

UNIVERZITET U BEOGRADU  
GRAĐEVINSKI FAKULTET

Jelena D. Dobrić

**PONAŠANJA CENTRIČNO PRITISNUTIH  
ELEMENTA SLOŽENOG POPREČNOG  
PRESEKA OD NERĐAJUĆIH ČELIKA**

doktorska disertacija

Beograd, 2014.

UNIVERSITY OF BELGRADE  
FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

Jelena D. Dobrić

**BEHAVIOUR OF BUILT-UP STAINLESS STEEL  
MEMBERS SUBJECTED TO AXIAL  
COMPRESSION**

Doctoral Dissertation

Belgrade, 2014

Mentori: Dr Dragan Buđevac, redovni profesor  
Univerzitet u Beogradu, Građevinski fakultet

Dr Zlatko Marković, redovni profesor  
Univerzitet u Beogradu, Građevinski fakultet

Članovi komisije: Dr Dragan Buđevac, redovni profesor  
Univerzitet u Beogradu, Građevinski fakultet

Dr Zlatko Marković, redovni profesor  
Univerzitet u Beogradu, Građevinski fakultet

Dr Duško Lučić, redovni profesor  
Univerzitet Crne Gore, Građevinski fakultet u Podgorici  
Crna Gora

Datum odbrane: \_\_\_\_\_

## Zahvalnice

Zahvaljujem

mentorima, prof.dr Draganu Buđevcu i prof. dr Zlatku Markoviću na stručnoj pomoći i moralnoj podršci koju su mi pružili u toku izrade disertacije,

rukovodstvu i osoblju firme Exing inox iz Novog Sada koji su finansirali nabavku i kupovinu materijala i izradili sve uzorke za potrebe eksperimentalnog ispitivanja,

rukovodstvu i osoblju Laboratorije za ispitivanje konstrukcija Instituta IMS iz Beograda gde je izveden najveći deo eksperimentalnih ispitivanja,

rukovodstvu Instituta za materijale i konstrukcije Građevinskog fakulteta Univerziteta u Beogradu na pruženoj pomoći pri kupovini merne opreme,

rukovodstvu firme Armont SP iz Beograda na pruženoj logističkoj pomoći u toku izvođenja eksperimentalnog ispitivanja,

prof. dr Zoranu Miškoviću i Mladenu Joviću koji su mi pružili pomoć pri planiranju, organizaciji i realizaciji eksperimentalnog ispitivanja.

Posebno zahvaljujem dragim kolegama Milanu Spremiću, Marku Pavloviću i Nenadu Fricu koji su mi nesebično pomagali u svim fazama izrade ove disertacije. Zahvalnost upućujem i kolegini Nini Gluhović.

Mateji, Andreju i Frediju

# PONAŠANJA CENTRIČNO PRITISNUTIH ELEMENATA SLOŽENOG PRESEKA OD NERĐAJUĆIH ČELIKA

## Rezime

Iako je 2013. godine obeležena stogodišnjica pronalaska nerđajućeg čelika, njegova značajnija primena u građevinarstvu započinje tek početkom ovog veka. Austenitni nerđajući čelik odlikuje niz specifičnosti koje opravdavaju njegovu primenu u konstrukcijama posebne namene: postojanost i visoka otpornost na dejstvo korozije, značajan kapacitet plastifikacije i izražena duktilnost, poboljšanje svojstava materijala uticajem hladne deformacije, postojanost na visokim i niskim temperaturama, superiornost površinskog izgleda bez zaštitnih premaza, neškodljivost po okolinu. Najveći ograničavajući faktor za njegovu masovnijiu primenu je visoka jedinična cena, ali i nepotpunost tehničke regulative koja, još uvek, ne sagledava na odgovarajući način specifičnosti ovog materijala. Cilj istraživanja koje je prikazano u ovoj doktorskoj disertaciji je omogućavanje šire primene nerđajućeg čelika u konvencionalnim konstrukcijama kroz detaljnu analizu ponašanja centrično pritisnutih, hladnooblikovanih elemenata višedelnog preseka.

Osnovni materijal primenjen u okviru istraživanja je nerđajući čelik austenitne mikrostrukture sa oznakom 1.4301. Predmet istraživanja su višedelni elementi formirani od dva C profila koji su međusobno direktno povezani šavovima ili zavrtnjevima. Eksperimentalnim ispitivanjem su obuhvaćene skoro sve osobenosti u ponašanju pritisnutih elemenata: ispitana su mehanička svojstva materijala, sagledan nivo asimetrije i anizotropije materijala, sagledan uticaj hladnog oblikovanja na poboljšanje mehaničkih svojstava materijala, utvrđen kapacitet nosivosti poprečnog preseka, izmerene početne geometrijske imperfekcije i određena nosivost elemenata na fleksiono izvijanje oko nematerijalne ose. Napredni numerički modeli na bazi metode konačnih elemenata su napravljeni da simuliraju ispitivanje pri fleksionom izvijanju a kalibrisani su na osnovu eksperimentalnih rezultata. Korištena je kvazi-statička analiza primenom eksplicitnog dinamičkog solvera softverskog paketa Abaqus. Ovako kalibrisani modeli na bazi MKE korišćeni su dalje za parametarsku analizu. Cilj parametarske

analize je da identifikuje uticaj pojedinih parametara na graničnu nosivost elementa. Razmatrani su parametri: vitkost elementa višedelnog preseka oko slabije, nematerijalne ose, vitkost samostalnog elementa u ravni višedelnog preseka, vrsta spoja između samostalnih elemenata, oblik i veličina početne geometrijske imperfekcije elementa. Na osnovu rezultata eksperimenata i numeričke analize, polazeći od preporuka datih u postojećim evropskim propisima za nerđajući i ugljenični čelik, definisane su preporuke za proračun nosivosti elemenata višedelnog poprečnog preseka sa blisko postavljenim samostalnim elementima. Preporuke su definisane u zavisnosti od vrste spoja između samostalnih elemenata, po analogiji sa rezultatima sličnih istraživanja na ekvivalentnim elementima od ugljeničnog čelika. Obzirom, da ne postoje dostupni rezultati sličnih eksperimentalnih istraživanja gde je za materijal primenjen nerđajući čelik, preporuke su potvrđene poređenjem sa rezultatima sopstvenog eksperimentalnog ispitivanja.

**Ključne reči:** Austenitni nerđajući čelik, Višedelan presek, Samostalni element, Geometrijska imperfekcija, Zaostali napon, Nosivost preseka, Nosivost elementa, Fleksiono izvijanje.

**Naučna oblast:** Građevinarstvo

**Uža naučna oblast:** Čelične konstrukcije

**UDK broj:** 624.014/.02 (043.3)

# **BEHAVIOUR OF BUILT-UP STAINLESS STEEL MEMBERS SUBJECTED TO AXIAL COMPRESSION**

## **Abstract**

Although the centenary of the invention of stainless steel was celebrated in 2013, its more significant implementation in construction industry was not established until the beginning of this century.

Austenitic stainless steel is characterized by a number of features which justify its use in construction for special purposes: durability and corrosion endurance, high plastification capacity and ductility, improved characteristics of materials when subjected to deformation, resistance to high and low temperatures, superior surface appearance without protective coating, environmental safety. The main limiting factor for its wider application is the high unit price, as well as the incompleteness of technical regulations which are not taking into account properly all the specifics of this material. The purpose of the research presented in this doctoral dissertation is to enable wider application of stainless steel in conventional structures through detailed analysis of the behaviour of cold-formed built-up compression members.

The base material used in this research is austenitic stainless steel grade 1.4301. Object research are built-up members composed of two C sections in contact, connected by weld or bolts. Experimental works included all the major behaviour characteristics of the compression member: mechanical properties of the material were measured, the level of asymmetry and material anisotropy was assessed, as well as the effects of the process of cold forming on improvement of the mechanical properties of the materials. Initial geometric imperfections, ultimate resistance of cross-section, ultimate resistance members to the flexural buckling around intangible axis, were also considered in experimental works. Advanced numerical models based on the finite element method were built to simulate behaviour under flexural buckling and they were calibrated with respect to the experiment data. Quasi-static analysis with the explicit dynamic solver software package Abaqus was engaged for the buckling analysis. Previously calibrated FEA models were further used for the parametric study. Purpose of the

parametric study was to identify the impact of parameters relevant to the ultimate resistance of the compression members. The considered parameters were: slenderness of the chord around intangible axis, slenderness of single member in the plane of built-up section, type of connection between the single member, initial geometric imperfections. Based on the experiments, as well as the numeric results and recommendations of the existing Eurocodes for stainless and carbon steel, the recommendations for calculation of the buckling resistance of built-up cross-section elements with chords in contact were defined. The recommendations were defined depending on the type of connection between the chords, according to the analogy with results of similar studies performed on the equivalent carbon steel members. Since there are no available experimental results of similar studies with stainless steel members, recommendations were verified by comparing to the results of our own experimental works.

**Key words:** Austenitic stainless steel, Built-up member, Chord (single member), Geometric imperfection, Residual stresses, Resistance of the cross-section, Resistance of a member, Flexural buckling.

**Field of science: Civil and Structural Engineering**

**Subdivision: Steel Structures**

**UDC number: 624.014/.02 (043.3)**



## Sadržaj

Zahvalnice.....	i
Rezime.....	ii
Abstract.....	iv
Lista slika .....	x
Lista tabela .....	xviii
Oznake.....	xxi
1    Uvod.....	1
1.1    Opšte.....	1
1.2    Predmet i ciljevi istraživanja.....	5
1.3    Metodologija istraživanja.....	6
1.4    Sadržaj doktorske disertacije .....	7
2    Pregled i analiza literature.....	8
2.1    Opšte.....	8
2.2    Mehanička svojstva materijala.....	10
2.2.1    Veza između napona i dilatacija .....	10
2.2.2    Analitički modeli nelinearne veze između napona i dilatacija .....	12
2.2.3    Anizotropija i nesimetrija materijala.....	17
2.2.4    Duktilnost materijala .....	18
2.3    Utjecaj hladnog oblikovanja na mehanička svojstva materijala.....	18
2.3.1    Analitički modeli procjene ojačanja materijala.....	19
2.4    Nesavršenosti realnih elemenata.....	25
2.4.1    Zaostali (sopstveni) naponi.....	25
2.4.2    Geometrijske imperfekcije.....	32
2.5    Teorijska analiza nosivosti poprečnih preseka pri izbočavanju.....	34
2.5.1    Izbočavanje u neelastičnoj oblasti .....	34
2.5.2    Post-kritična nosivost na izbočavanje.....	36
2.6    Klasifikacija poprečnog preseka (metoda granične vitkosti).....	38

2.7	Metoda kontinualne čvrstoće .....	40
2.8	Teorijska analiza nosivosti elementa pri fleksionom izvijanju .....	44
2.8.1	Fleksiono izvijanje u neelastičnoj oblasti .....	44
2.8.2	Fleksiono izvijanje elemenata višedelnog poprečnog preseka .....	45
2.9	Nosivost elementa višedelnog preseka na fleksiono izvijanje prema EN1993-1-4 i EN 1993-1-1 .....	50
2.10	Nosivost elementa višedelnog preseka na fleksiono izvijanje prema SEI/ASCE 8-02 .....	52
2.11	Pregled dosadašnjih eksperimentalnih ispitivanja .....	54
3	Sopstvena eksperimentalna ispitivanja .....	62
3.1	Program eksperimentalnog ispitivanja .....	62
3.2	Statističko vrednovanje rezultata ispitivanja .....	62
3.3	Mehanička svojstva materijala .....	64
3.3.1	Ispitivanje pri zatezanju ravnih epruveta iz osnovnog materijala lima .....	67
3.3.2	Ispitivanje ravnih epruveta iz osnovnog materijala lima pri pritisku .....	69
3.3.3	Analiza rezultata ispitivanja svojstava osnovnog materijala .....	72
3.3.4	Ispitivanje pri zatezanju epruveta iz finalnog, presovanog profila .....	77
3.3.5	Analiza rezultata ispitivanja svojstava materijala hladnooblikovanog profila .....	80
3.3.6	Poređenje konvencionalne granice razvlačenja materijala u uglu profila sa analitičkim jednačinama procene .....	81
3.4	Ispitivanje kratkog stuba na pritisak .....	82
3.4.1	Analiza rezultata ispitivanja .....	86
3.4.2	Analitička verifikacija graničnog napona izbočavanja $\sigma_{lb}$ prema SEI/ASCE 8-02 [4] .....	88
3.4.3	Nosivost poprečnog preseka prema EN 1993-1-4 [2] .....	91
3.4.4	Proračun nosivosti poprečnog preseka primenom Metode kontinualne čvrstoće .....	93
3.5	Ispitivanje nosivosti elementa na fleksiono izvijanje .....	95

3.5.1	Opis ispitanih uzoraka.....	95
3.6	Kontrola kvaliteta izvedenih šavova.....	101
3.7	Merenje geometrijskih imperfekcija.....	102
3.8	Postupak ispitivanja.....	105
3.9	Prikaz rezultata ispitivanja.....	109
3.9.1	Rezultati ispitivanja kod uzoraka serije U92.....	110
3.9.2	Rezultati ispitivanja kod uzoraka serije U184.....	126
3.10	Analiza rezultata ispitivanja.....	139
3.11	Uslovi ravnoteže spoljašnjih i unutrašnjih sila na deformisanom elementu pri dostizanju granične nosivosti.....	142
3.12	Poređenje rezultata ispitivanja nosivosti elemenata sa analitičkim vrednostima nosivosti prema EN 1993-1-4 i SEI ASCE 8-02.....	147
4	Numerička analiza metodom konačnih elemenata.....	150
4.1	Uvod.....	150
4.2	Metode analize.....	150
4.3	Geometrija, mreža konačnih elemenata i granični uslovi modela.....	153
4.4	Materijalni modeli.....	156
4.5	Početne imperfekcije elemenata.....	157
4.6	Rezultati numeričke analize.....	160
5	Parametarska analiza.....	165
5.1	Program parametarske analize.....	165
5.2	Prikaz i analiza rezultata.....	168
6	Nosivost višedelnih elemenata sa samostalnim elementima u kontaktu na fleksiono izvijanje oko nematerijalne ose.....	173
6.1	Uvod.....	173
6.2	Komparativana analiza rezultata numeričke analize sa preporukama za proračun datim u evropskim propisima EN 1993-1-4 i EN 1993-1-1.....	173
6.2.1	Analiza nosivosti višedelnih elemenata sa zavrtnjevima.....	176
6.2.2	Analiza nosivosti višedelnih elemenata sa šavovima.....	178

7	Zaključci i preporuke za buduća istraživanja .....	184
	Reference .....	187
Prilog A	Početne geometrijske imperfekcije uzoraka .....	191
Prilog B	Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na izvijanje.....	195

