentu tromosti bruto presjeka.

Zakrivljenost presjeka bitan je parametar kod proračuna rotacijskog kapaciteta plastičnih zglobova.

2.4.3. Zaključno o formiranju krivulje M-fi

Pouzdan pokazatelj nosivosti elemenata izloženih seizmičkim djelovanjima je točno određena krivulja odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti armirano-betonskih presjeka [35].

Da bismo dobili što točnije rezultate odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka (M-ϕ dijagram) te simulaciju stvarnog ponašanja konstrukcije potreban nam je što točniji unos podataka (input) potrebnih za proračun.

Za detaljna istraživanja pokazatelja seizmičke otpornosti potrebno je koristiti točan odnos momenta i rotacije presjeka a ne aproksimaciju kroz dvije ili tri točke što često slučaj zbog jednostavnosti proračuna.

Iz rada [34] se može zaključiti da se zakrivljenost presjeka kod dostizanju granice popuštanja može smatrati konstantom.

Iz rada [35] se može zaključiti da postotak vlačne armature promatranog presjeka ima veliki utjecaj na duktilnost zakrivljenosti te da ponašanje presjeka nakon raspucavanja prvenstveno ovisi o količini armature. Utjecaj proklizavanja se gubi s povećanjem koeficijenta armiranja vlačnom armaturom a povećanjem aksijalne sile raste nagib pravca stanja dva što rezultira povećanjem savojne krutosti. U područjima s velikim posmičnim naprezanjima kao što su područja u blizini pukotina dolazi do relativnih deformacija između betona i armature. Iz tog

razloga se utjecaj proklizavanja armature mora uzeti kao parametar kod analize ponašanja konstrukcije.

Prema istraživanju autora [37] vidljive su nagle promjene (skokovi) u odnosu M/ϕ dijagrama uslijed pojave pukotina.

2.5. Problematika naših postojećih mostova s netipičnim poprečnim presjecima

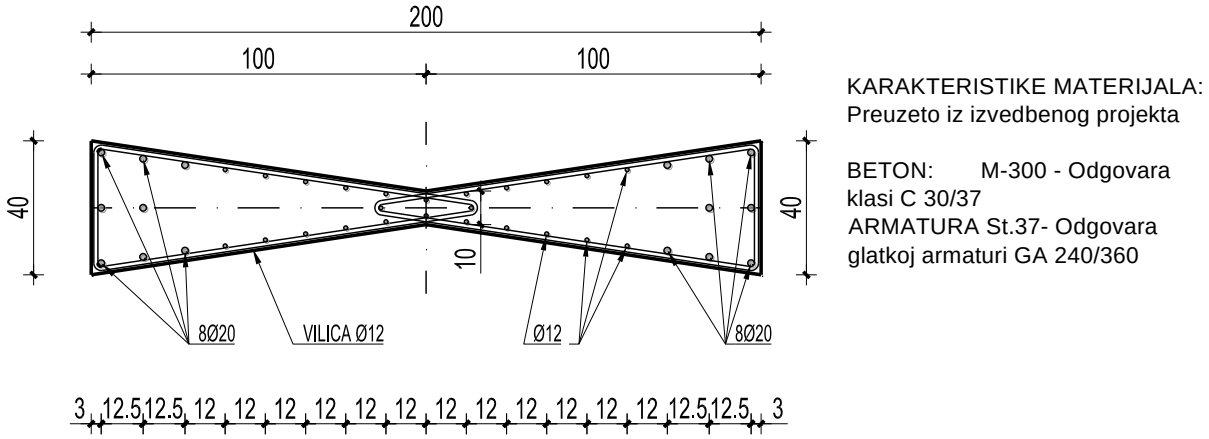
Kao što je prethodno rečeno, jedno od glavnih svojstava koje konstrukcije moraju posjedovati u seizmički aktivnim područjima je sposobnost nelinearnog odgovora konstrukcije. To svojstvo uvelike ovisi o svojstvima materijala od kojih je konstrukcija napravljena, o konstrukcijskom oblikovanju te o oblikovanju detalja.

Dobro je poznato da konstrukcije kojima je kapacitet nosivosti manji od onog koji odgovara elastičnom odgovoru danog potresa mogu podnijeti to opterećenje s malo ili bez vidljivih oštećenja. Ovakvo ponašanje je razlog sposobnosti konstrukcije da se deformira u neelastičnom području bez značajnog gubitka čvrstoće, kroz brojne cikluse odgovora konstrukcije.

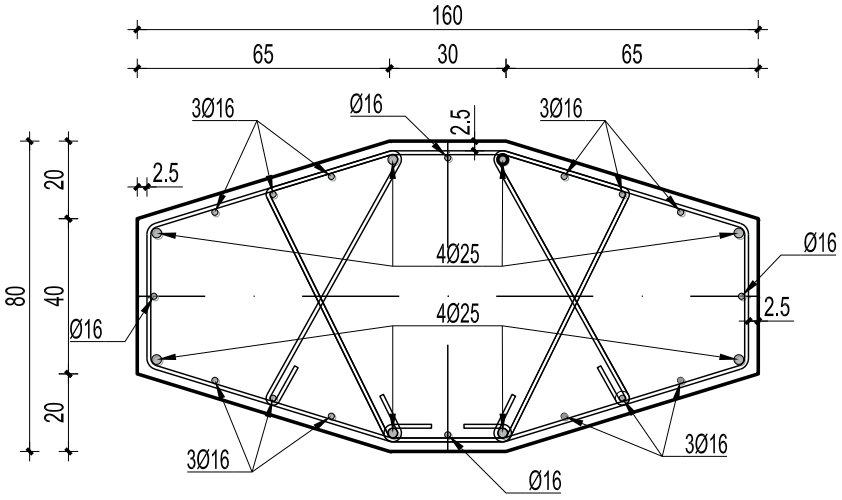
Konstrukcije kroz duktilno ponašanje (formiranje plastičnih zglobova) disipiraju seizmičku energiju i na taj način mogu podnijeti značajno veća seizmička djelovanja. Uzimanjem u obzir raspucavanje elemenata konstrukcije, dolazi do povećanja prvog tona oscilacije konstrukcije odnosno konstrukcija postaje "mekša" što za posljedicu ima smanjenje seizmičkih sila na konstrukciju u skladu s proračunskim spektrom odgovora.

Iz literaturnog pregleda može se zaključiti da se dosadašnja istraživanja odnose na analize pokazatelja seizmičke otpornosti pravokutnih, kvadratnih i kružnih presjeka stupova sa ili bez šupljina te presjeka zidova. Propisi koji su danas na snazi također se baziraju na istraživanjima ovakvih tipova presjeka. Postavlja se pitanje kako analizirati pokazatelje seizmičke otpornosti stupova presjeka različitih od prije navedenih (netipični poprečni presjeci).

Veliki broj mostova izvedenih u zadnjoj polovici prošlog stoljeća imaju stupove koji svojim oblikom značajno odstupaju od prije spomenutih tipičnih oblika presjeka. Tu se svakako mogu spomenuti stupovi velikih lučnih armirano betonskih mostova među kojima svakako valja izdvojiti mostove Krk [39], Pag [40], Šibenik [41] te više manjih mostova prikazanih u radu [42] među kojima valja istaknuti armirano betonski lučni most preko Slunčice. Svi ovi mostovi dimenzionirani su prema danas zastarjelim propisima [43], [44] koje su danas zamijenile suvremene europske norme[8], [12], [13], [21].



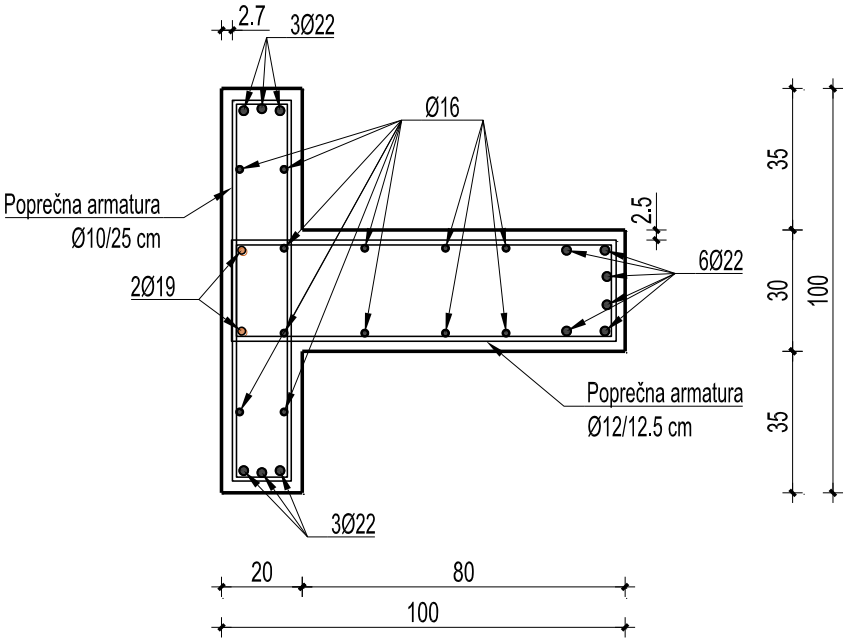
Slika 46. Poprečni presjek nadlučnog stupa lučnog mosta Slunjčice



KARAKTERISTIKE MATERIJALA:
Preuzeto iz izvedbenog projekta

BETON: MB 450 - Odgovara klasi C 30/37
ARMATURA C 37 - Odgovara glatkoj armaturi GA 240/360

Slika 47. Poprečni presjek nadlučnog stupa mosta Šibenik



KARAKTERISTIKE MATERIJALA:
Preuzeto iz izvedbenog projekta

BETON: MB 350
ARMATURA CBR 40/50

Slika 48. Poprečni presjek polovice nadlučnog stupa mosta Krk

Ako želimo dokazat razinu seizmičke otpornosti ovakvih mostova odmah nailazimo na problem procjene bitnih pokazatelja seizmičke otpornosti, rotacijskog kapaciteta plastičnih zglobova ako se radi o nekoj od nelinearnih analiza te djelotvornoj krutosti u području plastičnih zglobova i duljine plastičnih zglobova ako se radi o linearnoj analizi.

Uz sve navedeno tu se javljaju i problemi izazvani utjecajem okoline koji sigurno znatno utječu na procjenu razine ovih pokazatelja i ne planiraju se razmatrati u ovom istraživanju već se predlažu za neka nova istraživanja.

3. PARAMETARSKA ANALIZA NETIPIČNIH POPREČNIH PRESJEKA MOSTOVA

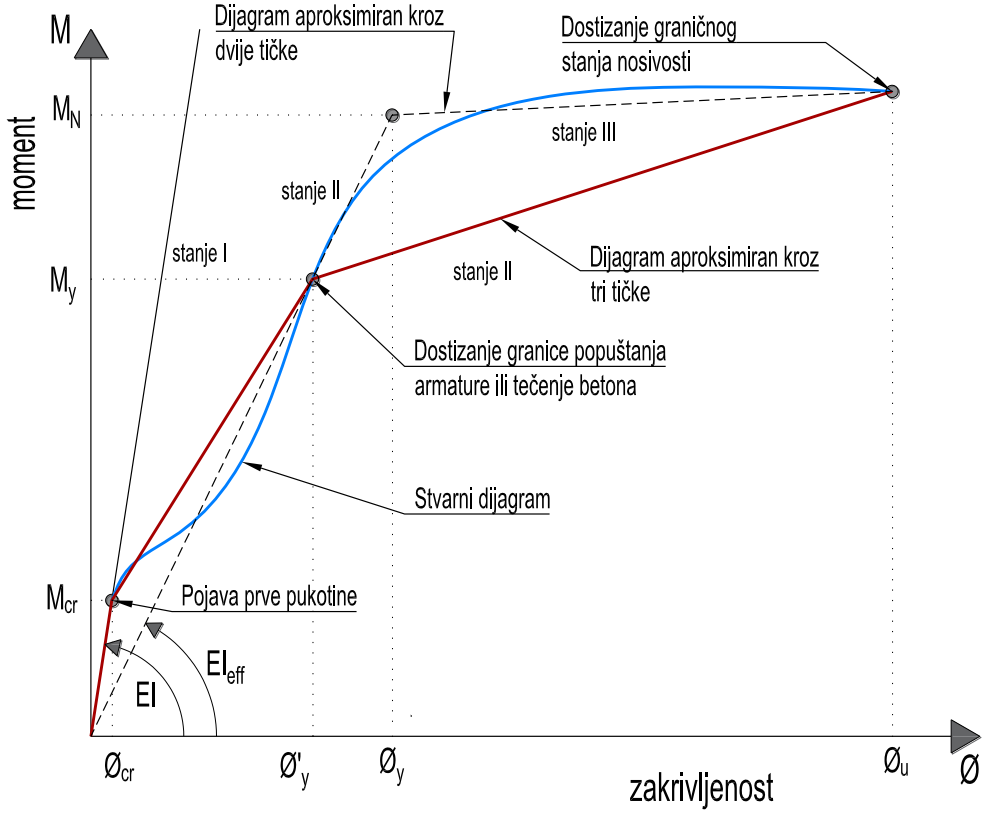
U ovom poglavlju dan je primjer izvoda odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti netipičnih stupova armiranobetonskih mostova. Za primjere su uzeti poprečni presjeci nadlučnih stupova lučnog mosta preko Krke u Šibeniku.

Dijagrami odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti opisuju se trima karakterističnim točkama u kojima se presjek nalazi uslijed povećanja opterećenja (momenta savijanja, uzdužne sile itd.). Te točke čine tri različita područja kroz koja presjek prolazi povećanjem ranije spomenutog opterećenja, odnosno zakrivljenosti presjeka.

Prvo područje je karakteristično po tome što se u njemu presjek ponaša elastično, naprezanja u svakoj točki presjeka manja su od vlačne čvrstoće betona, presjek je ne raspucao.

Drugo područje karakterizira presjek nakon pojave prve pukotine do popuštanja vlačne armature. Nakon pojave prve pukotine u betonu smanjuje se visina betonskog dijela presjeka te se smatra da tlačna naprezanja u betonu sada prenose preostala površina betona i tlačna armatura, dok vlačna naprezanja prenosi samo vlačna armatura.

Nakon popuštanja vlačne armature poprečni se presjek nalazi u trećem području sve do sloma konstrukcije. Slom konstrukcije može nastupiti preko armature ili preko betona. Kao mjerodavna vrijednost uzima se ona u kojoj je slom nastupio prije.



Slika 49. Karakteristični izgled M/Φ dijagrama

3.1. Izvod odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti stupova lučnog mosta preko Slunčice

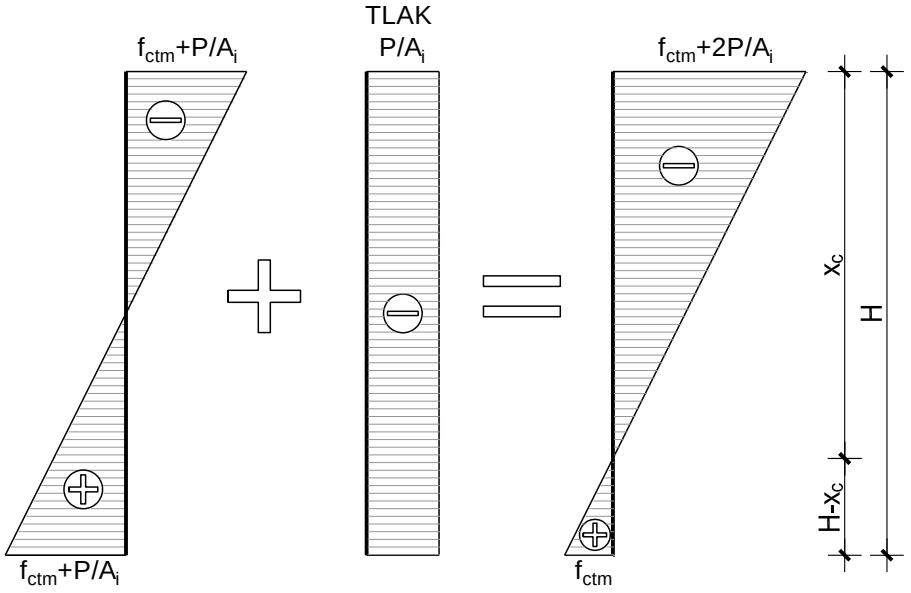
3.1.1. Prvo područje dijagrama – dostizanje vlačne čvrstoće betona

Prvo područje dijagrama karakteristično je po gotovo linearnom odnosu momenta savijanja i rotacije presjeka. Ovakav odnos karakterističan je do točke koja se ujedno naziva i prva točka dijagrama.

Prva točka dijagrama odnosa momenta svijanja i zakrivljenosti dobije se iz uvjeta da je na vlačnom rubu presjeka dosegnuta vlačna čvrstoća betona, odnosno stanje neposredno prije pojave prve pukotine.

Do pojave prve pukotine na najviše opterećenom vlakancu vlačnog ruba presjeka aktivan je čitav presjek dok se odnos između naprezanja i deformacija betona i čelika uzima kako je dano u poglavlju 3.1.2.

Da bi odredili prvu točku dijagrama potrebno je odrediti takav položaj neutralne osi pri kojem su na vlačnom rubu naprezanja jednaka vlačnoj čvrstoći betona. Za simetričan presjek položaj neutralne osi možemo odrediti iz sljedeće skice:



Slika 50. Određivanje položaja neutralne osi za simetričan presjek

Iz uvjeta sličnosti trokuta izvodimo sljedeći izraz:

$$x_c = \frac{\left(f_{ctm} + 2 \cdot P / A_i\right) \cdot H}{\left(2 \cdot f_{ctm} + 2 \cdot P / A_i\right)} \tag{3.1}$$

Gdje je:

x_c – položaj neutralne osi u trenutku dosezanja vlačne čvrstoće betona

f_{ctm} – vlačna čvrstoća betona

P – Tlačna sila

A_i – površina bruto presjeka

H – ukupna visina presjeka

Momenta savijanja pri dosezanju vlačne čvrstoće betona M_{cr} (moment otvaranja prve pukotine) dobije se iz izraza:

$$M_{cr} = \frac{f_{ctm} \cdot I_i}{y_{1d}} \tag{3.2}$$

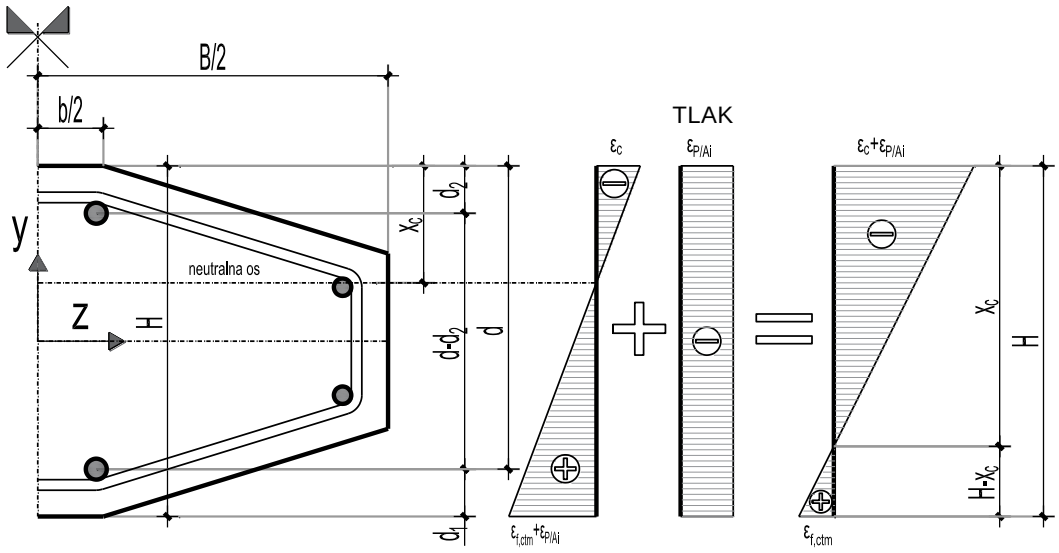
Gdje se vlačna čvrstoća betona za klase $\leq C50/60$ računa prema izrazu (3.3) ili se odredi laboratorijskim ispitivanjima:

$$f_{ctm} = 0,30 \cdot f_{ck}^{\,2/3} \left[N/mm^2 \right] \tag{3.3}$$

I_i - moment tromosti idealnog betonskog presjeka

y_{1d} – udaljenost do vlačno opterećenog ruba presjeka

U linearno elastičnom području za nesimetričan presjek položaj neutralne osi za djelovanje momenta savijanja se poklapa s težištem idealnog presjeka. Iz položaja neutralne osi i poznavanja deformacije na donjem rubu presjeka koja su jednaka vlačnoj čvrstoći betona možemo odredit veličinu naprezanja na gornjem rubu presjeka. Ovakvo stanje naprezanja je posljedica savijanja. Ako osim savijanja na elemenat djeluje i uzdužna sila, konačna slika deformacija presjeka u elastičnom području dobije se dodavanjem deformacije od utjecaja uzdužne sile.



Slika 51. Prikaz definiranja položaja neutralne osi

Kritični moment otvaranja prve pukotine može se odrediti i iz ravnoteže unutarnjih i vanjskih sila presjeka. Potrebno je naći takovo stanje deformacija presjeka kod kojega je na najudaljenijem vlakom napregnutom dijelu presjeka dosegnuta srednja vlačna čvrstoća betona,

a zadovoljena je ravnoteža vanjskih i unutarnjih sila. Ovaj postupak je iterativan i sastoji se od sljedećih koraka:

1. Iz poznatih dimenzija presjeka, količine i vrste armature te vrste gradiva potrebno je izračunati idealne karakteristike presjeka na način da se karakteristike armature prikažu preko karakteristika betona u odnosu modula elastičnosti.
   Odnos momenata elastičnosti armature i betona:

$$\alpha_{E,s} = \frac{E_s}{E_c} \tag{3.4}$$

   Površina idealnog poprečnog presjeka:

$$A_i = \sum_n A_{c,n} + \left(\alpha_{E,s} - 1\right) \cdot \sum_m A_{s,m} \tag{3.5}$$

   Položaj neutralne osi:

$$z_i = \frac{\sum_n A_{c,n} \cdot z_{c,n} + \left(\alpha_{E,s} - 1\right) \cdot \sum_m A_{s.m} \cdot z_{s,m}}{A_i} \tag{3.6}$$

   Moment tromosti idealnog poprečnog presjeka:

$$I_i = \sum_n I_{c,n} + \sum_n A_{c,n} \cdot z_{c,n}^2 + \left(\alpha_{E,s} - 1\right) \sum_m I_{s,m} + \left(\alpha_{E,s} - 1\right) \sum_m A_{s,m} \cdot z_{s,m}^2 \tag{3.7}$$

2. Uvjet otvaranja prve pukotine je dosezanje vlačna čvrstoća betona na vlakom napregnutom dijelu presjeka. Vrijednost srednje vlačne čvrstoće odredi se prema usvojenoj klasi betona ili se dobije eksperimentalnim ispitivanjem. Iz vrijednosti srednje vlačne čvrstoće i modula elastičnosti odabrane klase betona izračunamo veličinu relativne deformacije vlačnog ruba presjeka.

$$\varepsilon_{fctm} = \frac{f_{ctm}}{E_c} \tag{3.8}$$

3. Pretpostavimo veličinu naprezanja, odnosno deformacija tlačnog ruba presjeka ε_{cc} koja se sastoji od deformacije dobivene savijanjem ε_M i deformacije od uzdužne sile ε_P . Ukupna vrijednost deformacije je zbroj te dvije deformacije dana je sljedećim izrazom:

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_P + \varepsilon_M \tag{3.9}$$

4. Izračunamo položaj neutralne osi x_c iz sličnosti trokuta:

$$x_c = \frac{\varepsilon_{cc} \cdot H}{\left(\varepsilon_{cc} + \varepsilon_{cr}\right)} \tag{3.10}$$

5. Budući da do dostizanja granice popuštanja u armaturi vrijedi linearan odnos naprezanja i deformacija, možemo iz poznatih karakteristika armature (površine, modula

elastičnosti itd.) te dobivenog stanja naprezanja i deformacija u prethodnom koraku izračunamo relativne deformacije na mjestu pojedine šipke iz kojih se onda izračunaju naprezanja. Veličinu sile u pojedinoj šipki armature izračunamo iz dobivene vrijednosti naprezanja i površine šipke:

$$\sigma_{s,m} = \varepsilon_{s,m} \cdot E_s$$
$$F_{s,m} = \frac{\sigma_{s,m}}{A_{s,m}} \tag{3.11}$$

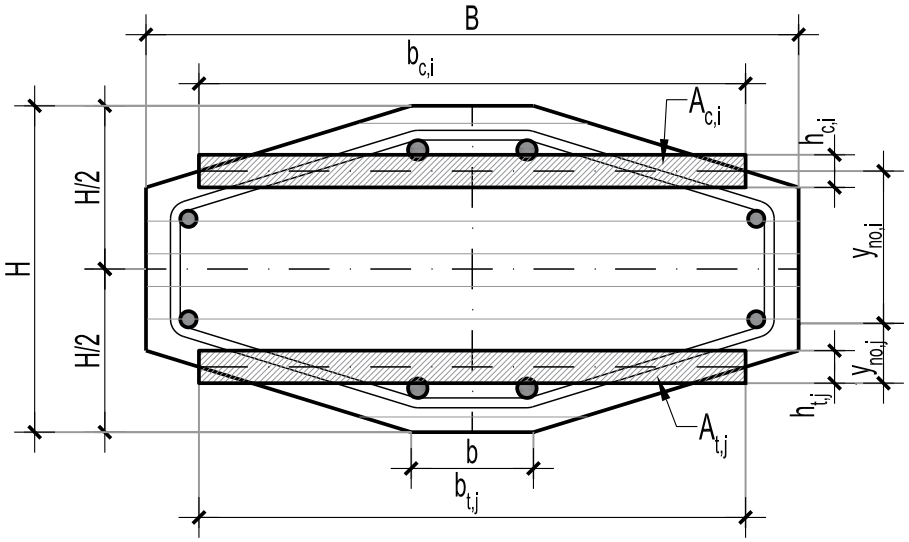
gdje je:

$F_{s,m}$ - veličina sile u m-toj šipki presjeka

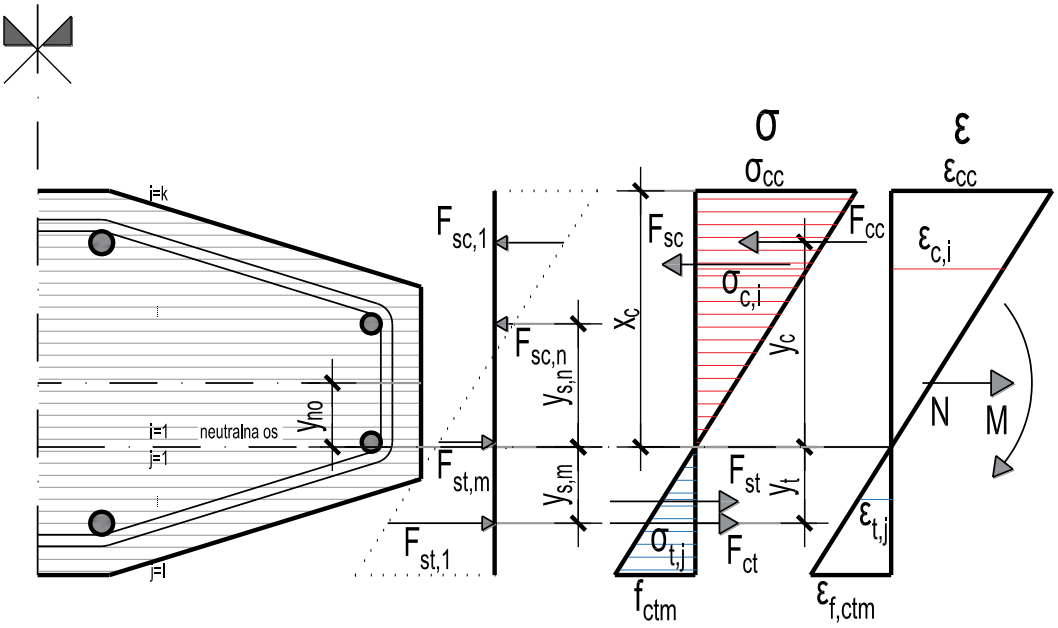
$\sigma_{s,m}$ - veličina naprezanja u m-toj šipki presjeka

$\varepsilon_{s,m}$ - veličina deformacije u m-toj šipki presjeka

$A_{s,m}$ - površina m-te šipke presjeka



Slika 52. Prikaz analiziranog poprečnog presjek s oznakama



Slika 53. Stanje naprezanja i deformacija u trenutku dostizanja vlačne čvrstoće betona

Ako se koriste idealne karakteristike presjeka na način da se sve vrijednosti daju preko karakteristika betona, stvarna vrijednost sile u pojedinoj šipki armature se dobije uvećanjem za vrijednost koeficijenta odnosa modula elastičnosti betona i armature.
Uz pretpostavku da je do pojave prve pukotine promjena deformacija i naprezanja po visini presjeka linearna i činjenicu da je presjek promjenjive širine, veličinu sile u tlačnom i vlačnom dijelu betonskog presjeka računamo na način da presjek podijelimo na *i* infinitezimalno malih dijelova širine $b_{c,i}$ i visine $h_{c,i}$ koji se nalaze na visini $y_{no,i}$ od neutralne osi presjeka. Budući da je prirast naprezanja po visini presjeka linearan, možemo izračunati veličinu naprezanja i-tog segmenta presjeka:

$$F_{c,i} = A_{c,i} \cdot \sigma_{c,i} \tag{3.12}$$

gdje je

$$A_{c,i} = b_{c,i} \cdot h_{c,i} \tag{3.13}$$

površina tlačnog područja betona.

Ukupna sila tlačnog područja betona:

$$F_{cc} = \sum_{i=1}^{k} F_{c,i} \tag{3.14}$$

Hvatište sile tlačnog područja betona dobije se iz sljedećeg izraza:

$$y_c = \frac{\sum_{i=1}^{k} F_{c,i} \cdot y_{no,i}}{F_{cc}} \tag{3.15}$$

Postupak određivanja sile vlačnog područja betona je identičan.

Sila pojedinog segmenta vlačnog područja:

$$F_{t,j} = A_{t,j} \cdot \sigma_{t,j} \tag{3.16}$$

gdje je

$$A_{t,i} = b_{t,j} \cdot h_{t,j} \tag{3.17}$$

površina vlačnog područja betona.

Ukupna sila vlačnog područja betona:

$$F_{ct} = \sum_{j=1}^{l} F_{t,j} \tag{3.18}$$

Hvatište sile vlačnog područja betona dobije se iz sljedećeg izraza:

$$y_t = \frac{\sum_{j=1}^{l} F_{t,j} \cdot y_{no,j}}{F_t} \tag{3.19}$$

Za hvatište uzdužne sile kao vanjskog djelovanja uzima se težište presjeka.

6. Dobivene sile stavljamo u jednadžbu ravnoteže horizontalnih sila. Ako je ravnoteža ostvarena, možemo iz dobivenih sila izračunati vrijednost momenta kod otvaranja prve pukotine. U suprotnom pretpostavljamo novu vrijednost deformacije tlačnog ruba presjeka, računamo novi položaj neutralne osi i sve sile u presjeku:

$$N = F_{cc} + F_{ct} + F_s \tag{3.20}$$

gdje je:

$$F_s = \sum_m F_{st,m} + \sum_n F_{sc,n} \tag{3.21}$$

zbroj sila pojedine šipke armature vlačnog i tlačnog područja presjeka.

7. Vrijednost moment savijanja kod otvaranja prve pukotine dobijemo iz sume momenata oko neke točke presjeka. U ovom slučaju to je točka položaja neutralne osi. Vrijednosti $y_c, y_t, y_{s,m}, y_{s,n}, y_{no}$ predstavljaju udaljenosti hvatišta sila od neutralne osi to to redom: tlačnog područja betona, vlačnog područja betona, m-te i n-te šipke armature i vanjske aksijalne sile.

$$M = F_{cc} \cdot y_c + F_{ct} \cdot y_t + \sum_m F_{s,m} \cdot y_{s,m} + \sum_n F_{s,n} \cdot y_{s,n} - N \cdot y_{no} \tag{3.22}$$

8. Zakrivljenost presjeka opterećenog tlačnom silom i momentom savijanja iznosa potrebnog da se dosegne vlačna čvrstoća betona iznosi:

$$\Phi_1 = \frac{M_{cr}}{E_{cm} \cdot I_i} \tag{3.23}$$

Φ – zakrivljenost

E_{cm} – modul elastičnosti betona

M_{cr} – kritični moment savijanja pri kojem se doseže vlačna čvrstoća betona

Iz poznatih vrijednosti deformacija i položaja neutralne osi, zakrivljenost se može odrediti i iz sljedećeg izraza:

$$\Phi_1 = \frac{\varepsilon_{fctm}}{\left(H - x_c\right)} \tag{3.24}$$

Odnos momenta savijanja i kuta zaokreta presjeka od ishodišta koordinatnog sustava do prve točke M/Φ dijagrama je linearan. Vrijednosti dijagrama između prve i druge točke dobiju se na način da postupno povećavamo kut zaokreta. To radimo na način da povećavamo relativnu deformaciju na mjestu armature vlačnog ruba presjeka. Za svaku novu vrijednost deformacije armature tražimo takvu veličinu deformacije tlačnog ruba presjeka kod koje su sile presjeka u ravnoteži. Kad je uvjet ravnoteže zadovoljen možemo odredit kut zaokreta i njemu pripadni moment. Veličina prirasta kuta zaokreta, odnosno relativnih deformacija definira točnost dijagrama. Ovaj postupak provodimo za proizvoljan broj točaka dok relativna deformacija najviše napregnute vlačne armature ne dosegne deformaciju granice tečenja armature. Ta točka je druga točka M/Φ dijagrama.

3.1.2. Drugo područje dijagrama – dostizanje granice popuštanja armature ili slom tlačnog područja betona

Ako se nastavi povećanje vanjskih djelovanja iznad vrijednosti pri kojima se doseže vlačna čvrstoća betona, dolazi se do pojave pukotine na vlačnom rubu presjeka i njenog širenja po visini presjeka što uzrokuje smanjenje visine presjeka a time i površine na koju djeluje uzdužna sila te momenta tromosti presjeka.

Povećanjem vrijednosti djelovanja dolazimo do točke u kojoj se javlja tečenje armature na vlačnom rubu presjeka, odnosno dosežemo deformaciju:

$$\varepsilon_{yd} = \frac{f_{yd}}{E_s} \tag{3.25}$$

Kao i u prethodnom dijelu proračuna, zakrivljenost računamo iz odnosa vrijednosti udaljenosti neutralne osi od tlačnog ruba i deformacije betona na tlačnom rubu

$$\Phi_2 = \frac{\varepsilon_{cc}}{x_{no,2}} \tag{3.26}$$

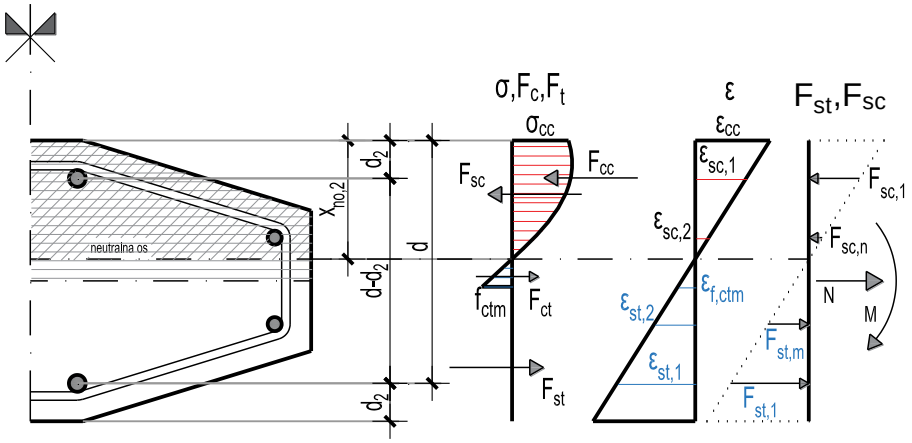
ε_{cc} - deformacija tlačnog ruba betona od djelovanja uzdužne sile i momenta savijanja

$x_{no,2}$ - udaljenost neutralne osi od tlačnog ruba presjeka

Postupak pronalaženja položaja neutralne osi kod dosezanja granice tečenja armature na vlakom napregnutom rubu presjeka sličan je prethodno opisanom postupku iteracije ravnoteže sila. Traži se takav položaj neutralne osi pri kojem je zadovoljena ravnoteža vanjskih i unutarnjih horizontalnih sila presjeka.

$$N = F_{cc} + F_{ct} + \sum_m F_{st,m} + \sum_n F_{st,n} \tag{3.27}$$

Raspodjela deformacija i naprezanja s pripadnim silama može se vidjeti na sljedećoj slici.



Slika 54. Stanje naprezanja i deformacija u trenutku dostizanja vlačne čvrstoće betona

U nastavku su dani koraci proračuna druge točke M/ϕ dijagrama.

1. Iz poznate relativne deformacije pri kojoj dolazi do tečenja armature i pretpostavljene deformacije ruba presjeka opterećenog tlakom, odredimo položaj neutralne osi. Ovdje ponovo uzimamo u obzir da je deformacija tlačnog ruba presjeka jednaka zbroju deformacija od savijanja i uzdužne sile.

$$x_{no,2} = \frac{\varepsilon_{cc} \cdot \left(H - d_1\right)}{\left(\varepsilon_{cc} + \varepsilon_{st,1}\right)} \tag{3.28}$$

2. Budući da se visina presjeka smanjila zbog pojave pukotine, smanjila se i površina na koju djeluje uzdužna sila. Navedena površina se dobije tako da se od ukupne površine presjeka betona oduzme površina koja pripada visini prodora pukotine. Budući da se promatra površina idealnog presjeka, potrebno je oduzeti i površinu armature koja je u zoni pukotine. Dubina prodora pukotine u betonu dobije se iz dijagrama relativnih

deformacija prema kojem dolazi do pojave pukotina kada je relativna deformacija veća od $\varepsilon_{f,ctm}$. $\varepsilon_{f,ctm}$ se iskazuje prema sljedećem izrazu:

$$\varepsilon_{f,ctm} = \frac{f_{ctm}}{E_c} \tag{3.29}$$

3. Ovisno o veličini relativne deformacije u razini pojedine šipke armature, preko izraza (3.11) odredimo veličine sila u pojedinoj šipki armature. Budući da su karakteristike materijala svedene na jedan materijal (beton), stvarnu veličinu naprezanja dobijemo tako da dobivena naprezanja preko karakteristika betona uvećamo s vrijednošću koeficijenta $\alpha_{E,s}$.

   Iz položaja neutralne osi i veličine relativnih deformacija određujemo karakteristična područja presjeka u pogledu raspodjele naprezanja po visini presjeka. Ovakvo stanje naprezanja i deformacija podrazumijeva da je presjek raspucao. Da bi dobili sile u betonu, presjek dijelimo na tri ili četiri područja ovisno o odabiru vrste raspodjele odnosa tlačnih naprezanja i deformacija betona:

- Raspucali dio presjeka. Dio presjeka betona od vlačnog ruba do visine na kojoj je dosegnuta vlačna čvrstoća betona.
- Dio presjeka betona u vlačnom području od neutralne osi do visine širenja pukotine, odnosno do vrijednosti vlačne čvrstoće betona i njoj pripadne deformacije. O ovom području pretpostavljeno je da je prirast naprezanja od nule na razini neutralne osi do vrijednosti srednje vlačne čvrstoće linearan. Postupak pronalaženja sile vlačnog područja betona isti je kao i postupak opisan za proračun prve točke M/ϕ dijagrama.

Za tlačno područje betona, propis [22] daje pojednostavljeni odnos naprezanja i relativnih deformacija koji je uvriježen u inženjerskoj praksi.

- Dio presjeka betona u tlačnom području do razine deformacije ε_{c2}. Na ovom dijelu presjeka naprezanja se mijenjaju prema sljedećem izrazu [22]:

$$\sigma_c = f_{cd}\left[1-\left(1-\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c2}}\right)^n\right] \qquad za \qquad 0 \le \varepsilon_c \le \varepsilon_{c2} \tag{3.30}$$

- Dio presjeka od razine deformacije ε_{c2} do tlačnog ruba presjeka s deformacijom ε_{cc}. Naprezanja na ovom dijelu presjeka su konstantna.

$$\sigma_c = f_{cd} \qquad za \qquad \varepsilon_{c2} \le \varepsilon_c \le \varepsilon_{cc} \tag{3.31}$$

Sila na dijelu presjeka s konstantnom raspodjelom deformacije dobije se na način da se površina tog dijela presjeka pomnoži s vrijednošću konstantnog naprezanja.

$$F_{c1} = A_{c1} \cdot f_{cd} \tag{3.32}$$

Hvatište dobivene sile nalazi se u geometrijskom težištu betonskog presjeka s konstantnim naprezanjima.

Sila na dijelu presjeka s nelinearnom raspodjelom tlačnih naprezanja određuje se tako da se betonski presjek podjeli na dovoljan broj infinitezimalno malih površina pripadne širine i visine koje se onda množe s pripadnom vrijednošću naprezanja na toj visini. Razlika ovog proračuna u odnosu na onaj za dobivanje prve točke M/ϕ dijagrama je u raspodjeli naprezanja betona u tlaku do veličine deformacije ε_{c2}. U prvom postupku naprezanja imaju linearan prirast, dok je u drugom postupku prirast naprezanja dan izrazom (3.30).

Površina infinitezimalno malog dijela presjeka iznosi:

$$A_i = b_i \cdot h_i \tag{3.33}$$

Sila koja pripada betonskom dijelu presjeka s nelinearnom raspodjelom naprezanja iznosi:

$$F_{c2} = \sum_{i=1}^{i=k} A_i \cdot f_{c,i} \tag{3.34}$$

Hvatište sile u području nelinearne raspodjele naprezanja dobijemo iz sljedećeg izraza:

$$y_{Fc2} = \frac{\sum_{i=1}^{k} F_{c,i} \cdot y_{no,i}}{F_{c2}} \tag{3.35}$$

Budući da se ovim istraživanjem želi postići odnos momenta i rotacije presjeka što je moguće bliže stvarnom ponašanju, u nastavku istraživanja usvojit će se nelinearan odnos relativnih deformacija i naprezanja koji je također dan propisom [22]:

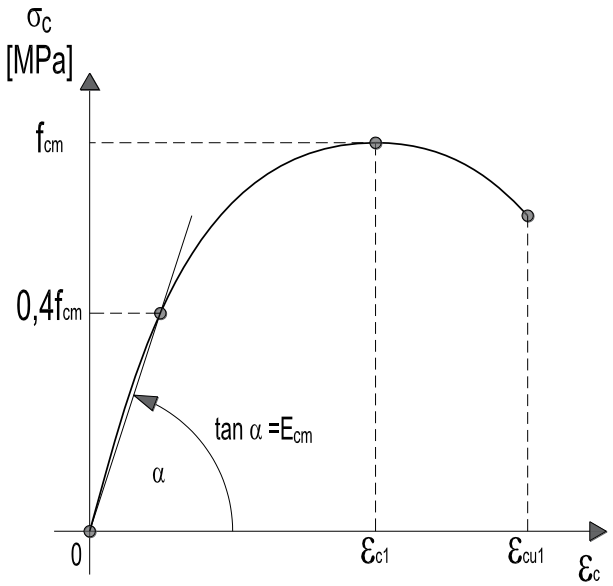
$$\frac{\sigma_c}{f_{cm}} = \frac{k \cdot \eta - \eta^2}{1 + (k-2) \cdot \eta} \tag{3.36}$$

gdje je:

$$\eta = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}} \tag{3.37}$$

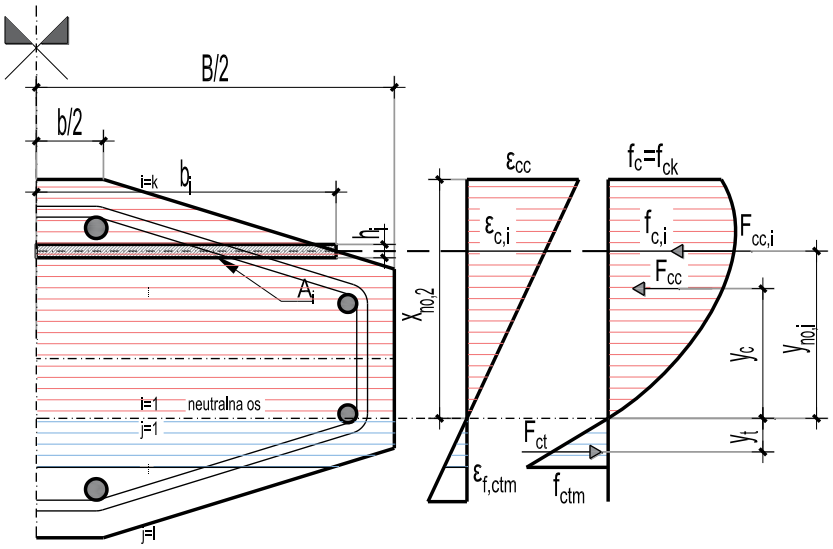
$$k = 1{,}05 \cdot E_{cm} \cdot |\varepsilon_{c1}| / f_{cm} \tag{3.38}$$

Vrijednosti $\varepsilon_{c1}, \varepsilon_{cu1}, E_{cm}$ i f_{cm} dane su tablično za pojedinu klasu betona u propisu [22].



Slika 55.Odnos naprezanja i deformacija za beton korišten u proračunu M/Φ dijagrama

Ako je stanje deformacija takvo da se presjek nalazi u raspucanom stanju, smanjuje se efektivna površina na koju djeluje uzdužna sila ovisno o visini raspucanosti presjeka.



Slika 56. Prikaz raspodjele tlačnog i vlačnog područja betona za proračun sila u betonu

Sila koja pripada betonskom dijelu presjeka s nelinearnom raspodjelom tlačnog naprezanja iznosi:

$$F_{cc} = \sum_{i=1}^{i=k} A_i \cdot f_{c,i} \tag{3.39}$$

Hvatište sile u području nelinearne raspodjele naprezanja dobijemo iz sljedećeg izraza:

$$y_c = \frac{\sum_{i=1}^{k} F_{cc,i} \cdot y_{no,i}}{F_{cc}} \tag{3.40}$$

4. Dobivene sile iz prethodnih koraka uvrstimo u jednadžbu ravnoteže horizontalnih sila (3.27). Ako je uvjet zadovoljen, možemo zaključiti da je pretpostavljena deformacija tlačnog ruba presjeka deformacija stanja dva. Ako uvjet nije zadovolje, pretpostavljamo novu deformaciju, računamo sile u betonu i armaturi i ponovo postavljamo jednadžbu ravnoteže. Ovo ponavljamo sve dok ne zadovoljimo ravnotežu presjeka.
5. Iz dobivenih vrijednosti deformacija i položaja neutralne osi možemo izračunati veličinu kuta zaokreta presjeka prema izrazu (3.26)
6. Vrijednost moment savijanja kod popuštanja armature dobijemo iz sume momenata oko neke točke presjeka.

$$M = F_{c1} \cdot y_{Fc1} + F_{c2} \cdot y_{Fc2} + F_{ct} \cdot y_{ct} + \sum_m F_{s,m} \cdot y_{s,m} - N \cdot y_{no} \tag{3.41}$$

7. Vrijednosti dobivene u koracima 6. i 7. daju drugu točku M / ϕ dijagrama.

Vrijednost dijagrama od druge do treće točke dobijemo na isti način kao i one od prve do druge, postupnim povećanjem kuta zaokreta tako da mijenjamo vrijednost relativne deformacije šipke armature najbliže vlačnom rubu presjeka ε_{s1} i tražimo takvu deformaciju tlačnog ruba presjeka ε_{cc} koja će zadovoljiti uvjet ravnoteže sila. Do granice popuštanja, odnos deformacija i naprezanja armature je linearan. Nakon dostizanja granice popuštanja usvajaju se sljedeće vrijednosti odnosa naprezanja i deformacija dane u [19]:

Elastično područje:

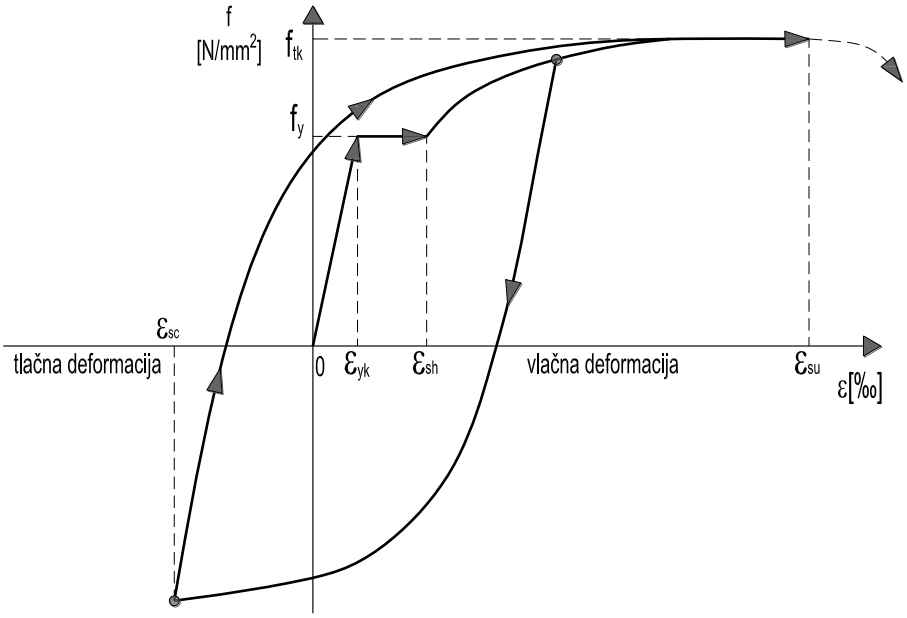
$$0 \le \varepsilon_s \le \varepsilon_{yk} \qquad \sigma_s = E_s \cdot \varepsilon_s \le f_{yk} \tag{3.42}$$

Plato tečenja:

$$\varepsilon_{yk} \le \varepsilon_s \le \varepsilon_{sh} \qquad \sigma_s = f_{yk} \tag{3.43}$$

Očvršćivanje:

$$\varepsilon_{sh} \le \varepsilon_s \le \varepsilon_{su} \qquad \sigma_s = f_{tk} - \left(f_{tk} - f_{yk} \right) \left(\frac{\varepsilon_{su} - \varepsilon_s}{\varepsilon_{su} - \varepsilon_{sh}} \right)^2 \tag{3.44}$$



Slika 57. Odnos naprezanja i deformacija za armaturu korišten u proračunu M/Φ dijagrama

Ovaj postupak ponavljamo sve dok ne dosegnemo deformacije koje karakteriziraju granične čvrstoće betona ili armature.

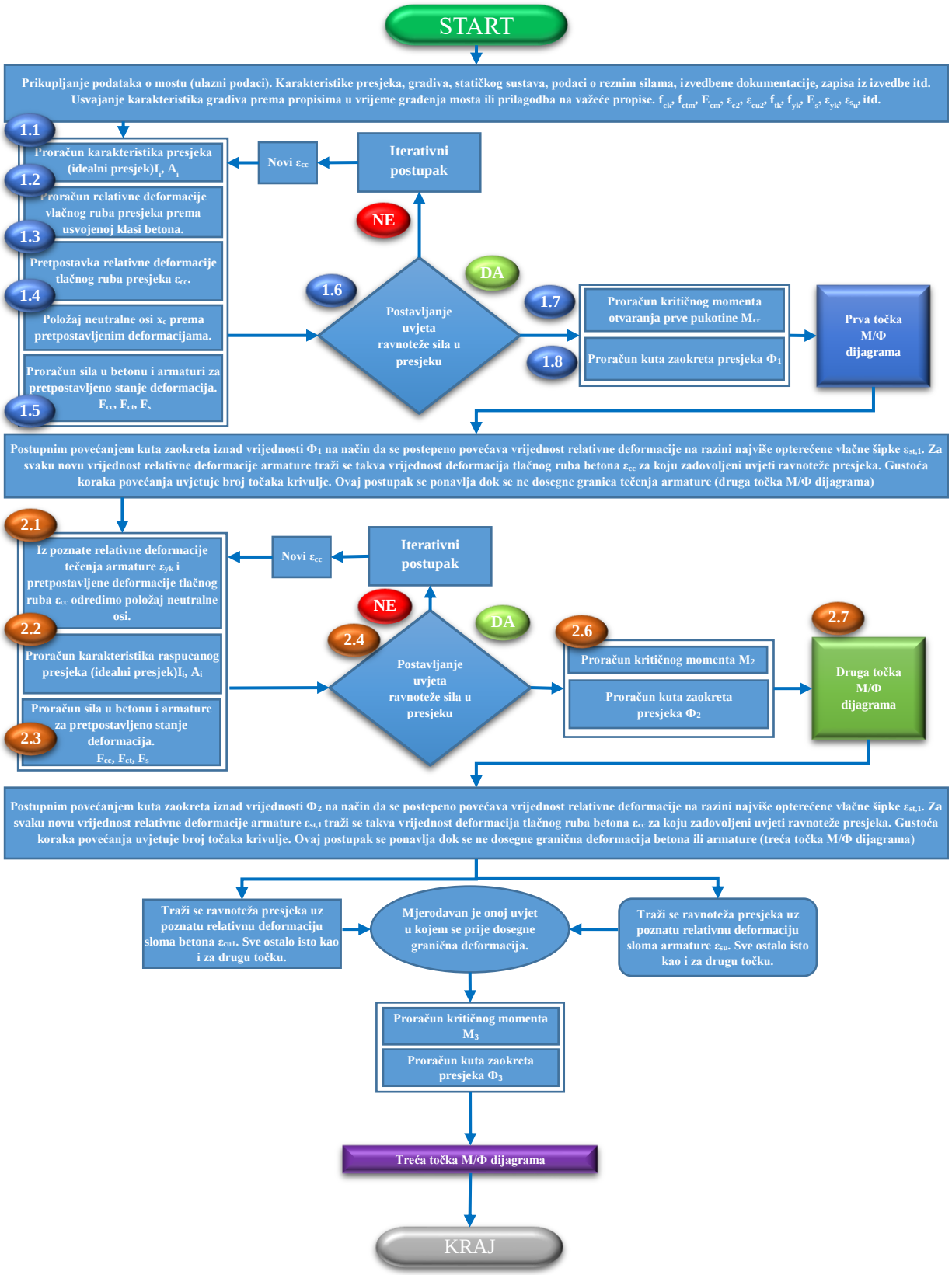
3.1.3. Treće područje dijagrama – dosezanje granične čvrstoće betona ili armature

Povećanjem vanjskog djelovanja iznad vrijednosti pri kojoj je došlo do dosezanja granice popuštanja armature, deformacije presjeka nastavljaju dalje rasti. Povećava se kut zaokreta presjeka, visina raspucanosti presjeka te se nastavlja preraspodjela unutarnjih sila ovisno o razini deformacije presjeka. Sljedeće što može nastupiti je slom betona ili armature. Mjerodavan je onaj slom koji prvo nastupi, odnosno onaj slom koji se dogodi pri djelovanju manjeg vanjskog djelovanja. Usvojeno je da slom u betonu nastupa kada je dosegnuta relativna deformacija ε_{cu1} (Slika 55). Do sloma preko armature dolazi kada je dosegnuta relativna deformacija ε_{su} (Slika 57). Postupak pronalaženja stanje ravnoteže presjeka u kojem je zadovoljen jedan od ova dva uvjeta gotovo je identičan postupku za drugu točku M/ϕ dijagrama. Razlika je u tome što kad tražimo slom preko betona znamo deformaciju tlačnog ruba presjeka a tražimo deformaciju vlačnog ruba pri kojoj je ispunjen uvjet ravnoteže horizontalnih sila u presjeku. Prilikom proračuna sloma preko armature poznata nam je deformacija na mjestu armature najviše opterećene vlačne šipke a tražimo takvu deformaciju tlačnog ruba pri kojoj je ispunjen uvjet ravnoteže horizontalnih sila.

Nakon dostizanja granice popuštanja armature f_{yk} mijenja se odnos naprezanja i deformacija armature (Slika 57).

Ovime je dobivena treća točka dijagram odnosa momenta i zakrivljenosti presjeka.

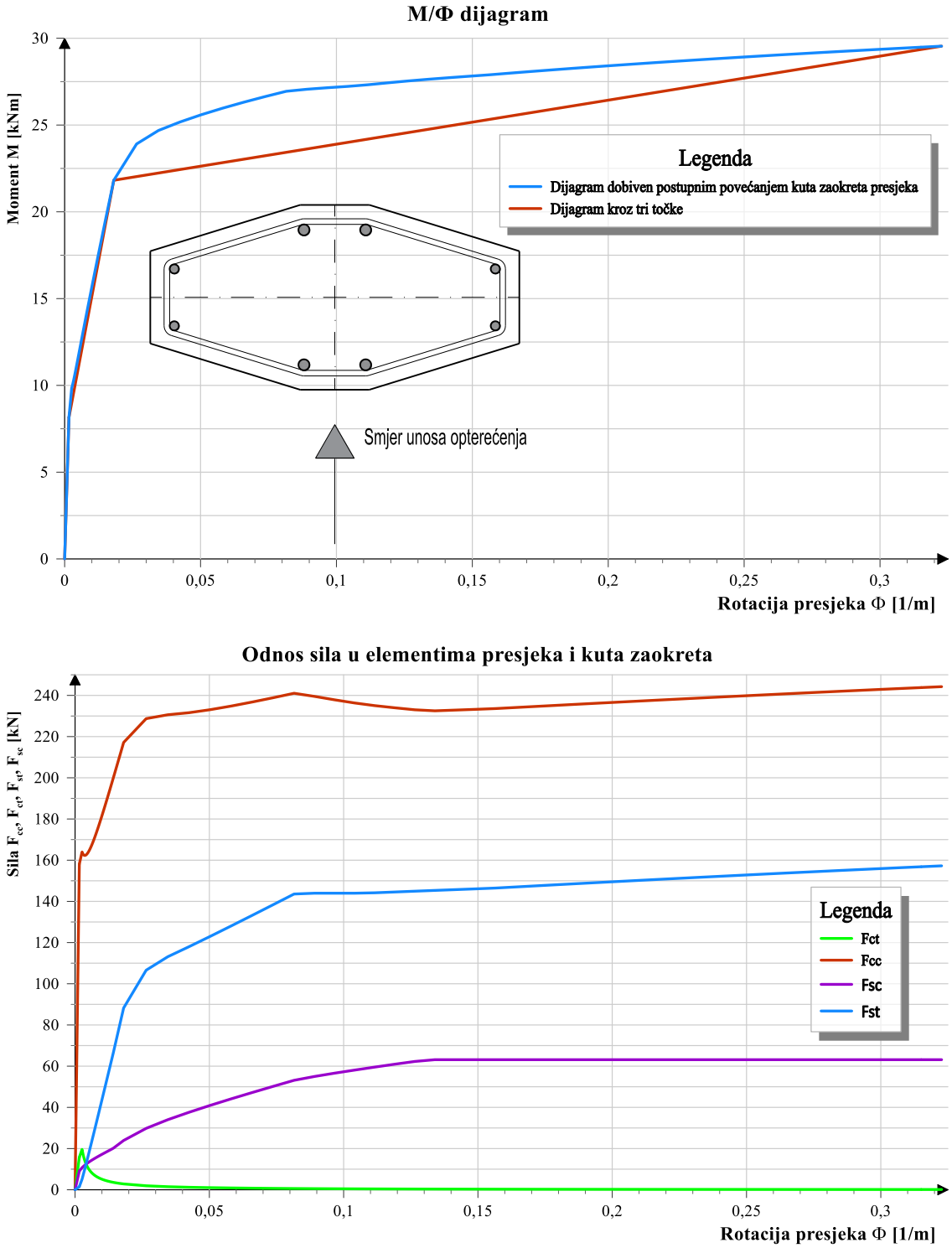
3.1.4. Dijagram toka formiranja stvarnog M/Φ dijagrama



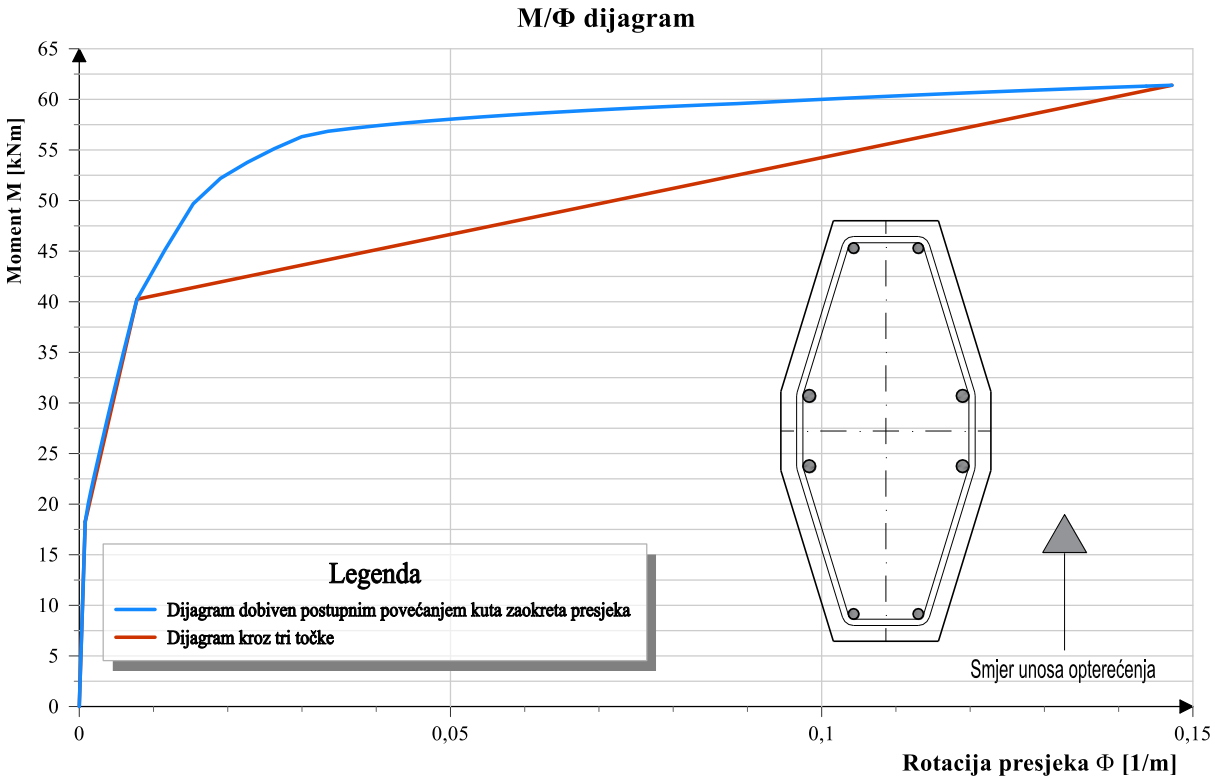
Slika 58. Dijagram toka formiranja M/Φ dijagrama

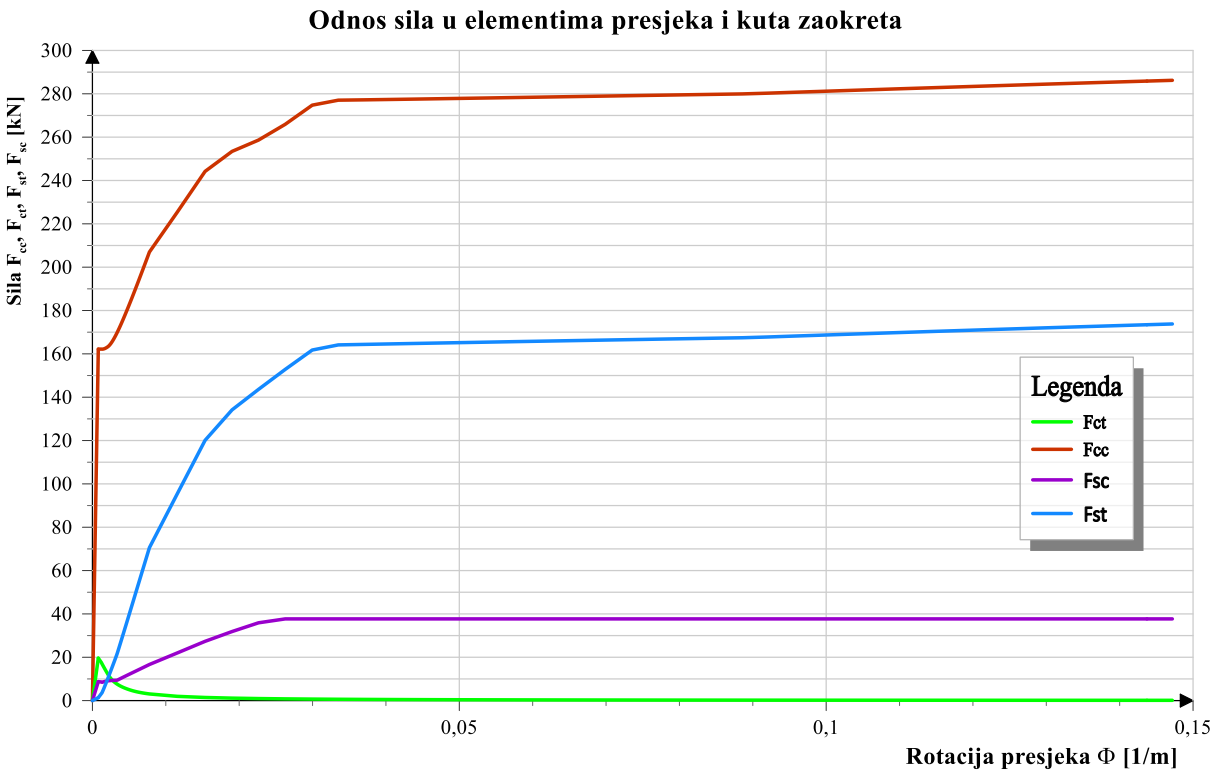
3.1.5. Parametarska analiza presjeka

U nastavku su dani rezultati odnosa momenta savijanja i zaokreta presjeka za tri karakteristične točke M/Φ dijagrama dobivene prema dijagramu toka iz poglavlja 3.1.4. Prikazani su rezultati za savijanje oko slabije osi presjeka stupa. Uz dane vrijednosti M/Φ dijagrama prikazane su i vrijednosti sila po pojedinim elementima presjeka (beton u tlaku, beton u vlaku, armatura u tlaku i armatura u vlaku).

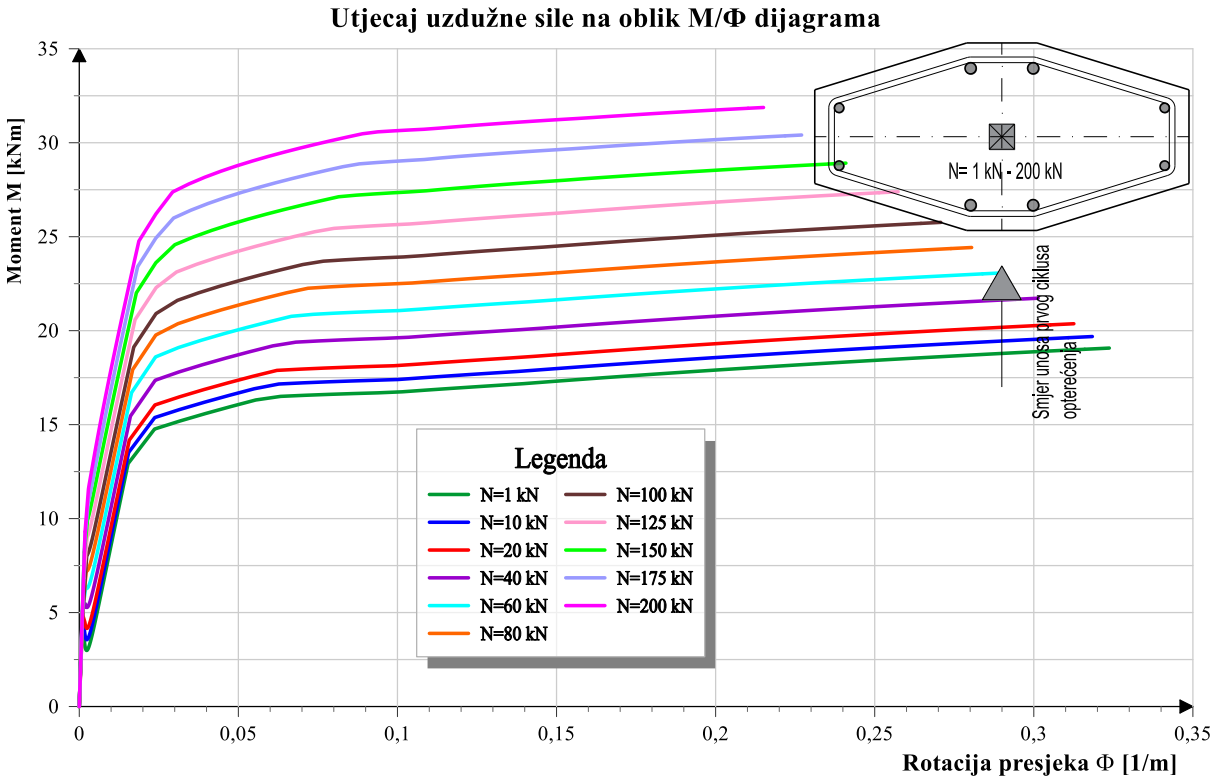


Slika 59. M/Φ dijagram analiziranog stupa (gore); ovisnost veličina sila u elementima presjeka o kuto zaokreta

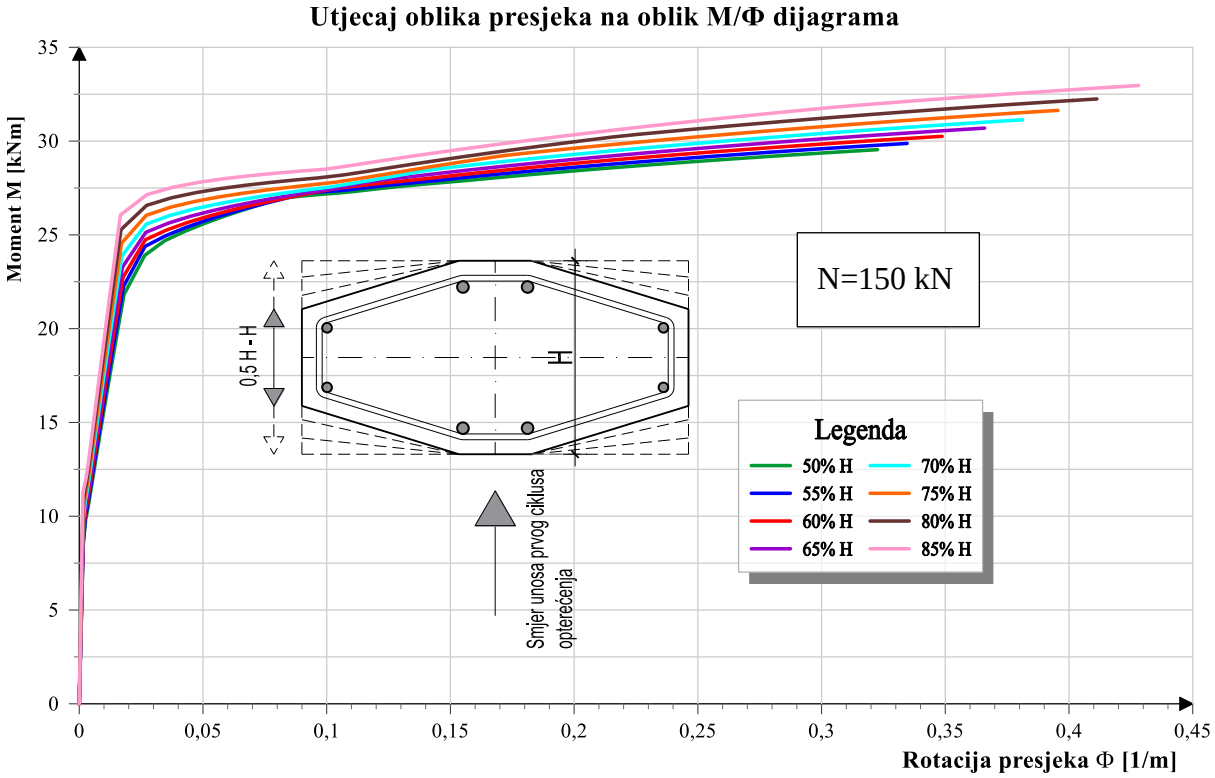




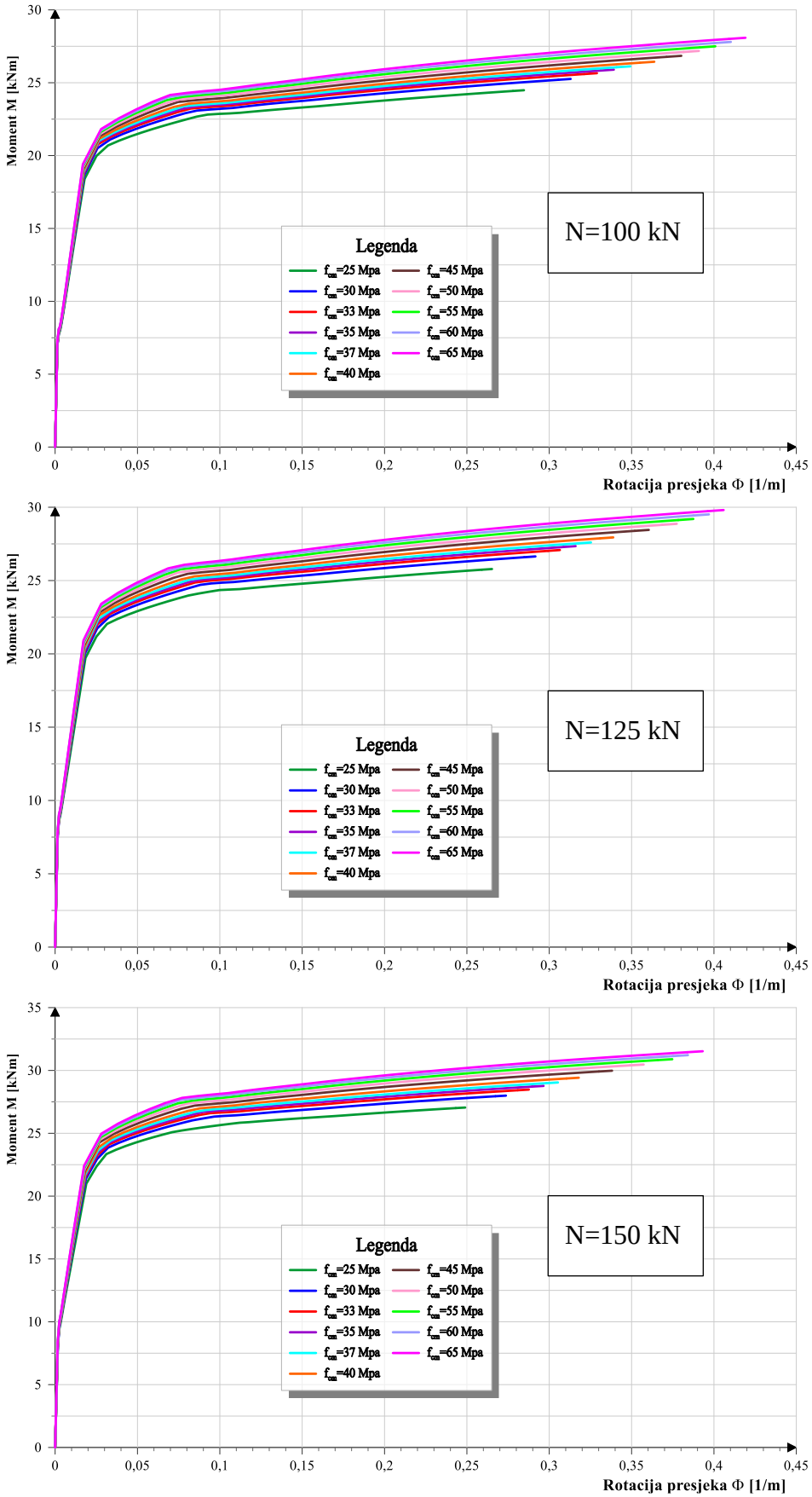
Slika 60. M/Φ dijagram analiziranog stupa oko jace osi (gore); ovisnost veličina sila u elementima presjeka o kuto zaokreta



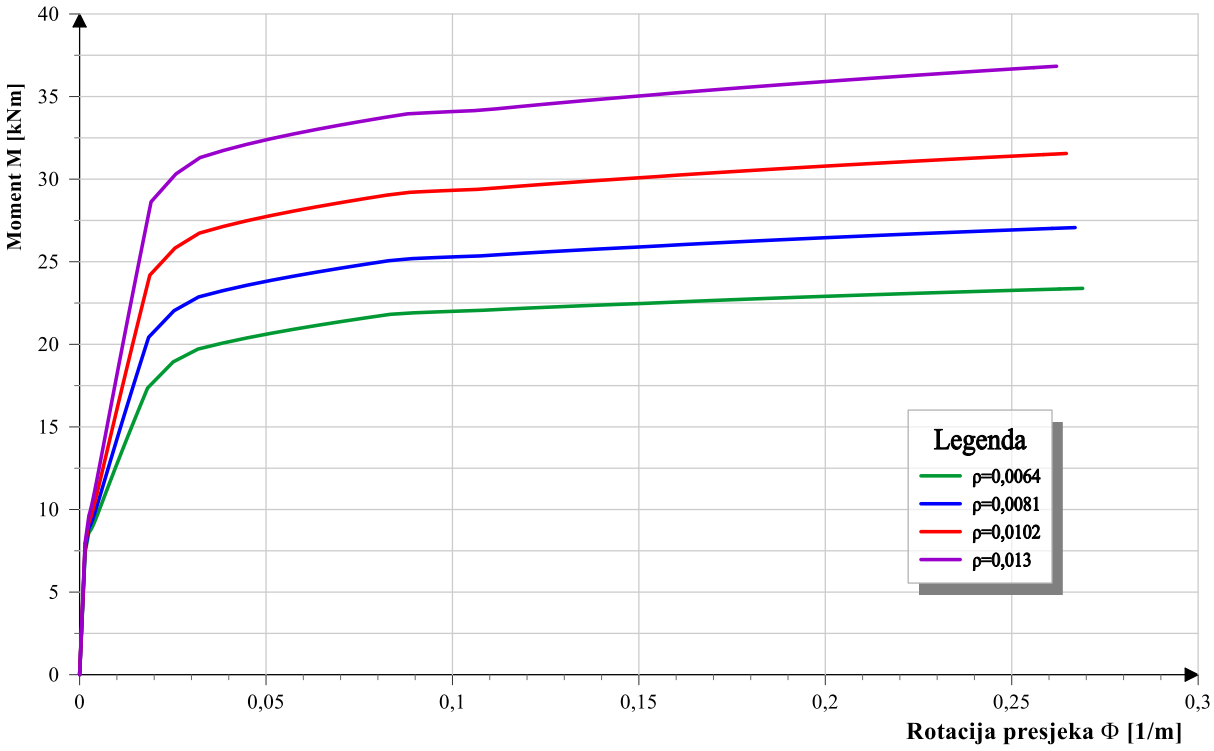
Slika 61. Parametarska analiza M/Φ dijagrama – Parametar aksijalna sila



Slika 62. Parametarska analiza M/Φ dijagrama – Parametar oblik presjeka



Slika 63. Utjecaj različite tlačne čvrstoće betona pod djelovanje tlačne sile na oblik M/Φ dijagrama



Slika 64. Utjecaj različite količine armature na oblik M/Φ dijagrama

3.1.6. Zaključak

U poglavlju 3, prikazan je postupak kojim se dolazi do M/Φ dijagrama netipičnog poprečnog presjeka stupa mosta te su dani svi bitni parametri koji u većoj ili manjoj mjeri utječu na konačni oblik dijagrama.

Postupak kojim se dolazi do konačnog oblika dijagrama prolazi kroz tri karakteristične točke. Najprije se promatra trenutak dostizanja vlačne čvrstoće betona na vlačnom rubu presjeka (trenutak neposredno prije formiranja prve pukotine). Dobivene vrijednosti momenta i kuta zaokreta presjeka daju prvu točku M/Φ dijagrama. Druga točka dijagrama dobije se za vrijednosti momenta i kuta zaokreta koje karakterizira trenutak dostizanja granice popuštanja armature. Treća točka je rezultat dostizanja graničnog sloma presjeka preko betona ili preko armature.

Dobiveni dijagram prikazan je na dva načina. Crvenom bojom je označen dijagram koji linearno povezuje tri prethodno opisane karakteristične točke dijagrama. Postupak dobivanja ovako definiranog oblika dijagrama je definiranje triju karakterističnih točaka te na kraju njihovo međusobno povezivanje linearnim odnosom. Dijagram označen plavom bojom predstavlja točniji oblik dobiven postupnim povećanjem kuta zaokreta presjeka. Postupak se svodi na postupno povećanje deformacije vlačnog ruba presjeka i pronalaženjem vrijednosti deformacije tlačnog ruba presjeka za koju su unutarnje i vanjske sile u ravnoteži. Iz prikazanih dijagrama se vidi da dijagrami izvan područja karakterističnih točaka značajno odstupaju jedan od drugog. Iz navedenog možemo zaključiti da se dijagram dobiven preko tri karakteristične točke može koristiti u približnim proračunima gdje nam je potrebna brza i jednostavna analiza, dok je

preporuka da se u detaljnijim analizama koristi dijagram dobiven preko postupnog povećanja kuta zaokreta koji daje točne vrijednosti otpornosti presjeka za pripadni kut zaokreta.

Današnji propisi daju izraze za definiranje odnosa deformacija i naprezanja betona i armature. Budući da se je za veći broj armirano betonskih lučnih mostova izvedenih u Hrvatskoj koristila glatka armatura, i beton prema tada važećim oznakama najprije je potrebno usvojiti karakteristike tih materijala s pripadnim radnim dijagramima i prilagoditi ih današnjim propisima koji jasno definiraju nelinearni odnos deformacija i naprezanja za pojedini materijal presjeka. Za parametarsku analiza presjeka provedenu u ovom poglavlju korištene su karakteristika glatke armature dobivenih eksperimentalnim ispitivanjem na uzorcima armature korištenim za izvedbu modela za eksperimentalno ispitivanja (poglavlje 5).