Biografija autora

Изјава о ауторству

Изјава о истоветности штампане и електронске верзије докторског рада

Изјава о коришћењу

## Lista slika

Slika 1.1 Primeri objekata kod kojih je primenjen nerđajući čelik.....	4
Slika 2.1 Krive napon–dilatacija ( $\sigma$ – $\epsilon$ ) u ispitivanju pri zatezanju za čelik 1.4301 i S275 .....	10
Slika 2.2 Naponske i deformacijske veličine u početnom delu krive napon–dilatacija .....	11
Slika 2.3 Mirambell–Real-ov analitički model materijala .....	14
Slika 2.4 Intenzitet i raspodela konvencionalne granice razvlačenja u elementima hladnooblikovanih poprečnih preseka prema analitičkim modelima [29] ..	22
Slika 2.5 Pretpostavka o raspodeli zaostalih podužnih, membranskih napona i napona savijanja po debljini zida hladnooblikovanog profila prema [35]....	27
Slika 2.6 Pretpostavka o pravugaonoj blok raspodeli zaostalih napona savijanja po debljini zida hladnooblikovanog profila .....	28
Slika 2.7 Intenzitet i raspodela podužnih zaostalih napona savijanja kod hladnonoblikovanih poprečnih preseka prema analitičkim modelima [40]	29
Slika 2.8 Model raspodele zaostalih aksijalnih napona kod zavarenog I preseka ....	31
Slika 2.9 Raspodela unutrašnjih sila u elementu višedelnog poprečnog preseka ramovskog tipa .....	46
Slika 2.10 Verifikacija rezultata ispitivanja u odnosu na krivu izvijanja $C$ i $\lambda_0 = 0.4$ (Hammer i Petersen, 1955. god.).....	55
Slika 2.11 Verifikacija rezultata ispitivanja u odnosu na krivu izvijanja $C$ i $\lambda_0 = 0.4$ (Johnson i Winter, 1966) .....	55
Slika 2.12 Verifikacija rezultata ispitivanja u odnosu na krivu izvijanja $C$ i $\lambda_0 = 0.4$ (Coetzee, van den Berg, van der Merwe, 1990) .....	56
Slika 2.13 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje (Rhodes, Macdonald, McNiff, 2000) .....	56
Slika 2.14 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje (Bredenkamp i van den Berg, 1995) .....	57
Slika 2.15 Verifikacija rezultata ispitivanja u odnosu na krivu izvijanja $D$ i $\lambda_0 = 0.2$ (Talja, Stangenberg 1997, 2000) .....	57

Slika 2.16 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje (Rasmussen i Hancock, 1990).....	58
Slika 2.17 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje (Gardner i Nethercot, 2004).....	58
Slika 2.18 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje (Liu i Young, 2003) .....	59
Slika 2.19 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje (Young, Wing-Man Lui, 2006).....	59
Slika 2.20 Dispozicija ispitanih uzoraka (Zandonini, 1985) .....	60
Slika 2.21 Dispozicija ispitanih uzoraka (Astaneh, Goel i Hanson, 1985).....	61
Slika 3.1 Servo-hidraulička kidalica “Instron – 1332” .....	65
Slika 3.2 Ispitivanje mehaničkih svojstava materijala pri zatezanju .....	67
Slika 3.3 Krive napon-dilatacija u celom opsegu i početnom delu dilatacija dobijene ispitivanjem pri zatezanju za podužni pravac (LT) .....	68
Slika 3.4 Krive napon-dilatacija u celom opsegu i početnom delu dilatacija dobijene ispitivanjem pri zatezanju za poprečni pravac (TT) .....	68
Slika 3.5 Ispitivanje mehaničkih svojstava materijala iz osnovne trake lima pri pritisku.....	70
Slika 3.6 Krive napon-dilatacija dobijene ispitivanjem pri pritisku za podužni pravac (LC) .....	71
Slika 3.7 Krive napon-dilatacija dobijene ispitivanjem pri pritisku za poprečni pravac (TC).....	71
Slika 3.8 Početni deo osrednjenih krivih napon-dilatacija dobijenih ispitivanjem pri zatezanju (T) i pritisku (C) za podužni (L) i poprečni pravac (T).....	72
Slika 3.9 Verifikacija karakteristične krive napon-dilatacija dobijene ispitivanjem pri zatezanju za podužni pravac (LT) analitičkim modelima materijala .....	76
Slika 3.10 Verifikacija karakteristične krive napon-dilatacija dobijene ispitivanjem pri zatezanju za poprečni pravac (TT) analitičkim modelima materijala .....	76
Slika 3.11 Verifikacija karakteristične krive napon-dilatacija dobijene ispitivanjem pri pritisku za podužni pravac (LC) analitičkim modelima materijala.....	76
Slika 3.12 Verifikacija karakteristične krive napon-dilatacija dobijene ispitivanjem pri pritisku za poprečni pravac (TC) analitičkim modelima materijala .....	77

Slika 3.13 Položaj epruveta u poprečnom preseku hladnooblikovanog profila.....	77
Slika 3.14 Ispitivanje epruveta iz ugla hladnooblikovanog profila pri zatezanju.....	78
Slika 3.15 Krive napon-dilatacija u celom opsegu i početnom delu dilatacija dobijene ispitivanjem pri zatezanju epruveta uzetih iz profila (LTF i LTC) .	78
Slika 3.16 Konvencionalna granica razvlačenja u uglu profila dobijena ispitivanjem i primenom analitičkih modela procene .....	82
Slika 3.17 Poprečni presek uzorka: nominalne i merene dimenzije.....	83
Slika 3.18 Ispitivanje kratkog stuba pri pritisku – dispozicija mernih uređaja.....	84
Slika 3.19 Dijagrami sila–podužno pomeranje.....	85
Slika 3.20 Prirast podužnih dilatacija u funkciji sile očitani elektronskim mernim trakama na uzorku SC2 .....	86
Slika 3.21 Deformisani oblik uzoraka nakon ispitivanja na pritisak .....	86
Slika 3.22 Veza između napona i dilatacija dobijena ispitivanjem kratkog stuba na pritisak.....	87
Slika 3.23 Poređenje normalizovanih vrednosti graničnih sila dobijenih ispitivanjem kratkog stuba na pritisak sa vrednostima koje odgovaraju graničnoj vitkosti nožice klase 3 prema [2] i [51] .....	91
Slika 3.24 Poređenje normalizovanih vrednosti graničnih sila dobijenih ispitivanjem kratkog stuba na pritisak sa vrednostima koje odgovaraju graničnoj vitkosti rebra klase 2 prema [2] i [51] .....	91
Slika 3.25 Krive napon-dilatacija prema Metodi kontinualne čvrstoće (CSM), ispitivanju svojstava materijala pri zatezanju (LT) i ispitivanju kratkog stuba na pritisak (SC) .....	93
Slika 3.26 Poprečni preseki uzoraka .....	95
Slika 3.27 Međusobna veza samostalnih elemenata .....	95
Slika 3.28 Obrada krajeva uzoraka .....	96
Slika 3.29 Dispozicija uzoraka serije U92.....	97
Slika 3.30 Dispozicija uzoraka serije U184 .....	98
Slika 3.31 Kontrola kvaliteta šavova metodom penetracije.....	101
Slika 3.32 Merenje geometrijskih imperfekcija uzoraka .....	102
Slika 3.33 Izmerene geometrijske imperfekcije kod uzorka U92w-2-1 .....	104
Slika 3.34 Izmerene geometrijske imperfekcije kod uzorka U184w-2-3.....	104

Slika 3.35 Hidraulička preseka Amsler sa ležišnim pločama.....	105
Slika 3.36 Raspored mernih uređaja (LVDT i SG) u okviru poprečnog preseka ....	106
Slika 3.37 Dispozicija mernih uređaja (LVDT i SG) na uzorcima serije U92.....	107
Slika 3.38 Dispozicija mernih uređaja (LVDT i SG) na uzorcima serije U184 .....	108
Slika 3.39 Dispozicija ispitivanja uzoraka .....	109
Slika 3.40 Deformisani oblici uzoraka grupe U92b nakon ispitivanja .....	110
Slika 3.41 Deformisani oblici uzoraka grupe U92w nakon ispitivanja .....	111
Slika 3.42 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja .....	113
Slika 3.43 Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka .....	113
Slika 3.44 Horizontalna pomeranja uzoraka U92w-1 pri graničnoj sili izvijanja ..	114
Slika 3.45 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja .....	115
Slika 3.46 Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka .....	115
Slika 3.47 Horizontalna pomeranja uzoraka U92w-5 pri graničnoj sili izvijanja ..	116
Slika 3.48 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja .....	117
Slika 3.49 Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka .....	117
Slika 3.50 Horizontalna pomeranja uzoraka U92w-3 pri graničnoj sili izvijanja ..	118
Slika 3.51 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja u karakterističnim presecima .....	119
Slika 3.52 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja u sredini raspona uzorka .....	119
Slika 3.53 Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka .....	120
Slika 3.54 Horizontalna pomeranja uzoraka U92w-2 pri graničnoj sili izvijanja ..	120
Slika 3.55 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja .....	122
Slika 3.56 Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka .....	123
Slika 3.57 Horizontalna pomeranja uzoraka U92b-3 pri graničnoj sili izvijanja ...	123
Slika 3.58 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja u karakterističnim presecima .....	125



Slika 3.59 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja u preseku u sredini raspona uzorka.....	125
Slika 3.60 Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka.....	126
Slika 3.61 Horizontalna pomeranja uzoraka U92b-2 pri graničnoj sili izvijanja ...	126
Slika 3.62 Deformisani oblik uzoraka serije U184 nakon ispitivanja.....	127
Slika 3.63 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja .....	129
Slika 3.64 Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka.....	129
Slika 3.65 Horizontalna pomeranja uzoraka U184w-3 pri graničnoj sili izvijanja	130
Slika 3.66 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja u karakterističnim presecima .....	131
Slika 3.67 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja u sredini raspona uzorka .....	132
Slika 3.68 Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka.....	132
Slika 3.69 Horizontalno pomeranje uzoraka U184w-2 pri graničnoj sili izvijanja	133
Slika 3.70 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja .....	134
Slika 3.71 Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka.....	135
Slika 3.72 Horizontalna pomeranja uzoraka U184b-3 pri graničnoj sili izvijanja.	135
Slika 3.73 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja u karakterističnim presecima .....	137
Slika 3.74 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja u sredini raspona uzorka .....	137
Slika 3.75 Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka.....	138
Slika 3.76 Horizontalna pomeranja uzoraka U184b-3 pri graničnoj sili izvijanja.	138
Slika 3.77 Uporedni prikaz srednjih i karakterističnih vrednosti graničnih nosivosti uzoraka U92w i U92b.....	141
Slika 3.78 Uporedni prikaz srednjih i karakterističnih vrednosti graničnih nosivosti uzoraka U184w i U184b.....	142
Slika 3.79 Raspodela podužnih dilatacija u poprečnom preseku u sredini raspona uzorka U92b-3-1 .....	143
Slika 3.80 Osrednjene vrednosti dilatacija u nožicama preseka .....	144

Slika 3.81 Izmerene vrednosti napona u odnosu na krive $\sigma$ - $\varepsilon$ koje su dobijene ispitivanjem svojstava materijala pri pritisku (LC) i materijala iz ugla profila pri zatezanju .....	144
Slika 3.82 Dijagrami normalnih napona u nožicama preseka .....	145
Slika 3.83 Izmerena geometrijska imperfekcija uzorka U92b-3-1 .....	146
Slika 3.84 Uporedni prikaz srednjih vrednosti graničnih nosivosti elemenata dobijenih ispitivanjem i analitičkih, graničnih vrednosti prema EN 1993-1-4 i SEI ASCE 8-02 .....	147
Slika 4.1 Kriva sila pomeranje u analizi stabilnosti elementa .....	151
Slika 4.2 Numerički modeli: geometrija, granični uslovi i meža konačnih elemenata .....	154
Slika 4.3 Funkcija pomeranja u toku vremena .....	155
Slika 4.4 Modeli materijala u ravnim delovima (LTF) i uglovima preseka (LTC)..	157
Slika 4.5 Numerički model podužnih zaostalih napona usled zavarivanja .....	158
Slika 4.6 Modeliranje geometrijskih imperfekcija elemenata .....	159
Slika 4.7 Poređenje numeričkih i eksperimentalnih vrednosti granične nosivosti elemenata pri fleksionom izvijanju.....	160
Slika 4.8 Poređenje rezultata numeričke analize i eksperimentalnog ispitivanja kod uzoraka serije Uw184-2 .....	161
Slika 4.9 Poređenje rezultata numeričke analize i eksperimentalnog ispitivanja kod uzoraka serije Uw184-3 .....	161
Slika 4.10 Poređenje rezultata numeričke analize i eksperimentalnog ispitivanja kod uzoraka serije Ub184-3 .....	162
Slika 4.11 Poređenje rezultata numeričke analize i eksperimentalnog ispitivanja kod uzoraka serije Ub184-2 .....	162
Slika 4.12 Poređenje rezultata numeričke analize i eksperimentalnog ispitivanja kod uzoraka serije Ub92-2 .....	163
Slika 4.13 Poređenje rezultata numeričke analize i eksperimentalnog ispitivanja kod uzoraka serije Uw92-2 .....	163
Slika 5.1 Analizirani oblici geometrijskih imperfekcija .....	168
Slika 5.2 Dijagram sila–horizontalna pomeranja kod višedelnih elemenata sa zavrtnjevima za geometrijsku imperfekciju oblika <i>mode1</i> , $\delta_0 = L/750$ .....	169

Slika 5.3 Dijagram sila–horizontalna pomeranja kod višedelnih elemenata sa šavovima za geometrijsku imperfekciju oblika <i>mode1</i> , $\delta_0 = L/750$ .....	170
Slika 5.4 Dijagram sila–horizontalno pomeranje kod višedelnih elemenata vitkosti 184 za geometrijsku imperfekciju oblika <i>mode2</i> , $\delta_0 = L/750$ .....	171
Slika 5.5 Dijagram sila–horizontalna pomeranja kod višedelnih elemenata u funkciji oblika i veličine gemetrijske imperfekcije .....	172
Slika 6.1 Poređenje rezultata numeričke analize i eksperimentalnog ispitivanja sa preporukama za proračun prema EN 1993-1-4 i EN 1993-1-1 u slučaju višedelnih elemenata sa zavrtnjevima .....	176
Slika 6.2 Poređenje rezultata numeričke analize sa preporukama za proračun prema EN 1993-1-4 i EN 1993-1-1 u slučaju višedelnih elemenata sa šavovima .....	180
Slika 6.3 Poređenje rezultata eksperimentalnog ispitivanja i numeričke analize sa krivom izvijanja D i modifikovanim izrazom za $S_v$ .....	182
Slika A.1 Geometrijske imperfekcije uzoraka U92w-1 .....	191
Slika A.2 Geometrijske imperfekcije uzoraka U92w-2.....	191
Slika A.3 Geometrijske imperfekcije uzoraka U92w-3.....	191
Slika A.4 Geometrijske imperfekcije uzoraka U92w-5.....	192
Slika A.5 Geometrijske imperfekcije uzoraka U92b-2 .....	192
Slika A.6 Geometrijske imperfekcije uzoraka U92b-3 .....	192
Slika A.7 Geometrijske imperfekcije uzoraka U184w-2 .....	193
Slika A.8 Geometrijske imperfekcije uzoraka U184w-3 .....	193
Slika A.9 Geometrijske imperfekcije uzoraka U184b-3 .....	193
Slika A.10 Geometrijske imperfekcije uzoraka U184b-2.....	194
Slika B.1 Dijagram sila-horizontalna pomeranja u sredini raspona kod uzorka serije U92w-2 .....	195
Slika B.2 Dijagram sila-horizontalna pomeranja u sredini raspona kod uzorka serije U92w-3 .....	195
Slika B.3 Dijagram sila-horizontalna pomeranja u sredini raspona kod uzorka serije U92w-5 .....	195
Slika B.4 Dijagram sila-horizontalna pomeranja u sredini raspona kod uzorka serije U92b-2.....	196

Slika B.5 Dijagram sila-horizontalna pomeranja u sredini raspona kod uzorka serije U92b-3.....	196
Slika B.6 Dijagram sila-horizontalna pomeranja u sredini raspona kod uzorka serije U184w-2 .....	196
Slika B.7 Dijagram sila-horizontalna pomeranja u sredini raspona kod uzoraka serije U184w-3.....	197
Slika B.8 Dijagram sila-horizontalna pomeranja u sredini raspona kod uzoraka serije U184b-2.....	197
Slika B.9 Dijagram sila-horizontalna pomeranja u sredini raspona kod uzoraka serije U184b-3.....	197

## Lista tabela

Tabela 3.1 Oznaka čelika i dimenzije trake.....	64
Tabela 3.2 Hemijski sastav materijala prema atestu proizvođača .....	64
Tabela 3.3 Mehanička svojstva materijala za poprečni pravac valjanja na sobnoj temperaturi prema EN 10088-2 i atestu proizvođača .....	64
Tabela 3.4 Oblik proizvodnog procesa i završna obrada površine .....	64
Tabela 3.5 Mehanička svojstva osnovnog materijala dobijena ispitivanjem pri zatezanju za podužni pravac (LT) .....	69
Tabela 3.6 Mehanička svojstva osnovnog materijala dobijena ispitivanjem pri zatezanju za poprečni pravac (TT) .....	69
Tabela 3.7 Mehanička svojstva osnovnog materijala dobijena ispitivanjem pri pritisku za podužni pravac (LC).....	70
Tabela 3.8 Mehanička svojstva osnovnog materijala dobijena ispitivanjem pri pritisku za poprečni pravac (TC).....	71
Tabela 3.9 Srednje vrednosti mehaničkih svojstava osnovnog materijala dobijene ispitivanjem pri zatezanju (T) i pritisku (C) za podužni (L) i poprečni pravac (T) .....	72
Tabela 3.10 Mehaničkih svojstava ispitanog osnovnog materijala 1.4301 i materijala 304 (1/16 hard) prema [4] .....	74
Tabela 3.11 Vrednosti modula elastičnosti $E$ određene ispitivanjem i prema evropskim [2], američkim [4] i australijskim [7] propisima za čelik 1.4301 .....	74
Tabela 3.12 R-O koeficijenti nelinearnosti ispitanog osnovnog materijala .....	75
Tabela 3.13 Koeficijent nelinearnosti $n$ određen ispitivanjem i prema evropskim [2], američkim [4] i australijskim [7] propisima za čelik 1.4301.....	75
Tabela 3.14 Mehanička svojstva materijala ravnog dela preseka (rebra) presovanog profila dobijena ispitivanjem pri zatezanju (LTFw).....	79
Tabela 3.15 Mehanička svojstva materijala ravnog dela preseka (nožice) presovanog profila dobijena ispitivanjem pri zatezanju (LTFf).....	79
Tabela 3.16 Mehanička svojstva materijala ugla (prevoja) presovanog profila dobijena ispitivanjem pri zatezanju (LTC).....	79

Tabela 3.17 Srednje vrednosti mehaničkih svojstava osnovnog materijala i materijala presovanog profila dobijene ispitivanjem pri zatezanju .....	80
Tabela 3.18 Odnos mehaničkih svojstava materijala iz ugla presovanog profila (LTC) i osnovnog materijala (LT) .....	80
Tabela 3.19 Odnos mehaničkih svojstava materijala iz rebra presovanog profila (LTFw) i osnovnog materijala (LT) .....	81
Tabela 3.20 Odnos analitičke vrednosti $f_{0.2,c,pred}$ i srednje vrednosti konvencionalne granice razvlačenja u uglu profila $f_{0.2,c,test}$ koja je dobijena ispitivanjem .....	82
Tabela 3.21 Izmerene geometrijske dimenzije uzoraka .....	83
Tabela 3.22 Rezultati dobijeni ispitivanjem kratkog stuba pri pritisku .....	85
Tabela 3.23 Srednje vrednosti napona izbočavanja $\sigma_{1b}$ i odgovarajuće dilatacije $\varepsilon_{1b}$ konvencionalne granice razvlačenja $f_{0.2}$ i granice proporcionalnosti $\sigma_{0.01}$ dobijenih ispitivanjem kratkog stuba na pritisak (SC) i podužno orjentisanih epruveta pri pritisku (LC) .....	87
Tabela 3.24 Oznaka i vrsta ispitanih uzoraka .....	99
Tabela 3.25 Izmerene geometrijske dimenzije uzoraka .....	100
Tabela 3.26 Maksimalne vrednosti (amplitude) izmerenih geometrijskih imperfekcija kod uzoraka serije U92 i U184 .....	103
Tabela 3.27 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U92w-1 .....	112
Tabela 3.28 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U92w-5 .....	114
Tabela 3.29 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U92w-3 .....	116
Tabela 3.30 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U92w-2 .....	121
Tabela 3.31 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U92b-3 .....	122
Tabela 3.32 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U92b-2 .....	124
Tabela 3.33 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U184w-3 .....	128

Tabela 3.34 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U184w-2 .....	131
Tabela 3.35 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U184b-3 .....	134
Tabela 3.36 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U184b-2 .....	136
Tabela 3.37 Rezultati ispitivanja nosivosti na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka .....	139
Tabela 3.38 Poređenje srednjih vrednosti graničnih nosivosti elemenata pri fleksionom izvijanju dobijenih ispitivanjem sa analitičkim, graničnim vrednostima prema EN 1993-1-4 [2] i SEI ASCE 8-02[4] .....	148
Tabela 5.1 Oznake u parametarskoj analizi elemenata sa zavrtnjevima .....	166
Tabela 5.2 Oznake u parametarskoj analizi elemenata sa šavovima.....	167
Tabela 6.1 Poređenje rezultata granične nosivosti višedelnih elemenata sa zavrtnjevima prema FEM i preporukama u EN 1993-1-4 i EN 1993-1-1 ...	177
Tabela 6.2 Poređenje rezultata granične nosivosti višedelnih elemenata sa šavovima prema FEM i EN 1993-1-4 i EN 1993-1-1 .....	179
Tabela 6.3 Poređenje rezultata granične nosivosti elemenata sa šavovima prema FEM i EN 1993-1-1 uz modifikaciju parametara .....	183

## Oznake

### Velika slova

$A$	Površina poprečnog preseka, bruto površina poprečnog preseka
$A_{\text{eff}}$	Efektivna površina poprečnog preseka
$A_n$	Nominalna površina poprečnog preseka
$A_c$	Površina svih uglova prevoja u okviru hladnooblikovanog poprečnog preseka
$A_{\text{ch}}$	Površina poprečnog preseka samostalnog elemenata višedelnog elementa
$C$	oznaka krive izvijanja
$D$	oznaka krive izvijanja
$I$	Moment inercije
$I_t$	Moment inercije zategnutog dela preseka
$I_c$	Moment inercije pritisnutog dela preseka
$I_{\text{eff}}$	Efektivni moment inercije poprečnog preseka višedelnog elementa
$I_{\text{ch}}$	Moment inercije samostalnog elementa u ravni višedelnog elemenata
$I_{0\text{ch}}$	Položajni moment inercije samostalnog elementa u ravni višedelnog elemenata
$I_1$	Moment inercije višedelnog elementa oko nematerijalne ose
$I_b$	Moment inercije prečke u ravni višedelnog elemenata
$L$	Dužina elementa
$L_{\text{cr}}$	Dužina izvijanja
$L_{\text{ch}}$	Dužina izvijanja samostalnog elementa
$E$	Modul elastičnosti
$E_t$	Tangentni modul
$E_{0.2}$	Tangentni modul koji odgovara konvencionalnoj granici razvlačenja
$E_s$	Sekantni modul
$E_r$	Redukovani modul
$E_{\text{sh}}$	Nagib ojačanog domena "elastičnog, linearno ojačanog" analitičkog modela materijala prema metodi kontinualne čvrstoće
$N_{\text{c,u}}$	Granična nosivost pritisnutog poprečnog preseka



$N_{c,u,test}$	Granična nosivost pritisnutog poprečnog preseka dobijena pri ispitivanju
$N_{c,u,EC}$	Granična nosivost pritisnutog poprečnog preseka određena prema preporukama datim u evropskim propisima
$N_{c,u,CSM}$	Granična nosivost pritisnutog poprečnog preseka prema metodi kontinualne čvrstoće
$N_{b,u}$	Granična nosivost pritisnutog elementa na fleksiono izvijanje
$N_{b,u,test}$	Granična nosivost pritisnutog elementa na fleksiono izvijanje dobijena pri ispitivanju
$N_{b,u,FEA}$	granična nosivost pritisnutog elementa na fleksiono izvijanje određena numeričkom analizom primenom metode konačnih elemenata
$N_{b,u,EC}$	granična nosivost pritisnutog elementa na fleksiono izvijanje određena prema preporukama datim u evropskim propisima
$N_{b,u,ASCE}$	granična nosivost pritisnutog elementa na fleksiono izvijanje određena prema preporukama datim u američkim propisima
$N_{cr}$	elastična kritična sila na fleksiono izvijanje
$N_{cr,V}$	elastična kritična sila izvijanja višedelnog elementa oko nematerijalne ose
$R_k$	karakteristična vrednost nosivosti
$S_v$	krutost na smicanje višedelnog elementa
Mala slova	
$a$	Rastojanje između spojeva samostalnih elemenata
$b$	Širina poprečnog preseka
$c$	Širina ili visina pravog dela poprečnog preseka
$h$	Visina poprečnog preseka
$h_0$	Rastojanje između težišta samostalnih elemenata višedelnog elementa
$d$	Visina pravog dela rebra
$d_0$	Prečnik rupe za zavrtnj
$f_{0.2}$	Konvecionalna granica razvlačenja

$f_{0.2,v}$	Konvecionalna granica razvlačenja osnovnog materijala čeličnog lima ili trake
$f_{0.2,c}$	Konvecionalna granica razvlačenja u uglu prevoja poprečnog preseka hladnooblikovanog profila
$f_{0.2,f}$	Konvecionalna granica razvlačenja u ravnom delu poprečnog preseka hladnooblikovanog profila
$f_{0.2,mill}$	Konvecionalna granica razvlačenja prema proizvođačkom specifikacionom listu
$f_u$	Čvrstoća pri zatezanju
$f_{u,v}$	Čvrstoća pri zatezanju osnovnog materijala čeličnog lima ili trake
$f_{0.2,mill}$	Čvrstoća pri zatezanju prema proizvođačkom specifikacionom listu
$i$	Poluprečnik inercije u odnosu na merodavnu osu, određen na osnovu karakteristika bruto poprečnog preseka
$i_1$	Poluprečnik inercije samostalnog elemenata u ravni višedelnog elementa
$k$	Koeficijent izvijanja
$k_\sigma$	Koeficijent izbočavanja
$n, n_{0.2,1.0}, n_{0.2,u}$	Koeficijenti nelinearnosti, Ramberg-Osgood-ovi koeficijenti
$r_i$	Unutrašnji poluprečnik prevoja
$r_e$	Spoljašnji poluprečnik prevoja
$t$	Debljina čeličnog lima ili trake, debljina zida poprečnog preseka
$x-x$	Podužna osa elementa
$y-y$	Horizontalna osa poprečnog preseka
$z-z$	Vertikalna osa poprečnog preseka

#### Velika grčka slova

$\sigma$	Napon
$\sigma_u$	Granična vrednost napona
$\sigma_{cr}, \sigma_{cr,el}$	Elastični kritični napon
$\sigma_{cr,inel}$	Neelastični kritični napon
$\sigma_{0.01}$	Napon koji odgovara trajnoj, plastičnoj dilataciji u iznosu od 0.01%, granica proporcionalnosti

$\sigma_{1.0}$	Napon koji odgovara trajnoj, plastičnoj dilataciji u iznosu od 1.0%
$\sigma_{lb}$	Napon pri kojem dolazi do izbočavanja preseka
$\sigma_{csm}$	Napon pri kojem dolazi do izbočavanja preseka prema metodi kontinualne čvrstoće

#### Mala grčka slova

$\alpha$	Koeficijent linearnog termičkog širenja
$\alpha$	Koeficijent imperfekcije
$\gamma_{M0}$	Parcijalni koeficijent za nosivost poprečnog preseka
$\gamma_{M1}$	Parcijalni koeficijent za nosivost elementa
$\delta_0$	Maksimalna vrednost (strela) geometrijske imperfekcije elementa
$\delta$	Geometrijska imperfekcija elementa
$\varepsilon$	Koeficijent koji zavisi od konvencionalne granice razvlačenja $f_{0.2}$
$\varepsilon$	Dilatacija
$\varepsilon_{0.2}$	Dilatacija koja odgovara konvencionalnoj granici razvlačenja
$\varepsilon_{0.2,el}$	Elastični deo dilatacije koja odgovara konvencionalnoj granici razvlačenja
$\varepsilon_u$	Dilatacija koja odgovara čvrstoći pri zatezanju
$\varepsilon_{lb}$	Dilatacija koja odgovara naponu pri kojem dolazi do izbočavanja preseka
$\varepsilon_{csm}$	Dilatacija koja odgovara naponu pri kojem dolazi do izbočavanja preseka prema metodi kontinualne čvrstoće
$\eta$	plastični koeficijent redukcije
$\bar{\lambda}$	Relativna vitkost
$\lambda_1$	Vitkost na granici razvlačenja
$\bar{\lambda}_p$	Relativna vitkost dela poprečnog preseka
$\bar{\lambda}_0$	Granična vitkost
$\bar{\lambda}_{eq}$	Relativna ekvivalentna vitkost
$\nu$	Poasonov koeficijent
$\emptyset$	Vrednost za određivanje koeficijenta redukcije $\chi$

$\chi$	Koeficijent redukcije za odgovarajuću krivu izvijanja
$\omega_0$	Maksimalna vrednost (strela) geometrijske imperfekcije poprečnog preseka
$\omega$	Geometrijska imperfekcija poprečnog preseka

# 1 Uvod

## 1.1 Opšte

Održiva gradnja kao jedan od značajnih segemenata razvoja savremenog društva uključuje primenu građevinskih materijala koji nisu štetni po okolinu, pouzdani su i postojani, imaju dug životni vek i pružaju mogućnost reciklaže, uz minimalan utrošak prirodnih resursa. Nerđajući čelik, kao legura različitih metala, poseduje sve nabrojane osobine. Njegova primena u građevinarstvu je dugo vremena bila sinonim za luksuzne i arhitektonski atraktivne objekte dok je u konvencionalnim konstrukcijama ostala ograničena. Razlozi za ovo su visoka tržišna cena nerđajućeg čelika, nepotpuna tehnička regulativa, ograničen asortiman gotovih proizvoda, kao i nerazumevanje značajnih prednosti njegove primene od strane inženjera projekatanta. Brojne uporedne studije o efektima izbora osnovnog materijala na ukupne troškove životnog veka konstrukcije (*life cycle costing*), koje uključuju njegovu početnu cenu, održavanje konstrukcije kroz zaštitu od korozije, zaštitu od požara, a na duži rok sanaciju i posledično eventualni prekid radnog procesa u njoj, pokazale su da u određenim konstruktivnim elementima primena nerđajućeg čelika ima ekonomsko opravdanje.