Prilikom izrade ovog rada zaključio sam da se sam postupak definiranja dijagrama sastoji od mnoštva parametra koji bitno utječu na oblik dijagrama. Ono što bi se dalo zaključit iz priložena dva oblika dijagrama dobivena za savijanje oko dvije međusobno okomite osi presjeka je to da oblik poprečnog presjeka osim što značajno utječe na nosivost (ako promatramo slabiju i jaču os presjeka) utječe i deformabilnost presjeka.

Veličina vanjske sile je također bitan parametar koji utječe na oblik dijagrama. U parametarskoj analizi napravljena je usporedba s vrijednostima aksijalne sile od 1-200 kN. Povećanjem aksijalne sile povećava se i nosivost presjeka ali se i značajno smanjuje deformabilnost. Prema analitički dobivenim dijagramima može se vidjeti da veličina aksijalne sile uvjetuje ponašanje dijagrama iza dostizanja vlačne čvrstoće betona (otvaranja prve pukotine). Kod manje uzdužne sile vidljiv je nagli pad nosivosti presjeka dok kod većih vrijednosti toga pada nema. Razlog ovome je pozitivan utjecaj aksijalne sile kod gubitaka krutosti elementa zbog pojave pukotine u betonu.

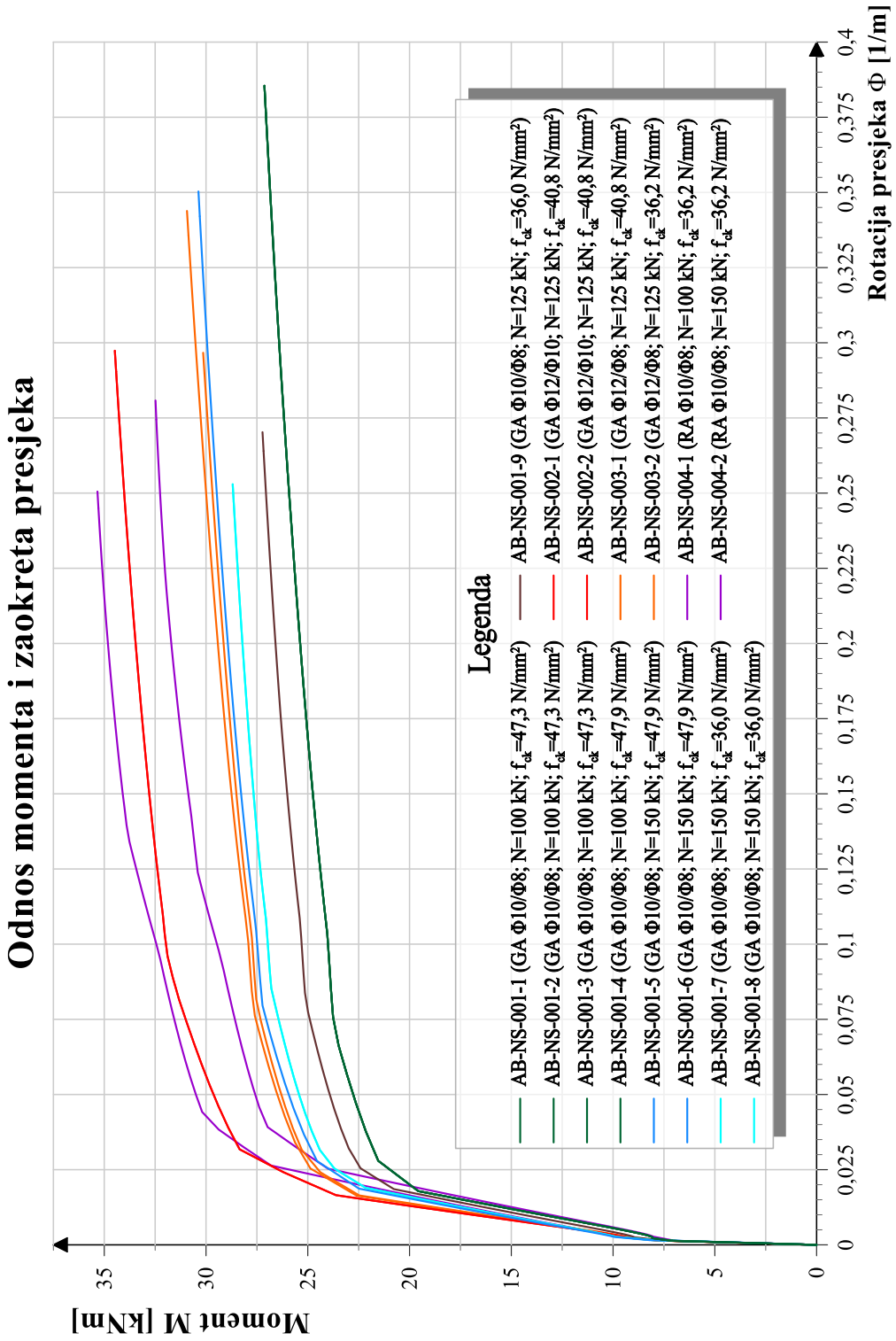
Provedena je parametarska analiza utjecaja oblika presjeka na način da je presjek analiziran u ovom radu postupno pretvoren u pravokutni uz zadržavanje visine h (varirana je dužina bočnih stranica). Analiza je provedena s jednom vrijednosti aksijalne sile (150 kN). Prema rezultatima, povećanjem tlačnog područja presjeka povećava se nosivost ali se povećava i deformabilnost. Razlog ovome je veća površina tlačnog područja betona koja osim što povećava nosivost, dozvoljava i veće pomicanje neutralne osi prema tlačnom rubu presjeka a time direktno utječe na povećanje granične rotacije presjeka. Iz ovog proizlazi sumnja za primjenu normiranih izraza pokazatelja seizmičke otpornosti na elemente s ovakvim tipovima presjeka.

Povećanjem tlačne čvrstoće betona povećava se nosivost i deformabilnost presjeka. Provedena je parametarska analiza s variranjem srednje tlačne čvrstoće betona od 25 - 65 Mpa uz tri različite razine aksijalne sile (100, 125, 150 kN).

Promjena količine armature utječe na povećanje nosivosti ali nema značajnijeg utjecaja na rotaciju presjeka kod dostizanja granice popuštanja armature ali i kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja presjeka.

U nastavku su dani analitički M/Φ dijagrami za stupove analizirane u eksperimentalnom istraživanju provedenom u sklopu ovoga rada. Ovdje valja napomenuti da su eksperimentalnim istraživanjem utvrđene karakteristike materijala koje su implementirane pomoću normiranih izraza za definiranje odnosa naprezanja i deformacija u analitički proračun. Varirane su

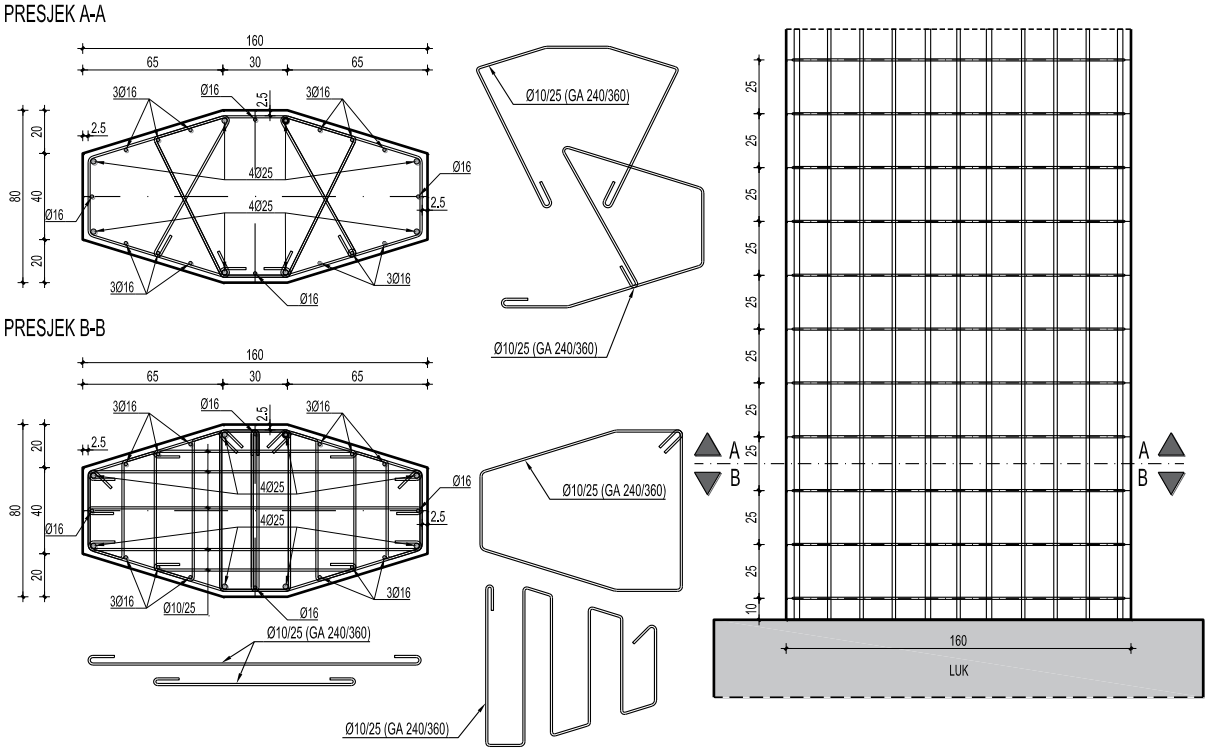
čvrstoća i deformabilnost betona i čelika, veličina uzdužne sile te geometrijske karakteristike armature. Ove vrijednosti karakteristične su za pojedini stup i mogu se pronaći u poglavlju 5.



Slika 65. Analitički dobiven M/Φ odnos eksperimentalno ispitanih stupova

4. NUMERIČKA ANALIZA ZA FORMIRANJE EKSPERIMENTALNOG MODELA

Dimenzije ispitanih uzoraka oblikovane su prema jednom od nadlučnih stupova šibenskog mosta. Na sljedećoj slici je prikazana raspodjela armature odabranog stupa mosta.



Slika 66. Armatura stupa mosta Šibenik

Zbog uvjeta ispitivanja u laboratoriju odabran je omjer odnosa veličina modela i prototipa S=4,0. Za tako odabrano umanjenje provedena je dimenzionalna analiza. Usvojene su Cauchy-evi odnosi za pojedine fizikalne veličine[45].

Tablica 11. Tablica odnosa fizikalnih veličina

Cauchy-evi odnosi fizikalnih veličina		
Fizikalna veličina	Oznaka	Odnos prototip/model
Dužina	L	$L_P = S \cdot L_M$
Površina	A	$A_P = S^2 \cdot A_M$
Volumen	V	$V_P = S^3 \cdot V_M$
Masa	m	$m_P = S^3 \cdot m_M$
Brzina	v	$v_P = v_M$
Akceleracija	a	$a_P = S^{-1} \cdot a_M$
Sila	F	$F_P = S^2 \cdot F_M$
Vrijeme	t	$t_P = S \cdot t_M$
Frekvencija	f	$f_P = S^{-1} \cdot f_M$
Deformacija	ε	$\varepsilon_P = \varepsilon_M$
Naprezanja	σ	$\sigma_P = \sigma_M$
Zakrivljenost	φ	$\varphi_P = \varphi_M$
Moment savijanja	M	$M_P = S^{-3} M_M$

4.1.Odnos osnovnih dimenzija stupa

Odnos osnovnih dimenzija poprečnog presjeka prototipa i modela prikazan je u sljedećoj tablici. Može se zaključiti da sve veličine zadovoljavaju omjer dužina. Odabrane dimenzije poprečnog presjeka stupa dane su na (Slika 67).

Tablica 12. Odnos dimenzija prototipa i modela poprečnog presjeka stupa

Dimenzije poprečnog presjeka stupa [cm]		
Veličina	Prototip	Model
B (širinapoprečnog presjeka)	160	40
H (visina poprečnog presjeka)	80	20
B_1 (širina ravnog dijela presjeka)	30	7,5
H_1 (visina ravnog dijela presjeka)	40	10

Visina promatranih stupova mosta iznosi oko 24 m. Prilagodbom visine prototipa visini modela dolazi se do zaključka da je potrebna visina modela stupa 6 m. Uvjeti laboratorija ne dozvoljavaju tu visinu. Cilj ovog ispitivana je odrediti pokazatelje seizmičke otpornosti tako da nastali slom bude od savijanja. Uvjet da nastane savojni a ne posmični slom je da odnos visine posmičnog raspona i visine poprečnog presjeka stupa bude veći od 6. Iz tog razloga usvojena

je visina stupa 1,84 m, što zadovoljava traženi omjer. Visina od 1,84 m odabrana je i iz razloga uvjetovanih položajem horizontalnog pistona i kape na vrhu stupa za prihvat opterećenja.

4.2. Karakteristike materijala

Iz projektne dokumentacije mosta vidljivo je da je projektirana marka betona MB 450 i da je korištena armatura kvalitete Č37. Proračunom marke betona prema propisima u vrijeme građenja mosta na današnje važeće vrijednosti čvrstoće betona usvaja se klasa betona za izvedbu modela stupova C30/37.

Tablica 13. Odnos karakteristika betona prototipa i modela

Usporedba marke (prototip) i klase (model) betona	
MB 450	C 30/37
$f_{cm,cube} = 45\,N/mm^2$	
$f_{cm} = \frac{1}{0,92}\cdot 0,8\cdot f_{cm,cube} = \frac{1}{0,92}\cdot 0,8\cdot 45,0 = 39,15\left[MPa\right]$	38 [MPa]
$f_{ck} = f_{cm} - 8 = 39,15 - 8 = 31,15\left[MPa\right]$	30 [MPa]
$f_{ck,cube} = \frac{f_{ck}}{0,8} = \frac{31,15}{0,8} = 38,94\left[MPa\right]$	37 [MPa]
$E_{cm} = 22\left(f_{cm}/10\right)^{0,3} = 22\left(39,15/10\right)^{0,3} = 33,132\left[GPa\right]$	33 [GPa]

Prema projektnoj dokumentaciji za armaturu je korišten čelik Č 37 što karakteristikama odgovara glatkoj armaturi od mekog betonskog čelika GA 240/360. Za izvedbu modela predlaže se korištenje glatke armatura GA 240/360 sljedećih karakteristika:

GA 240/360

$f_{yk} = 240\ MPa$

$f_u = 360\ MPa$

$E = 210000\ MPa$

$G = 81000\ MPa$

Za izvedbu stupova prototipa korišten je beton MB 450 i glatka armatura GA 240/360. Odabrane karakteristike materijala korištene za izvedbu modela prikazane su u sljedećoj tablici usporedno s karakteristikama prototipa.

Tablica 14.Prijedlog karakteristika materijala za izvedbu modela stupova

Odnos predloženih karakteristika modela i prototipa		
	Prototip	Model
Beton	MB 450	C30/37
Armatura	GA 240/360	GA 240/360

Konačne vrijednosti koje su korištene u računalnim modelima dobivene su iz ispitivanja svojstva gradiva korištenog za izvedbu modela.

Kako bi se savojna krutost prototipa i modela zadržala u zadanom omjeru, armaturu modela potrebno je oblikovati tako da se za model koriste promjeri i razmaci šipki slični onima iz prototipa gdje je to moguće. Odnos armature prototipa i modela prikazan je u sljedećoj tablici.

Tablica 15. Prikaz odnosa količine armature prototipa i modela

Odnos količine uzdužne armature prototipa i modela		
	Prototip	Model
Promjeri armature	16Φ16 8Φ25	4Φ8 4Φ10
Površina armature	A=71,44 cm^2	A=5,16 cm^2
Razmak armature	cca 15 cm	cca 15 cm
Postotak armiranja	0,7 %	0,8 %

Iz dane tablice se može zaključiti da je bilo nemoguće zadržati promjere modela i prototipa približno jednakim ako se poštuje odnos količine armature. Sve ostale vrijednosti odgovaraju omjeru.

U dva modela stupa korištena je armatura B 500B, dok je u ostalim korištena armatura GA 240/360. Uzdužna armatura se uglavnom sastoji od 4Φ10 i 4 Φ8 ali je nekoliko modela izvedeni i s armaturom 4Φ12 i 4Φ8 te 4Φ12 i 4Φ10. Količine uzdužne armature ugrađene u pojedine model mogu se vidjeti iz Tablica 17 Tablica 6 i opisa svakog modela. Da bi se osigurala prionjivost između betona i armature korištena je minimalna debljina zaštitnog sloja prema [22].

$c_{\min,b} = 12\ mm$

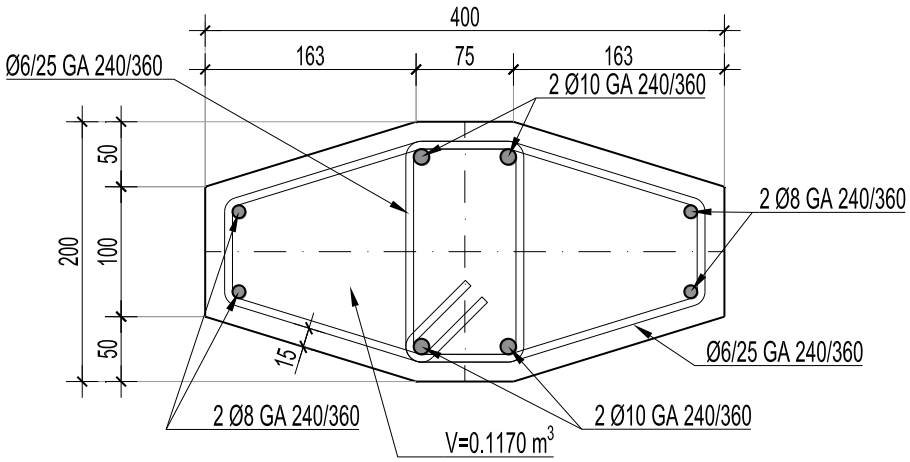
$c_{\min,dur} = 15\,mm$

$c_{\min} = 10\,mm$

Odabran je zaštitni sloj od vanjskog ruba betona do uzdužne armature veličine 2 cm.

Količina poprečne armature pri dnu stupa mosta iznosi 11,06 cm^2 na razmaku od 25 cm. Poprečna armatura je sačinjena od šipki promjera Φ12. Oblikovanje i položaj poprečne armature može se vidjeti na nacrtu stupa (Slika 66). Stavljanjem u omjer količine armature prototipa i modela, potrebna količina poprečne armature modela iznosi 0,69 cm^2 na razmaku od 25 cm. Iz navedenog je usvojena poprečna armatura koja se sastoji od četverorezne vilice promjera Φ6 na razmaku od 25 cm. Oblikovne detalja savijanja armature preuzeto je iz propisa korištenih u doba izvedbe mosta.

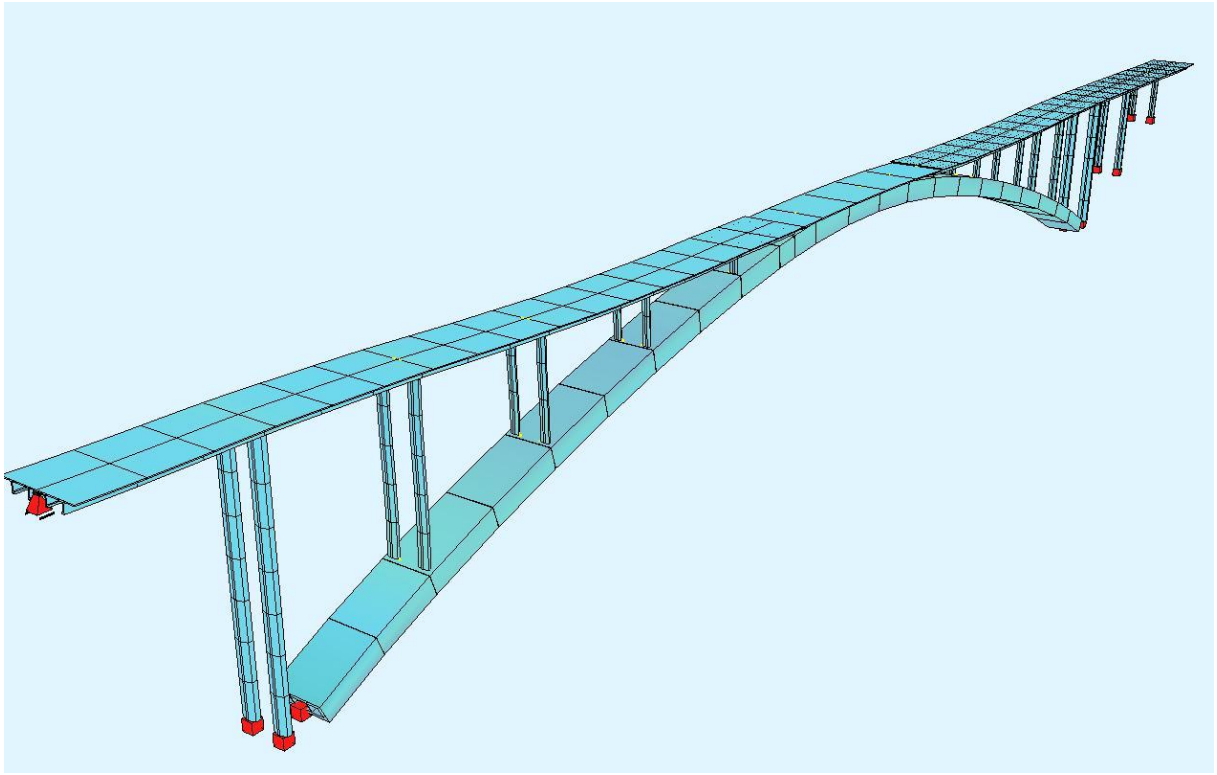
U nastavku je dan prikaz poprečnog presjeka modela stupa.



Slika 67. Poprečni presjek modela stupa za eksperimentalno istraživanje

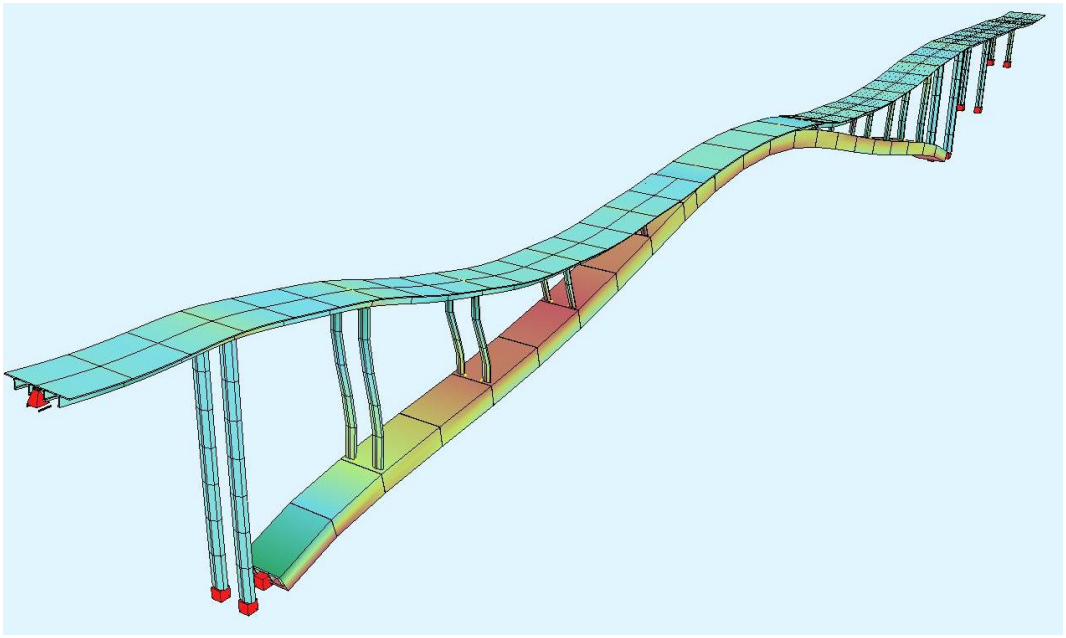
4.3. Veličina uzdužne sile

Za definiranje veličine aksijalne sile koja će biti primijenjena kod laboratorijskog ispitivanja napravljen je prostorni model mosta u računalnom programu SOFISTIK. Geometrija mosta zajedno sa materijalnim i geometrijskim karakteristikama poprečnih presjeka elemenata preuzeta je iz glavnog i izvedbenog projekta mosta.



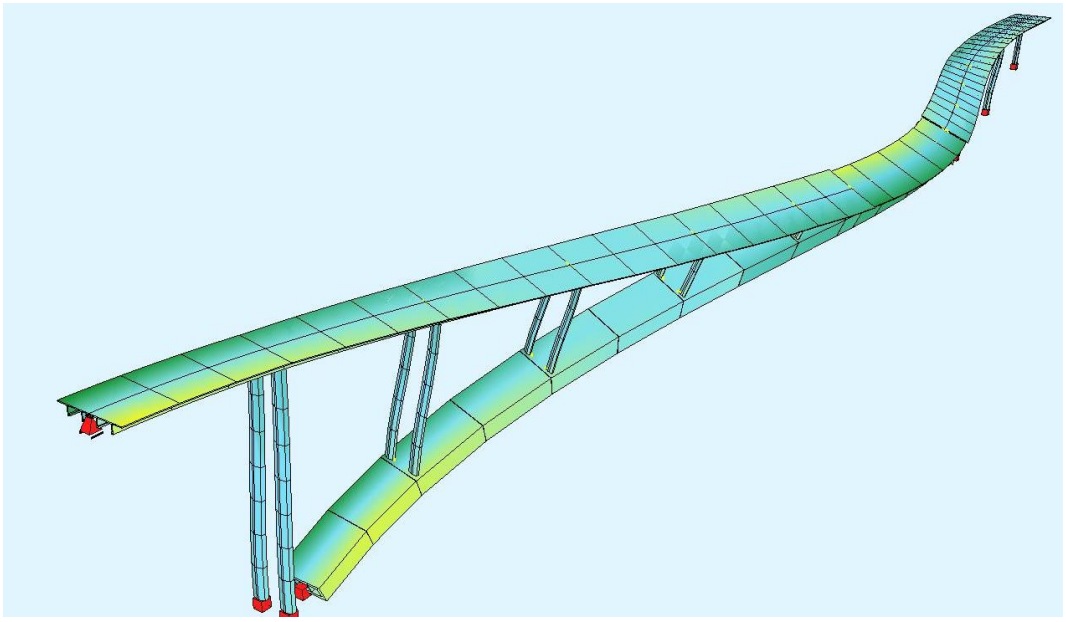
Slika 68. Model za ocjenu veličine aksijalne sile u stupovima mosta

Budući da su tema ovog istraživanja pokazatelji seizmičke otpornosti mostova, analizirana su samo vlastita težina, dodatno stalno djelovanje i potres. Unosom stvarnih dimenzija presjeka i karakteristika materijala, program sam analizira djelovanje vlastite težine. Dodatno stalno djelovanje, analizirano je i raspoređeno po metru dužnom rasponskog sklopa.



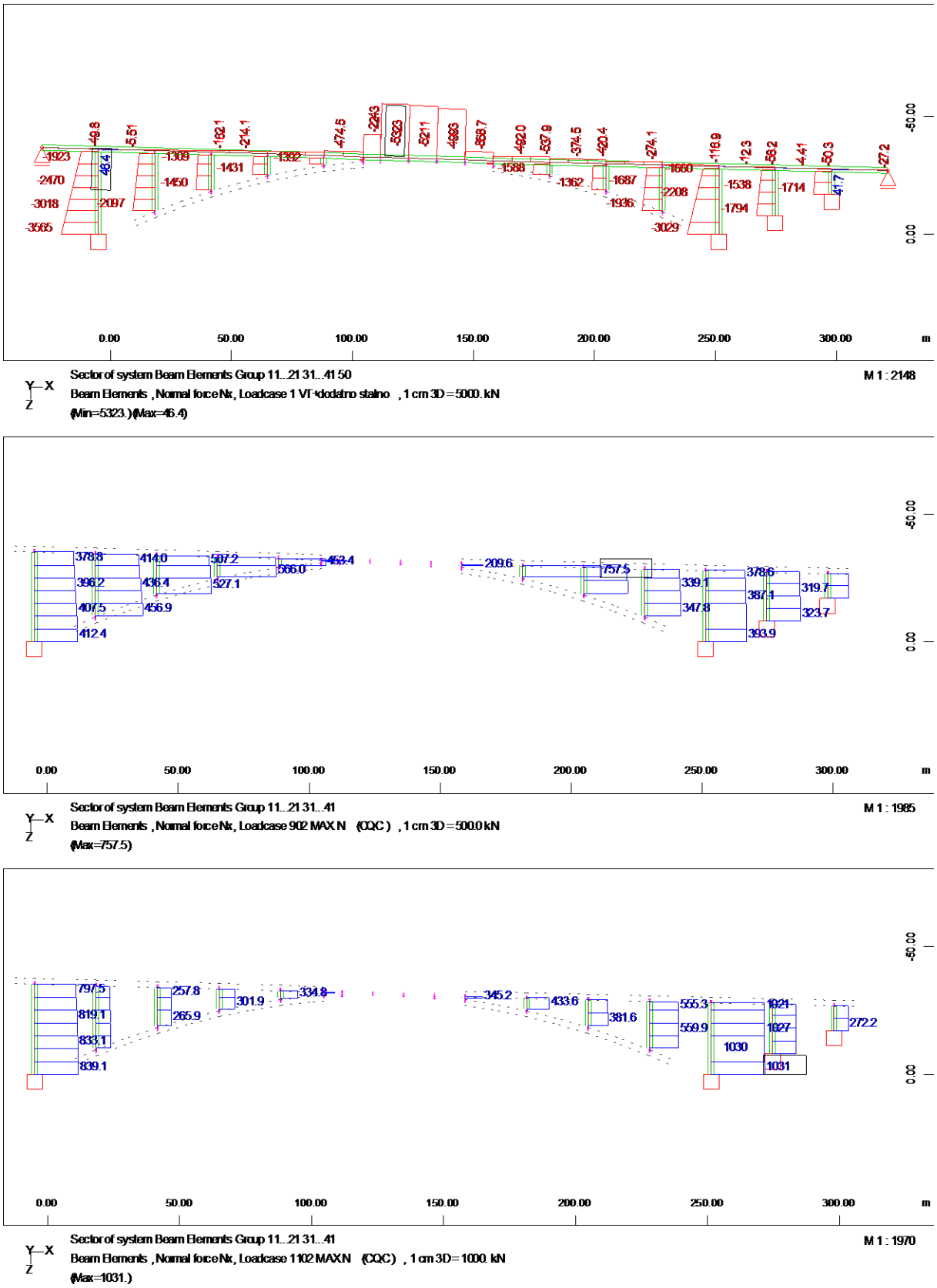
Slika 69. Djelovanje vlastite težine i dodatnog stalnog djelovanja na rasponski sklop

Za ocjenu potresnog opterećenja provedena je modalna analiza sa spektralnim opterećenjem karakterističnim za lokaciju mosta. Razmatrana su dva dominantna smjera djelovanja potresa na most (poprečno i uzdužno) te su prema njima usvojene vrijednosti aksijalnih sila u stupovima mosta.



Slika 70. Prvi ton osciliranja mosta

U nastavku su dani rezultati aksijalnih sila u stupova mosta.



Slika 71. Rezultati aksijalnih sila dobivenih prema računalnom modelu

Za eksperimentalnu analizu razmatrane su sile drugog i trećeg stupa od tjemena. Ove stupove je zbog svojih geometrijskih karakteristika moguće prilagodit laboratorijskom ispitivanju prema prije odabranom koeficijentu omjera (S=4,0). Prosječna vrijednost sile od vlastite težine iznosi 1400 kN dok je prosječna vrijednost sile potresnog djelovanja oko 500 kN.

$$G+E = 1400 + 500 = 1900 \text{ kN} \longrightarrow N = 1900/4 = 120 \text{ kN}$$

Budući da se u eksperimentalnom istraživanju želi pokriti područje različitog djelovanja uzdužne sile, usvajaju se veličine aksijalne sile od 100, 125 i 150 kN.

Planiran unos poprečnog opterećenja je na vrhu stupa

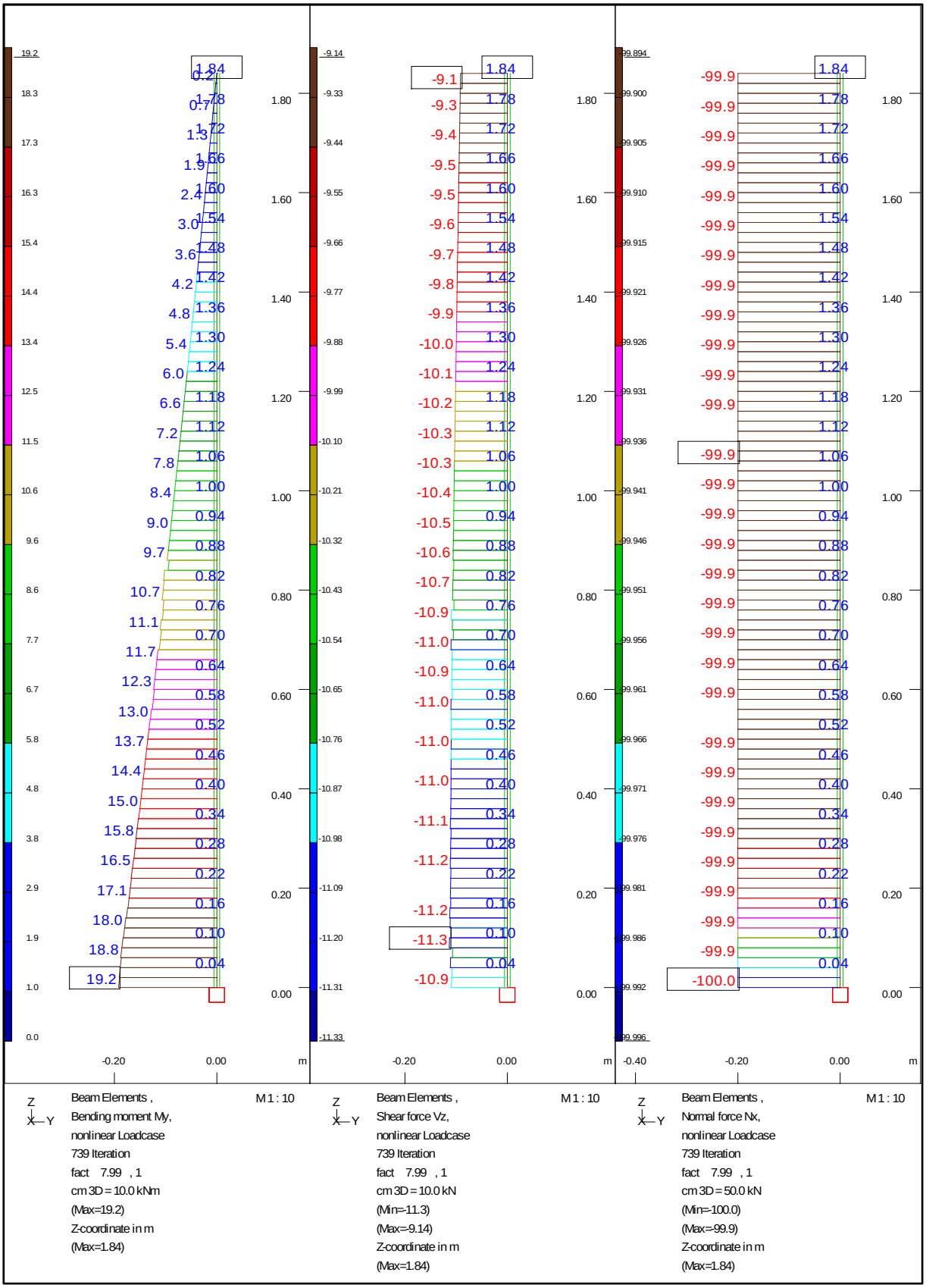
4.4.Numerički model za pripremu eksperimentalnog istraživanja

Za provedbu eksperimentalnog istraživanja prethodno je potrebno istražiti ponašanje stupa pod djelovanjem opterećenja predviđenog za eksperimentalnu analizu. Očekivani pomak vrha stupa kao i ponašanje stupa u području plastičnog zgloba (područje plastifikacije armature, zona raspucavanja betona te veličina tlačnih naprezanja u betonu) bitni su parametri koji uvjetuju mjesta pozicioniranja pojedinog mjernog uređaja ali i mogućnosti same provedbe eksperimenta.

Za analizu je korišten štapni model detaljno opisan u poglavlju 6. Usvojene su geometrijske karakteristike prema dimenzijama eksperimentalnih modela. U trenutku definiranja eksperimenta nisu bile poznate karakteristike ugrađenih materijala pa su za ovaj numerički model usvojene vrijednosti sadržane u računalnom programu koje su približne onima danim u projektnoj dokumentaciji.

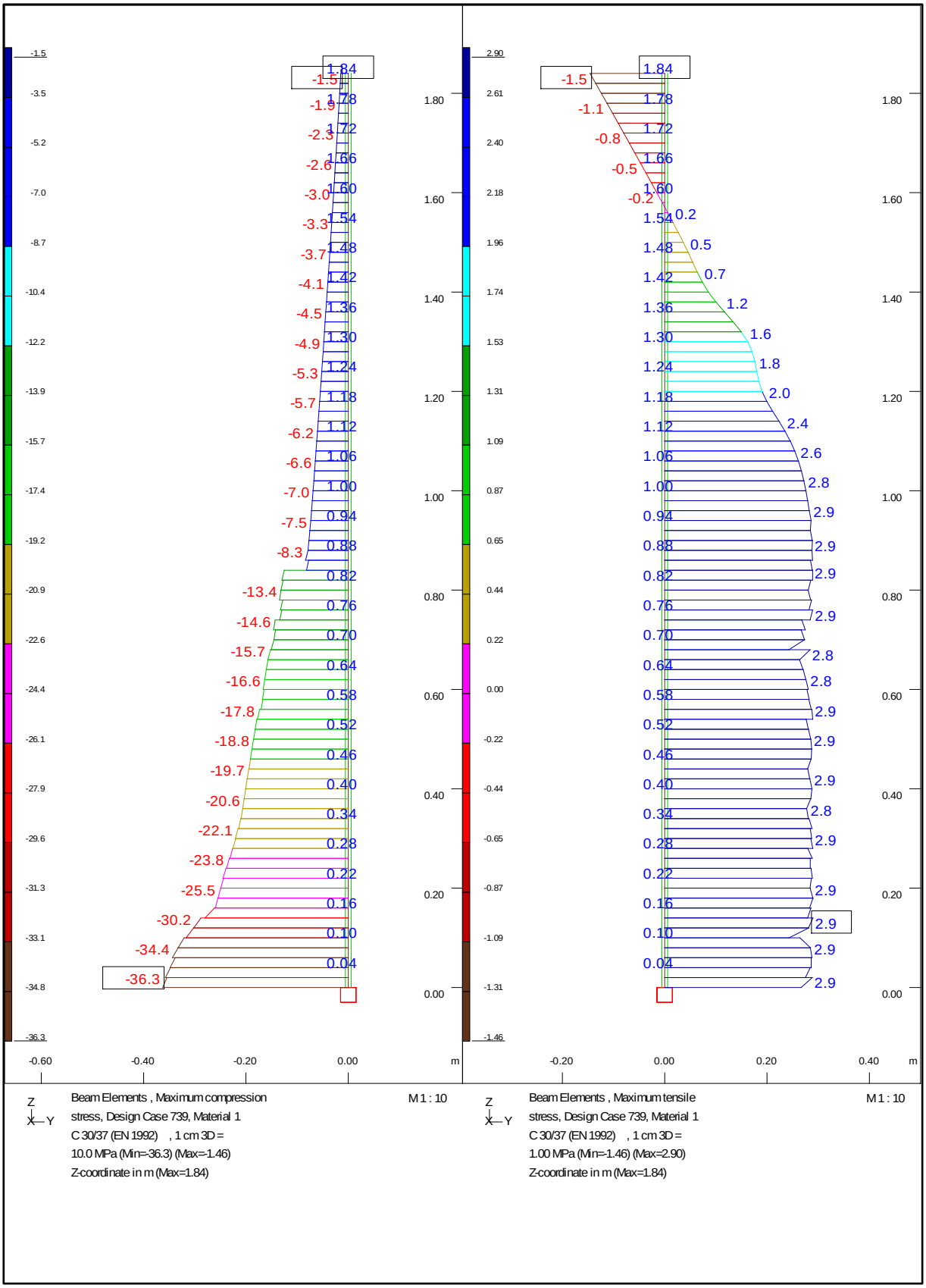
Provedena je nelinearna numerička analiza stupa koja je uključivala materijalnu i geometrijsku nelinearnost te su u nastavku dani rezultati bitni za definiranje eksperimenta.

4. NUMERIČKA ANALIZA ZA FORMIRANJE EKSPERIMENTALNOG MODELA

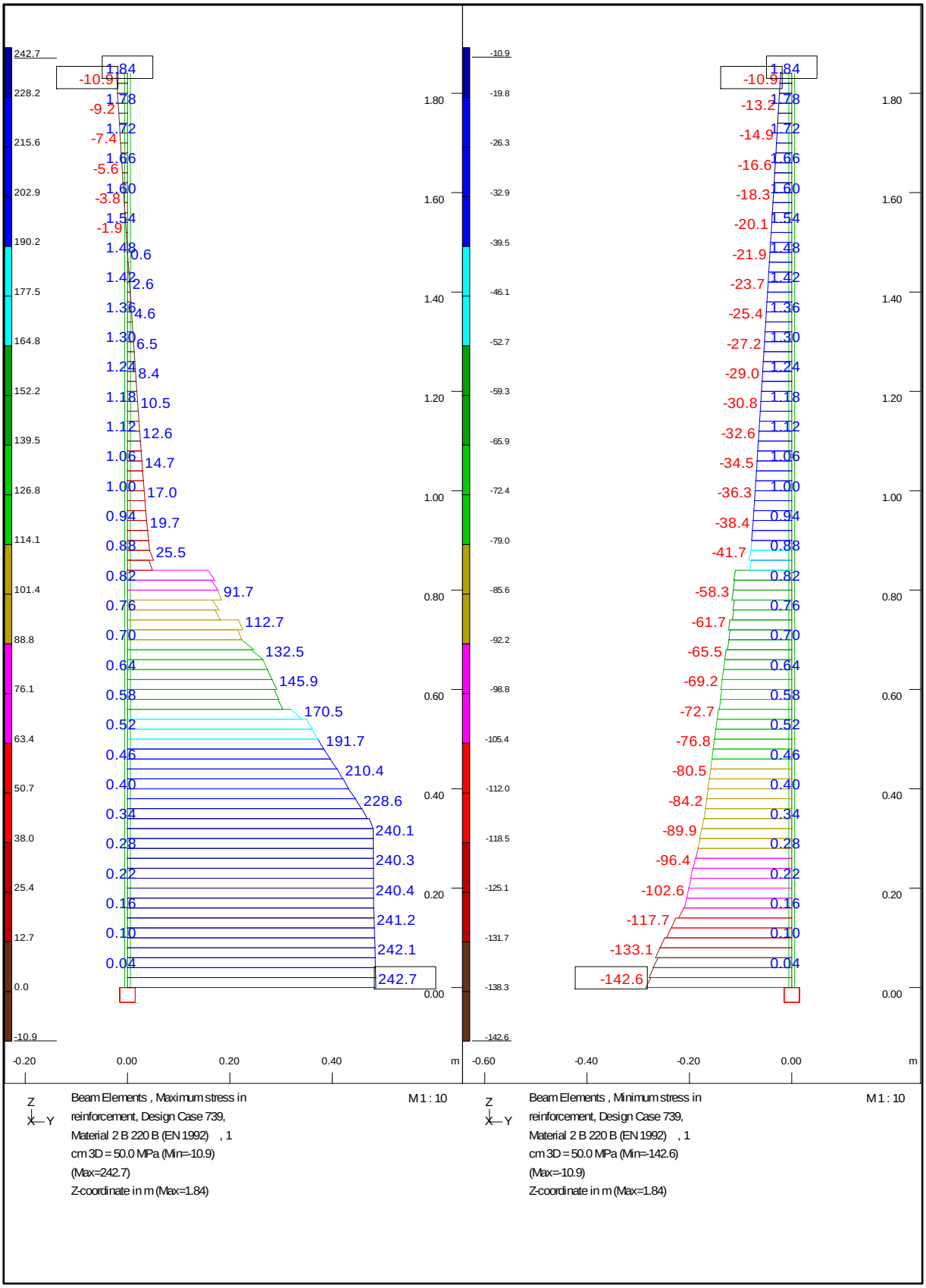


Slika 72. Rezne sile prema numeričkom modelu

4. NUMERIČKA ANALIZA ZA FORMIRANJE EKSPERIMENTALNOG MODELA



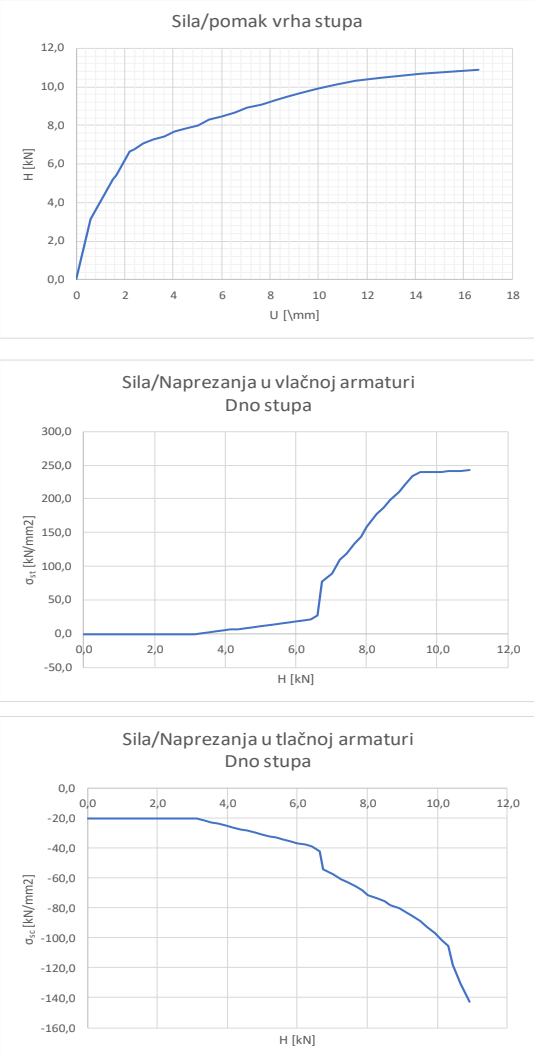
Slika 73. Tlačna i vlačna naprezanja betona numeričkog modela



Slika 74. Naprezanja u armaturi najbližoj vlačnom i tlačnom rubu presjeka

Rezultati naprezanja i deformacija krajnjeg presjeka god dostizanja graničnog stanja nosivosti

GA 240/360		Pomak vrha stupa	Naprezanja u betonu		Naprezanja u armaturi		Deformacije	
	Vz	u-Y [mm]	σ_C [MPa]	σ_T [MPa]	σ_T [MPa]	σ_C [MPa]	ε_t [o/oo]	ε_c [o/oo]
	0,0	0	-3,44	-3,44	-0,9	-20,5		
1	3,1	0,6	-3,44	0,33	-0,9	-20,5	0,014	-0,121
2	3,3	0,7	-3,69	0,52	0,4	-21,7	0,022	-0,129
3	3,6	0,8	-3,95	0,7	1,7	-22,9	0,031	-0,137
4	3,8	0,9	-4,21	0,94	3,0	-24,0	0,04	-0,145
5	4,0	1,0	-4,47	1,26	4,3	-25,2	0,049	-0,153
6	4,2	1,1	-4,73	1,57	5,5	-26,4	0,057	-0,161
7	4,4	1,2	-4,98	1,74	6,8	-27,5	0,066	-0,169
8	4,6	1,3	-5,24	1,81	8,0	-28,6	0,074	-0,177
9	4,8	1,3	-5,5	1,93	9,3	-29,8	0,083	-0,185
10	5,0	1,4	-5,76	2,13	10,6	-30,9	0,092	-0,193
11	5,2	1,5	-6,03	2,36	12,0	-32,1	0,1	-0,201
12	5,4	1,6	-6,3	2,54	13,3	-33,2	0,109	-0,209
13	5,6	1,7	-6,57	2,66	14,6	-34,4	0,118	-0,217
14	5,8	1,8	-6,84	2,75	16,0	-35,6	0,128	-0,225
15	6,0	1,9	-7,11	2,81	17,4	-36,7	0,137	-0,234
16	6,2	2,0	-7,39	2,88	18,9	-37,9	0,147	-0,242
17	6,4	2,1	-7,73	2,9	20,8	-39,3	0,16	-0,252
18	6,6	2,2	-8,52	2,86	27,0	-42,3	0,199	-0,276
19	6,7	2,4	-12,39	2,87	77,3	-54,6	0,509	-0,395
20	7,0	2,7	-13,21	2,81	88,9	-57,4	0,58	-0,422
21	7,3	3,2	-14,43	2,71	110,4	-61,1	0,691	-0,455
22	7,5	3,6	-15,01	2,81	118,2	-63,3	0,759	-0,484
23	7,7	4,0	-15,74	2,64	132,6	-65,6	0,846	-0,511
24	7,9	4,5	-16,45	2,78	143,0	-68,5	0,91	-0,538
25	8,0	5,0	-17,28	2,87	158,7	-71,4	1,001	-0,568
26	8,3	5,5	-18,01	2,78	177,3	-73,4	1,118	-0,599
27	8,5	6,0	-18,56	2,86	186,8	-75,7	1,177	-0,621
28	8,7	6,5	-19,11	2,86	197,9	-77,9	1,296	-0,662
29	8,9	7,1	-19,7	2,83	209,6	-80,3	1,339	-0,678
30	9,1	7,6	-20,27	2,84	221,3	-82,7	1,39	-0,696
31	9,3	8,1	-20,87	2,8	233,2	-85,3	1,461	-0,721
32	9,5	8,7	-21,71	2,88	240,1	-88,6	1,584	-0,759
33	9,7	9,3	-22,89	2,84	240,2	-92,8	1,778	-0,814
34	9,9	10,0	-23,96	2,87	240,3	-97,1	1,95	-0,866
35	10,1	10,7	-25,1	2,87	240,4	-101,3	2,153	-0,922
36	10,3	11,5	-26,18	2,86	240,5	-105,6	2,343	-0,976
37	10,5	12,6	-30,32	2,83	241,2	-118,2	3,293	-1,189
38	10,7	14,2	-33,84	2,87	241,9	-130,7	4,685	-1,492
39	10,9	16,6	-36,31	2,68	242,7	-142,8	5,825	-1,733



Slika 75. Vrijednosti pojedinog parametra u odnosu na pomak vrha stupa numeričkog modela stupa

Iz provedene numeričke analize može se vidjeti da je potrebna veličina poprečne sile kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja oko 10 kN. Dana horizontalna sila rezultira veličinom momenta savijanja na dnu stupa od 20 kNm. Sve navedene veličine dane su za vrijednost aksijalne sile od 100 kN.

Iz provedene analize naprezanja betona i armature može se zaključiti da će očekivani slom elementa biti preko betona. Zona plastifikacije se diže do visine 30 cm od dna elementa stupa a zona dostizanja vlačne čvrstoće betona do 100 cm od dna stupa. Numerički dobiven pomak iznosi 16 mm.

Sve dane vrijednosti treba uzeti uz rezervu jer je pregledom stanja područja ustanovljeno da uzorci izvedeni s glatkom armaturom mogu dati do 50 % veće vrijednosti pokazatelja seizmičke otpornosti ali i zbog mogućih odstupanja eksperimentalnih rezultata od numeričkih koja mogu ići do 30% vrijednosti.

5. EKSPERIMENTALNA ISTRAŽIVANJA U LABORATORIJU

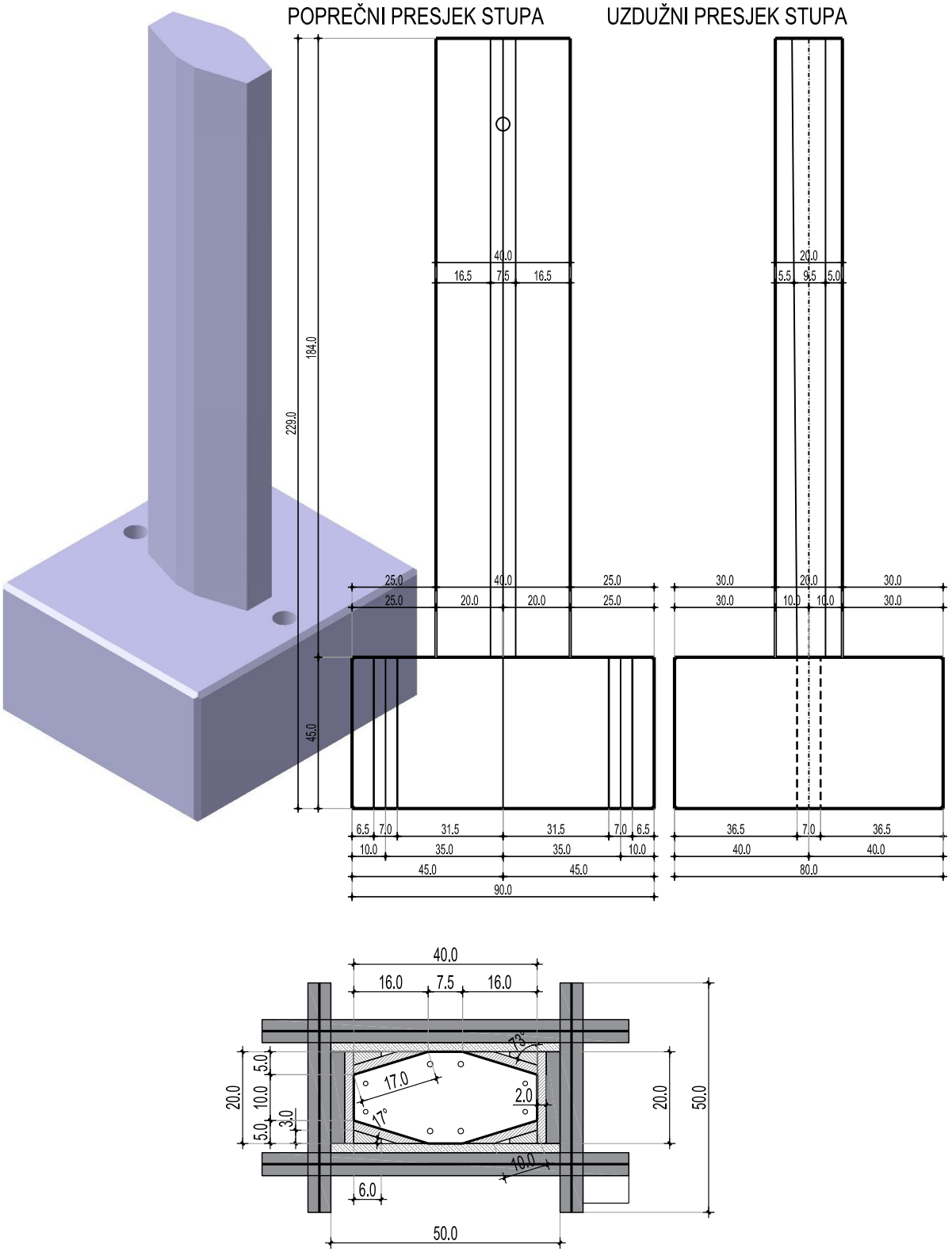
U ovom poglavlju opisano je eksperimentalno laboratorijsko ispitivanje armirano betonskih stupova bez suvremenog oblikovanja detalja za duktilno ponašanje. Ispitivanje je provedeno u laboratorijima Zavoda za materijale i konstrukcije Instituta IGH u Zagrebu u periodu od 7.12.2017. -19.10.2018. godine. Provedena su sljedeća laboratorijska ispitivanja:

- Kontrolna ispitivanja mehaničkih karakteristika gradiva
- Ispitivanja prianjanja i proklizavanja glatke čelične armature
- Ispitivanje pokazatelja seizmičke otpornosti (rotacijskog kapaciteta, zakrivljenosti presjeka i duljine plastičnog zgloba) monotonim opterećenjem
- Ispitivanje pokazatelja seizmičke otpornosti cikličkim opterećenjem

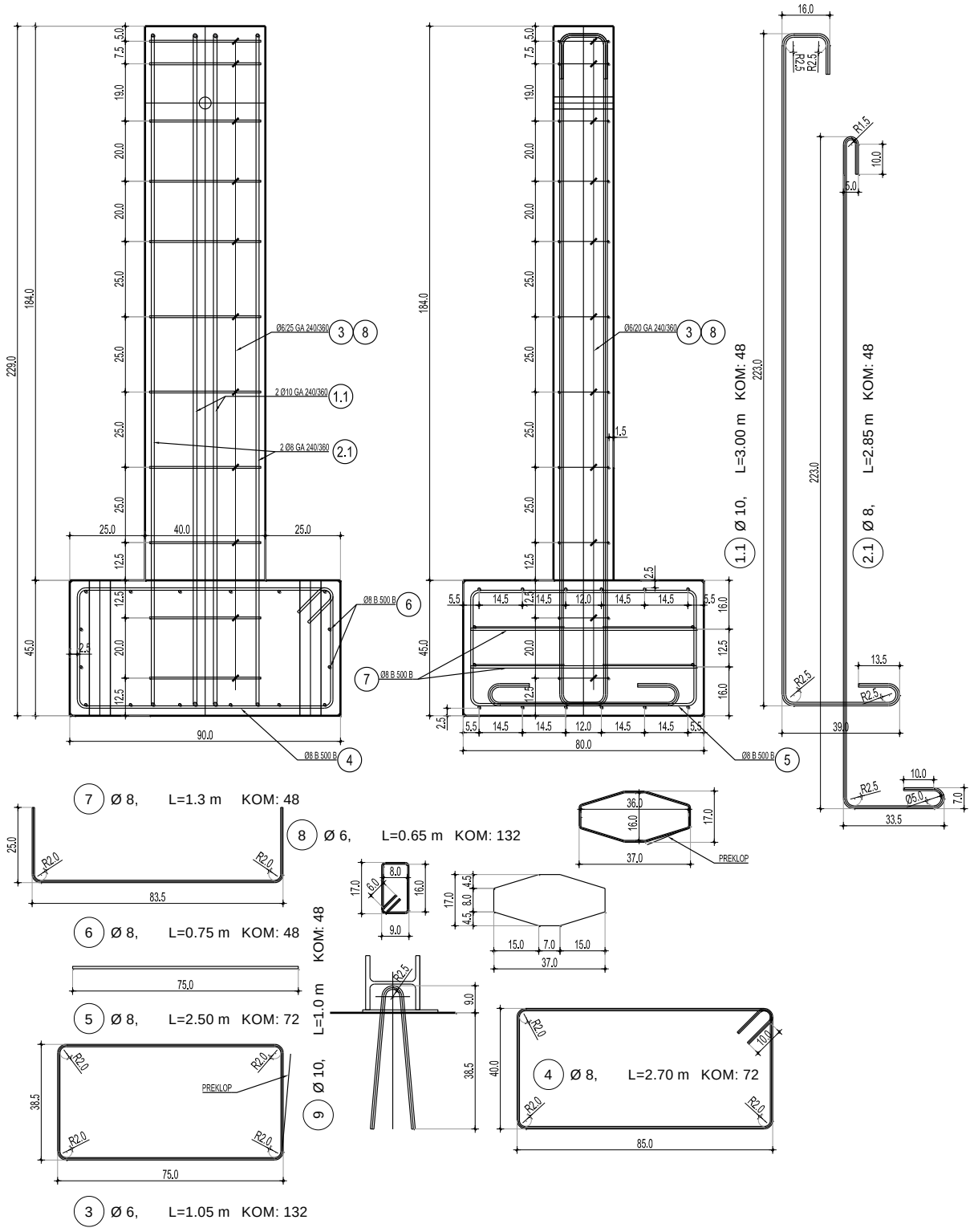
Cilj ispitivanja je definirati pokazatelje seizmičke otpornosti stupova netipičnog poprečnog presjeka pod različitim uvjetima vanjskog opterećenja s različitim karakteristikama presjeka kako bi se dobivenim rezultatima kalibrirali numerički modeli kojima bi se obuhvatio veći broj parametara.

5.1. Ispitni uzorci stupova (stupovi, dimenzije, kvaliteta gradiva...)

Modeli stupova su izvođeni u klasičnoj drvenoj oplati. Izvođeno je pet serija po tri stupa. Najprije je izvedena oplata temelja, tlocrtnih dimenzija 90,0×80,0 cm i visine 45,0 cm. U izvedenu oplatu je postavljena armatura temeljne stope i armatura stupa (Slika 79). Zbog jako malih izmjera elemenata bilo je potrebno dobro pozicionirati pojedinu šipku armature da se kod ispitivanja dobiju što ujednačeniji rezultati. Neki uzorci imaju tenzometre na uzdužnoj armaturi stupa u području temeljne stope. Mjerni uređaji su postavljeni na svoje pozicije neposredno prije betoniranja samih temeljnih stopa kako bi se umanjila opasnost od oštećenja. Za pričvršćenje temeljne stope u pod laboratorija ostavljene su vertikalne rupe promjera 7,5 cm na osnom razmaku 75 cm. Rupe su izvedene s plastičnim cijevima i pozicionirane prema nacrtu. Betoniranje stopa izvedeno je odjednom. Debljina zaštitnog sloja osigurana je plastičnim distancerima (temelj 2,5 cm, stup 2,0 cm) postavljenim na glavnu armaturu. U uglovima gornje plohe temelja postavljene su kuke koje su služile za transport modela stupa. Nakon betoniranja prve serije stopa u svakoj idućoj seriji izvodile su se po tri stope i tri stupa.

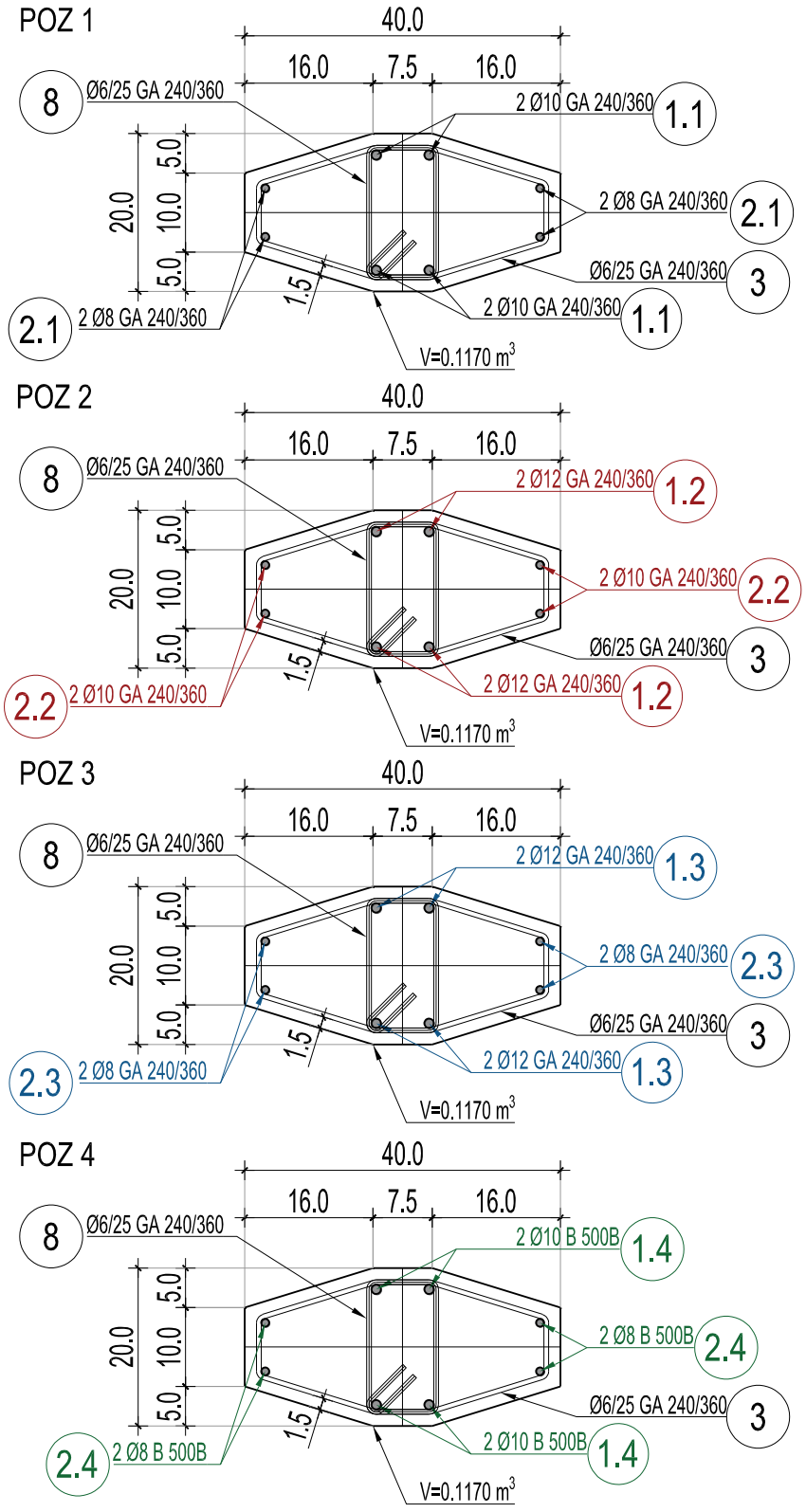


Slika 76. Aksonometrijski prikaz stupa i oplatni nacrt



Slika 77. Armaturni nacrt stupa

Svi izvedeni stupovi su isti po geometriji ali se razlikuju po ugrađenoj armaturi poprečnog presjeka stupa. Izvedene su četiri različiti pozicije stupova. Razlike su vidljive na poprečnim presjecima danim na sljedećoj slici.

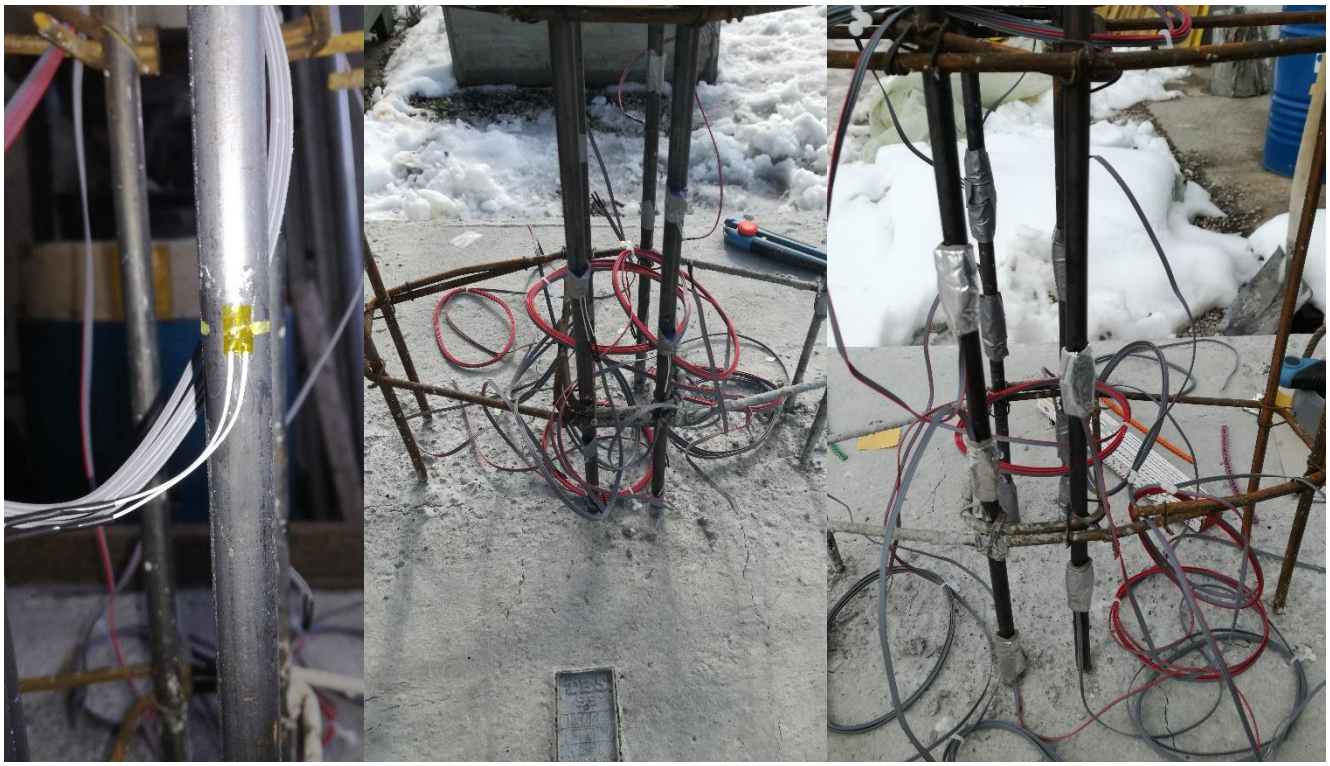


Slika 78. Prikaz poprečnih presjeka stupova u ovisnosti o različitim pozicijama armature



Slika 79. Izvedba stopa stupova

Tenzometri su lijepljeni na šipke stupa odmah nakon betoniranja stope ili nakon očvršćivanja betona (ovisno o dinamici betoniranja stupova). Većina stupova ima glatku armaturu promjera 10 i 12 mm pa osim čišćenja površine šipke nije bilo potrebno dodatno pripremati površinu za lijepljenje tenzometra. Dva stupa koja su armirana rebrastom armaturom dodatno su pripremljena na način da su na mjestima lijepljenja tenzometara brusilicom uklonjena rebra te je zaglađena površina. Tenzometri su lijepljeni s jednokomponentnim ljepilom preporučenim od strane proizvođača. Za zaštitu tenzometara korišten je silikon i zaštitni kit s aluminijskom folijom također preporučen od strane proizvođača. Budući da se postavljanje tenzometara izvodilo na šipke postavljene u vertikalnom smjeru pojavio se problem nanošenja silikona koji je u relativno tekućem stanju. Problem je riješen formiranjem džepova od samoljepljive trake u koje je stavljen silikon. Nakon postavljanja silikona područje tenzometra je obavijeno zaštitnim kitom s folijom te dodatno zaštićeno samoljepljivom trakom. Položaj pojedinog tenzometra dan je kasnije tablično za svaki stup. Zbog postizanja što bolje prionjivosti između betona i armature vodilo se računa da područje zaštite tenzometra u što manjoj mjeri pokrije površinu šipke. Na 15 modela stupova ugrađeno je ukupno 99 tenzometara. Tenzometri su na sebi već imali ugrađene žice dostatne dužine da nesmetano mogu izaći iz betonskog elementa i kasnije biti pripremljene za spajanje na mjerne uređaje. Žice tenzometara su dobro priljubljene uz armaturne šipke i na visini oko 60 cm od dna stupa izvedene van iz betona. Kod vođenja žica po betonskom elementu vodilo se računa da iste budu zaštićene šipkama armature kod punjenja stupa betonom i vibriranja vibro-iglom. Nakon postavljanja tenzometra uslijedilo je postavljanje oplate i betoniranje stupa. Betoniranje se izvodilo uz paralelno vibriranje vibro-iglom. Kod svakog betoniranja stupova uzimana su četiri uzorka kocki (150×150×150 mm) i tri uzorka prizmi (10×10×400 mm) za ispitivanje karakteristika ugrađenog materijala.



Slika 80. Postavljanje tenzometara na armaturne šipke stupa



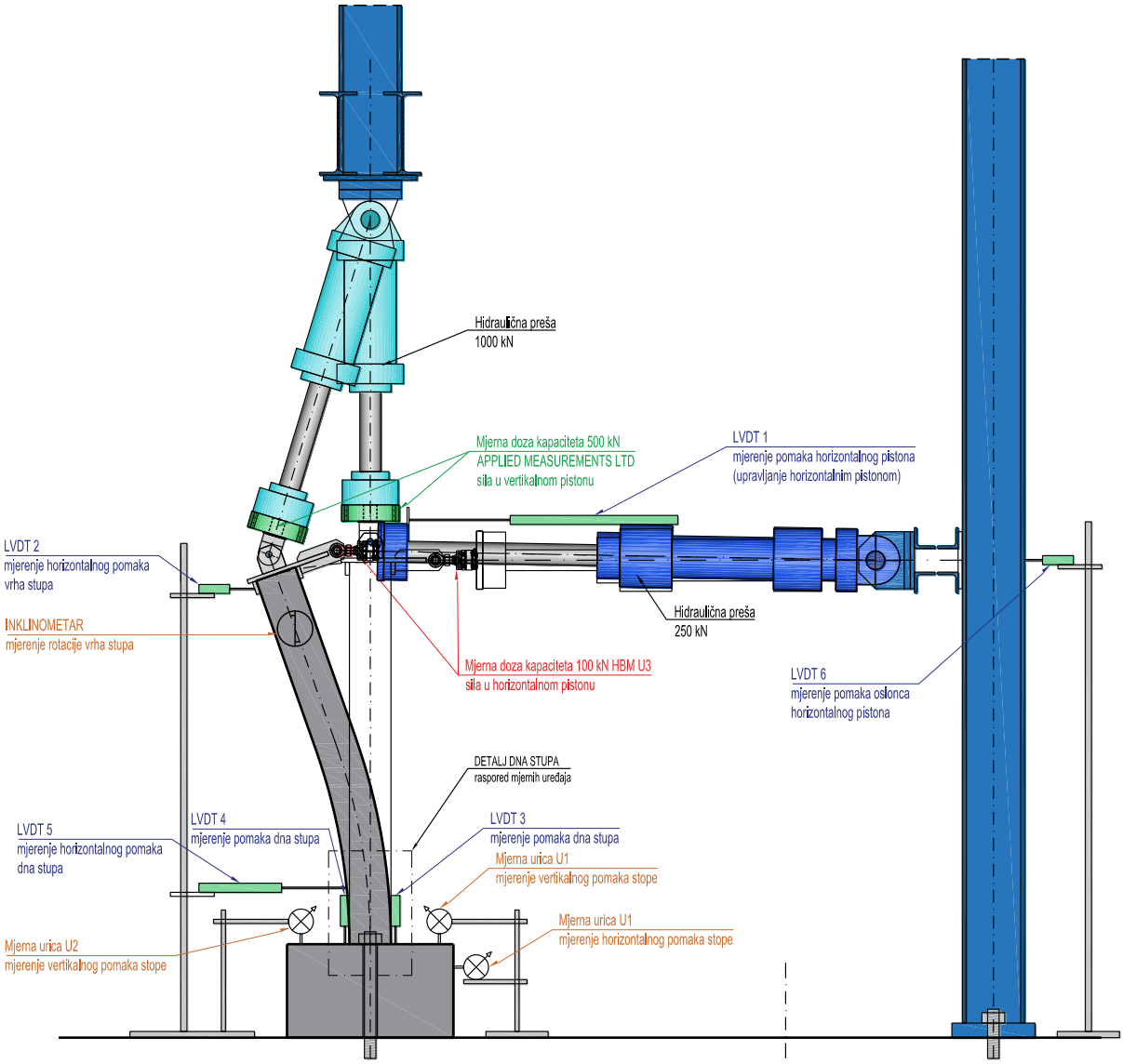
Slika 81. Oplata i izvedba stupova

Nakon dostizanja 70% čvrstoće betona, uzorci su transportirani u laboratorij gdje je izvršeno ispitivanje.

5.2. Oprema za ispitivanje i mjerni instrumenti

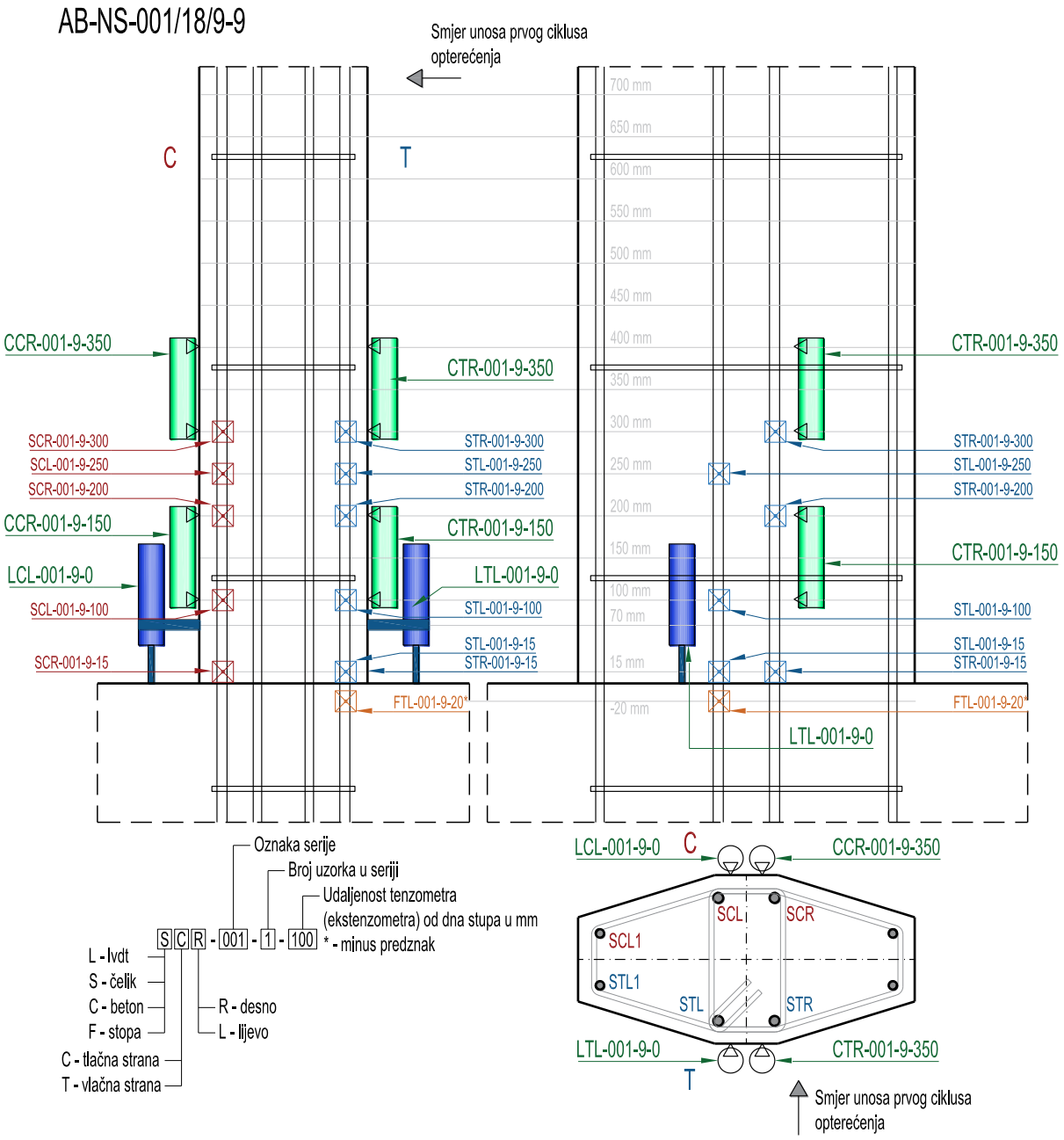
Za provedbu ovog ispitivanja korišteno je nekoliko različitih mjernih instrumenata. Tenzometri ugrađeni u model stupa, LVDT ekstenzometri postavljeni na karakterističnim mjestima vanjske površine stupa, LVDT mjerni instrumenti za kontrolu pomaka karakterističnih mjesta, inklinometar za mjerenje zakreta stupa te mjerne urice za kontrolu pomaka bez elektronskog zapisa. Osim navedenih mjernih instrumenata korišteni su i LVDT ugrađeni u preše te mjerne doze na svakoj prši kojima je definirana veličina sile i pomaka preše u svakom trenutku ispitivanja.

Položaj pojedinih mjernih mjesta i opreme za ispitivanje na modelu stupa prikazan je na Slika 82.



Slika 82. Položaj opreme i mjernih mjesta

Na sljedećoj slici prikazan je rasporedm mjernih uređaja u području plastičnog zgloba. Dan je prikaz za stup AB-NS-001/18/9-9 iz razloga što je taj stup imao najviše mjernih mjesta. Isti princip označavanja vrijedi i za ostale stupove samo s mijenja položaj mjernih mjesta i broj uzorka u serijama kod definiranja oznake.



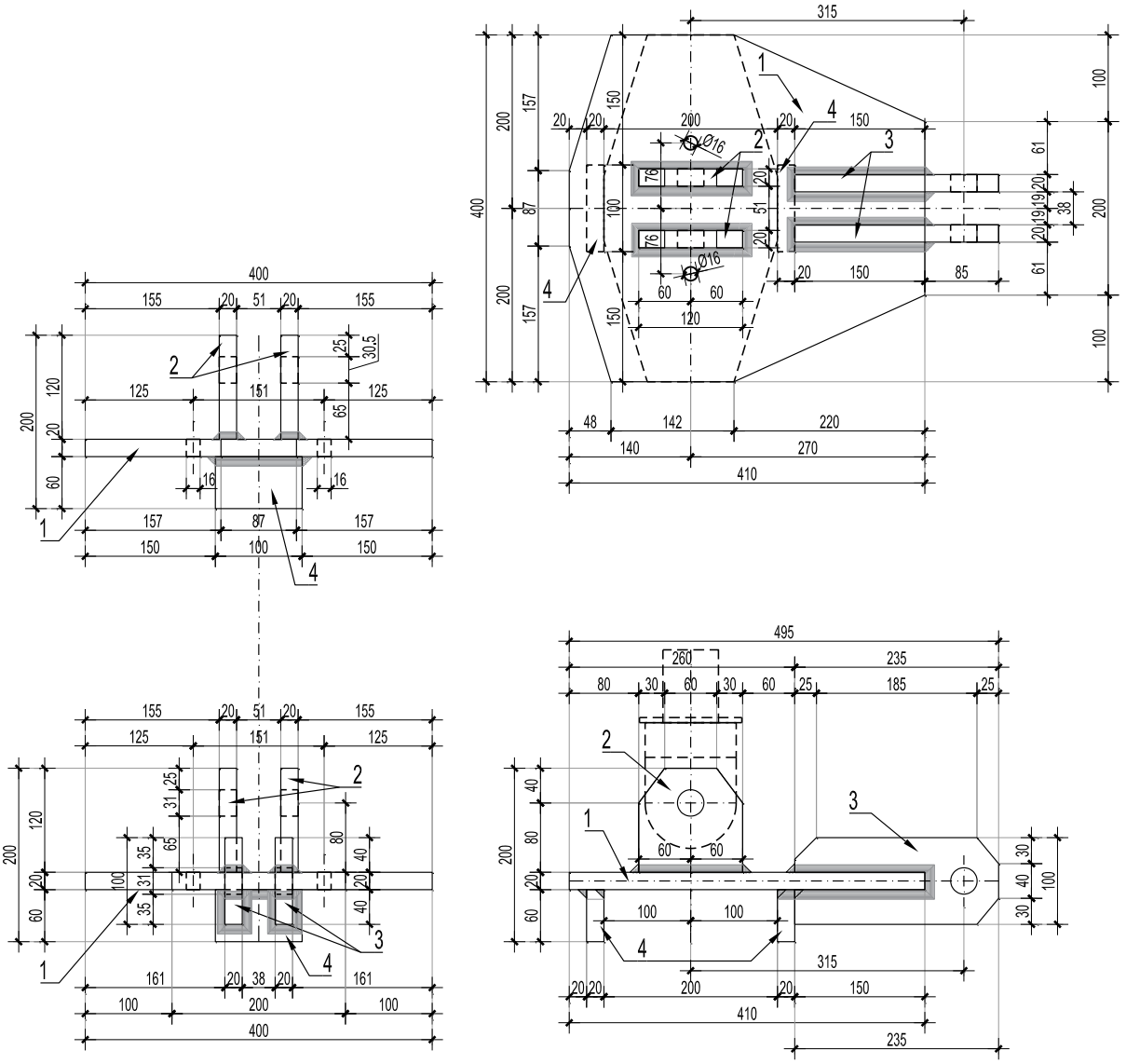
Slika 83. Detaljan prikaz položaja i oznaka mjernih mjesta u području plastičnog zgloba stupa

5.2.1. Čelična kapa, preše, pozicioniranje i unos opterećenja

Unos vertikalnog opterećenja izvodi se pomoću preše kapaciteta 1000 kN. Preša je zglobno spojena na okvirnu konstrukciju. Okvirna konstrukcija sastoji se od dva vertikalno postavljena stupa u zavarenoj izvedbi i horizontalne prečke koja se sastoji od 2 IPE 400. Spoj prečke i stupa je ostvaren pomoću trnova (Slika 98). Dimenzije i položaj elemenata okvira mogu se vidjeti na (Slika 98). Na početku preše nalazi se mjerna doza nosivosti 1000 kN. Kontrola unosa opterećenja pomoću vertikalne preše je ručna. Mjerna doza je spojena pomoću trna na čeličnu kapu koja se nalazi na vrhu stupa. Čelična kapa se osno nalazi na visina 2300 mm od dna temelja stupa i preko nje se vrši unos aksijalnog i lateralnog opterećenja na vrhu stupa. Dimenzije i oblikovanje čeličen kape mogu se vidjeti na Slika 84.



Slika 84. Čelična kapa za unos opterećenja na vrhu stupa



Slika 85. Radionički nacrt čelične kape

Os horizontalne preše se nalazi na visini 2300 mm od dna temelja stupa. Horizontalna preša je kapaciteta 500 kN i zglobno se oslanja na zavarenu, čeličnu, horizontalno postavljenu gredu koja je se oslanja na dva vertikalna stupa poprečnog presjeka HEB 300. Mjerna doza koja se nalazi na početku horizontalne preše također je zglobno spojena na prije spomenutu kapu prema (Slika 84). Početni položaj eksperimenta prikazan je na (Slika 98).

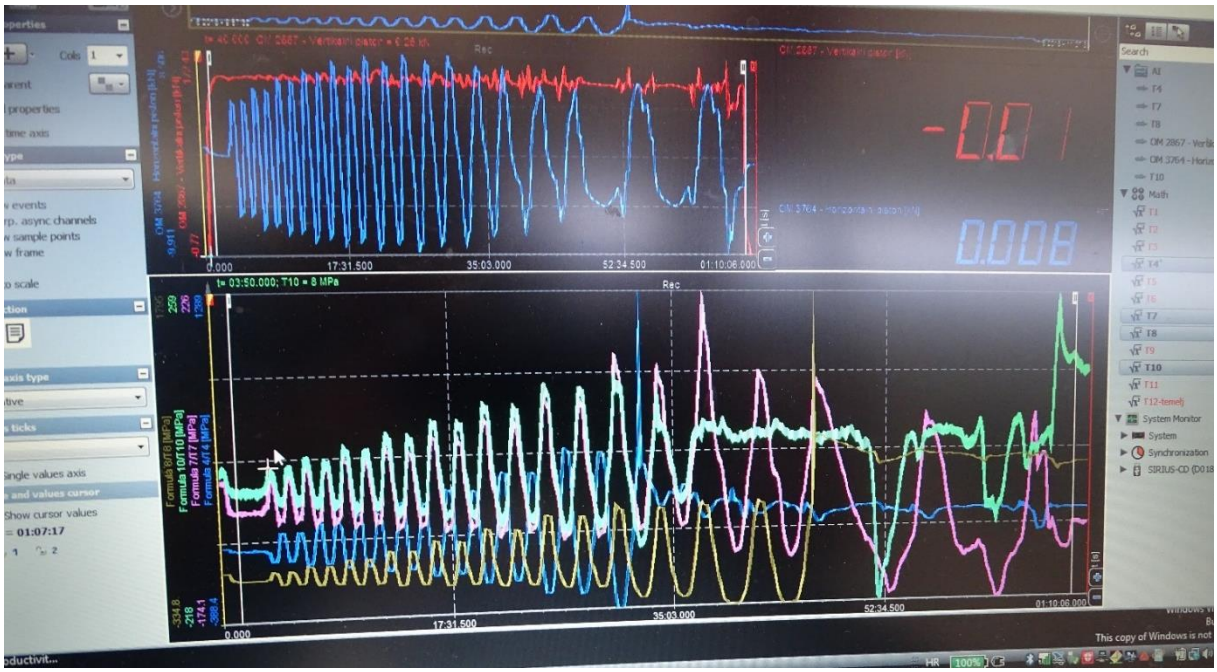


Slika 86. Prikaz postava ispitivanja

5.2.2. Računalna oprema i mjerni instrumenti

Samo ispitivanje praćeno je sa tri različita sustava za obradu izmjerenih podataka. Prvi sustav je mjerio pomake svih mjernih mjesta predviđenih za mjerenje pomaka te je upravljao pomakom horizontalne preše (kontrola horizontalne preše izvođena je preko pomaka). Drugi sustav je bio namijenjen za mjerenje relativnih deformacija pomoću tenzometara ugrađenih na šipke armature te mjerenja sila u pojedinoj preši preko mjernih doza. Treći sustav je pratio rotaciju stupa pomoću inklinometra smještenog na vrhu stupa i relativne deformacije četiriju ekstenzometara smještenih na dnu stupa (u području plastičnog zgloba). Elementi opreme opširnije su opisani u sljedećim poglavljima.

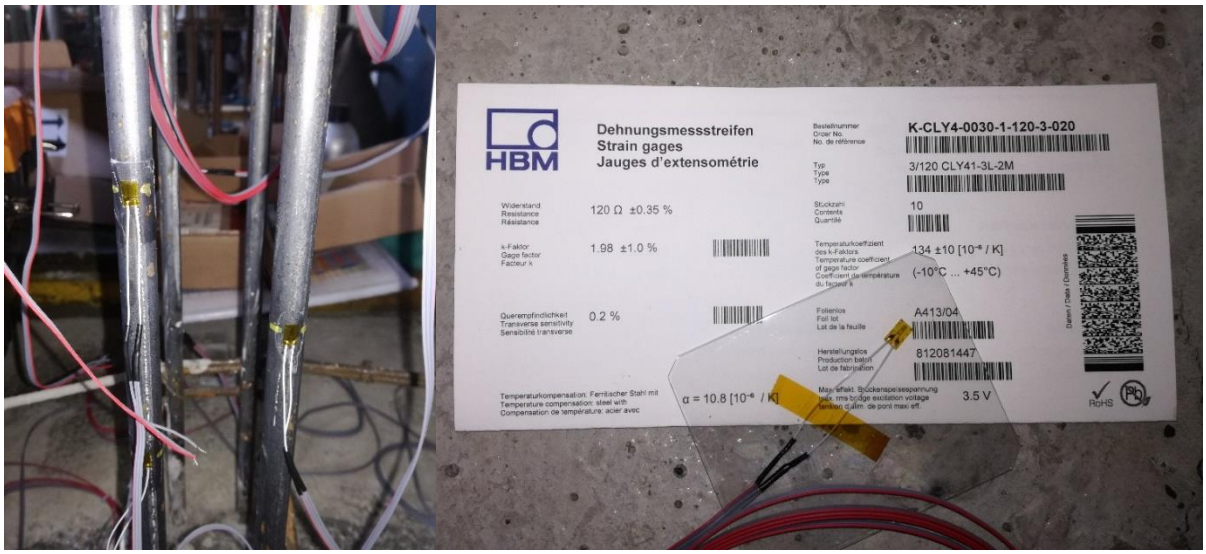
Za sva mjerna mjesta i mjerne uređaje dobiveni su digitalni zapisi koji su prikazani kasnije u analizi svakog pojedinog parametra.



Slika 87. Digitalni zapis mjerenja

5.2.3. Tenzometri

Prilikom izvedbe uzoraka na šipke armature ugrađeni su tenzometri kojima su određene relativne deformacije na tim karakterističnim mjestima. Položaj i broj tenzometara nije isti za svaki uzorak. Budući da je više parametara koji se dobivaju eksperimentalnom analizom tenzometri su postavljeni na mjestima prikladnim za definiranje pojedinog parametra. Konačan položaj pojedinog tenzometra definiran je u opisu svakog uzorka. Korišteni su tenzometri tipa HBM K-CLY4-0030-1-120-3-020-Ns mjernom bazom od 3 mm. Tenzometri se lijepljeni na unaprijed priređene šipke armature jednokomponentnim epoksi ljepilom te zaštićeni prema uputama proizvođača. Korišteni su tenzometri s tvornički ugrađenim kablovima dužine 2 m. Kablovi su pozicionirani unutar uzoraka na način da se moguća oštećenja prilikom betoniranja svedu na minimum.



Slika 88. Prikaz korištenih tenzometara



Slika 89. Faze postavljanja tenzometara

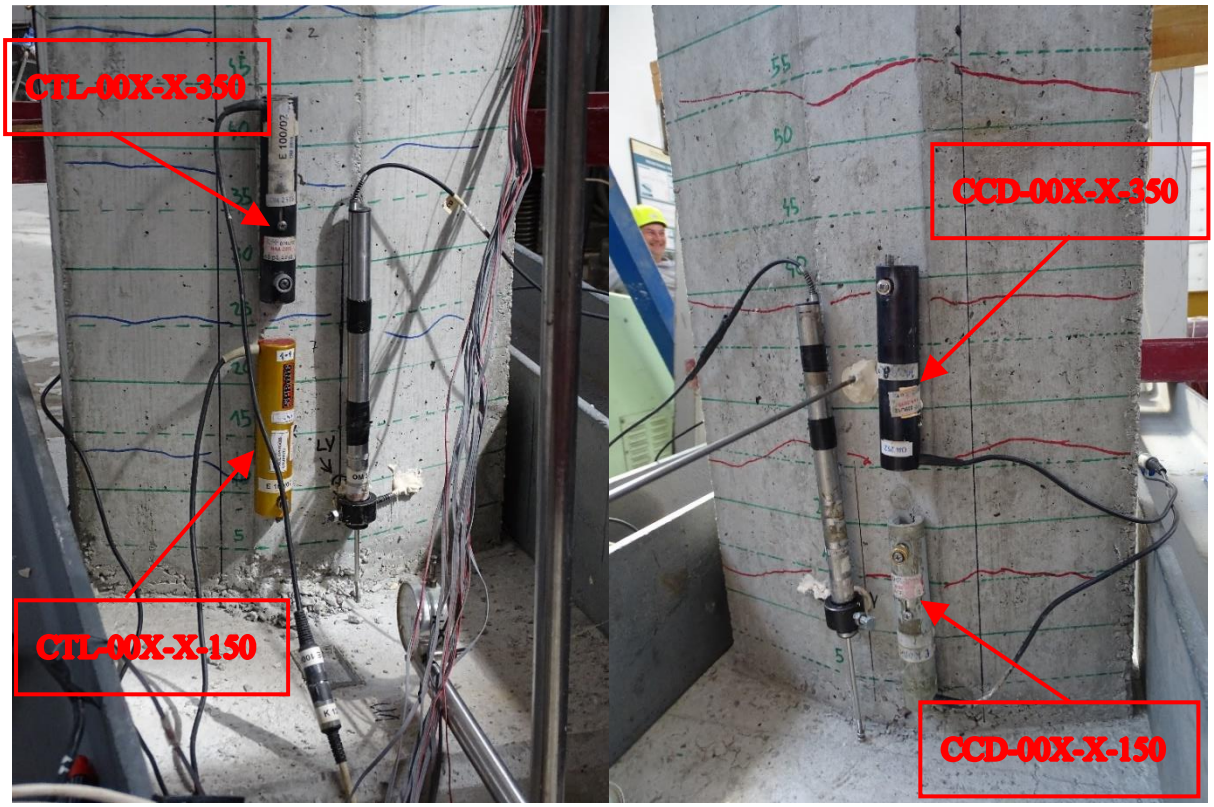
Tablica 16 Pozicije tenzometara i ekstenzometara na pojedinom modelu stupa

			Oznaka tenzometra	Udaljenosti tenzometara od dna stupa							
				-20 mm	15 mm	100 mm	150 mm	200 mm	250 mm	300 mm	350 mm
1	AB-NS-001/18/1-9	Monotono	SCR-001-1		✓		2×EKS-TENZOMETAR				2×EKS-TENZOMETAR
			STL-001-1		✓						
			STR-001-1		✓						
			FTL-001-1	✓							
2	AB-NS-001/18/2-9	Monotono	SCR-001-2		✓		2×EKS-TENZOMETAR				2×EKS-TENZOMETAR
			STL-001-2		✓	✓			✓		
			STR-001-2		✓			✓		✓	
3	AB-NS-001/18/3-9	Ciklično	SCR-001-3		✓		2×EKS-TENZOMETAR				2×EKS-TENZOMETAR
			STL-001-3		✓						
			STR-001-3		✓						
			FTL-001-3	✓							
4	AB-NS-001/18/4-9	Ciklično	SCL-001-4			✓	2×EKS-TENZOMETAR		✓		2×EKS-TENZOMETAR
			SCR-001-4		✓			✓		✓	
			STL-001-4		✓	✓			✓		
			STR-001-4		✓			✓		✓	
5	AB-NS-001/18/5-9	Monotono	SCR-001-5		✓		2×EKS-TENZOMETAR				2×EKS-TENZOMETAR
			STL-001-5		✓						
			STR-001-5		✓						
			FTL-001-5	✓							
6	AB-NS-001/18/6-9	Monotono	SCR-001-6		✓		2×EKS-TENZOMETAR				2×EKS-TENZOMETAR
			STL-001-6		✓	✓			✓		
			STR-001-6		✓			✓		✓	
7	AB-NS-001/18/7-9	Ciklično	SCR-001-7		✓		2×EKS-TENZOMETAR				2×EKS-TENZOMETAR
			STL-001-7		✓						
			STR-001-7		✓						
			FTL-001-7	✓							
8	AB-NS-001/18/8-9	Ciklično	SCL-001-8			✓	2×EKS-TENZOMETAR		✓		2×EKS-TENZOMETAR
			SCR-001-8		✓			✓		✓	
			STL-001-8		✓	✓			✓		
			STR-001-8		✓			✓		✓	
9	AB-NS-001/18/9-9	Ciklično	SCL-001-9			✓	2×EKS-TENZOMETAR		✓		2×EKS-TENZOMETAR
			SCR-001-9		✓			✓		✓	
			STL-001-9		✓	✓			✓		
			STR-001-9		✓			✓		✓	
			FTL-001-9	✓							

			Oznaka tenzometra	Udaljenosti tenzometara od dna stupa							
				-20 mm	15 mm	100 mm	150 mm	200 mm	250 mm	300 mm	350 mm
10	AB-NS-002/18/1-2	Monotono	SCR-002-1		✓		2×EKS-TENZOMETAR				2×EKS-TENZOMETAR
			STR-002-1		✓						
			FTL-002-1	✓							
11	AB-NS-002/18/2-2	Cikličko	SCL-002-2		✓		2×EKS-TENZOMETAR		✓		2×EKS-TENZOMETAR
			SCR-002-2					✓		✓	
			STL-002-2		✓				✓		
			STR-002-2		✓			✓		✓	
			STL1-002-2		✓						
			SCL1-002-2		✓						
12	AB-NS-003/18/1-2	Monotono	SCR-003-1		✓		2×EKS-TENZOMETAR				2×EKS-TENZOMETAR
			STR-003-1		✓						
			FTL-003-1	✓							
13	AB-NS-003/18/2-2	Cikličko	SCL-003-2		✓		2×EKS-TENZOMETAR		✓		2×EKS-TENZOMETAR
			SCR-003-2					✓		✓	
			STL-003-2		✓				✓		
			STR-003-2		✓			✓		✓	
14	AB-NS-004/18/1-2	Monotono	SCL-004-1				2×EKS-TENZOMETAR				2×EKS-TENZOMETAR
			SCR-004-1		✓						
			STL-004-1		✓	✓			✓		
			STR-004-1		✓			✓		✓	
15	AB-NS-004/18/2-2	Cikličko	SCR-004-2		✓		2×EKS-TENZOMETAR				2×EKS-TENZOMETAR
			STR-004-2		✓						

5.2.4. LVDT ekstenzometri

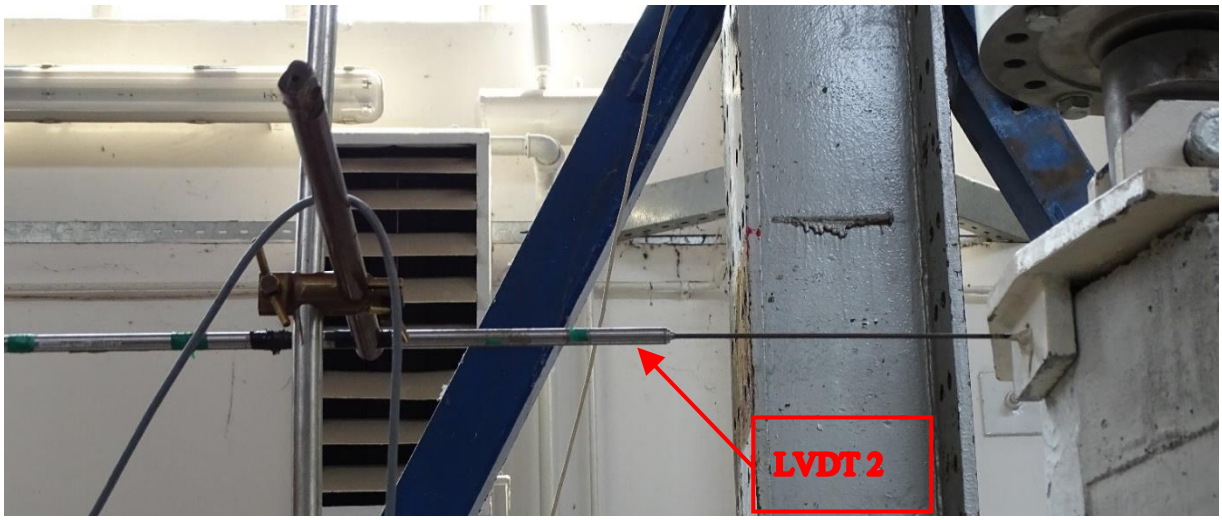
LVDT ekstenzometri postavljani su na visini formiranja plastičnog zgloba s jedne i druge strane stupa kako bi se mjerile relativne deformacije na tim karakterističnim mjestima. Korišteni su ekstenzometri s mjernom bazom dužine 100 mm. Jedan par ekstenzometara postavljen je na dno stupa kako bi mjerio relativne deformacije u blizini krajnjeg presjeka stupa. Zbog svojih gabarita, mjerni instrument nije moguće postaviti na mjesto krajnjeg presjeka, već je središte baze na 150 mm od dna stupa. Drugi par ekstenzometara postavljen je na visini plastičnog zgloba dobivenoj iz numeričke analize kako bi se dobile relativne deformacije na tom mjestu i potvrdila točnost numeričkog proračuna, odnosno dobile korekcijske vrijednosti. Položaj ekstenzometara je definiran i položajem tenzometra ugrađenog u beton na način da jedni i drugi ne nalaze na istom presjeku elementa.



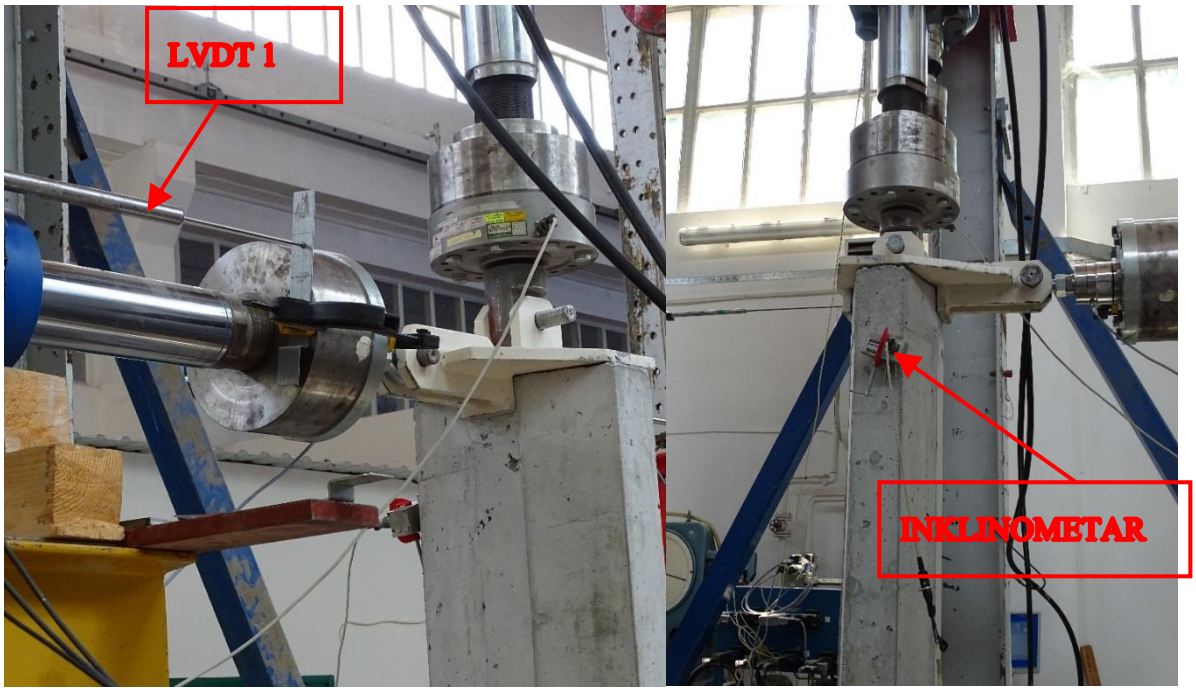
Slika 90.Položaj ekstenzometara: lijevo-vlačna stran (na strani horizontalne preše); desno-tlačna strana

5.2.5. LVDT

Mjerenje pomaka vrha stupa ostvareno je pomoću LVDT mjernog instrumenta, mjerne baze 250 mm. Ovaj pomak kontroliran je i LVDT-om ugrađenim u horizontalnu prešu. Zajedno s inklinometrom postavljenim na gornjoj trećini stupa ovaj pomak daje sve potrebne vrijednosti za izračun i korekcije sila primijenjenih na vrhu stupa. Osim navedenog daje i parametar potreban za izračun rotacijskog kapaciteta ispitivanog stupa.



Slika 91. LVDT za mjerenje pomaka vrha stupa



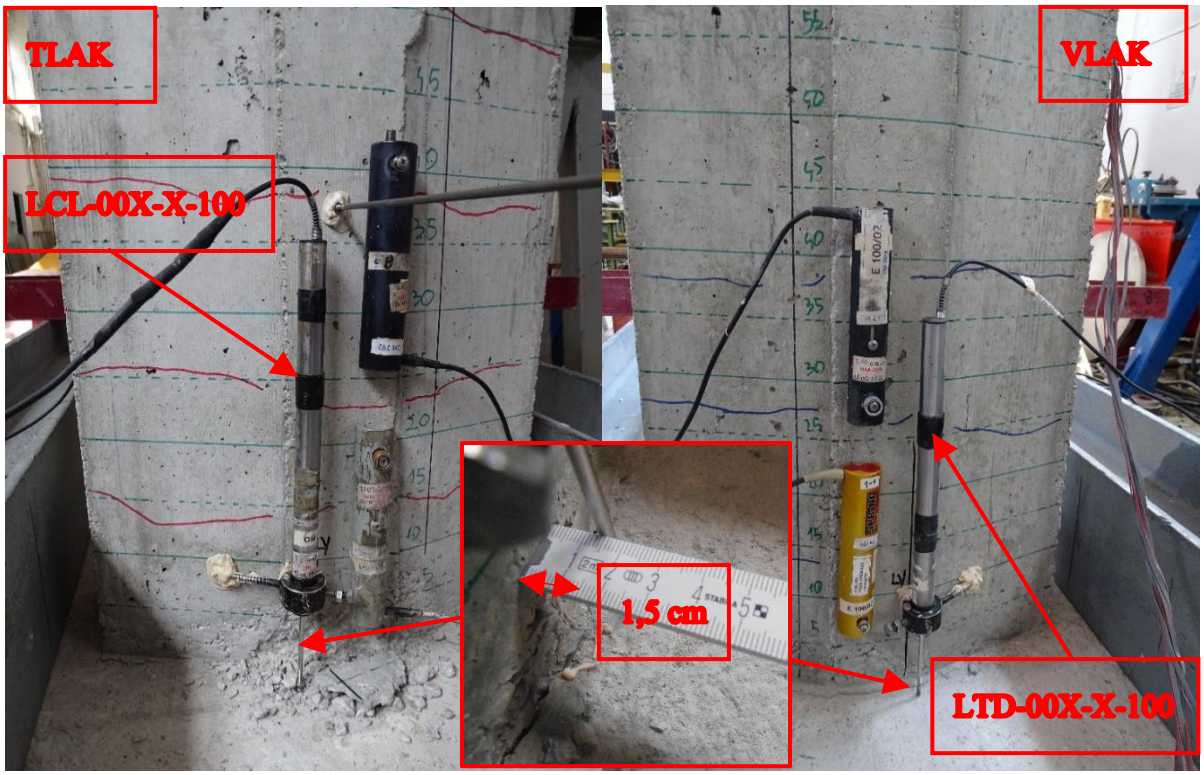
Slika 92. Lijevo: LVDT za mjerenje pomaka horizontalne preše; Desno: inklinometar

Osim spomenutog LVDT mjernog instrumenta na vrhu stupa korišteno ih je još nekoliko kako bi se utvrdili neželjeni pomaci stupa ili elemenata opreme uslijed ispitivanja (Slika 93). Osim ovih digitalnih LVDT uređaja korištene su i analogne mjerne urice na mjestima gdje nije potreban digitalni zapis već se vršila samo kontrola pomaka (Slika 96).



Slika 93. Lijevo: LVDT za mjerenje pomaka dna stupa; Desno: LVDT za mjerenje pomaka oslonca horizontalne preše

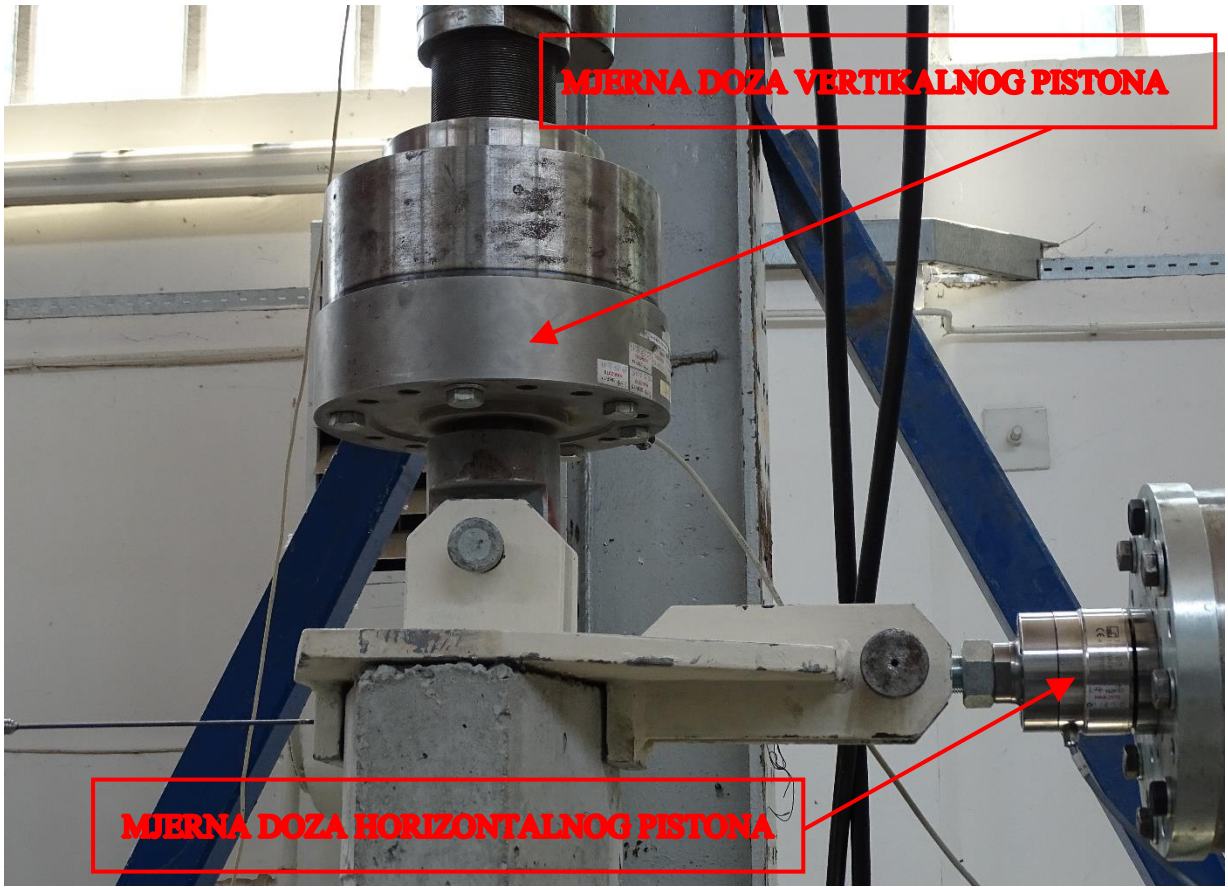
Očekivana rotacija krajnjeg presjeka u odnosu na stopu mjerena je s dva LVDT mjerna uređaja pričvršćena na površinu stupa s mjernom štangicom oslonjenom na stopu stupa. U kombinaciji s rezultatima unutarnjeg tenzometra i podacima ovog LVDT moguće je odrediti rotaciju krajnjeg presjeka uslijed gubitka prionjivosti između betona i glatke armature.

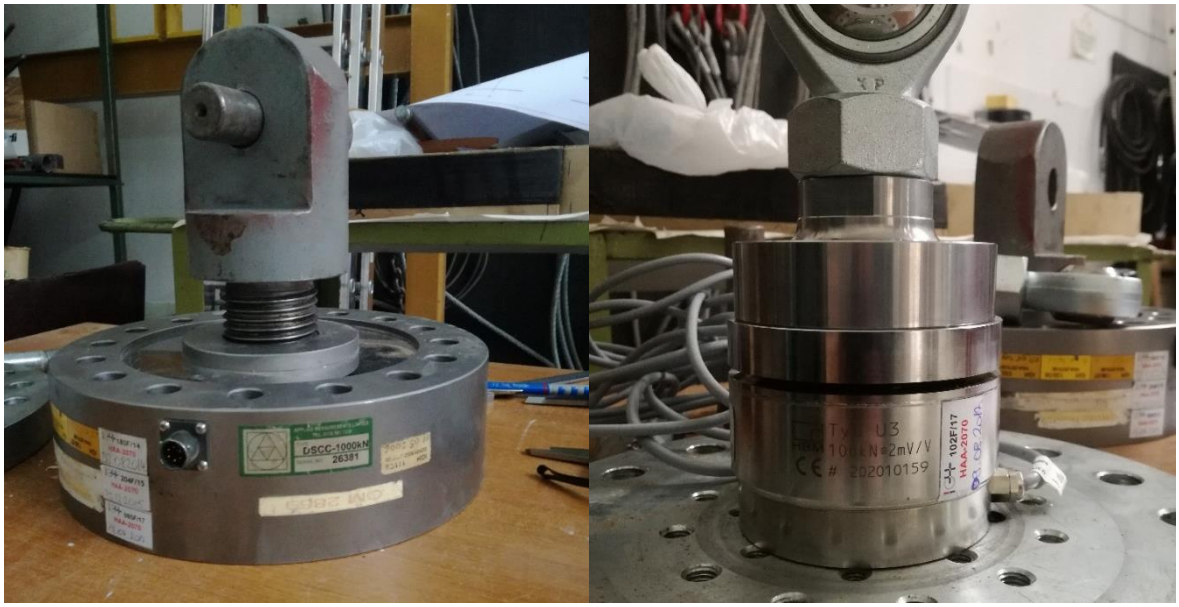


Slika 94. Položaj LVDT-a za mjerenja pomaka dna stupa

5.2.6. Mjerne doze

Mjerenje unesene sile mjereno je dvjema mjernim dozama, na svakoj preši po jedna. Unos vertikalne sile mjeren je tlačnom dozom tipa APPLIED MEASUREMENTS LTD DSCC-500 kN nosivosti 500 kN. Horizontalna sila mjerena je tlačno vlačnom dozom tipa HBM U3 nosivosti 100 kN. Ovakav tip doze bilo je potrebno primijeniti zbog naizmjeničnog cikličkog unosa vlačno tlačne horizontalne sile na vrh stupa.



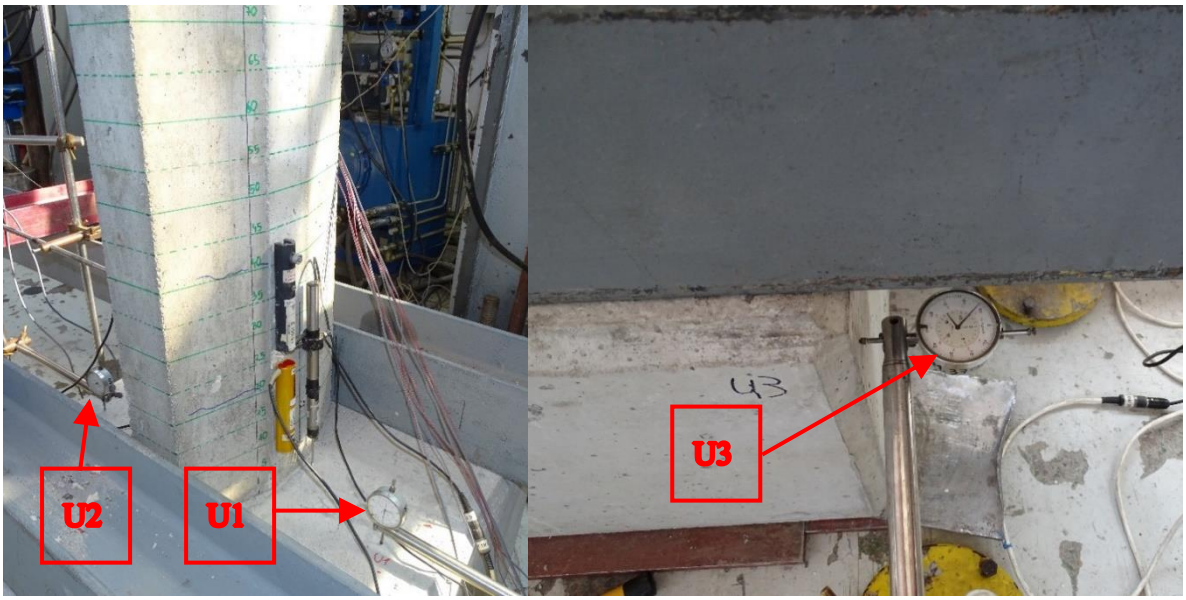


Slika 95. Mjerne doze: desno-vertikalna preša; lijevo-horizontalna preša

5.2.1. Inklinometar

Inklinometar je postavljan 20 cm ispod vrha stupa i mjerio je zaokret gornjeg dijela stupa. Zapis ovog mjernog uređaja nije u digitalnom obliku. Kod svake karakteristične točke opterećenja ručno se provodilo očitanje i zapis napona struje koji je kasnije pretvoren u kut zaokreta elementa u odnosu na nulto stanje.

5.2.2. Mikro urice

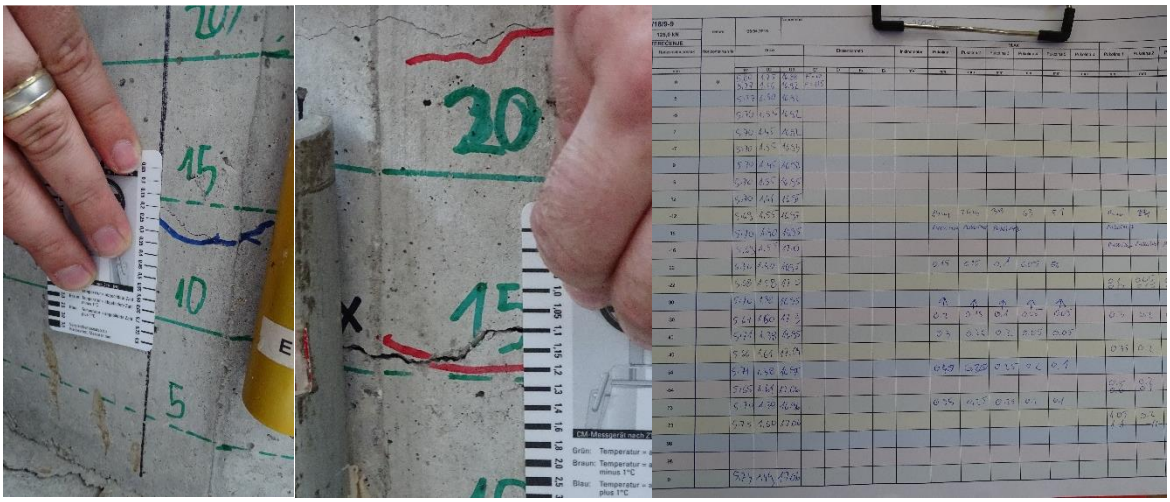


Slika 96. Položaj mikrourica za mjerenje pomaka stope stupa

Kontrola pomaka stope stupa mikrouricama provođena je svakih 10 mm pomaka vrha stupa kod monotonog opterećenja te kod dostizanja maksimalnog pomaka pojedinog ciklusa cikličkog opterećenja. Zapis ove kontrole kao i kontrole zakrivljenosti pomoću inklinometra izvodili su se ručno.

5.2.3. Mjerenje širina pukotina

Osim navedenih mjerenja mjernim uređajima bilježeni su i podaci o nastanku pukotina (pomak kod kojeg su uočene prve pukotine te širine pukotina mjerene karticom kod pojedine faze mjerenja). Položaj pojedine pukotine može se približno odrediti iz fotografije pojedinog stupa koji na sebi ima iscrtan raster s korakom od 5 cm, do visine 70 cm od dna stupa.

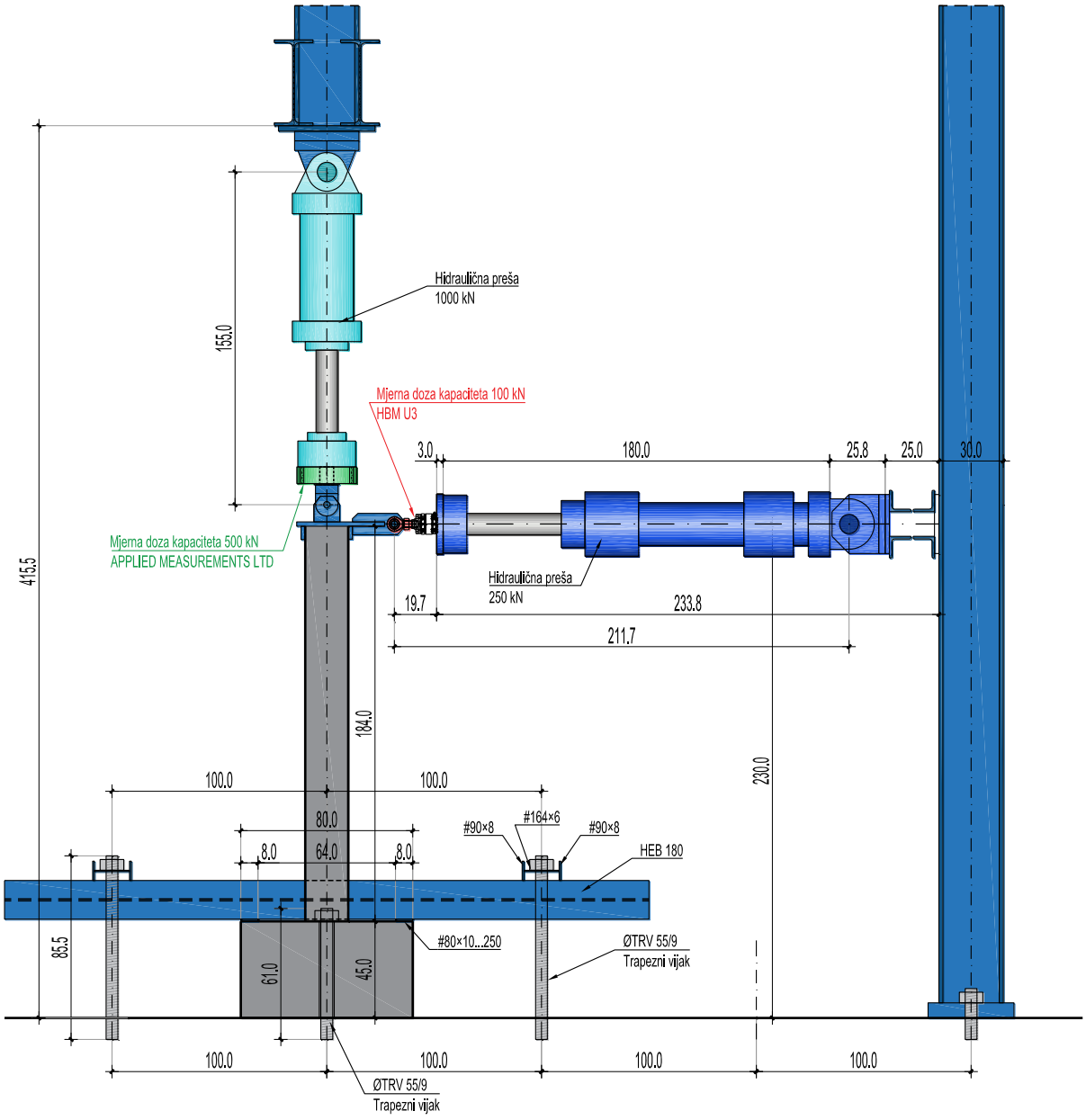


Slika 97. Mjerenje širine pukotina karticama; zapis rezultata mjerenja

5.3. Tijek ispitivanja stupova

Provedeno je ispitivanje na 15 uzoraka stupova statičkog sustava konzole upetih u pod laboratorija. Uzorci su opterećeni aksijalnom i lateralnom silom na vrhu stupa (kraju statičkog sustava konzole).

Ispitivanje uzorka počinje postavljanjem uzoraka u os vertikalne preše. Nakon pozicioniranja uzorka provodi se kontrola i potrebne korekcije vertikalnosti uzorka. Upetost uzorka u podlogu laboratorija postiže se sa dva trapezna vijka Tr 55×9 koja prolaze kroz unaprijed predviđene rupe na temelju stupa. Položaj vijaka je uvjetovan sidrenim mjestima na podu laboratorija nije povoljan za ovo ispitivanje jer se sidrene rupe nalaze na poprečnoj osi uzorka na razmaku od 70 cm. Stoga je predviđeno dodatno osiguranje upetosti u pod laboratorija dodatnom čeličnom roštiljnom konstrukcijom (Slika 98).



Slika 98. Uzdužni presjek ispitivanja uzorka

Nakon montaže uzorka slijedilo je testiranje i postavljanje mjerne opreme te konfiguriranje sustava za pohranu podataka.

U nastavku je dana tablica s karakteristikama svih stupova te pokazateljima seizmičke otpornosti mjerenih prilikom ispitivanja pojedinog stupa.

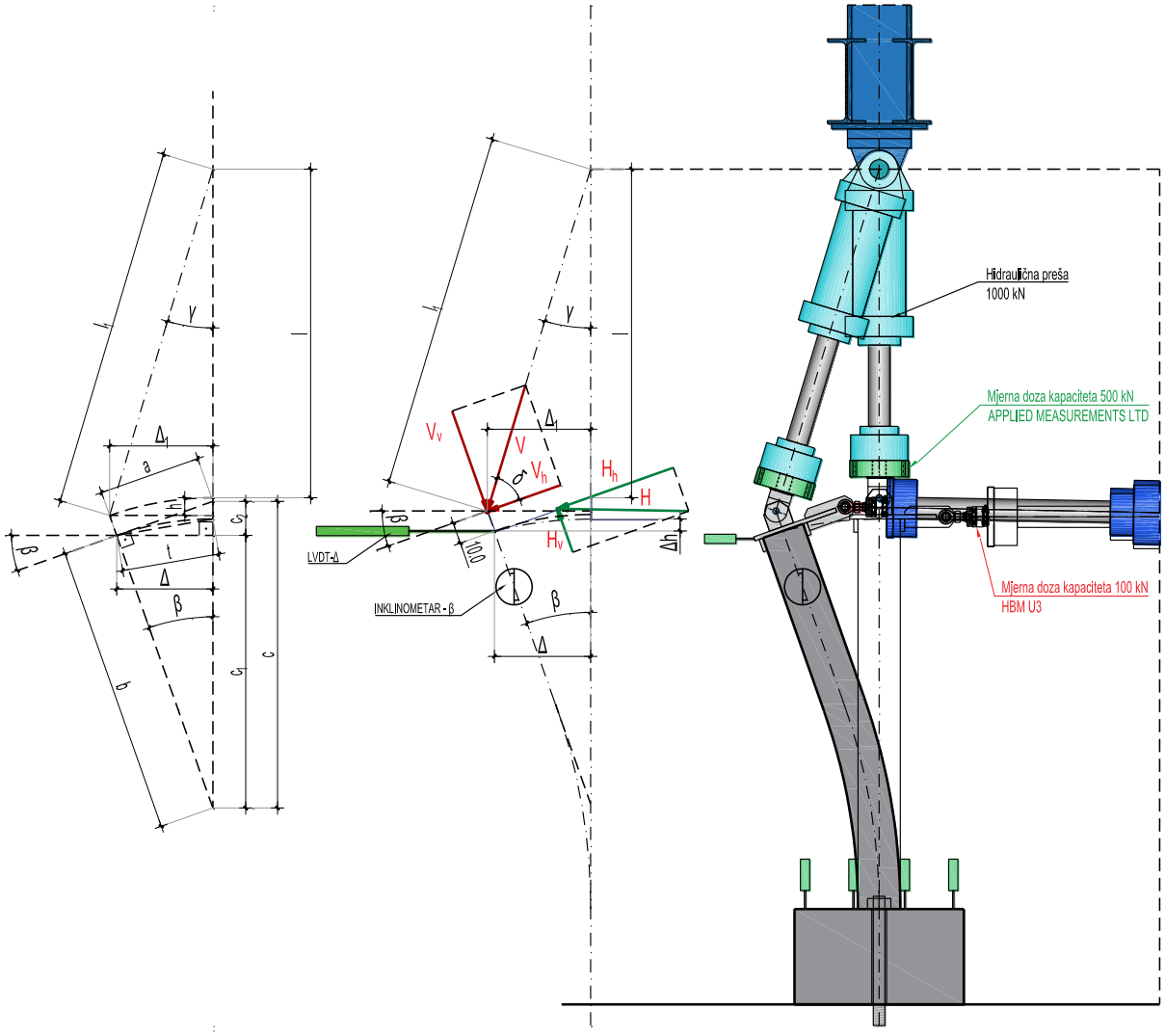
Tablica 17. Parametri modela stupova

Definiranje parametara modela poprečnih presjeka stupova							
Oznaka uzorka	Vrsta armature	Vrsta opterećenja	Promjer armature	Vertikalna sila [kN]	Duljina plastičnog zgloba	Rotacijski kapacitet	M/Φ karakteristike
1	GA 240/360	Monotono	Φ10 i Φ8	100		✓	✓
2	GA 240/360	Monotono	Φ10 i Φ8	100	✓	✓	✓
3	GA 240/360	Cikličko	Φ10 i Φ8	100		✓	✓
4	GA 240/360	Cikličko	Φ10 i Φ8	100	✓	✓	✓
5	GA 240/360	Monotono	Φ10 i Φ8	150		✓	✓
6	GA 240/360	Monotono	Φ10 i Φ8	150	✓	✓	✓
7	GA 240/360	Cikličko	Φ10 i Φ8	150		✓	✓
8	GA 240/360	Cikličko	Φ10 i Φ8	150	✓	✓	✓
9	GA 240/360	Cikličko	Φ10 i Φ8	125	✓	✓	✓
10	GA 240/360	Monotono	Φ12 i Φ10	125		✓	✓
11	GA 240/360	Cikličko	Φ12 i Φ10	125		✓	✓
12	GA 240/360	Monotono	Φ12 i Φ8	125		✓	✓
13	GA 240/360	Cikličko	Φ12 i Φ8	125		✓	✓
14	B 500B	Monotono	Φ10 i Φ8	100	✓	✓	✓
15	B 500B	Cikličko	Φ10 i Φ8	150		✓	✓
16*	B 500B	Cikličko	Φ12 i Φ10	100		✓	✓

Prije samog unosa opterećenja potrebno je provjeriti ispravnost svih mjernih instrumenata unutar i na površini uzorka. Neki instrumenti su provjereni prije postavljanja na model dok se ostali provjeravaju unosom malog horizontalnog opterećenja na stup. U prvoj fazi najprije se unosi opterećenje centrične sile vertikalnom prešom da željene veličine. Vertikalna sila se unosi kontrolom sile. Zbog većeg broja mjernih mjesta, nakon unosa opterećenja provjerena su sva mjerna mjesta radi kontrole te je zabilježen položaj pojedinog mjernog instrumenta. Ovo faza ispitivanja je ista za sve uzorke ispitivanja. Nakon unosa vertikalnog opterećenja i provedbe

navedene provjere slijedi unos horizontalnog opterećenja. Druga faza ispitivanja razlikuje se prema vrsti opterećenja (monotono, cikličko). U ovoj fazi sila u horizontalnoj preši se povećava do sloma uzorka.

Horizontalno opterećenje se unosi preko kontrole pomaka, odnosno zadaje se vremenski interval u kojem će se ostvariti određeni pomak. Uslijed horizontalnog pomaka vrha stupa dolazi do zakretanja vertikalne preše a time i do njenog produljenja. To uzrokuje pad sile u preši te je potrebna stalna korekcija sile tako da se vertikalna sila zadrži konstantnom. Utjecaj zakretanja vertikalne preše rezultira pojavom dodatne horizontalne sile koja zajedno djeluje s horizontalnom prešom. Navedeni utjecaj se može vidjeti na sljedećoj slici (Slika 99).



Slika 99. Prikaz utjecaja vertikalne preše na horizontalnu silu

5.3.1. Monotono

Nakon postavljanja uzorka stupa i opreme u položaj za ispitivanje pristupilo se ispitivanju stupa. Prije početka samog ispitivanja zabilježene su vrijednosti pojedinih mjernih mjesta. Kasnije je kontrola i ručni zapis svakog mjernog mjesta provođen za svaki karakteristični položaj pomaka vrha stupa. Ovakva kontrola i zapis provođeni su u svrhu možebitnog gubitka digitalnog zapisa (kao što je nestanak struje ili neki drugi kvar na samoj opremi za ispitivanje) tijekom ispitivanja.

Ispitivanja stupova monotono opterećenih započinju unosom vertikalnog opterećenja do vrijednosti predviđene za pojedini stup (100, 125, 150 kN). Nakon unosa vertikalnog opterećenja uslijedila je kontrola mjernih mjesta i zapis istih.



Slika 100. Početni postav ispitivanja monotono opterećenog stupa

Sljedeći korak je unos horizontalnog opterećenja koje se unosi upravljano računalom na način da se kontrolira prirast pomaka horizontalne preše. Programirana je takva krivulja prirasta pomaka gdje je horizontalna preša nakon svakih 10 mm prirasta pomaka mirovala određen vremenski period (1 min) kako bi se mogla izvršiti kontrola mjernih mjesta i zapis istih. Ove pauze tokom ispitivanja bile su potrebne i za utvrđivanje nastanka, označavanja te mjerenja širina pukotina.



Slika 101. Krivulja unosa monotonog opterećenja

Povećanje pomaka se provodilo do trenutka sloma betona tlačnog područja presjeka pri dnu stupa. Nakon dostizanja maksimalnog horizontalnog pomaka, kontrole i zabilješke svih mjernih mjesta, horizontalna preša je vraćena u početni položaj nakon čega je uslijedilo rasterećenje vertikalne preše.

Nakon pojave prve a potom i svih ostalih pukotina zabilježen je njihov položaj kao i širina pojedine pukotine za pripadni pomak vrha stupa. Pukotine su mjerene karticom pa je najmanja mjerena širina pukotine iznosila 0,05 mm (najmanja širina koja se može izmjeriti karticom).

Maksimalno ostvaren pomak vrha stupa svih monotono ispitanih uzoraka je 100 mm. Kod svih ispitanih uzoraka dogodio se slom tlačnog područja betona presjeka pri dnu stupa. Daljnjem povećanjem pomaka a time i kompletnim drobljenjem betona nije se pristupilo zbog velikog nagiba vertikalne preše te strahu od iskliznuća istog iz postava ispitivanja a time i do loma mjerne opreme.



Slika 102. Slom tlačnog područja betona

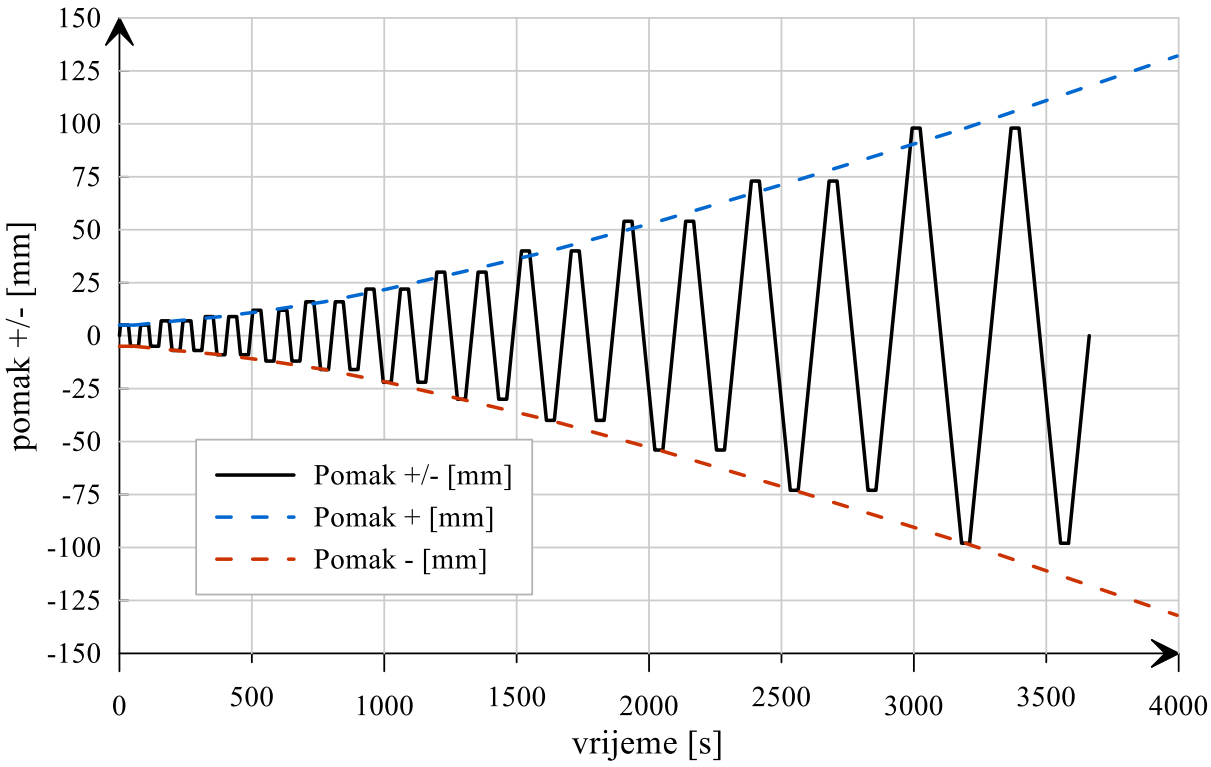


Slika 103. Deformacije stupa kod maksimalnog pomaka

U poglavljima 5.4.2 i 5.4.3 su prikazani dijagrami relativnih deformacija mjerenih tenzometrima i ekstenzometrima, pomaka pojedinih mjernih mjesta kao i dijagram prirasta horizontalne sile u ovisnosti o pomaku vrha stupa. Osim mjerenih vrijednosti prikazani su i dijagrami izvedenih vrijednosti kao što su prirast momenta savijanja pojedinog presjeka te rotacije pojedinog presjeka iz čega proizlazi M/ϕ odnos pojedinog presjeka.

5.3.2. Cikličko

Protokol unosa kvazi-statičkog cikličkog opterećenja je napravljen prema FEMA 461 (2007) smjernicama.



Slika 104. Protokol kvazistatičkog cikličkog opterećenja

Usvojene su sljedeće smjernice iz navedenog protokola:

- Za svaku amplitudu opterećenja (pomaka) provedena su dva ciklusa opterećenja
- Do najnižeg graničnog stanja oštećenja provedeno je više od šest ciklusa opterećenja (8 ciklusa)
- Vrijednost maksimalne amplitude određena je iz monotonog testiranja elemenata
- Broj ciklusa unosa opterećenja veći je od 10 (22 ciklusa)
- Povećanje svake sljedeće amplitude opterećenja je približno provedeno prema sljedećem izrazu:

$$a_{i+1} = 1{,}4 \cdot a_i$$

gdje je a_i amplituda prethodnog koraka a a_{i+1} amplituda sljedećeg koraka.

Prema danim smjernicama formirana je ciklička krivulja koja je primijenjena na ispitivanje ciklički opterećenih uzoraka preko kompjutorski upravljane horizontalne preše unosom ciklusa pomaka od 0 do 100 mm.

5.4. Sistematizacija i analiza rezultata ispitivanja stupova

U ovom poglavlju dana je obrada rezultata dobivenih eksperimentalnim ispitivanjem uzoraka stupova. Digitalni zapis svih mjernih mjesta (relativnih deformacija tenzometara i ekstenzometara, pomaka LVDT-a, sila u mjernim dozama) dobiven od strane *Zavoda za materijale i konstrukcije Instituta IGH* dan je u ovisnosti o vremenu. Ovakav oblik rezultata nije prikladan za usporedbu i definiranje pojedinog pokazatelja seizmičke otpornosti stoga će se gdje god je to moguće prikazati rezultati mjerenja pojedinog mjernog mjesta ovisno o pomaku vrha stupa. U daljnjem tekstu koristit će se nazivlje *vlačna* i *tlačna* strana stupa. Vlačna strana stupa je ona strana kojoj se je u prvom ciklusu opterećenja u robnom vlakancu javljaju vlačna naprezanja. U svim ispitivanjima je to strana na kojoj se nalazi horizontalna preša koja u prvom ciklusu opterećenja gura stup (isto vrijedi i za monotono opterećenje). Tlačna strana je suprotna od vlačne.

5.4.1. Procedura primjene rezultata ispitivanja za iznalaženja ključnih parametara

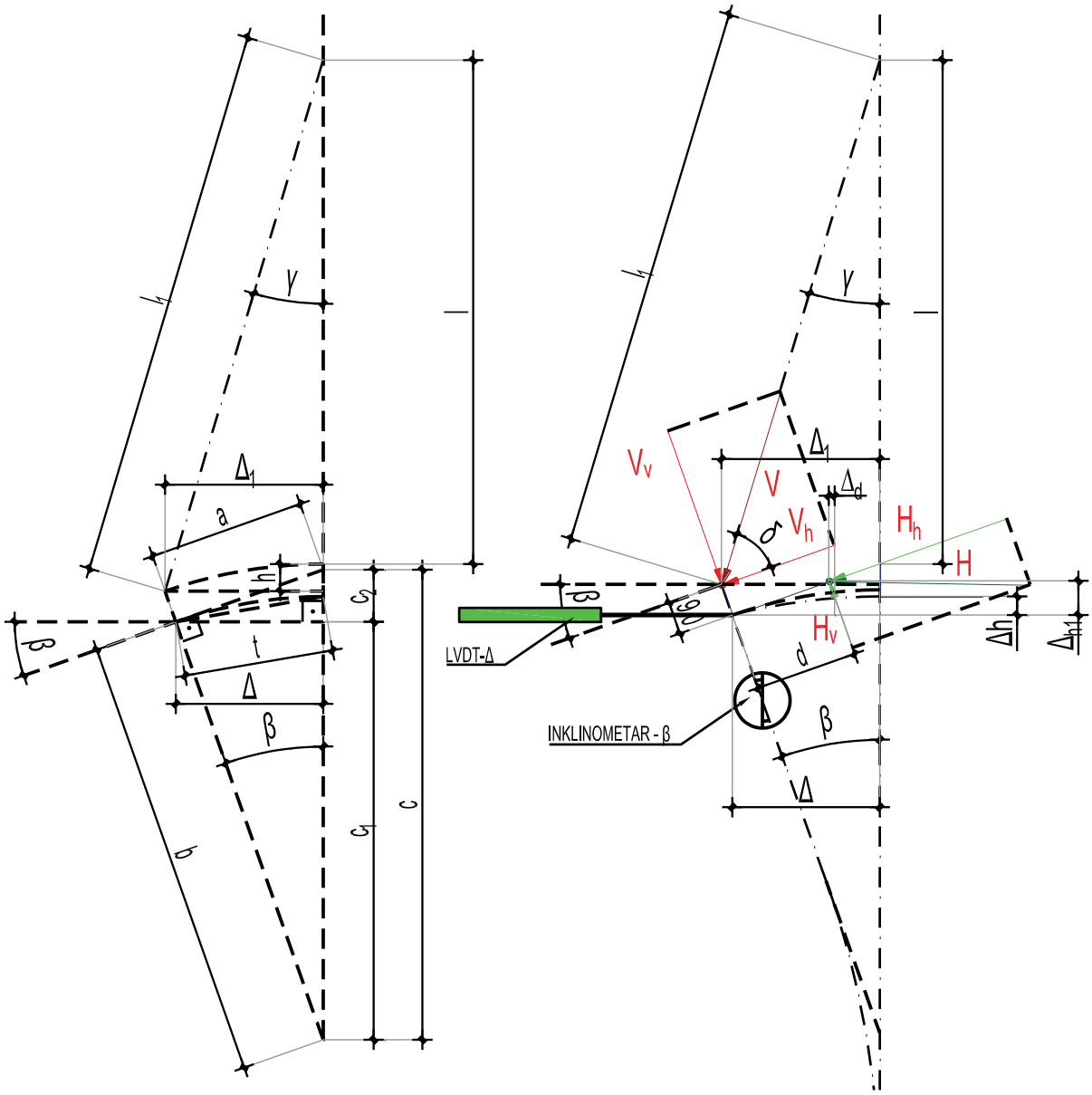
Pokazatelji seizmičke otpornosti koji će se analizirati u ovom poglavlju su rotacijski kapacitet θ, zakrivljenost pojedinog presjeka koja zajedno s momentom savijanja daje M/ϕ odnos, rotacija krajnjeg presjeka te duljina plastičnog zgloba L_{pl}. Dva su stanja elementa kroz koje će se pojedini pokazatelji i njima pripadni parametri analizirati:

- Dostizanje granice popuštanja armature ili betona (parametri s indeksom y)
- Krajnje granično stanje konstrukcije (parametri s indeksom u).

Prilikom mjerenja na modelima stupova ustanovljeno je da se tečenje betona prije dostizanja granice tečenja armature nije dogodilo ni na jednom uzorku.

Rezultati pomaka vrha stupa dani su u milimetrima i vremenski su usklađeni sa svim ostalim mjerenjima. Iz takve baze jednostavno je onda iskazati sve ostale vrijednosti u ovisnosti o pomaku vrha stupa. Prilikom ispitivanja stupa, pomak vrha stupa mjeren je s dva mjerna uređaja.

Horizontalna sila koja djeluje na vrh stupa sastoji se od dvije komponente: sile koja se unosi horizontalnom prešom i utjecaja horizontalne komponente sile vertikalne preše zbog pomaka vrha stupa i zaokreta vertikalne preše. Zbog stalne promjene položaja vrha stupa potrebna je i stalna korekcija veličine vertikalne sile zbog utjecaja horizontalne komponente vertikalne sile. Korekcija se provodila ručno prema očitanjima mjerne doze. Veličina vertikalne sile je oko deset puta veća od očekivane horizontalne pa je njen utjecaj značajan u horizontalnom smjeru prilikom otklona preše. Navedena korekcija napravljena je u ovisnosti o pomaku i zaokretu vrha stupa.



Slika 105. Parametri potrebni za korekcije vertikalne i horizontalne sile na vrhu stupa

Sila vertikalne preše:

Δ - izmjereni pomak vrha preše

l - početna udaljenost hvatišta vertikalne preše

γ - nagib vertikalne preše

$$a = \frac{\Delta}{\cos\beta} \tag{3.45}$$

$$b = \frac{a}{\tan\beta} \tag{3.46}$$

$$\Delta_1 = \Delta + \left(90 \cdot \sin\beta\right) \tag{3.47}$$

$$h = (b+90) - \sqrt{(b+90)^2 - \frac{(2\cdot\Delta_1)^2}{4}} \tag{3.48}$$

$$\gamma = \sin^{-1}\left(\frac{\Delta_1}{\sqrt{(l+h)^2+\Delta_1^2}}\right) \tag{3.49}$$

$$\delta = 90° - \gamma - \beta \tag{3.50}$$

$$V_V = V\cdot\sin(\delta) \tag{3.51}$$

$$V_H = V\cdot\cos(\delta) \tag{3.52}$$

Sila horizontalne preše:

α - nagib horizontalne preše

$$H_V = H\cdot\cos(\alpha+\beta) \tag{3.53}$$

$$H_h = H\cdot\sin(\alpha+\beta) \tag{3.54}$$

Prvotna ideja je bila da se prilikom ispitivanja korigira veličina sile u vertikalnoj preši zbog stalnog zaokretanja istog. Kako zaokret preše prilikom ispitivanja nije znatno utjecao na promjenu veličine vertikalne sile ta korekcija je zanemarena. Kod otklona stupa dolazi do vertikalnog pomaka hvatišta horizontalne preše na stupu što daje za rezultat aktiviranje težine preše kao vertikalne komponente koja djeluje na stup. Budući da se preša samo sa jednim krajem oslanja na stup a ukupna težina horizontalnog preše je zanemariva u odnosu na primijenjenu vertikalnu silu, odnosno pola težine, zanemaruje se utjecaj istog. Zbog tolerancija u izvedbi spojeva elemenata prihvata horizontalne preše upitan je i trenutak aktivacija njegove težine.

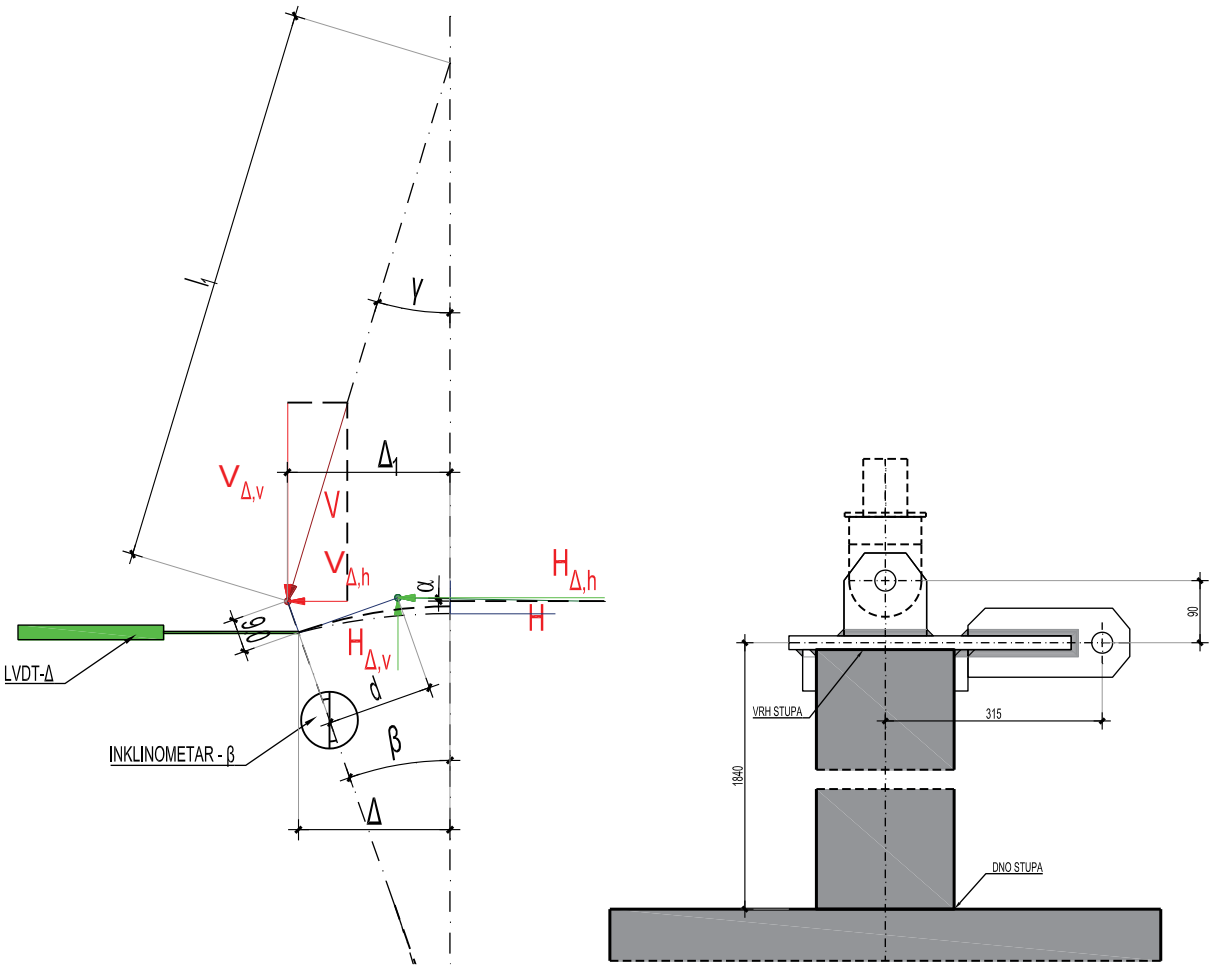
Osim definiranja horizontalne komponente vertikalne preše potrebno je za pojedini pomak i zaokret vrha stupa odrediti i stvarnu komponentu vertikalne sile kako bi se mogao odrediti dodatan utjecaj (P/Δ efekt) na veličinu momenta pojedinog presjeka.

$$V_{\Delta,v} = V\cdot\cos(\gamma) \tag{3.55}$$

$$V_{\Delta,h} = V\cdot\sin(\gamma) \tag{3.56}$$

$$H_{\Delta,v} = H\cdot\sin(\alpha) \tag{3.57}$$

$$H_{\Delta,h} = H\cdot\cos(\alpha) \tag{3.58}$$



Slika 106. P/Δ efekt

Pomoću prethodnih izraza i oznaka Slika 105 i Slika 106 možemo izračunati moment na dnu stupa:

$$M = V_{\Delta,v} \cdot \Delta_1 + V_{\Delta,h}\left(1840 - \Delta h + 90 \cdot \cos(\beta)\right) + H_{\Delta,v}\left(\Delta_1 - 315 \cdot \cos\beta\right) + H_{\Delta,h} \cdot \left(1840 - \Delta h + \Delta h_1\right) \tag{3.59}$$

gdje su:

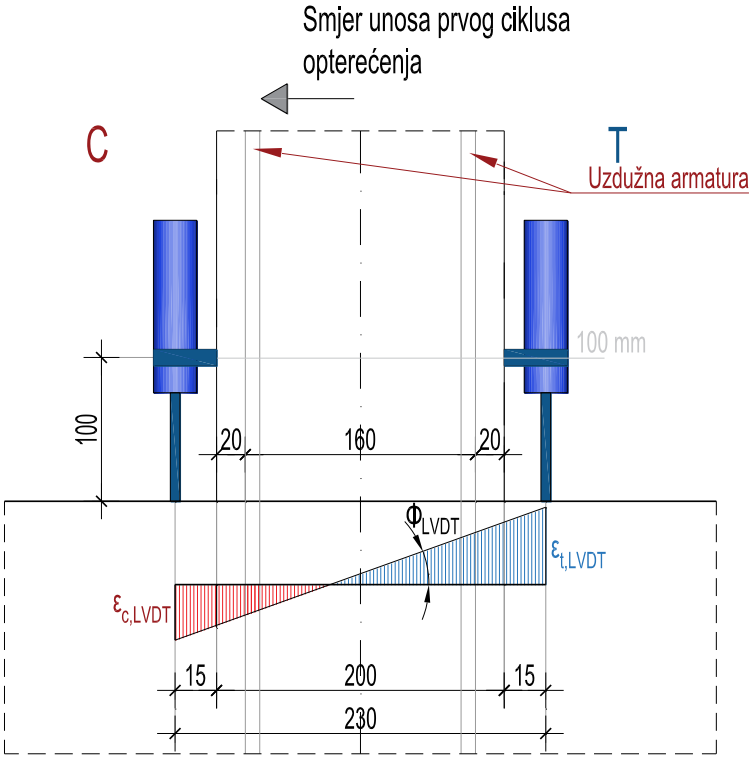
$$\Delta h = 2 \cdot 1840 \cdot \sin^2\left(\frac{\beta}{2}\right) \tag{3.60}$$

$$\Delta h_1 = d \cdot \sin(\beta) \tag{3.61}$$

Kod obrade rezultata sve komponente prije spomenutih sila iskazane su u ovisnosti o pomaku vrha stupa kako bi se kasnije mogle uskladit s ostalim mjerenjima.

Iz iskazanog odnosa promjene veličine ukupne horizontalne sile i pripadnog utjecaja vertikalne sile određuje se veličina momenta savijanja pri nekom pomaku vrha stupa za promatrani presjek na poznatoj udaljenosti od hvatišta sila (vrha stupa).

Zaokret krajnjeg presjeka mjeren je s dva LVDT-a postavljena na vlačnoj i tlačnoj strani plohe stupa s maksimalnim vlačnim i tlačnim naprezanjima. LVDT mjerni uređaji su bili pričvršćeni na plohe stupa na udaljenosti približno 100 mm od dna stupa. Drugi kraj mjernog uređaja je bio oslonjen na stopu stupa tako da su ovi uređaji mjerili pomak odnosno relativnu deformaciju krajnjeg presjeka stupa s bazom približno 100 mm (a analiza rezultata pojedinog stupa uzeta je točna vrijednost duljine mjerne baze pojedinog mjernog mjesta). Ovakvom veličinom mjerne baze izbjegla se pojava dodatnih pukotina u području mjerenja koje bi utjecale na rezultat mjerenog zaokreta krajnjeg presjeka. Digitalni zapisi ovih uređaja su u milimetrima i za iskaz rezultata prikazani su u ovisnosti o pomaku vrha stupa. Relativne deformacije su dobivene na način da je dobiveni pomak u milimetrima podijeljen s pripadnom bazom mjernog uređaja od (udaljenost od hvatišta uređaja do stope stupa). Os LVDT-a se nalazi na udaljenosti 15 mm od vanjske plohe stupa tako da je ukupan razmak između dva LVDT-a (vlačnog i tlačnog) 230 mm.



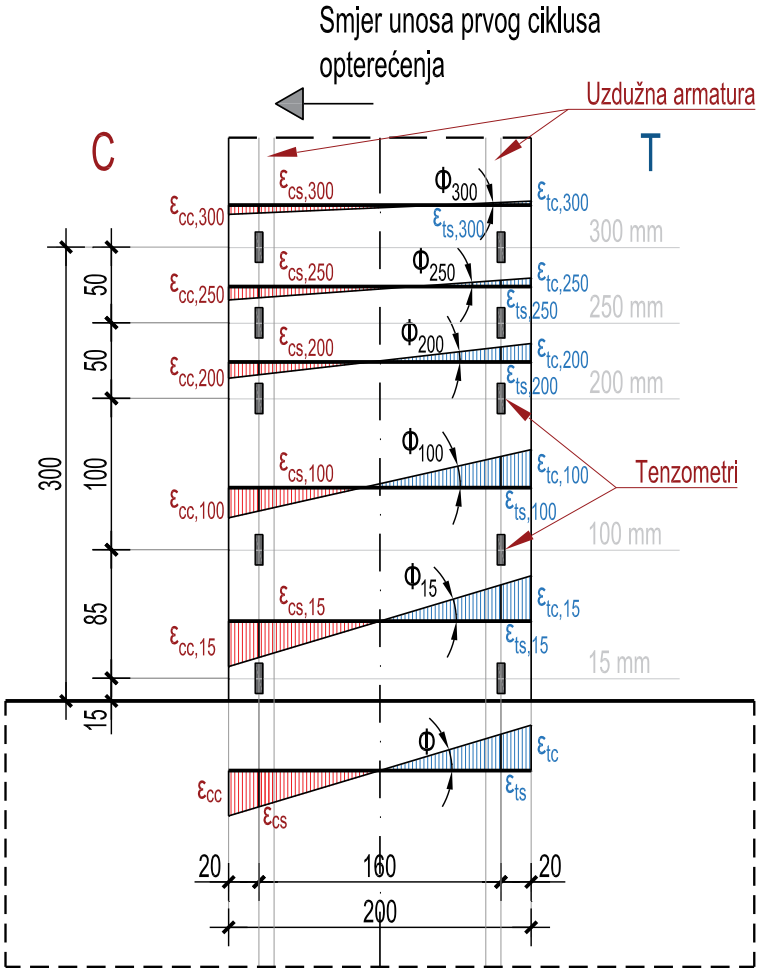
Slika 107. Relativna deformacija i kut zaokreta krajnjeg presjeka dobiveni preko LVDT-a na dnu elementa

Svi modeli stupova su na šipkama uzdužne armature imali ugrađene tenzometre mjerne baze 3 mm. Broj i položaj tenzometara na pojedinom modelu stupa prikazan je u Tablica 16. Na stupovima koji imaju ugrađene parove tenzometara (vlačna i tlačna strana) može se iz poznatih relativnih deformacija odrediti rotacija presjeka na tim mjestima. Digitalni zapis ovih uređaja je relativna deformacija promatranog mjernog mjesta (veličinu mjerne baze od 3 mm program je automatski uzeo u obzir). Tenzometri su lijepljeni s vanjske strane armature a zaštitni sloj betona stupova je 20 mm što rezultira udaljenošću od 160 mm između vlačnog i tlačnog tenzometra. Iz vlačne i tlačne relativne deformacije i udaljenosti između tenzometara može se odrediti rotacija presjeka prema sljedećem izrazu:

$$\tan\phi = \frac{\varepsilon_c + \varepsilon_t}{160\,mm} \tag{3.62}$$

Osim za određivanje rotacije presjeka ovi tenzometri koriste i za kontrolu naprezanja po visini elementa, odnosno određivanje trenutka dostizanja granice popuštanja f_y promatranog presjeka.

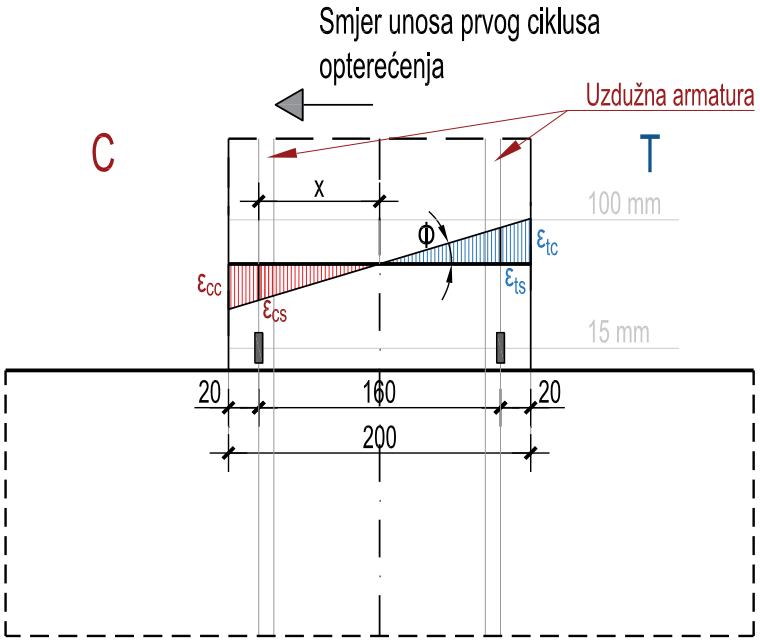
Tenzometri koji nemaju parove na tlačnoj strani koriste za određivanje granice popuštanja pojedinog presjeka kao i za definiranje duljine plastičnog zgloba po visini elementa.