Nerđajući čelik (*stainless steel*) je generički naziv za širok spektar legura gvožđa različitih vrsta i kvaliteta, čija se postojanost na koroziju ostvaruje sa najmanje 10.5% hroma i najviše 1.2% ugljenika. Dodavanjem drugih legirajućih elemenata, poput nikla, molibdena, magnezijuma, bakra, titanijuma, niobiuma ili aluminijuma postiže se bolja koroziona otpornost, poboljšavaju fizičko mehanička svojstva materijala, njegova obradljivost i žilavost na niskim, kriogenim temperaturama. Prema nastaloj mikrostrukturi dele se na: feritne, austenitne, austenitno-feritne (dupleks), martenzitne i percipitacijski očvrsele čelike koji pripadaju posebnoj grupi čelika visoke čvrstoće. Najveću primenu u građevinarstvu imaju austenitni i dupleks čelici. Poslednjih godina, značajna oscilacija u ceni nikla na svetskom tržištu metala, fokusirala je proizvođače, ali i krajnje korisnike na više komercijalnu seriju feritnih čelika.

U skladu sa evropskim setom standarda EN 10088 [1], nerđajući čelici se označavaju broјčano i alfa-numerički (prema hemijskom sastavu). Prema

brojčanom sistemu označavanja, svakoj vrsti nerđajućeg čelika se dodeljuje broj koji se sastoji od 5 arapskih cifara. Na prvom mestu je broj 1 koji je od četvorocifrenog broja odvojen tačkom, tako da oznaka ima oblik - 1.XXXX. Ovakav sistem označavanja ne daje eksplicitne informacije o vrsti, mehaničkim svojstvima i kvalitetu nerđajućeg čelika, ali je sistematizovan i jednostavniji u odnosu na uobičajeno dužu alfa-nerđajućku oznaku. U alfa-nerđajućkoj oznaci, na prvom mestu je simbol X, sledi broj koji označava procentualni stostruki prosečni sadržaj ugljenika, zatim hemijski simboli glavnih legirajućih elemenata i brojevi razdvojeni crtama koji označavaju njihov prosečan sadržaj u procentima, respektivno.

Austenitni nerđajući čelici sadrže gvožđe, 16–22% hroma i 6–32% nikla. Granica razvlačenja je u opsegu od 190 do 350 N/mm<sup>2</sup>, čvrstoća pri zatezanju dostiže vrednost od 950 N/mm<sup>2</sup>, a minimalna vrednost izduženja pri lomu 45 % [1]. Ne pokazuju značajnu redukciju mehaničkih svojstava na visokim i niskim temperaturama. Pružaju izuzetne mogućnosti u obradi površine kojom se postižu ne samo estetski efekti već i bolja koroziona otpornost pasivnog površinskog sloja. Nemagnetični su, imaju dobru plastičnost, obradljivost i zavarljivost, što ih, u porodici nerđajućih čelika, čini najprimenjenijim materijalom, ne samo u građevinarstvu, već i drugim granama industrije. Najznačajnija i najprimenjenija vrsta u ovoj grupi čelika je 1.4301(X5CrNi18-10).

Feritni nerđajući čelici prvenstveno sadrže gvožđe i hrom. Učešće hroma je uobičajeno 10.5 do 18%, dok je udeo austenitnih elemenata: nikla, azota i ugljenika, mali. Feritni nerđajući čelici su feromagnetni i ne mogu biti ojačani postupcima termičke obrade. Granica razvlačenja je u opsegu od 210 do 350 N/mm<sup>2</sup>, čvrstoća pri zatezanju 450 do 650 N/mm<sup>2</sup>, a duktilnost do 23% [1]. Slabo su zavarljivi. Mehanička svojstva na povišenim temperaturama su niža u odnosu na austenitne čelike, a u uslovima niskih temperatura pokazuju sklonost ka krtom lomu. Zbog odsustva nikla, ekonomski su prihvatljiviji u odnosu na ostale vrste nerđajućih čelika.

Dupleks čelici posjeduju dvofaznu austenitno-feritnu mikrostrukturu sa 40 do 60% gvožđa, 18 do 24% hroma i 3.5 do 8% nikla. Kombinuju najbolje karakteristike austenitnih i feritnih čelika. Jedan od glavnih ciljeva legiranja dupleks čelika je održavanje sadržaja austenita, pre svega, radi postizanja dobre

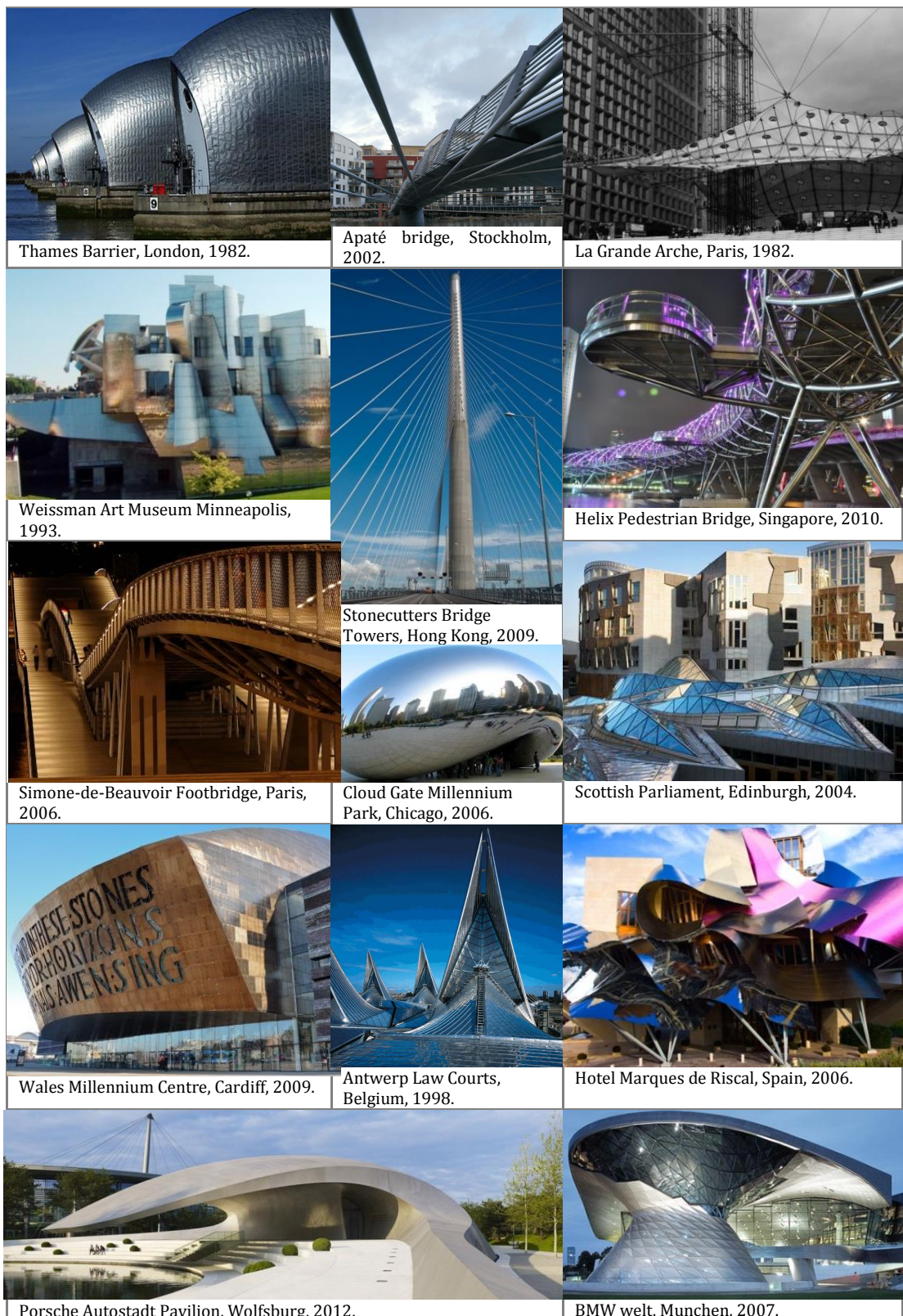
zavarljivosti. Previsok sadržaj gvožđa može smanjiti korozionu otpornost i povećati sklonost ka krtom lomu. U odnosu na austenitne čelike imaju bolja mehanička svojstva: granica razvlačenja je u opsegu od 400 do 650 N/mm<sup>2</sup>, čvrstoća pri zatezanju 630 do 900 N/mm<sup>2</sup>, dok je duktilnost oko 25% [1].

Nerđajući čelici poseduju svojstva visoke korozione otpornosti zahvaljujući prisustvu površinskog oksidnog sloja bogatog hromom, koji nastaje spontano, prirodnim procesom oksidacije. Ukoliko se ovaj sloj ošteti postupcima mehaničke obrade vrlo brzo dolazi do njegovog obnavljanja. Ipak, ovakva zaštita je pasivne prirode i njen kvalitet zavisi od hemijskog sastava čelika, obrade površina i stepena agresivnosti sredine. Esencijalan zahtev očuvanja korozione otpornosti nerđajućeg čelika postavlja se u procesu proizvodnje i montaže. Površine elemenata treba da ostanu čiste i neoštećene u fazama skladištenja, transporta i ugradnje. U tu svrhu su propisani načini, ali i uslovi kod sečenja, hladnog oblikovanja, bušenja rupa, zavarivanja, kao i međusobnih veza elemenata.

Za razliku od ugljeničnog čelika, zbog visokog sadržaja nikla, većina austenitinih nerđajućih čelika pokazuje superiorna mehanička svojstva na povišenim temperaturama. U oblasti visokih temperatura od 600 do 800°C, normalizovana vrednost granice razvlačenja (u odnosu na ambijentalne uslove) je i do četiri puta veća, a u slučaju modula elastičnosti skoro sedam puta veća nego kod ugljeničnih čelika. Ova činjenica, potvrđena brojnim ispitivanjima, utiče na smanjenje, pa i eliminisanje potrebe za različitim sistemima zaštite od požara kod nosećih konstruktivnih elemenata.

Austenitini nerđajući čelici poseduju značajnu duktilnost i mogućnost plastifikacije, što je od posebne važnosti kod dinamički opterećenih konstrukcija i konstrukcija izloženih udaru. Značajan kapacitet plastifikacije omogućava primenu plastične analize u proračunu i preraspodelu uticaja u elementu. Kao odgovor na hladnu deformaciju dolazi do poboljšanja mehaničkih svojstava materijala, pa se pogodnim oblikovanjem preseka može značajno povećati njegova nosivost.

Superiornost i strukturalnost površinske obrade, postojanost i lakoća održavanja u kombinaciji sa fizičkim i mehaničkim svojstvima, omogućila je primenu nerđajućeg čelika u najznačajnijim ostvarenjima savremene svetske arhitekture i dizajna, kako u zgradarstvu tako i u mostogradnji (slika 1.1).



**Slika 1.1** Primeri objekata kod kojih je primenjen nerđajući čelik

Postojeći evropski standard EN 1993-1-4 [2], ne daje smernice za proračun i dimenzionisanje konstruktivnih elemenata od nerđajućeg čelika u istom obimu kao



i osnovni standard za ugljenični čelik [3] i u velikoj meri se poziva na odredbe koje su u njemu date. Ako se ima u vidu različitost u mehaničkim svojstvima ova dva materijala, i značajno veći kapacitet plastifikacije kod austenitnih nerđajućih čelika, može se govoriti o konzervativnosti ovakvih preporuka. Da bi pozicija nerđajućeg čelika u građevinarstvu ojačala u odnosu na primarni ugljenični čelik, neophodno je sprovesti dodatne eksperimentalne, numeričke i analitičke studije kojima će se detaljno sagledati sve osobenosti i prednosti ovog materijala u različitim uslovima spoljašnjeg okruženja i naponsko-deformacijskog stanja, a zatim verifikovati kroz odgovarajuću tehničku regulativu.

## **1.2 Predmet i ciljevi istraživanja**

Predmet istraživanja u okviru ove disertacije su hladnooblikovani elementi od austenitnog nerđajućeg čelika koji su kratkotrajno opterećeni statičkom, centričnom silom pritiska. Elementi su složenog poprečnog preseka, formirani od dva blisko postavljena samostalna elementa koji su direktno međusobno diskontinualno povezani šavovima ili zavrtnjevima, bez umetanja veznih limova. Samostalni elementi su C poprečnog preseka, klasa preseka je 3. Istraživanjem su obuhvaćeni:

- Analiza uticaja hladnog oblikovanja na poboljšanje mehaničkih svojstava materijala, poređenjem nelinearne veze između napona i deformacija u osnovnom materijalu lima i materijalu gotovog profila;
- Analiza nosivosti poprečnog preseka sagledavajući kapacitet plastifikacije materijala i uticaj hladnog oblikovanja;
- Analiza nosivosti elementa, utvrđivanje granične sile fleksionog izvijanja oko slabije, nematerijalne ose preseka u funkciji globalne vitkosti elementa, vitkosti samostalnog elementa i vrste spoja; Sagledavanje uticaja početnih geometrijskih imperfekcija i zaostalih termičkih napona na vrednost granične nosivosti elementa.

Ciljevi istraživanja su:

- Eksperimentalno određivanje vrednosti graničnih sila koje definišu nosivost preseka, odnosno nosivost na fleksiono izvijanje oko slabije ose i upoređivanje

sa odgovarajućim vrednostima nosivosti prema evropskom standardu EN 1993-1-4 [2] i američkom standardu SEI/ASCE 8-02[4] za nerđajuće čelike;

- Verifikacija eksperimentalnih rezultata numeričkom analizom primenjujući metod konačnih elemenata;
- Upotpunjavanje baze podataka rezultatima eksperimentalnog ispitivanja, što daje osnovu za dalje analize;
- Definisane jasne smernice i preporuke, koje u okvirima statistički zahtevane sigurnosti, omogućuju pouzdanu i racionalnu interpretaciju nosivosti elemenata višedelnog poprečnog preseka.

### **1.3 Metodologija istraživanja**

U okviru istraživanja primenjene su eksperimentalne, numeričke i analitičke metode kroz:

- Sistematičnu analizu, usvajanje teorijskih i analitičkih saznanja i prikupljanje dostupnih podataka sličnih istraživanja proučavanjem stručne literature: udžbenka, standarda i radova objavljenih u stručnim časopisima i na kongresima;
- Izbor austenitnog nerđajućeg čelika za osnovni materijal uzoraka; Projektovanje i izrada uzoraka za eksperimentalno ispitivanje; Definisane opsega geometrijskih parametara koji su od uticaja na nosivost preseka i elementa;
- Definisane programa eksperimentalnog ispitivanja, postavljenje mernih uređaja, ugibomera i mernih traka; Utvrđivanje mehaničkih svojstava osnovnog materijala i materijala gotovog profila kroz standardno ispitivanje epruveta na zatezanje i pritisak; Utvrđivanje vrednosti graničnog napona izbočavanja kroz ispitivanje kratkog stuba na pritisak; Utvrđivanje vrednosti granične sile na fleksiono izvijanje oko nematerijalne ose preseka;
- Primena numeričke analize metodom konačnih elemenata; Proširenje opsega relevantnih parametara koji su od uticaja na vrednost granične nosivosti elemenata;
- Analiza dobijenih rezultata i definisanje preporuka koristeći postojeće analitičke modele nosivosti.