Slika 108. Prikaz relativnih deformacija i kuteva zaokreta po visini elementa dobivenih preko ekstenzometara

Iz razlike rotacije presjeka dobivene pomoću tenzometara pri samom dnu stupa (15 mm od dna) i rotacije dobivene preko LVDT-a koji mjere rotaciju krajnjeg presjeka može se odrediti utjecaja proklizavanja armature iz područja sidrenja (stope) na rotaciju krajnjeg presjeka a time i na ukupan rotacijski kapacitet.

Iz poznatih relativnih deformacija na vlačnoj i tlačnoj šipki armature i pretpostavci da je rotacija promatranog presjeka linearna možemo odrediti i stanje deformacija i naprezanja betona na tom mjestu.



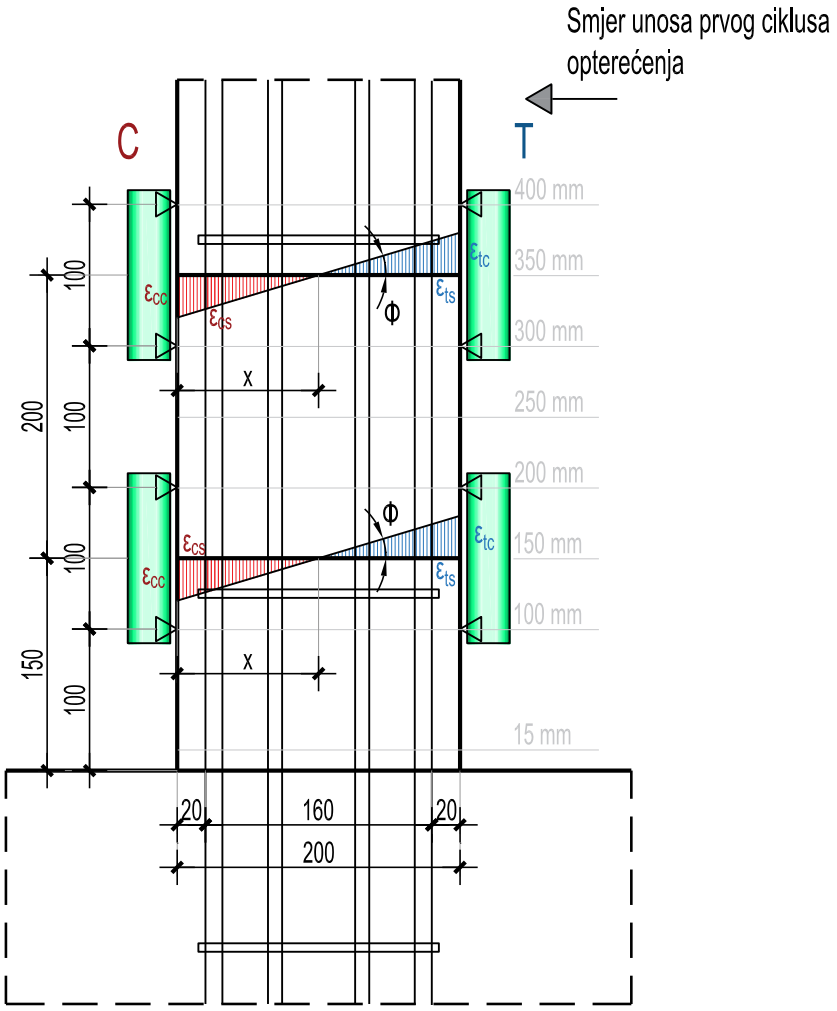
Slika 109. Odnosi relativnih deformacija betona i armature pojedinog presjeka

$$x = \frac{\varepsilon_{sc} \cdot 160}{\varepsilon_{sc} + \varepsilon_{st}} \tag{3.63}$$

$$\varepsilon_{cc} = \frac{\varepsilon_{sc} \cdot \left(x + 20\right)}{x} \tag{3.64}$$

$$\varepsilon_{ct} = \frac{\varepsilon_{sc} \cdot \left(200 - \left(x + 20\right)\right)}{x} \tag{3.65}$$

Osim tenzometara, svi modeli stupova prilikom ispitivanja imali su ugrađena po dva para ekstenzometara na vanjskoj površini stupa kojima se mjerila relativna deformacija betona na visini 150 i 350 mm od dna stupa. Ove visine predstavljaju središte ekstenzometara mjerne baze 100 mm a samo mjesto lijepljenje ekstenzometara za betonsku površinu se nalazi 50 mm iznad i ispod osi uređaja. Digitalni zapis ovih uređaja je pomak u milimetrima. Relativna deformacija u postocima se dobije na način da se dobiveni pomak u milimetrima podjeli s baznom duljinom ekstenzometra (100 mm). Kao i kod tenzometara iz poznatih relativnih deformacija na vanjskoj površini betonskog elementa možemo odrediti relativne deformacije armature promatranog presjeka uz pretpostavku linearne zakrivljenosti presjeka.



Slika 110. Relativne deformacije betona mjerene ekstenzometrima

$$x = \frac{\varepsilon_{cc} \cdot 200}{\left(\varepsilon_{cc} + \varepsilon_{tc}\right)} \tag{3.66}$$

$$\varepsilon_{cs} = \frac{\varepsilon_{cc} \cdot \left(x - 20\right)}{x} \tag{3.67}$$

$$\varepsilon_{ts} = \frac{\varepsilon_{cc} \cdot \left(180 - x\right)}{x} \tag{3.68}$$

Mjerenjem su dana dva parametra preko kojih se može iskazat veličina rotacijskog kapaciteta θ, pomak vrha stupa Δ (mjeren u mm) i rotacija stupa mjerena inklinometrom koji je bio smješten na 200 mm ispod vrha stupa. Visina stupa h od spoja sa stopom do vrha iznosi 184 cm. Iz toga se rotacijski kapacitet iskazuje prema sljedećem izrazu:

$$\tan\theta = \frac{\Delta}{h} \tag{3.69}$$

Osim preko pomaka vrha stupa rotacijski kapacitet se može iskazati direktno iz mjerenja rotacije mjerene inklinometrom. Ovo mjerenje nije imalo digitalni zapis već su se u

karakterističnim fazama ispitivanja (monotono opterećenje-svakih 10 mm pomaka; cikličko opterećenje-kod dostizanja maksimalnog pomaka svakog ciklusa) očitavale vrijednosti u promjeni napona $U\left[mV\right]$. Ove vrijednosti se direktno pretvaraju u rotaciju elementa po fazama opterećenja iskazanu u stupnjevima. Veza između napona i zaokreta dana je sljedećim izrazom:

$$2500\left[mV\right]=30°\Rightarrow 1\left[mV\right]=\frac{30}{2500}=0,012° \tag{3.70}$$

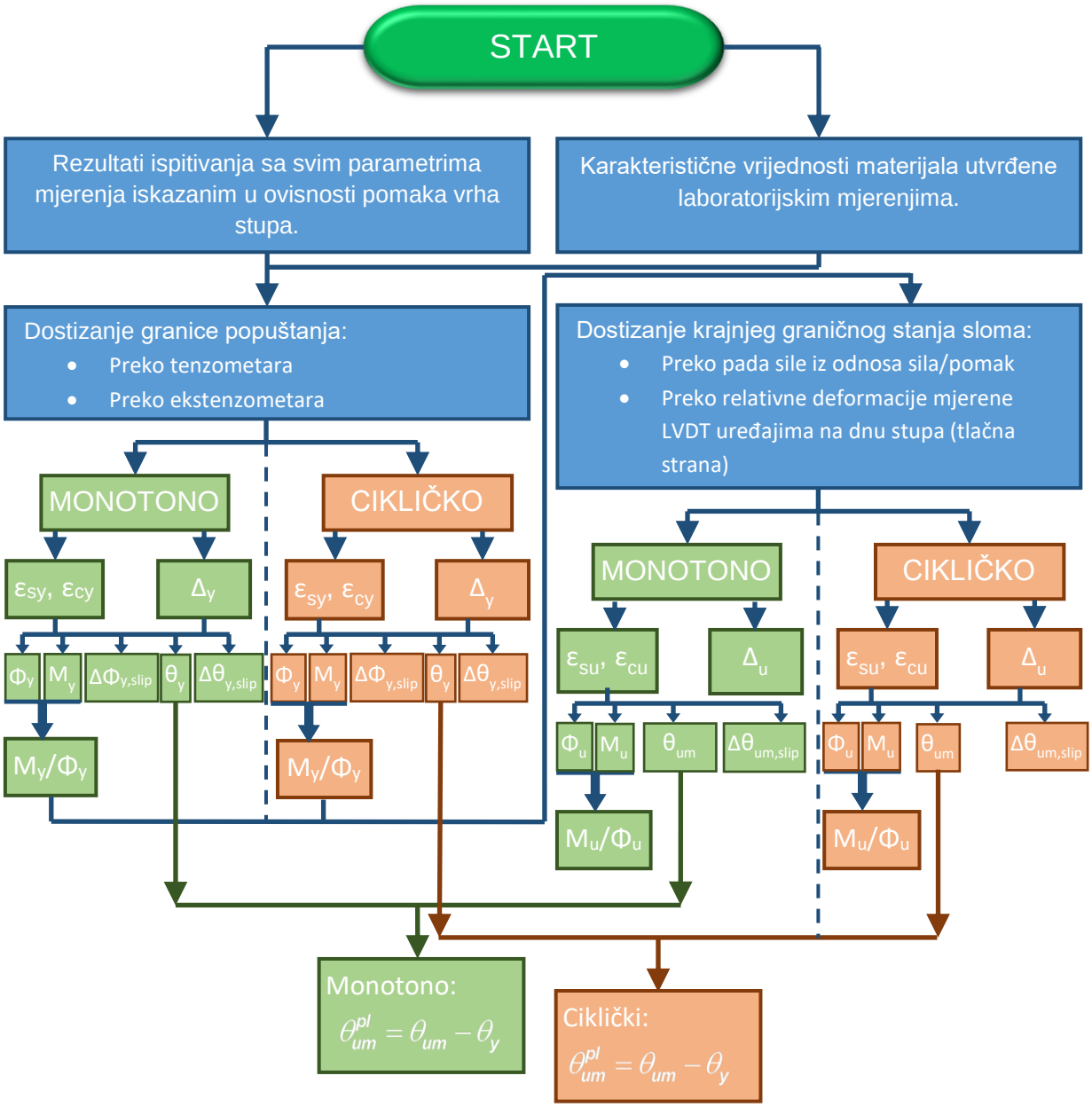
Vrijednosti zaokreta između karakterističnih faza opterećenja određene su linearnom interpolacijom.

Iz dobivenih rezultata mjerenja može se jednostavno odrediti vrijednost rotacijskog kapaciteta mjerenog uzorka u pojedinom trenutku koja se daje preko omjera pomaka vrha stupa i duljine posmičnog raspona. Pomak vrha stupa u pojedinom trenutku ispitivanja se direktno dobiva mjerenjem preko LVDT-a postavljenog na vrhu stupa dok je duljina posmičnog raspona konstantna za sve stupove i iznosi $L_V=185,0\ cm$.

$$\theta_y=\frac{\Delta_y}{L_V} \tag{3.71}$$

$$\theta_u=\frac{\Delta_u}{L_V} \tag{3.72}$$

U nastavku je prikazan dijagram toka ispitivanja pojedinog stupa s fazama ispitivanja i pripadnim pokazateljima seizmičke otpornosti karakterističnim za pojedinu fazu ispitivanja.


START
Rezultati ispitivanja sa svim parametrima mjerenja iskazanim u ovisnosti pomaka vrha stupa.
Karakteristične vrijednosti materijala utvrđene laboratorijskim mjerenjima.
Dostizanje granice popuštanja:
Preko tenzometara
Preko ekstenzometara
Dostizanje krajnjeg graničnog stanja sloma:
Preko pada sile iz odnosa sila/pomak
Preko relativne deformacije mjerene LVDT uređajima na dnu stupa (tlačna strana)
MONOTONO
CIKLIČKO
MONOTONO
CIKLIČKO
εsy, εcy
Δy
εsy, εcy
Δy
εsu, εcu
Δu
εsu, εcu
Δu
Φy
My
ΔΦy,slip
θy
Δθy,slip
Φy
My
ΔΦy,slip
θy
Δθy,slip
Φu
Mu
θum
Δθum,slip
Φu
Mu
θum
Δθum,slip
My/Φy
My/Φy
Mu/Φu
Mu/Φu
Monotono:
$\theta_{um}^{pl} = \theta_{um} - \theta_y$
Ciklički:
$\theta_{um}^{pl} = \theta_{um} - \theta_y$

5.4.2. Sistematizacija rezultata

Ispitano je ukupno šesnaest stupova, petnaest stupova predviđenih u sklopu ispitivanja i jedan testni stup koji je služio za kalibriranje i testiranje opreme za ispitivanje.

Karakterističan slom svih uzoraka je drobljenje betona tlačnog područja u okolini krajnjeg presjeka uz prethodne velike deformacije vlačnog područja uzrokovane popuštanjem čelične armature.

Zbog karakteristika statičkog modela ispitanih uzoraka, najveće vrijednosti momenta svijanja i poprečne sile javljanju se na mjestu krajnjeg presjeka odnosno na mjestu spoja stope i stupa što rezultira i maksimalnim vrijednostima deformacija i naprezanja betona i armature u okolini tog područja. Zbog načina izvedbe uzoraka za ispitivanje, krajnji presjek stupa je područje inicirane pukotine koja se u većini ispitanih uzoraka pokazala dominantnom u ukupnom doprinosu rotacijskom kapacitetu.

Glavna karakteristika svih ispitanih uzoraka je velika duktilnost zbog pojave plastične deformacije glatke armature u području plastičnog zgloba uslijed čega dolazi do velikog pomaka vrha stupa što rezultira velikim rotacijskim kapacitetom ovako izvedenih elemenata.

U nastavku je dana pregledna tablica s bitnim pokazateljima seizmičke otpornosti dobivenim mjerenjem u laboratoriju.

Tablica 18. Tablica usporednih rezultata pokazatelja seizmičke otpornosti dobivena eksperimentalno

Usporedba rezultata pokazatelji seizmičke otpornosti dobivenih eksperimentalno																
Oznaka stupa	Vertikalna sila	Pomak kod dostizanja granice popuštanja u armaturi (preko tenzometara)	Pomak kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja	Moment kod dostizanja granice popuštanja u armaturi	Moment kod dostizanja granice popuštanja u armaturi	Moment kod dostizanja granice popuštanja u armaturi	Horitontalna sila kod dostizanja granice popuštanja	Rotacija krajnjeg presjeka	Rotacija presjeka na visini 150 mm	Rotacija presjeka na visini 350 mm	Rotacijski kapacitet kod dostizanja granice popuštanja	Rotacija krajnjeg presjeka	Rotacija presjeka na visini 150 mm	Rotacija presjeka na visini 350 mm	Rotacijski kapacitet kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja	Rotacija krajnjeg presjeka zbog utjecaja proklizavanja armature
	[kN]	Δ_y [mm]	Δ_u [mm]	$M_{y,0}$ [kNm]	$M_{y,150}$ [kNm]	$M_{y,350}$ [kNm]	H [kN]	$\Phi_{y,0}$ [rad]	$\Phi_{y,150}$ [rad]	$\Phi_{y,350}$ [rad]	θ_y [rad]	$\Phi_{u,0}$ [rad]	$\Phi_{u,150}$ [rad]	$\Phi_{u,350}$ [rad]	θ_u [rad]	$\Delta\Phi_{y,slip}$ [rad]
AB-NS-001-1-9	100	35,8	99,0	25,49	23,73	21,38	13,87	0,10884	0,03064	0,02275	0,0214	0,4348	0,0813	0,0250	0,05801	0,07820
AB-NS-001-2-9	100	25,0	91,0	26,30	24,39	21,83	14,51	0,05065	0,01972	0,01964	0,0173	0,2919	0,0808	0,0422	0,0555	0,03093
AB-NS-001-3-9	100	30,2	98,0	24,97	23,20	20,84	13,63	0,08386	0,02479	0,01850	0,0186	0,4525	0,0475	0,0210	0,05571	0,05907
AB-NS-001-4-9	100	12,4	92,0	21,99	20,31	18,08	11,65	0,03559	0,00260	0,00590	0,0046	0,4882	0,0053	0,0215	0,0555	0,03299
AB-NS-001-5-9	150	50,3	90,0	32,58	30,59	27,93	17,85	0,18751	0,05918	0,02400	0,0303	0,4102	0,0804	0,0250	0,05341	0,12833
AB-NS-001-6-9	150	48,4	100,0	35,34	33,09	32,66	19,36	0,18467	0,03204	0,01945	0,0294	0,4506	0,0675	0,0208	0,06011	0,15263
AB-NS-001-7-9	150	30,2	98,0	28,04	27,05	25,72	15,38	0,0695	0,02205	0,02225	0,0161	0,4088	0,0653	0,0269	0,05801	0,04745
AB-NS-001-8-9	150	40,2	74,0	31,56	29,52	26,79	17,43	0,11895	0,02764	0,01835	0,0256	0,2932	0,0538	0,0222	0,04419	0,09131
AB-NS-001-9-9	125	30,2	73,0	25,62	23,87	21,54	14,29	0,08261	0,02529	0,02185	0,0209	0,2580	0,0909	0,0247	0,044	0,05732
AB-NS-002-1-2	125	33,1	100,0	33,39	31,04	27,90	17,99	0,0765	0,0260	0,0128	0,0184	0,3567	0,0963	0,0146	0,0580	0,0505
AB-NS-002-2-2	125	30,2	98,0	23,36	21,79	19,70	12,79	0,05969	0,02015	0,0192	0,0186	0,3318	0,0847	0,0522	0,06032	0,03954
AB-NS-003-1-2	125	38,3	100,0	27,01	25,23	22,86	14,6100	0,0714	0,0216	0,0202	0,0219	0,3110	0,1208	0,0301	0,0580	0,0499
AB-NS-003-2-2	120	40,2	98,0	27,50	25,68	23,26	14,9	0,11395	0,02075	0,0207	0,0233	0,3270	0,1300	0,0405	0,06032	0,0932
AB-NS-004-1-2	100	27,9	90,0	29,39	27,25	24,40	16,23	0,05020	0,02714	0,02270	0,0195	0,2618	0,1574	0,0440	0,05801	0,02306
AB-NS-004-2-2	145	40,2	99,0	32,22	30,11	27,29	17,78	0,08324	0,03049	0,02614	0,0256	0,3982	0,0547	0,0351	0,0603	0,05275

5.4.2.1. Monotono ispitani uzorci

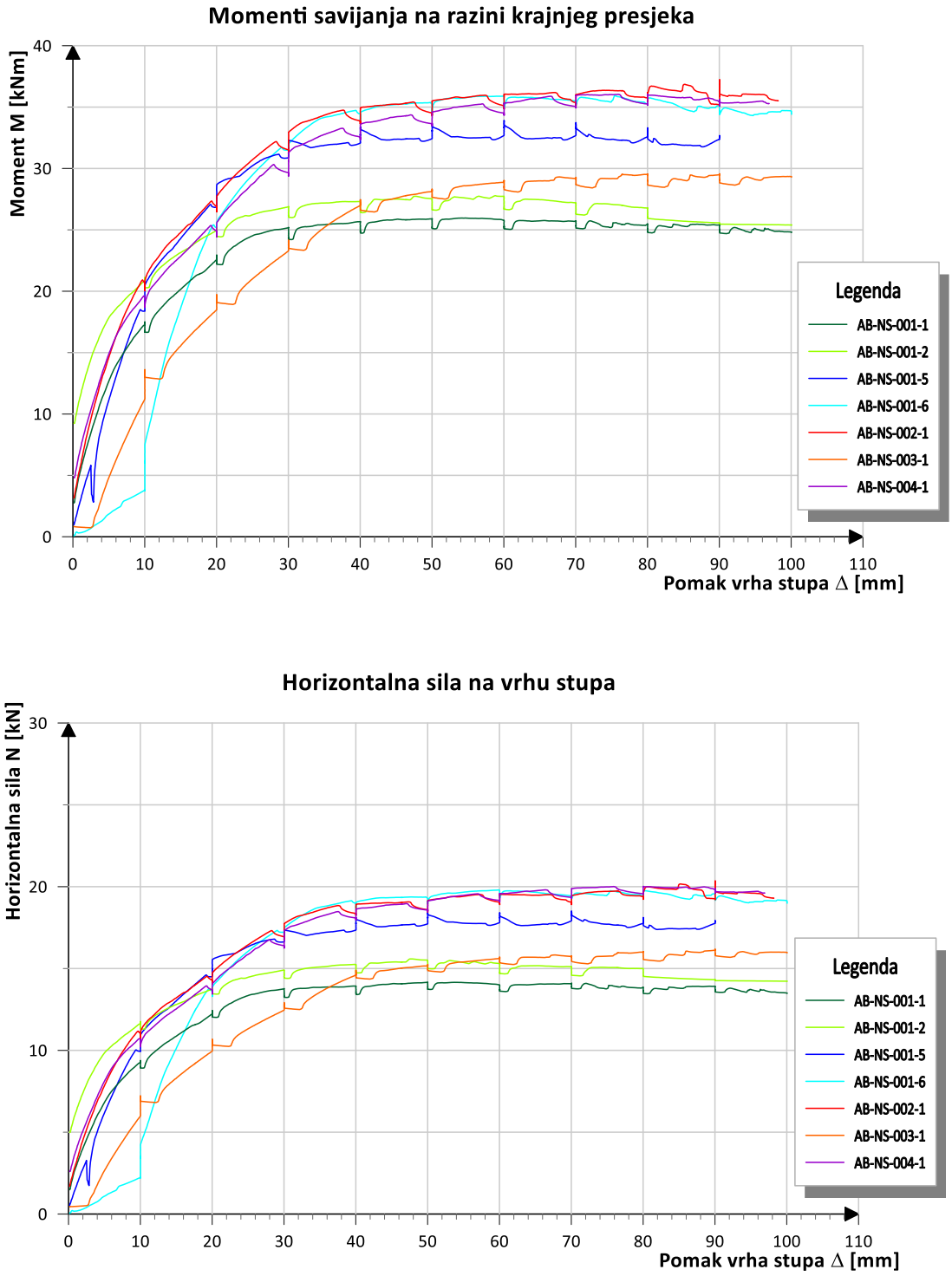
U ovom poglavlju prikazani su rezultati sedam monotono ispitanih uzoraka. Iz danih rezultata valja izdvojiti odnos horizontalne sile unesene na vrh stupa i pomaka vrha stupa. Pet od sedam ispitanih uzoraka daju P-Δ dijagrame koje karakteriziraju tri kose grane karakteristične za armirano betonske elemente.

Prva kosa grana predstavlja područje do pojave prve pukotine nakon kojeg dolazi do smanjenja efektivnog dijela presjeka a time i do poda krutosti. Ova pojava se manifestira smanjenjem nagiba tangente na krivulju odnosa sile i pomaka vrha stupa.

Kod svih monotono ispitanih uzoraka najprije dolazi do otvaranja pukotina na mjestu inicirane pukotine (krajnji presjek), dok su rezultati mjerenja za ostale pukotine po visini stupa pojedinog uzorka dane tablično za svaki stup s pripadnom vrijednosti širine, položaja i pomaka pri kojem je nastala.

Nakon dostizanja područja otvaranja prve pukotine dolazi do značajnijeg razdvajanja rezultata pojedinog ispitanog uzorka. Razlog tome su razlike u karakteristikama poprečnog presjeka te promjene u veličini uzdužne sile.

Dostizanjem granice popuštanja armature dolazimo do treće grane P-Δ dijagrama koja za sve monotono ispitane uzorke ima mali nagib tangente na dijagram odnosa sile i pomaka. Ovakav odnos sile i pomaka karakterističan je do sloma uzorka. Većina monotono ispitanih uzoraka izvedenih glatkom armaturom ne daje jasnu granicu između pojedine grane dijagrama. Kod uzorka s rebrastom armaturom te su granice nešto izraženije. Razlog tome svakako je gubitak prionjivosti između armature i betona koji postepeno smanjuje krutost elementa, pa sama pojava prve pukotine nije toliko izražena. Efekt postupnog gubitka prionjivosti i njegova utjecaja na krutost sustava vidljiv je kroz konstantnu promjenu nagiba tangente gotovo od samog početka unosa opterećenja (P-Δ odnos nema konstantan nagib tangente do pojave prve pukotine). Izraženiji utjecaj gubitka prionjivosti daju dva ispitana uzorka kod kojih je vidljivo naglo smanjenje krutosti početkom unosa horizontalne sile te nakon toga naglim povećanjem krutosti koja nakon toga poprima očekivane vrijednosti.



Slika 111. Momenti savijanja i poprečna sila na vrhu stupa za monotono ispitane uzorke stupova

Iz odnosa sile i pomaka vrha stupa može se zaključiti da veličina uzdužne sile očekivani utječe na nosivost elemenata na savijanje. Što je uzdužna sila veća, veća je i nosivost elementa. To se naročito može vidjeti iz usporedbe rezultata s oznakama 001-1, 001-2, 001-5, 001-6. Ovi uzorci su izvedeni s istim karakteristikama poprečnog presjeka ali je kod ispitivanja na prva dva uzorka primijenjena sila od 100 kN, dok je kod druga dva uzorka sila iznosila 150 kN. Osim utjecaja uzdužne sile, jasno je vidljiv i utjecaj količine uzdužne armature. Uzorci 002-1 i 003-1 izvedeni

su s različitim promjerima u uglovima stupa (002-1: 4×Φ10, 003-1: 4×Φ8), gdje veći količina armature očekivano daje veću nosivost stupa. Ova dva uzorka ispitivana su s istom veličinom uzdužne sile (125 kN). Osim veličine uzdužne sile i količine armature, bitno je istaknuti da postoji i razlika u mehaničkim karakteristikama ugrađene armature. Geometrijske karakteristike i vrsta uzdužne armature pojedinog stupa dane su u Tablica 17, dok su mehanička svojstva pojedine vrste armature prikazane u poglavlju 5.5.

Oblik otvaranja pukotina svih monotono ispitanih uzoraka, izvedenih glatkom armaturom karakterističan je po pojavi dvije dominantne pukotine. Prva pukotina je pukotina krajnjeg presjeka koja je već prije spomenuta. Druga pukotina većine ispitanih uzoraka se javlja na visini prve vilice (12,5 cm od dna stupa). Ove dvije pukotine pri dnu stupa imaju stalnu promjenu širine prilikom povećanja pomaka vrha stupa i značajno utječu na veličinu rotacijskog kapaciteta. Ostalim pukotinama po visini stupa nakon nekog trenutka prestaje rasti širina (u nekim slučajevima se i smanjila). Izmjere širina pukotina pojedinog ispitanog uzorka dane su tablično za svaki stup.

U nastavku je dan prikaz rezultata ispitivanja za stup AB-NS-001-6-9



Slika 112. Izvedba i ispitivanje stupa AB-NS-001-6-9

Ovaj uzorak opterećen je vertikalnim opterećenjem u iznosu od 150 kN i horizontalnim opterećenjem na način da je pomak stupa povećavan od 0 do 100 mm. Raspored tenzometara, ekstenzometara i LVDT-a se može vidjeti na sljedećim slikama.



Slika 113. Položaji mjernih uređaja za mjerenje relativnih deformacija (lijevo-vlačna strana; desno-tlačna strana)

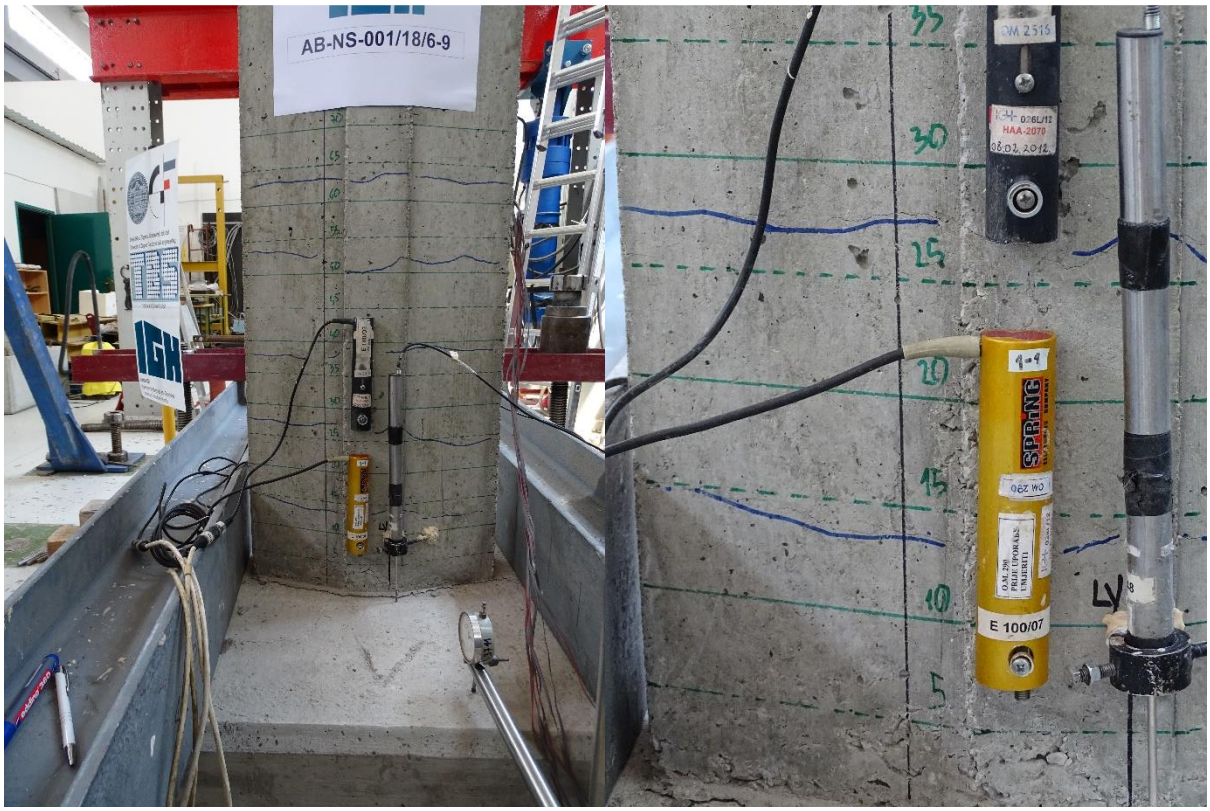
Hvatište LVDT-a koji mjere pomake krajnjeg presjeka se nalazilo 90 mm od dna stupa pa je mjerna baza za definiranje relativnih deformacija ovih uređaja 90 mm. Prilikom ispitivanja nije

bilo pojave pukotina u mjernom području LVDT-a (osim pukotine krajnjeg presjeka). U mjernom području obaju ekstenzometara pojavile su se pukotine.

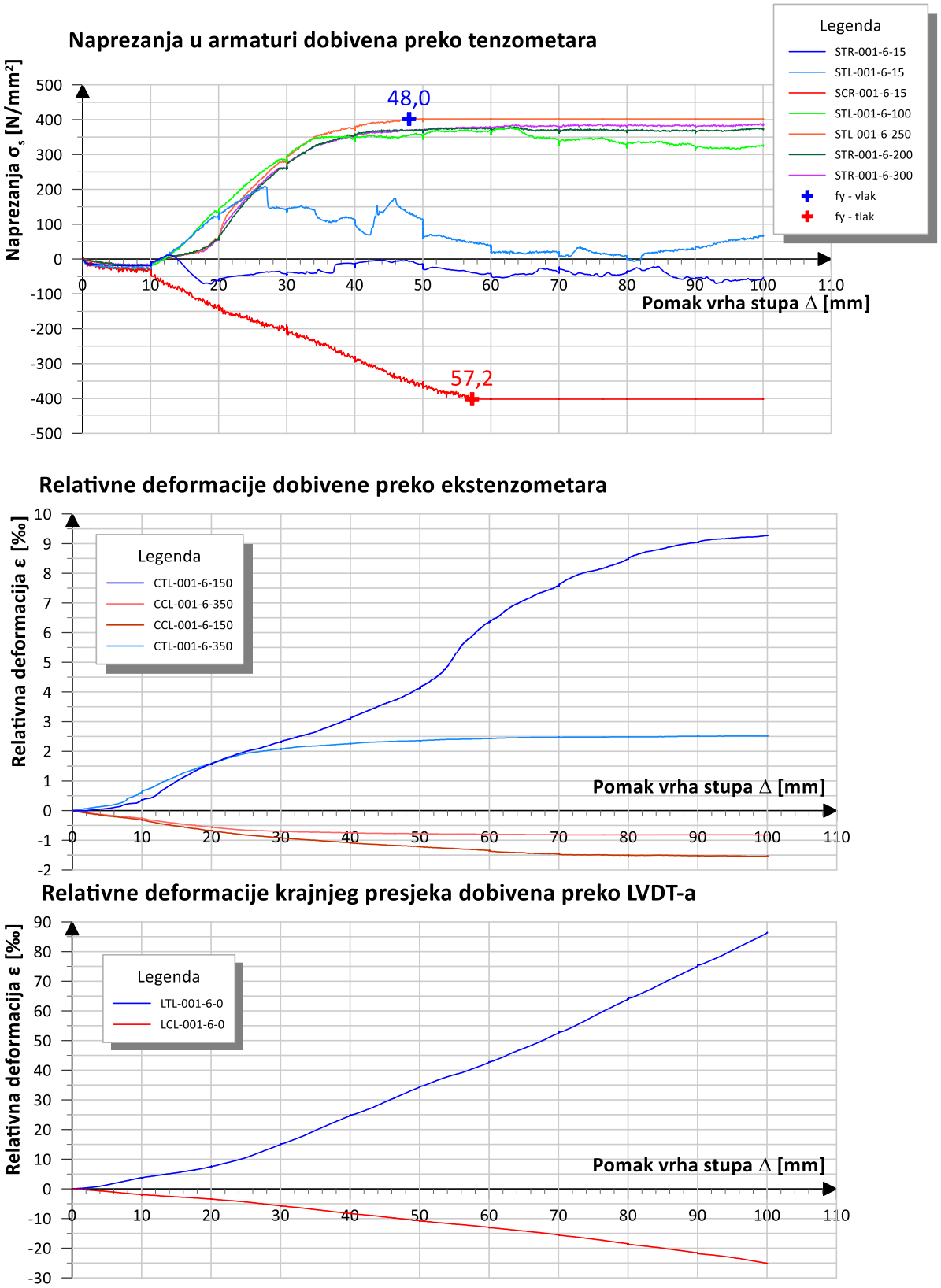
Usporedbom rezultata naprezanja u armaturi dobivenih preko tenzometara postavljenih na pojedinu šipku armature i naprezanja u armaturi dobivenih preko ekstenzometara na vanjskoj površini betona uz pretpostavku linearne raspodjele deformacija po cijelom presjeku vidljivo je da do dostizanja granice popuštanja armature dolazi puno kasnije nego što se to dobije mjerenjem pomoću ekstenzometara. Razlog tome je popuštanje veze između betona i glatke armature što doprinosi većoj deformaciji elemenata te otvaranju pukotina uz manje deformacije i naprezanja u armaturi. Ovdje se dovodi u pitanje linearna raspodjela deformacija po cijeloj visini presjeka i njena primjena na obradu rezultata.

Tenzometri postavljeni na vlačnoj strani dna stupa ovog uzorka nisu pokazali očekivane rezultate (Slika 115). Razlog tome je blizina područja velikih deformacija (rotacije) krajnjeg presjeka gdje je došlo do odljepljivanja tenzometra od površine šipke ili je tenzometar u blizini popuštanja armature. Granicu popuštanja armature je zabilježio tenzometar postavljen na visini 250 mm od dna stupa kod pomaka vrha stupa od 48,0 mm. Ostali rezultati mjerenja tenzometrima na vlačnoj strani nisu pokazali deformacije kod kojih bi došlo do popuštanja armature. Granica popuštanja tlačne armature dosegnuta je kod pomaka vrha stupa od 57,2 mm.

Prema rezultatima mjernih urica postavljenih na stopi stupa može se zaključiti da stopa stupa gotova nije imala nikakvih vertikalnih ni horizontalnih pomaka.



Slika 114. Raspodjela pukotina po visini stupa



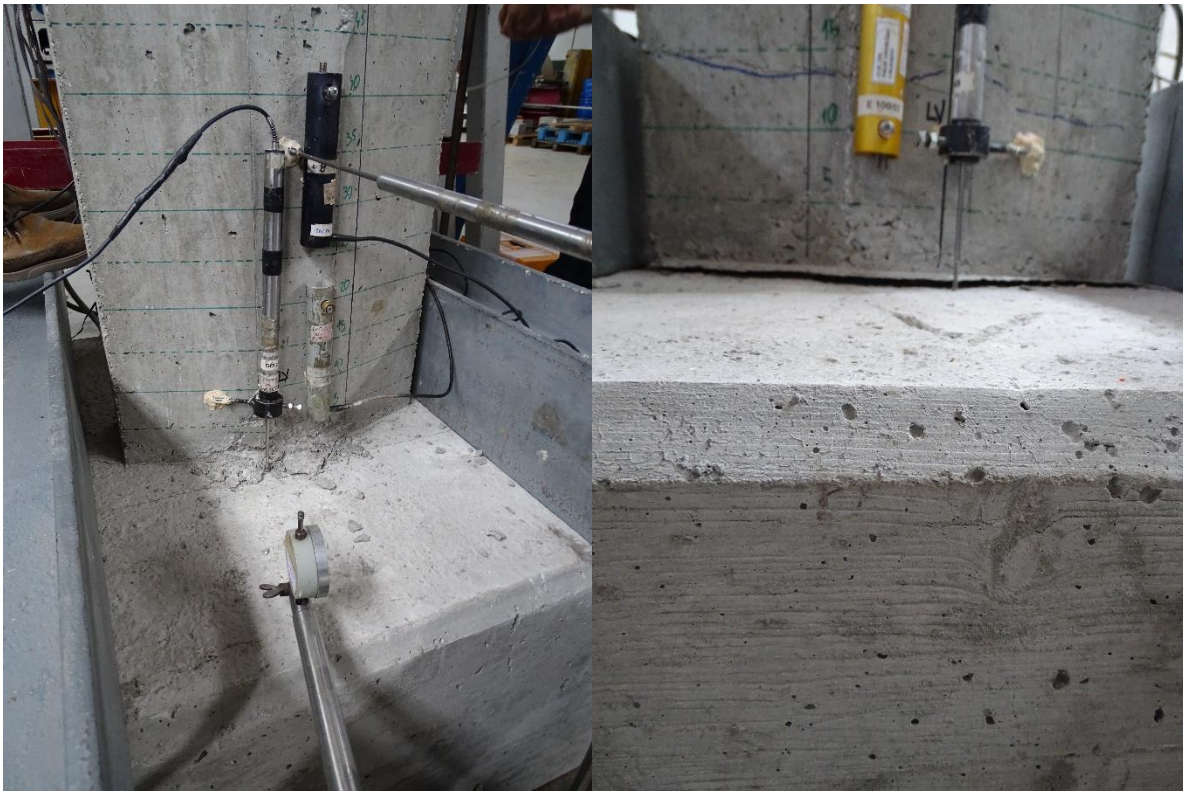
Slika 115. Odnos naprezanja i pomaka vrha stupa te relativnih deformacija mjerenih ekstenzonometrima i LVDT mjernim uređajima AB-NS-001-6-9

Prve pukotine pojavile su se pri pomaku vrha stupa od 17 mm. Visina otvaranja pukotina je 63 cm od dna stupa. Raspored pukotina po visini stupa se može vidjeti na Slika 114, dok su širine

pukotina kod određenog pomaka vrha stupa mjerene karticom dane u Tablica 19. I ovo ispitivanje karakterizira dominantno širenje pukotine krajnjeg presjeka te prve pukotine od dna, dok ostale pukotine ostaju na približno jednakim širinama do samog kraja ispitivanja.

Tablica 19. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-6-9

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-6-9						
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 17 mm.						
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	14	27	38	53	63
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]					
10	0,34					
17	0,56	0,05	0,05	0,05		
20	0,69	0,15	0,15	0,15		
30	1,37	0,2	0,2	0,15	0,05	0,05
40	2,24	0,25	0,25	0,15	0,1	0,1
50	3,11	0,3	0,25	0,15	0,1	0,1
60	3,86	0,45	0,25	0,15	0,1	0,1
70	4,76	0,55	0,25	0,15	0,1	0,1
80	5,78	0,65	0,15	0,15	0,1	0,1
90	6,79	0,85	0,15	0,15	0,1	0,1
100	7,79	0,85	0,15	0,15	0,1	0,1



Slika 116. Lijevo-drobljenje tlačnog područja betona; desno-otvaranje pukotine na kontaktu stupa i stope (krajnji presjek)

Do drobljenja tlačnog područja krajnjeg presjeka stupa došlo je nakon pomaka vrha stupa od 90 mm. Ispitivanje je zaustavljeno kod pomaka od 100 mm gdje je jasno vidljivo drobljenje tlačnog područja betona.

U nastavku su tablično dane karakteristike položaja i širine pukotina za sve monotono ispitane uzorke stupova.

Tablica 20. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-5-9

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-5-9						
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 16 mm.						
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	14	25	40	48	65
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]					
10	0,34					
16	0,56	0,05	0,05	0,05		
20	0,69	0,1	0,1	0,1		
30	1,37	0,15	0,15	0,15	0,05	0,05
40	2,24	0,2	0,15	0,15	0,05	0,05
50	3,11	0,2	0,15	0,2	0,05	0,05
60	3,86	0,2	0,15	0,2	0,05	0,05
70	4,76	0,25	0,15	0,2	0,05	0,05
80	5,78	0,25	0,15	0,2	0,05	0,05
90	6,79	0,25	0,15	0,2	0,05	0,05
100	7,79	0,25	0,15	0,2	0,05	0,05

Tablica 21. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-1-9

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-1-9						
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 12 mm.						
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	14	25	36	50	60
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]					
10	0,31					
12	0,37	0,05	0,05	0,05		0,05
20	0,61	0,15	0,15	0,15		0,15
30	1,29	0,25	0,25	0,2	0,1	0,15
40	2,06	0,4	0,25	0,2	0,15	0,15
50	2,67	0,65	0,2	0,25	0,15	0,15
60	3,54	0,7	0,2	0,25	0,15	0,15
70	4,5	0,8	0,2	0,25	0,15	0,15
80	5,50	0,85	0,2	0,2	0,15	0,15
90	6,54					
100	7,6					

Tablica 22. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-2-9

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-2-9			
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 27 mm.			
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	14	25
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]		
10	0,44		
20	1,09		
27	1,74	0,15	
30	2,0	0,15	
40	2,94	0,3	0,1
50	3,95	0,3	0,15
60	4,97	0,4	0,15
70	6,06	0,5	0,2
80	7,15	0,6	0,2
90	8,18	0,6	0,2

Tablica 23. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-002-1-2

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-002-1-2						
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 20 mm.						
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	15	27	38	47	63
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]					
10	0,27					
14		0,05	0,05	0,05		
20	0,58	0,05	0,05	0,05		
30	0,95	0,1	0,1	0,1	0,05	0,1
40	1,51	0,2	0,15	0,15	0,15	0,15
50	2,24	0,3	0,15	0,15	0,15	0,15
60	3,03	0,35	0,2	0,15	0,15	0,15
70	3,80	0,5	0,2	0,15	0,15	0,15
80	4,44	0,8	0,2	0,15	0,15	0,15
90	5,13	0,85	0,2	0,15	0,15	0,15
100	5,7	1,0	0,2	0,15	0,15	0,15

Tablica 24. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-003-1-2

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-003-1-2						
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 20 mm.						
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	14	27	39	53	65
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]					
10	0,18					
20	0,43	0,05	0,05	0,05	0,5	0,5
30	0,7	0,05	0,05	0,1	0,5	0,5
40	1,08	0,15	0,05	0,15	0,5	0,5
50	1,75	0,25	0,05	0,2	0,1	0,1
60	2,37	0,45	0,05	0,2	0,1	0,1
70	2,93	0,6	0,05	0,2	0,1	0,1
80	3,46	0,85	0,05	0,2	0,1	0,1
90	4,12	1,05	0,05	0,2	0,1	0,1
100	4,9	1,1	0,05	0,2	0,1	0,1

Tablica 25. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-004-1-2

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-004-1-2						
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 13 mm.						
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	12	24	38	53	64
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]					
10	0,28					
13	1,05	0,05	0,05	0,05	0,05	
20	1,4	0,15	0,15	0,1	0,1	0,05
30	2,1	0,20	0,2	0,15	0,1	0,1
40	2,9	0,35	0,3	0,25	0,2	0,15
50	4,1	0,5	0,35	0,25	0,2	0,2
60	5,4	0,6	0,35	0,25	0,2	0,2
70	6,5	0,85	0,35	0,25	0,2	0,2
80	7,8	1,15	0,4	0,25	0,2	0,2
90	9,0	1,4	0,4	0,25	0,2	0,2

Iz analize raspodjele i širine pukotina monotono ispitanih uzoraka stupova može se zaključiti da stupovi uglavnom nakon otvaranja i stabilizacije pukotina rotiraju oko krajnjeg presjeka i presjeka na visini 0,7h. Pukotine se otvaraju do visine 0,35Lv ali nakon pomaka 40-50 mm većina pukotina se više ne otvara već element stupa rotira oko dvije dominantne pukotine na samom dnu. Ovo ukazuje na činjenicu da je sva plastična rotacija elementa ovisna o rotaciji krajnjeg presjeka i presjeka na visini prve pukotine iz čega se može zaključiti da je visina plastičnog zgloba monotono ispitanih uzoraka 0,7h. Kod monotono ispitanog uzorka s ugrađenom rebrastom armaturom, element stupa plastično se deformirao oko pukotine krajnjeg presjeka i prve dvije dominantne pukotine do visine 1,2h.

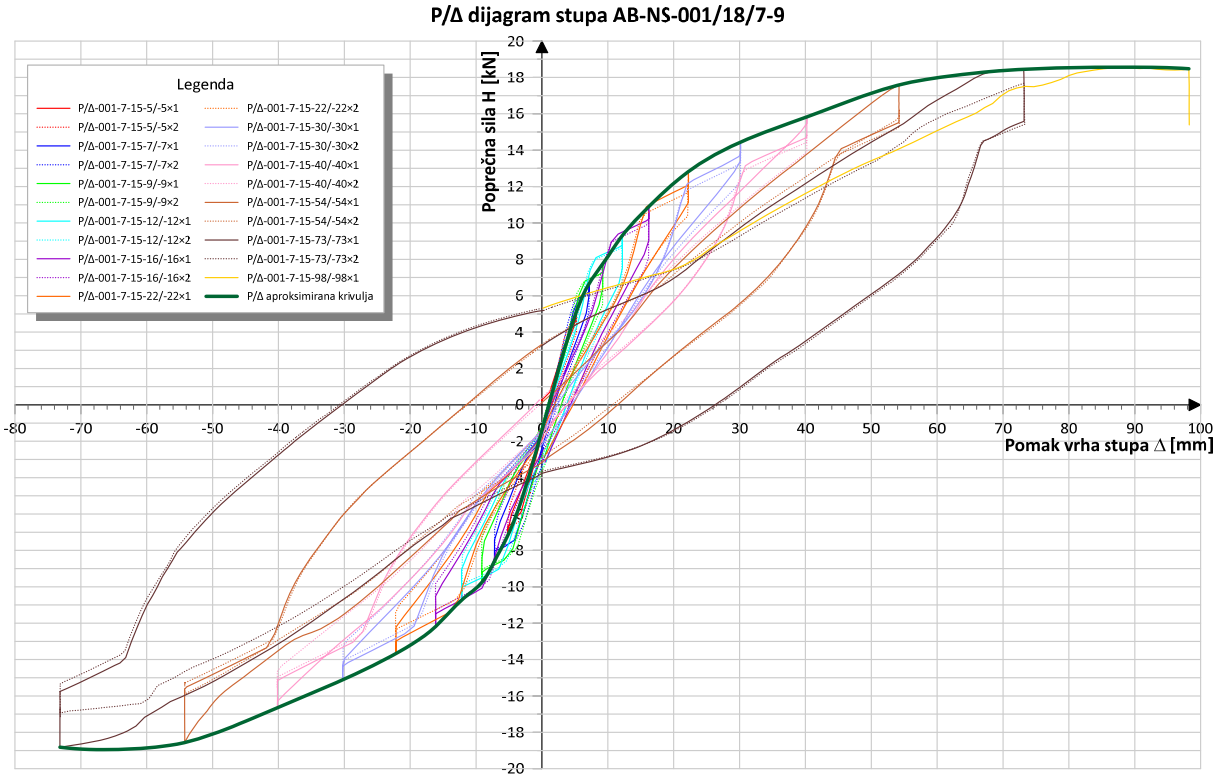
Drugi pokazatelj visine plastičnog zgloba su mjerenja relativnih deformacija pomoću tentometara ugrađenih na šipkama armature. Tri monotono ispitana uzorka su imala ugrađene tenzometre na šipkama glavne armature do visine 300 mm od dna stupa. Prema mjerenjima relativnih deformacija kod uzoraka izvedenih s glatkom armaturom utvrđena je visina plastifikacije armature od 200 do 250 mm. Kod uzorka stupa izvedenog s rebrastom armaturom, plastifikacija armature izmjerena je u najviše postavljenom tenzometru na visini od 300 mm. Ovdje valja spomenuti i tenzometre ugrađene na tlačne šipke armature kod samog dna elementa stupa u kojima su se pojavile relativne deformacije veće od granice popuštanja armature.

Treći pokazatelj visine plastičnog zgloba je odnos momenta i zaokreta presjeka koji je mjeren na tri mjesta u blizini dna stupa. Prema rezultatima tih mjerenja, plastifikacija armature se može vidjeti na svim stupovima do visini prva dva presjeka u kojima su mjerene relativne deformacije. Na mjestu trećeg presjeka (350 mm od dna stupa) plastifikacija je vidljiva na jednom elementu stupa s ugrađenim glatkim šipkama armature i na elementu stupa s ugrađenim rebrastim šipkama. Budući da je kod stupa s rebrastom armaturom, preko tenzometara izmjerena visina plastifikacije od 300 mm, ovo mjerenje samo potvrđuje da je i na visini od 350 mm od dna stupa prisutan jedan manji dio plastificiranja presjeka. Pukotina koja je obuhvaćena mjernom bazom ekstenzometara nalazi se na visini od 380 mm od dna. Iz svega navedenog se može zaključiti da je visina plastičnog zgloba elementa s rebrastom armaturom do visine 380 mm od dna stupa (ovdje valja uzeti i u obzir činjenicu da se područje plastifikacije armaturne šipke nalazi s jedne i druge strane pukotine pa je visina plastifikacije nešto viša od same visine pukotine). Element stupa s glatkom armaturom koji je pokaza dostizanje granice popuštanja na visini trećeg presjeka nema raspodjelu pukotina kao i ostali monotono ispitani uzorci. Kod njega je karakteristična pojava tri dominantne pukotine do visine mjerenja relativnih deformacija, dok na ostalom dijelu stupa nije zamijećena pojava pukotina. Iz ovog se može zaključiti da je zbog manjeg deformiranja gornjeg dijela stupa veća koncentracija naprezanja u donjem dijelu stupa što rezultira i većom rotacijom presjeka na mjestima pojave pukotina.

Provedenim eksperimentalnim monotonim ispitivanjem stupova određeni su bitni pokazatelji seizmičke otpornosti elemenata izvedenih s glatkom armaturom, netipičnog poprečnog presjeka analiziranog u ovom istraživanju. Zbog većeg broja mjernih mjesta nije moguće prikazat sve rezultate mjerenja, već su dani karakteristični rezultati mjerenja jednog stupa. Za ostale uzorke stupova dani su samo bitni pokazatelji seizmičke otpornosti potrebni za daljnju analizu u obliku tablica ili grafova.

5.4.2.2. Ciklički ispitani uzorci

O ovom poglavlju prikazani su rezultati osam modela stupova, ispitani cikličkim opterećenjem. Dani su rezultati mjerenja pojedinog mjernog mjesta. Obradom rezultata dobiven je odnos horizontalne sile unesena na vrhu stupa i pomaka vrha stupa. Budući da je prikaz ovih rezultata u obliku histerezne petlje, zbog jednostavnosti praćenja ponašanja stupa dobiveni rezultati su aproksimirani s krivuljama koje su formirane na način da prolaze kroz maksimalne vrijednosti histereznih petlji. U nastavku je prikazano jedno takvo formiranje krivulje odnosa sile i pomaka.

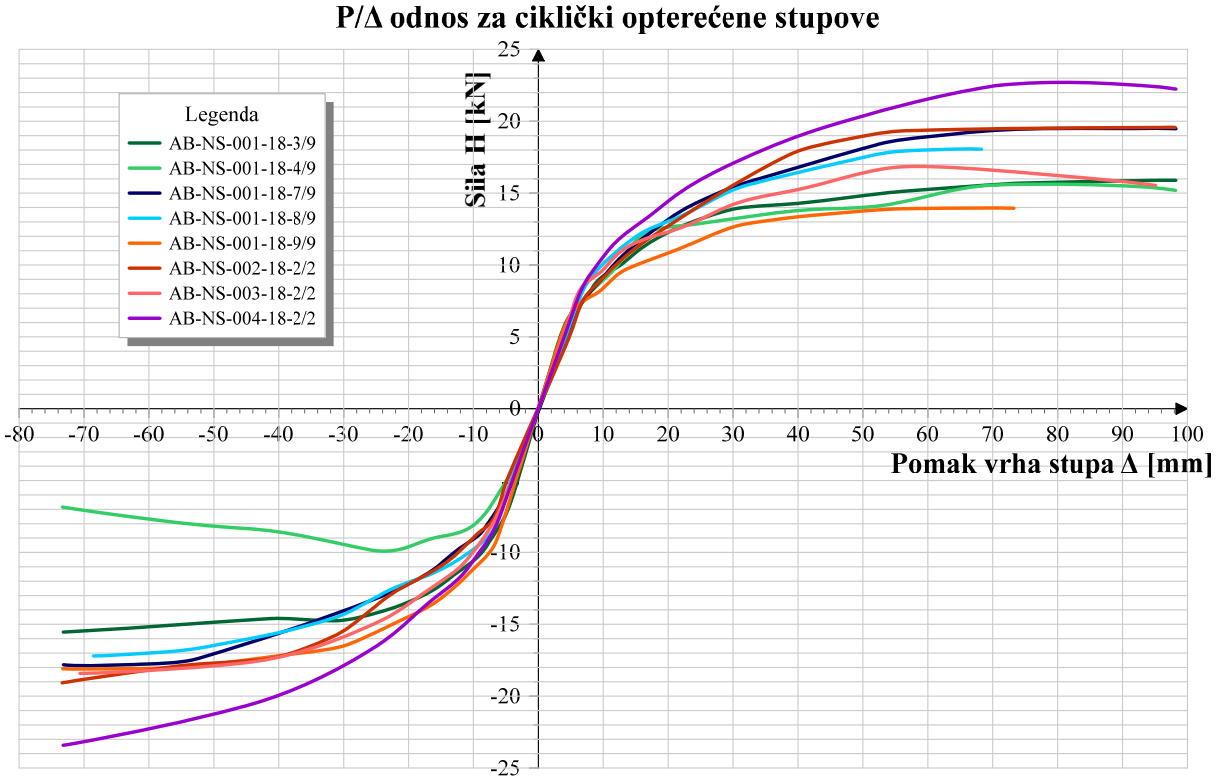


Slika 117. Formiranje odnosa sile i pomaka iz histerezne petlje

Kao i kod monotono opterećenih uzoraka, ovdje također dobiveni dijagram odnosa sile i pomaka možemo podijeliti na tri karakteristična područja:

- Prvo područje je karakteristično do pojave prve pukotine. U ovom području odnos sile i pomaka vrha stupa je gotovo linearan. Usporedbom rezultata svih ciklički ispitanih modela stupova može se zaključiti da se rezultati gotovo poklapaju u ovom području (Slika 118).
- Drugo područje je karakteristično po nelinearnom odnosu sile i pomaka. Nakon formiranja pukotine dolazi do odstupanja rezultata od pravca koji karakterizira prvo područje. Ovdje dolazi i do razdvajanja rezultata ovisno o geometrijskim i materijalnim karakteristikama te vrsti opterećenja pojedinog ispitanog modela stupa.
- Nakon dostizanja popuštanja armature dolazimo do trećeg područja koje je karakteristično po gotovo horizontalnom pravcu odnosa sile i pomaka. Ovakav odnos sile i pomaka karakterističan je do sloma. Ovdje valja primijetiti da je treće područje kraće kod ciklički ispitanih nego kod monotono ispitanih uzoraka.

U nastavku je prikazan odnos horizontalne sile i pomaka vrha stupa za sve ciklički ispitane modele stupova.



Slika 118. P/Δ odnos za ciklički opterećene stupove

Kao i kod monotono ispitanih uzoraka, i ovdje nisu dane jasne granice između pojedinog područja dijagrama. Razlog tome ponovo je gubitak prionjivosti armature i betona, gdje zbog gubitka krutosti nakon formiranja pukotine ne dolazi do nagle promjene u nagibu dijagrama. Kod ciklički ispitanih uzoraka nije vidljiv efekt utjecaja gubitka prionjivosti armature i betona na naglo smanjenje krutosti prilikom unosa horizontalne sile kao što je to bio slučaj kod dva monotono ispitana uzorka.

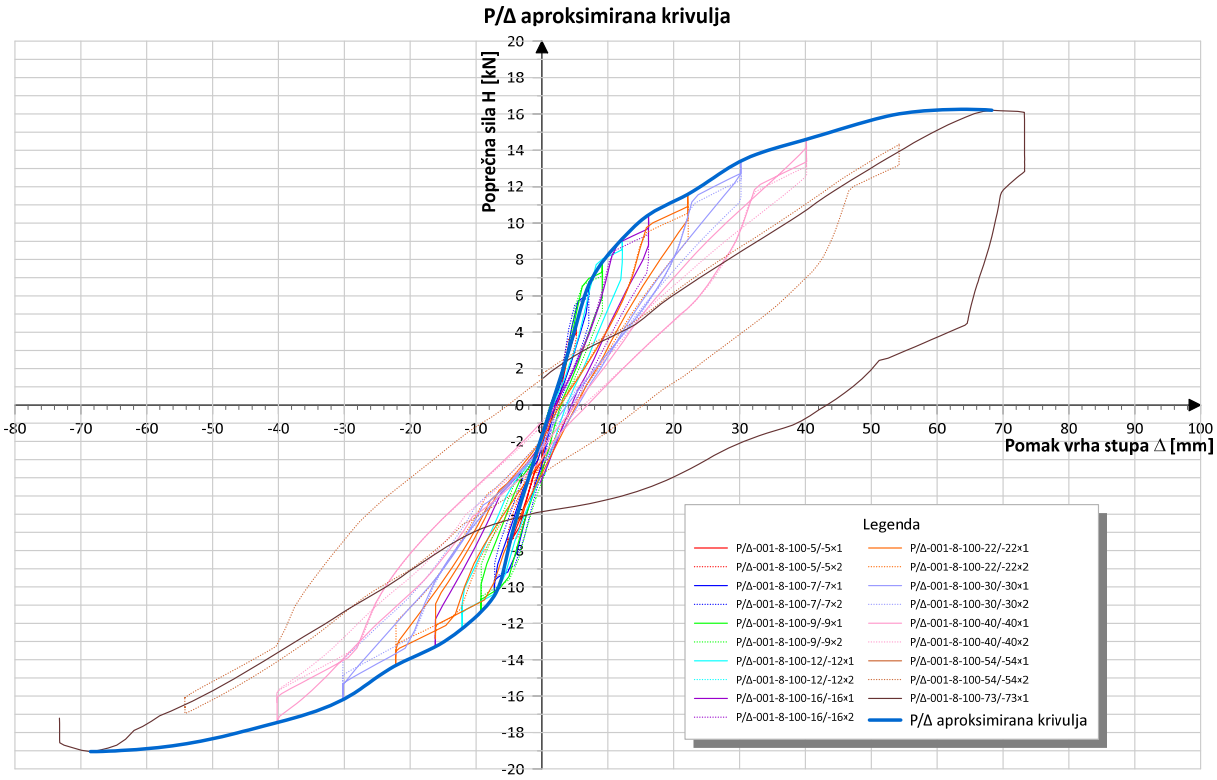
Utjecaj uzdužne sile na odnos dijagrama sila pomak vidljiv je kroz promatranje prva četiri ciklički ispitana uzorka. Prilikom ispitivanja, uzorci 001-3/9 i 001-4/9 bili su opterećeni aksijalnom silom od 100 kN, dok su uzorci 001-7/9 i 001-8/9 bili opterećeni silom od 150 kN. Ovdje valja naglasiti da je mjerenjem tlačne čvrstoće ustanovljeno da su prva dva spomenuta seta uzoraka imala tlačnu čvrstoću betona veću za cijeli razred nego kod druga dva uzorka (47/36 MPa). Iz toga se može zaključiti da bi kod istih karakteristika betona razlike bile još veće. Uzorak 001-9/9 ispitivan je s aksijalnom silom od 125 kN. Iz rezultata dobivenih mjerenjem vidi se da mu je nosivost manja od nosivosti stupova opterećenih silom od 100 kN. Razlog tome je manja tlačna čvrstoća betona.

Uzorci 002-2/2 i 003-2/2 su izvedeni s različitim količinama armature u uglovima. Stup 002-2/2 ima veću količinu armature (4Φ10) od stupa 003-2/2 (4Φ8), pa je i očekivano veće nosivosti.

Usporedbom stupova 001-7/9, 001-8/9 i 004-2/2 mogu se vidjeti razlike u nosivosti glatke i rebraste armature. Navedeni stupovi su izvedeni s istim količinama armature i opterećeni s

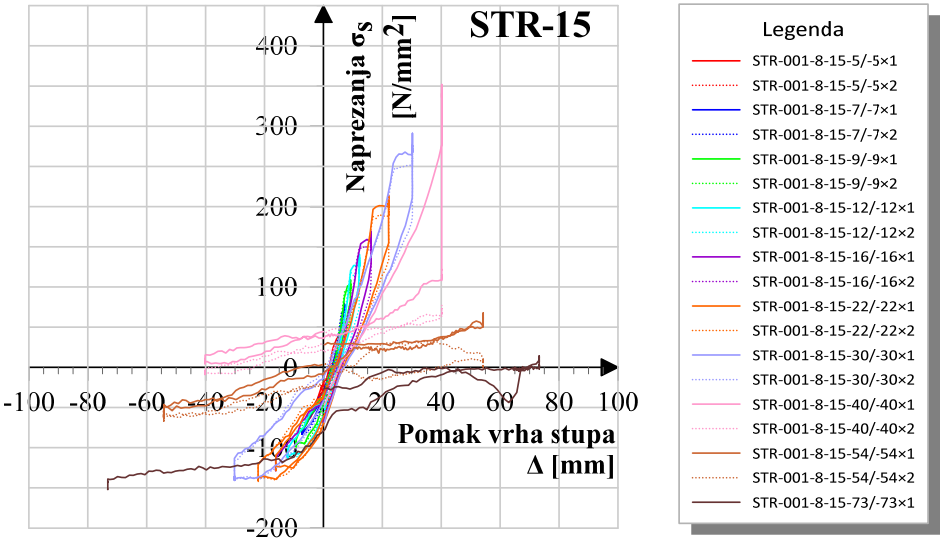
istom veličinom aksijalne sile prilikom ispitivanja ali je stup 004-2/2 izveden s rebrastom armaturom. Također dijagram ukazuje na znatno manje treće područje u odnosu na ostale stupove izvedene glatkom armaturom.

U nastavku su dani rezultati cikličkog ispitivanja za stup AB-NS-001-18-8/9.

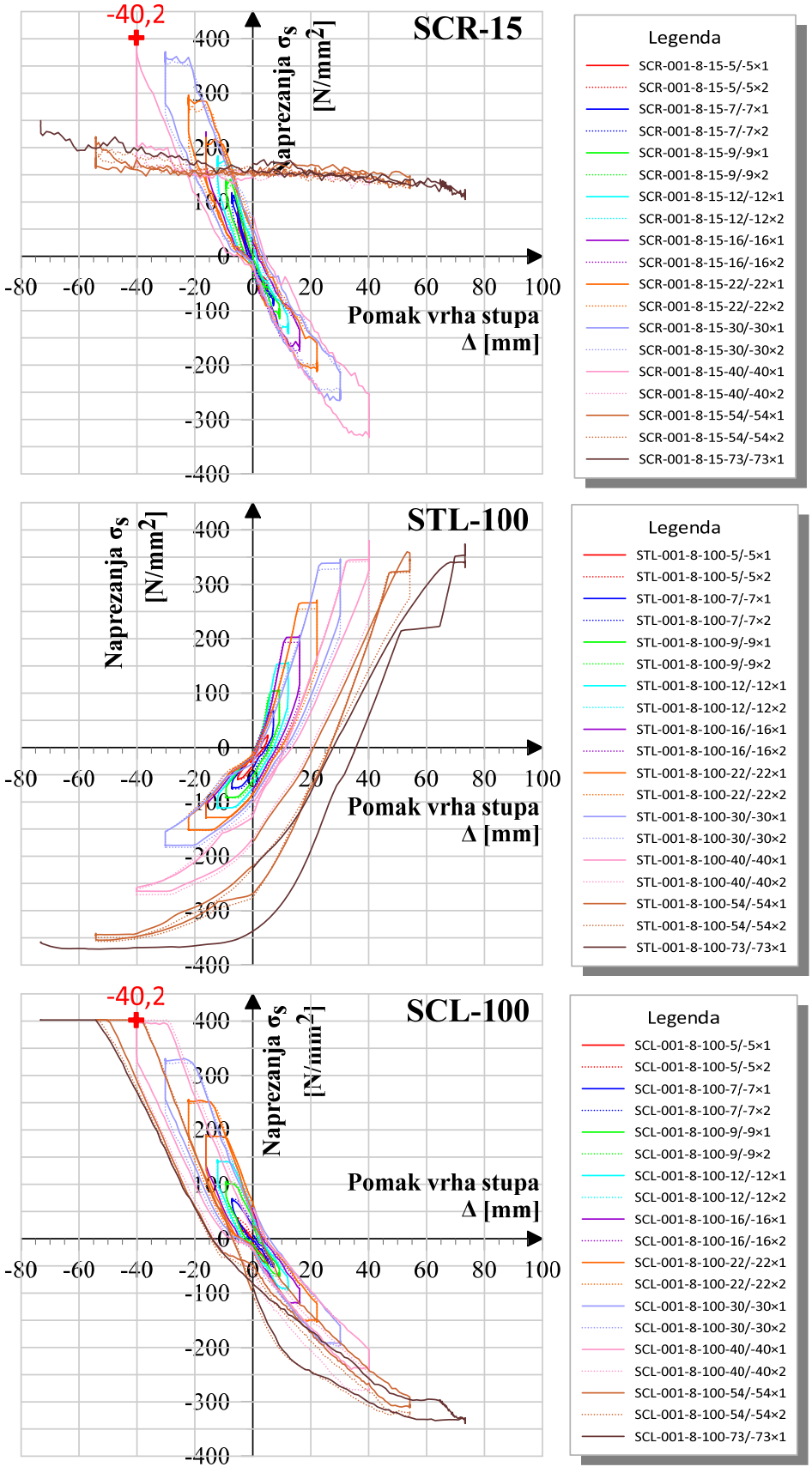


Slika 119. Odnos poprečne sile i pomaka vrha stupa AB-NS-18-001-8/9, ciklički opterećenog

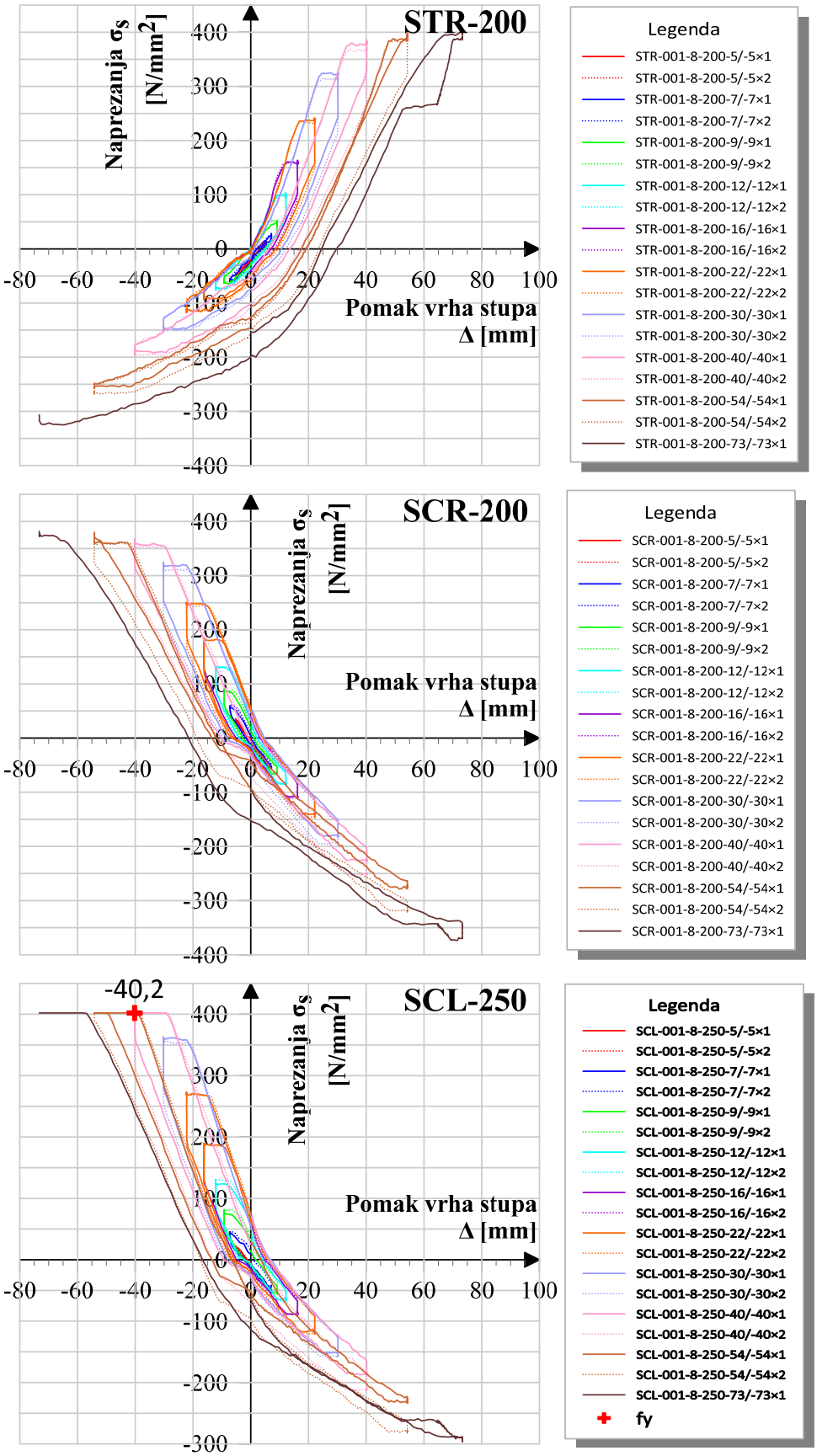
U nastavku su dani rezultati mjerenja naprezanja pomoću tenzometara ugrađenih na šipke armature radi utvrđivanja visine plastifikacije armature za stupa AB-NS-001-18-8/9.



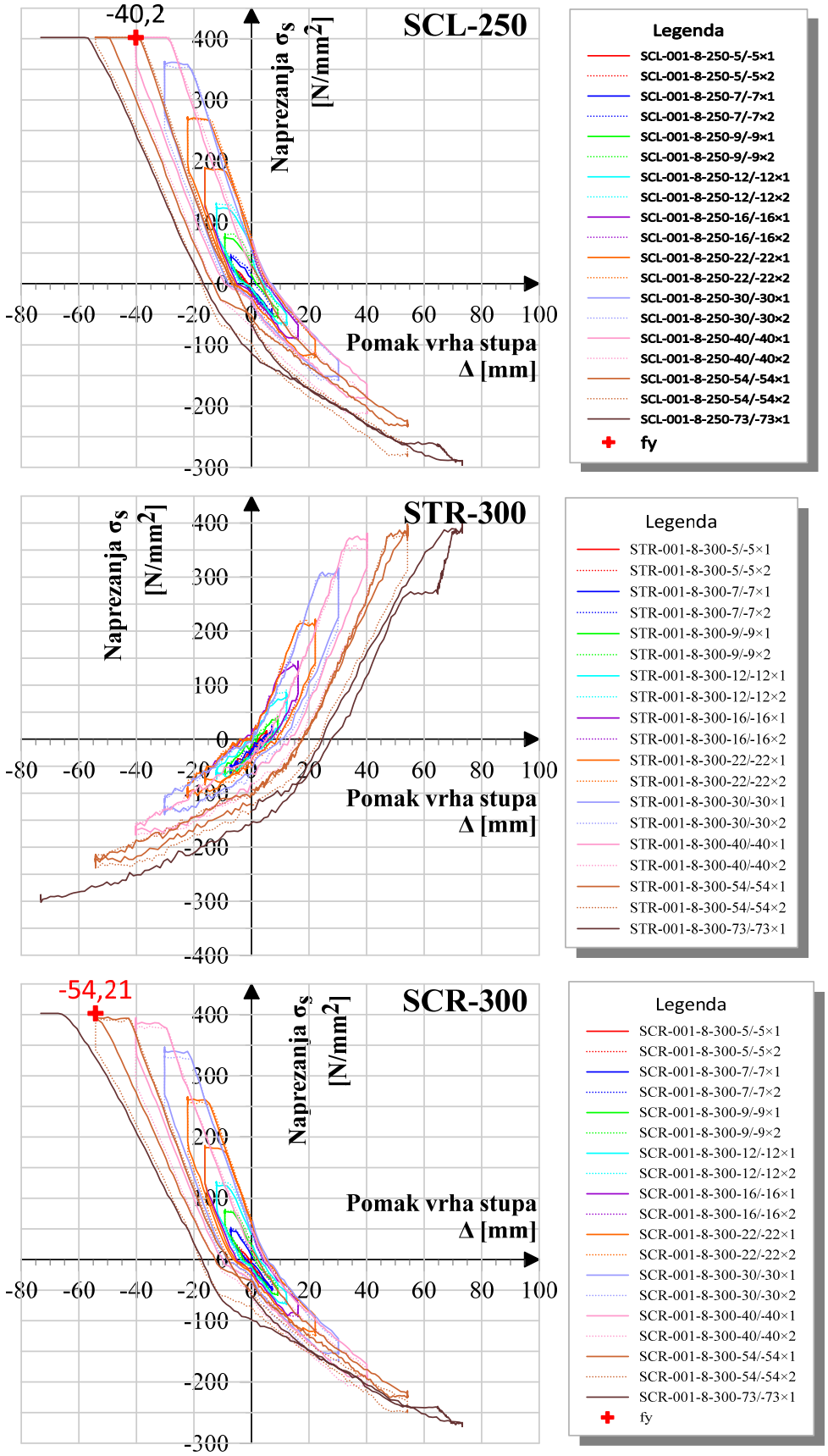
Slika 120. Odnos ponaprezanja i pomaka vrha stupa AB-NS-18-001-8/9, ciklički opterećenog, mjerno mjesto STR-001-8-15



Slika 121. Odnos naprezanja i pomaka vrha stupa AB-NS-18-001-8/9, ciklički opterećenog, mjerno mjesto SCR-001-8-15, STL-001-8-100, SCL-001-8-100



Slika 122. Odnos naprezanja i pomaka vrha stupa AB-NS-18-001-8/9, ciklički opterećenog, mjerno mjesto STR-001-8-200, SCR-001-8-200, SCL-001-8-250



Slika 123. Odnos naprezanja i pomaka vrha stupa AB-NS-18-001-8/9, ciklički opterećenog, mjerno mjesto SCL-001-8-250, STR-001-8-300, SCR-001-8-300

Tablica 26. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-3-9 – Vlačna strana

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-3-9-Vlačna strana						
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 12 mm.						
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	15	28	38	51	63
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]					
5	0,17					
7	0,26					
9	0,33					
12	0,43	0,05		0,05		
16	0,56	0,15		0,15		
22	0,78	0,2	0,05	0,15		0,05
30	1,29	0,25	0,05	0,15	0,05	0,05
40	2,25	0,25	0,15	0,25	0,15	0,15
54	3,62	0,3	0,15	0,25	0,15	0,15
73	5,42	0,55	0,15	0,25	0,15	0,15
98	7,96	0,65	0,15	0,25	0,15	0,15

Tablica 27. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-3-9 – Tlačna strana

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-3-9- Tlačna strana					
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 12 mm.					
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	13	24	39	64
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]				
-5	0,16				
-7	0,26				
-9	0,35				
-12	0,45	0,05		0,05	
-16	0,59	0,15	0,1	0,1	0,05
-22	0,85	0,2	0,1	0,2	0,1
-30	1,61	0,2	0,1	0,2	0,1
-40	2,65	0,25	0,1	0,25	0,1
-54	4,15	0,25	0,15	0,25	0,15
-73	6,15	0,45	0,15	0,25	0,15

Tablica 28. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-4-9 – Vlačna strana

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-4-9-Vlačna strana					
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 12 mm.					
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	25	36	51	60
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]				
5	0,2				
7	0,29				
9	0,38				
12	0,51				
16	0,664				
22	1,04				
30	1,77	0,15			
40	2,81	0,15	0,15	0,1	0,05
54	4,3	0,2	0,15	0,1	0,1
73	6,22	0,2	0,2	0,1	0,1
98	8,78				

Tablica 29. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-4-9 – Tlačna strana

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-4-9- Tlačna strana						
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 12 mm.						
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	15	26	38	54	
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]					
-5	0,14					
-7	0,22					
-9	0,29					
-12	0,38					
-16	0,51					
-22	0,77					
-30	1,55		0,1			
-40	2,60	0,05	0,1			
-54	4,09	0,1	0,2	0,15	0,1	
-73	6,16	0,15	0,15	0,1	0,1	

Tablica 30. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-7-9 – Vlačna strana

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-7-9-Vlačna strana						
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 16 mm.						
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	15	25	39	49	64
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]					
5	0,07					
7	0,12					
9	0,18					
12	0,26					
16	0,38	0,05	0,05	0,05		
22	0,61	0,1	0,1	0,05	0,05	0,05
30	0,92	0,15	0,15	0,1	0,1	0,1
40	1,43	0,2	0,2	0,2	0,15	0,1
54	2,57	0,3	0,2	0,2	0,15	0,1
73	4,38	0,5	0,2	0,2	0,15	0,1
	6,74	0,65	0,2	0,2	0,15	0,1

Tablica 31. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-7-9 – Tlačna strana

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-7-9- Tlačna strana						
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 16 mm.						
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	15	23	38	50	64
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]					
5	0,1					
7	0,15					
9	0,22					
12	0,34					
16	0,48	0,05	0,05	0,05		
22	0,7	0,1	0,1	0,05		
30	1,05	0,15	0,15	0,1	0,05	0,05
40	1,82	0,15	0,2	0,15	0,1	0,1
54	3,16	0,25	0,2	0,15	0,1	0,1
73	5,09	0,4	0,2	0,15	0,1	0,1

Tablica 32. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-8-9 – Vlačna strana

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-8-9-Vlačna strana					
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 22 mm.					
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	13	25	38	44
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]				
5	0,07				
7	0,15				
9	0,23				
12	0,34				
16	0,49				
22	0,73	0,05	0,05	0,05	0,05
30	1,09	0,1	0,05	0,05	0,05
40	1,71	0,35	0,05	0,05	0,05
54	2,9	0,45	0,25	0,2	0,05
73	4,65	0,45	0,25	0,2	0,05

Tablica 33. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-8-9 – Tlačna strana

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-8-9-Tlačna strana						
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 22 mm.						
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	15	30	40	50	65
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]					
-5	0,11					
-7	0,18					
-9	0,24					
-12	0,32					
-16	0,46					
-22	0,68	0,1	0,05	0,05		
-30	1,06	0,2	0,15	0,1		
-40	1,75	0,3	0,2	0,1	0,05	0,05
-54	3,0	0,45	0,2	0,1	0,05	0,05
-73	4,6	0,45	0,2	0,1	0,05	0,05

Tablica 34. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-9-9 – Vlačna strana

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-9-9-Vlačna strana						
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 22 mm.						
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	14	26	38	51	63
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]					
5	0,12					
7	0,19					
9	0,29					
12	0,43					
16	0,59					
22	0,84	0,15	0,15	0,1		0,05
30	1,19	0,2	0,15	0,1	0,05	0,05
40	1,87	0,3	0,25	0,2	0,05	0,05
54	3,07	0,4	0,3	0,25	0,2	0,1
73	4,65	0,55	0,25	0,25	0,2	0,1

Tablica 35. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-9-9 – Tlačna strana

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-9-9-Tlačna strana						
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 22 mm.						
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	15	24	38	49	64
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]					
-5	0,05					
-7	0,1					
-9	0,17					
-12	0,27					
-16	0,41					
-22	0,64	0,1	0,15	0,15		
-30	0,98	0,3	0,2	0,2	0,05	0,05
-40	1,69	0,35	0,2	0,2	0,05	0,05
-54	2,83	0,6	0,2	0,25	0,05	0,05
-73	4,05	1,1	0,2	0,25	0,05	0,05

Tablica 36. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-002-2-2 – Vlačna strana

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-002-2-2-Vlačna strana						
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 22 mm.						
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	14	25	35	48	63
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]					
5	0,1					
7	0,18					
9	0,24					
12	0,32					
16	0,41					
22	0,59	0,1	0,1	0,1	0,1	
30	0,82	0,15	0,2	0,15	0,1	
40	1,15	0,2	0,2	0,2	0,15	0,15
54	2,08	0,3	0,3	0,25	0,2	0,15
73	3,59	0,6	0,4	0,25	0,2	0,15
98	5,44					

Tablica 37. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-002-2-2 – Tlačna strana

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-002-2-2-Tlačna strana					
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 22 mm.					
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	14	22	37	63
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]				
-5	0,15				
-7	0,22				
-9	0,28				
-12	0,37				
-16	0,51				
-22	0,75	0,1	0,1	0,1	
-30	1,1	0,15	0,2	0,1	
-40	1,73	0,25	0,3	0,1	0,2
-54	3,0	0,3	0,3	0,2	0,2
-73	4,7	0,6	0,35	0,2	0,2

Tablica 38. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-003-2-2 – Vlačna strana

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-003-2-2-Vlačna strana					
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 16 mm.					
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	12	24	39	63
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]				
5	0,15				
7	0,22				
9	0,3				
12	0,41				
16	0,56	0,05	0,05	0,05	
22	0,78	0,15	0,15	0,1	
30	1,1	0,2	0,15	0,15	0,15
40	1,65	0,25	0,25	0,2	0,1
54	2,52	0,65	0,25	0,2	0,1
73	3,8	1,2	0,25	0,2	0,1
98	5,2	1,4	0,25	0,2	0,1

Tablica 39. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-003-2-2 – Tlačna strana

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-003-2-2-Tlačna strana					
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 16 mm.					
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	13	27	40	64
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]				
-5	0,07				
-7	0,13				
-9	0,2				
-12	0,3				
-16	0,44	0,05	0,05	0,05	
-22	0,66	0,05	0,05	0,05	
-30	0,99	0,25	0,10	0,1	0,05
-40	1,6	0,45	0,2	0,2	0,05
-54	2,5	0,75	0,2	0,2	0,05
-73	3,5	1,3	0,2	0,2	0,05

Tablica 40. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-004-2-2 – Vlačna strana

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-004-2-2-Vlačna strana						
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 12 mm.						
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	12	25	38	51	64
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]					
5	0,1					
7	0,17					
9	0,23					
12	0,3	0,05		0,05		
16	0,4	0,05	0,05	0,05		0,05
22	0,5	0,15	0,15	0,15	0,05	0,05
30	0,7	0,25	0,2	0,2	0,15	0,15
40	1,1	0,35	0,25	0,2	0,15	0,15
54	2,1	0,4	0,3	0,2	0,15	0,15
73	3,8	0,45	0,3	0,2	0,2	0,2
98	6,3	0,45	0,3	0,2	0,2	0,2

Tablica 41. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-004-2-2 - Tlačna strana

Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-004-2-2-Tlačna strana						
Pojava pukotina kod pomaka vrha stupa od 12 mm.						
Položaj pukotine od dna stupa [cm]	0	12	23	38	53	62
Pomak stupa [mm]	Širine pukotina [mm]					
-5	0,1					
-7	0,16					
-9	0,22					
-12	0,29	0,05		0,05		
-16	0,38	0,05		0,05		
-22	0,51	0,15	0,15	0,2		0,05
-30	0,69	0,2	0,2	0,2	0,15	0,15
-40	1,1	0,35	0,25	0,2	0,15	0,15
-54	2,2	0,35	0,3	0,3	0,2	0,15
-73	4,0	0,35	0,35	0,25	0,2	0,2

5.4.3. Krivulja odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti

U ovom poglavlju dani su rezultati odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti triju presjeka na kojima su mjerene relativne deformacije za monotono i ciklički opterećene uzorke stupova.

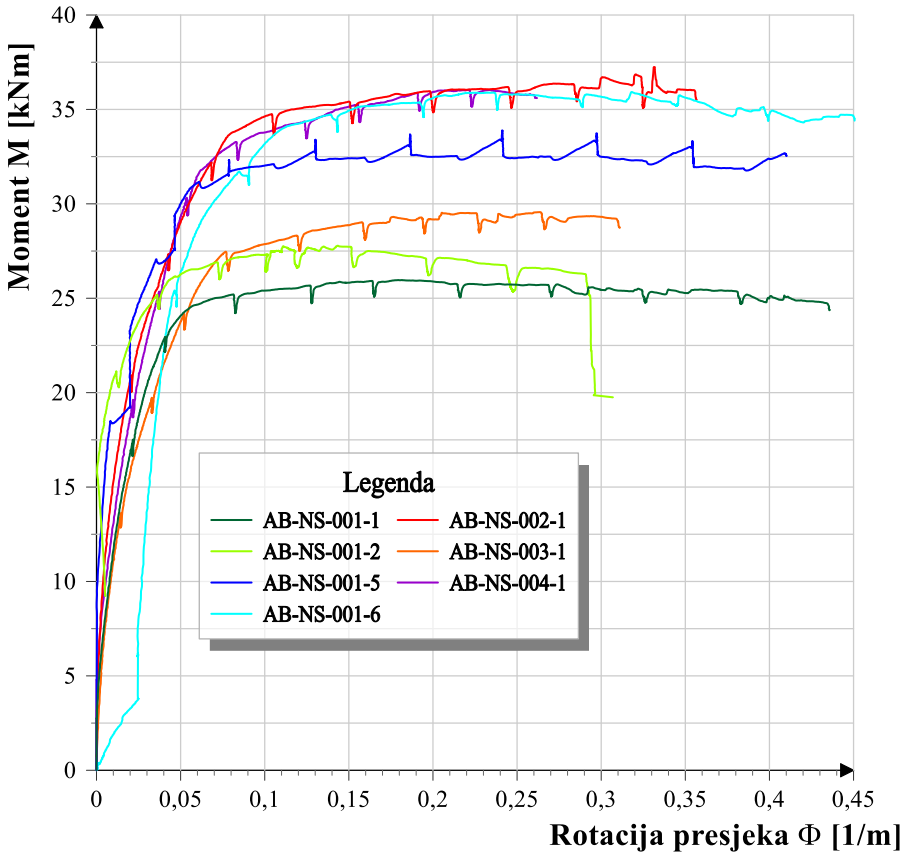
Krivulje odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka dobivene su mjerenjem veličine horizontalnog i vertikalnog opterećenja te mjerenjem relativnih deformacija pojedinog karakterističnog presjeka.

Iz poznatih veličina horizontalne i vertikalne sile dobivena je veličina momenta savijanja na mjestu pojedinog presjeka. Veličina momenta savijanja pojedinog presjeka sadrži utjecaj komponente horizontalne sile, utjecaj vertikalne sile na horizontalnu zbog zaokreta vertikalne preše i utjecaj vertikalne sile zbog pomaka vrha stupa (P-Δ efekt).

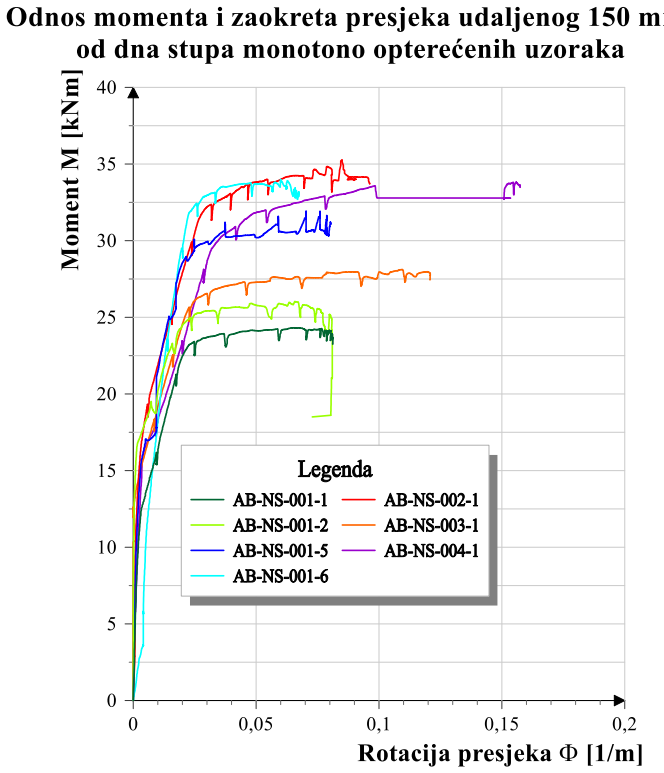
Kod monotono ispitanih uzoraka, obradom rezultata momenta i zaokreta odnos je jednoznačno određen. Kod ciklički ispitanih uzoraka rezultate je potrebno obraditi na način da se prema dobivenim histereznim petljama formiraju krivulje koje prolaze vrhovima petlji i tako definiraju odnos momenta i zaokreta presjeka koji je moguće dalje analizirati.

U nastavku su dani rezultati u obliku krivulja, posebno za monotono a posebno za ciklički ispitane uzorke.

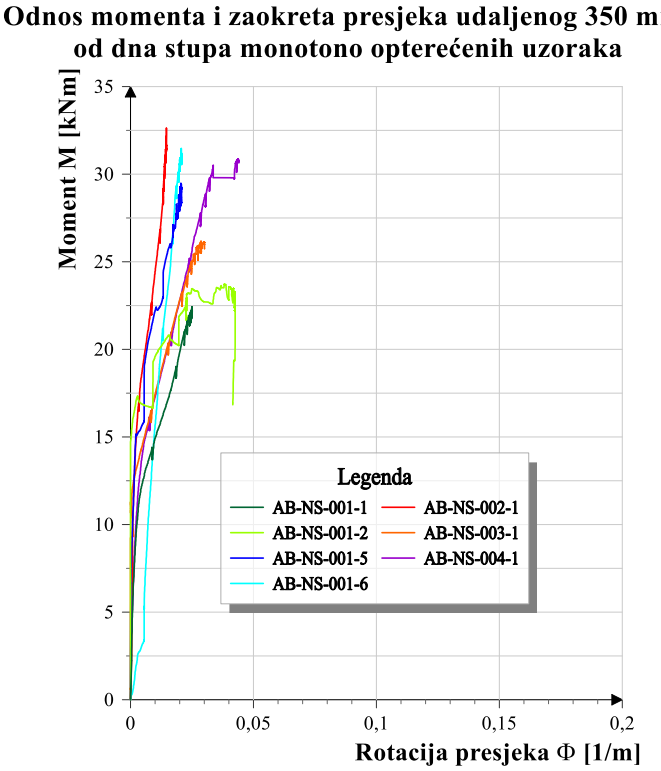
5.4.3.1. Monotono ispitani uzorci



Slika 124. Odnos momenta savijanja i zakrivljenosti krajnjeg presjeka za monotono ispitane uzorke stupova dobiven eksperimentalno

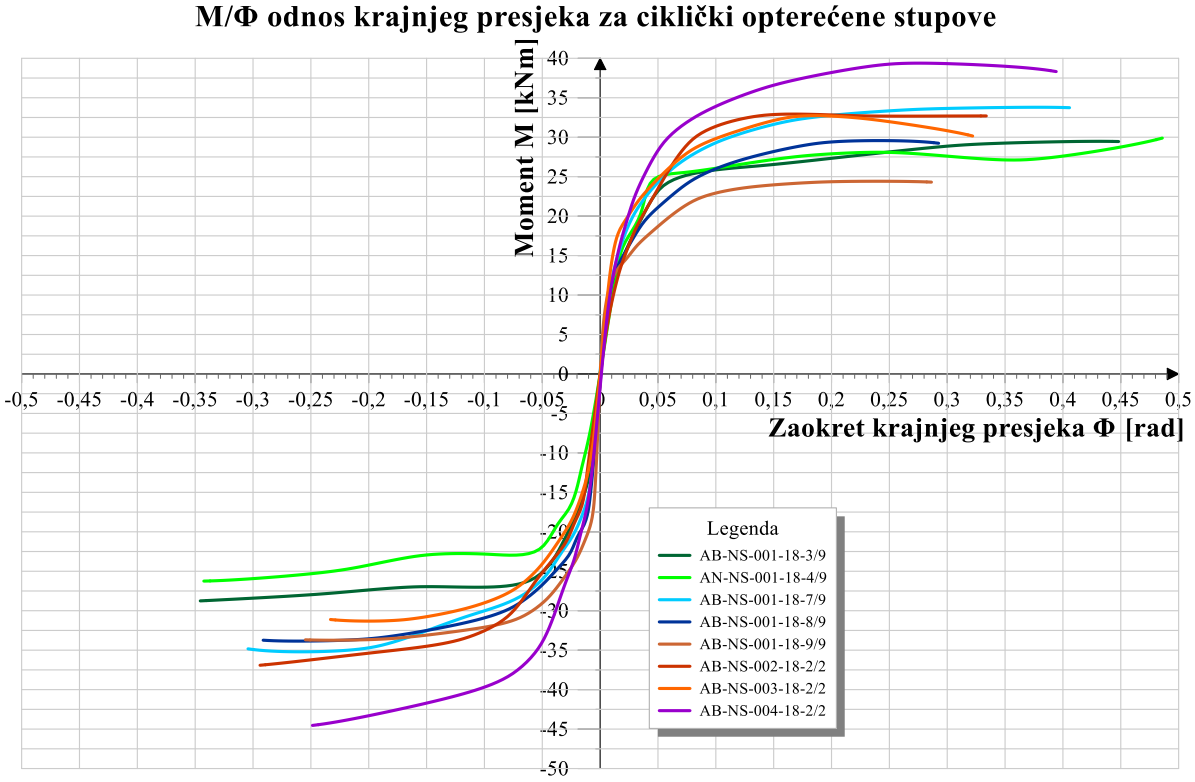


Slika 125. Odnos momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka udaljenog 150 mm od dna stupa za monotono ispitane uzorke stupova

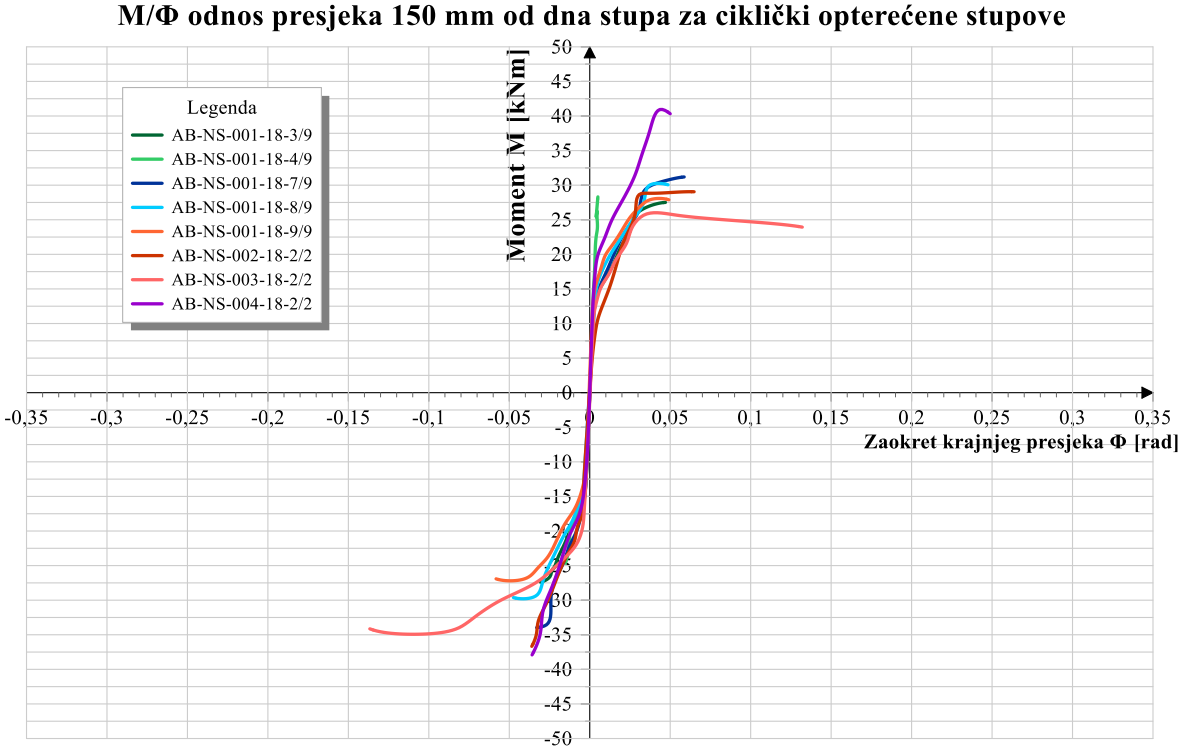


Slika 126. Odnos momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka udaljenog 350 mm od dna stupa za monotono ispitane uzorke stupova dobiven eksperimentalno

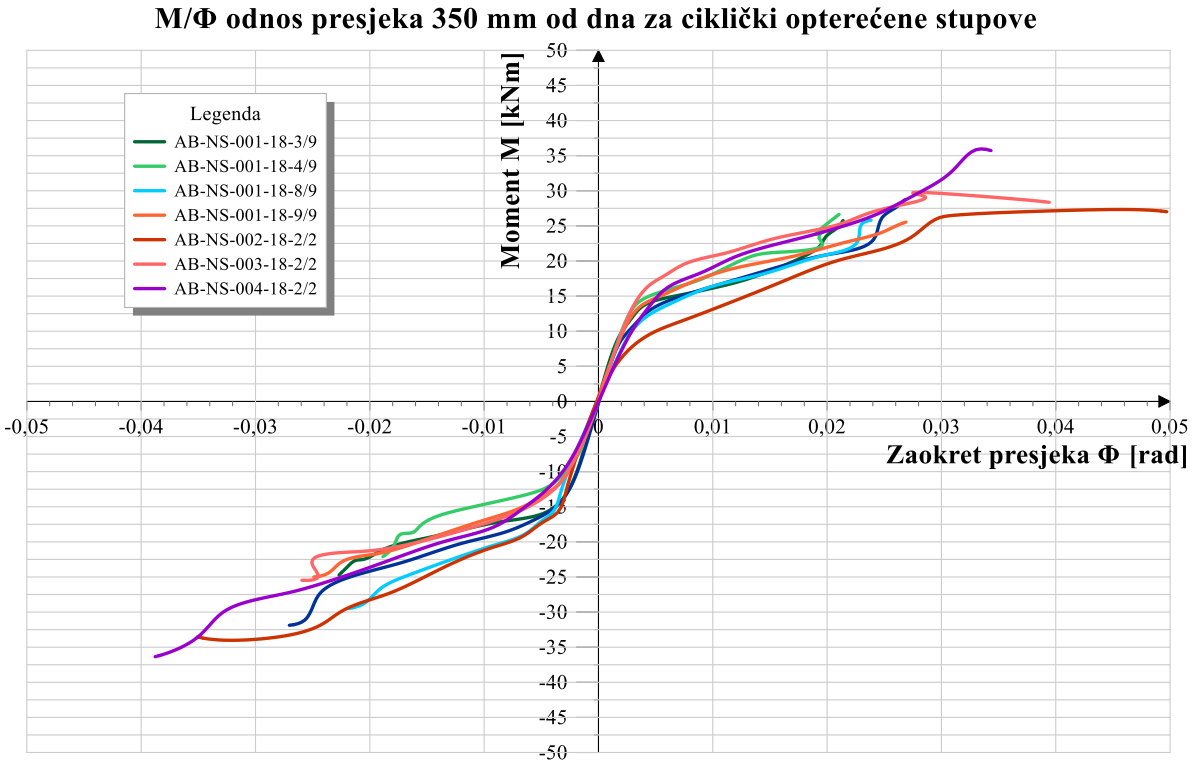
5.4.3.1. Cikličko ispitani uzorci



Slika 127.Odnos momenta savijanja i zakrivljenosti krajnjeg presjeka za ciklički ispitane uzorke stupova



Slika 128. Odnos momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka udaljenog 150 mm od dna stupa za ciklički ispitane uzorke stupova



Slika 129. Odnos momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka udaljenog 350 mm od dna stupa za ciklički ispitane uzorke stupova

Mnoštvo je parametara koji utječu na rezultat odnosa momenta savijanja i zaokreta presjeka. Interakcija pojedinih parametara otežava definiranje utjecaja pojedinog parametra na neki od pokazatelja seizmičke otpornosti elementa.

Iz danih odnosa momenta savijanja i zaokreta presjeka za sve ispitane uzorke ne može se jednoznačno odrediti mjesto početka tečenja armature. Razlog tome je gubitak prionjivosti između betona i armature koja značajno utječe na zaokret presjeka.

Rezultat zajedničkog djelovanja gubitka prionjivosti i tečenja armature je krivulja odnosa momenta i zaokreta presjeka koja stalno mijenja nagib tangente.

Svi ispitani uzorci izvedeni s glatkom armaturom imaju izraženo plastično područje koje je do 5 puta veće od elastičnog.

5.5. Ispitivanje mehaničkih karakteristika gradiva

U ovom poglavlju opisane su standardne korištene metode za ispitivanje mehaničkih karakteristika gradiva. Provode se sljedeća ispitivanja:

- Ispitivanja mehaničkih karakteristika betona (tlačne i vlačne čvrstoće te statičkog i dinamičkog modula elastičnosti)
- Ispitivanje vlačnih svojstava čelika za armiranje
- Ispitivanje prianjanja i proklizavanja između armature i betona

Cilj ovih ispitivanja je dobivanje laboratorijskih vrijednosti mehaničkih karakteristika pojedinog gradiva kako bi se isto moglo primijeniti u proračunskim modelima odnosno usporediti s deklariranim vrijednostima dobivenim od proizvođača.

5.5.1. Mehaničke karakteristike armature

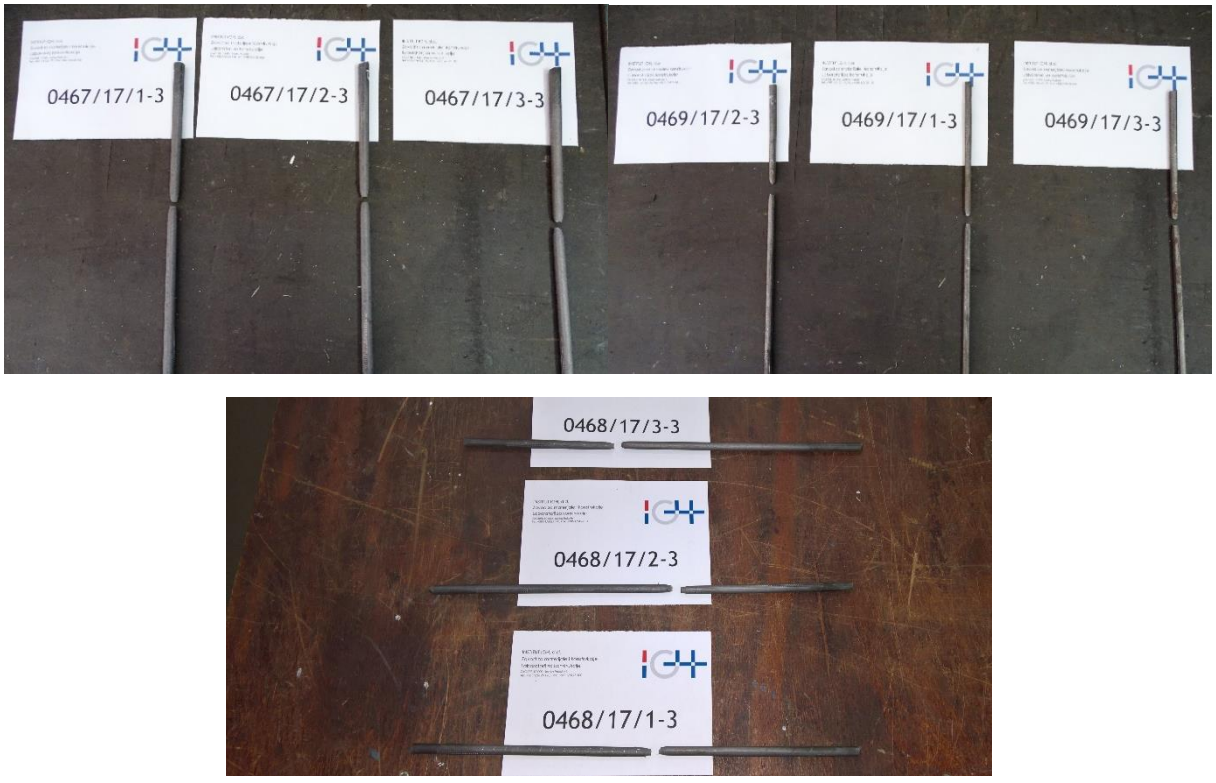
Prilikom izvedbe armature za eksperimentalne uzorke stupova provedeno je uzorkovanje armaturnih šipki koje su ugrađene u iste. Ispitivanje uzoraka provedeno je u Laboratoriju za čelične konstrukcije Instituta IGH. Provedena su vlačna ispitivanja na po tri uzorka glatke armature Ø8, Ø10, Ø12 te na po tri uzorka rebraste armature Ø8, Ø10, Ø12. Laboratorijska ispitivanja su provedena akreditiranim metodama prema važećim HRN EN normama.



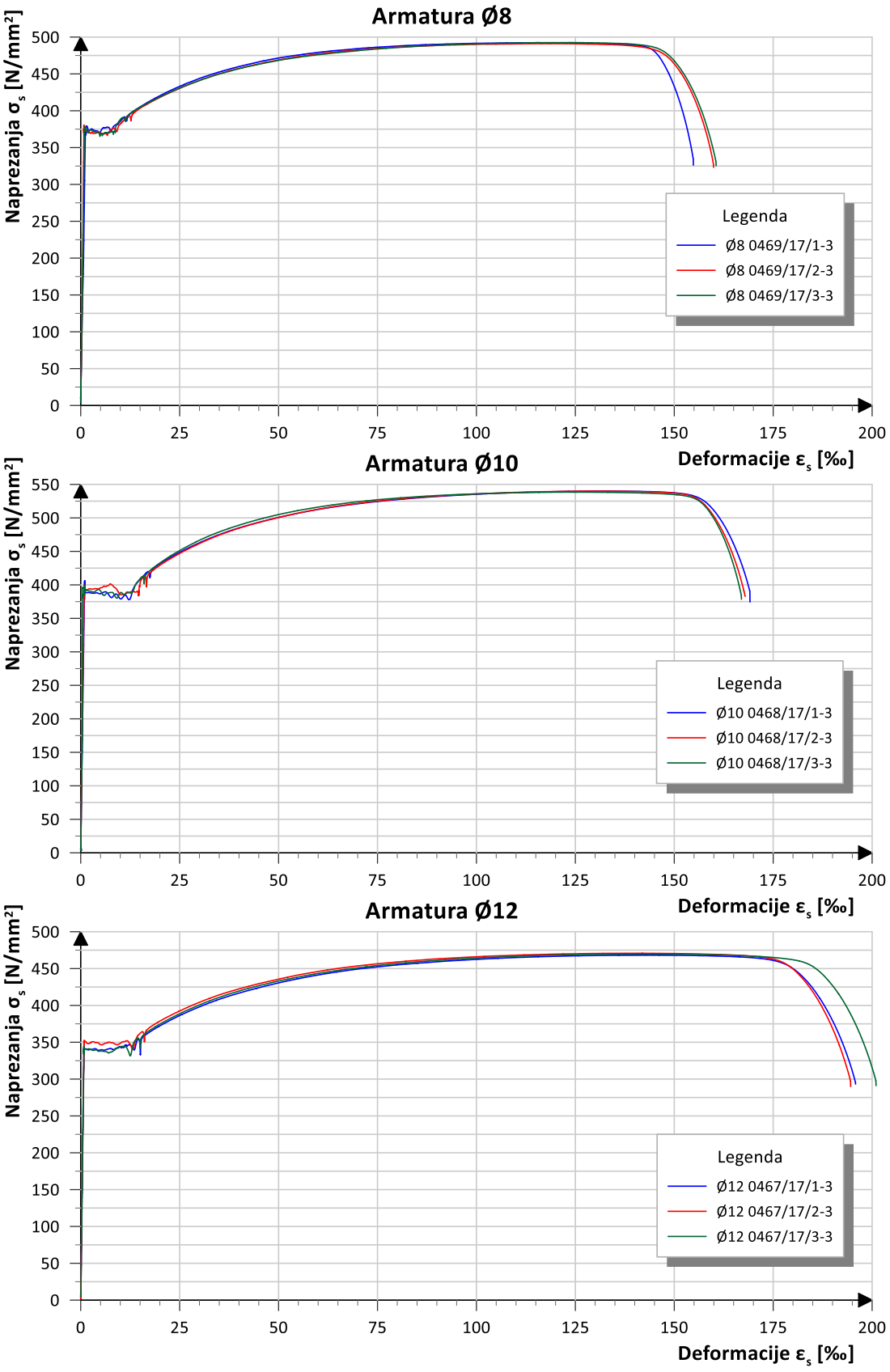
Slika 130. Ispitivanje armature

Tablica 42. Rezultati ispitivanja čelika za armiranje

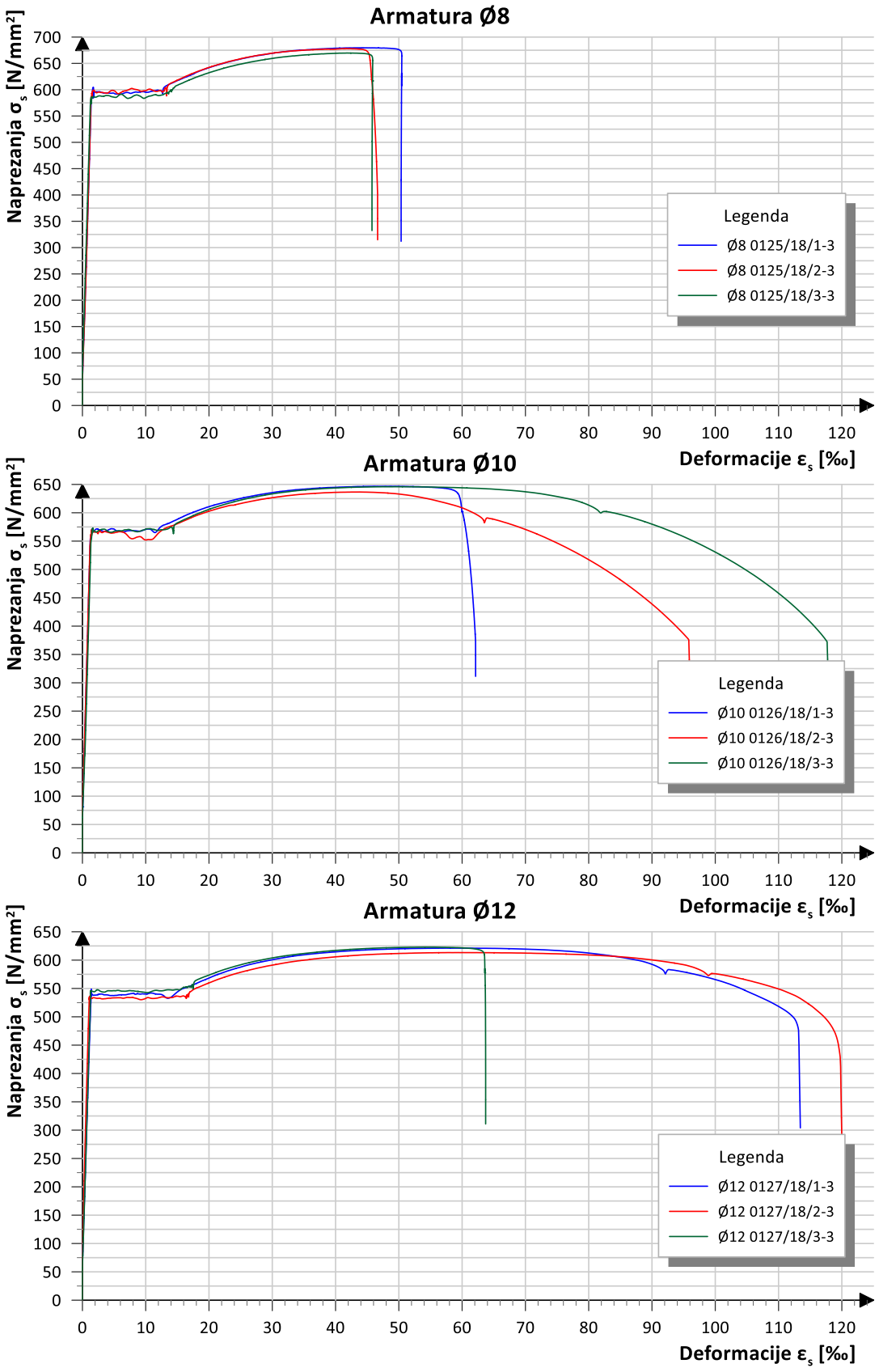
Vlačna čvrstoća čelika za armiranje				
Norma:	Čelične šipke za armiranje		HRN EN ISO 15630-1:2010	
Laboratorijska oznaka uzorka	Vrsta čelika	Promjer [mm]	f_y/f_t [N/mm^2]	ε_u [%]
0469/17/1-3	GA 240/360	8	375/492	31
0469/17/3-3			372/491	33
0469/17/3-3			378/493	32
0468/17/1-3	GA 240/360	10	406/540	34
0468/17/2/3			400/540	33
0468/17/3/3			400/538	34
0467/17/1/3	GA 240/360	12	342/468	39
0467/17/2/3			353/471	39
0467/17/3/3			344/470	39
0125/18/1-3	B500B	8	605/680	8,9
0125/18/2-3			599/678	8,4
0125/18/3-3			586/670	8,4
0126/18/1-3	B500B	10	571/647	9,2
0126/18/2-3			570/637	8,8
0126/18/3-3			572/646	9,9
0127/18/1-3	B500B	12	548/621	11,8
0127/18/2-3			535/613	12,1
0127/18/3-3			466/623	11,0



Slika 131. Ispitani uzorci glatke armature



Slika 132. Odnos naprezanja i deformacija glatke armature



Slika 133. Odnos naprezanja i deformacija rebraste armature

Tablica 43. Parametri odnosa naprezanja i deformacija za formiranje numeričkih dijagrama glatke armature

Parametri aproksimiranog radnog dijagrama glatke armature						
	E_s [N/mm^2]	f_{yk} [N/mm^2]	f_{tk} [N/mm^2]	ε_{yk} [‰]	ε_{sh} [‰]	ε_{uk} [‰]
Φ8	2,1×10^5	375	492	1,786	8,102	116,0
		372	491	1,771	9,439	120,0
		378	493	1,800	8,201	121,0
Srednja	**2,1×10^5**	**375**	**492**	**1,786**	**8,581**	**119,0**
Φ10	2,1×10^5	406	540	1,933	13,506	131,0
		400	540	1,905	14,838	130,0
		400	538	1,905	13,506	126,0
Srednja	**2,1×10^5**	**402**	**539**	**1,914**	**13,950**	**129,0**
Φ10	**2,0×10^5**	**436**	**485**	**2,18**	**8,83**	**75,18**
Φ12	2,1×10^5	342	468	1,629	13,798	139,0
		353	471	1,681	13,746	142,0
		344	470	1,638	13,016	142,0
Srednja	**2,1×10^5**	**346**	**470**	**1,649**	**13,52**	**141,0**

Tablica 44. Parametri odnosa naprezanja i deformacija za formiranje numeričkih dijagrama rebraste armature

Parametri aproksimiranog radnog dijagrama rebraste armature						
	E_s [N/mm^2]	f_{yk} [N/mm^2]	f_{tk} [N/mm^2]	ε_{yk} [‰]	ε_{sh} [‰]	ε_{uk} [‰]
Φ8	2,0×10^5	605	680	3,025	12,4	44,216
		599	678	2,995	12,4	41,77
		586	670	2,93	12,4	41,8
Srednja	**2,0×10^5**	**597**	**676**	**2,98**	**12,4**	**42,6**
Φ10	2,0×10^5	571	647	2,855	11,32	45,85
		570	637	2,85	13,4	43,8
		572	646	2,86	11,32	49,63
Srednja	**2,0×10^5**	**571**	**643**	**2,855**	**12,0**	**46,43**
Φ12	2,0×10^5	548	621	2,74	14,5	58,95
		535	613	2,675	16,2	59,32
		466	623	2,33	15,4	54,88
Srednja	**2,0×10^5**	**516**	**619**	**2,582**	**15,4**	**57,72**

5.5.2. Mehaničke karakteristike betona

Za izvedbu eksperimentalnih uzoraka stupova korišten je beton C30/37 s maksimalnim zrnom agregata od 16 mm. Temelj i stup izvedeni su od istih karakteristika. Betoniranje je provedeno u pet serija (u svakoj seriji betonirana su tri uzoraka stupova) dok se betoniranje pojedinog uzorka stupa sastojalo od dva dijela, temelja i tijela stupa. Kod svakog betoniranja (temelja ili stupa) uzorkovani su uzorci betonskih kocki i prizmi za potrebe laboratorijskih ispitivanja mehaničkih karakteristika betona. Uzimana su po četiri uzorka iz pojedine serije betoniranja za ispitivanje srednje tlačne čvrstoće betona $f_{cm,cube}$ i vlačne čvrstoće betona cijepanjem f_{ct}, te po tri uzorka iz svake serije za ispitivanje statičkog $E_{c,s}$ i dinamičkog E_d modula elastičnosti. Srednja tlačna čvrstoća betona (tlačna čvrstoća dobivena na valjcima) određena je preko odnosa koji povezuje tlačnu čvrstoću kocke i valjka. Svi spomenuti uzorci su ispitani u kontroliranim uvjetima akreditiranog Laboratorija za beton i opeku Instituta IGH u Zagrebu.

Sastav betona C30/37 po m^3 prikazan je u nastavku.

Tablica 45. Svojstva betona klase C30/37, D_{max}=16 mm (po m^3)

Klasa betona: C30/37, Dmax=16 mm		
Gradivo		Masa [kg]
Cement		300
Voda		120
Aditiv		0
Agregati	0-4 mm (separirani)	425
	0-4 mm (drobljeni)	625
	4-8 mm (drobljeni)	531
	8-16 mm (drobljeni)	531

Sukladno HRN EN normama ispitane su sljedeće karakteristike betona:

Tablica 46. Ispitivanja betona

Ispitivanja betona C30/37		
Vrsta ispitivanja		Vrsta uzorka
Ispitivanje tlačne čvrstoće betona	$f_{cm,cube}$	Kocke 150×150×150 mm
Ispitivanje vlačne čvrstoće betona cijepanjem	f_{ct}	Kocke 150×150×150 mm
Ispitivanje statičkog modula elastičnosti	$E_{c,s}$	Prizme 100×100×400 mm
Ispitivanje dinamičkog modula elastičnosti ultrazvukom	E_d	Prizme 100×100×400 mm

U nastavku su tablično prikazani rezultati ispitivanja betona

Tablica 47. Oznake uzoraka stupa

Oznake uzorka za uzorkovanje ovisno o uzorku stupa					
	Eksperimentalni uzorak stupa	Tlačna čvrstoća	Vlačna čvrstoća	Statički modul elastičnosti	Dinamički modul elastičnosti
SERIJA 1	AB-NS-001/18/2-9	MSC-01-1	MST-01-1	MSES-01-1	MSED-01-1
	AB-NS-001/18/4-9	MSC-01-2	MST-01-2	MSES-01-2	MSED-01-2
	AB-NS-001/18/6-9	MSC-01-3	MST-01-3	MSES-01-3	MSED-01-3
SERIJA 2	AB-NS-001/18/1-9	MSC-02-1	MST-01-4	MSES-02-1	MSED-02-1
	AB-NS-001/18/3-9	MSC-02-2		MSES-02-2	MSED-02-2
	AB-NS-001/18/5-9	MSC-02-3		MSES-02-3	MSED-02-3
SERIJA 3	AB-NS-001/18/7-9	MSC-03-1		MSES-03-1	MSED-03-1
	AB-NS-001/18/8-9	MSC-03-2		MSES-03-2	MSED-03-2
	AB-NS-001/18/9-9	MSC-03-3		MSES-03-3	MSED-03-3
SERIJA 4	AB-NS-002/18/1-2	MSC-04-1		MSES-04-1	MSED-04-1
	AB-NS-002/18/2-2	MSC-04-2		MSES-04-2	MSED-04-2
	AB-NS-003/18/1-2	MSC-04-3		MSES-04-3	MSED-04-3
SERIJA 5	AB-NS-003/18/2-2	MSC-05-1		MSES-05-1	MSED-05-1
	AB-NS-004/18/1-2	MSC-05-2		MSES-05-2	MSED-05-2
	AB-NS-004/18/1-2	MSC-05-3		MSES-05-3	MSED-05-3

Tablica 48. Oznake uzoraka temelja

Oznake uzorka za uzorkovanje ovisno o uzorku stope stupa					
	Eksperimentalni uzorak stupa	Tlačna čvrstoća	Vlačna čvrstoća	Statički modul elastičnosti	Dinamički modul elastičnosti
SERIJA 1	AB-NS-001/18/2-9	-	MST-01-1 MST-01-2 MST-01-3 MST-01-4	-	-
	AB-NS-001/18/4-9	-		-	-
	AB-NS-001/18/6-9	-		-	-
SERIJA 2	AB-NS-001/18/1-9	MSC-01-1 MSC-01-2 MSC-01-3		MSES-01-1 MSES-01-2 MSES-01-3	MSED-01-1 MSED-01-2 MSED-01-3
	AB-NS-001/18/3-9				
	AB-NS-001/18/5-9				
SERIJA 3	AB-NS-001/18/7-9	MSC-02-1 MSC-02-2 MSC-02-3		MSES-02-1 MSES-02-2 MSES-02-3	MSED-02-1 MSED-02-2 MSED-02-3
	AB-NS-001/18/8-9				
	AB-NS-001/18/9-9				
SERIJA 4	AB-NS-002/18/1-2	MSC-03-1 MSC-03-2 MSC-03-3		MSES-03-1 MSES-03-2 MSES-03-3	MSED-03-1 MSED-03-2 MSED-03-3
	AB-NS-002/18/2-2				
	AB-NS-003/18/1-2				
SERIJA 5	AB-NS-003/18/2-2	MSC-04-1 MSC-04-2 MSC-04-3		MSES-04-1 MSES-04-2 MSES-04-3	MSED-04-1 MSED-04-2 MSED-04-3
	AB-NS-004/18/1-2				
	AB-NS-004/18/1-2				

Prilikom betoniranja stope Serije 1 nisu uzorkovani uzorci za ispitivanje karakteristika betona.

5.5.2.1. Tlačna čvrstoća betona



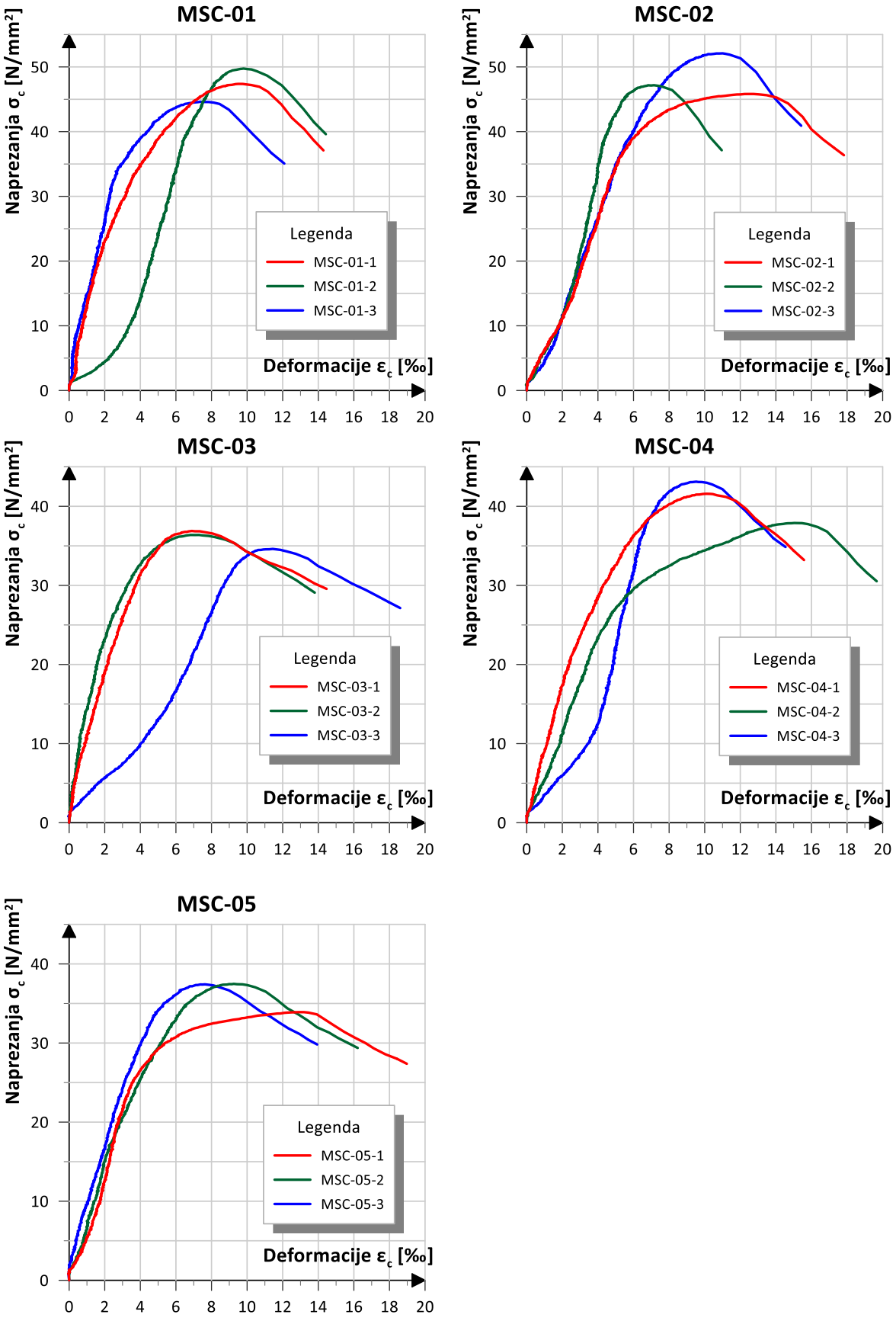
Slika 134. Priprema uzoraka za ispitivanje tlačne čvrstoće betona

Tablica 49. Rezultati ispitivanja tlačne čvrstoće betona

Tlačna čvrstoća betona			
Norma:		HRN EN 12390-3:2009	
Dimenzije uzorka:		150×150×150 mm	
Br.	Oznaka uzorka sa uzorkovanja	Kod ispitivanja stupova	
		$f_{c,cube}$ [N/mm^2]	$f_{c,cube}$ [N/mm^2]
1	MSC-01-1	**47,4**	**47,27**
2	MSC-01-2	**49,8**	
3	MSC-01-3	**44,6**	
4	MSC-02-1	**44,6**	**47,93**
5	MSC-02-2	**47,2**	
6	MSC-02-3	**52,0**	
7	MSC-03-1	**36,9**	**35,97**
8	MSC-03-2	**36,4**	
9	MSC-03-3	**34,6**	
10	MSC-04-1	**41,6**	**40,83**
11	MSC-04-2	**37,8**	
12	MSC-04-3	**43,1**	
13	MSC-05-1	**33,8**	**36,23**
14	MSC-05-2	**37,5**	
15	MSC-05-3	**37,4**	



Slika 135. Slom uzorka kod ispitivanja tlačne čvrstoće betona



Slika 136. Odnos naprezanja i relativnih deformacija betona ispitanih uzoraka

5.5.2.2. Vlačna čvrstoća betona

Tablica 50. Rezultati ispitivanja vlačne čvrstoće betona

Vlačna čvrstoća betona		
Norma:		HRN EN 12390-6:2009
Dimenzije uzorka:		150×150×150 mm
Br.	Oznaka uzorka sa uzorkovanja	Nakon 28 dana
		fct [N/mm2]
1	MST-01-1	4,23
2	MST-01-2	3,1
3	MST-01-3	3,64
4	MST-01-4	3,13



Slika 137. Ispitivanje vlačne čvrstoće betona cijepanjem

Tablica 51. Statički i dinamički modul elastičnosti

Sekantni (statički) i dinamički modul elastičnosti					
Norma:		Statički modul elastičnosti		HRN EN 12504-4	
		Dinamički modul elastičnosti		HRN EN 12390-13	
Dimenzije uzorka:				100×100×400 mm	
Br.	Oznaka uzorka sa uzorkovanja	$E_{c,s}$ [MPa]	Srednja vrijednost od 3 uzorka	E_d [GPa]	Srednja vrijednost od 3 uzorka
1	MSES-01-1 MSED-01-1	**32022**		**50,48**	
2	MSES-01-2 MSED-01-2	**34892**	**32959**	**51,56**	**51,35**
3	MSES-01-3 MSED-01-3	**31964**		**52,02**	
4	MSES-02-1 MSED-02-1	**32473**		**51,25**	
5	MSES-02-2 MSED-02-2	**32443**	**32658**	**53,05**	**52,08**
6	MSES-02-3 MSED-02-3	**33058**		**51,94**	
7	MSES-03-1 MSED-03-1	**29010**		**45,8**	
8	MSES-03-2 MSED-03-2	**27276**	**28930**	**43,95**	**45,23**
9	MSES-03-3 MSED-03-3	**30506**		**45,94**	
10	MSES-04-1 MSED-04-1	**28441**		**46,41**	
11	MSES-04-2 MSED-04-2	**29832**	**28888**	**46,53**	**46,55**
12	MSES-04-3 MSED-04-3	**28392**		**46,70**	
13	MSES-05-1 MSED-05-1	**27553**		**44,72**	
14	MSES-05-2 MSED-05-2	**30699**	**27717**	**45,74**	**44,50**
15	MSES-05-3 MSED-05-3	**24900**		**43,03**	

Iz rezultata ispitivanja tlačne čvrstoće betona i modula elastičnosti može se zaključiti da je beton izvedenih uzoraka stupova posjeduje znatno veće deformabilne karakteristike od očekivanih, odnosno manje vrijednosti modula elastičnosti. Razlog za ovako dobivene vrijednosti je u kvaliteti i frakcijskom sastavu agregata od kojeg su načinjeni stupovi. Ovakve karakteristike betona znatno utječu na deformacijske karakteristike ispitanih stupova. Za pretpostavit je da su stupovi izvedenih mostova na koje se odnosi ovo istraživanje izvedeni od puno kvalitetnijeg agregata te u daljnjoj analizi rezultata svakako valja obratiti pozornost na ove činjenice.



Slika 138. Ispitivanje statičkog i dinamičkog modula elastičnosti

Tablica 52. Srednje vrijednosti tlačnih čvrstoća betona ispitanih uzoraka

Tlačna čvrstoća betona za ispitane uzorke		
Redni broj	Oznaka stupa	Tlačna čvrstoća betona [N/mm^2]
1	AB-NS-001-18-2/9	47,27
2	AB-NS-001-18-4/9	
3	AB-NS-001-18-6/9	
4	AB-NS-001-18-1/9	47,93
5	AB-NS-001-18-3/9	
6	AB-NS-001-18-5/9	
7	AB-NS-001-18-7/9	35,97
8	AB-NS-001-18-8/9	
9	AB-NS-001-18-9/9	
10	AB-NS-002-18-1/2	40,83
11	AB-NS-002-18-2/2	
12	AB-NS-003-18-1/2	
13	AB-NS-003-18-2/2	36,23
14	AB-NS-004-18-1/2	
15	AB-NS-004-18-2/2	

Tablica 53. Karakteristike ispitanih betonskih kocaka dobivene izrazima koji povezuju vrijednosti dobivene na kockama i valjcima

Karakteristike ispitanih betonskih uzoraka					
	$f_{cm,cube}$ [MPa]	f_{cm} [MPa]	f_{ck} [MPa]	$f_{ck,cube}$ [MPa]	E_{cm} [GPa]
1	47,27	41,10	33,10	41,38	33,62
2	47,93	41,68	33,68	42,10	33,76
3	35,97	31,28	23,28	29,10	30,97
4	40,83	35,50	27,50	34,38	32,17
5	36,23	31,50	23,50	29,38	31,04

5.5.3. Ispitivanje prianjanja i proklizavanja između armature i betona

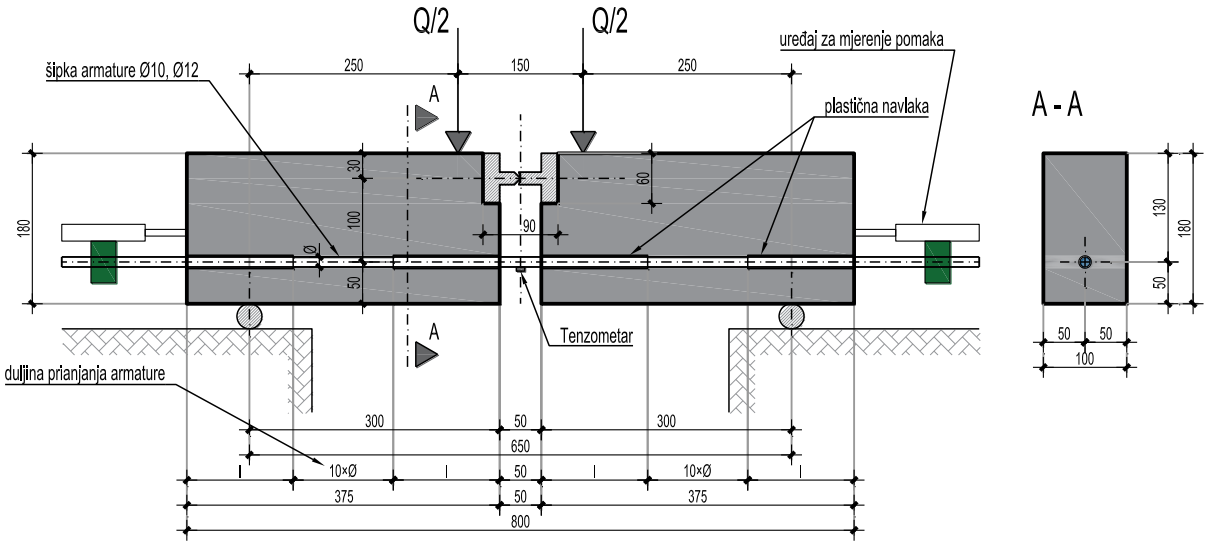
Jedan od bitnih parametara koji utječu na pomak vrha stupa opterećenog aksijalnom i lateralnom silom pri vrhu stupa je rotacija krajnjeg presjeka stupa (na mjestu upetosti). Rotacija krajnjeg presjeka uvelike ovisi o posmičnoj deformaciji na spoju betona i uzdužne armature stupa. Za definiranje utjecaja prionjivosti armature i betona potrebno je odrediti veličinu naprezanja prianjanja u sidrenom području. Ovaj parametar naročito dolazi do izražaja kod uporabe glatke armature. Budući da se ovo istraživanje usmjereno ka elementima stupova izvedenih glatkom armaturom, provedeno je ispitivanje kojim je određena veličina naprezanja prianjanja koja se koristi u danjim proračunima ovog istraživanja ali i za usporedbu s normiranim vrijednostima.

Ispitivanje se provodi na uzorcima betonskih gredica sa zglobom u sredini (Slika 139), modificiranom metodom prema RILEM-u. Kao rezultat, dobiveni su podaci o silama u armaturnoj šipki, zakrivljenost poprečnog presjeka u sredini raspona, te dijagram odnosa naprezanja prianjanja i proklizavanja za pojedinu vrstu i promjer armature.

Naprezanje prianjanja i proklizavanja provodi se metodom prema HRN U.M1.090 kojom se standardizirana metoda za ispitivanja naprezanja prianjanja i proklizavanja između čelične armaturne šipke i betona.

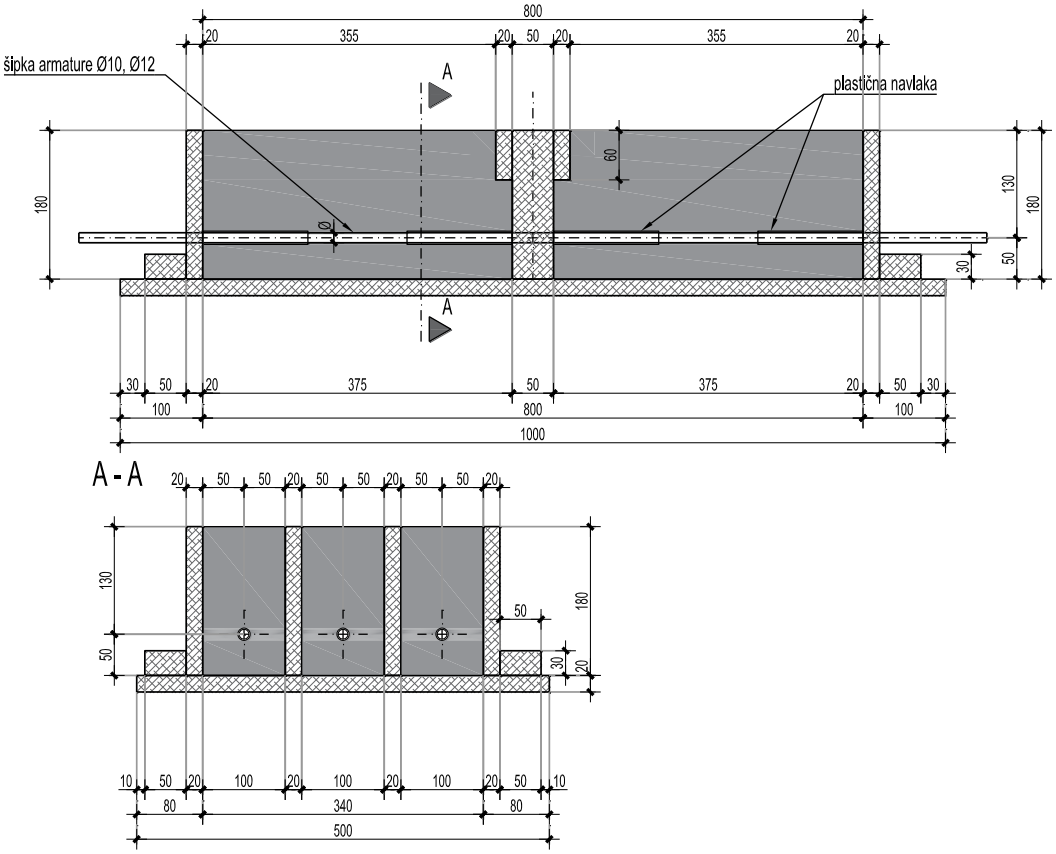
Tablica 54. Oznake uzoraka za ispitivanje prianjanja i proklizavanja

Oznake uzorka za uzorkovanje ispitivanja prionjivosti i proklizavanja		
Laboratorijska oznaka uzorka	Oznaka uzorka sa uzorkovanja	Čelična armatura
AB-NP-001/18/1-6	MSPR 1-3-10	Φ 10 mm
AB-NP-001/18/2-6	MSPR 2-3-10	
AB-NP-001/18/3-6	MSPR 3-3-10	
AB-NP-001/18/4-6	MSPR 1-3-12	Φ 12 mm
AB-NP-001/18/5-6	MSPR 2-3-12	
AB-NP-001/18/6-6	MSPR 3-3-12	

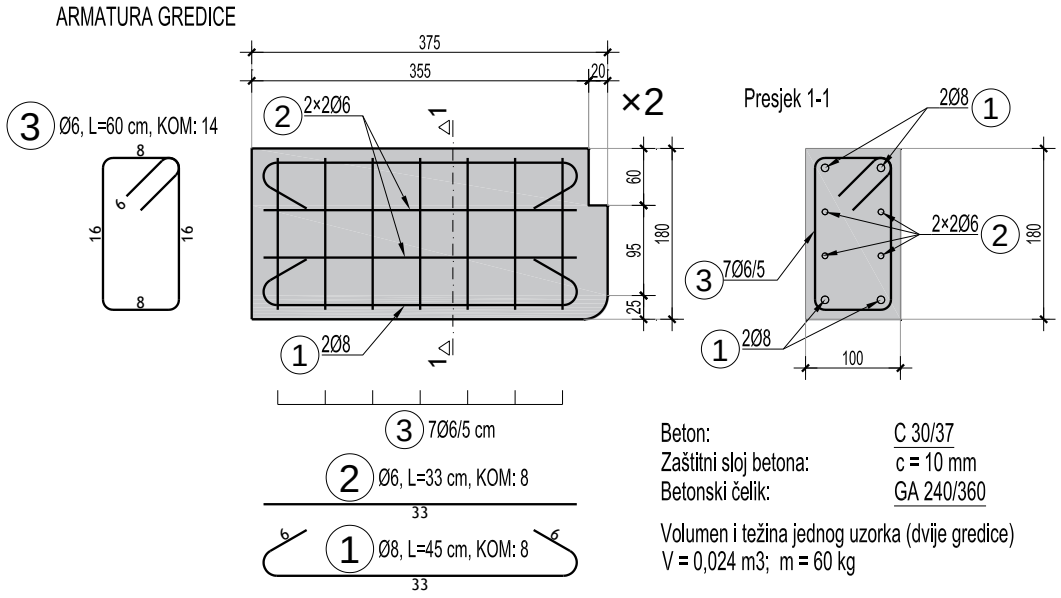


Slika 139. Prikaz postava uzorka za ispitivanje prionjivosti armature

Betonske gredice su izvedene istodobno kad i elementi uzoraka stupova. Najprije je izvedena oplata gredica u svemu prema nacrtima u koju se postavlja armatura. Ispitivanje naprezanja prianjanja i proklizavanja je provedeno za glatku armaturnu šipku promjera Ø10 i Ø12.

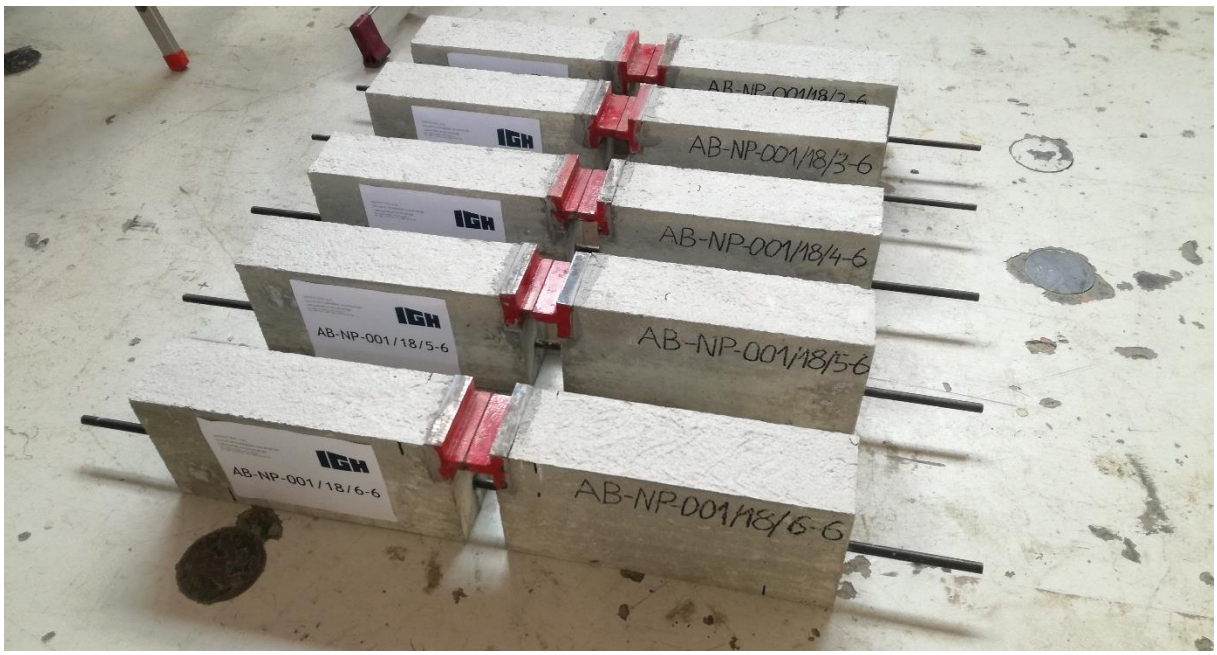


Slika 140. Oplatni nacrt gredica za ispitivanje prionjivosti armature



Slika 141. Armatura gredica za ispitivanje prionjivosti

Ispitivani uzorak se sastojao od dvije međusobno povezane betonske gredice koje zajedno tvore slobodno oslonjenu gredu opterećenu na savijanje preko dvije koncentrirane sile. Vezu između gredica čine šipka armature u vlačnom području za koju ispitujemo prionjivost i čelični zglob u tlačnom području koji dozvoljava samo rotaciju oko poprečne osi. Jedini otpor zakretanju uzorka gredice uslijed djelovanja vertikalnog opterećenja predstavlja jedino naprezanje prianjanja koje se javlja između betona i čelične šipke.



Slika 142. Uzorci za ispitivanje prionjivosti betona i armature



Slika 143. Izvedba oplate gredica za ispitivanje prionjivosti betona i armature

Veza između naprezanja u čeličnoj armaturi i vanjskog opterećenja, dobije se iz uvjeta ravnoteže momenta savijanja oko osi rotacije čeličnog zgloba u tlačnom području središnjeg presjeka.

$$\sigma_s = \frac{(P/2)\cdot a}{z \cdot A} \tag{3.73}$$

Gdje su:

σ_s -vlačna naprezanja u armaturi [N/mm^2]

P -koncentrirano opterećenje [N]

A -površina poprečnog presjeka šipke [mm^2]

z -krak sila u središnjem poprečnom presjeku (z=10 cm)

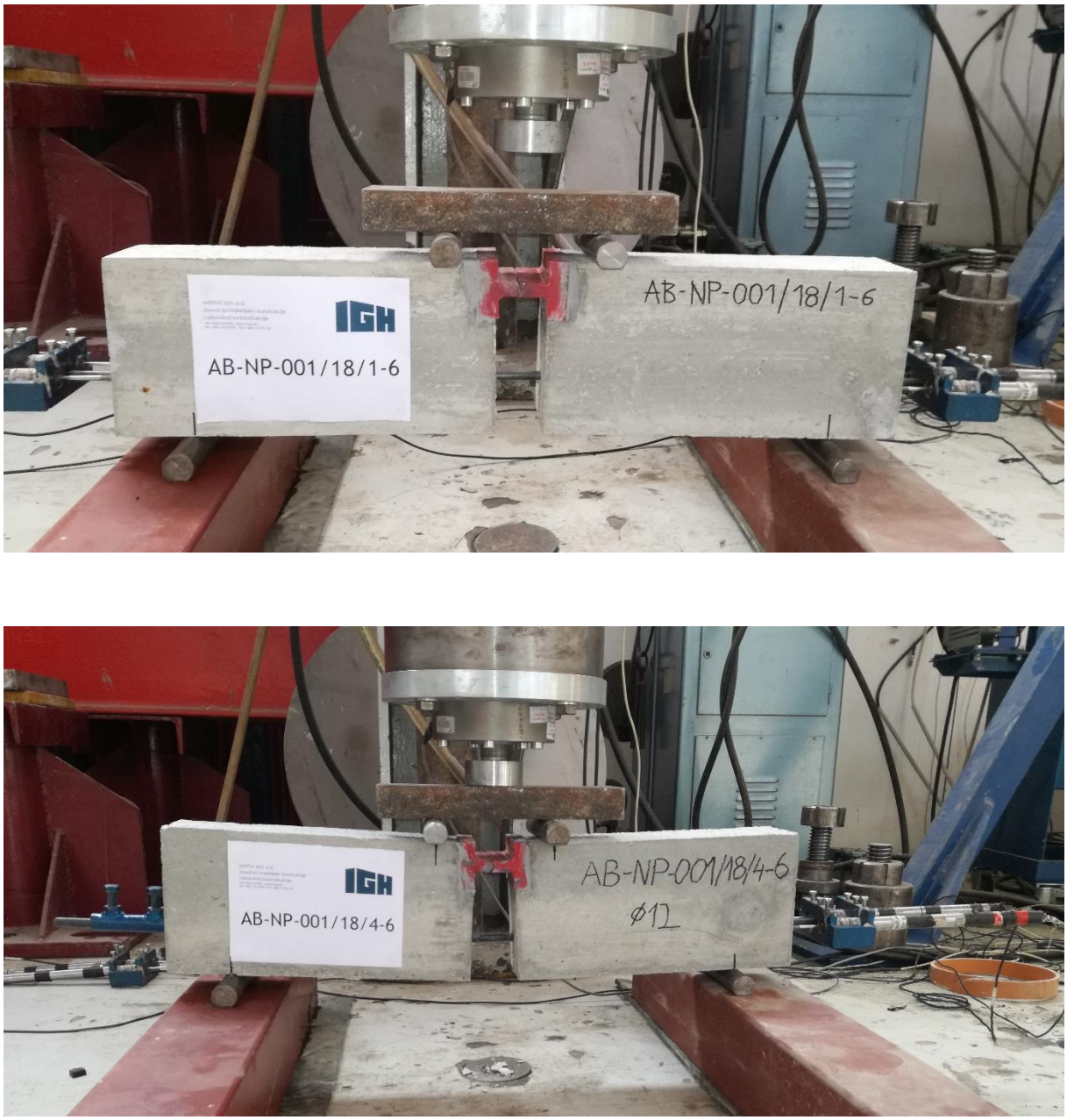
a -udaljenost opterećenja P/2 od oslonca (a=25 cm)

Kad se u gornji izraz uvrste poznate vrijednosti dobijemo da naprezanje u armaturi iznosi:

$$\sigma_s = \frac{1,25 \cdot P}{A} \tag{3.74}$$

Unošenje vertikalnog opterećenja vršilo se pomoću hidrauličke preše s kontroliranim prirastom pomaka (1,0 mm/min). Proklizavanje armature mjereno je pomoću LVDT-a. Na svakom kraju

šipke (kraj šipke viri van iz betonske gredice) nalazila su s po dva LVDT. Rezultati mjerenja proklizavanja armature i unosa sile registrirani su svake sekunde te su zapisani na računalu.



Slika 144. Ispitivanje proklizavanja armature

Uz pretpostavku konstantne vrijednosti po duljini sidrenja šipke, izraz za naprezanje prianjanja može se odrediti iz sljedećeg izraza:

$$\tau_s = \frac{\sigma_s \cdot A}{\pi \cdot \phi \cdot l_d} = \frac{\sigma_s \cdot \pi \cdot \Phi^2}{10 \cdot 4\pi \cdot \Phi^2} = \frac{\sigma_s}{40} \tag{3.75}$$

Gdje su:

τ_s -naprezanje prianjanja

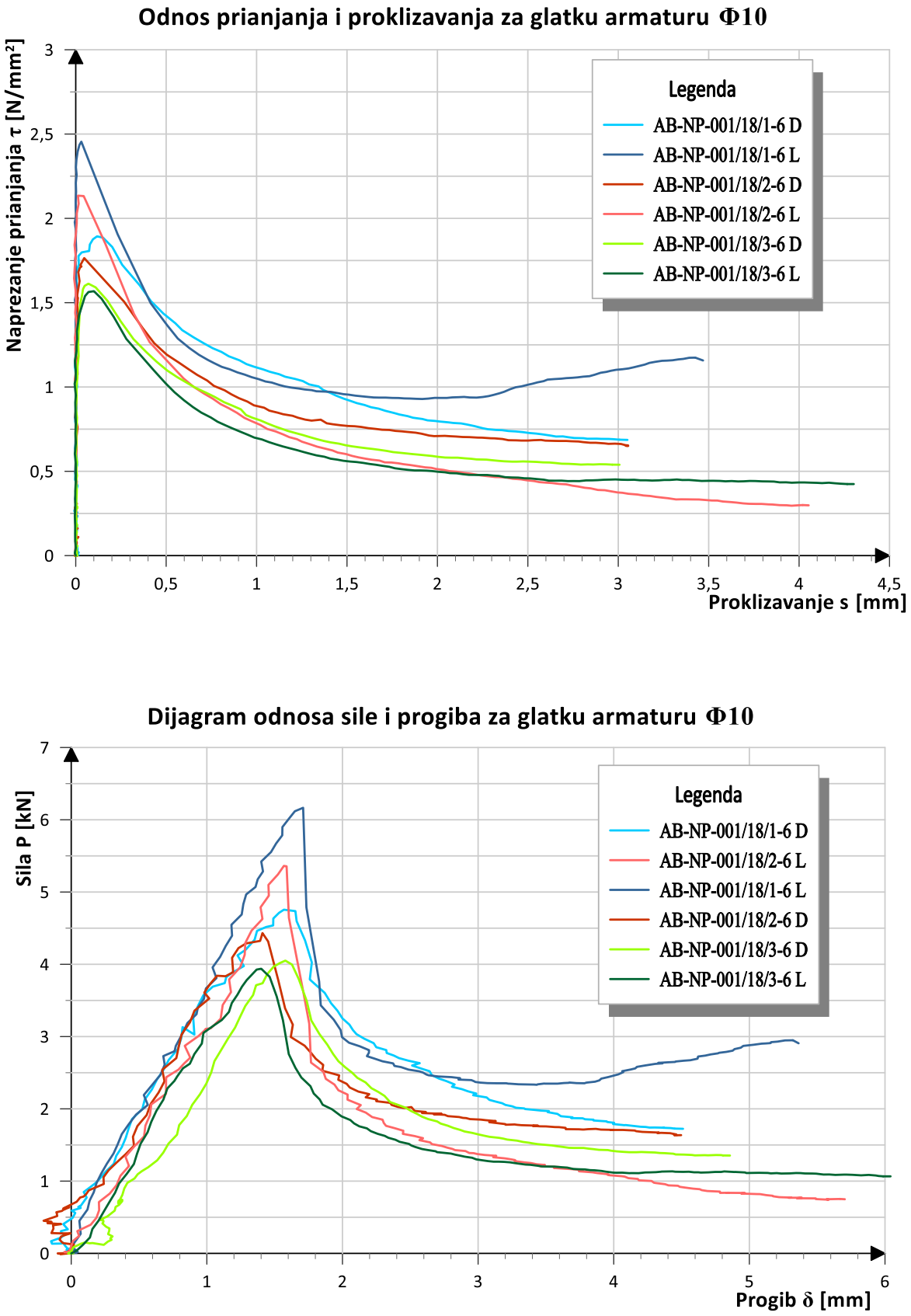
σ_s -vlačno naprezanje u armaturi

l_d -duljina prianjanja šipke i betona

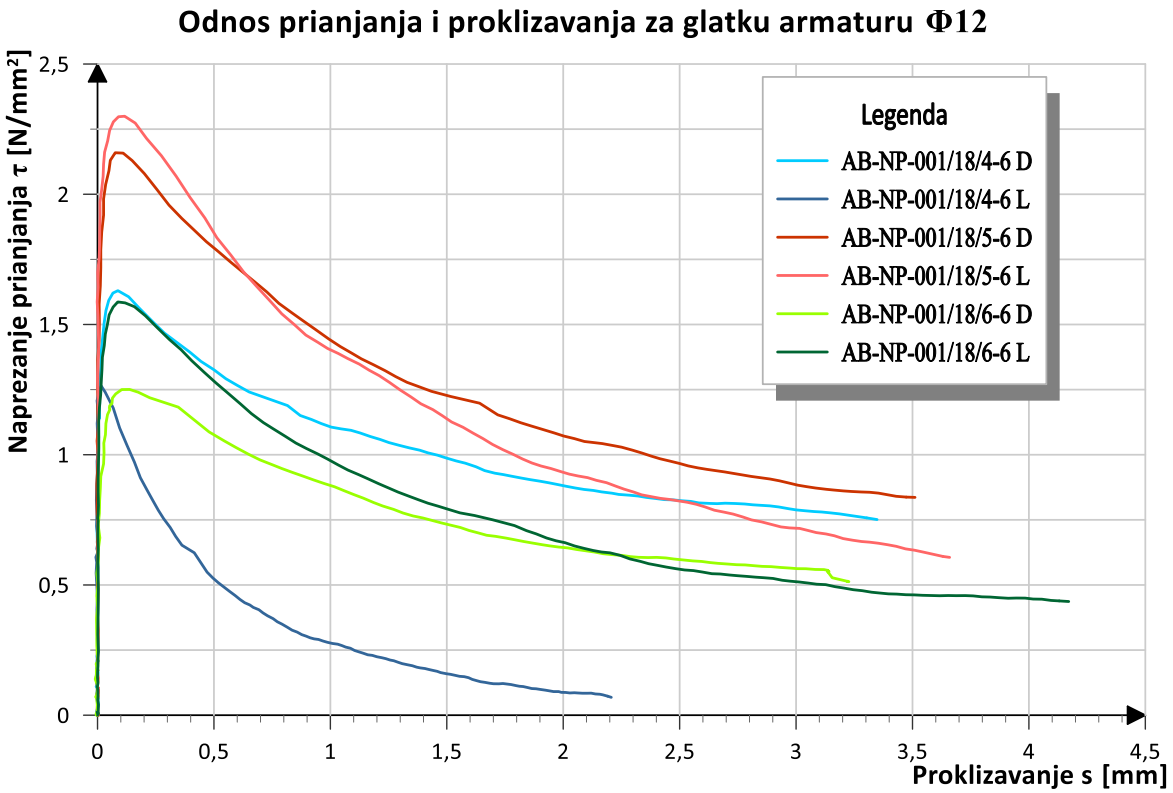
ϕ -promjer šipke

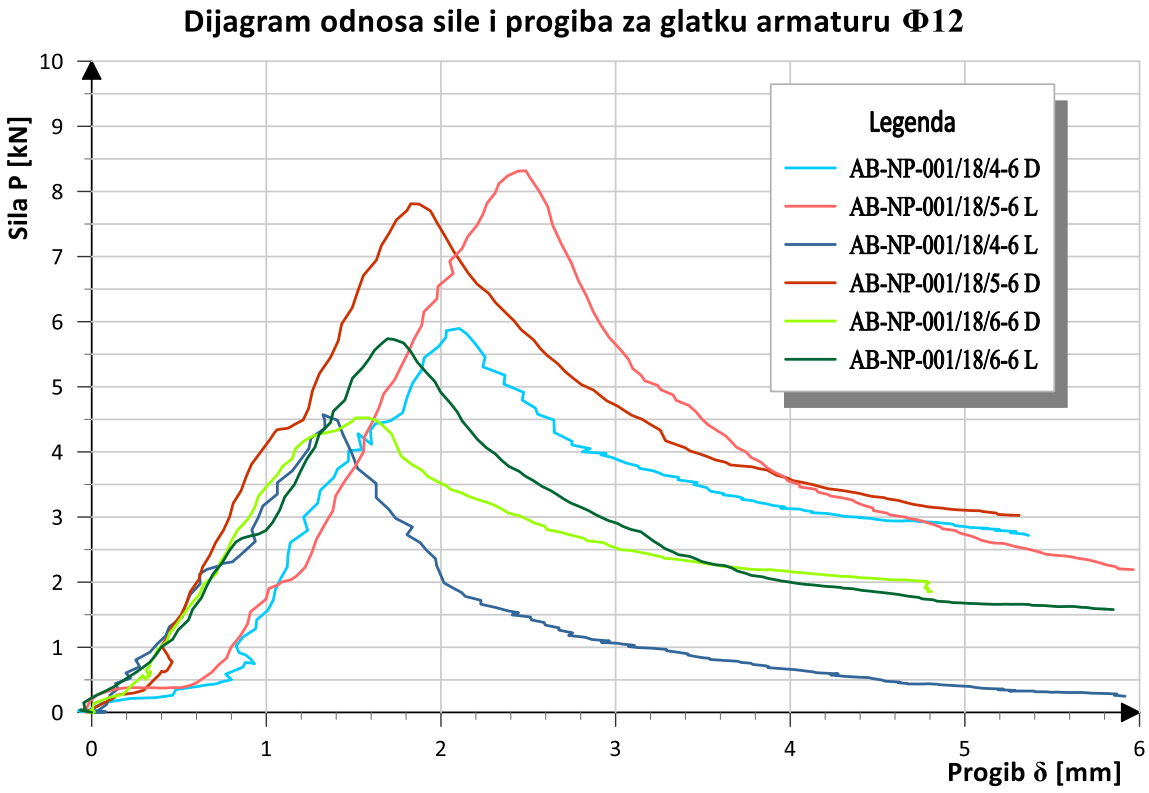
Tablica 55. Maksimalna naprezanja prianjanja kod ispitivanja proklizavanja

Naprezanje prianjanja kod proklizavanja šipki			
Oznaka uzorka	$\tau_{max,R}$	$\tau_{max,L}$	τ_{max}
	[N/mm^2]		
MSPR 1-3-10	1,9	2,45	2,18
MSPR 2-3-10	1,76	2,13	1,95
MSPR 3-3-10	1,57	1,61	1,59
MSPR 1-3-12	1,63	1,26	1,45
MSPR 2-3-12	2,16	2,3	2,23
MSPR 3-3-12	1,25	1,59	1,42



Slika 145. Rezultati ispitivanja prianjanja i proklizavanja za glatku armaturu Φ10





Slika 146. Rezultati ispitivanja prianjanja i proklizavanja za glatku armaturu Φ12

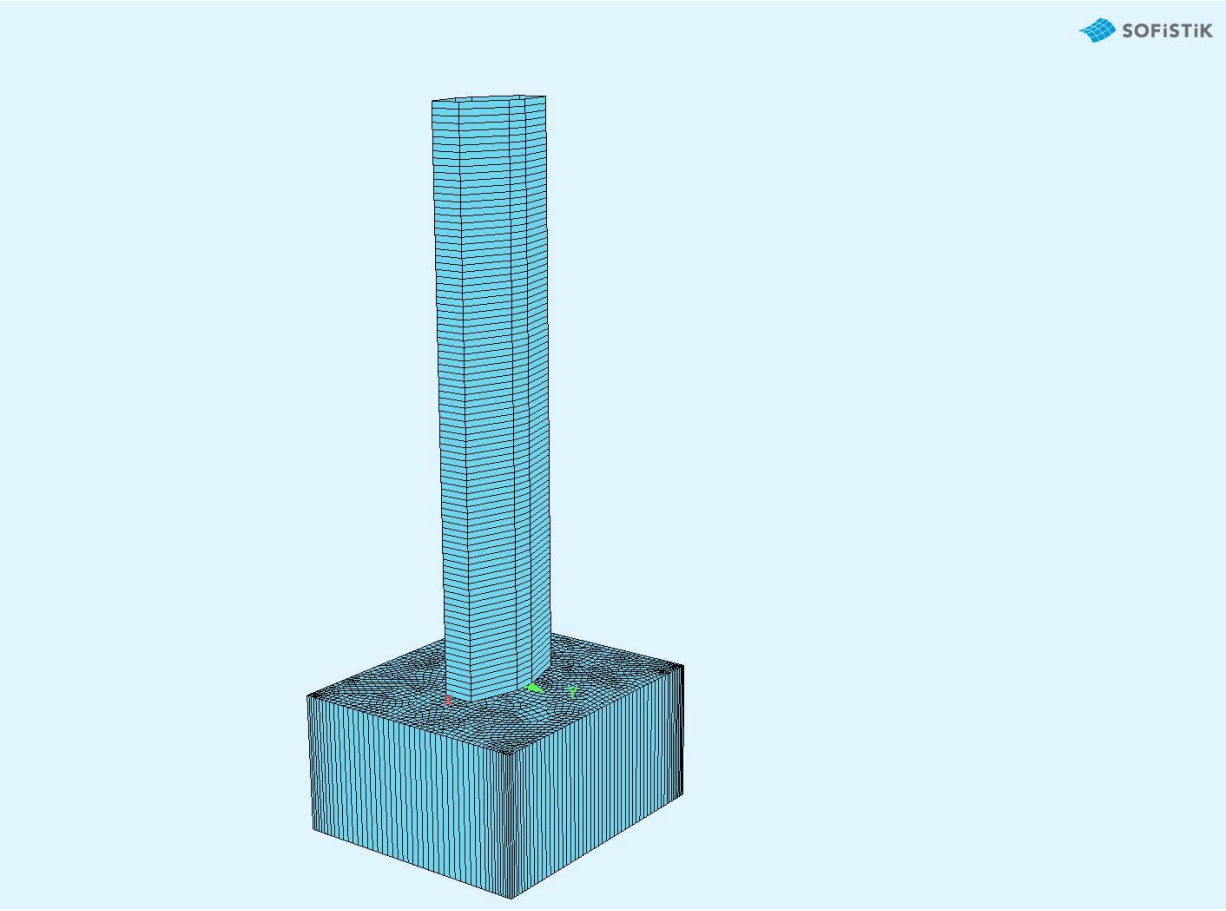
6. NUMERIČKA ANALIZA

U ovom poglavlju dana je numerička analiza eksperimentalno ispitanih stupova. Numeričko modeliranje je provedeno u računalnom programu SOFISTIK. Korišten je nelinearni proračun koji uključuje geometrijsku i materijalnu nelinearnost. Numerički model stupa modeliran je kao konzolni štapni element, upet na mjestu spoja stupa i sidrenog bloka.