## 1.4 Sadržaj doktorske disertacije

Doktorska disertacija je podeljena u šest celina:

U *drugom poglavlju* dat je pregled usvojenih saznanja o ponašanju centrično pritisnutih elemenata od nerđajućeg čelika i uticaju materijalne nelinearnosti i nesavršenosti elemenata na vrednost granične nosivosti. Analizirane su preporuke za proračun nosivosti višedelnih preseka sa blisko postavljenim samostalnim elementima date u okviru evropskih [2], [3] i američkih propisa [4],[5]. Navedena su najznačajnija istraživanja u oblasti nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje.

U *trećem poglavlju* opisan je način eksperimentalnog ispitivanja, prikazani i analizirani dobijeni rezultati. Rezultati su verifikovani primenom postojećih analitičkih modela nosivosti, ili preporuka koje su date u standardima [2], [3] i [4].

U *četvrtom poglavlju* je, primenom metode konačnih elemenata, izvršena numerička simulacija eksperimentalnog ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje oko nematerijalne ose preseka. Numerički modeli uključuju sve relevantne parametre: nelinearnost mehaničkih svojstava materijala, termičke zaostale napone i geometrijske imperfekcije. Izvršena je kalibracija i verifikacija dobijenih rezultata.

U *petom poglavlju* je opisana parametarska numerička analiza. Varirana je dužina elementa, razmak između spojeva samostalnih elemenata i tip spoja. Sagledan je uticaj oblika i veličine geomerijske imperfekcije na graničnu nosivost elementa: globalnu – za višedelan elemenat i lokalnu – za samostalni elemenat u okviru višedelnog preseka.

U *šestom poglavlju* je izvršeno poređenje rezultata parametarske analize i rezultata koje daju preporuke za proračun u evrokodovima [2] i [3]. Koristeći za osnovu Blache-ov analitički model na kojem se zasniva analiza nosivosti pritisnutih elemenata višedelnog preseka, u cilju bolje interpretacije dobijenih rezultata, izvršena je modifikacija ovih preporuka.

*Sedmo poglavlje* daje opšte zaključke istraživanja i preporuke za dalji rad.

## 2 Pregled i analiza literature

### 2.1 Opšte

Pojavom novih i upotpunjavanjem postojećih tehničkih propisa i standarda u oblasti projektovanja nosećih konstrukcija od nerđajućeg čelika značajno je porasla primena ovog materijala u građevinarstvu. Dugi niz godina, nedostatkom odgovarajuće regulative, projektanti su morali, ili da odustanu od izbora nerđajućeg čelika kao osnovnog materijala u korist alternativnih, za koje su postojale smernice u projektovanju, ili da izvrše sopstvena istraživanja u cilju dokaza nosivosti i stabilnosti. Tako je izgradnja lučne kapije u Sent Luisu (*Saint Louis Gateway Arch*) 1965. godine, u Sjedinjenim Američkim Državama inspirisala značajan broj istraživanja u oblasti ponašanja nosećih konstrukcija od nerđajućeg čelika.

I pored brojnih sličnosti u projektovanju i oblikovanju konstruktivnih elemenata od ugljeničnog i nerđajućeg čelika, značajne razlike u fizičko mehaničkim svojstvima između ova dva materijala modifikuju odredbe i pravila koja su prvobitno data u tehničkim propisima za ugljenične čelike. Prvi zvanični dokument koji daje preporuke za proračun konstrukcija od nerđajućeg čelika izdat je 1968. godine u SAD, od strane AISI-a (*American Iron and Steel Institute*) [6]. Nakon intenzivnih eksperimentalnih i analitičkih istraživanja sprovedenih na Kornel Univerzitetu, ovaj propis je revidovan i publikovan 1974. godine pod naslovom "Odredbe za projektovanje hladnooblikovanih konstruktivnih elemenata od nerđajućeg čelika" [4], koji je naknadno proširen i ponovo objavljen 1991. i 2002. godine u okviru ASCE-a (*American Society of Civil Engineers*). Ovaj standard dopušta ravnopravnu primenu dve osnovne metode proračuna: metode graničnih stanja (*Load and resistance factor design-LRFD*) i metode dopuštenih napona (*Allowable stress design-ASD*). Australija, Novi Zeland i Južna Afrika, poslednjih godina prošlog veka, publikuju skoro istovetne standarde za proračun hladnooblikovanih nosećih konstrukcija od nerđajućeg čelika [7], [8], koji se, tradicionalno, u velikoj meri zasnivaju na američkim i kanadskim propisima. U Japanu je 1995. godine objavljen propis koji daje pravila za projektovanje

konstrukcija od debelozidnih industrijski zavarenih elemenata od nerđajućeg čelika [9]. Rezultati naknadnih istraživanja u oblasti ponašanja lakih konstrukcija od nerđajućeg čelika, uvršteni su u novi nacionalni propis koji je objavljen 2005. godine [10]. Između 1989. i 1992. godine u industrijski razvijenim zemljama Evrope, pod rukovodstvom SCI-a (*Steel Construction Institute*), započeo je opsežan istaživački projekat sa ciljem definisanja evropskih preporuka koje će obezbediti pravilnu, sigurnu i ekonomski opravdanu primenu nerđajućeg čelika u građevinarstvu. Ovim projektom obuhvaćen je širok opseg eksperimentalnih ispitivanja, analitičkih i numeričkih analiza u cilju utvrđivanja mehaničkih svojstava materijala, ponašanja različito opterećenih elemenata u ambijentalnim uslovima, na visokim i niskim temperaturama i ispitivanja spojeva i veza. Koristeći dobijene rezultate i zaključke, Euro Inox publikuje "Priručnik za proračun konstrukcija od nerđajućeg čelika" [11], u tri različita i međusobno dopunjena izdanja 1994, 2002. i 2006. godine. Prateći potrebu savremenog konstrukterstva za primenom nerđajućeg čelika, CEN (*European Committee for Standardization*) 1996. godine, u okviru Evrokoda 3, publikuje predstandard, a šest godina kasnije, standard EN 1993-1-4: Proračun čeličnih konstrukcija-Deo1-4: Dodatna pravila za nerđajuće čelike [2]. Ovaj standard je u značajnoj meri usklađen sa priručnicima za proračun [11], uz izmene koje su proizašle iz potrebe harmonizacije sa odredbama standarda za ugljenične čelike EN 1993-1-1:2005 [3] i EN 1993-1-3:2006 [12]. Ipak, ovaj evropski standard ne daje smernice i pravila za proračun i primenu ovog materijala u istom obimu kao i standard za ugljenične čelike, zbog, još uvek, nedovoljnog broja relevantnih, eksperimentalno potvrđenih podataka.

Primena nerđajućeg čelika u srpskom građevinarstvu nesrazmerno zaostaje u odnosu na razvijene zemlje sveta. Razlog za ovo su, pre svega, ekonomski potencijali društva koje je u tranziciji. Prateći tendencije savremenog konstrukterstva i prepoznajući specifičnosti i prednosti ovog materijala u objektima posebne namene, srpski inženjeri zaduženi za implementaciju Evrokodova u građevinsko zakonodavstvo su, u okviru Instituta za standardizaciju Srbije, usvojili 2013. godine standard SRPS EN 1993-1-4 [2] kao i odgovarajući Nacionalni prilog, koji objedinjeni predstavljaju prvi nacionalni standard za projektovanje konstrukcija od nerđajućeg čelika.

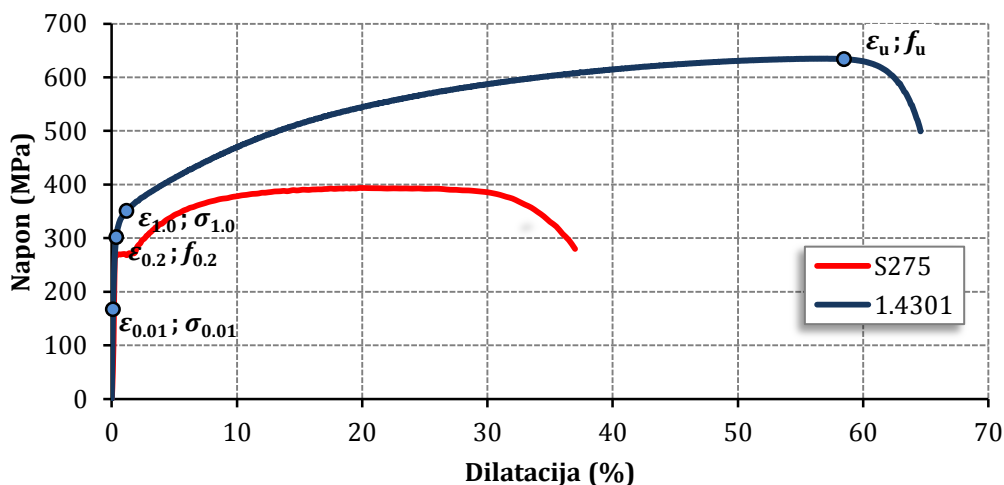
Na osnovu izložene hronologije razvoja tehničke regulative u oblasti proračuna nosećih konstrukcija od nerđajućeg čelika, može se zaključiti da je ova problematika relativno skorijeg datuma, da su ozbiljna istraživanja u svetu započela u toku poslednjih dvadesetak godina i da su još uvek u toku. Ovo poglavlje predstavlja sintezu relevantnih podataka o svim faktorima koji su od uticaja na nosivost centrično pritisnutih elemenata od nerđajućeg čelika. Pored smernica i pravila koja su sadržana u evropskim [2] i američkim [4] propisima, prikazani su rezultati sprovedenih eksperimentalnih i analitičkih istraživanja, dostupni u literaturi, koji predstavljaju ne samo statistički podatak neophodan u globalnoj analizi konstrukcije, već i osnovu za dalje analize primenom naprednih numeričkih metoda.

## 2.2 Mehanička svojstva materijala

Osnovne specifičnosti austenitnih nerđajućih čelika ogledaju se u nelinearnoj vezi između napona i dilatacija, anizotropiji i nesimetriji materijala, duktilnosti i značajanom kapacitetu plastifikacije materijala.

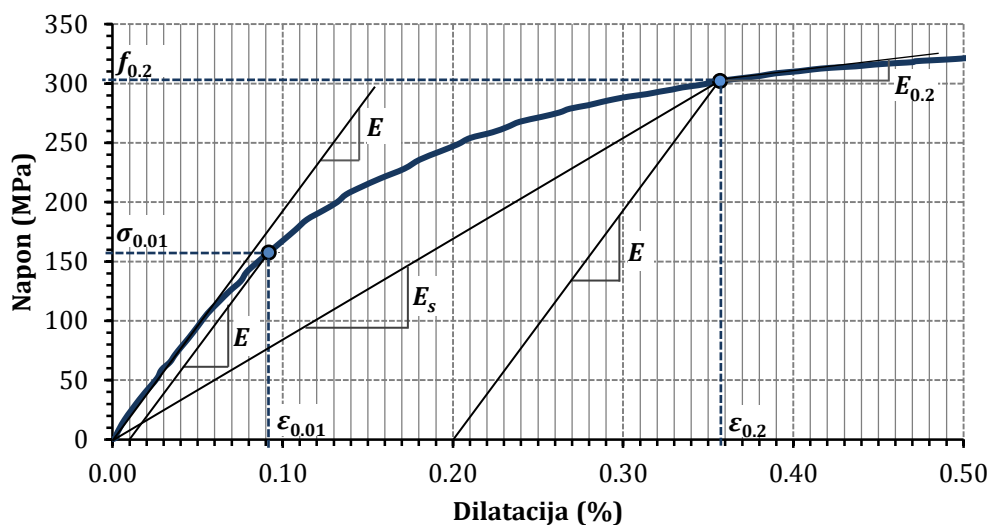
### 2.2.1 Veza između napona i dilatacija

U ispitivanjima pri zatezanju, nerđajući čelici pokazuju izrazito nelinearnu vezu između napona i dilatacije. Ova osobina ilustrovana je uporednim prikazom krivih  $\sigma$ - $\epsilon$  za nerđajući austenitni čelik 1.4301 i ugljenični čelik S275, na slici 2.1.



**Slika 2.1** Krive napon–dilatacija ( $\sigma$ - $\epsilon$ ) u ispitivanju pri zatezanju za čelik 1.4301 i S275

Kriva za nerđajući čelik ukazuje na postepenu plastifikaciju materijala, zaobljena je, bez jasno izražene granice razvlačenja i sa malom vrednosti napona na granici proporcionalnosti. Stepenu zaobljenja krive zavisi od vrste i procenta zastupljenosti legirajućih elemenata u nerđajućem čeliku, termičke obrade materijala i nivoa hladne obrade gotovog proizvoda. Porastom dilatacije, napon značajno raste. Pojava ojačanja materijala, posledica je promena u strukturi metala u toku plastične deformacije. Naglom kontrakcijom preseka epruvete, dalji rast deformacije prati "kratak" pad napona, sve do pojave loma.



**Slika 2.2** Naponske i deformacijske veličine u početnom delu krive napon–dilatacija

Veza između napona ( $\sigma$ ) i dilatacija ( $\epsilon$ ) se analitički opisuje u funkciji sledećih parametara, slika 2.2:

- $f_{0.2}$  konvencionalna granica razvlačenja, napon koji odgovara trajnoj plastičnoj dilataciji od 0.2%;
- $\sigma_{0.01}$  vrednost napona koja odgovara trajnoj plastičnoj dilataciji od 0.01%, u literaturi [4] označava kao granica proporcionalnosti  $\sigma_p$ . Dok je kod ugljeničnih i nisko legiranih čelika, granica proporcionalnosti najmanje 70% od vrednosti granice razvlačenja, kod nerđajućih čelika ovaj opseg je od 36% do 60%. Niska vrednost granice proporcionalnosti negativno se odražava na lokalnu i globalnu stabilnost konstruktivnog elementa;

- $f_u$  čvrstoća pri zatezanju. Kapacitet nosivosti centrično pritisnutih elemenata i elemenata opterećenih na savijanje najčešće zavisi od vrednosti granice razvlačenja ili napona pri kojem dolazi do izvijanja ili izbočavanja, čije su vrednosti uobičajeno manje od čvrstoće pri zatezanju. Izuzetak su zategnuti elementi i veze elemenata u kojima je moguća pojava lokalne koncentracije napona, pa nosivost ne zavisi samo od granice razvlačenja već i od čvrstoće pri zatezanju;
- $E$  početni modul elastičnosti koji predstavlja nagib početnog elastičnog dela krive u odnosu na apscisu;
- $E_t$  tangenti modul definiše nagib krive napon - dilatacija, odnosno nagib tangente na krivu za određenu vrednost napona u neelastičnoj oblasti u odnosu na apscisu. U oblasti napona većoj od vrednosti granice proporcionalnosti ( $\sigma_{0.01}$ ) tangenti modul  $E_t$  postaje progresivno manji od modula elastičnosti  $E$ . Ova karakteristika značajno redukuje nosivost centrično pritisnutih elemenata od nerđajućeg čelika u oblasti srednje vitkosti;
- $E_{0.2}$  tangenti modul koji odgovara konvencionalnoj granici razvlačenja  $f_{0.2}$ ;
- $E_s$  sekantni modul koji predstavlja odnos napona i ukupne dilatacije;
- $n, n_{0.2,1.0}, n_{0.2,u}$  koeficijenti nelinearnosti koji definišu stepen zakrivljenosti krive u odgovarajućim oblastima naprezanja.