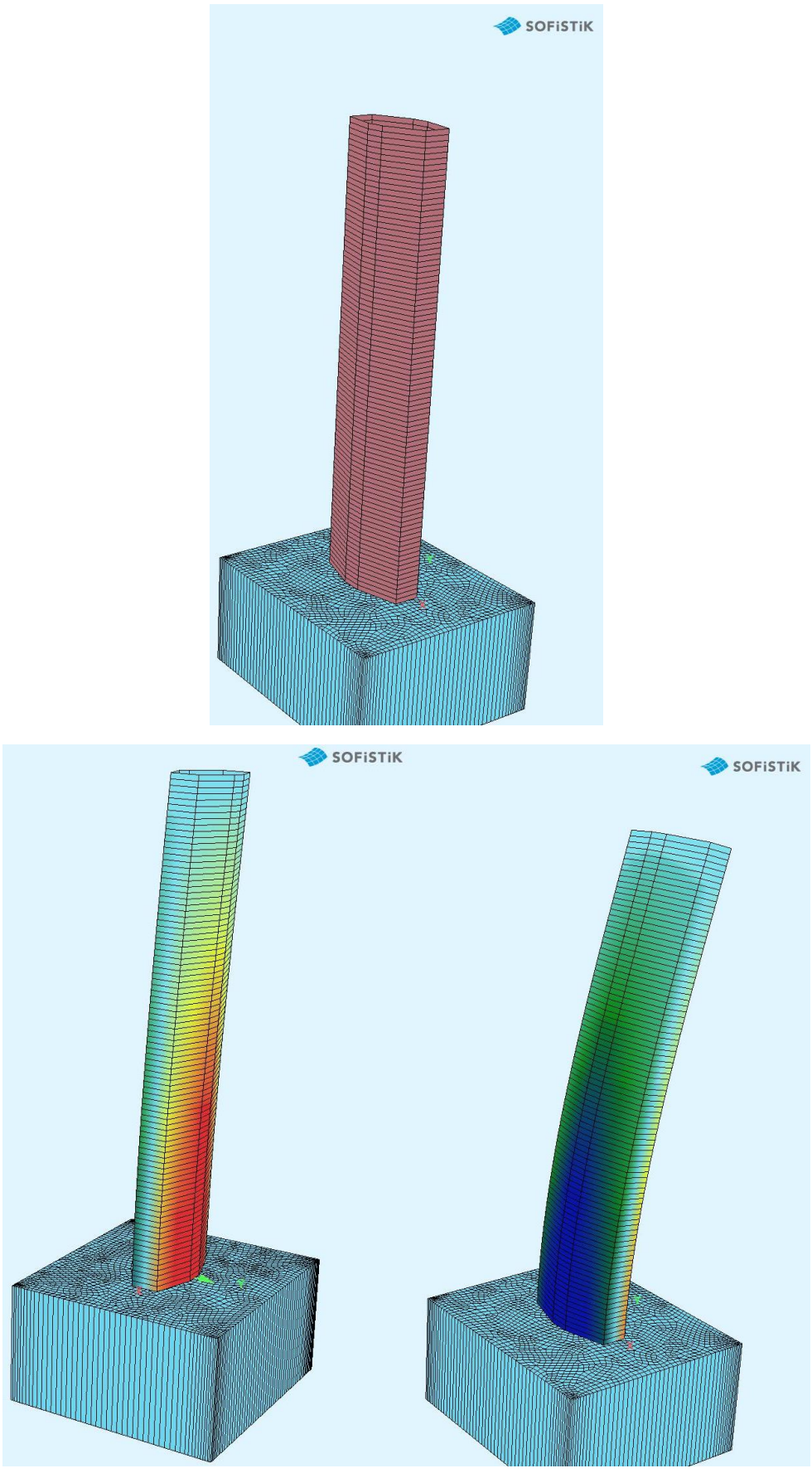
Kako bi rezultati nelinearnog proračuna bili što bliže stvarnom ponašanju stupa potrebno je unijeti karakteristike presjeka što bliže onima sa stvarnog modela. Geometrijske karakteristike poprečnog presjeka usvojene su prema stvarnim dimenzijama presjeka. Uzdužna armatura je zadana točkasto na mjestima gdje se i nalazi u presjeku. Poprečna armatura je zadana po metru dužnom elementa stupa.

Kao i kod geometrijskih karakteristika usvojene su i karakteristike materijala korištenih za izradu poprečnih presjeka dobivene eksperimentalnim ispitivanjem pojedinog svojstva materijala. Dobiveni rezultati ispitivanja su aproksimirani odnosima naprezanja i deformacija danim u poglavlju 2.4.1. Ovako dobiveni odnosi se direktno unose u računalni program koji onda prema tome analizira čitavi element.

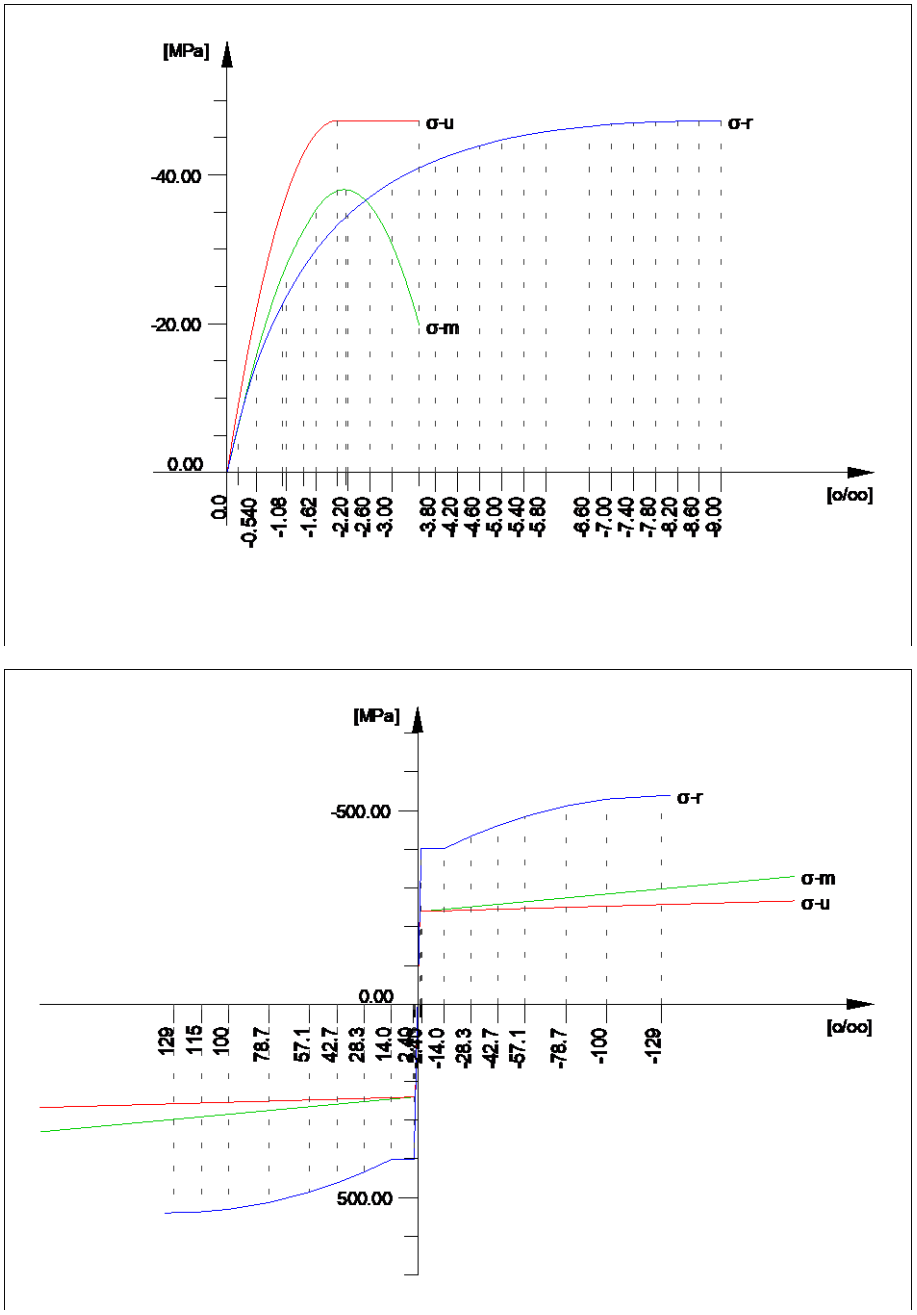
Unos horizontalnog i vertikalnog opterećenja je na vrhu stupa. Vertikalno opterećenje (aksijalno) se odmah unosi u punom iznosu i ostaje nepromijenjeno do kraja proračuna. Horizontalno opterećenje se unosi u koracima od nule do veličine maksimalne horizontalne sile koju pojedini numerički model (sa karakteristikama pojedinog eksperimentalno ispitanog stupa) može preuzeti prije nego se slomi. Finoća prirasta opterećenja ovisi željenoj finoći prikaza rezultata.



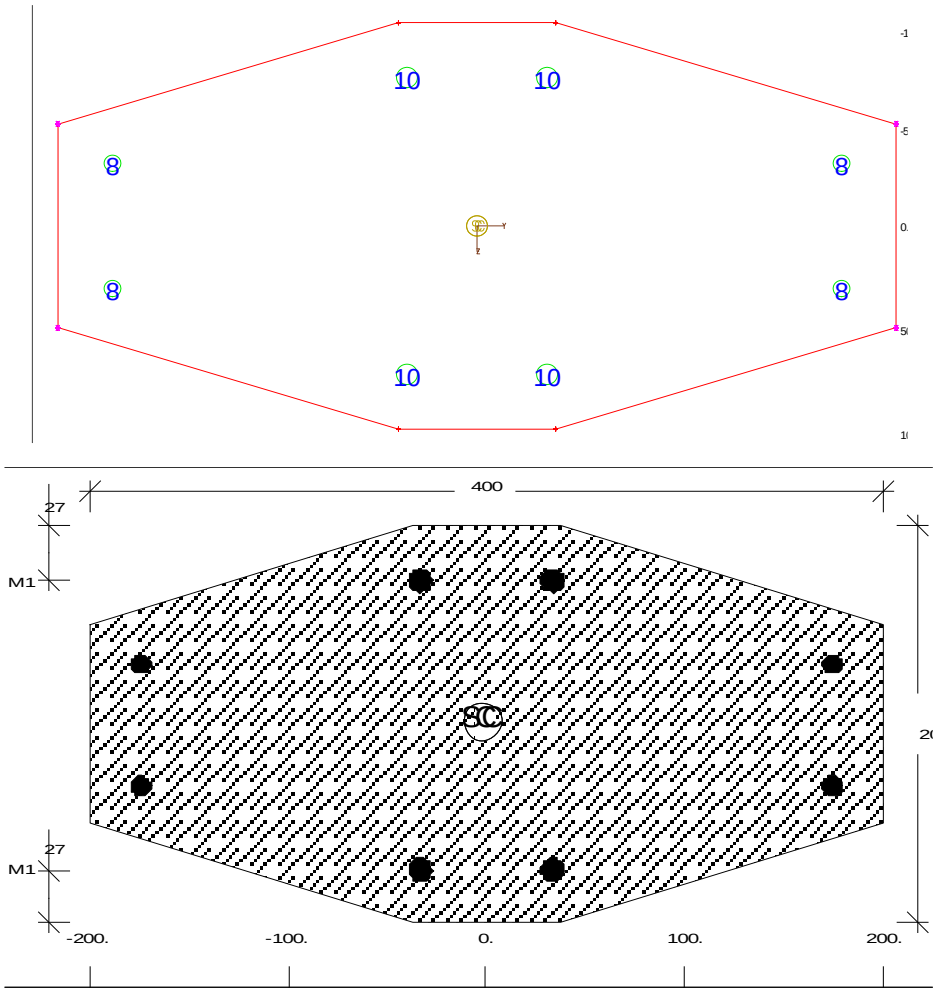
Slika 147. Numerički model



Slika 148. Numerički model u deformiranom stanju



Slika 149. Odnos naprezanja i deformacija betona primijenjen u numeričkoj analizi (plave krivulje)

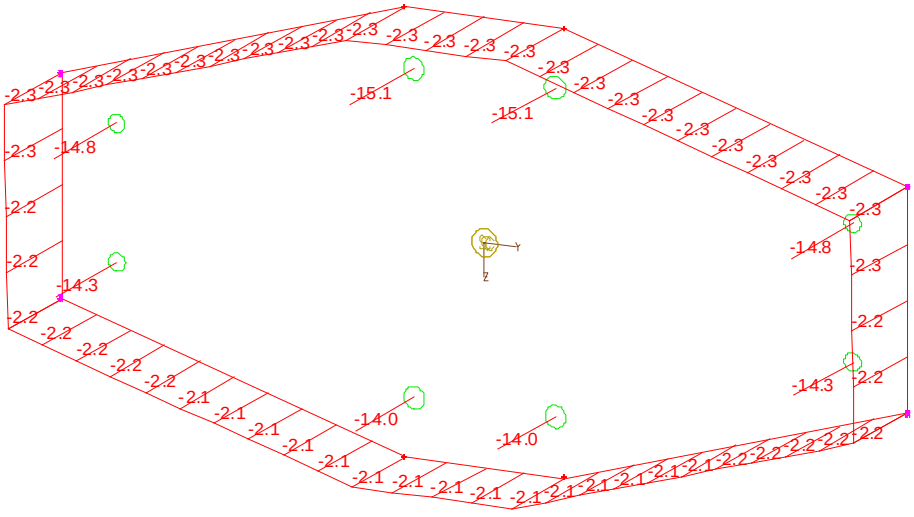


Slika 150. Poprečni presjek elementa stupa prema numeričkoj analizi

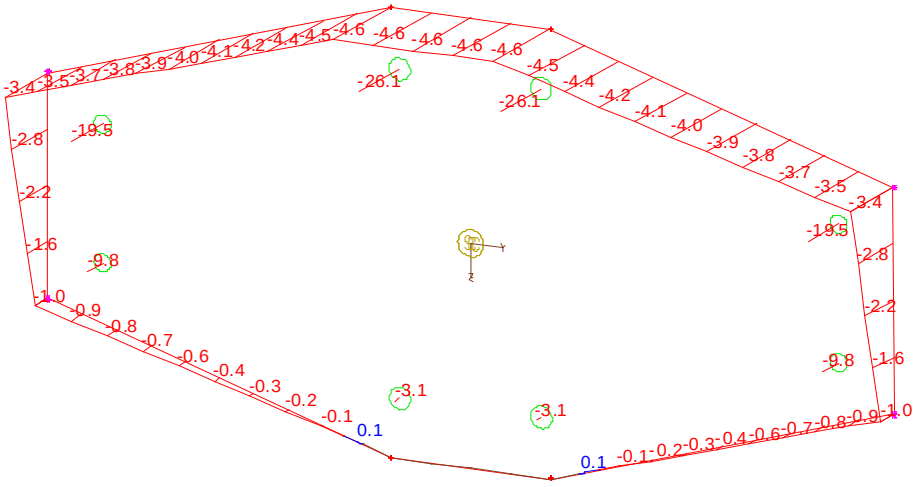
Static properties of cross section

Mat MRf	A[m2] It[m4]	Ay[m2] Az[m2] Ayz[m2]	Iy[m4] Iz[m4] Iyz[m4]	yc[mm] zc[mm]	ysc[mm] zsc[mm]	E[N/mm2] G[N/mm2]	g[kN/m]
1	6.3750E-02	5.678E-02	1.516E-04	0.0	0.0	32960	1.59
2	4.878E-04	5.125E-02	6.972E-04	0.0	0.0	13730	(BEAM)
			-3.388E-21				

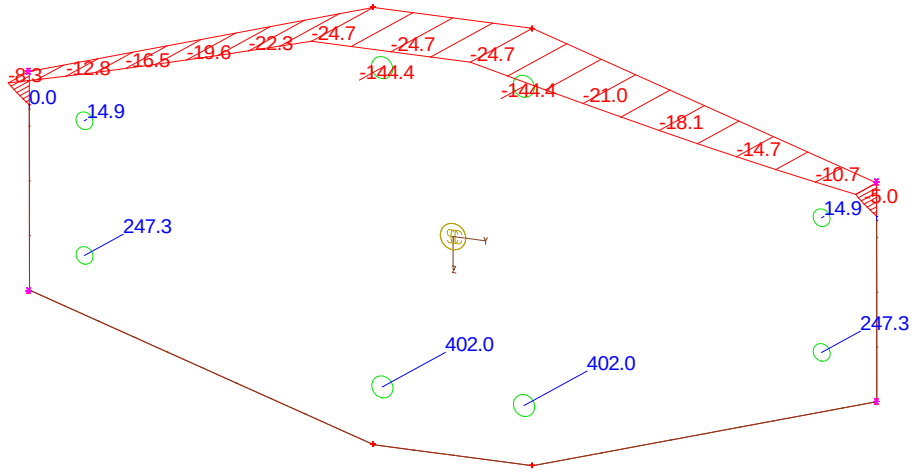
Mat	material number	E[N/mm2]	Young's modulus
A[m2]	sectional area	g[kN/m]	weight per length
Ay[m2],Az[m2],Ayz[m2]	transverse shear deformation area	MRf	reinforcement material number
Iy[m4],Iz[m4],Iyz[m4]	bending moment of inertia	It[m4]	torsional moment of inertia
yc[mm],zc[mm]	ordinate of elastic centroid	G[N/mm2]	Shear modulus
ysc[mm],zsc[mm]	ordinate of shear centre		



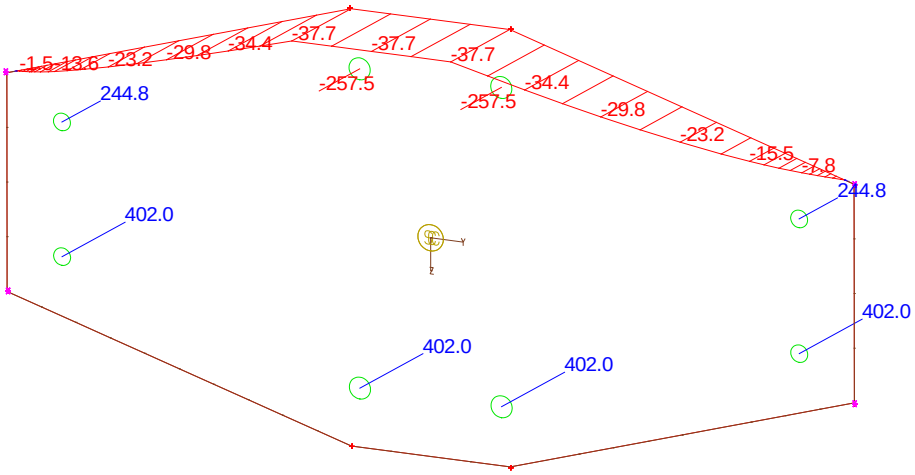
Slika 151. Stanje naprezanja krajnjeg presjeka kod unosa aksijalne sile



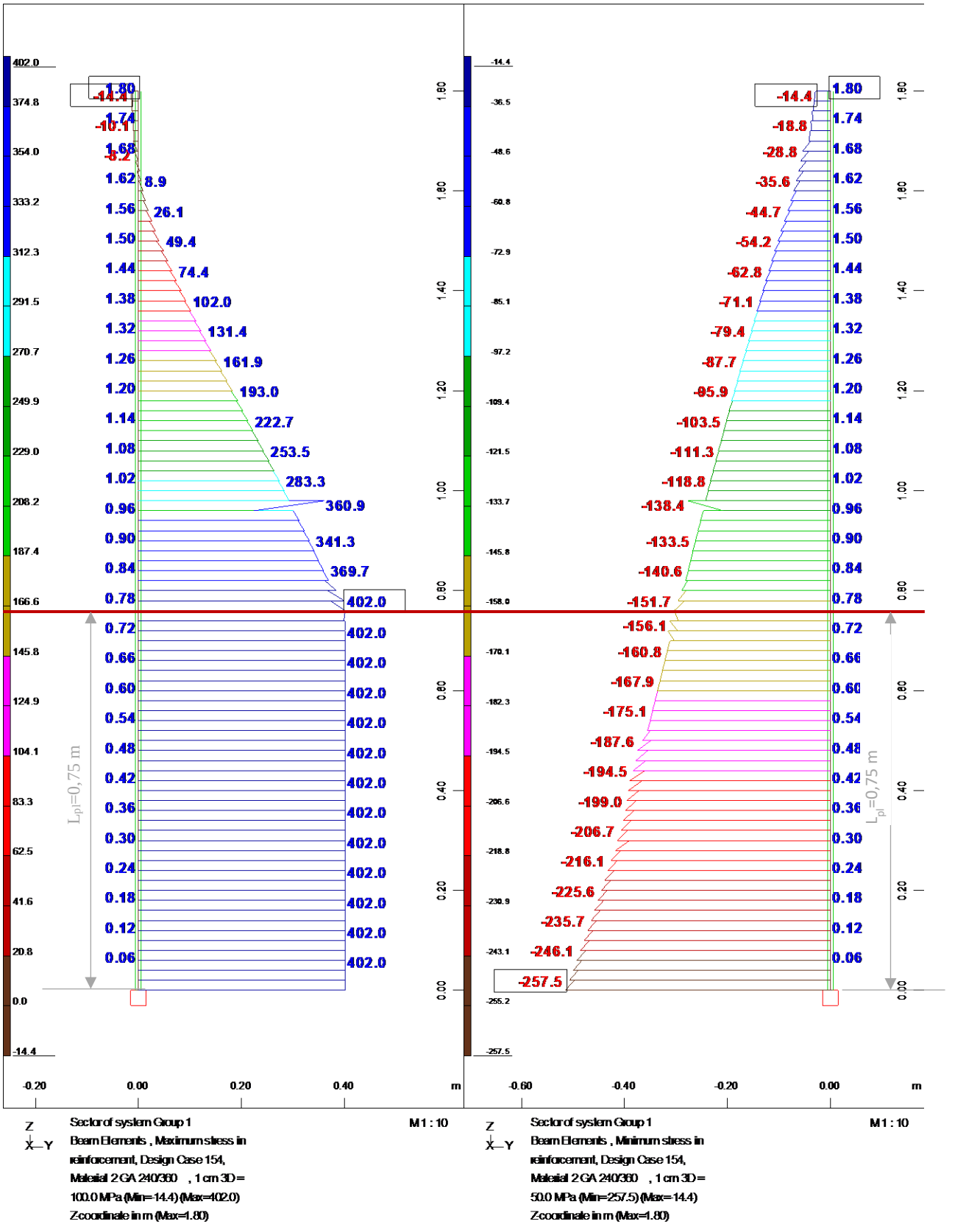
Slika 152. Stanje naprezanja presjeka kod otvaranja prve pukotine



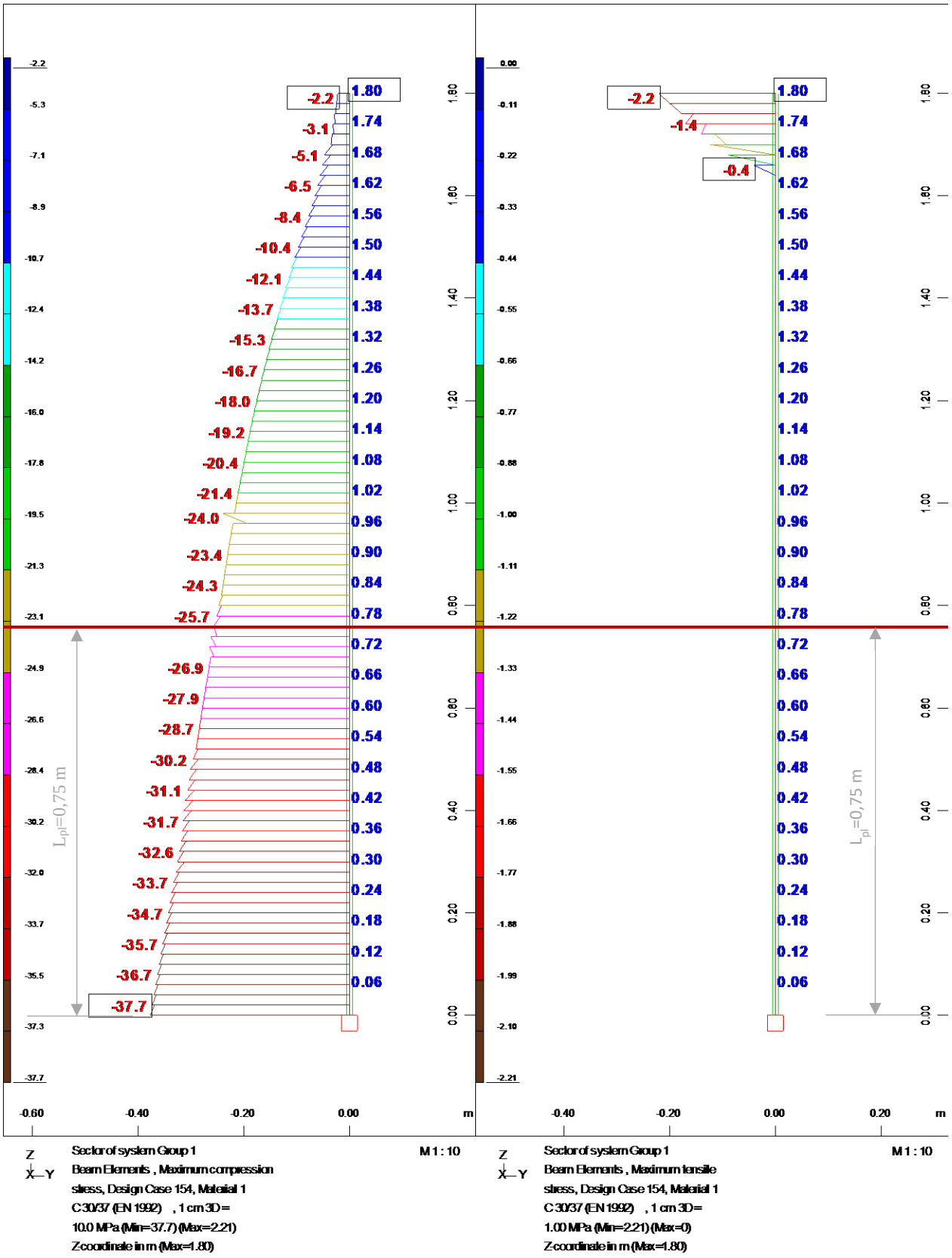
Slika 153. Stanje naprezanja presjeka kod dostizanja granice popuštanja armature



Slika 154. Stanje naprezanja presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja

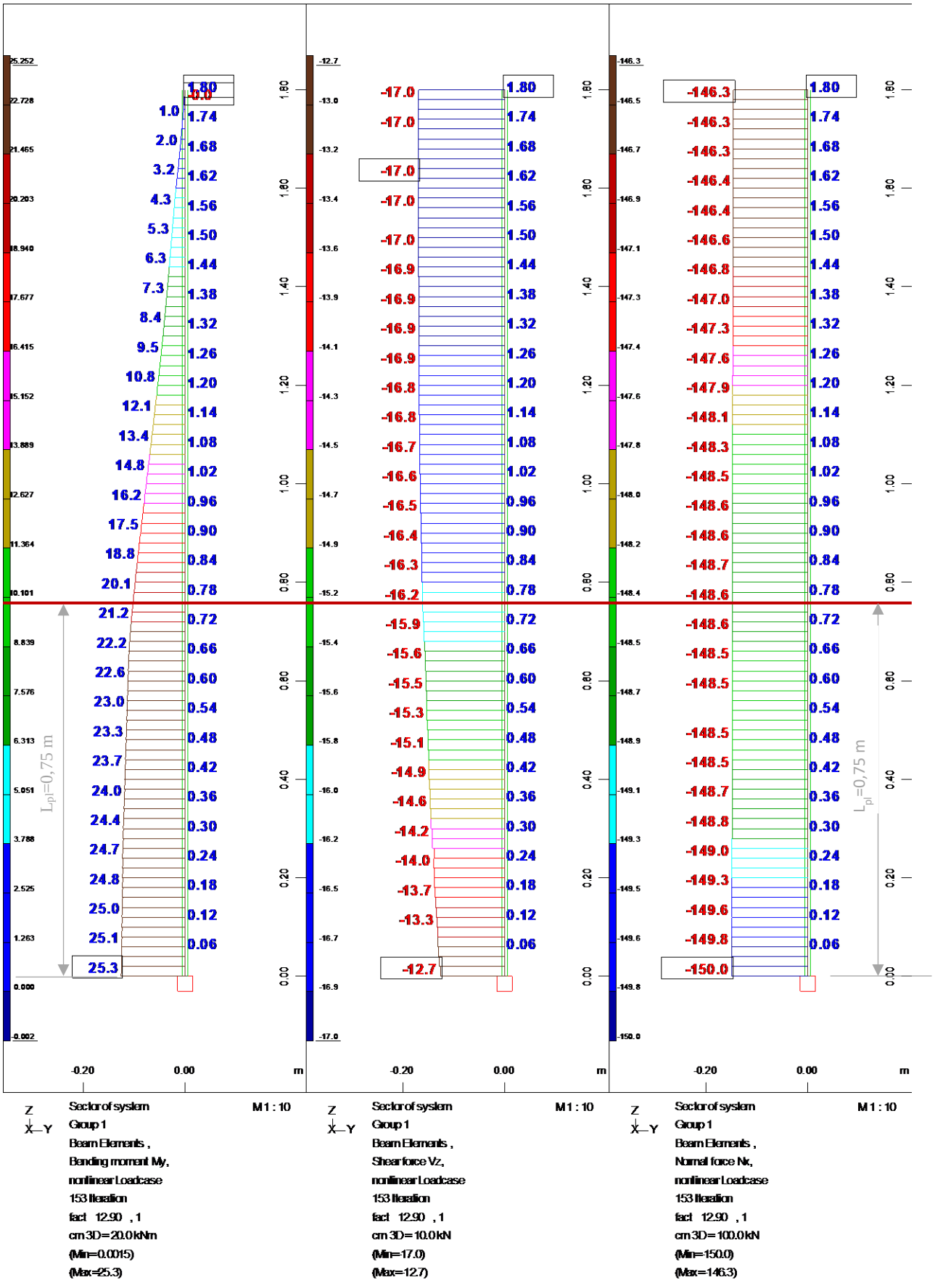


Slika 155. Lijevo: Maksimalna naprezanja u armaturi; Desno: Minimalna naprezanja u armaturi

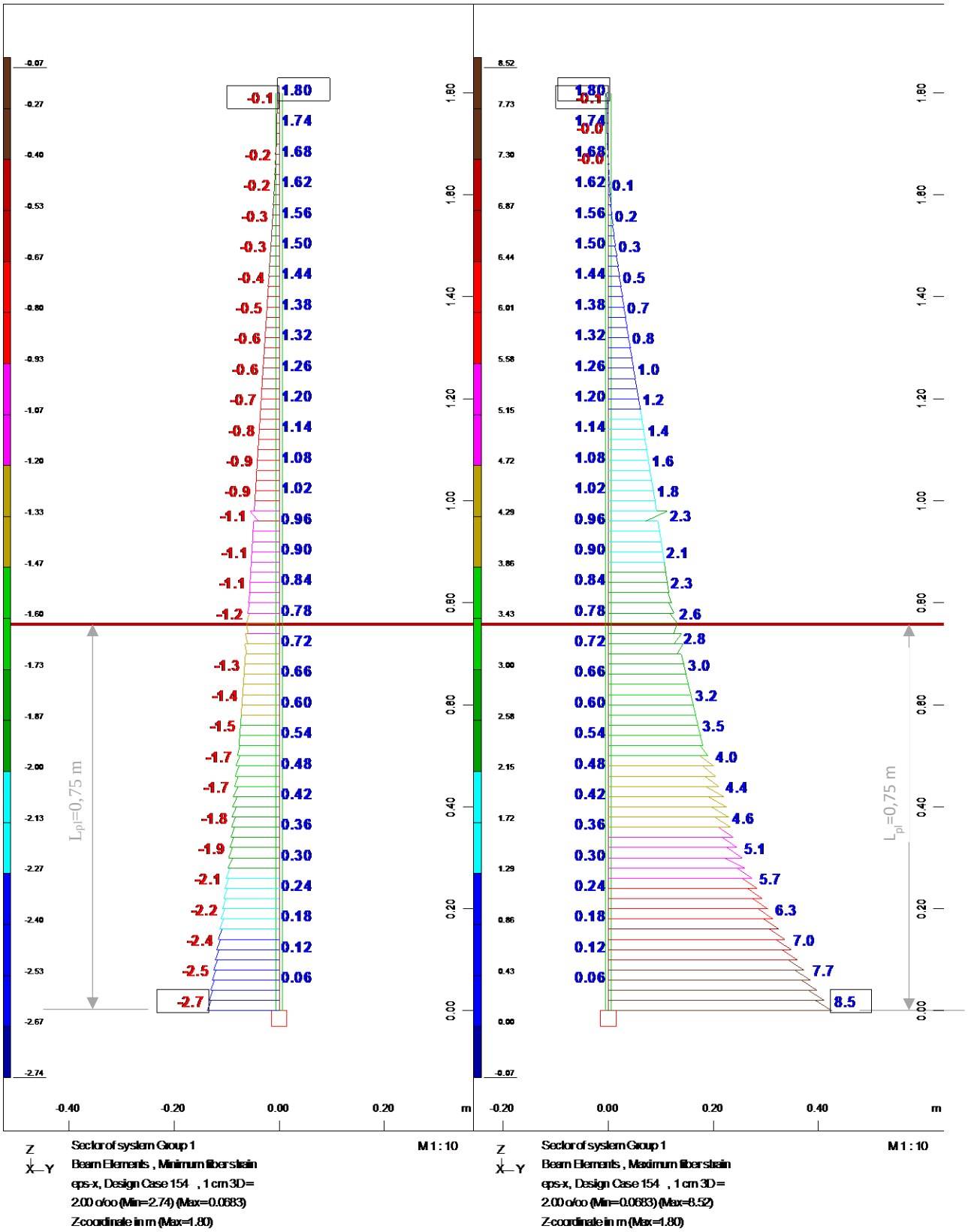


Slika 156. Lijevo: Maksimalna naprezanja u betonu; Desno: Minimalna naprezanja u betonu

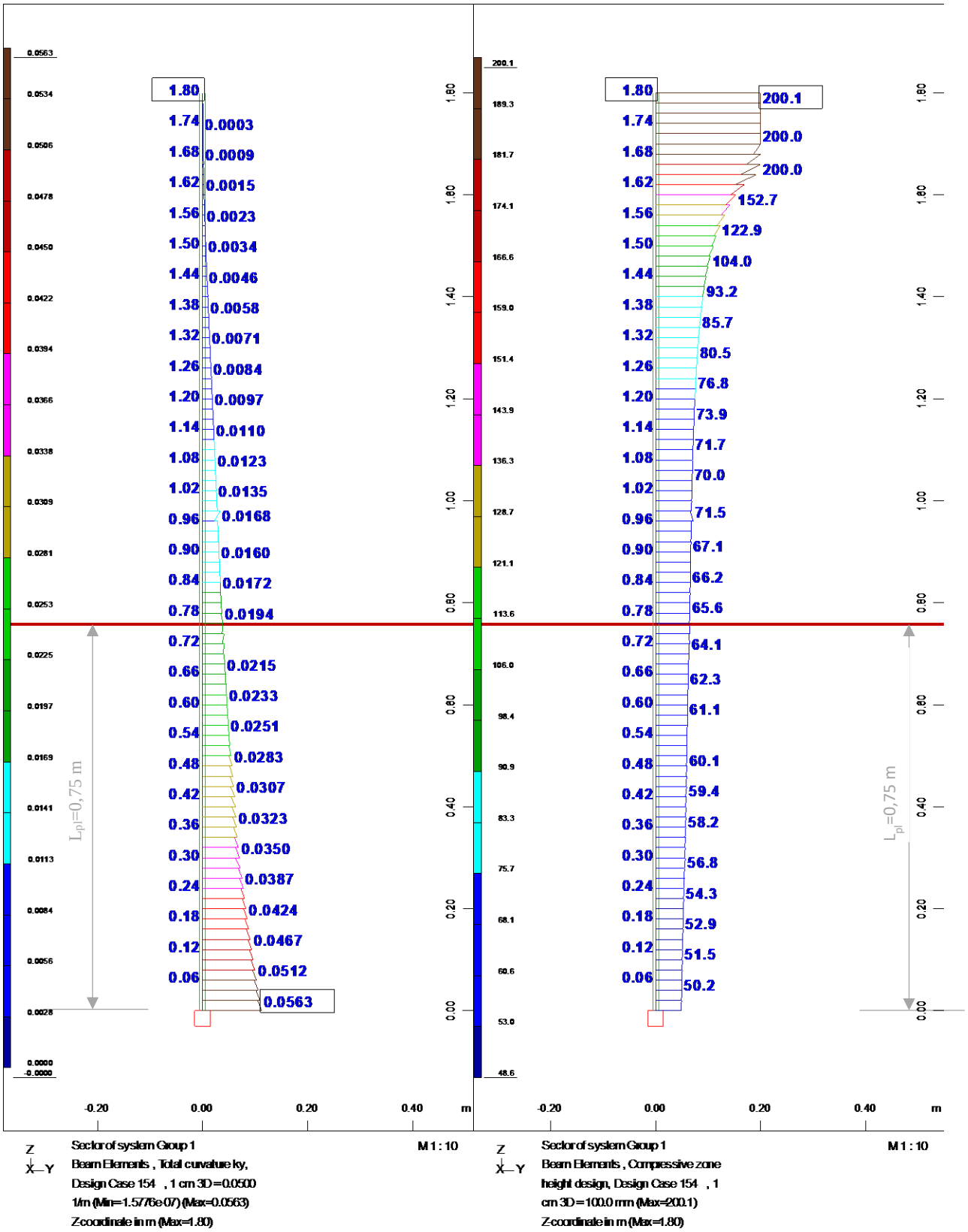
6. NUMERIČKA ANALIZA



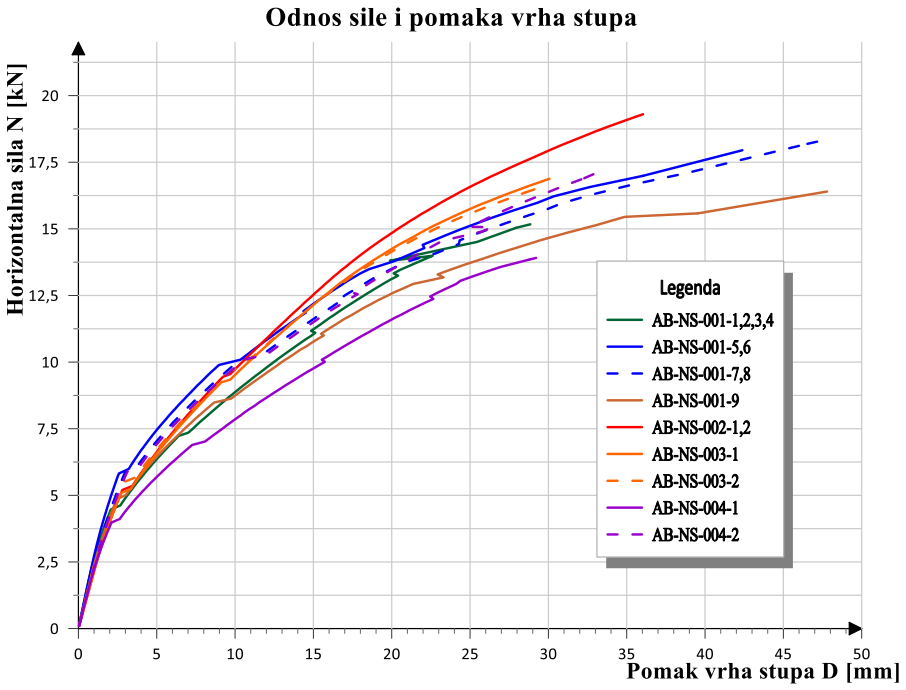
Slika 157. Rezne sile u modelu stupa



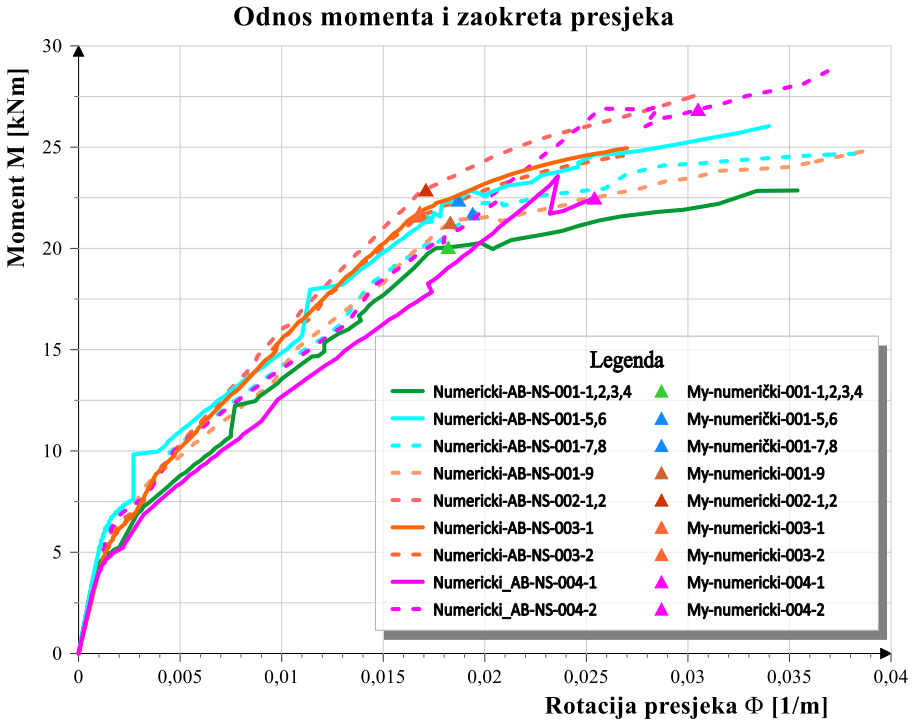
Slika 158. Relativne deformacije: Minimalno opterećeno vlakno (lijevo);Maksimalno opterećeno vlakno (desno)



Slika 159. Zakrivljenost presjeka (lijevo); Visina tlačne zone presjeka (desno)



Slika 160. Numerički dobiven odnos sile i pomaka vrha stupa za sve eksperimentalno ispitane stupove



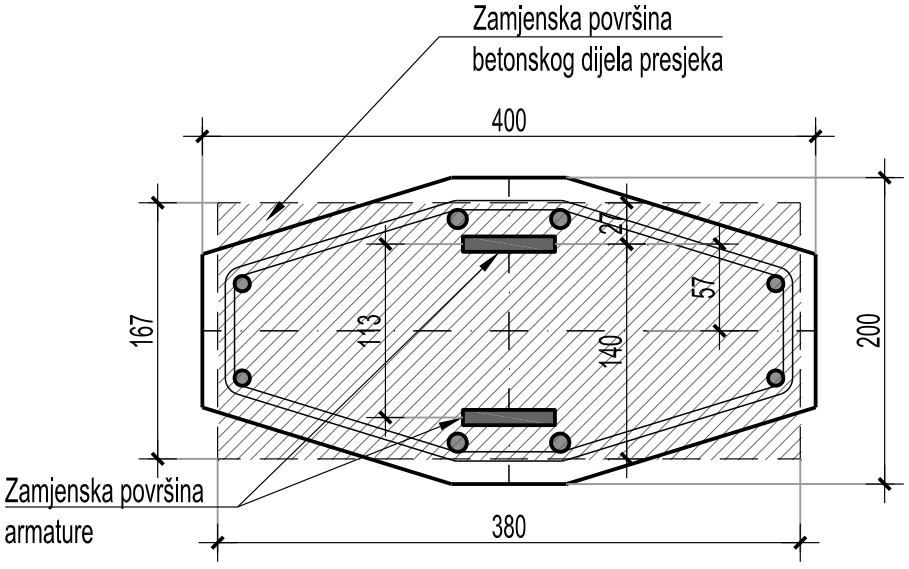
Slika 161. . Numerički dobiven odnos momenta i zaokreta krajnjeg presjeka za sve eksperimentalno ispitane stupove

7. USPOREDBA REZULTATA DOBIVENIH ANALITIČKIM, NUMERIČKIM I EKSPERIMENTALNIM POSTUPKOM

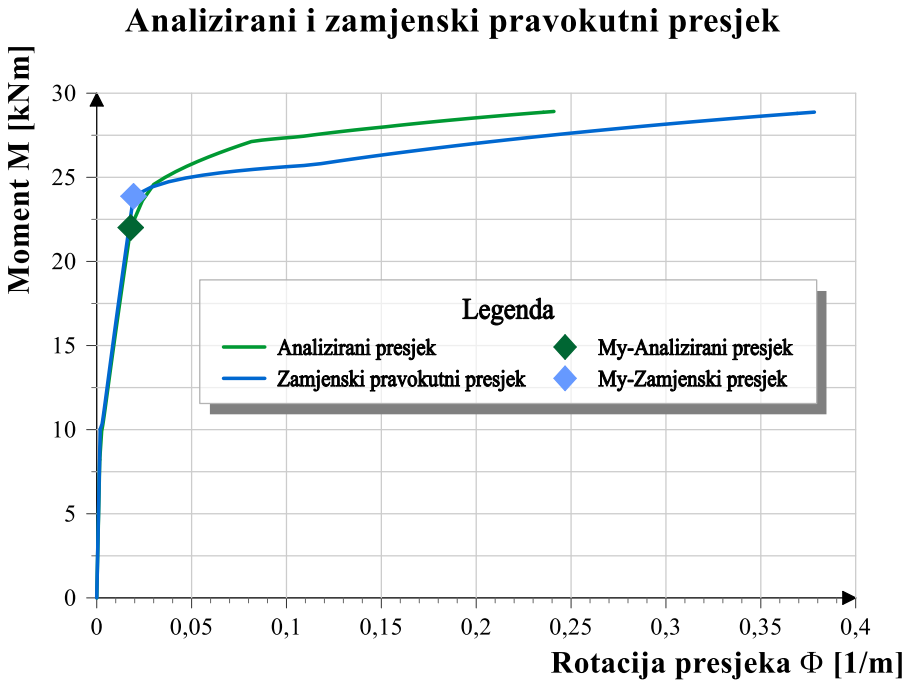
U ovom poglavlju dana je usporedba analitičkih, numeričkih i eksperimentalnih rezultata pokazatelja seizmičke otpornosti dobivenih postupcima objašnjenim u prethodnim poglavljima te rezultata dobivenih prema normiranim izrazima odnosno izrazima pojedinih istraživača koji su se bavili istraživanjima pokazatelja seizmičke otpornosti nakon uvođenja normiranih izraza. Osim usporedbe, definirat će se i razlozi nepodudaranja rezultata.

Pregledom stanja područja može se zaključiti da su ti izrazi formirani uglavnom na pravokutnim (kvadratnim) i okruglim poprečnim presjecima stupova. Ova tvrdnja je vidljiva i prema parametrima iz kojih su formirani ti izrazi.

Poprečni presjek stupa razmatran u ovom istraživanju prema svojim geometrijskim karakteristikama se razlikuje od pravokutnog presjeka. Ovdje odmah dolazimo do problema prilagodbe razmatranog poprečnog presjeka danim izrazima. Pregledom dosadašnjih istraživanja može se zaključiti da su količine i udaljenost između hvatišta vlačne i tlačne armature kao i otpornost presjeka na djelovanje tlačne sile među bitnijim parametrima koji utječu na deformiranje krajnjeg presjeka. Iz toga valja analizirani poprečni presjek prilagoditi dimenzijama pravokutnog presjeka a da se sačuvaju odnosi ovih bitnih parametara. Armaturne šipke vlačnog i tlačnog područja svedene su na po jednu površinu svakog područja. Težišta ovih dviju površina nalaze se u geometrijskom težištu svih šipki pojedinog područja. Iz uvjeta jednakosti nosivosti kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja stvarnog i zamjenskog presjeka usvojena je visina zamjenskog presjeka. Širina stupa je onda dobivena iz jednakosti odnosa površina stvarnog i zamjenskog presjeka. Na sljedećoj slici dana je usporedba analiziranog i zamjenskog presjeka.



Slika 162. Geometrijske karakteristike analiziranog i zamjenskog presjeka



Slika 163.Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranog i zamjenskog pravokutnog presjeka

Iz usporedbe odnosa momenta i zakrivljenosti presjeka vidi se da zamjenski pravokutni presjek ima značajno veću vrijednost zaokreta presjeka za istu veličinu momenta kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja dok je zaokret kod dostizanja granice popuštanja isti. Razlog ovome je oblik analiziranog netipičnog presjeka kojemu se uz smanjenje visine tlačnog područja smanjuje i širina tlačnog područja što u konačnici rezultira s manjom graničnom vrijednosti rotacije presjeka. Za ovako definirane odnose momenata i rotacije pojedinog presjeka usvojen je sljedeći odnos visine zamjenskog pravokutnog i analiziranog netipičnog presjeka:

$$h_{\square}/h_{net} = 0{,}875 \tag{3.76}$$

Prema dijagramu (Slika 163) može se zaključiti da se korištenjem zamjenskog pravokutnog presjeka može analizirati veličina zaokreta presjeka kod dostizanja granice popuštanja dok su kod krajnjeg graničnog stanja odstupanja rezultata velika (56%) te se predlaže postupak analize odnosa momenta i zakrivljenosti dan u ovom radu.

Materijalne karakteristike pojedinog materijala dobivene su laboratorijskim ispitivanjima i usvojene su u analizi pojedinog pristupa proračuna pokazatelja seizmičke otpornosti. Navedene karakteristike mogu se vidjeti u poglavlju 5.5.

Uspoređivani su sljedeći parametri:

- Zakrivljenost presjeka kod dostizanja granice popuštanja
- Pomak vrha stupa, odnosno rotacijski kapacitet kod dostizanja granice popuštanja
- Duljina plastičnog zgloba
- Pomak vrha stupa i rotacijski kapacitet kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja
- Udio plastičnog pomaka i rotacijskog kapaciteta

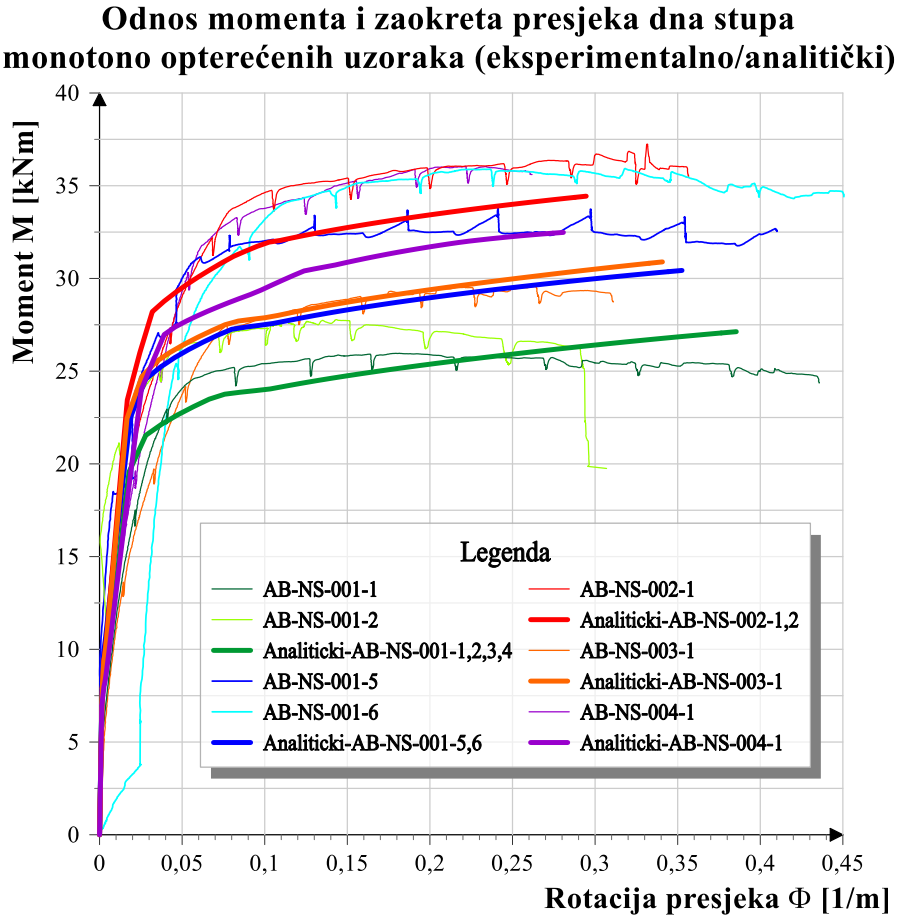
7.1. Usporedbe rezultata za monotono opterećene uzorke

7.1.1. Usporedba odnosa momenta i zakrivljenosti presjeka

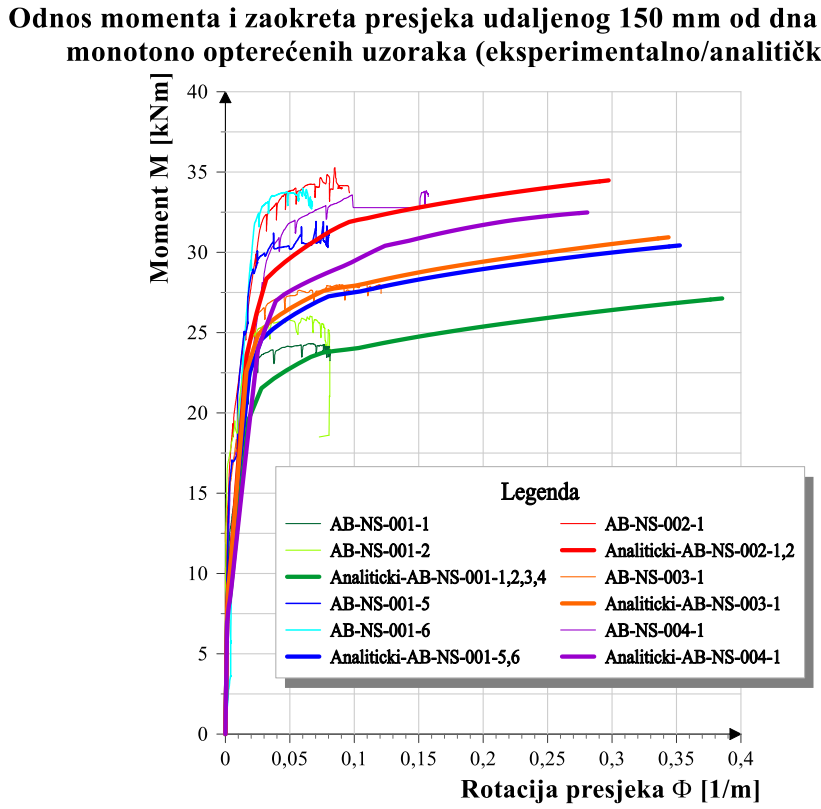
U ovom je poglavlju dana usporedba odnosa momenta i zaokreta presjeka za sve monotono ispitane modele stupova. Najprije su dani rezultati svih stupova na zajedničkom grafu a nakon tog rezultati svakog stupa pojedinačno radi bolje preglednosti i lakše analize. Prilikom provedbe eksperimenta mjerena je relativna rotacija tri presjeka u okolini dna stupa, na sljedećim visinama:

- Krajnji presjek (spoj elementa stupa i sidrene stope)
- Presjek na visini 150 mm od dna stupa
- Presjek na visini 350 mm od dna stupa

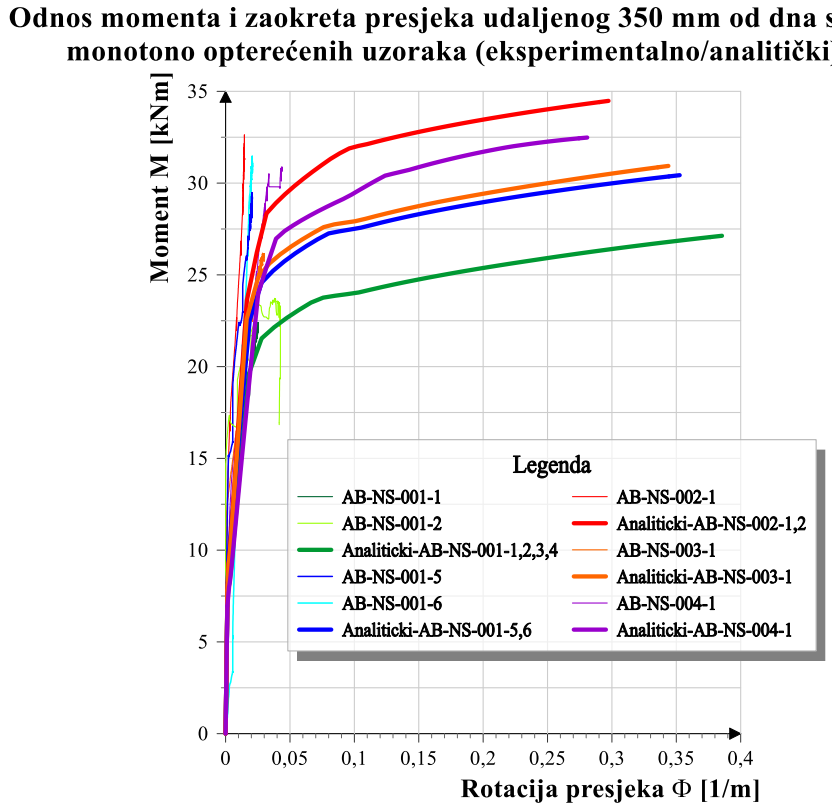
Ovim redom su nastavku i prikazani rezultati.



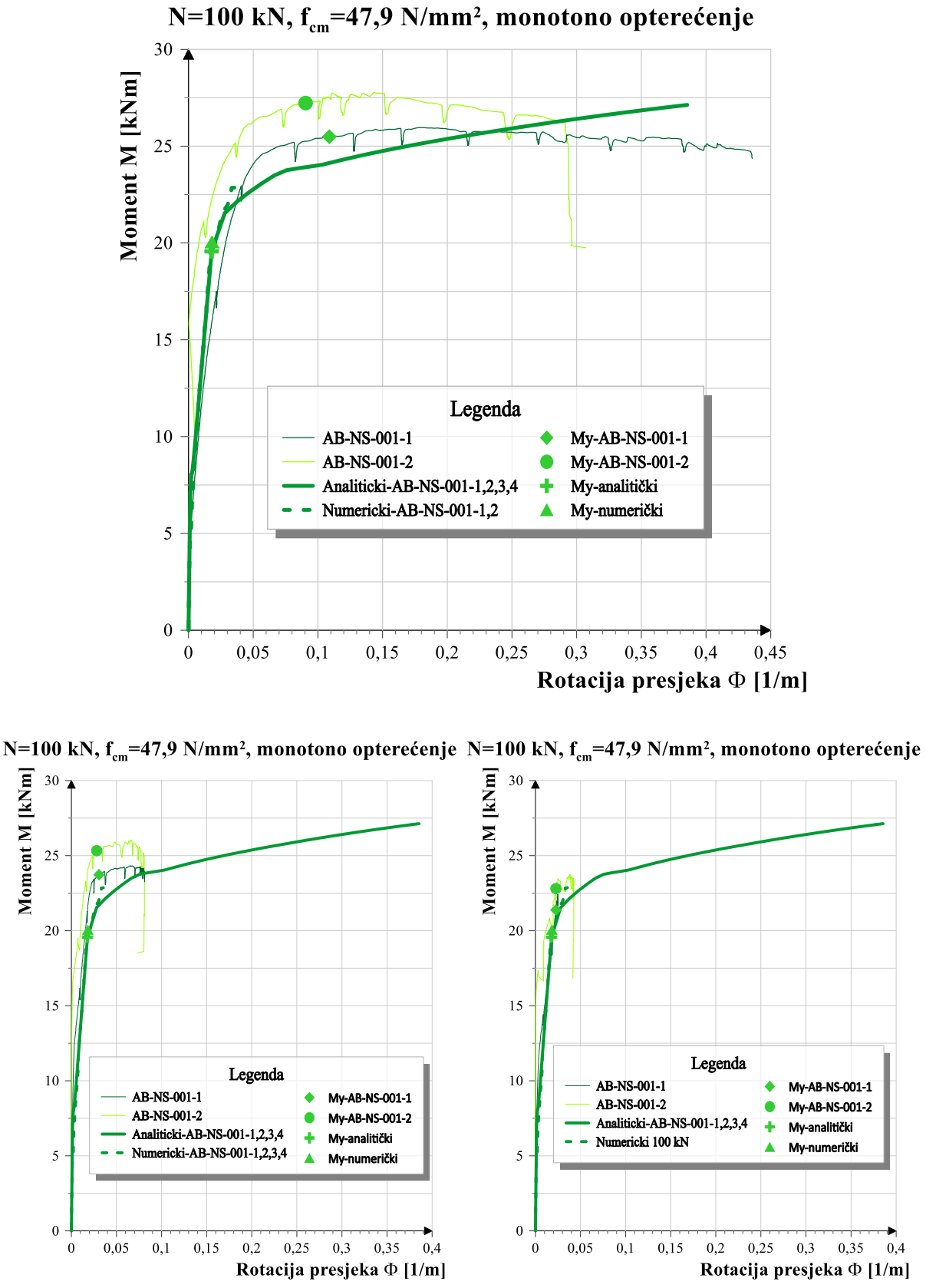
Slika 164. Usporedba odnosa momenta i zaokreta krajnjeg presjeka dobivenih eksperimentalno i analitički



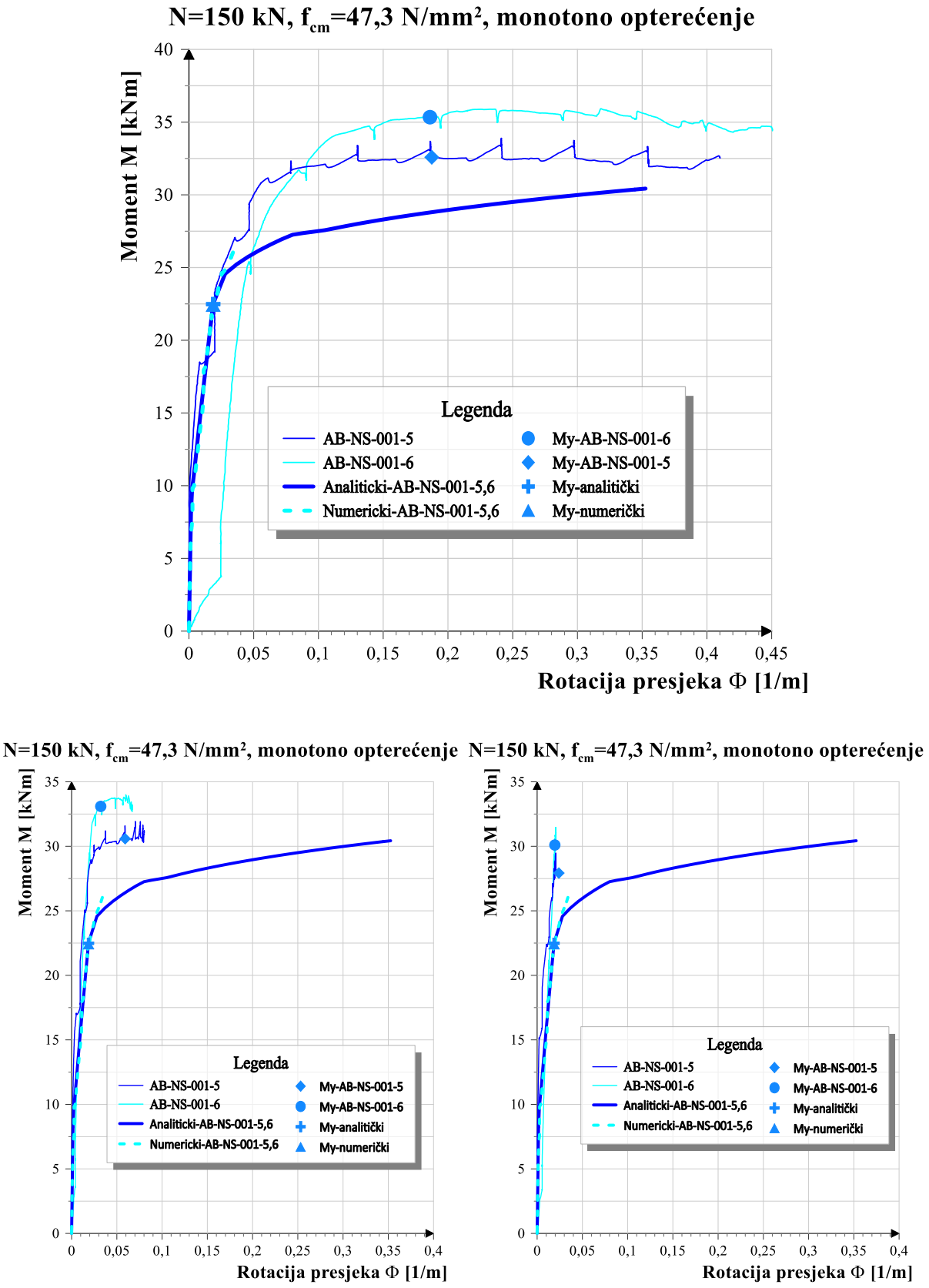
Slika 165. Usporedba odnosa momenta i zaokreta presjeka udaljenog 150 mm od dna stupa dobivenih eksperimentalno i analitički



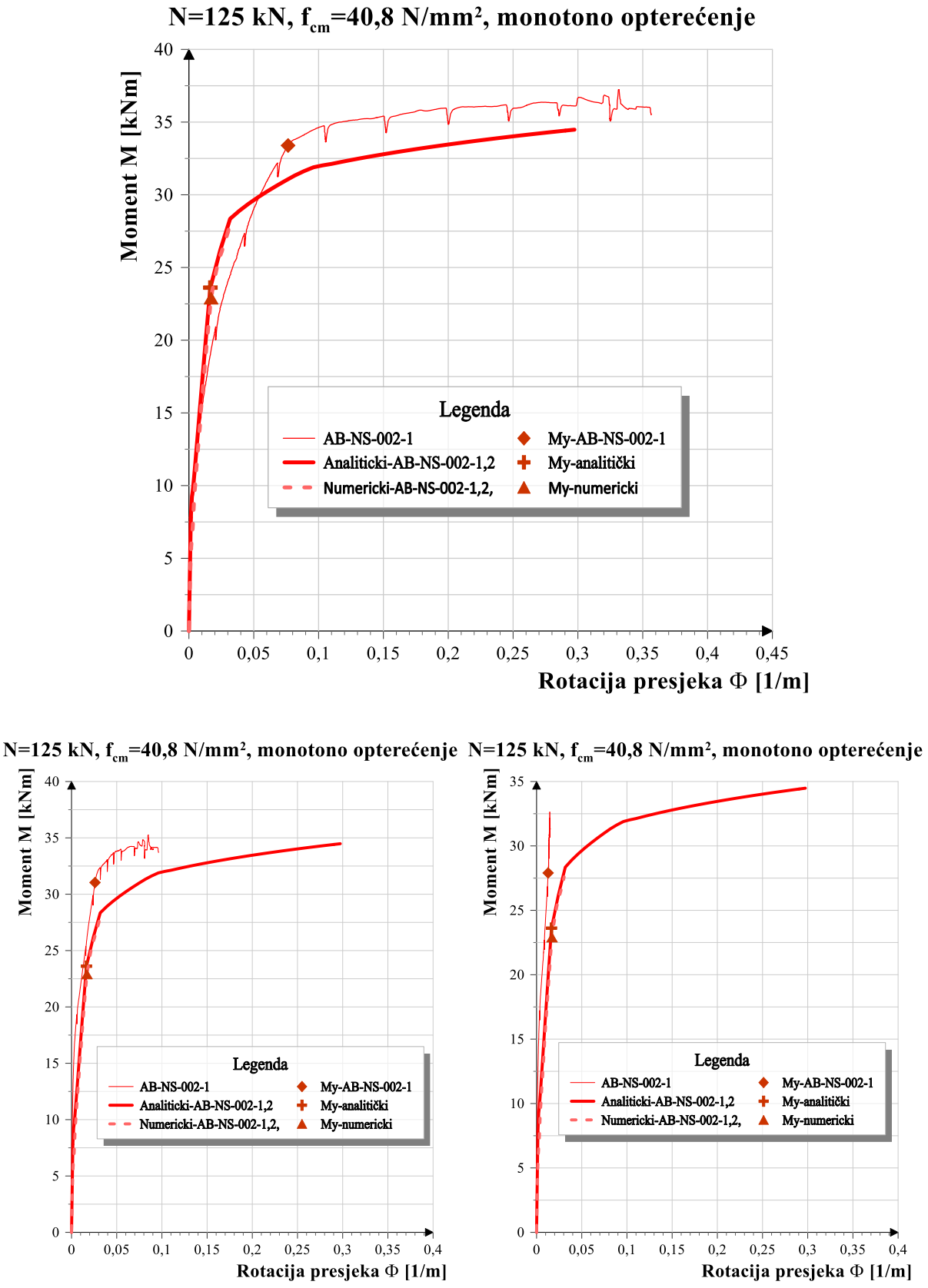
Slika 166. Usporedba odnosa momenta i zaokreta presjeka udaljenog 350 mm od dna stupa dobivenih eksperimentalno i analitički



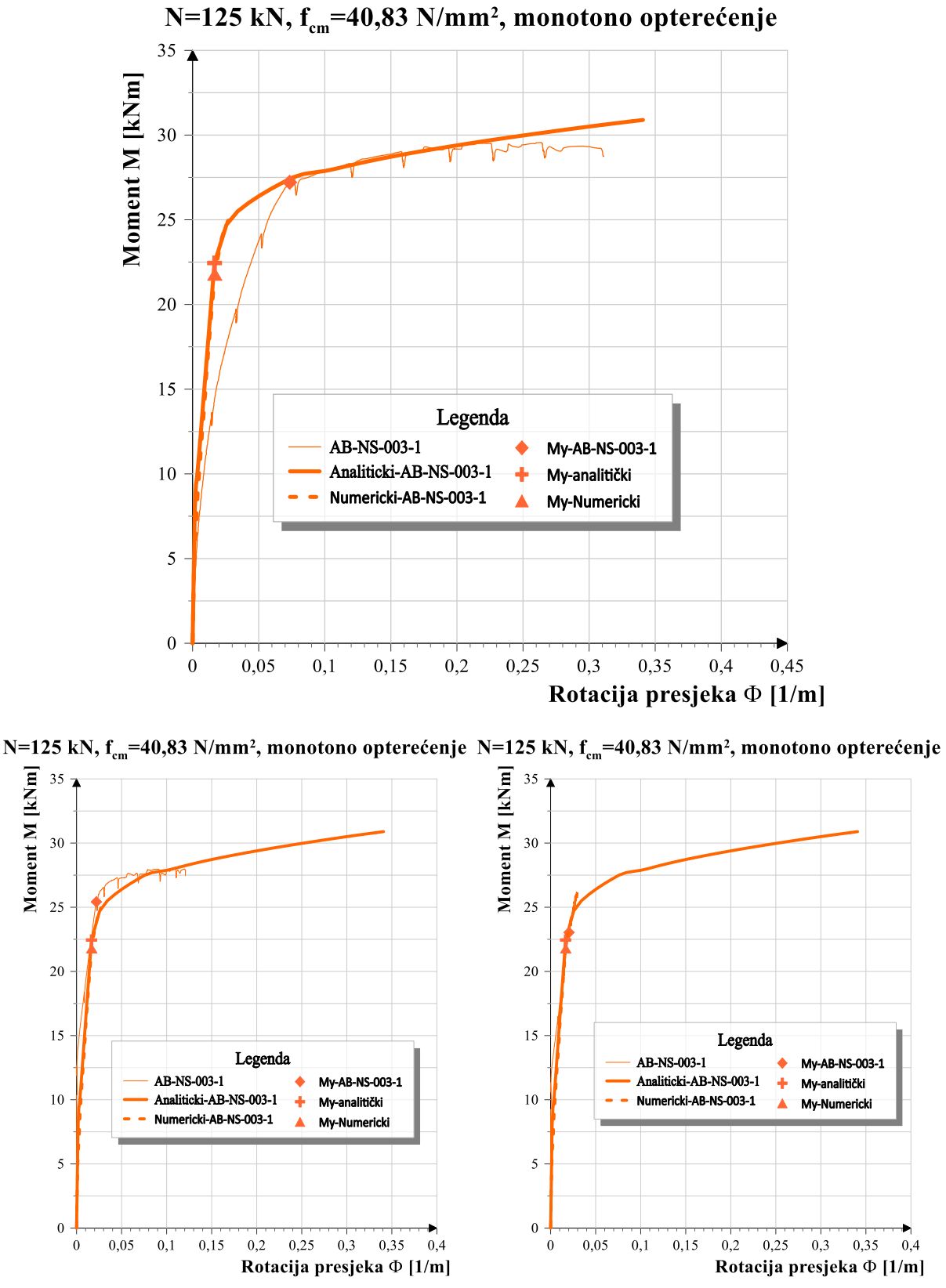
Slika 167. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stupove AB-NS-18-001-1/9 i AB-NS-18-001-2/9



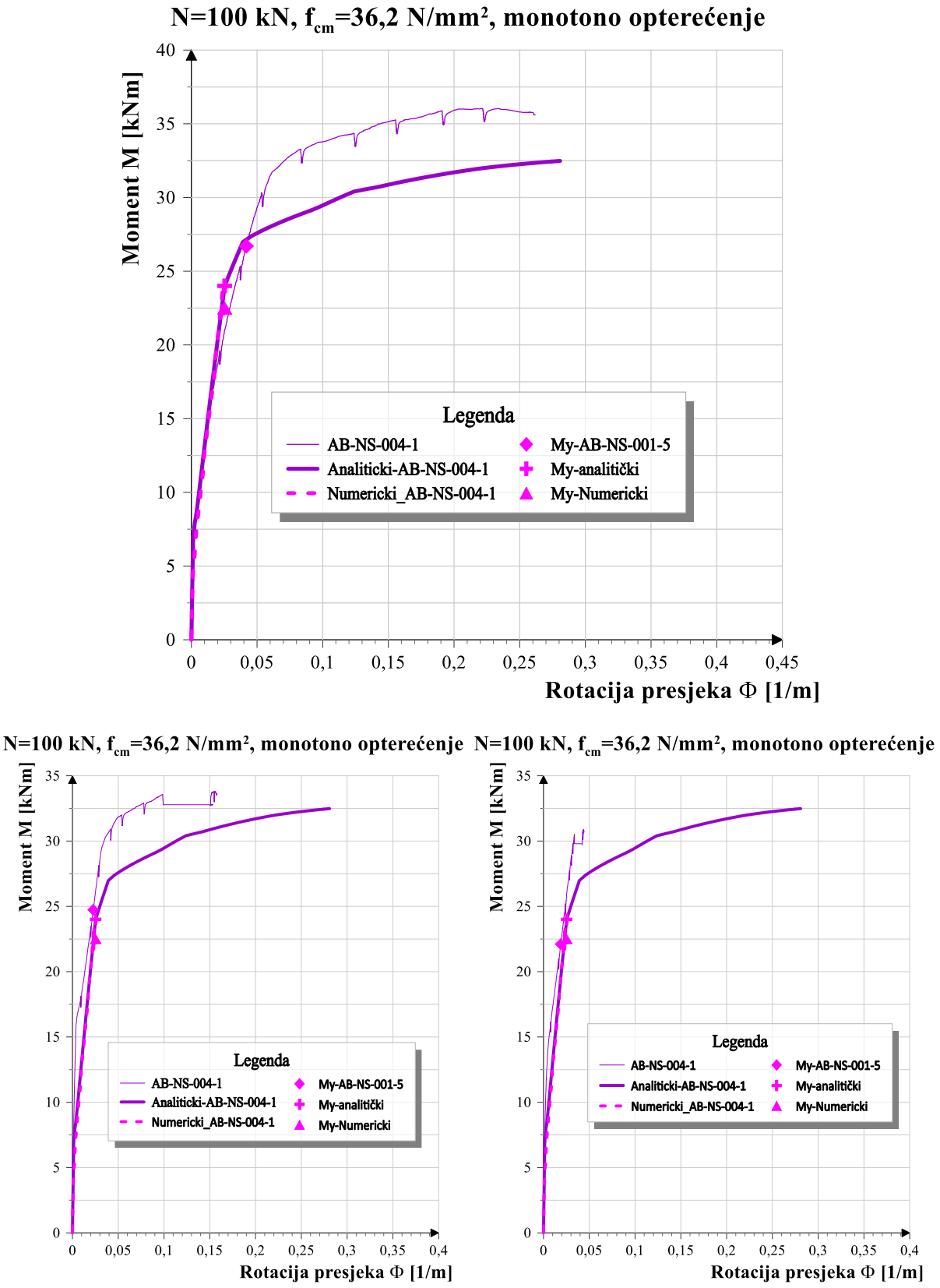
Slika 168. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stupove AB-NS-18-001-5/9 i AB-NS-18-001-6/9



Slika 169. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stup AB-NS-18-002-1/2



Slika 170. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stup AB-NS-18-003-1/2



Slika 171. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stup AB-NS-18-004-1/2

7.1.2. Usporedba pokazatelja seizmičke otpornosti eksperimentalnih, analitičkih i numeričkih rezultata analiza s rezultatima danim u normama te rezultatima pojedinih istraživača.

U ovom poglavlju dana je usporedba pokazatelja seizmičke otpornosti dobivenih analizama provedenim u ovom radu s rezultatima predloženim od pojedinih istraživača i normi. Budući da su pojedini izrazi uglavnom prilagođeni pravokutnim presjecima, za njihovu provedbu korišten je zamjenski pravokutni presjek. Zbog velikog broja pokazatelja seizmičke otpornosti, kao i velikog broja parametara koji utječu na njih, uspoređivani su samo rezultati značajnijih novijih istraživanja i rezultati dobiveni korištenjem izraza danih u normama. Kroz pregled stanja područja mogu se vidjeti dva pristupa definiranja pojedinih parametara seizmičke otpornosti, mehanički (M) i empirijski (E). Rezultati su dani tablično i grafički.

Za približan proračun zakrivljenosti presjeka kod dostizanja granice popuštanja dan je izraz (1.123) prema [13], [46], [47] te izrazi (1.86) prema [29].

Zakrivljenost presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja dana je preko analize zamjenskog pravokutnog presjeka.

Rotacijski kapacitet kod dostizanja granice popuštanja dan je preko dva istovrijedna izraza (1.27) i (1.28) prema [8], [21].

Empirijski izraz za rotacijski kapacitet kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja ciklički opterećenih elemenata dan je preko izraza (1.23) prema [8], [21] te izraza (1.91), prema [29] koji je primjenjiv za monotono i ciklički opterećene elemente.

Mehanička formulacija izraza dana je preko izraza (1.29) norme [8], [21] te izraza (1.81), prema [29].

Empirijski izraz za plastični dio rotacijskog kapaciteta kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja ciklički opterećenih elemenata dan je preko izraza (1.26) prema [8], [21] te izraza (1.93), prema [29] koji je primjenjiv za monotono i ciklički opterećene elemente.

Izrazi (1.91) i (1.93) u sebi sadrže koeficijente kojima se varira vrsta opterećenja (monotono/ciklički)

Ovisno o načinu formuliranja tlačne čvrstoće ovijene betonske jezgre, prema normi [8], [21] dana su dva izraza za određivanje duljine plastičnog zgloba ciklički opterećenih elemenata. Budući da je u ispitanim uzorcima ugrađena količina poprečne armature nedovoljna za djelotvorno ovijanje betonske jezgre, u navedenim izrazima umjesto čvrstoće ovijenog betona uzeta je tlačna čvrstoća betona dobivena eksperimentalno ispitivanje tlačnih kocki.

Za monotono i ciklički opterećenih uzoraka stupova dana su dva odvojena izraza za duljinu plastičnog zgloba prema [29].

Duljina plastičnog zgloba eksperimentalno ispitanih uzoraka procijenjena je na osnovi mjerenja relativnih deformacija pomoću tenzometara i ekstenzometara te na analizi raspodjele širine pukotina.

Drugi način definiranja eksperimentalne duljine plastičnog zgloba je preko mehaničke formulacije krajnjeg rotacijskog kapaciteta gdje se duljina plastičnog zgloba izrazi u ovisnosti

o izmjerenim vrijednostima rotacijskog kapaciteta krajnjeg graničnog stanja, rotacijskog kapaciteta kod dostizanja granice popuštanja te zaokreta presjeka kod dostizanja granice popuštanja i krajnjeg graničnog stanja.

U nastavku su dani usporedni rezultati pojedinih parametara seizmičke otpornosti elemenata stupova.

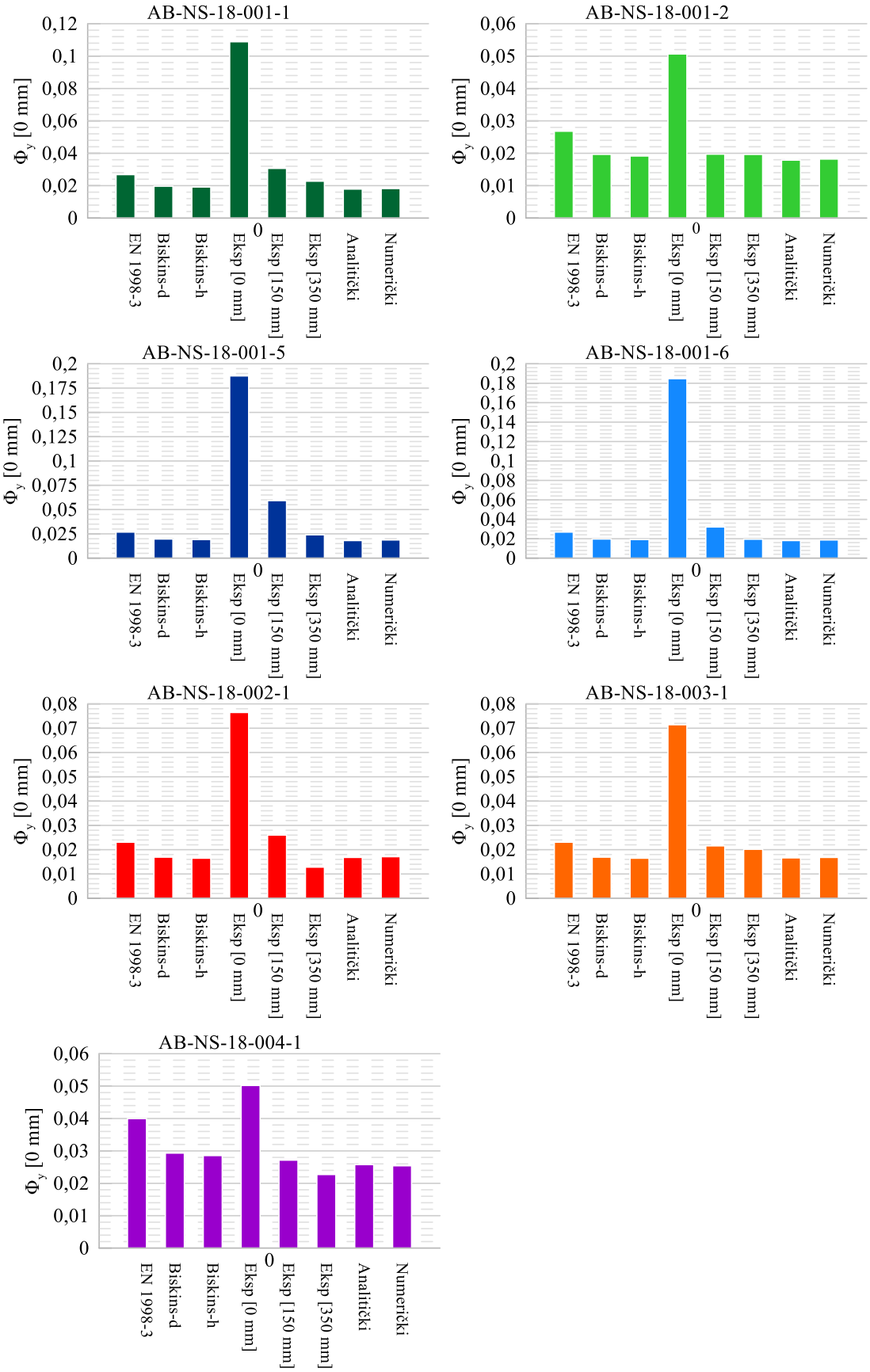
Usporedbe pokazatelja seizmičke otpornosti																							
N=100 kN	**f_{cm}=47,3 N/mm^2**				**Ø10/Ø8**						Empirijski		Mehanički					E	M				
Referenca	$\varnothing_y$		θ_y		Δ_y	$\varnothing_u$	L_{pl}		θ_{um}		θ_{um}		θ_{um}^{pl}		Δ_{um}	Δ_{um}	Δ_{um}		Δ_{unpl}				
	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm	[1/m]	mm	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm	mm	mm		mm				
EN 1998-3 EN 1998-2	0,02680	(1.123)	0,01956	(1.27)	36,2	0,37824	355,0	(1.33)	0,06683	(1.23)	0,13236	(1.29)	0,05466	(1.26)	123,6	244,9			101,1				
			0,02005	(1.28)	37,1		161,0	(1.37)			0,07416	(1.29)		(1.26)		137,2							
Biskins	0,01965	(1.86)	0,01515	(1.27)	28,0	0,37824	140,0	(1.84)	0,07416	(1.91)	0,09939	(1.81)	0,03127	(1.93)	137,2	183,9			57,8				
			0,01510	(1.28)	27,9						0,09933	(1.81)		(1.93)		183,8							
	0,01914	(1.86)	0,01484	(1.27)	27,5	0,37824	256	(1.85)	0,13010	(1.91)	0,12096	(1.81)	0,06514	(1.93)	240,7	223,8			120,5				
			0,01474	(1.28)	27,3						0,12096	(1.81)		(1.93)		223,8							
	Udaljenost od krajnjeg presjeka																						
AB-NS-001-1	0,10884	[0]	0,0214		35,8	0,41019	150	(1.38)	0,05801		-		0,03661		100,0	-			64,2				
	0,03064	[150]				0,08043		121,5															
	0,02275	[350]				0,02504																	
AB-NS-001-2	0,05065	[0]	0,01731		25	0,29189	140	(1.38)	0,0555		-		0,03819		90,0	-			65,0				
	0,01972	[150]				0,08075		158,3															
	0,01964	[350]				0,04221																	
Analitički	0,01787					0,38548																	
Numerički	0,01820		0,00892		16,5	0,03620			0,01605						29,7								

Usporedbe pokazatelja seizmičke otpornosti																						
N=150 kN	**f_{cm}=41,13 N/mm^2**				**Ø10/Ø8**					Empirijski		Mehanički					E		M			
Referenca	$\varnothing_y$		θ_y		Δ_y	$\varnothing_u$		L_{pl}		θ_{um}		θ_{um}		$\theta_{\mu m}^{pl}$		Δ_{um}		Δ_{um}		Δ_{umpl}	
	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm	[1/m]		mm	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm		mm		mm	
EN 1998-3	0,02680	(1.123)	0,01958	(1.27)	36,0	0,37824		364,2	(1.33)	0,06277	(1.23)	0,13490	(1.29)	0,05129	(1.26)	115,5		248,2		94,4	
EN 1998-2			0,02011	(1.28)	37,0			165,3	(1.37)			0,07559	(1.29)		(1.26)			139,1			
Biskins	0,01965	(1.86)	0,01520	(1.27)	28,0	0,37824		140,0	(1.84)	0,06979	(1.91)	0,09942	(1.81)	0,02940	(1.93)	128,4		182,9		54,1	
			0,01514	(1.28)	27,9							0,09937	(1.81)		(1.93)			182,8			
	0,01914	(1.86)	0,01488	(1.27)	27,4	0,37824		255,5	(1.85)	0,12243	(1.91)	0,12097	(1.81)	0,06124	(1.93)	225,3		222,6		112,7	
			0,01479	(1.28)	27,2							0,12097	(1.81)		(1.93)			222,6			
	Udaljenost od krajnjeg presjeka																				
AB-NS-001-5	0,18751	[0]	0,0303		50,3	0,41019		140	(1.38)	0,05341		-		0,02311		90,0	-			39,7	
	0,05918	[150]				0,08043			103,8												
	0,02400	[350]				0,02504															
AB-NS-001-6	0,18467	[0]	0,02943		48,4	0,4506		150	(1.38)	0,06011		-		0,03068		100,0	-			51,6	
	0,03204	[150]				0,06745			115,4												
	0,01945	[350]				0,02080															
Analitički	0,01808					0,32260															
Numerički	0,01870		0,00886		16,3	0,05630				0,02337						43,0					

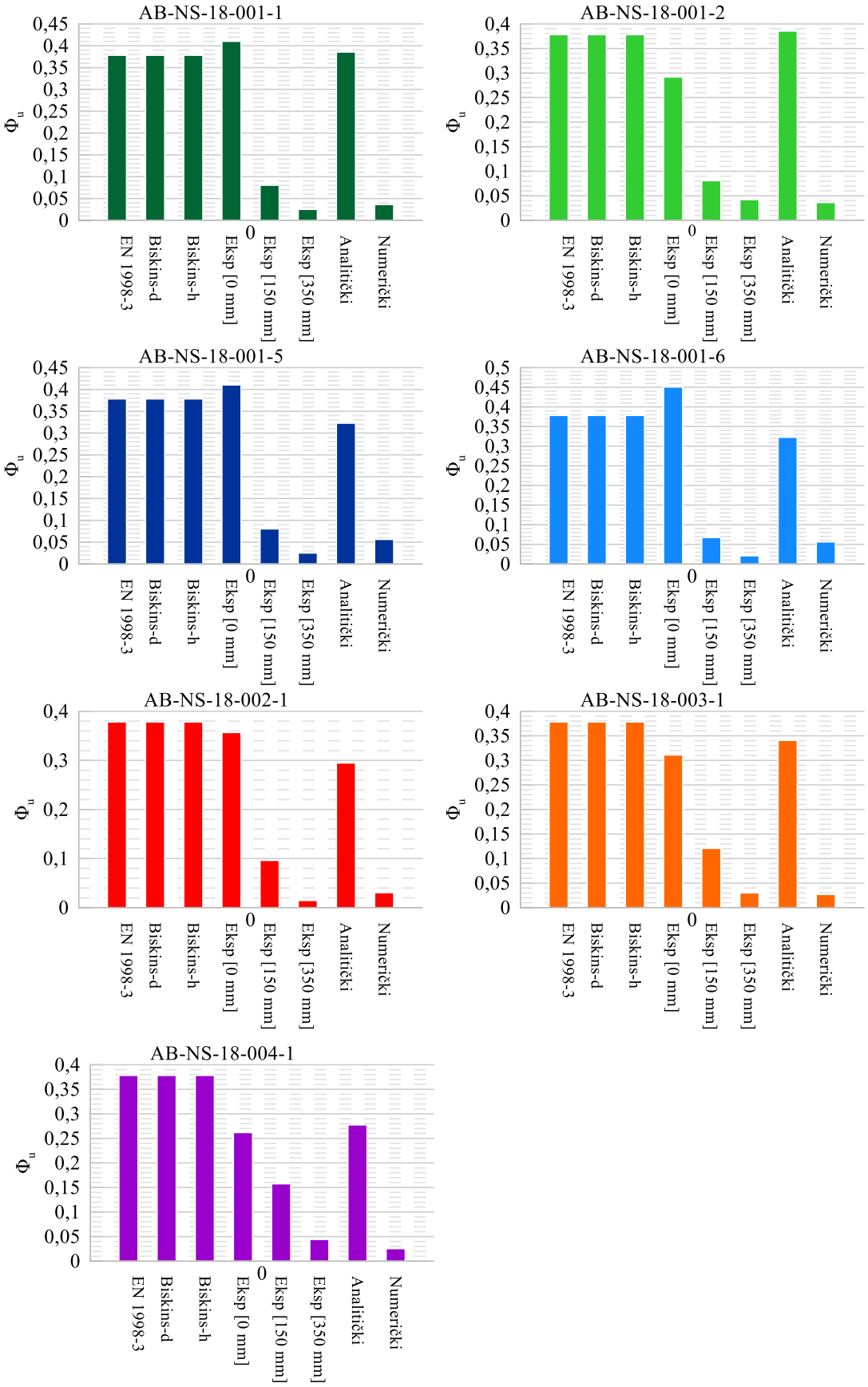
Usporedbe pokazatelja seizmičke otpornosti																							
N=125 kN		f_{cm}=40,8 N/mm^2			Ø12/Ø10				Empirijski		Mehanički					E		M				
Referenca		$\varnothing_y$		θ_y		Δ_y	$\varnothing_u$		L_{pl}		θ_{um}		θ_{um}		θ_{um}^{pl}	Δ_{um}		Δ_{um}		Δ_{umpl}	
		[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm	[1/m]		mm	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm		mm		mm	
EN 1998-3 EN 1998-2		0,02307	(1.123)	0,01719	(1.27)	31,8	0,37824		370,7	(1.33)	0,06349	(1.23)	0,13566	(1.29)	0,05198	(1.26)	117,5		251,0		96,2	
				0,01766	(1.28)	32,7			168,1	(1.37)			0,07466	(1.29)		(1.26)			138,1			
Biskins		0,01692	(1.86)	0,01340	(1.27)	24,8	0,37824		140,0	(1.84)	0,07045	(1.91)	0,10519	(1.81)	0,02973	(1.93)	130,3		194,6		55,0	
				0,01334	(1.28)	24,7							0,10514	(1.81)		(1.93)			194,5			
		0,01648	(1.86)	0,01313	(1.27)	24,3	0,37824		255,5	(1.85)	0,12360	(1.91)	0,12405	(1.81)	0,06195	(1.93)	228,7		229,5		114,6	
				0,01304	(1.28)	24,1							0,12405	(1.81)		(1.93)			229,5			
	Udaljenost od krajnjeg presjeka																					
AB-NS-002-1		0,07647	[0]	0,01836		33,13	0,3567		150		0,05801		-		0,03965		100,0		-		66,9	
		0,02600	[150]				0,09625															
		0,01280	[350]				0,0146			(1.38)												
										141,5												
Analitički		0,01680					0,29462															
Numerički		0,01710		0,00881		16,3	0,03050				0,01503						27,8					

Usporedbe pokazatelja seizmičke otpornosti																							
N=125 kN		f_{cm}=40,8 N/mm^2			Ø12/Ø8				Empirijski		Mehanički				E		M						
Referenca		$Ø_y$		θ_y		Δ_y	$Ø_u$		L_{pl}		θ_{um}		θ_{um}		θ^{pl}_{um}		Δ_{um}		Δ_{um}		Δ_{umpl}	
		[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm	[1/m]		mm	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm		mm		mm	
EN 1998-3 EN 1998-2		0,02307	(1.123)	0,01719	(1.27)	31,8	0,37824		370,7	(1.33)	0,06349	(1.23)	0,13566	(1.29)	0,05198	(1.26)	117,5		251,0		96,2		
				0,01766	(1.28)	32,7			168,1	(1.37)			0,07466	(1.29)		(1.26)			138,1				
Biskins		0,01692	(1.86)	0,01340	(1.27)	24,8	0,37824		140,0	(1.84)	0,07045	(1.91)	0,10519	(1.81)	0,02973	(1.93)	130,3		194,6		55,0		
				0,01334	(1.28)	24,7							0,10514	(1.81)		(1.93)			194,5				
		0,01648	(1.86)	0,01313	(1.27)	24,3	0,37824		255,5	(1.85)	0,12360	(1.91)	0,12405	(1.81)	0,06195	(1.93)	228,7		229,5		114,6		
				0,01304	(1.28)	24,1							0,12405	(1.81)		(1.93)			229,5				
	Udaljenost od krajnjeg presjeka																						
AB-NS-003-1		0,07142	[0]	0,02192		38,26	0,31099		150	(1.38)	0,05801		-		0,03609		100,0		-		61,7		
		0,02155	[150]				0,12076			150,6													
		0,02015	[350]				0,03009																
Analitički		0,01662					0,34077																
Numerički		0,01680		0,00854		15,8	0,02700				0,01297						24,0						

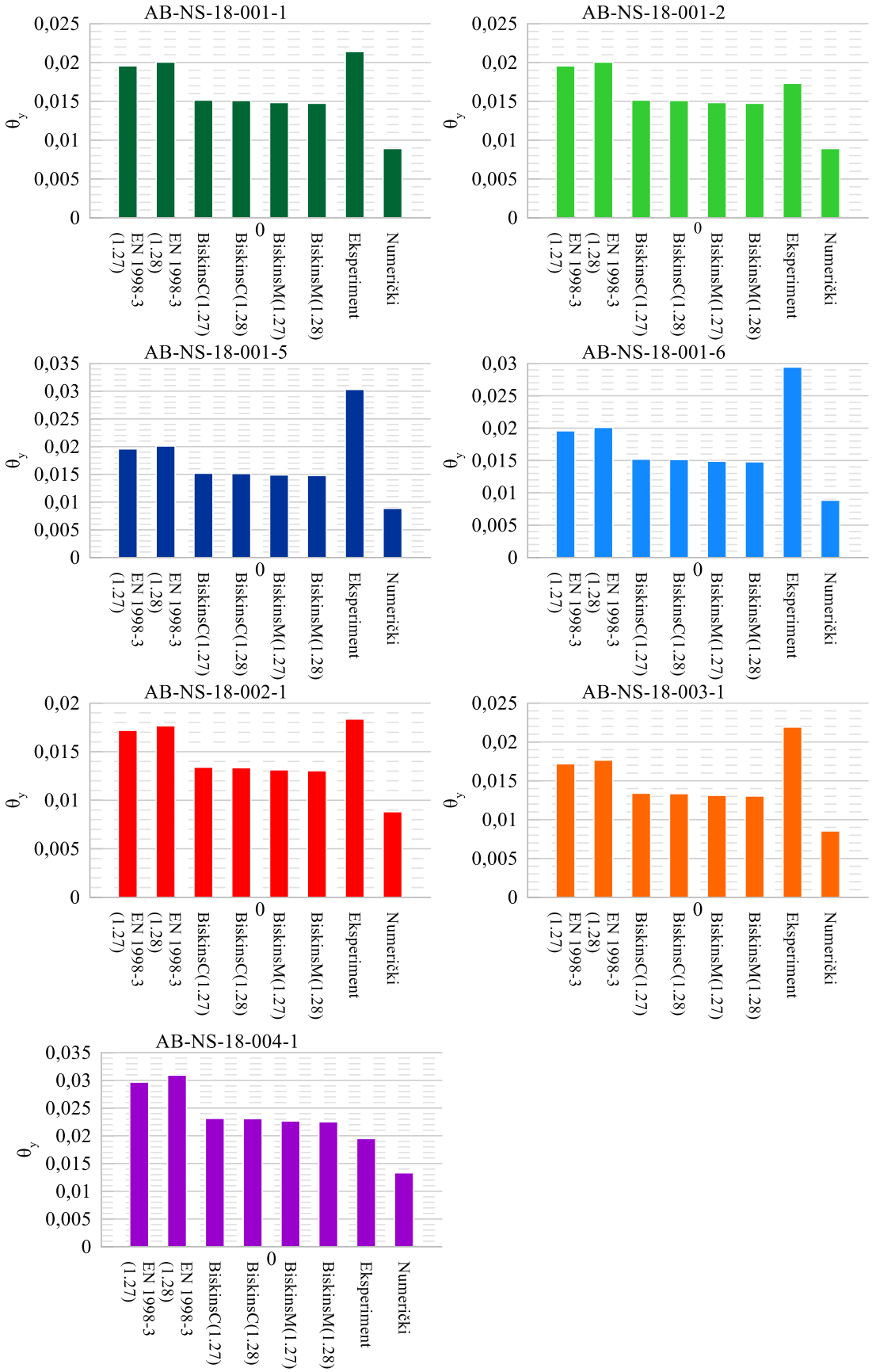
Usporedbe pokazatelja seizmičke otpornosti																							
N=100 kN		f_{cm}=36,23 N/mm^2			Ø10/Ø8		B500B			Empirijski		Mehanički						E		M		
Referenca		$\varnothing_y$		θ_y		Δ_y	$\varnothing_u$	L_{pl}		θ_{um}		θ_{um}			θ^{pl}_{um}		Δ_{um}		Δ_{um}		Δ_{umpl}	
	[1/m]		Izraz	[1/m]	Izraz	mm	[1/m]	mm	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz		[1/m]	Izraz		mm		mm		mm
EN 1998-3 EN 1998-2	0,03997		(1.123)	0,02967	(1.27)	54,6	0,37824	441,5	(1.33)	0,06203	(1.23)	0,16110	(1.29)		0,05098		(1.26)	114,1	296,4		93,8	
				0,03093	(1.28)	56,9		200,7	(1.37)			0,09513	(1.29)				(1.26)		175,0			
Biskins	0,02931		(1.86)	0,02313	(1.27)	42,6	0,37824	140,0	(1.84)	0,04033	(1.91)	0,10606	(1.81)		0,01498		(1.93)	74,2	195,1		27,6	
				0,02308	(1.28)	42,5						0,10600	(1.81)				(1.93)		195,0			
	0,02855		(1.86)	0,02267	(1.27)	41,7	0,37824	255,5	(1.85)	0,07076	(1.91)	0,12646	(1.81)		0,03122		(1.93)	130,2	232,7		57,4	
				0,02252	(1.28)	41,4						0,12646	(1.81)				(1.93)		232,7			
Udaljenost od krajnjeg presjeka																							
AB-NS-004-1	0,05020		[0]	0,0195		27,9	0,26183	240	(1.38)	0,05801		-			0,03851			90,0	-		62,1	
	0,02714		[150]				0,15743		182,0													
	0,02270		[350]				0,04402															
Analitički	0,02576						0,27741															
Numerički	0,02540			0,01332		24,5	0,02540			0,01332								24,5				



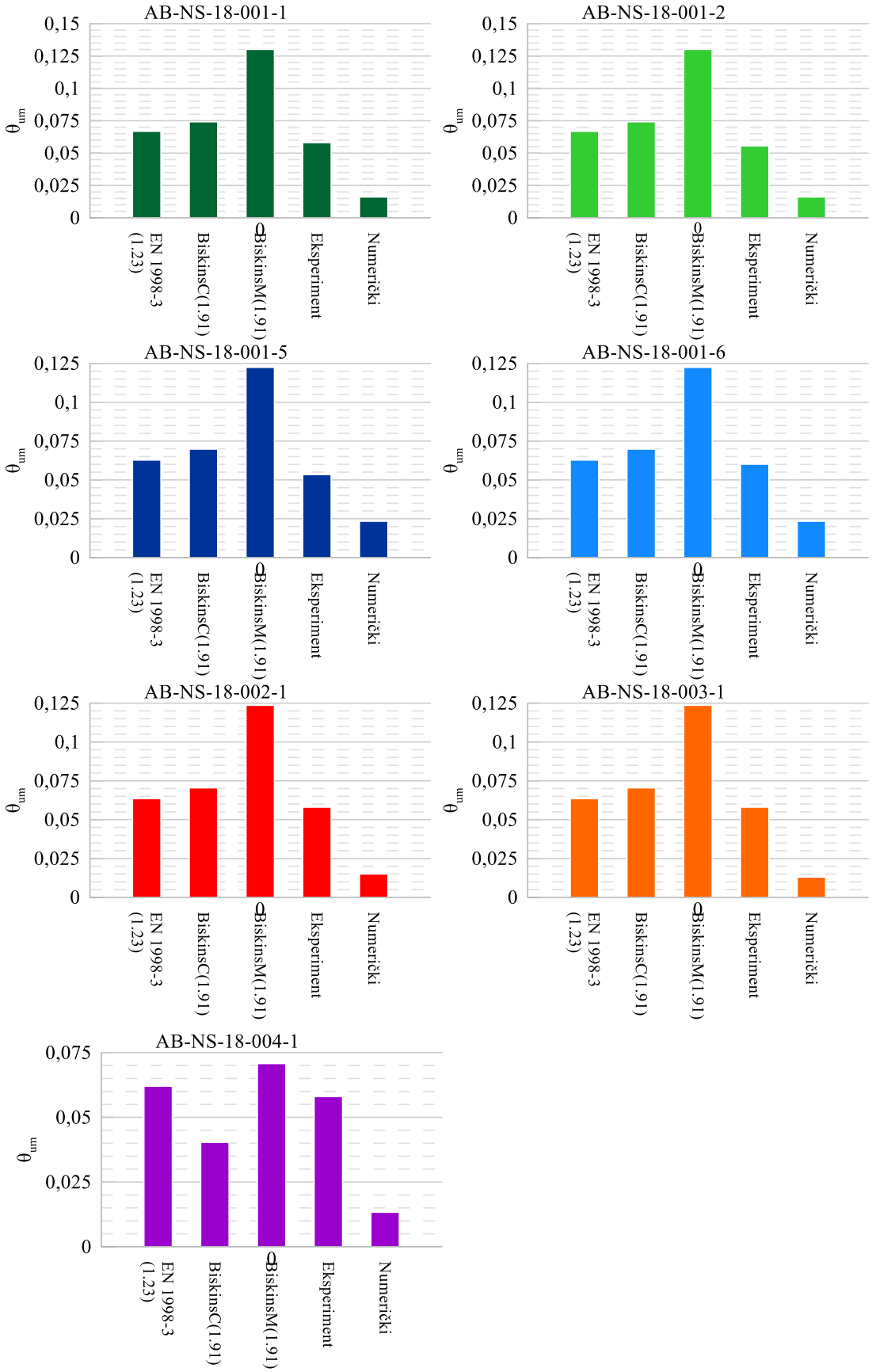
Slika 172. Usporedbe zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja granice popuštanja monotono ispitanih uzorak



Slika 173. Usporedbe zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja monotono ispitanih uzoraka

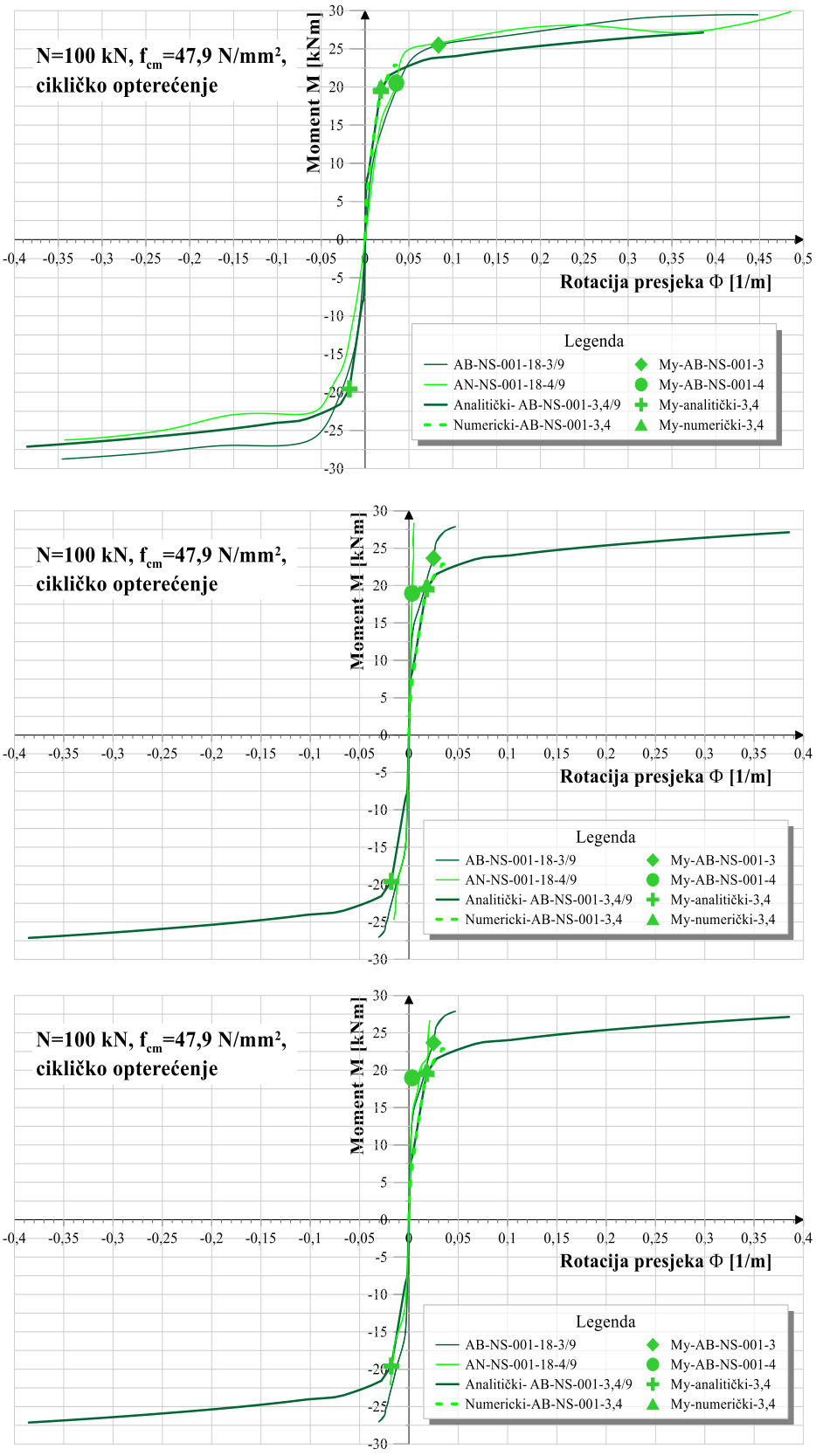


Slika 174. Usporedbe rotacijskog kapaciteta kod dostizanja granice popuštanja monotono ispitanih uzoraka

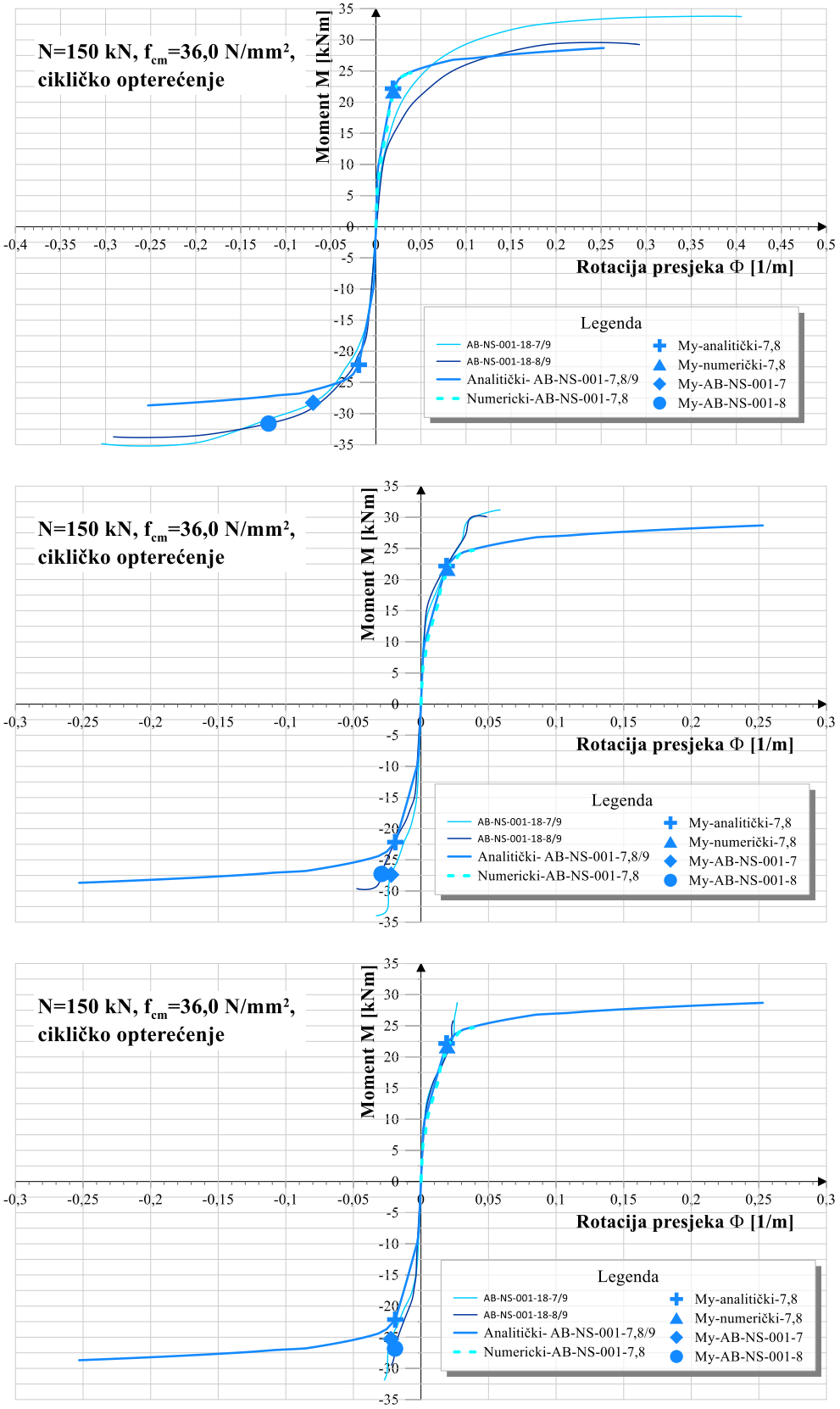


Slika 175. Usporedbe graničnog rotacijskog kapaciteta monotono ispitanih uzoraka

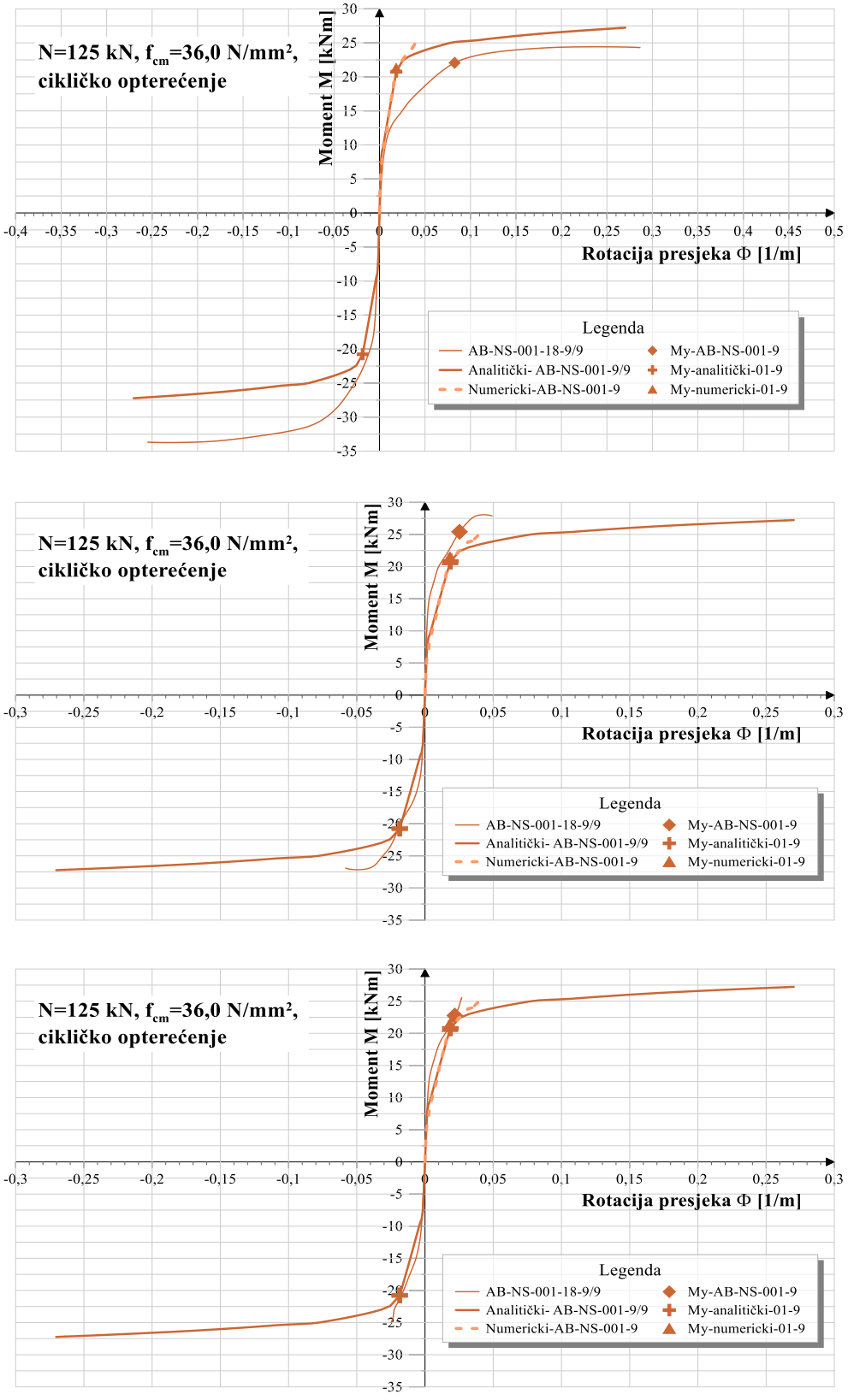
7.2. Usporedbe rezultata za ciklički opterećene uzorke



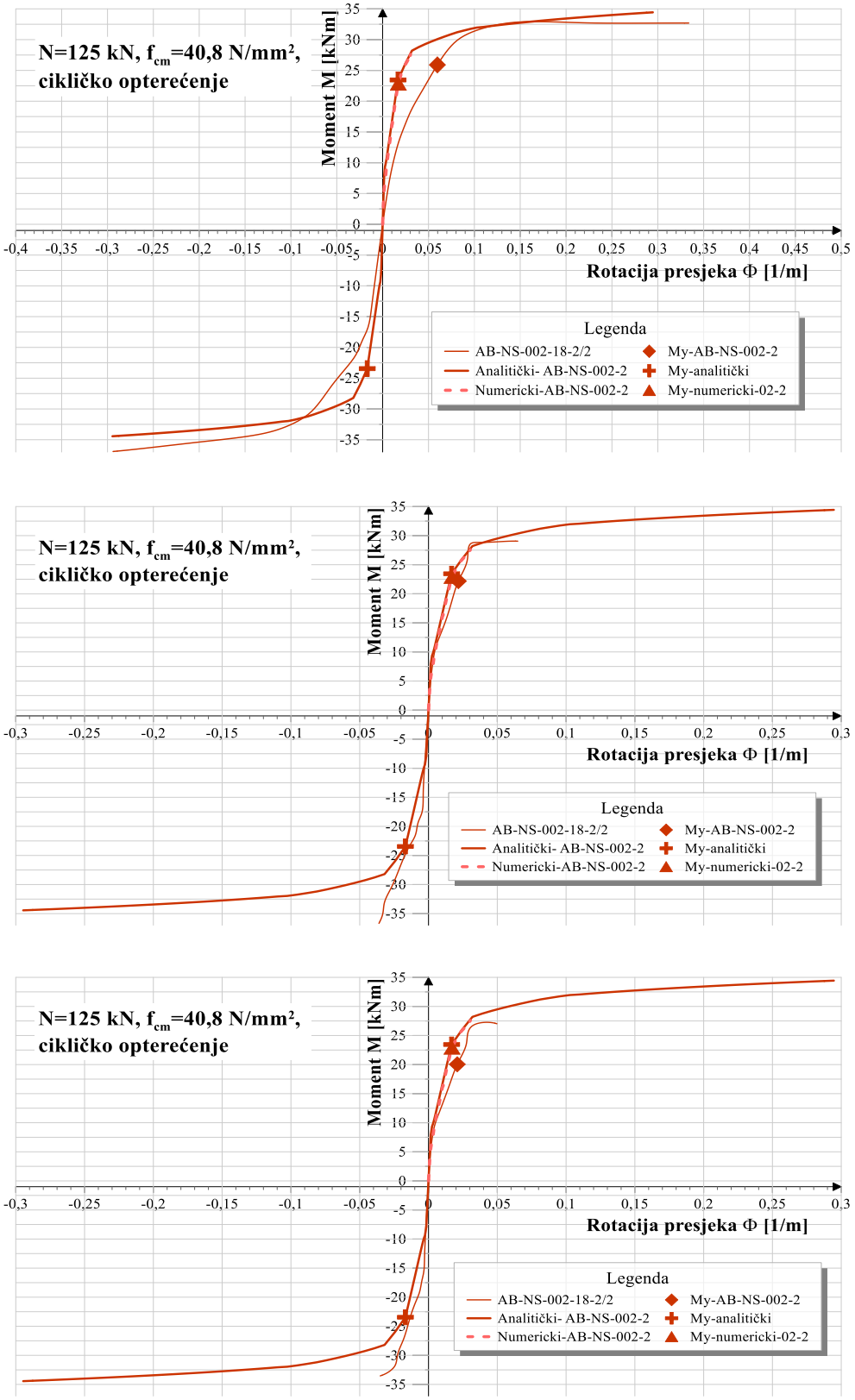
Slika 176. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stupove AB-NS-18-001-3/9 i AB-NS-18-001-4/9



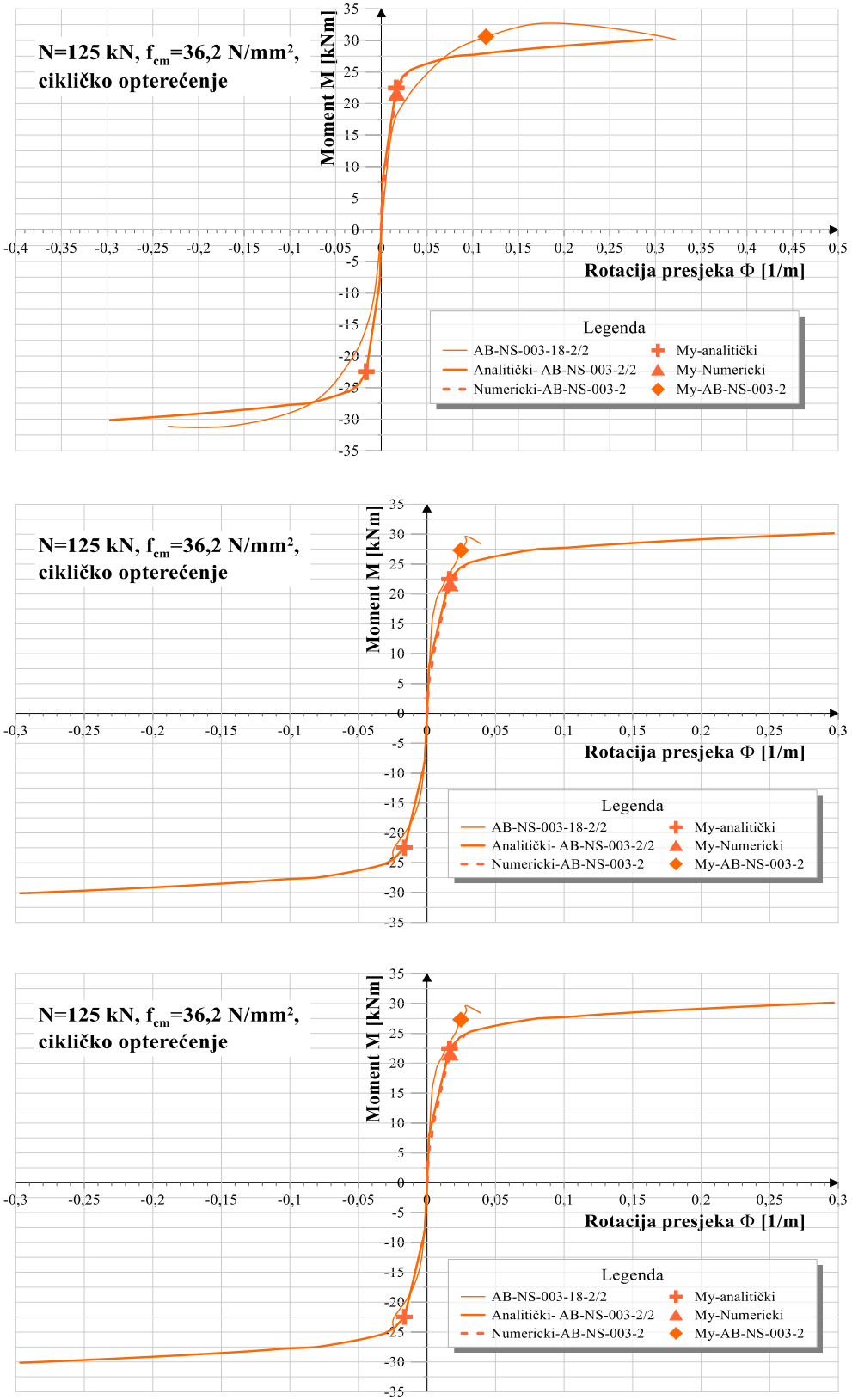
Slika 177. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stupove AB-NS-18-001-7/9 i AB-NS-18-001-8/9



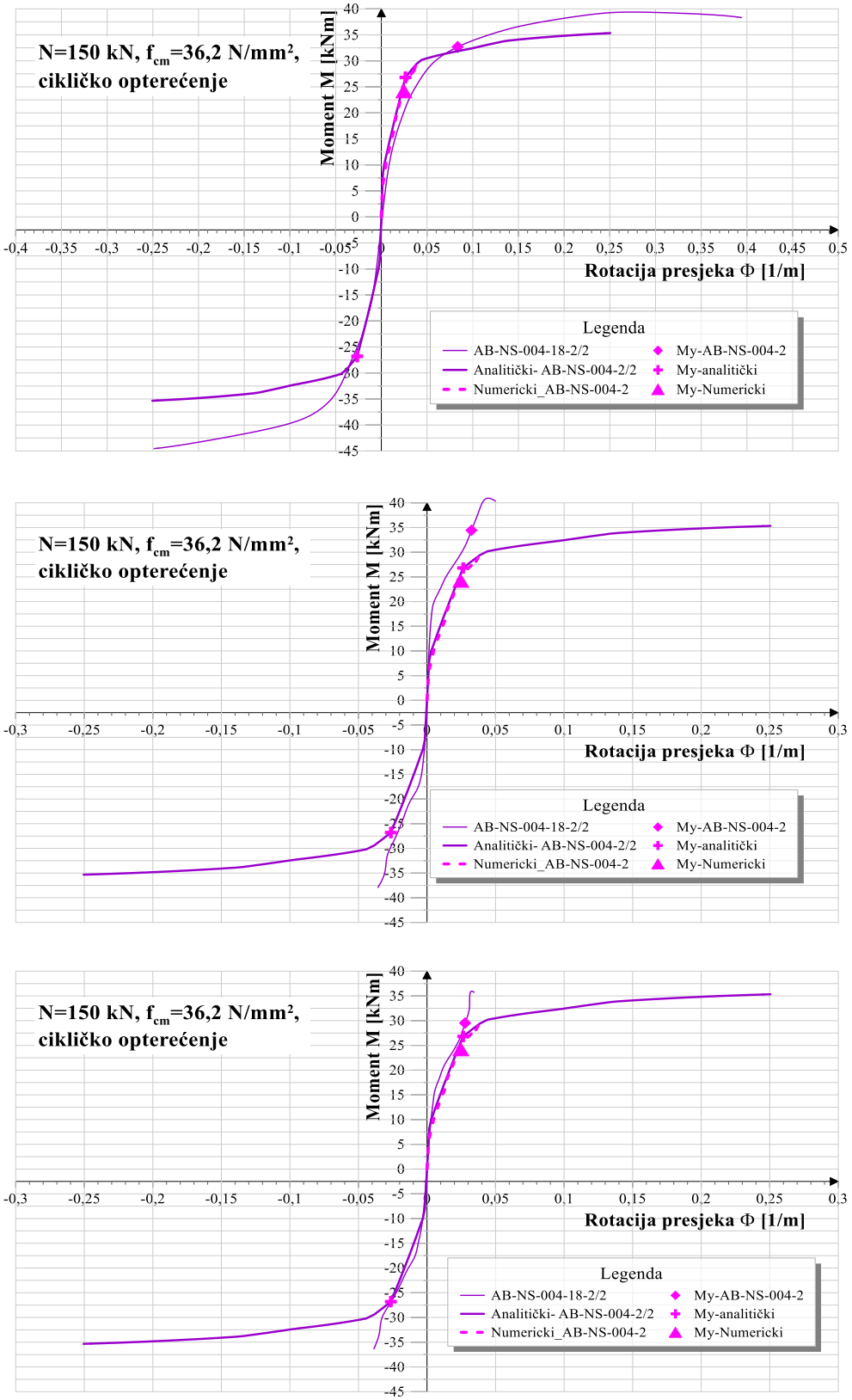
Slika 178. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stup AB-NS-18-001-9/9



Slika 179. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stup AB-NS-18-002-2/2



Slika 180. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stup AB-NS-18-003-2/2



Slika 181. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stup AB-NS-18-004-2/2

Usporedbe pokazatelja seizmičke otpornosti																							
N=100 kN		f_{cm}=47,3 N/mm^2			Ø10/Ø8					Empirijski			Mehanički					E	M		
Referenca		$Ø_y$		θ_y		Δ_y	$Ø_u$	L_{pl}		θ_{um}		θ_{um}		θ^{pl}_{um}		Δ_{um}	Δ_{um}	Δ_{um}		Δ_{umpl}
		[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm	[1/m]	mm	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm	mm	mm		mm
EN 1998-3 EN 1998-2		0,02680	(1.123)	0,01956	(1.27)	36,2	0,37824	355,0	(1.33)	0,06683	(1.23)	0,13236	(1.29)	0,05466	(1.26)	123,6	244,9			101,1
				0,02005	(1.28)	37,1		161,0	(1.37)			0,07416	(1.29)		(1.26)		137,2			
Biskins		0,01965	(1.86)	0,01515	(1.27)	28,0	0,37824	140,0	(1.84)	0,07416	(1.91)	0,09939	(1.81)	0,03127	(1.93)	137,2	183,9			57,8
				0,01510	(1.28)	27,9						0,09933	(1.81)		(1.93)		183,8			
		0,01914	(1.86)	0,01484	(1.27)	27,5	0,37824	255,5	(1.85)	0,13010	(1.91)	0,12096	(1.81)	0,06514	(1.93)	240,7	223,8			120,5
				0,01474	(1.28)	27,3						0,12096	(1.81)		(1.93)		223,8			
Cikličko opterećenje	Udaljenost od krajnjeg presjeka																						
AB-NS-001-3	[0]	0,08386		0,0186		30,2	0,4524	150,0	(1.38)	0,05571		-		0,03711		98,0	-			67,8			
	[150]	0,02479					0,0475		100,7														
	[350]	0,01850					0,021																
AB-NS-001-4	[0]	0,03559		0,0046		12,4	0,4882	150,0	(1.38)	0,0555		-		0,0509		92,0	-			79,6			
	[150]	0,00260					0,0053		112,5														
	[350]	0,00590					0,02150																
Analitički		0,01787					0,38548																
Numerički		0,01820		0,00892		16,5	0,03620			0,01605						29,7							

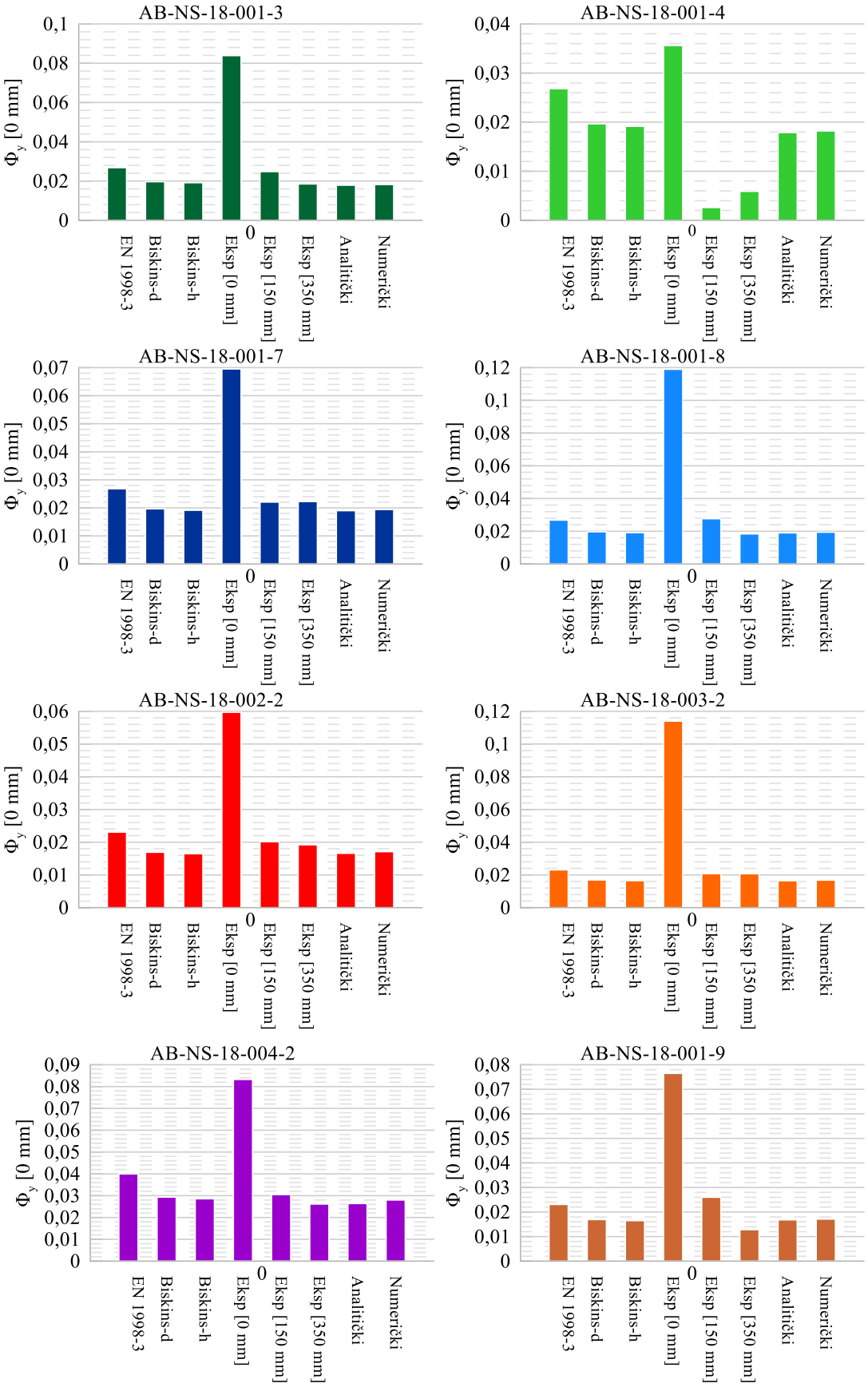
Usporedbe pokazatelja seizmičke otpornosti																						
N=150 kN	f_{cm}=36,0 N/mm^2				Ø10/Ø8					Empirijski		Mehanički					E		M		
Referenca	$\varnothing_y$		θ_y		Δ_y	$\varnothing_u$	L_{pl}		θ_{um}		θ_{um}		θ_{um}^{pl}		Δ_{um}	Δ_{um}		Δ_{um}		Δ_{umpl}	
	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm	[1/m]	mm	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm	mm		mm		mm	
EN 1998-3 EN 1998-2	0,02680	(1.123)	0,01969	(1.27)	36,2	0,37824	374,6	(1.33)	0,06031	(1.23)	0,13792	(1.29)	0,04938	(1.26)	111,0	253,8		90,9			
			0,02026	(1.28)	37,3		170,0	(1.37)			0,07725	(1.29)		(1.26)		142,1					
Biskins	0,01965	(1.86)	0,01531	(1.27)	28,2	0,37824	140,0	(1.84)	0,06706	(1.91)	0,09953	(1.81)	0,02830	(1.93)	123,4	183,1		52,1			
			0,01525	(1.28)	28,1						0,09948	(1.81)		(1.93)		183,0					
	0,01914	(1.86)	0,01499	(1.27)	27,6	0,37824	255,5	(1.85)	0,11764	(1.91)	0,12108	(1.81)	0,05896	(1.93)	216,5	222,8		108,5			
			0,01489	(1.28)	27,4						0,12108	(1.81)		(1.93)		222,8					
Ciklično opterećenje	Udaljenost od krajnjeg presjeka																				
AB-NS-001-7	0,06950	[0]	0,0161		30,2	0,4088	150,0	(1.38)	0,05801		-		0,04191		98,0	-		67,8			
	0,02205	[150]				0,0653		123,5													
	0,02225	[350]				0,0269															
AB-NS-001-8	0,11895	[0]	0,0256		40,2	0,2932	300,0	(1.38)	0,04419		-		0,01859		74,0	-		33,8			
	0,02764	[150]				0,0538		106,7													
	0,01835	[350]				0,02220															
Analitički	0,01899					0,25296															
Numerički	0,01940		0,00908		16,7	0,06400			0,02625						48,3						

Usporedbe pokazatelja seizmičke otpornosti																							
N=125 kN		f_{cm}=36,0 N/mm^2			Ø10/Ø8				Empirijski			Mehanički					E		M		
Referenca		$Ø_y$		θ_y		Δ_y	$Ø_u$		L_{pl}		θ_{um}		θ_{um}		θ_{um}^{pl}		Δ_{um}		Δ_{um}		$\Delta_{um,pl}$
		[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm	[1/m]		mm	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm		mm		mm
EN 1998-3 EN 1998-2		0,02680	(1.123)	0,01969	(1.27)	36,2	0,37824		374,6	(1.33)	0,06112	(1.23)	0,13792	(1.29)	0,05014	(1.26)	112,5		253,8		92,3
				0,02026	(1.28)	37,3			170,0	(1.37)			0,07725	(1.29)		(1.26)			142,1		
Biskins		0,01965	(1.86)	0,01531	(1.27)	28,2	0,37824		140,0	(1.84)	0,06795	(1.91)	0,09953	(1.81)	0,02873	(1.93)	125,0		183,1		52,9
				0,01525	(1.28)	28,1							0,09948	(1.81)		(1.93)			183,0		
		0,01914	(1.86)	0,01499	(1.27)	27,6	0,37824		255,5	(1.85)	0,11921	(1.91)	0,12108	(1.81)	0,05986	(1.93)	219,4		222,8		110,1
				0,01489	(1.28)	27,4							0,12108	(1.81)		(1.93)			222,8		
Ciklično opterećenje	Udaljenost od krajnjeg presjeka																						
AB-NS-001-9		0,08261	[0]	0,0209		30,2	0,258		300		(1.38)	0,044	-		0,0231		73,0		-		42,8
		0,02529	[150]				0,0909				131,7										
		0,02185	[350]				0,0247														
Analitički		0,01855					0,27028														
Numerički		0,01910		0,00913		16,8	0,09320				0,02636						48,5				

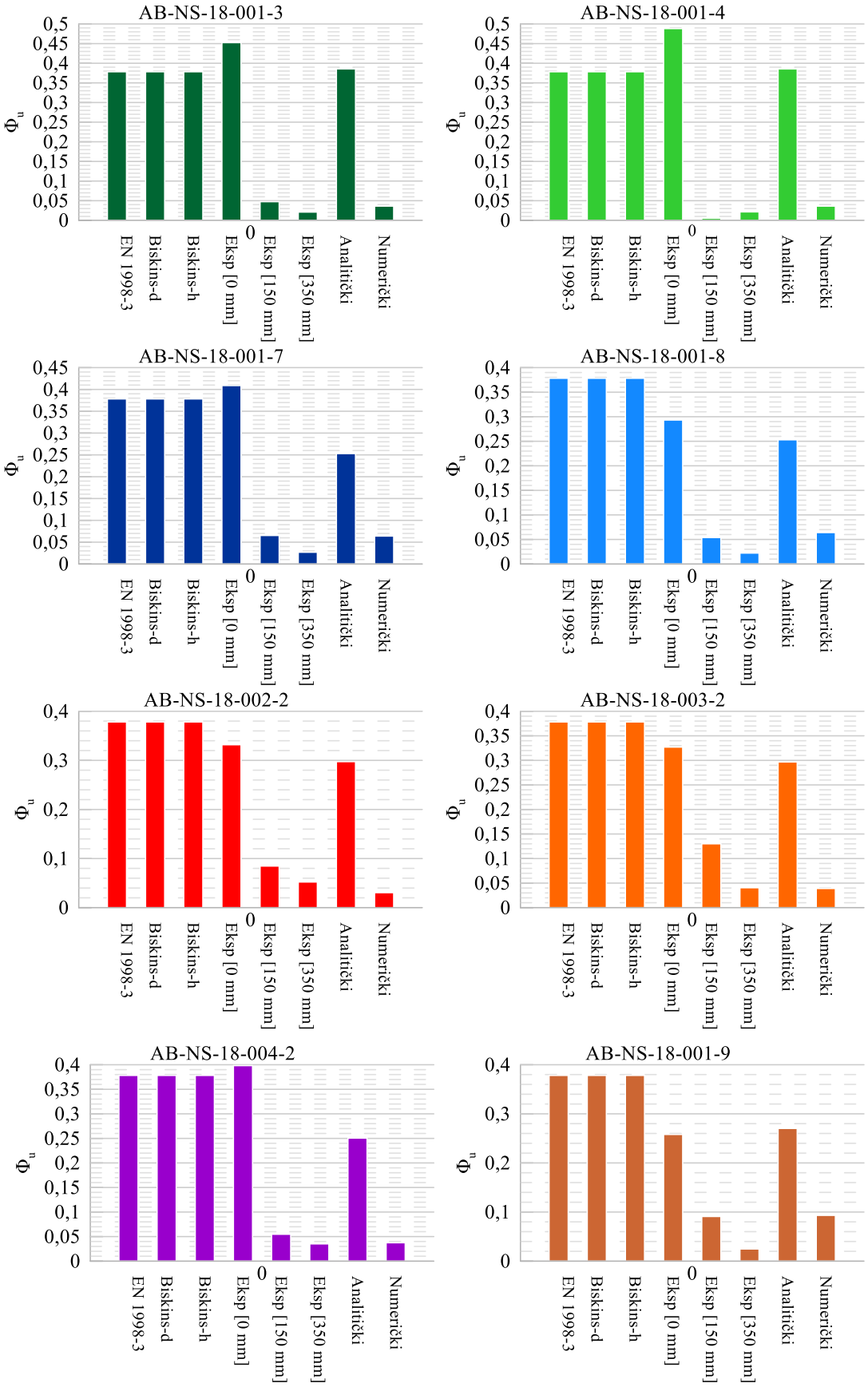
Usporedbe pokazatelja seizmičke otpornosti																							
N=125 kN		f_{cm}=40,8 N/mm^2			Ø12/Ø10				Empirijski		Mehanički					E		M			
Referenca		$Ø_y$		θ_y		Δ_y	$Ø_u$	L_{pl}		θ_{um}		θ_{um}		θ^{pl}_{um}		Δ_{um}		Δ_{um}		$\Delta_{um,pl}$	
		[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm	[1/m]	mm	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm		mm		mm	
EN 1998-3 EN 1998-2		0,02307	(1.123)	0,01719	(1.27)	31,8	0,37824	370,7	(1.33)	0,06349	(1.23)	0,13566	(1.29)	0,05198	(1.26)	117,5		251,0		96,2	
				0,01766	(1.28)	32,7		168,1	(1.37)			0,07466	(1.29)		(1.26)			138,1			
Biskins		0,01692	(1.86)	0,01340	(1.27)	24,8	0,37824	140,0	(1.84)	0,07045	(1.91)	0,10519	(1.81)	0,02973	(1.93)	130,3		194,6		55,0	
				0,01334	(1.28)	24,7						0,10514	(1.81)		(1.93)			194,5			
		0,01648	(1.86)	0,01313	(1.27)	24,3	0,37824	255,5	(1.85)	0,12360	(1.91)	0,12405	(1.81)	0,06195	(1.93)	228,7		229,5		114,6	
				0,01304	(1.28)	24,1						0,12405	(1.81)		(1.93)			229,5			
Ciklično opterećenje	Udaljenost od krajnjeg presjeka																				
AB-NS-002-2		0,05969	[0]	0,0186		30,2	0,3318	250,0	(1.38)	0,06032		-		0,04172		100,0		-		69,8	
		0,02015	[150]				0,0847		153,3												
		0,01920	[350]				0,0522														
Analitički		0,01659					0,29737														
Numerički		0,01710		0,00881		16,3	0,03050			0,01503						27,8					

Usporedbe pokazatelja seizmičke otpornosti																							
N=125 kN	f_{cm}=36,23 N/mm^2				Ø12/Ø8					Empirijski		Mehanički					E	M					
Referenca	$Ø_y$		θ_y		Δ_y	$Ø_u$	L_{pl}		θ_{um}		θ_{um}		θ^{pl}_{um}		Δ_{um}	Δ_{um}	Δ_{um}		Δ_{umpl}				
	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm	[1/m]	mm	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm	mm	mm		mm				
EN 1998-3 EN 1998-2	0,02307	(1.123)	0,01728	(1.27)	32,0	0,37824	380,4	(1.33)	0,06133	(1.23)	0,13849	(1.29)	0,05031		(1.26)	113,5	256,2		93,1				
			0,01778	(1.28)	32,9		172,6	(1.37)			0,07621	(1.29)			(1.26)		141,0						
Biskins	0,01692	(1.86)	0,01349	(1.27)	25,0	0,37824	140,0	(1.84)	0,06806	(1.91)	0,10528	(1.81)	0,02878		(1.93)	125,9	194,8		53,2				
			0,01343	(1.28)	24,9						0,10522	(1.81)			(1.93)		194,7						
	0,01648	(1.86)	0,01322	(1.27)	24,5	0,37824	255,5	(1.85)	0,11940	(1.91)	0,12413	(1.81)	0,05995		(1.93)	220,9	229,6		110,9				
			0,01312	(1.28)	24,3						0,12413	(1.81)			(1.93)		229,6						
Ciklično opterećenje	Udaljenost od krajnjeg presjeka																						
AB-NS-003-2	0,11395	[0]	0,0233		40,2	0,327	300,0	(1.38)	0,06032		-		0,03702			98,0	-		57,8				
	0,02075	[150]				0,13		173,8															
	0,02070	[350]				0,0405																	
Analitički	0,01644					0,29668																	
Numerički	0,01680		0,00843		15,6	0,03900			0,01616							29,9							

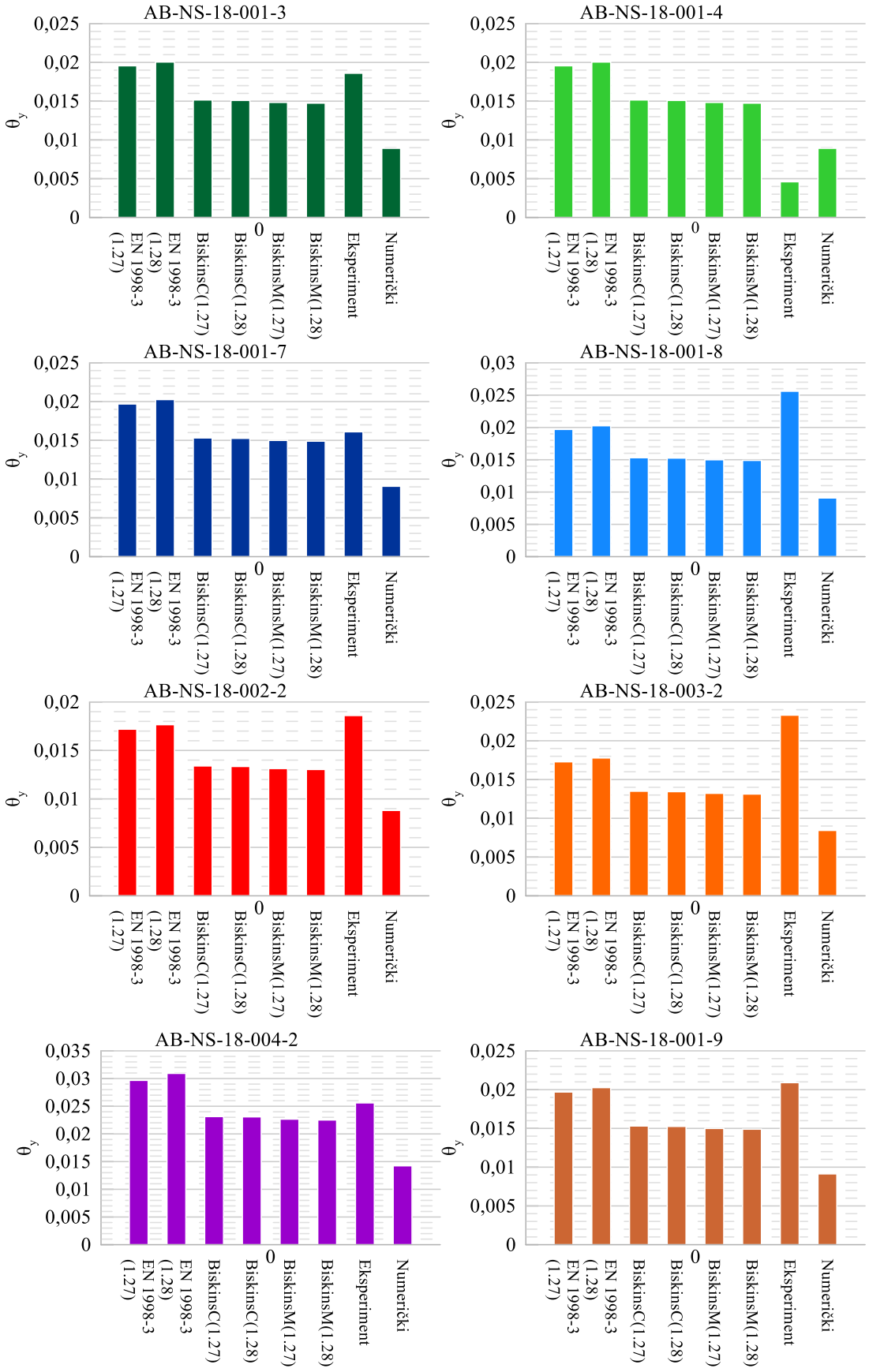
Usporedbe pokazatelja seizmičke otpornosti																							
N=150 kN	**f_{cm}=36,23 N/mm^2**				**Ø10/Ø8**		**B500B**				Empirijski		Mehanički						E		M		
Referenca	$Ø_y$		θ_y		Δ_y		$Ø_u$	L_{pl}			θ_{um}		θ_{um}			θ_{um}^{pl}		Δ_{um}		Δ_{um}		Δ_{umpl}	
	[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz	mm		[1/m]	mm	Izraz		[1/m]	Izraz	[1/m]	Izraz		[1/m]	Izraz	mm		mm		mm	
EN 1998-3 EN 1998-2	0,03997	(1.123)	0,02967	(1.27)	54,6		0,37824	441,5	(1.33)		0,06042	(1.23)	0,16110	(1.29)		0,04946	(1.26)	111,2		296,4		91,0	
			0,03093	(1.28)	56,9			200,7	(1.37)				0,09513	(1.29)			(1.26)			175,0			
Biskins	0,02931	(1.86)	0,02313	(1.27)	42,6		0,37824	140,0	(1.84)		0,03928	(1.91)	0,10606	(1.81)		0,05905	(1.93)	72,3		195,1		108,7	
			0,02308	(1.28)	42,5								0,10600	(1.81)			(1.93)			195,0			
	0,02855	(1.86)	0,02267	(1.27)	41,7		0,37824	255,5	(1.85)		0,06891	(1.91)	0,12646	(1.81)		0,03634	(1.93)	126,8		232,7		66,9	
			0,02252	(1.28)	41,4								0,12646	(1.81)			(1.93)			232,7			
Ciklično opterećenje	Udaljenost od krajnjeg presjeka																						
AB-NS-004-2	0,08324	[0]	0,0256		27,9		0,3982	250,0		(1.38)	0,0603		-			0,0347		90,0		-		62,1	
	0,03049	[150]					0,0547			110,2													
	0,02614	[350]					0,0351																
Analitički	0,02638						0,25053																
Numerički	0,02800		0,01424		26,2		0,03740				0,01812							33,3					



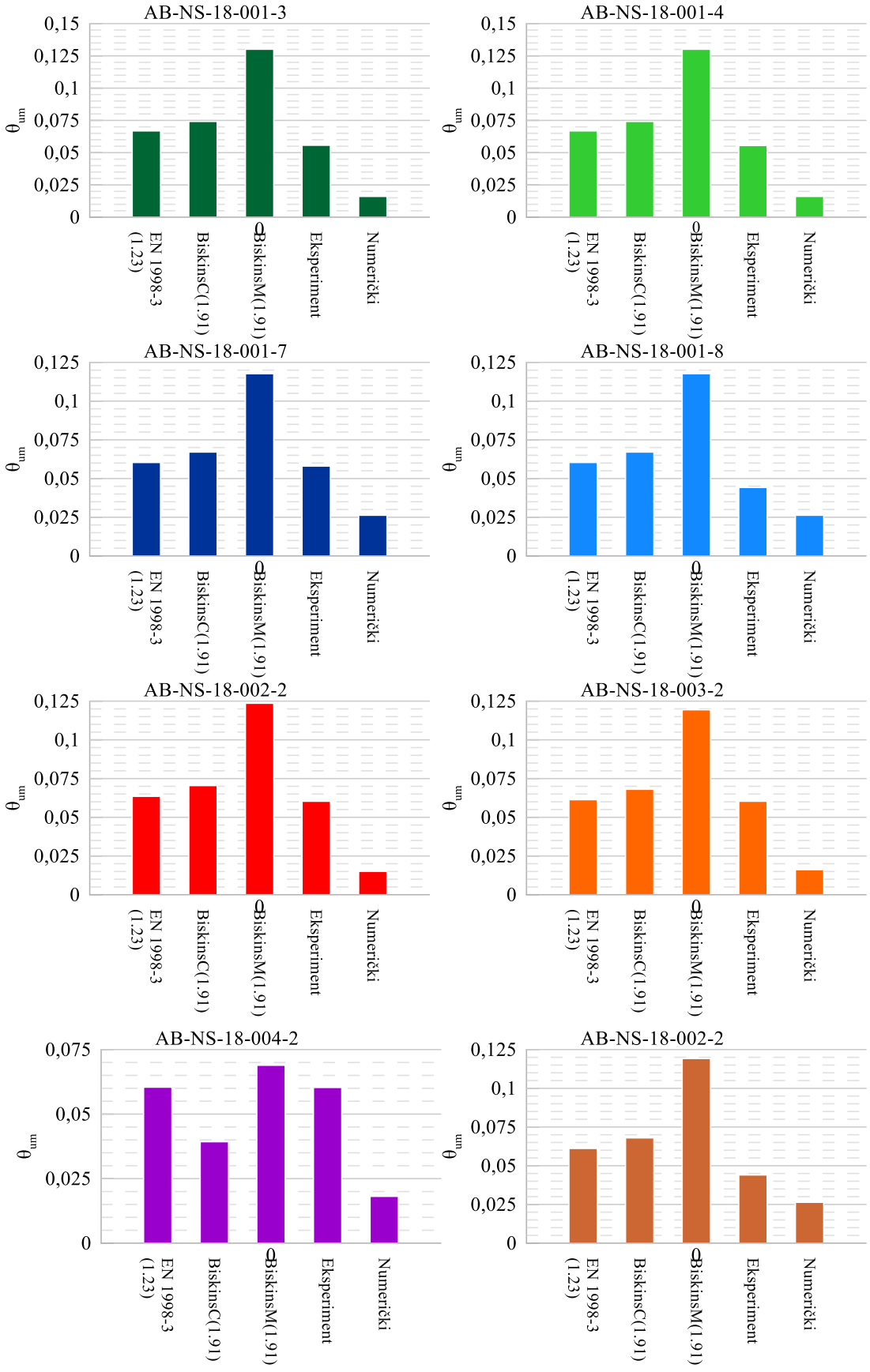
Slika 182. Usporedbe zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja granice popuštanja ciklički ispitanih uzorak



Slika 183. Usporedbe zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja ciklički ispitanih uzoraka



Slika 184. Usporedbe rotacijskog kapaciteta kod dostizanja granice popuštanja ciklički ispitanih uzoraka



Slika 185. Usporedbe graničnog rotacijskog kapaciteta ciklički ispitanih uzoraka

8. ZAKLJUČCI I PREPORUKE ZA BUDUĆA ISTRAŽIVANJA

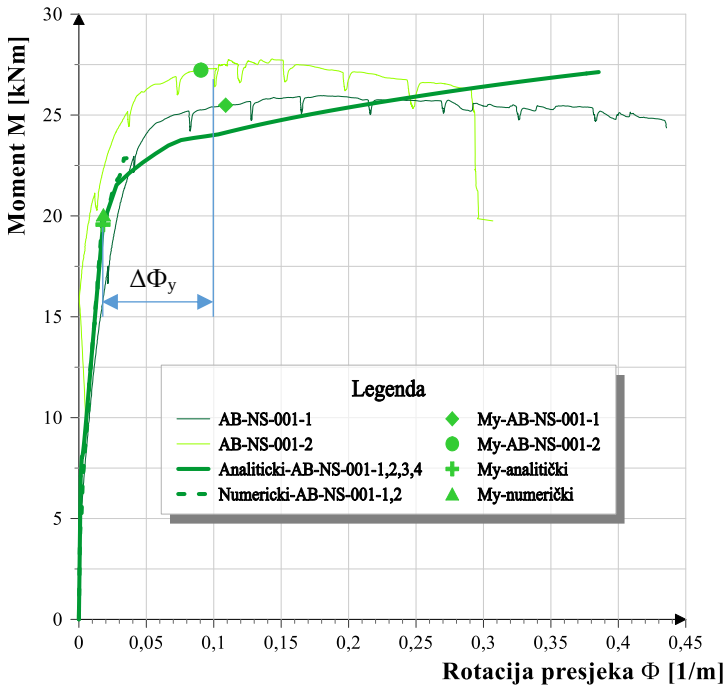
Ovim istraživanjem definirani su neki bitni pokazatelji koji utječu na seizmičku otpornost stupova postojećih mostova. Budući da veliki broj parametara bitno utječe na konačne rezultate cilj je bio približiti te parametre za što lakšu primjenu u inženjerskoj praksi formiranjem dijagrama ili lako primjenjivih izraza za određivanje pokazatelja seizmičke otpornosti u odnosu na bitne parametre.

Iz analitičke (temeljene na empirijskim izrazima) i eksperimentalne analize vidljiv je veliki učinak svojstva pojedinog gradiva te važnost što točnijeg modeliranja istih u cilju definiranja što realnijeg stanja pokazatelja seizmičke otpornosti. Ovo ukazuje na potrebu detaljnijeg eksperimentalnog istraživanja materijalnih svojstava konstrukcija nekom od razornih ili ne razornih metoda.

Iz provedenih usporedbi analitičkih i eksperimentalnih analiza može se zaključiti da se korištenjem nelinearnih karakteristika materijala u analitičkoj analizi dobivaju rezultati približni onima danim u eksperimentalnoj analizi uz korištenje korekcijskih faktora za parametre koje ne sadrži analitički model (proklizavanje armature iz područja sidrenja).

8.1. Zaključci istraživanja

Usporedba rezultata odnosa momenata savijanja i zakrivljenosti krajnjeg presjeka analitičkog i numeričkog proračuna te ispitivanja provedenog u laboratoriju pokazuje vrlo dobro poklapanje ponašanja u linearnom području. Značajnije odstupanje eksperimentalnih rezultata od analitičkih i numeričkih vidi se kod dostizanja granice popuštanja.



Slika 186. Prikaz utjecaja proklizavanja armature iz područja sidrenja na kut zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja granice popuštanja armature

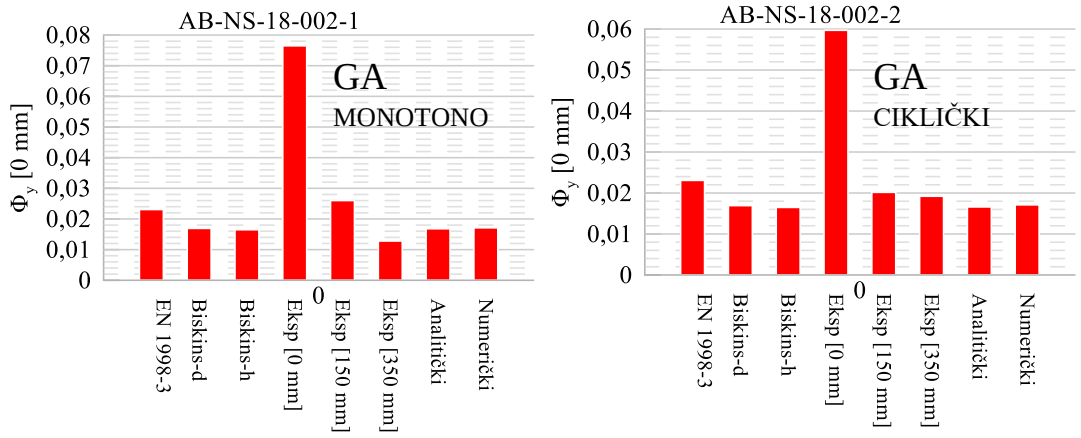
Razlog tome leži u utjecaju proklizavanja glatke armature iz zone sidrenja ispod krajnjeg presjeka (gubitkom prionjivosti produljuje se duljina neusidrenog dijela vlačne šipke što rezultira većom relativnom deformacijom tog područja a time i veći zaokret presjeka na mjestu maksimalnog momenta).

Prosječna zakrivljenost presjeka u području plastičnog zgloba na mjestu maksimalnog momenta određena je mjerenjem relativnih zaokreta između presjeka s maksimalnim momentom i presjeka u neposrednoj blizini. Utjecaj proklizavanja armature na zaokret krajnjeg presjeka vidljiv je iz usporedbe zaokreta dvaju presjeka u blizini krajnjeg presjeka i zaokreta krajnjeg presjeka.

Eksperimentalno ispitivanje stupova provedeno u ovom istraživanju ukazalo je na pojavu diskretnih pukotina duž elementa stupa neovisno o tipu armature (glatka/rebrasta). Razloge ovakve raspodjele pukotina vidim u oblikovanju posmične armature te činjenici da se radi u spoju dva elementa znatno različite krutosti. Jedina razlika u analizi pukotina između glatke i rebraste armature je u visini pojave pukotina od dna stupa. Kod stupova s rebrastom armaturom pojavile su se dvije pukotine više, ali u približno jednakom rasteru kao i kod glatke armature.