### 2.2.2 Analitički modeli nelinearne veze između napona i dilatacija

U analitičkim i numeričkim istraživanjima ponašanja konstruktivnih elemenata, u nedostatku eksperimentalno utvrđenih parametara, od posebnog je značaja definisanje dijagrama  $\sigma$ - $\varepsilon$  u vidu matematičkih interpetacija.

Prve analitičke oblike veze između napona i dilatacija kod nelinearnih materijala definisali su Holmquist i Nadai [13] 1939. godine i četiri godine kasnije Ramberg-Osgood [14]. Hill [15], (1944) modifikuje Ramberg-Osgood-ov analitički model i predstavlja ga u sledećem obliku:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0.002 \left( \frac{\sigma}{f_{0.2}} \right)^n \quad 2.1$$



gde su:

$f_{0.2}$  konvencionalna granica razvlačenja,

$\sigma_{0.1}$  napon koji odgovara trajnoj plastičnoj dilataciji od 0.1%,

$E$  modul elastičnosti,

$n$  koeficijent nelinearnosti koji se određuje prema sledećem izrazu:

$$n = \frac{0.301}{\log(f_{0.2} / \sigma_{0.1})} \quad 2.2$$

Izraz 2.1 predstavlja osnovu u svim kasnijim pokušajima da se što realnije opiše veza između napona i deformacija kod nelinearnih materijala. U literaturi postoji niz analitičkih izraza koji se mogu koristiti u nedostatku postojanja eksperimentalnih podataka o mehaničkim svojstvima materijala u različitim oblastima naprezanja (Quach [16], Abdella [17] i [18], Hradil i dr. [19]). U ovom radu su analizirana tri analitička modela materijala: Mirambell-Real-ov [20], Rasmussen-ov [21] i Gardner-Nethercot-ov [22] model koji su imaju najveću primenu u okvirima ove vrste analize. Navedeni modeli su korišćeni za verifikaciju sopstvenih eksperimentalnih rezultata.

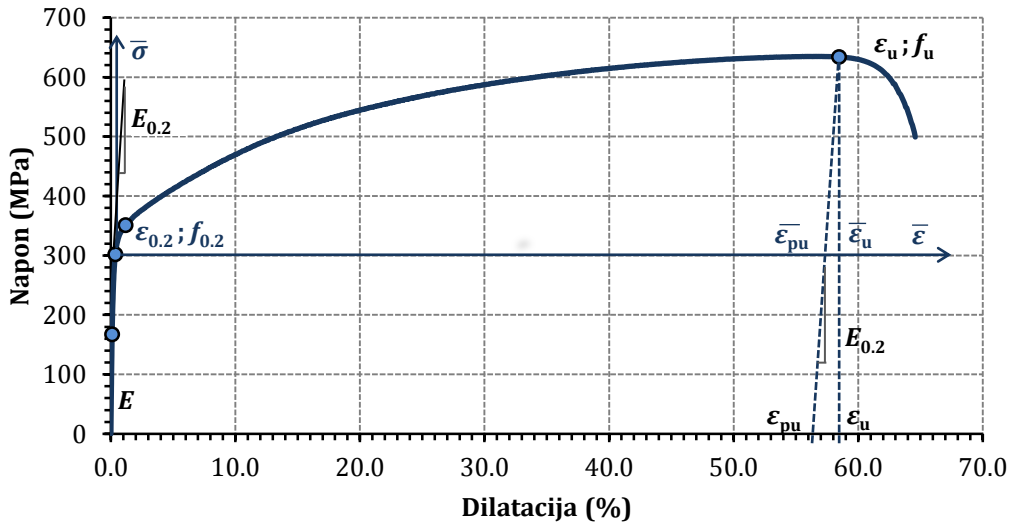
#### *Mirambell-Real-ov model*

Ispitivanjem mehaničkih svojstava nerđajućih čelika pokazano je da primena Ramberg-Osgood-ove jednačine 2.1 daje zadovoljavajuće rezultate u oblasti napona ispod konvencionalne granice razvlačenja  $f_{0.2}$ , ali i da postoje značajna odstupanja sa eksperimentalnim rezultatima za veće vrednosti napona. Kao deo sopstvenih istraživanja na deformabilnosti grednih nosača opterećenih na savijanje, Mirambell i Real [20] definišu nov analitički model za opisivanje veze između napona i dilatacija, slika 2.3.

Za vrednosti napona manje od konvencionalne granice razvlačenja ( $\sigma < f_{0.2}$ ), autori predlažu primenu Ramberg-Osgood-ove jednačine 2.1. Koeficijent nelinearnosti  $n$  određuje se u funkciji vrednosti napona koje odgovaraju trajnim plastičnim deformacijama u iznosu od 0.05% i 0.2%.

$$n = \frac{\ln(4)}{\ln(f_{0.2} / \sigma_{0.05})} \quad 2.3$$

U oblasti napona čije su vrednosti iznad konvencionalne granice razvlačenja  $f_{0.2}$ , autori modifikuju Ramberg-Osgood-ovu jednačinu, analizirajući funkciju u novom referentnom koordinatnom sistemu  $(\bar{\varepsilon}, \bar{\sigma})$  sa početkom u tački  $(\varepsilon_{0.2}, f_{0.2})$  (slika 2.3).



**Slika 2.3** Mirambell-Real-ov analitički model materijala

Jednačina je data u sledećem obliku:

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\bar{\sigma}}{E_{0.2}} + \bar{\varepsilon}_{pu} \left( \frac{\bar{\sigma}}{\bar{f}_u} \right)^{n_{0.2,u}} \quad \text{za } \sigma > f_{0.2} \quad 2.4$$

gde je  $\bar{\varepsilon}_{pu}$  trajna plastična dilatacija koja odgovara naponu  $\bar{f}_u$  u novom koordinatnom sistemu:

$$\bar{\varepsilon}_{pu} = \varepsilon_u - \varepsilon_{0.2} - \frac{f_u - f_{0.2}}{E_{0.2}} \quad 2.5$$

Naponsko-deformacijske veličine u novom koordinatnom sistemu mogu se izraziti na sledeći način:

$$\bar{\varepsilon} = \varepsilon - \varepsilon_{0.2} \quad 2.6$$

$$\bar{\sigma} = \sigma - f_{0.2} \quad 2.7$$

Matematičkim transformacijama, jednačina 2.4 dobija konačan oblik:

$$\varepsilon = \frac{\sigma - f_{0.2}}{E_{0.2}} + \left( \varepsilon_u - \varepsilon_{0.2} - \frac{f_u - f_{0.2}}{E_{0.2}} \right) \left( \frac{\sigma - f_{0.2}}{f_u - f_{0.2}} \right)^{n_{0.2,u}} + \varepsilon_{0.2} \quad \text{za } \sigma > f_{0.2} \quad 2.8$$

gde su:

$f_u$  čvrstoća pri zatezanju,

$\varepsilon_u$  ukupna dilatacija koja odgovara čvrstoći pri zatezanju  $f_u$ ,

$n_{0.2,u}$  koeficijent nelineranosti za deo krive između konvencionalne granice razvlačenja i čvrstoće pri zatezanju.

Ukupna dilatacija  $\varepsilon_{0.2}$  koja odgovara vrednosti konvencionalne granice razvlačenja  $f_{0.2}$ , određena je izrazom:

$$\varepsilon_{0.2} = \frac{f_{0.2}}{E} + 0.002 \quad 2.9$$

Tangentni modul  $E_{0.2}$  koji odgovara granici razvlačenja  $f_{0.2}$ , određuje se kao prvi izvod naponske funkcije (izraz 2.1) po dilataciji:

$$E_{0.2} = \left. \frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon} \right|_{\sigma = \sigma_{0.2}} \quad 2.10$$

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial \sigma} = \frac{1}{E} + 0.002n \frac{1}{f_{0.2}} \left( \frac{\sigma}{f_{0.2}} \right)^{n-1} \quad 2.11$$

$$\left. \frac{\partial \varepsilon}{\partial \sigma} \right|_{\sigma = f_{0.2}} = \frac{1}{E} + 0.002n \frac{1}{f_{0.2}} \quad 2.12$$

$$E_{0.2} = \frac{E}{1 + 0.002n \frac{E}{f_{0.2}}} \quad 2.13$$

Iz jednačine 2.11 dobija se opšti izraz za tangentni modul  $E_t$ :

$$E_t = \frac{E f_{0.2}}{f_{0.2} + 0.002n E (\sigma / f_{0.2})^{n-1}} \quad 2.14$$

Sekantni modul  $E_s$ , kao odnos napona i ukupne dilatacije, može se odrediti primenom sledećeg izraza:

$$E_s = \frac{E}{1 + 0.002E \left( \sigma^{n-1} / f_{0.2}^n \right)} \quad 2.15$$

*Rasmussen-ov model (modifikovani Mirambell-Real-ov model)*

Na osnovu opsežnih ispitivanja austenitnih, feritnih i dupleks nerđajućih čelika, Rasmussen [21] predlaže Mirambell-Real-ov model, uz redukciju broja funkcijskih parametara. Za vrednosti napona koje su manje od konvencionalne granice razvlačenja, važi Ramberg–Osgood-ova jednačina 2.1, u kojoj se koeficijent nelinearnosti  $n$  određuje u funkciji vrednosti napona  $\sigma_{0.01}$  i  $f_{0.2}$ :

$$n = \frac{\ln(20)}{\ln(f_{0.2} / \sigma_{0.01})} \quad 2.16$$

Uzimajući u obzir izrazitu duktilnost nerđajućeg čelika, autor zanemaruje odstupnje u pretpostavci da je (transformisana) trajna plastična dilatacija  $\bar{\varepsilon}_{pu}$  koja odgovara (transformisanoj) vrednosti čvrstoće pri zatezanju  $\bar{f}_u$  jednaka ukupnoj dilataciji  $\varepsilon_u$ :

$$\bar{\varepsilon}_{pu} = \varepsilon_u \quad 2.17$$

Sa ovom pretpostavkom jednačina 2.8 dobija sledeći oblik:

$$\varepsilon = \frac{\sigma - f_{0.2}}{E_{0.2}} + \varepsilon_u \left( \frac{\sigma - f_{0.2}}{f_u - f_{0.2}} \right)^{n_{0.2,u}} + \varepsilon_{0.2} \quad \text{za } \sigma > f_{0.2} \quad 2.18$$

Koeficijent nelinearnosti  $n_{0.2,u}$  za neelastični deo krive, iznad vrednosti napona  $f_{0.2}$ , određuje se primenom sledećeg izraza:

$$n_{0.2,u} = 1 + 3.5 \frac{f_{0.2}}{f_u} \quad 2.19$$

Koristeći različite statističke metode pri analizi rezultata, autor predlaže primenu sledećih jednačina za određivanje odnosa konvencionalne granice razvlačenja i čvrstoće pri zatezanju:

$$\frac{f_{0.2}}{f_u} = 0.2 + 185 f_{0.2} / E \quad \text{za austenitne i dupleks nerđajuće čelike} \quad 2.20$$

$$\frac{f_{0.2}}{f_u} = \frac{0.2 + 185 f_{0.2} / E}{1 - 0.0375(n - 5)} \quad \text{za ostale legure nerđajućih čelika} \quad 2.21$$

Takođe, definisan je izraz za određivanje vrednosti ukupne dilatacije  $\varepsilon_u$  koja odgovara vrednosti čvrstoće pri zatezanju:

$$\varepsilon_u = 1 - \frac{f_{0.2}}{f_u} \quad 2.22$$

Rasmussen-ov model opisuje vezu između napona i dilatacije sa samo tri parametra:  $E$ ,  $f_{0.2}$  i  $n$ , i pokazuje izuzetno visok nivo slaganja sa eksperimentalnim rezultatima. Ovaj analitički model uvršten je u Prilog C, Evrokoda EN 1993-1-4 [2].

#### *Gardner-Nethercot-ov model*

Analizirajući, Mirambell-Real-ov model, Gardner i Nethercot [22] izvode zaključak o ograničenosti njegove primene samo na slučaj zatezanja. U ispitivanju pri pritisku izostaju veličine  $f_u$  i  $\varepsilon_u$ , obzirom na odsustvo kontrakcije i lom preseka. U tom smislu, autori modifikuju jednačinu 2.8 u oblasti napona iznad konvencionalne granice razvlačenja  $f_{0.2}$ , uvodeći umesto vrednosti čvrstoće pri zatezanju  $f_u$  i odgovarajuće ukupne dilatacije  $\varepsilon_u$ , veličine koje odgovaraju trajnoj plastičnoj dilataciji u iznosu od 1.0 %:

$$\varepsilon = \frac{\sigma - f_{0.2}}{E_{0.2}} + \left( \varepsilon_{1.0} - \varepsilon_{0.2} - \frac{\sigma_{1.0} - f_{0.2}}{E_{0.2}} \right) \left( \frac{\sigma - f_{0.2}}{\sigma_{1.0} - f_{0.2}} \right)^{n_{0.2,1.0}} + \varepsilon_{0.2} \quad \text{za } \sigma > f_{0.2} \quad 2.23$$

gde je  $n_{0.2,1.0}$  koeficijent nelinearnosti na delu krive  $(\varepsilon_{0.2}, f_{0.2}) - (\varepsilon_{1.0}, \sigma_{1.0})$ .

U svim prethodno navedenim analitičkim modelima, koeficijent nelinearnosti  $n$ , određuje se u funkciji vrednosti napona i odgovarajuće dilatacije u dve odabrane tačke na krivoj. Ova metoda daje dobra poklapanja eksperimentalnih i analitičkih krivih u blizini izabranih tačaka, ali se van njih javljaju odstupanja, zbog čega je neophodno proširiti opseg mernih tačaka i primentiti metode regresione analize na većem broju raspoloživih rezultata eksperimentalnih ispitivanja.

### **2.2.3 Anizotropija i nesimetrija materijala**

Najranija ispitivanja ponašanja konstruktivnih elemenata od nerđajućeg čelika ukazala su na različitost mehaničkih svojstava materijala u različitim pravcima u odnosu na pravac valjanja (anizotropija materijala) pri pritisku i pri zatezanju (nesimetrija materijala). Za razliku od evropskih propisa [2], američki propisi [4] detaljno obuhvataju uticaj nesimetrije i anizotropije materijala u proračunu elemenata od različitih vrsta nerđajućeg čelika. Mehanička svojstva materijala,

prema [4], data su sistematično za podužni i poprečni pravac naprezanja i u zatezanju i u pritisku, dok evropski propisi [1], [2] navode vrednosti svojstava materijala koje su dobijene ispitivanjem na poprečno zatezanje. U familiji nerđajućih čelika, zanemarljiv efekat anizotropije pokazuju jedino austenitni čelici. Međutim, uticaj asimetrije materijala je značajniji, pa tako konvencionalna granica razvlačenja u ispitivanjima pri pritisku za podužni pravac ima vrednosti koje su u proseku od 10% do 15% niže u odnosu na granicu razvlačenja pri zatezanju [23]. Ova specifičnost materijala poznata je kao Bauschinger-ov efekat i karakteristična je za materijale koji su podvrgnuti istezanju tokom tehnološkog postupka izrade gotovog proizvoda. Naime, istezanje (valjanje) lima dovodi do poboljšanja mehaničkih svojstava materijala, što za posledicu ima kontra-efekat kada je materijal izložen pritisku. Suprotno se javlja kod proizvoda koji nisu podvrgnuti ovakvoj vrsti obrade.