8.1.1. Kut zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja granice popuštanja

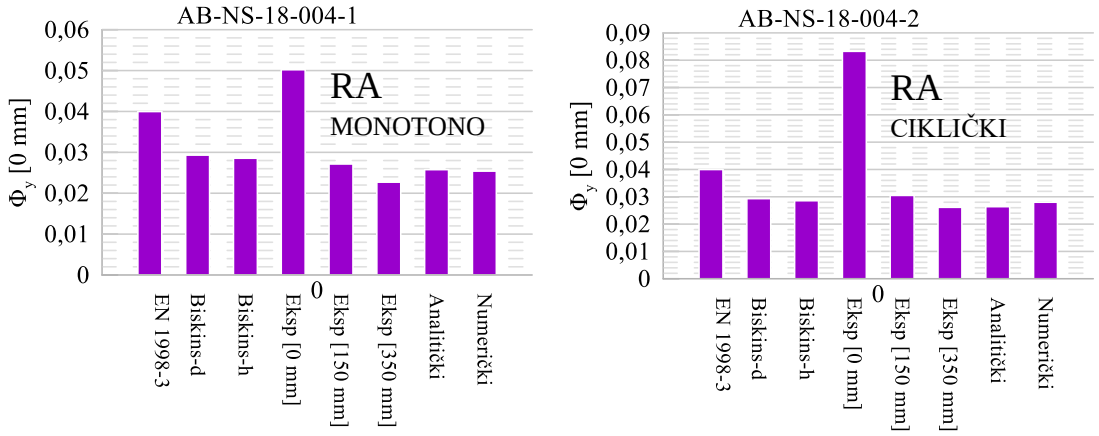
Rezultati monotono ispitanih uzoraka pokazuju prosječno 5 puta veći zaokret krajnjeg presjeka dobiven eksperimentalno kod dostizanja granice popuštanja s obzirom na analitičke i numeričke proračune koji ne uključuju efekt proklizavanja iz područja sidrenja (Slika 187). Iz rezultata uzoraka s rebrastom armaturom vidljivo je da je razlika između kutova zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja granice popuštanja eksperimentalnih, analitičkih i numeričkih rezultata značajno manja (2 puta veći zaokret eksperimentalnog rezultata) (Slika 188).



Slika 187. Usporedba monotono (lijevo) i ciklički (desno) dobivenih rezultata kuta zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja granice popuštanja uzoraka izvedenih s glatkom armaturom

Kod ciklički ispitanih uzoraka, razlika eksperimentalnih rezultata mjerenja zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja granice popuštanja te analitičkih i numeričkih rezultata neznatno je manja u odnosu na monotona ispitivanja i prosječno iznosi 4.5 puta veći zaokret eksperimentalnih mjerenja u odnosu na analitičke i numeričke rezultate. Ovdje se isto kao i kod monotono ispitanih uzoraka razlog nepodudaranja smatra gubitak prionjivosti između betona i armature u području sidrenja glatke armature.

Ovdje valja uočiti i 50% veću razliku zaokreta krajnjeg presjeka ciklički ispitanih uzoraka u odnosu na monotono ispitane uzorke izvedene s rebrastom armaturom. Budući da je kroz analitičke i eksperimentalne rezultate utvrđeno da utjecaj veće uzdužne sile umanjuje sposobnost rotacije presjeka, za pretpostavit je da bi razlika bila i veća jer je ciklički ispitan uzorak bio podvrgnut 50% većoj sili.

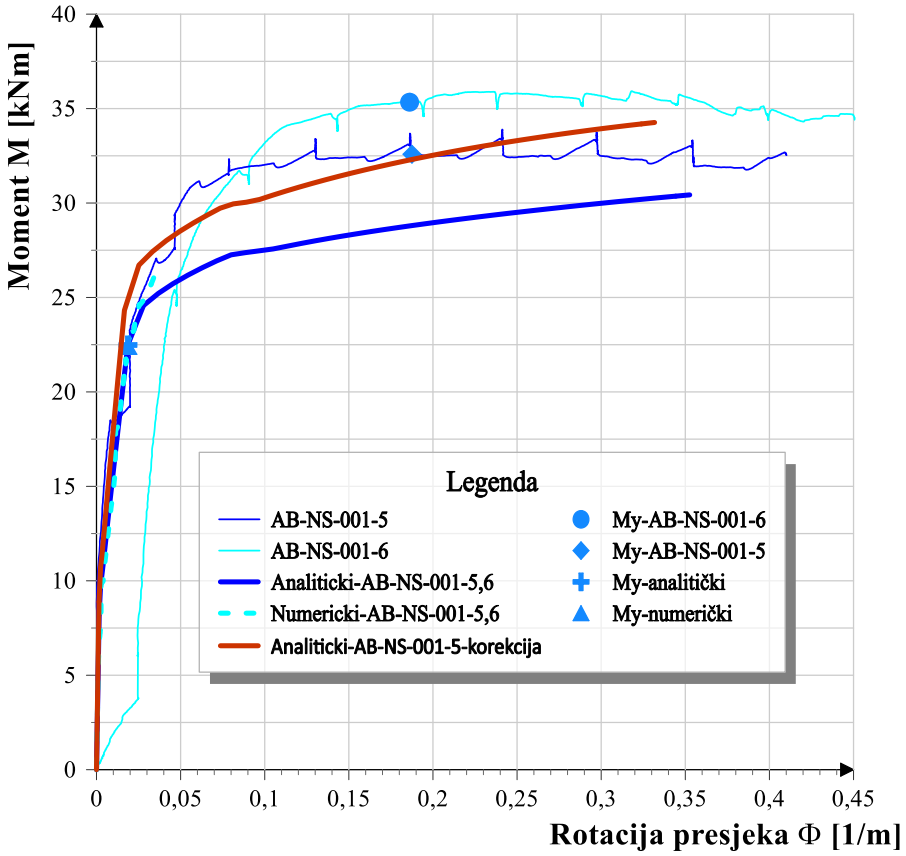


Slika 188. Usporedba monotono (lijevo) i ciklički (desno) dobivenih rezultata kuta zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja granice popuštanja uzoraka izvedenih s rebrastom armaturom.

Iz danih usporednih rezultata odnosa momenta savijanja i zaokreta presjeka kod nekih uzoraka javlja se značajnije odstupanje rezultata. Osim već prije spomenutog utjecaja proklizavanja armature, kod nekih uzoraka vidljiva je manja analitički dobivena nosivost u odnosu na eksperimentalnu. Nekoliko je možebitnih razloga nepodudaranja rezultata. Među značajnijim su:

- Model radnog dijagram armature korištenog u analitičkom proračunu ne podudara se radnim dijagramom eksperimentalno ispitanih karakteristika armature u području nakon početka očvršćivanja armature.
- Geometrijska nesavršenost poprečnog presjeka (postoje odstupanja u dimenzijama i debljini zaštitnog sloja između modeliranih i stvarno izvedenih poprečnih presjeka elemenata koja utječu na prije spomenuta odstupanja rezultata.
- Pristup po načelu sigurnosti: empirijski i numerički modeli rade se tako da daju rezultate na strani sigurnosti zbog čega pokus daje bolje rezultate.

U nastavku je dan kalibrirani odnos momenta i rotacije presjeka jednog stupa u kojem su se pojavila značajnija odstupanja. Kalibriranje je provedeno na način da su u analizi korištene stvarno izmjerene geometrijske karakteristike presjeka te je korišten radni dijagram koji bolje opisuje ponašanje armature.



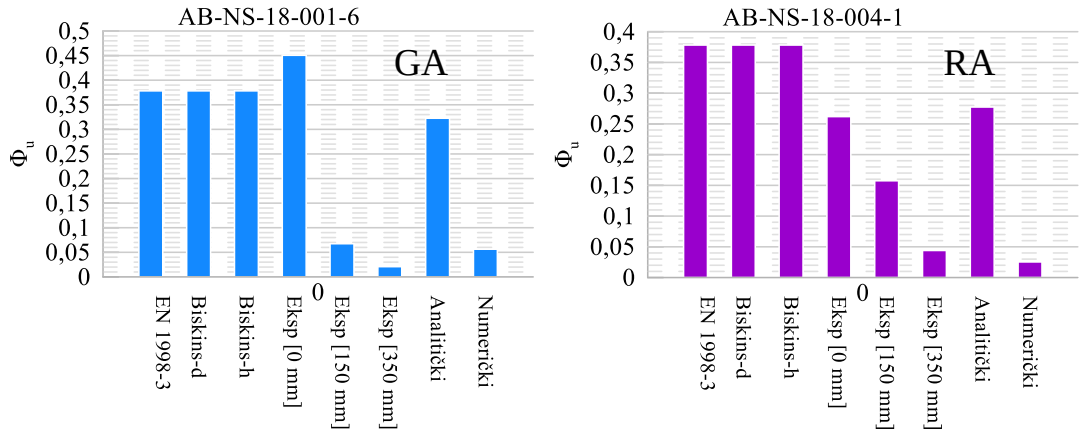
Slika 189. Prikaz materijalne i geometrijske korekcije odnosa momenta i savijanje ispitanih uzoraka

Zakrivljenost krajnjeg presjeka kod dostizanja granice popuštanja dobivena prema normiranim izrazima i izrazima pojedinih istraživanja danim u stanju područja, dobro se podudara s analitički dobivenom zakrivljenosti. Eksperimentalno dobivena zakrivljenost krajnjeg presjeka kod dostizanja granice popuštanja značajno odstupa od zakrivljenosti dobivene analitički te pomoću normiranih izraza i izraza pojedinih istraživanja danih u stanju područja (Slika 187). Može se zaključiti da su dani normirani izrazi kao i izrazi pojedinih istraživača kalibrirani na elementima s rebrastom armaturom, odnosno ne uzimaju u obzir utjecaj gubitka prionjivosti između betona i armature koji se ovim istraživanjem pokazalo kao važan parametar kod definiranja bitnih pokazatelja seizmičke otpornosti elemenata konstrukcije. Za analizu zakrivljenosti krajnjeg presjeka elemenata netipičnih poprečnih presjeka kod dostizanja granice popuštanja predlaže se analitički postupak dan u ovom istraživanju uz upotrebu prije navedenih, eksperimentalno dobivenih korekcijskih faktora zbog proklizavanja armature iz područja sidrenja.

8.1.2. Kut zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja

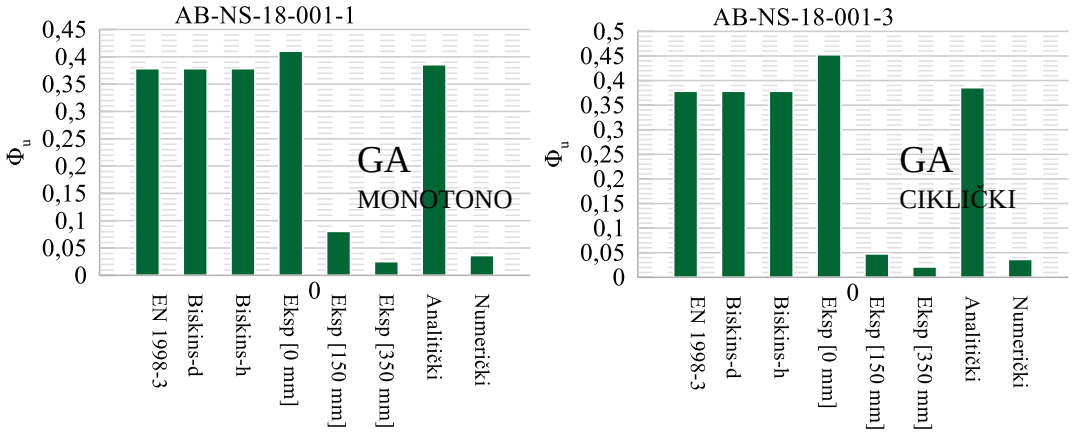
Zaokret presjeka eksperimentalno ispitanih uzoraka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja veći je od istog dobivenog analitičkim proračunom. Uzrok ovome je isti kao i kod dostizanja granice popuštanja armature. Proklizavanje glatke armature utječe i na veličinu granične zakrivljenosti presjeka. To se naročiti vidi iz usporedbe eksperimentalnih i analitičkih rezultata uzoraka s glatkom i rebrastom armaturom gdje se kod uzorka s rebrastom armaturom granični

zaokreti presjeka gotovo podudaraju (razlika 6%) dok kod uzoraka s glatkom armaturom eksperimentalni rezultati daju nešto veći zaokret presjeka u odnosu na analitičke.



Slika 190. Usporedba kuta zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja uzorka izvedenog s glatkom armaturom (lijevo) i uzorka izvedenog s rebrastom armaturom (desno)

Rezultati ispitivanja monotono opterećenih uzoraka pokazuju prosječno 10 % veći zaokret presjeka od onog dobivenog analitičkim proračunom. Kod uzoraka kod kojih je zaokret krajnjeg presjeka manja od analitičke može se uočiti veći utjecaj zaokreta na mjestu druge pukotine koja se u svim monotono ispitanim uzorcima nalazi u području plastičnog zgloba.



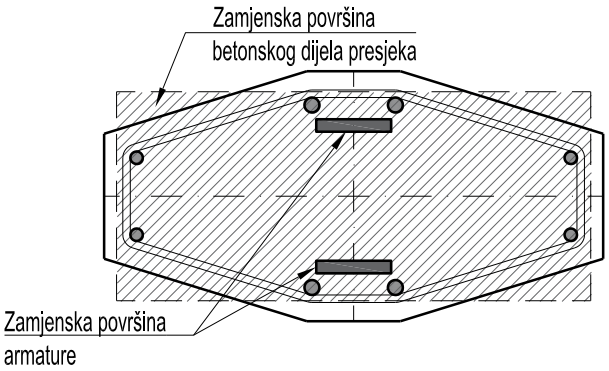
Slika 191. Usporedba monotono (lijevo) i ciklički (desno) dobivenih rezultata kuta zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja nosivosti

Kod ciklički opterećenih uzoraka, eksperimentalno izmjeren zaokret krajnjeg presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja je u prosjeku 20% veći od zaokreta dobivenog analitičkim postupkom. Iz usporedbe monotono i ciklički dobivenih kutova zaokreta kod dostizanja granice popuštanja i krajnjeg graničnog stanja može se zaključiti da je plastični udio zaokreta presjeka veći kod ciklički ispitanih elemenata.

Dan analitički postupak može se koristiti za proračun rotacije presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja uz korekciju zbog proklizavanja armature iz područja sidrenja. Ovdje valja primijetiti činjenicu da je odstupanje eksperimentalnih rezultata u odnosu na analitičke znatno manje nego kod dostizanja granice popuštanja. Iz toga se može zaključiti da se utjecaj proklizavanja armature iz područja sidrenja umanjuje kako se približavamo krajnjem graničnom stanju. Za ocjenu ovakvih presjeka se predlaže analitički postupak dan u ovom radu

uz korekcijski faktor zbog proklizavanja armature koji iznosi 1,1 za monotono ispitane uzorke i 1,2 za ciklički ispitane uzorke.

Zaokret krajnjeg presjeka uzoraka armiranog s rebrastom armaturom dobivena prema normiranim izrazima te izrazima pojedinih istraživača uz korištenje zamjenskog pravokutnog presjeka veća je za 46% od rotacije dobivene eksperimentalno ili analitički. Ovdje je vidljivo veće odstupanje rezultata danih izraza nego kod dostizanja granice popuštanja. Razlog je u bržem gubljenju tlačnog područja (po visini i po širini) presjeka analiziranih u ovom istraživanju što dovodi do sloma betona tlačnog područja prije nego kod pravokutnog presjeka kod kojeg se tlačno područje smanjuje samo po visini. Budući da se eksperimentalni i analitički rezultati zaokreta kod dostizanja graničnog stanja nosivosti rebrasto armiranog uzorka dobro poklapaju može se zaključiti da korištenje zamjenskog pravokutnog presjeka za izračun rotacije ne daje dobre rezultate za ocjenu kod krajnjeg graničnog stanja. Iz svega navedenog može se zaključiti da oblik presjeka značajno utječe na veličinu zaokreta presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja a time i na ostale pokazatelje seizmičke otpornosti elemenata konstrukcija.



Slika 192. Zamjenski pravokutni presjek korišten u analizi pokazatelja seizmičke otpornosti pomoću normiranih izraza te izraza značajnijih istraživanja

Usporedbom rezultata ciklički i monotono opterećenih uzoraka izvedenih s rebrastom armaturom vidljivo je da je kut zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja, ciklički opterećenog uzorka 50% veća od istog dobivenog monotonim opterećenjem. Ovdje valja napomenuti da je aksijalna sila bila također veća za 50% što bi prema analitičkom proračunu dodatno trebalo umanjiti vrijednost kuta zaokreta. Dva su možebitna razloga ovakve razlike rezultata: prvi je da zbog naizmjeničnog mijenjanjem ciklusa opterećenja (tlačno/vlačna armatura) zbog kojih se povećava područje gubitka prionjivosti između betona i armature a time i veća relativna deformacija koja daje za rezultat veći kut zaokreta; drugi mogući razlog je da zbog plastifikacije armature tlačne i vlačne strane presjeka, zaostaje relativna deformacija armature u tlačnom području koja umanjuje krutost elementa dok se armatura tlačno ne plastificira.

8.1.3. Duljina plastičnog zgloba

Prema rezultatima analize rasporeda i širine pukotina monotono ispitanih stupova, armiranih glatkom armaturom može se zaključiti sljedeće:

- Prve pukotine pojavljuju se u ranoj fazi opterećenja većine ispitanih elemenata (do 20 mm pomaka vrha stupa)

- Dominantna je pukotina na samom spoju elementa stupa s sidrenim blokom
- Prva pukotina od dna stupa javlja se na visini od 12-14 cm (područje prve vilice) i zajedno s pukotinom na dnu stupa predstavlja mjesto plastifikacije elementa.
- Ostale pukotine se nakon nekog trenutka (pomaka vrha stupa 40-50 mm) prestaju širit te ostaju u dopuštenim granicama za armirano betonske elemente.

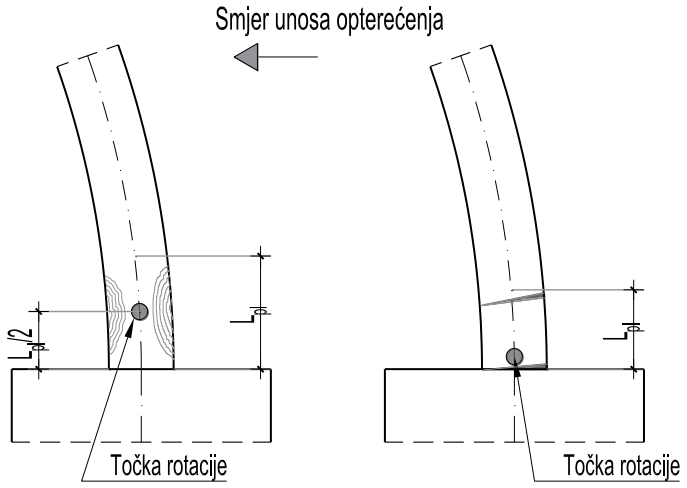
Eksperimentalnim ispitivanjem uzoraka izvedenih s glatkom i rebrastom armaturom utvrđen je približno jednak raspored pukotina po visini stupa. Razlike su vidljive jedino u raspodjeli širina pukotina po visini stupa. Kod uzoraka s glatkom armaturom, dominantne su dvije pukotine u području plastičnog zgloba koje imaju znatno veće širine nego pukotine izvan područja plastičnog zgloba. Kod uzoraka s rebrastom armaturom pukotine su ravnomjernije raspoređene od većih na dnu do manjih prema vrhu. Navedeno ukazuje na činjenicu da postoje razlike u ponašanju elemenata u području plastičnog zgloba odnosno da u području plastičnog zgloba dolazi do većeg uzajamnog pomicanja betona i čelika od onog uzrokovanog samim otvaranjem vlačne pukotine koja lokalno odvaja beton i armaturu.

Mjerenjem relativne deformacije pomoću tenzometara postavljenih na šipke armature ustanovljeno je da je granica popuštanja armature nešto više od mjesta diskretne pukotine ali ne u mjeri kako je to definirano izrazima za duljinu plastičnog zgloba danim od strane pojedinih istraživača (monotono opterećenje).

Iz navedenog se može zaključiti da je sva plastična deformacija uzoraka s glatkom armaturom svedena na rotaciju elementa oko pukotine krajnjeg presjeka i prve pukotine od dna elementa. Iz toga proizlazi zaključak o visini plastičnog zgloba monotono ispitanih elemenata koja se kreće uglavnom oko visine prve pukotine i iznosi 0,7h, gdje je h visina presjeka.

Provedenim ispitivanjem ustanovljeno je da se dvije pukotine nalaze u području visine plastičnog zgloba. Pukotina krajnjeg presjeka je znatno veća od one iznad što povlači za činjenicu da je i zaokret krajnjeg presjeka znatno veći (ne vrijedi linearan omjer pukotina). Ukupna rotacija jednaka je zbroju svih rotacija plastične zone. Budući da su to vektorske veličine (imaju iznos i mjesto nastanka) s dominantnim vektorom zaokreta krajnjeg presjeka može se zaključiti da je mjesto rotacije elementa pri samom dnu. Kako se radi o cikličkom opterećenju te je prethodno navedeni proces reverzibilan, središte zaokreta je u sredini presjeka. Visina točke rotacije od dna stupa ovisi o odnosu veličina pukotine krajnjeg presjeka i pukotina unutar plastičnog zgloba.

Slika 193 ukazuje na bitnu razliku ponašanja elemenata danih kroz područje istraživanja od strane pojedinih istraživača, većinom temeljenih na ispitivanju uzoraka s rebrastom armaturom te armiranih prema smjernicama za duktilno ponašanje a na osnovi kojih su dani pojedini izrazi za ocjenu pokazatelja seizmičke otpornosti (uz pretpostavku rotacije elementa oko polovice visine plastičnog zgloba) i ponašanja elemenata ispitanih ovim istraživanjem. Izrazi za rotacijski kapacitet elemenata dani u normama i novijim istraživanjima (s pretpostavkom rotacije oko polovice plastičnog zgloba) na osnovi kojih se kalibriraju empirijski izrazi za duljinu plastičnog zgloba nisu primjereni za kalibriranje duljine plastičnog zgloba elemenata danih u ovom istraživanju.



Slika 193. Usporedno ponašanje elemenata u području plastičnog zgloba prema istraživanjima danim u stanju područja (lijevo) i eksperimentalnim rezultatima ovog istraživanja (desno)

Izraz za duljinu plastičnog zgloba monotono opterećenih elemenata danih u stanju područja istraživanja daje skoro dva puta veću duljinu plastičnog zgloba. Razlog tome je vidljiv u analizi visine plastičnog zgloba eksperimentalno ispitanog uzorka stupa s ugrađenom rebrastom armaturom gdje se visina plastifikacije proteže do visine 1,2 h. Iz navedenog se može zaključiti da je dan izraz kalibriran na elementima s rebrastom armaturom te nije primjenjiv na elemente izvedene s glatkom armaturom.

Saznanja o visini područja plastičnog zgloba može dobiti ako pratimo usporedbe odnosa momenta i rotacija presjeka po visini elementa od mjesta upetosti prema gore. Iz navedenog se može zaključiti na kojoj visini presjeka izostaje duktilno ponašanje a time utvrđujemo i visinu područja plastičnog zgloba.

Analiza širine i raspodjele pukotina ciklički ispitanih elemenata stupova ukazuje na slično ponašanje elemenata stupova kao i kod monotonog opterećenja. Dominantna je pukotina krajnjeg presjeka i prva pukotina koja se nalazi na visini 0,7 h. Ovakva raspodjela visine plastičnog zgloba poklapa se s rezultatima prema izrazima za duljinu plastičnog zgloba ciklički opterećenih elemenata.

Iz analize odnosa momenta i rotacije triju karakterističnih presjeka prema eksperimentalnoj analizi može se vidjeti da je u presjecima nekoliko uzoraka koji se nalaze 150 mm od dna vidljiv udio plastične deformacije, dok presjek na visini 350 mm nema plastične deformacije.

8.1.4. Rotacijski kapacitet kod dostizanja granice popuštanja

Iz usporedbe rezultata rotacijskog kapaciteta kod dostizanja granice popuštanja monotono ispitanih uzoraka može se zaključiti da je rotacijski kapacitet većine uzoraka izvedenih s glatkom armaturom veći od rotacijskog kapaciteta izračunatog prema izrazima danim u normama [8], [21] te izrazima značajnijih istraživanja.

Kao i kod prijašnjih usporedbi i ovdje je korišten zamjenski pravokutni presjek za proračun rotacijskog kapaciteta prema danim izrazima. Ovdje valja napomenuti da je rotacijski kapacitet dan prema normama [8], [21] i pojedinim istraživanjima dan preko dva istovrijedna izraza čiji rezultat se u konačnice razlikuje ovisno o primijenjenoj formulacija za proračun zaokreta

presjeka koja se razlikuje ovisno o pojedinom istraživanju. Izrazi za zaokret presjeka kod dostizanja granice popuštanja prema normama [8], [21] daju 36 % veći zaokret presjeka nego izrazi prema istraživanjima danim u [29] što uzrokuje i razliku u danim izrazima za rotacijski kapacitet kod dostizanja granice popuštanja). Eksperimentalni rezultati monotono ispitanih uzoraka, izvedenih s glatkom armaturom su u prosjeku veći za 20 % od rezultata dobivenih prema izrazima danim u [8], [21] i 59% veći od rezultata prema istraživanjima danim u [29]. Kod ciklički ispitanih uzoraka razlika je 10 % veći prosječni rotacijski kapacitet u odnosu na [8], [21] i 41% veći prosječni rotacijski kapacitet kod dostizanja granice popuštanja prema [29].

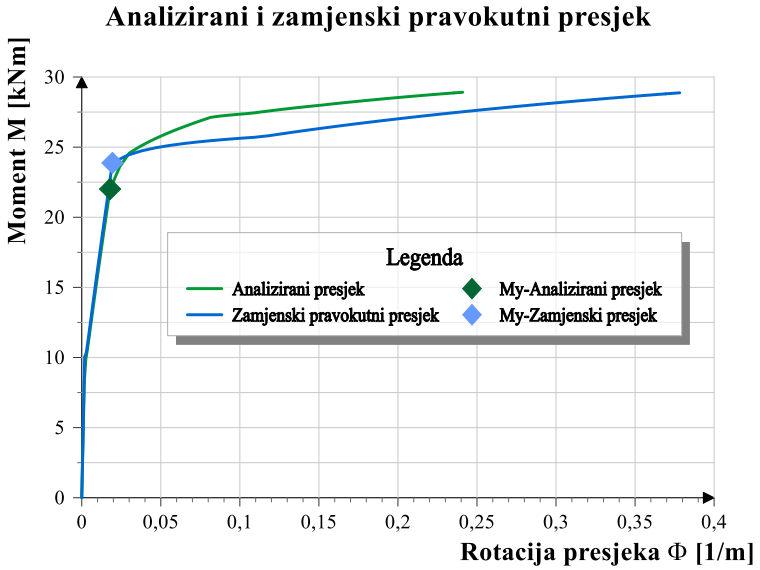
Razlog ovome je utjecaj rotacije krajnjeg presjeka koji je zbog utjecaja proklizavanja glatke armature znatno veći od izraza danih u usporedbi. Ovdje valja napomenuti da dani empirijski izrazi u sebi sadrže komponentu utjecaja proklizavanja armature iz zone sidrenja koju je potrebno dodatno prilagoditi za elemente izvedene s glatkom armaturom.

Budući da se analitički i numerički rezultati zaokreta presjeka relativno dobro poklapaju s rezultatima danim normiranim izrazima prema [8], [21] i izrazima predloženim u istraživanjima [29] predlaže se korištenje procedure proračuna zaokreta dano u ovom radu te povećanje ukupnog rotacijskog kapaciteta danog u normama [8], [21] s korekcijskim faktorom 1,2 za monotono opterećenje i 1,1 za cikličko opterećenje.

Iz analize stupa izvedenog s rebrastom armaturom može se vidjeti da se eksperimentalno dobiveni rotacijski kapacitet puno bolje podudara s vrijednostima dobivenim preko izraza novijih istraživanja [29] za monotono i cikličko opterećenje. Ovdje valja uočiti činjenicu da je eksperimentalno dobiveni rotacijski kapacitet prosječno manji od onog dobivenog preko izraza u kojem je korišten zamjenski pravokutni presjek. Iz ovog se može zaključiti da oblik presjeka analiziran u ovom istraživanju rezultira manjim rotacijskim kapacitetom kod dostizanja granice popuštanja nego zamjenski pravokutni presjek ekvivalentne nosivosti.

8.1.5. Rotacijski kapacitet kod dostizanja graničnog stanja nosivosti

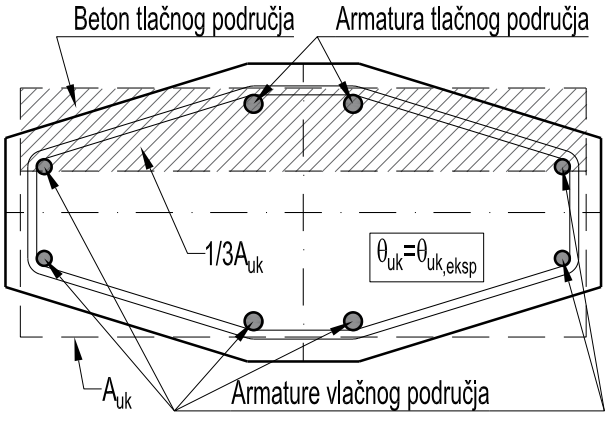
Usporedbom rezultata rotacijskog kapaciteta kod dostizanja graničnog stanja nosivosti s izrazom za monotono opterećene uzorke danim u [29], može se uočiti značajno odstupanje rezultata (2,2 puta manji ukupni rotacijski kapacitet dobiven eksperimentalno). Dani izraz u sebi sadrži koeficijente kojima se uzima u obzir utjecaj proklizavanja armature i nesezmičkog oblikovanja elementa. Budući da i uzorak izveden s rebrastom armaturom ukazuje na slično nepodudaranje rezultata (22% manji rotacijski kapacitet dobiven eksperimentalno), može se zaključiti da granični rotacijski kapacitet netipičnog presjeka analiziranog u ovom radu znatno manji od rotacijskog kapaciteta zamjenskog pravokutnog presjeka ekvivalentne nosivosti. Smanjenje tlačnog područja ovako oblikovanog presjeka dovodi prije do otkazivanja nosivosti betona nego kod pravokutnog ili kvadratnog presjeka. Ovo se može vidjeti i iz usporedbe analitičke analize odnosa zakrivljenosti presjeka obrađenog u ovom radu i zamjenskog pravokutnog presjeka (Slika 194). gdje zamjenski pravokutni presjek ima veću rotacijsku sposobnost.



Slika 194. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranog i zamjenskog pravokutnog presjeka

Za usporedbu graničnog rotacijskog kapaciteta ciklički opterećenih uzoraka korišten su dva izraza prema normama [8], [21] i istraživanju [29]. Oba dana izraza u sebi sadrže koeficijente koji uključuju utjecaj proklizavanja armature iz područja sidrenja te utjecaj neseizmičkog oblikovanja elemenata. Iz usporedbe rezultata vidi se da je eksperimentalno dobiven ukupni rotacijski kapacitet prosječno 18% manji od ukupnog rotacijskog kapaciteta danog prema [8], [21] i 31% manji od ukupnog rotacijskog kapaciteta danog prema [29]. Ovdje valja spomenuti i činjenicu da su svojstva betona ugrađenog u uzorke pokazala veće deformacijske karakteristike od očekivanih što je dodatno rezultiralo većim rotacijskim kapacitetom kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja eksperimentalno ispitanih uzoraka.

Iz svega navedenog može se zaključiti da dani izrazi za ukupni rotacijski kapacitet a time i plastični dio rotacijskog kapaciteta, nisu primjenjivi za ocjenu istog na netipičnim poprečnim presjecima analiziranim u ovom radu bez dodatne kalibracije. Kalibriranje izraza treba ići u smjeru prilagodbe odnosa mehaničkih koeficijenata armiranja (pitanje je koji dio armature pripada vlačnom a koji tlačnom području presjeka) te redukcijom površine tlačnog područja presjeka kao bitnog parametra kod otkazivanja elemenata s ovakvim oblicima poprečnog presjeka. Ovako kalibrirani izrazi puno bolje se poklapaju s eksperimentalnim ispitivanjem.



Slika 195. Karakteristike poprečnog presjeka za kalibraciju empirijskih izraza danih u normama i značajnijim istraživanjima

Nadalje, u nelinearnom području rezultati numeričkog modela podudaraju se s rezultatima ispitivanja do maksimalne razine opterećenja. Zaključuje se da se modeliranjem u tradicionalno primjenjivanom programskom paketu ne može iskoristiti duktilno ponašanje elemenata. Modeliranje postojećih konstrukcija za otkrivanje njihovih stvarnih kapaciteta valja provoditi složeniji konačnim elementima pravilno modelirajući i stvarnu prionjivosti između armature i betona.

8.2. Izvorni doprinos i primjena rezultata istraživanja

Rezultati ovog istraživanja doprinose seizmičkom ocjenjivanju mostova koji nisu projektirani u skladu sa suvremenim smjernicama duktilnog ponašanja u cilju optimalnog gospodarenja postojećom infrastrukturom.

Navedeni doprinos je vidljiv kroz ocjenu primjenjivosti postojećih normiranih izraza za pokazatelje seizmičke otpornosti dobivenih na temelju dosadašnjih analitičkih i eksperimentalnih istraživanja provedenih na modelima stupova standardnih poprečnih presjeka, na elemente s poligonalnim poprečnim presjekom, izvedene s glatkom armaturom koji nisu izvedeni u skladu sa suvremenim smjernicama duktilnog ponašanja.

Proširenje postojeće baze eksperimentalnih istraživanja stupova koji nisu projektirani u skladu s prije spomenutim smjernicama, izvedenih s glatkom armaturom te formiranje nove baze elementa, poligonalnog poprečnog presjeka s ciljem definiranja empirijskih izraza za pokazatelje seizmičke otpornosti ovakvih elemenata izvorni je znanstveni doprinos ovog istraživanja.

Doprinos rezultata istraživanja vidljiv je kroz pozitivan učinak proklizavanja glatke armature na pokazatelje seizmičke otpornosti do granice popuštanja, a negativan učinak poligonalnog presjeka u odnosu na pravokutni presjek kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja te kroz prilagodbu parametra duljine plastičnog zgloba normiranih izraza pokazatelja seizmičke otpornosti eksperimentalno utvrđenom ponašanju elemenata, poligonalnog poprečnog presjeka, izvedenih s glatkom armaturom koji nisu izvedeni prema smjernicama za duktilno ponašanje.

Primjena rezultata provedenih istraživanja vidljiva je kroz predloženi analitički postupak dan u ovom istraživanju za analizu krivulje odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti netipičnih poprečnih presjeka kao osnovnog parametra pokazatelja seizmičke otpornosti te predloženim korekcijama za elemente s glatkom armaturom koji nisu izvedeni prema smjernicama za duktilno ponašanje.

Korekcije postojećih normiranih smjernica pri ocjenjivanju seizmičke otpornosti stupova poligonalnih poprečnih presjeka također je od praktičnog značaja danog ovim istraživanjem.

Kao praktičan značaj rada je i smjernica za modeliranje postojećih konstrukcija izvedenih s glatkom armaturom za otkrivanje njihovih stvarnih kapaciteta koja ukazuje na potrebu primjene složenijih konačnih elemenata, pravilno modelirajući karakteristike stvarno ugrađene armature i betona (u pogledu nosivosti i deformabilnosti) ali i stvarne karakteristike prionjivosti između armature i betona.

Zaključci ovog istraživanja, kao i baza eksperimentalnih rezultata koristit će u daljnjim istraživanjima s ciljem formiranja mehaničkih i empirijskih izraza pokazatelja seizmičke otpornosti elemenata ovakvih karakteristika.

Ovim je istraživanjem potvrđena postavljena hipoteza: Normirani izrazi za određivanje pokazatelja potresne otpornosti nisu mjerodavni za stupove starijih mostova s netipičnim poprečnim presjecima bez suvremeno oblikovanih detalja za duktilno ponašanje.

8.3. Preporuke za daljnja istraživanja

Proširenje baze podataka eksperimentalno izvedenih stupova s netipičnim oblicima presjeka i ugrađenom glatkom armaturom te formuliranje izraza pokazatelja seizmičke otpornosti za elemente s ovakvim karakteristikama sigurno je tema za daljnja istraživanja.

Parametri koji uzrokuju potrebu za korekcijskim faktorima dobivenim eksperimentalnim istraživanjem kojima se za sada jedino mogu ocijeniti pokazatelji seizmičke otpornosti zbog malog broja ispitanih uzoraka ovakvih karakteristika, mogli bi se u daljnjem istraživanju implementirati u analitički model.

Analitičku analizu prati računalni program kreiran unutar programskog paketa MS EXCEL uz korištenje VBA editora koji je lako prilagodljiv drugim oblicima presjeka. Ovako definirani program bilo bi dobro dodatno automatizirati i na taj način olakšati njegovu primjenu u svakodnevnoj inženjerskoj praksi.

Povećanje razine seizmičke otpornosti u pogledu nosivosti i duktilnosti ovako oblikovanih i izvedenih stupova mostova prikladno lijepljenim trakama od polimera armiranih vlakancima također je tema za nastavak istraživanja. Cilj je povećati razinu nosivosti a istovremeno zadržati deformacijska svojstva elemenata što kod ovako oblikovanih i izvedenih elemenata predstavlja dodatan izazov.



Slika 196. Eksperimentalno ispitivanje ojačanih modela stupova

9. POPIS CITIRANE LITERATURE

[1] Cosenza, E., Manfredi, G., Verderame, G. M.: CAPACITY MODELS OF RC MEMBERS WITH EMPHASIS ON SUB-STANDARD COLUMNS WITH PLAIN BARS, no. FEBRUARY, pp. 129–144, 2009.

[2] Isaković, T., Fischinger, M.: Pojednostavnjene nelinearne metode proračuna betonskih mostova, *Gradjevinar*, vol. 61, no. 7, pp. 625–633, 2009.

[3] Cetinkaya, O. T., Nakamura, S., Takahashi, K.: A static analysis-based method for estimating the maximum out-of-plane inelastic seismic response of steel arch bridges, *Engineering Structures*, vol. 28, no. 5, pp. 635–647, 2006, http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2005.09.017.

[4] Lu, Z., Ge, H., Usami, T.: Applicability of pushover analysis-based seismic performance evaluation procedure for steel arch bridges, *Engineering Structures*, vol. 26, no. 13, pp. 1957–1977, 2004, http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2004.07.013.

[5] Franetović, M.: Potresni proračun integralnih nadlučnih stupova lučnih mostova, 2014.

[6] Mancini, M.: Structural performance assessment of existing R.C. bridges in seismic prone areas, 2011.

[7] Franetović, M., Mandić Ivanković, A., Radić, J.: Seismic assessment of existing reinforced concrete arch bridges, *Journal of the Croatian Association of Civil Engineers*, vol. 66, pp. 691–703, 2014, http://dx.doi.org/10.14256/JCE.1073.2014.

[8] Eurocode: Eurocode 8 : Design of structures for earthquake resistance — Part 3 — Assessment and retrofitting of buildings, vol. 3. Brussels: European Committee for Standardization CEN, 2004.

[9] Franetović, M., Mandić Ivanković, A., Radić, J.: Seismic Assessment of Existing Bridges in Croatia., in *In Proceedings of the International IABSE Conference: Assessment, Upgrading and Refurbishment of Infrastructures*, 2013.

[10] Franetović, M., Radić, J., Šavor, Z.: Seismic Assessment of Arch Bridge Across Slunjčica River in Slunj, in *In SECON - CSSE Proceedings of the 3rd Chinese-Croatian Joint Colloqium: Sustainable arch bridges.*, Zagreb, 2011.

[11] Mandić Ivanković, A.: Granična stanja postojećih mostova, University of Zagreb, Faculty of Civil Engineering, 2008.

[12] Eurocode: Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance—Part 1—General rules, seismic actions and rules for buildings, vol. 3. Brussels: European Committee for Standardization CEN, 2006.

[13] Eurocode: Eurocode 8 — Design of structures for earthquake resistance —Part 2—Bridges, vol. 3. Brussels: European Committee for Standardization CEN, 2005.

[14] Mandić Ivanković, A., Srbić, M., Radić, J.: Seismic Performance of Concrete Arch Bridges, in *fib Symposium 2016: Performance – Based Approaches for Concrete Structures*, pp. 237–238, Cape Town, South Africa, 2016.

[15] Kowalsky, M. J.: A displacement-based approach for the seismic design of continuous concrete bridges, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 31, no. 3, pp. 719–747, 2002, http://dx.doi.org/10.1002/eqe.150.

[16] Botero, J. C. A.: Displacement-Based Design of Continuous Concrete Bridges Under Trasnverse Seismic, 2006.

[17] M. J. N. Priestley, F. Seible, G. M. Calvi.: Seismic Design and Retrofit of Bridges, . John Wiley & Sons, INC., New York, p. 686, 1996.

[18] Priestley, M. J. N., Park, R.: Strength and ductility of concrete bridge columns under seismic loading, *ACI Structural Journal*, vol. 84(1), pp. 61–76, 1987.

[19] M.J.N. Priestley, G.M. Calvi, M. J. K.: Displacement Based Seismic Design of Structures, . 2007.

[20] FEMA: FEMA 461, , no. June. Redwood City, p. 113, 2007.

[21] Eurocode: HRN Eurokod 8: Projektiranje potresne otpornosti konstrukcija - 3. dio: Ocjenjivanje i obnova zgrada+AC:2010, European Committee for Standardization CEN, Brussels, 2005.

[22] Eurocode: Eurocode 2 - Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings, vol. BS En 1992. Brussels: European Committee for Standardization CEN, 2004.

[23] Baker, A. L. L.: Ultimate Load Design of Reinforced Concrete Frames: A Recapitulation and Appraisal. March, 1963, *I.A.B.S.E. publications*, vol. V-23, 1963.

[24] Verderame, G. M., Ricci, P., Manfredi, G., Cosenza, E.: Ultimate chord rotation of RC columns with smooth bars: Some considerations about EC8 prescriptions, *Bulletin of Earthquake Engineering*, vol. 8, no. 6, pp. 1351–1373, 2010, http://dx.doi.org/10.1007/s10518-010-9190-x.

[25] Verderame, G. M., Fabbrocino, G., Manfredi, G.: Seismic response of r.c. columns with smooth reinforcement. Part I: Monotonic tests, *Engineering Structures*, vol. 30, no. 9, pp. 2277–2288, 2008, http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2008.01.025.

[26] Verderame, G. M., Fabbrocino, G., Manfredi, G.: Seismic response of r.c. columns with smooth reinforcement. Part II: Cyclic tests, *Engineering Structures*, vol. 30, no. 9, pp. 2289–2300, 2008, http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2008.01.024.

[27] Panagiotakos, T. B., Fardis, M. N.: Deformations of Reinforced Concrete Members at Yielding and Ultimate, *ACI Structural Journal*, vol. 98, pp. 135–148, 2001.

[28] Fardis, M. N.: Guidelines for Displacement-based Design of Buildings and Bridges. 2007.

[29] Biskinis, D., Fardis, M. N.: Flexure-controlled ultimate deformations of members with continuous or lap-spliced bars, *Structural Concrete*, vol. 11, no. 2, pp. 93–108, 2010, http://dx.doi.org/10.1680/stco.2010.11.2.93.

[30] Biskinis, D., Fardis, M. N., Fardis, M. N.: Deformations at flexural yielding of members with continuous or lap-spliced bars, 2010, http://dx.doi.org/10.1680/stco.2010.11.3.127.

[31] Bae, S., Bayrak, O.: Plastic hinge length of reinforced concrete columns, *ACI Structural Journal*, vol. 105, no. 3, pp. 290–300, 2008, http://dx.doi.org/10.14359/19788.

[32] The fib Model Code for Concrete Structures 2010 was prepared by Special Activity Group 5 New Model Code: fib Model Code for Concrete Structures 2010. Berlin: Wilhelm Ernst & Sohn, 2010.

[33] Elwood, K. J., Eberhard, M. O.: Effective Stiffness of Reinforced Concrete Columns, *ACI Structural Journal*, vol. 106, no. 4, pp. 1–5, 2009, http://dx.doi.org/10.14359/56613.

[34] Priestley, M. J. N.: Myths and Fallacies in Earthquake Engineering , Revisited The Ninth Mallet Milne Lecture , 2003, no. May, p. 98, 2003.

[35] Chandrasekaran, Srinivasan Nunziante, L., Serino, G., Carannante, F.: Seismic Design Aids for Nonlinear Analysis of Reinforced Concrete Structures. 2009.

[36] Ćurić, I., Radić, J., Franetović, M.: Determination of the bending moment – curvature relationship for bridge concrete columns, *Tehnicki vjesnik - Technical Gazette*, vol. 23, no. 3, pp. 907–915, 2016, http://dx.doi.org/10.17559/TV-20131102175034.

[37] Creazza, G., Di Marco, R.: Bending moment-mean curvature relationship with constant axial load in the presence of tension stiffening, *Materials and Structures*, vol. 26, no. 4, pp. 196–206, 1993, http://dx.doi.org/10.1007/BF02472612.

[38] Kwak, H., Kim, S.: Nonlinear analysis of RC beams based on moment – curvature relation, vol. 80, pp. 615–628, 2002.

[39] Šavor, Z., Šavor, M., Srbić, M.: Krk bridge from inception to today, in *Construction of arch bridges*, pp. 377–395, Fuzhou: SECON, 2009.

[40] Šavor, Z., Mujkanović, N., Hrelja, G., Bleiziffer, J.: Reconstruction of the pag bridge, in *Long Arch Bridges*, pp. 241–252, Zagreb: SECON HDGK, 2008.

[41] Radić, J., Šavor, Z., Bleiziffer, J., Kalafatić, I.: Šibenik bridge – design, construction and assessment of present condition, in *Long Arch Bridges*, pp. 207–216, Zagreb: SECON HDGK, 2008.

[42] Radić, J., Kušter, M.: Structural art in steel , concrete and stone - arch bridges designed by Kruno Tonković, in *Long Arch Bridges*, pp. 485–492, Zagreb, 2008.

[43] Pravilnik o tehničkim normativima za projektiranje i proračun inženjerskih objekata u seizmički aktivnim područjima. Službeni list SFRJ br.07- 93/96, 1987.

[44] Furundžić, B.: Privremeni tehnički propisi za građenje u seizmičkim područjima PTP-12 (1964), Zbirka tehničkih propisa u građevinarstvu. Beograd: Izdavačko preduzeće Građevinska knjiga, 1969.

[45] Taucer, F., Pinto, A. V: Mock-up Design of Reinforced Concrete Bridge Piers for PsD Testing at the ELSA Laboratory : (Vulnerability Assessment of Bridges Project), 2000.

[46] Eurocode: HRN Eurocode 8: Projektiranje potresne otpornosti konstrukcija - 2. dio: Mostovi, vol. 1, no. November. Brussels: European Committee for Standardization CEN, 2005.

[47] Eurocode: HRN/NA Eurokod 8 – Projektiranje potresno otpornih konstrukcija – 2. dio: Mostovi – Nacionalni dodatak. Brussels: European Committee for Standardization CEN, 2009.

10. POPIS PRILOŽENIH SLIKA I TABLICA

10.1. Popis slika

Slika 1. Bilinearna i elastoplastična ovisnost sile i pomaka [2]

Slika 2. Definicija rotacije vlakna -reproducirano prema [13][18]

Slika 3. Dijagram sila pomak za monotono i cikličko opterećenje – reproducirano prema [13]

Slika 4. Prikaz unosa opterećenja u vremenu kontrolom pomaka [20]

Slika 5. Dijagram odnos momenta i zakrivljenosti presjeka dan kroz dvije ili tri točke - reproducirano prema [23]

Slika 6. Rezultati ispitivanja 15 ciklički opterećenih stupova s različitim duljinama preklapanja u području plastičnih zglobova [24]

Slika 7. Postavke eksperimenta[25]

Slika 8. Korekcijski faktori za ukupan rotacijski kapacitet u ovisnosti o duljini preklapanja armature u zoni plastičnog zgloba: lijevo: za monotono i cikličko opterećenje; desno: za cikličko opterećenje

Slika 9. Oblici poprečnih presjeka testiranih u svrhu određivanja duktilnosti

Slika 10. Dva načina unosa opterećenja u elemente stupova [18]

Slika 11. Definiranje eksperimentalnog pomaka kod dostizanja granice popuštanja; Definiranje povećanja ciklusa opterećenja[18]

Slika 12. Prikaz idealizirane i stvarne raspodjele zakrivljenosti presjeka po visini elementa – reproducirano prema[19]

Slika 13. Baza podataka korištena za linearnu regresijsku analizu [27]

Slika 14. Primjer usporedbe predviđenih i eksperimentalnih vrijednosti plastičnog rotacijskog kapaciteta [28]

Slika 15. Prikaz odnosa eksperimentalnih i predviđenih vrijednosti ukupnog rotacijskog kapaciteta

Slika 16. Odnos vrijednosti predviđenog i eksperimentalno dobivenog rotacijskog kapaciteta prema izrazu *(1.91)* [29]

Slika 17.Odnos predviđenog i eksperimentalno dobivenog rotacijskog kapaciteta elemenata s glatkom i rebrastom armaturom koji nemaju razradu detalja načinjenu za potresnu otpornost [29]

Slika 18.Usporedba rezultata izraza za duljinu plastičnog zgloba prema različitim autorima[31]

Slika 19. Odnos između uzdužne sile i duljine plastičnog zgloba [31]

Slika 20. Određivanje duljine plastičnog zgloba preko relativnih deformacija tlačnog područja

Slika 21. Bilinearni M/Φ dijagram [28]

Slika 22. Odnos momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka [33]

Slika 23.Odnos između uzdužne sile i naprezanja u vlačnoj armaturi [33]

Slika 24. Usporedba rezultata izmjerenih i proračunatih efektivnih krutosti 120 stupova kao funkcije normalizirane uzdužne sile [33]

Slika 25. Utjecaj savojne krutosti na odnos momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka [34]

Slika 26. Odnos momenta i rotacije presjeka za kružne stupove [34]

Slika 27. Kružni presjeci: Odnos normiranog momenta savijanja i uzdužne sile u ovisnosti o koeficijentu armiranja; odnos normirane zakrivljenosti i uzdužne sile u ovisnosti o koeficijentu armiranja [34]

Slika 28. Pravokutni presjeci: Odnos normiranog momenta savijanja i uzdužne sile u ovisnosti o koeficijentu armiranja; odnos normirane zakrivljenosti i uzdužne sile u ovisnosti o koeficijentu armiranja [34]

Slika 29. Ovisnost efektivne krutosti i uzdužne sile o količini uzdužne armature za kružne (lijevo) i pravokutne (desno) presjeke stupova [34]

Slika 30. Bilinearna aproksimacija M/Φ dijagrama

Slika 31. Trilinearna aproksimacija M/ Φ dijagrama

Slika 32.Elastoplastična i bilinearna idealizacija odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka

Slika 33. Prikaz odnosa naprezanja i deformacija betona [22]

Slika 34. Odnos naprezanja i deformacija za armaturu – reproducirano prema [19]

Slika 35. Odnos naprezanja i deformacija za ovijeni beton[22]

Slika 36. Dijagram odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti za različite udjele armature u presjeku (lijevo); Dijagram odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti za različite čvrstoće betona (desno) [36]

Slika 37. Utjecaj količine vlačne armature na duktilnost zakrivljenosti

Slika 38.Odnos momenta i zakrivljenosti presjeka za različite razine uzdužne sile [35]

Slika 39. Stanje naprezanja na infinitezimalnom dijelu elementa[37]

Slika 40. Razvoj pukotina po fazama [37]

Slika 41.Dva modela utjecaja prionjivosti armature i betona za elemente opterećene savijanjem-reproducirano prema [37]

Slika 42. Teorijski odnos momenta savijanja i zakrivljenosti za elastičan materijal - reproducirano prema [37]

Slika 43. Utjecaj formiranja pukotina na odnos tipičnog momenta savijanja i rotacije presjeka – reproducirano prema [37]

Slika 44. Razlike u odnosu M/Φ dijagrama za dana dva odnosa prionjivosti betona i armature - reproducirano prema [37]

Slika 45. Utjecaj popustljivosti veze između betona i armature te načina modeliranja elemenata na odnos momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka[38]

Slika 46. Poprečni presjek nadlučnog stupa lučnog mosta Slunjčice

Slika 47. Poprečni presjek nadlučnog stupa mosta Šibenik

Slika 48. Poprečni presjek polovice nadlučnog stupa mosta Krk

Slika 49. Karakteristični izgled M/Φ dijagrama

Slika 50. Određivanje položaja neutralne osi za simetričan presjek

Slika 51. Prikaz definiranja položaja neutralne osi

Slika 52. Prikaz analiziranog poprečnog presjek s oznakama

Slika 53. Stanje naprezanja i deformacija u trenutku dostizanja vlačne čvrstoće betona

Slika 54. Stanje naprezanja i deformacija u trenutku dostizanja vlačne čvrstoće betona

Slika 55.Odnos naprezanja i deformacija za beton korišten u proračunu M/Φ dijagrama

Slika 56. Prikaz raspodjele tlačnog i vlačnog područja betona za proračun sila u betonu

Slika 57. Odnos naprezanja i deformacija za armaturu korišten u proračunu M/Φ dijagrama

Slika 58. Dijagram toka formiranja M/Φ dijagrama

Slika 59. M/Φ dijagram analiziranog stupa (gore); ovisnost veličina sila u elementima presjeka o kuto zaokreta

Slika 60. M/Φ dijagram analiziranog stupa oko jace osi (gore); ovisnost veličina sila u elementima presjeka o kuto zaokreta

Slika 61. Parametarska analiza M/Φ dijagrama – Parametar aksijalna sila

Slika 62. Parametarska analiza M/Φ dijagrama – Parametar oblik presjeka

Slika 63. Utjecaj različite tlačne čvrstoće betona pod djelovanje tlačne sile na oblik M/Φ dijagrama

Slika 64. Utjecaj različite količine armature na oblik M/Φ dijagrama

Slika 65. Analitički dobiven M/Φ odnos eksperimentalno ispitanih stupova

Slika 66. Armatura stupa mosta Šibenik

Slika 67. Poprečni presjek modela stupa za eksperimentalno istraživanje

Slika 68. Model za ocjenu veličine aksijalne sile u stupovima mosta

Slika 69. Djelovanje vlastite težine i dodatnog stalnog djelovanja na rasponski sklop

Slika 70. Prvi ton osciliranja mosta

Slika 71. Rezultati aksijalnih sila dobivenih prema računalnom modelu

Slika 72. Rezne sile prema numeričkom modelu

Slika 73. Tlačna i vlačna naprezanja betona numeričkog modela

Slika 74. Naprezanja u armaturi najbližoj vlačnom i tlačnom rubu presjeka

Slika 75. Vrijednosti pojedinog parametra u odnosu na pomak vrha stupa numeričkog modela stupa

Slika 76. Aksonometrijski prikaz stupa i oplatni nacrt

Slika 77. Armaturni nacrt stupa

Slika 78. Prikaz poprečnih presjeka stupova u ovisnosti o različitim pozicijama armature

Slika 79. Izvedba stopa stupova

Slika 80. Postavljanje tenzometara na armaturne šipke stupa

Slika 81. Oplata i izvedba stupova

Slika 82. Položaj opreme i mjernih mjesta

Slika 83. Detaljan prikaz položaja i oznaka mjernih mjesta u području plastičnog zgloba stupa

Slika 84. Čelična kapa za unos opterećenja na vrhu stupa

Slika 85. Radionički nacrt čelične kape

Slika 86. Prikaz postava ispitivanja

Slika 87. Digitalni zapis mjerenja

Slika 88. Prikaz korištenih tenzometara

Slika 89. Faze postavljanja tenzometara

Slika 90.Položaj ekstenzometara: lijevo-vlačna stran (na strani horizontalne preše); desno-tlačna strana

Slika 91. LVDT za mjerenje pomaka vrha stupa

Slika 92. Lijevo: LVDT za mjerenje pomaka horizontalne preše; Desno: inklinometar

Slika 93. Lijevo: LVDT za mjerenje pomaka dna stupa; Desno: LVDT za mjerenje pomaka oslonca horizontalne preše

Slika 94. Položaj LVDT-a za mjerenja pomaka dna stupa

Slika 95. Mjerne doze: desno-vertikalna preša; lijevo-horizontalna preša

Slika 96. Položaj mikrourica za mjerenje pomaka stope stupa

Slika 97. Mjerenje širine pukotina karticama; zapis rezultata mjerenja

Slika 98. Uzdužni presjek ispitivanja uzorka

Slika 99. Prikaz utjecaja vertikalne preše na horizontalnu silu

Slika 100. Početni postav ispitivanja monotono opterećenog stupa

Slika 101. Krivulja unosa monotonog opterećenja

Slika 102. Slom tlačnog područja betona

Slika 103. Deformacije stupa kod maksimalnog pomaka

Slika 104. Protokol kvazistatičkog cikličkog opterećenja

Slika 105. Parametri potrebni za korekcije vertikalne i horizontalne sile na vrhu stupa

Slika 106. P/Δ efekt

Slika 107. Relativna deformacija i kut zaokreta krajnjeg presjeka dobiveni preko LVDT-a na dnu elementa

Slika 108. Prikaz relativnih deformacija i kuteva zaokreta po visini elementa dobivenih preko ekstenzometara

Slika 109. Odnosi relativnih deformacija betona i armature pojedinog presjeka

Slika 110. Relativne deformacije betona mjerene ekstenzometrima

Slika 111. Momenti savijanja i poprečna sila na vrhu stupa za monotono ispitane uzorke stupova

Slika 112. Izvedba i ispitivanje stupa AB-NS-001-6-9

Slika 113. Položaji mjernih uređaja za mjerenje relativnih deformacija (lijevo-vlačna strana; desno-tlačna strana)

Slika 114. Raspodjela pukotina po visini stupa

Slika 115. Odnos naprezanja i pomaka vrha stupa te relativnih deformacija mjerenih ekstenzonometrima i LVDT mjernim uređajima AB-NS-001-6-9

Slika 116. Lijevo-drobljenje tlačnog područja betona; desno-otvaranje pukotine na kontaktu stupa i stope (krajnji presjek)

Slika 117. Formiranje odnosa sile i pomaka iz histerezne petlje

Slika 118. P/Δ odnos za ciklički opterećene stupove

Slika 119. Odnos poprečne sile i pomaka vrha stupa AB-NS-18-001-8/9, ciklički opterećenog

Slika 120. Odnos ponaprezanja i pomaka vrha stupa AB-NS-18-001-8/9, ciklički opterećenog, mjerno mjesto STR-001-8-15

Slika 121. Odnos naprezanja i pomaka vrha stupa AB-NS-18-001-8/9, ciklički opterećenog, mjerno mjesto SCR-001-8-15, STL-001-8-100, SCL-001-8-100

Slika 122. Odnos naprezanja i pomaka vrha stupa AB-NS-18-001-8/9, ciklički opterećenog, mjerno mjesto STR-001-8-200, SCR-001-8-200, SCL-001-8-250

Slika 123. Odnos naprezanja i pomaka vrha stupa AB-NS-18-001-8/9, ciklički opterećenog, mjerno mjesto SCL-001-8-250, STR-001-8-300, SCR-001-8-300

Slika 124. Odnos momenta savijanja i zakrivljenosti krajnjeg presjeka za monotono ispitane uzorke stupova dobiven eksperimentalno

Slika 125. Odnos momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka udaljenog 150 mm od dna stupa za monotono ispitane uzorke stupova

Slika 126. Odnos momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka udaljenog 350 mm od dna stupa za monotono ispitane uzorke stupova dobiven eksperimentalno

Slika 127.Odnos momenta savijanja i zakrivljenosti krajnjeg presjeka za ciklički ispitane uzorke stupova

Slika 128. Odnos momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka udaljenog 150 mm od dna stupa za ciklički ispitane uzorke stupova

Slika 129. Odnos momenta savijanja i zakrivljenosti presjeka udaljenog 350 mm od dna stupa za ciklički ispitane uzorke stupova

Slika 130. Ispitivanje armature

Slika 131. Ispitani uzorci glatke armature

Slika 132. Odnos naprezanja i deformacija glatke armature

Slika 133. Odnos naprezanja i deformacija rebraste armature

Slika 134. Priprema uzoraka za ispitivanje tlačne čvrstoće betona

Slika 135. Slom uzorka kod ispitivanja tlačne čvrstoće betona

Slika 136. Odnos naprezanja i relativnih deformacija betona ispitanih uzoraka

Slika 137. Ispitivanje vlačne čvrstoće betona cijepanjem

Slika 138. Ispitivanje statičkog i dinamičkog modula elastičnosti

Slika 139. Prikaz postava uzorka za ispitivanje prionjivosti armature

Slika 140. Oplatni nacrt gredica za ispitivanje prionjivosti armature

Slika 141. Armatura gredica za ispitivanje prionjivosti

Slika 142. Uzorci za ispitivanje prionjivosti betona i armature

Slika 143. Izvedba oplate gredica za ispitivanje prionjivosti betona i armature

Slika 144. Ispitivanje proklizavanja armature

Slika 145. Rezultati ispitivanja prianjanja i proklizavanja za glatku armaturu Φ10

Slika 146. Rezultati ispitivanja prianjanja i proklizavanja za glatku armaturu Φ12

Slika 147. Numerički model

Slika 148. Numerički model u deformiranom stanju

Slika 149. Odnos naprezanja i deformacija betona primijenjen u numeričkoj analizi (plave krivulje)

Slika 150. Poprečni presjek elementa stupa prema numeričkoj analizi

Slika 151. Stanje naprezanja krajnjeg presjeka kod unosa aksijalne sile

Slika 152. Stanje naprezanja presjeka kod otvaranja prve pukotine

Slika 153. Stanje naprezanja presjeka kod dostizanja granice popuštanja armature

Slika 154. Stanje naprezanja presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja

Slika 155. Lijevo: Maksimalna naprezanja u armaturi; Desno: Minimalna naprezanja u armaturi

Slika 156. Lijevo: Maksimalna naprezanja u betonu; Desno: Minimalna naprezanja u betonu

Slika 157. Rezne sile u modelu stupa

Slika 158. Relativne deformacije: Minimalno opterećeno vlakno (lijevo);Maksimalno opterećeno vlakno (desno)

Slika 159. Zakrivljenost presjeka (lijevo); Visina tlačne zone presjeka (desno)

Slika 160. Numerički dobiven odnos sile i pomaka vrha stupa za sve eksperimentalno ispitane stupove

Slika 161. . Numerički dobiven odnos momenta i zaokreta krajnjeg presjeka za sve eksperimentalno ispitane stupove

Slika 162. Geometrijske karakteristike analiziranog i zamjenskog presjeka

Slika 163.Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranog i zamjenskog pravokutnog presjeka

Slika 164. Usporedba odnosa momenta i zaokreta krajnjeg presjeka dobivenih eksperimentalno i analitički

Slika 165. Usporedba odnosa momenta i zaokreta presjeka udaljenog 150 mm od dna stupa dobivenih eksperimentalno i analitički

Slika 166. Usporedba odnosa momenta i zaokreta presjeka udaljenog 350 mm od dna stupa dobivenih eksperimentalno i analitički

Slika 167. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stupove AB-NS-18-001-1/9 i AB-NS-18-001-2/9

Slika 168. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stupove AB-NS-18-001-5/9 i AB-NS-18-001-6/9

Slika 169. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stup AB-NS-18-002-1/2

Slika 170. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stup AB-NS-18-003-1/2

Slika 171. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stup AB-NS-18-004-1/2

Slika 172. Usporedbe zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja granice popuštanja monotono ispitanih uzorak

Slika 173. Usporedbe zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja monotono ispitanih uzoraka

Slika 174. Usporedbe rotacijskog kapaciteta kod dostizanja granice popuštanja monotono ispitanih uzoraka

Slika 175. Usporedbe graničnog rotacijskog kapaciteta monotono ispitanih uzoraka

Slika 176. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stupove AB-NS-18-001-3/9 i AB-NS-18-001-4/9

Slika 177. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stupove AB-NS-18-001-7/9 i AB-NS-18-001-8/9

Slika 178. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stup AB-NS-18-001-9/9

Slika 179. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stup AB-NS-18-002-2/2

Slika 180. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stup AB-NS-18-003-2/2

Slika 181. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranih presjeka dobivenih eksperimentalno, analitički i numerički za stup AB-NS-18-004-2/2

Slika 182. Usporedbe zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja granice popuštanja ciklički ispitanih uzorak

Slika 183. Usporedbe zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja ciklički ispitanih uzoraka

Slika 184. Usporedbe rotacijskog kapaciteta kod dostizanja granice popuštanja ciklički ispitanih uzoraka

Slika 185. Usporedbe graničnog rotacijskog kapaciteta ciklički ispitanih uzoraka

Slika 186. Prikaz utjecaja proklizavanja armature iz područja sidrenja na kut zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja granice popuštanja armature

Slika 187. Usporedba monotono (lijevo) i ciklički (desno) dobivenih rezultata kuta zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja granice popuštanja uzoraka izvedenih s glatkom armaturom

Slika 188. Usporedba monotono (lijevo) i ciklički (desno) dobivenih rezultata kuta zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja granice popuštanja uzoraka izvedenih s rebrastom armaturom.

Slika 189. Prikaz materijalne i geometrijske korekcije odnosa momenta i savijanje ispitanih uzoraka

Slika 190. Usporedba kuta zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja uzorka izvedenog s glatkom armaturom (lijevo) i uzorka izvedenog s rebrastom armaturom (desno)

Slika 191. Usporedba monotono (lijevo) i ciklički (desno) dobivenih rezultata kuta zaokreta krajnjeg presjeka kod dostizanja krajnjeg graničnog stanja nosivosti

Slika 192. Zamjenski pravokutni presjek korišten u analizi pokazatelja seizmičke otpornosti pomoću normiranih izraza te izraza značajnijih istraživanja

Slika 193. Usporedno ponašanje elemenata u području plastičnog zgloba prema istraživanjima danim u stanju područja (lijevo) i eksperimentalnim rezultatima ovog istraživanja (desno)

Slika 194. Usporedba odnosa momenta i zaokreta analiziranog i zamjenskog pravokutnog presjeka

Slika 195. Karakteristike poprečnog presjeka za kalibraciju empirijskih izraza danih u normama i značajnijim istraživanjima

Slika 196. Eksperimentalno ispitivanje ojačanih modela stupova

10.2. Popis tablica

Tablica 1. Faktori povjerenja i metode prikupljanja podataka u ovisnosti o potrebnoj razini znanja za lučne mostove [7]

Tablica 2. Korekcijski faktori za elemente koji nemaju razradu detalja načinjenu za potresnu otpornost u ovisnosti o vrsti armature i preklapanju armature u području plastičnog zgloba

Tablica 3 Geometrijske i mehaničke karakteristike ispitanih elemenata[24]–[26]

Tablica 4. Odnosi eksperimentalnih i predviđenih vrijednosti duljine plastičnog zgloba nekoliko istraživača[18]

Tablica 5. Raspon vrijednosti pojedinog parametra korištenih kod eksperimentalnih ispitivanja

Tablica 6. Prikaz obima ispitivanja elemenata ovisno o načinu opterećenja, sa ili bez proklizavanja armature, te ovisno o načinu sloma armature [29]

Tablica 7. Izrazi rotacijskog kapaciteta elemenata kod dostizanja tečenja armature ili tlačnog sloma jezgre presjeka

Tablica 8. Empirijski izrazi ukupnog rotacijskog kapaciteta elemenata

Tablica 9. Izrazi plastičnog dijela rotacijskog kapaciteta elemenata

Tablica 10. Empirijski dobivene duljine plastičnih zglobova

Tablica 11. Tablica odnosa fizikalnih veličina

Tablica 12. Odnos dimenzija prototipa i modela poprečnog presjeka stupa

Tablica 13. Odnos karakteristika betona prototipa i modela

Tablica 14.Prijedlog karakteristika materijala za izvedbu modela stupova

Tablica 15. Prikaz odnosa količine armature prototipa i modela

Tablica 16 Pozicije tenzometara i ekstenzometara na pojedinom modelu stupa

Tablica 17. Parametri modela stupova

Tablica 18. Tablica usporednih rezultata pokazatelja seizmičke otpornosti dobivena eksperimentalno

Tablica 19. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-6-9

Tablica 20. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-5-9

Tablica 21. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-1-9

Tablica 22. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-2-9

Tablica 23. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-002-1-2

Tablica 24. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-003-1-2

Tablica 25. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-004-1-2

Tablica 26. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-3-9 – Vlačna strana

Tablica 27. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-3-9 – Tlačna strana

Tablica 28. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-4-9 – Vlačna strana

Tablica 29. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-4-9 – Tlačna strana

Tablica 30. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-7-9 – Vlačna strana

Tablica 31. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-7-9 – Tlačna strana

Tablica 32. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-8-9 – Vlačna strana

Tablica 33. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-8-9 – Tlačna strana

Tablica 34. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-9-9 – Vlačna strana

Tablica 35. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-001-9-9 – Tlačna strana

Tablica 36. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-002-2-2 – Vlačna strana

Tablica 37. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-002-2-2 – Tlačna strana

Tablica 38. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-003-2-2 – Vlačna strana

Tablica 39. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-003-2-2 – Tlačna strana

Tablica 40. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-004-2-2 – Vlačna strana

Tablica 41. Raspodjela pukotina po visini stupa AB-NS-004-2-2 - Tlačna strana

Tablica 42. Rezultati ispitivanja čelika za armiranje

Tablica 43. Parametri odnosa naprezanja i deformacija za formiranje numeričkih dijagrama glatke armature

Tablica 44. Parametri odnosa naprezanja i deformacija za formiranje numeričkih dijagrama rebraste armature

Tablica 45. Svojstva betona klase C30/37, D_{max}=16 mm (po m^3)

Tablica 46. Ispitivanja betona

Tablica 47. Oznake uzoraka stupa

Tablica 48. Oznake uzoraka temelja

Tablica 49. Rezultati ispitivanja tlačne čvrstoće betona

Tablica 50. Rezultati ispitivanja vlačne čvrstoće betona

Tablica 51. Statički i dinamički modul elastičnosti

Tablica 52. Srednje vrijednosti tlačnih čvrstoća betona ispitanih uzoraka

Tablica 53. Karakteristike ispitanih betonskih kocaka dobivene izrazima koji povezuju vrijednosti dobivene na kockama i valjcima

Tablica 54. Oznake uzoraka za ispitivanje prianjanja i proklizavanja

Tablica 55. Maksimalna naprezanja prianjanja kod ispitivanja proklizavanja

11. ŽIVOTOPIS AUTORA

Rođen sam 12. listopada 1982. godine u Sisku. Na Građevinski fakultet Sveučilišta u Zagrebu upisao sam se 2001. godine. Diplomski rad naslovljen „*Idejni projekt spregnutog grednog mosta sa dvostrukim sprezanjem nad stupovima"* izrađen pod mentorstvom izv. prof. dr. sc. Zlatka Šavora obranio sam 14. veljače 2008. godine s ocjenom izvrstan.

Nakon završenog studija, započeo sam radni odnos na Građevinskom fakultetu Sveučilišta u Zagrebu 01. travnja 2008. godine kao stručni suradnik u Zavodu za konstrukcije, na Katedri za mostove. 1. studenog 2011. godine sklopio sam ugovor o radu s Građevinskim fakultetom Sveučilišta u Zagrebu na poslovima u suradničkom zvanju asistent.

2010. godine upisao sam poslijediplomski znanstveni studij za stjecanje akademskog stupnja doktora znanosti iz usmjerenja *Inženjerske konstrukcija* na Građevinskom fakultetu Sveučilišta u Zagrebu.

Član sam slijedećih znanstveno – stručnih udruženja:

2015.-…Član radne grupe WG1: Performance indicators COST Akcije TU 1406: Quality specifications for roadway bridges, standardization at a European level; voditelj: José Matos

2014.-…Član radne grupe WG2: SHM Strategies and Structural Performance COST Akcije TU 1402: Quantifying the value of structural health monitoring; voditelj: Sebastian Thöns

- **ZNANSTVENI RAD**

Rezultati istraživanja prikazani su znanstvenoj i stručnoj javnosti u nizu domaćih i međunarodnih publikacija. Do danas sam objavio ukupno 11 radova:

Poglavlja u knjizi (1)

1. Šavor, Zlatko; Radić, Jure; Hrelja Kovačević, Gordana; Srbić, Mladen; Mujkanović, Nijaz. Most Kopno otok Čiovo s pristupnim cestama u Trogiru // Kvaliteta prometne infrastrukture – ključ razvoja gospodarstva / Lakušić, Stjepan (ur.). Zagreb : Građevinski fakultet Sveučilišta u Zagrebu Zavod za prometnice, 2015.

Znanstveni radovi u drugim časopisima (1)

2. Radić, Jure; Šavor, Zlatko; Hrelja, Gordana; Franetović, Marin; Srbić, Mladen.: NOVI NADVOŽNJACI NA HRVATSKIM AUTOCESTAMA, Građevinar 61 (2009.) 9, str. 879-879, (Prethodno priopćenje)

Znanstveni radovi u zbornicima skupova s međunarodnom recenzijom (8)

3. Mandić Ivankovic, Ana; Srbic, Mladen; Radic, Jure. Performance indicators in assessment of concrete arch bridges // Maintenance, Monitoring, Safety, Risk and Resilience of Bridges and Bridge Networks / Túlio N. Bittencourt ; Dan M. Frangopol ; André T. Beck (ur.). London, UK : CRC Press /Balkema, 2016. 301(948)-302(955) (predavanje,međunarodna recenzija,objavljeni rad,znanstveni).

4. Mandić Ivanković, Ana; Srbić, Mladen; Radić, Jure. Seismic Performance of Concrete Arch Bridges // Performance-Based Approaches for Concreete Structures / Beushausen, H (ur.). Cape Town, South Africa : FIB, 2016. 237-238 (predavanje,međunarodna recenzija,objavljeni rad,znanstveni).

5. Radić, Jure; Šavor, Zlatko; Srbić, Mladen. Comparation of Variants for New Peljesac Bridge in Croatia // Multi Span Large Bridges / Pacheco, Pedro ; Magalhaes, Filipe (ur.). London : CRC Press Taylor and Francis Group, 2015. 427-434 (predavanje,međunarodna recenzija,objavljeni rad,znanstveni).
6. Mandić Ivanković, Ana; Srbić, Mladen; Franetović, Marin. Performance of existing concrete arch bridges // IABSE Conference 2015 – Structura Engineering: Providing Solutions to Global Challenges. (predavanje,međunarodna recenzija,objavljeni rad,znanstveni).
7. Mujkanović, Nijaz; Hrelja, Gordana; Srbić, Mladen. Repair of anchor blocks at Lička Plješevica antenna tower // Durability of concrete structures - Proceedings of the 8th Central European Congresses on Concrete Engineering / Radić, Jure ; Kušter, Marija (ur.). Zagreb : Secon CSSE, 2012. 259-266 (predavanje,međunarodna recenzija,objavljeni rad,znanstveni).
8. Hrelja, Gordana; Mujkanović, Nijaz; Srbić, Mladen; Kalafatić, Ivan. WIDENING OF LIBERTY BRIDGE IN ZAGREB // SUSTAINABLE ARCH BRIDGES / Radić, Jure ; Chen, Baochun (ur.). Zagreb : SECON - CSSE, 2011. 237-248 (predavanje,međunarodna recenzija,objavljeni rad,znanstveni).
9. Šavor, Zlatko; Šavor, Marta; Srbić, Mladen. Krk bridge from inception to today // CONSTRUCTION OF ARCH BRIDGES / Chen, Baochun ; Radić, Jure (ur.). Zagreb : Secon, 2009. 377-395 (predavanje,međunarodna recenzija,objavljeni rad,znanstveni).
10. Šavor, Zlatko; Hrelja, Gordana; Franetović, Marin; Kalafatić, Ivan; Srbić, Mladen; Bleiziffer, Jelena. BUNDEK BEAM BRIDGE IN ZAGREB – A COMPETITION ENTRY // Proceedings of the 4th CCC Scientific Symposium - CONCRETE ENGINEERING IN URBAN DEVELOPMENT / Radić, Jure ; Bleiziffer, Jelena (ur.). Zagreb : SECON HDGK, 2008. 339-350 (predavanje,međunarodna recenzija,objavljeni rad,znanstveni).

Radovi u zbornicima skupova bez recenzije (1)

11. Mandić Ivanković, Ana; Radić, Jure; Srbić, Mladen. Finding a link between measured indicators and structural performance of concrete arch bridges // Proceedings of the 1st Workshop, COST Action TU1402 (2015): Quantifying the Value of Structural Health Monitoring. (predavanje,objavljeni rad,znanstveni).

NASTAVNI RAD

Od akademske godine 2008./2009. sudjelujem kao asistent u provođenju i unaprjeđenju nastavnog programa u okviru vježbi iz predmeta *Uvod u graditeljstvo, Mostovi I i Drvene konstrukcije I* na preddiplomskom studiju te na predmetima *Prednapeti beton i Mostovi II, Mostovi III, Drvene konstrukcije II i Specijalne inženjerske građevine* na diplomskom studiju Građevinskog fakulteta Sveučilišta u Zagrebu. Izravno sudjelujem u vođenju izrade završnih radova na preddiplomskom studiju i u vođenju izrade diplomskih radova na diplomskom studiju na navedenim predmetima.

Za predmet *Uvod u graditeljstvo* urednik sam sveučilišnog udžbenika „*Uvod u graditeljstvo*“ autora Jure Radića.

▪ STRUČNI RAD

Kao suradnik sudjelovao sam na slijedećim stručnim poslovima Zavoda za konstrukcije, Katedre za mostove:

- Idejna rješenja i Idejni projekt mosta Pelješac (2006-2007.)

- Idejno rješenje na natječaju za most Jarun (2007.)

- Studija o novim tipovima nadvožnjaka nad autocestama (2007.)

- Glavni projekt nadvožnjaka Rapain Klanac (2007.)

- Idejno rješenje na natječaju za most kopno – otok Čiovo u Trogiru (2007.)

- Idejni projekt vijadukta Mirna 2 (2007.)

- Glavni projekt mosta Pelješac (2007.)

- Izvedbeni projekt nadvožnjaka Osijek u čvoru Osijek (2007.)

- Idejno rješenje na natječaju za most Bundek (2008.)

- Izvedbeni projekt nadvožnjaka Rapain Klanac (2008.)

- Izvedbeni projekt mosta Rječina na južnom kolniku zaobilaznice Rijeke (2008.-2009.)

- Glavni projekt mosta Pelješac - optimizirano rješenje (2008.-2009.)

- Idejni projekt mosta kopno – otok Čiovo u Trogiru (2008.)

- Idejno rješenje rekonstrukcije rotora Remetinec (2009.)

- Projekt sanacije mosta Rječina na sjevernom kolniku zaobilaznice Rijeke (2009.-2010.)

- Idejni projekt -Rekonstrukcija raskrižja jadranske i dubrovačke avenije u Zagrebu (2010.)

- Izvedbeni projekt mosta Pelješac (2008.- 2011.)

- Glavni i izvedbeni projekt sanacije željezničkog mosta "Sava Jakuševac" (2011.)

- Glavni projekt mosta kopno – otok Čiovo u Trogiru (2010.-2012.

- Izvedbeni projekt mosta kopno – otok Čiovo u Trogiru (2012-2018.)

- Glavni projekt mosta preko Save kod Gradiške (2012)

- Kategorizacija željezničkih mostova (2015)

- Glavni i izvedbeni projekt čeličnog kljuna za potiskivanje vijadukta Menar u Alžiru (2016)

-Idejni, Glavni i Izvedbeni projekt zamjenskog mosta preko potoka Bregana u naselju Grdanjci (kod Kršlina) (2016)

-Idejni projekt mosta preko Save u Tišini Kaptolskoj (2017)

-Idejni i glavni projekt nadvožnjaka Kamenjača – (2017-2018)

-Idejni i glavni projekt nadvožnjaka Sv. Ivan – (2017-2018)

-Idejni i glavni projekt vijadukta Badanj – (2017-2018)

-Idejni i glavni projekt vijadukta Kulundžići – (2017-2018)

-Idejni projekt most Čikola – (2017-2018)

Kao suradnik ostvario sam nagrade na slijedećim natječajima:

- Prva nagrada na natječaju za arhitektonsko oblikovanje mosta kopno - otok Čiovo u Trogiru, Hrvatske ceste d.o.o., listopad 2007.
- Druga nagrada za idejno rješenje mosta Bundek, grad Zagreb, svibanj 2008.
- Treća nagrada za idejno rješenje mosta Jarun, grad Zagreb, 2007.

▪ OSTALI RAD

Sudjelovao sam u organizaciji i provođenju domaćih i međunarodnih skupova:

- Međunarodne konferencije: 7th International Conference on Arch Bridges – ARCH 2013, SECON HDGK, Split, listopad, 2013.
- Međunarodne konferencije: 8th Central European Congress on Concrete Engineering - CCC Scientific Symposium, Durability of Concrete Structures, SECON HDGK, fib Croatian Member Group, GF, IGH, Plitvička jezera, listopad, 2012.
- Međunarodnog znanstvenog skupa, 3rd Chinese-Croatian Joint Colloquium "Sustainable Arch Bridges", Zagreb, srpanj 2011.
- Međunarodne konferencije: Joint IABSE-fib Conference: Codes in Structural Engineering – Developments and Needs for International Practice, Dubrovnik, svibanj 2010.
- Stručni skup "Dani betona", SECON HDGK, IGH, GF, Brijunski otoci, srpanj 2009.
- Međunarodne konferencije: 1st Chinese-Croatian Joint Colloquium, Long arch bridges, SECON HDGK, Građevinski fakultet Sveučilišta u Zagrebu i Fuzhou University College of Civil Engineering, Brijuni, lipanj, 2008.