#### **2.2.4 Duktilnost materijala**

Duktilnost materijala karakteriše njegovu sposobnost da se plastifikuje, odnosno doživi značajne deformacije pre loma. Austenitni nerđajući čelik je izrazito duktilan materijal sa veličinom dilatacije koja odgovara lomu uzorka od 40% do 60%, što je skoro dva puta više u odnosu na ekvivalentne vrednosti kod ugljeničnih čelika (od 20% do 30%). Ova osobina je od posebnog značaja za plastičnu preraspodelu napona u delovima elemenata ili vezama u kojima dolazi do lokalne koncentracije napona.

#### **2.3 Uticaj hladnog oblikovanja na mehanička svojstva materijala**

Opšte je poznato da se mehanička svojstva čelika značajno povećavaju hladnim oblikovanjem. Kao odgovor na deformaciju, javlja se efekat ojačanja materijala sa značajnim povećavanjem granice razvlačenja, nešto manjim povećanjem čvrstoće pri zatezanju koje je praćeno smanjenjem duktilnosti. Na ovaj način se značajno smanjuje naponska razlika u vrednostima između granice razvlačenja i čvrstoće pri zatezanju. Anizotropija i nesimetrija materijala se takođe uvećavaju hladnim oblikovanjem. Dugo vremena, ovaj fenomen, iako dobro poznat, nije bio analitički formulisan i obuhvaćen tehničkim propisima. Imajući u vidu da nerđajući čelici u

građevinarstvu imaju najveću primenu kao hladnooblikovani proizvodi, od važnosti je da se pri određivanju proračunske nosivosti elemenata uzmu u obzir realna mehanička svojstva, čime se značajno utiče na njihovu ekonomičnu i pravilnu primenu. Stvarno ponašanje materijala je od posebne važnosti i u numeričkim analizama pomoću MKE, kada je potrebno izvršiti verifikaciju i validaciju rezultata eksperimentalnih ispitivanja.

Priroda i obim promene mehaničkih svojstava čelika uslovljeni su hemijskim sastavom, vrstom termičke obrade osnovnog materijala i veličinom plastične deformacije kojoj je materijal izložen. Dosadašnja istraživanja na ugljeničnim i nerđajućim čelicima, pokazala su da uticaj hladnog oblikovanja na povećanje mehaničkih svojstava zavisi od odnosa čvrstoće pri zatezanju i konvencionalne granice razvlačenja osnovnog materijala  $f_u/f_{0.2}$  i odnosa unutrašnjeg poluprečnika prevoja i debljine lima ili trake osnovnog materijala  $r/t$ . Osnovni materijal sa velikim odnosom napona  $f_u/f_{0.2}$  poseduje značajan kapacitet plastifikacije usled hladnog oblikovanja. U prevoju (uglu) profila dolazi do značajnijeg poboljšanja mehaničkih svojstava ako je odnos  $r/t$  manji. Pokazano je da se hladnim valjanjem postiže ravnomerniji i viši stepen povećanja mehaničkih svojstava materijala u svim delovima poprečnog preseka nego postupkom presovanja, gde je ovo povećanje koncentrisano na zone u uglovima profila. Treba naglasiti da povećanje mehaničkih svojstava nije zapaženo kod proizvoda koji su nakon hladnog oblikovanja izloženi bilo kakvom termičkom tretmanu. Takođe, zavarivanje u ugovima hladno oblikovanih profila pogoršava mehanička svojstva, i vraća ih praktično, na nivo pre hladnog oblikovanja [24].

### **2.3.1 Analitički modeli procene ojačanja materijala**

Najranije studije uticaja hladnog oblikovanja na poboljšanje mehaničkih svojstava u hladnooblikovanim elementima od ugljeničnog čelika sproveo je Karren [24]. Na osnovu raspoloživih rezultata, autor je definisao analitičke jednačine kojima se može procenti veličina konvencionalne granice razvlačenja u uglu profila kao i prosečna veličina konvencionalne granice razvlačenja za ceo poprečni presek, u funkciji odnosa površine poprečnog preseka svih prevoja i ukupne površine preseka. Ove jednačine, koje su uvrštene u američki standard za

proračun hladnooblikovanih elemenata od ugljeničnog čelika [5], predstavljaju osnovu svima kasnijim istraživanjima u ovoj oblasti.

Prva analogna eksperimentalna ispitivanja kod presovanih (*press-braking*) elemenata od nerđajućeg čelika izveli su 1990. g Coetzee i dr. [25].

Van den Berg i Van der Merwe [26], sprovode dodatna ispitivanja na uzorcima od presovanih U profila, različite debljine zida, varirajući odnos  $r/t$  i koristeći legure austenitnih i feritnih nerđajućih čelika. Polazeći od rezultata i zaključaka do kojih je došao Karren, autori definišu analitički oblik zavisnosti između konvencionalne granice razvlačenja u uglu hladnooblikovanog profila i granice razvlačenja osnovnog materijala:

$$f_{0.2,c} = \frac{B_c f_{0.2,v}}{(r_i/t)^m} \quad 2.24$$

gde su:

$$B_c = 3.289(f_{u,v}/f_{0.2,v}) - 0.861(f_{u,v}/f_{0.2,v})^2 - 1.34 \quad 2.25$$

$$m = 0.06(f_{u,v}/f_{0.2,v}) + 0.031 \quad 2.26$$

$f_{0.2,c}$  konvencionalna granica razvlačenja u uglu hladnooblikovanog profila,

$f_{0.2,v}$  konvencionalna granica razvlačenja osnovnog materijala lima ili trake,

$f_{u,v}$  čvrstoća pri zatezanju osnovnog materijala lima ili trake,

$t$  debljina lima ili trake,

$r_i$  unutrašnji poluprečnik prevoja.

Kao deo sopstvenih ispitivanja elemenata od hladnovaljanih, šupljih profila, Gardner i Nethercot [27] daju jednačinu koja konvencionalnu granicu razvlačenja u uglu profila ( $f_{0.2,c}$ ) predstavlja linearnom funkcijom čvrstoće pri zatezanju u ravnom delu elementa poprečnog preseka ( $f_{u,f}$ ):

$$f_{0.2,c} = 0.85 f_{u,f} \quad 2.27$$

Primenjujući regresionu analizu na dostupnim rezultatima eksperimentalnih ispitivanja, Ashraf i dr. [28] definišu jednostavnu funkcijsku zavisnost između konvencionalne granice razvlačenja u uglu hladnooblikovanog profila ( $f_{0.2,c}$ ) i u osnovnom materijalu lima ( $f_{0.2,v}$ ):



$$f_{0.2,c} = \frac{1.881 f_{0.2,v}}{(r_i/t)^{0.194}} \quad 2.28$$

Drugom jednačinom, autori predstavljaju zavisnost između normalizovane vrednosti napona  $f_{0.2,c}/f_{u,v}$  i odnosa  $r_i/t$ :

$$f_{0.2,c} = \frac{C_1 f_{u,v}}{(r_i/t)^{C_2}} \quad 2.29$$

gde su  $C_1$  i  $C_2$  koeficijenti kojima se uzimaju u obzir mehanička svojstva osnovnog materijala lima ili trake:

$$C_1 = -0.382(f_{u,v}/f_{0.2,v}) + 1.711 \quad 2.30$$

$$C_2 = 0.176(f_{u,v}/f_{0.2,v}) - 0.1496 \quad 2.31$$

Cruse i Gardner [29] sprovode intezivna istraživanja, posebno i nezavisno na uzorcima od presovanih (*press-braked*) i hladnovaljanih (*cold-rolled*) profila od austenitnog nerđajućeg čelika 1.4301, generišući sopstvene rezultate sa publikovanim eksperimentalnim rezultatima. Autori uvode u analizu nove parametre od značaja: konvencionalnu granicu razvlačenja  $f_{0.2, \text{mill}}$  i čvrstoću pri zatezanju  $f_{u, \text{mill}}$  osnovnog materijala lima ili trake, čije su vrednosti date proizvođačkim specifikacionim listom (*inspection document or mill certificate*). U nedostatku ovih podataka dozvoljena je primena minimalnih vrednosti mehaničkih svojstava osnovnog materijala koje su date u standardu EN 10088-2 [1], čime je primenljivost modela omogućena i inženjerima u praksi. Predložene su dve jednačine kojima se procenjuje veličina konvencionalne granice razvlačenja ( $f_{0.2,f}$ ) i čvrstoće pri zatezanju ( $f_{u,f}$ ) u ravnom delu hladnovaljanog poprečnog preseka:

$$f_{0.2,f} = \frac{0.85 f_{0.2, \text{mill}}}{-0.19 + \frac{1}{12.42 \cdot \frac{\pi t}{2(b+d)} + 0.83}} \quad 2.32$$

$$f_{u,f} = f_{u, \text{mill}} \left( 0.19 \frac{f_{0.2,f}}{f_{0.2, \text{mill}}} + 0.85 \right) \quad 2.33$$

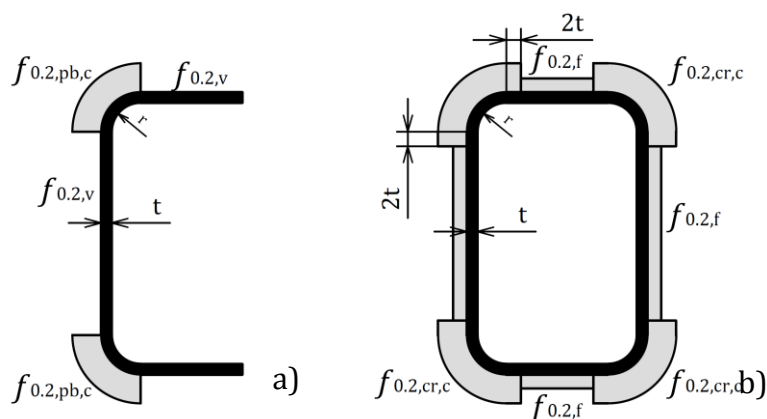
gde su:

$b, d$  i  $t$  dimenzije poprečnog preseka.

Uzimajući za osnovu analize analitičke modele koje predlažu Ashraf [28] i Gardner i Nethercot [27], date su i jednačine kojima se procenjuje vrednost konvencionalne granice razvlačenja u uglu presovanog i hladnovaljanog profila:

$$f_{0.2,c} = \frac{1.673 f_{0.2, \text{mill}}}{(r_i/t)^{0.126}} \quad \text{presovani profili} \quad 2.34$$

$$f_{0.2,c} = 0.83 f_{u,f} \quad \text{hladnovaljani šuplji profili} \quad 2.35$$



**Slika 2.4** Intenzitet i raspodela konvencionalne granice razvlačenja u elementima hladnooblikovanih poprečnih preseka prema analitičkim modelima [29]

Pored veličine ojačanja materijala, potrebno je znati i veličinu zone u kojoj dolazi do promene mehaničkih svojstava. U cilju dobijanja što potpunijih podataka, Cruise i Gardner sprovode ispitivanje mikrotvrdoće materijala po Vickersu i uspostavljaju korelaciju između dobijenih parametara tvrdoće HV i vrednosti konvencionalne granice razvlačenja u nizu bliskih preseka duž referentne strane profila. Potvrđeno je da kod presovanih profila do značajnog uvećanja granice razvlačenja dolazi samo u zoni prevoja (ugla) profila (slika 2.4a), i da kod hladnovaljanih profila pored uglova, značajne, ali nešto manje plastične deformacije trpe i ravni delovi preseka. Kod ovih profila zona prevoja obuhvata i sadejstvujuću širinu od  $2t$  van prevoja (slika 2.4b).

Rossi i dr. [30] svoje analize zasnivaju na činjenici da se plastične dilatacije u delovima hladnooblikovanih poprečnih preseka postepeno indukuju u tri karakteristične faze: fazi namotavanja i odmotavanja trake lima i u toku finalnog procesa formiranja preseka bilo hladnim valjanjem bilo presovanjem. Polazeći od pretpostavke o linearnoj raspodeli dilatacija po debljini lima i poklapanju

neutralne ose savijanja sa srednjom linijom preseka, autori zaključuju da se srednja vrednost plastične dilatacije može predstaviti kao polovina maksimalne vrednosti dilatacije na površini profila. Ove vrednosti dilatacija u ravnim delovima hladnovaljanih profila i u uglovima hladnovaljanih i presovanih profila definisane su sledećim izrazima:

$$\varepsilon_{f,av} = \left[ (t/2)/R_{\text{coiling}} \right] + \left[ (t/2)/R_f \right] \quad 2.36$$

$$\varepsilon_{c,av} = 0.5 \left[ (t/2)/R_c \right] \quad 2.37$$

gde su:

$$R_{\text{coiling}} = 450 \text{ mm} \quad 2.38$$

$$R_f = \frac{b+h-2t}{\pi} \quad 2.39$$

$$R_c = r_i + t/2 \quad 2.40$$

$h, b$  visina i širina hladnovaljanog profila,

$t$  debljina zida profila,

$r_i$  unutrašnji radijus prevoja.

Jednačine kojima se može proceniti veličina konvencionalne granice razvlačenja nakon hladnog oblikovanja date su u sledećem obliku:

$$f_{0.2,f} = 0.85 \left[ p(\varepsilon_{f,av} + \varepsilon_{0.2})^q \right] \quad 2.41$$

$$f_{0.2,c} = 0.85 \left[ p(\varepsilon_{c,av} + \varepsilon_{0.2})^q \right] \quad 2.42$$

gde je  $\varepsilon_{0.2}$  ukupna dilatacija koja odgovara vrednosti  $f_{0.2}$  (videti jednačinu 2.9). U jednačinama 2.41 i 2.42 figuriše koeficijent redukcije od 0.85 kojim su obuhvaćena rasipanja u karakterističnim vrednostima svojstava materijala i efekti asimetrije, odnosno činjenica da je konvencionalna granica razvlačenja pri pritisku u proseku bar 5% manja u odnosu na vrednost pri zatezanju.

Koeficijenti  $p$  i  $q$  mogu se odrediti direktno, na osnovu mehaničkih svojstava osnovnog materijala:

$$p = \frac{f_{0.2, \text{mill}}}{\varepsilon_{0.2}^q} \quad 2.43$$

$$q = \frac{\ln(f_{0.2, \text{mill}} / f_{u, \text{mill}})}{\ln(\varepsilon_{0.2} / \varepsilon_u)} \quad 2.44$$

gde je  $\varepsilon_u$  ukupna dilatacija koja odgovara vrednosti čvrstoće pri zatezanju  $f_u$  (jednačina 2.22).

Pretpostavljajući raspodelu ojačanja materijala u preseku prema obrascima koje su definisali Cruse i Gardner [29], autori daju izraze koji, u funkciji površine poprečnog preseka ugla prevoja i ukupne površine hladnooblikovanog preseka, definišu prosečnu vrednost konvencionalne granice razvlačenja za ceo poprečni presek:

za presovani profil:

$$f_{0.2, \text{section}} = \frac{(f_{0.2, c} A_{c, \text{pb}}) + (f_{0.2, \text{mill}} (A - A_{c, \text{pb}}))}{A} \quad 2.45$$

za hladnovaljni profil:

$$f_{0.2, \text{section}} = \frac{(f_{0.2, c} A_{c, \text{rolled}}) + (f_{0.2, f, \text{pred}} (A - A_{c, \text{rolled}}))}{A} \quad 2.46$$

gde su:

$$A_{c, \text{pb}} = A_c = (n_c \pi t / 4) (2r_i + t) \quad 2.47$$

$$A_{c, \text{rolled}} = A_c + 4n_c t^2 \quad 2.48$$

$A_c$  površina svih uglova prevoja u okviru poprečnog preseka,

$A$  bruto površina poprečnog preseka,

$n_c$  broj prevoja pod uglom od 90°.

Iako nerđajući čelik u građevinarstvu ima najveću primenu kao hladnooblikovani proizvod, uticaj hladne deformacije na poboljšanje mehaničkih svojstava nije obuhvaćen evropskim [2] i američkim [4] standardima za nerđajuće čelike. Australijski propis AS/NZS 4673 [7] daje sledeći analitički izraz kojim se procenjuje veličina konvencionalne granice razvlačenja u uglu profila:

$$f_{0.2, c} = \frac{B_c f_{0.2, v}}{(r_i / t)^m} \quad 2.49$$

$$B_c = 1.486(f_{u, v} / f_{0.2, v}) - 0.210(f_{u, v} / f_{0.2, v})^2 - 0.128 \quad 2.50$$

$$m = 0.123(f_{u,v} / f_{0.2,v}) - 0.068 \quad 2.51$$

Jednačina 2.49 važi samo ukoliko je odnos čvrstoće pri zatezanju i granice razvlačenja osnovnog materijala najmanje jednak 1.2 i ukoliko odnos unutrašnjeg poluprečnika prevoja i debljine zida nije veći od 7.0.

## 2.4 Nesavršenosti realnih elemenata

Realni elementi odstupaju od polaznih analitičkih pretpostavki na kojima se zasniva njihov proračun. Nesavršenosti realnih elemenata su mehaničke prirode: zaostali (sopstveni) naponi i geometrijske prirode: imperfekcije elementa i imperfekcije poprečnog preseka.

### 2.4.1 Zaostali (sopstveni) naponi

Naponi koji postoje u neopterećenom elementu kao posledica tehnologije proizvodnje zovu se zaostali ili sopstveni naponi. Ovi naponi su međusobno uravnoteženi, a njihov intezitet i raspodela unutar preseka zavise od prirode proizvodnog procesa. Kod vrućevaljanih ili zavarenih elemenata zaostali naponi su izazvani termičkim uticajima i nejednakim hlađenjem različitih delova preseka, dok su kod hladnooblikovanih elemenata inicirani mehaničkim uticajima, namotavanjem, odmotavanjem, ispravljanjem, valjanjem ili savijanjem čeličnog lima. Usled zaostalih napona može doći do prevremene plastifikacije, čime se u znatnoj meri smanjuje krutost pa samim tim i nosivost elementa.

Merenje nivoa zaostalih napona u elementu može se izvršiti primenom destruktivnih, poludestruktivnih i nedestruktivnih metoda [31].

Destruktivne metode (*sectioning methods*) zasnivaju se na narušavanju naponskog ravnotežnog stanja usled sečenja i uklanjanja dela materijala iz elementa. Razlika nultog stanja i stanja nakon relaksacije materijala, izražena u funkciji povratne, elastične deformacije, definiše nivo zaostalih napona. Merenje deformacija vrši se mehaničkim mernim instrumentima: ekstenzometrima ili električnim mernim trakama.

Poludestruktivne metode su lokalnog karaktera i za razliku od destruktivnih metoda, imaju manje negativan efekat na element u kome se naponi mere. Najpoznatija je metoda bušenja otvora (*hole drilling method*) u kojoj se rozeta, koja

se sastoji iz tri merne trake, postavljaja na odgovarajuće merno mesto na površini elementa. Kroz centar rozete, formira se otvor kojim se narušava stanje napona u neposrednoj okolini i uzrokuje pojava deformacija koje se mere rozetom. Izmerene deformacije su u korelaciji sa površinskim zaostalim naponima.

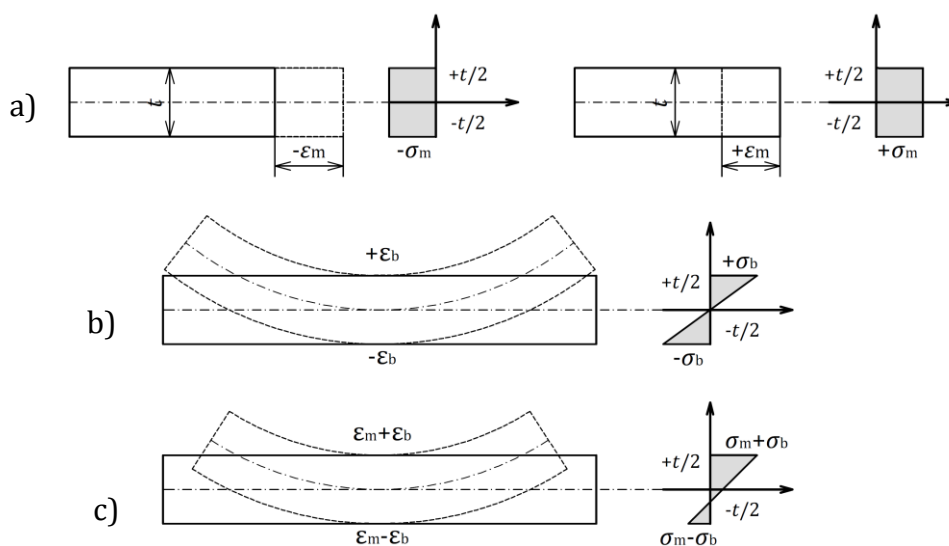
Nedestruktivne metode uključuju metode zasnovane na difrakciji X zraka, difrakciji neutrona ili elektrona, ultrasonične, ili magnetne metode. Najrasprostranjenija je metoda zasnovana na difrakciji X zraka (*X-ray diffraction*). Ovom metodom se meri intezitet rasutih monohromatskih zraka u funkciji upadnog ugla, talasne dužine zraka i promene rastojanja susednih ravni u kristalografskoj strukturi zrna materijala koji je izložen naprezanju. Zbog male energije X zraka, ovom metodom moguće je utvrditi nivo zaostalih napona u površinskim slojevima materijala, pa je ona ograničena na elemente male debljine zidova.

#### *Analitički modeli procene nivoa zaostalih napona kod hladnooblikovanih profila*

Eksperimentalna kvantifikacija nivoa zaostalih napona je zahtevna i skupa, a laboratorijska merenja imaju ograničenu preciznost, posebno kada se radi o utvrđivanju raspodele zaostalih napona po debljini zida profila. Poslednjih dvadesetak godina intezivirane su analize kod hladnooblikovanih profila od ugljeničnih i nerđajućih čelika, koje su za rezultat dale analitičke pretpostavke (procene) o veličini i raspodeli zaostalih napona u poprečnom preseku elementa. Analize su pokazale da zaostali naponi egzistiraju u svim relevantnim pravcima u okviru preseka, ali da na ponašanje nosećeg elementa najveći uticaj imaju podužni naponi (*longitudinal stresses*) [32].

Hladnooblikovani profili najčešće se dobijaju se iz vrućevaljanih čeličnih limova koji su naknadno podvrgnuti postupku hladnog valjanja u cilju dobijanja manje debljine lima. Čelični limovi mogu biti termički obrađeni postupkom žarenja (*annealed*) pre namotavanja u koturove. Koristeći metodu difrakcije neutrona za merenje nivoa zaostalih napona u hladnovaljanom čeličnom limu, Wang i dr. [33] utvrđuju visok nivo međugranularnih (*intergranular*) zaostalih napona. Uporednim analizama, autori nalaze da se u značajnoj meri redukuje veličina ovih napona ukoliko se lim nakon hladnog valjanja podvrgne postupku žarenja na

temperaturi od 500°C. Quach i dr. [34] formulišu analitički i numerički model kojim se procenjuje nivo zaostalih napona u hladnovaljanom čeličnom limu usled namotavanja, odmotavanja i ispravljanja. Uz pretpostavku da je lim nakon valjanja podvrgnut žarenju, koristeći Mises-ov kriterijum plastifikacije i Prandtl-Reuss-ovo pravilo plastičnosti, autor zaključuje da je raspodela zaostalih napona nelinearna po debljini zida i da podužni zaostali naponi u materijalu iznose čak i do 25% od granice razvlačenja osnovnog materijala.



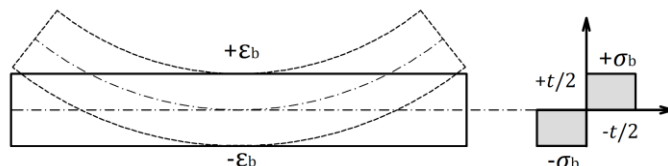
**Slika 2.5** Pretpostavka o raspodeli zaostalih podužnih, membranskih napona i napona savijanja po debljini zida hladnooblikovanog profila prema [35]

Pre postupka hladnog oblikovanja elementa, značajne krivine i nepravilnosti koje su nastale namotavanjem lima u koturove, moraju se ukloniti ispravljanjem lima. Ovim postupkom materijal trpi elastične povratne deformacije (rasterećenje) čime se menja početni nivo zaostalih napona. Postupkom valjanja ili presovanja, materijal je ponovo podvrgnut različitim nivoima plastične obrade, što za rezultat ima neravnomernu raspodelu zaostalih napona po obimu preseka. Takođe, zavarivanje kod šavnih hladnooblikovanih šupljih profila dodatno remeti tok zaostalih napona u preseku.

Podužnim sečenjem i vađenjem uskih traka iz gotovog profila, usled relaksacije materijala, uočava se podužno skraćivanje ili izduženje trake koje je praćeno njenom zakrivljenošću. Ove povratne, elastične deformacije odgovaraju podužnim membranskim naponima (*membrane residual stresses*)  $\sigma_m$  i naponima savijanja

(*bending residual stresses*)  $\sigma_b$ . Analizirajući uticaj zaostalih napona kod tankozidnih presovanih elemenata od ugljeničnih čelika, Weng i Pekoz [35] pretpostavljaju ravnomernu raspodelu podužnih napona (slika 2.5a) i linearnu raspodelu napona savijanja po debljini zida preseka (slika 2.5b), sa maksimalnim naponima zatezanja na spoljašnjoj i naponima pritiska na unutrašnjoj površini profila. Superpozicija ova dva komponentalna napona daje rezultujuću vrednost zaostalog napona  $\sigma_{rc}$ , koji prema ovoj pretpostavci takođe ima linearnu raspodelu po debljini zida preseka (slika 2.5c). Uočeno je da je uticaj napona savijanja kod ovakvih elemenata, značajno veći u odnosu na podužne, membranske napone.

Analizirajući hladnooblikovane šuplje profile veće debljine zida, Key i Hancock [36] dobijaju pouzdanije podatke o raspodeli zaostalih napona po debljini zida. Rezultati su pokazali da je raspodela napona kompleksna i nelinearna i da se naponi mogu predstaviti sumom tri komponentalna podužna napona: membranskog napona (*membrane residual stresses*), napona savijanja (*bending residual stresses*) i napona raslojavanja (*layering components*). Do sličnih zaključaka došao je Quach [37], u numeričkim analizama presovanih tankozidnih profila od nerđajućeg i ugljeničnog čelika.



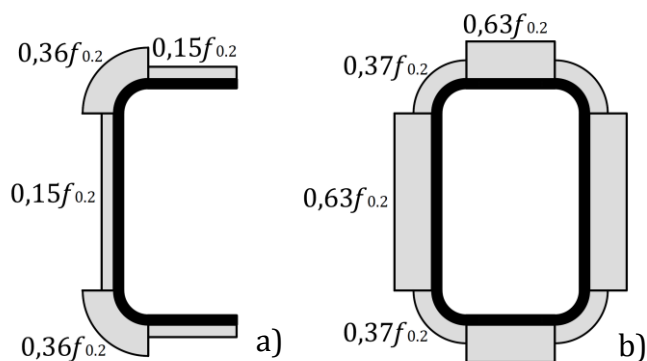
**Slika 2.6** Pretpostavka o pravougaonoj blok raspodeli zaostalih napona savijanja po debljini zida hladnooblikovanog profila

Mereći nivo zaostalih podužnih napona po debljini šupljih hladnooblikovanih profila od nerđajućeg čelika, metodom difrakcije X zraka, Jandera i dr. [38] konstatuju prilično ujednačenu raspodelu u gornjoj polovini debljine, sa izuzetkom površinskih napona pritiska, za koje se veruje da su posledica direktnog kontakta materijala i proizvodnih instrumenata. Na osnovu ovih saznanja u numeričkim modelima hladnooblikovanih profila uobičajeno se pretpostavlja pravougaona blok raspodela napona savijanja po debljini zida (*rectangular stress block*), slika 2.6.



Cruise i Gardner [39], [40] su 2008. god. sproveli opsežan eksperimentalan program na Imperijal Koledžu u Londonu, u cilju kvantifikacije nivoa zaostalih napona kod tri različita konstruktivna elementa od austenitnog nerđajućeg čelika 1.4301: vrućevaljani, hladnooblikovani i zavareni I profili. Zaostali naponi su mereni metodom sečenja uskih podužnih traka iz elementa, uz primenu električnih mernih traka i mehaničkih ekstenzometara. Izmerene vrednosti podužnih zaostalih napona savijanja i membranskih napona normalizovane su sa vrednošću konvencionalne granice razvlačenja  $f_{0.2}$  osnovnog materijala i date u funkciji položaja uzorka (trake) duž referentne strane poprečnog preseka ( $x/b$ ).

Ispitivanja su obuhvatila seriju presovanih L profila, dimenzija 50x50 mm različite debljine i unutrašnjeg poluprečnika profila. Dobijeni rezultati su pokazali da su karakteristične vrednosti podužnih, membranskih napona relativno niske i kreću se u opsegu od  $0.11f_{0.2}$  u uglovima, do  $0.14f_{0.2}$  u ravnim delovima preseka.



**Slika 2.7** Intenzitet i raspodela podužnih zaostalih napona savijanja kod hladnonoblikovanih poprečnih preseka prema analitičkim modelima [40]

Karakteristične vrednosti podužnih napona savijanja u ravnim delovima preseka su takođe niske, sa maksimalnom vrednošću od  $0.15f_{0.2}$ . U uglovima profila, gde je usled savijanja došlo do značajne lokalne plastifikacije materijala, uočene su veće vrednosti napona savijanja istog znaka (zatezanje na površini preseka). Maksimalna karakteristična vrednost ovih napona iznosi  $0.36f_{0.2}$ . Pretpostavka je da je po debljini preseka pravougaona blok raspodela napona, sa naponima zatezanja na spoljašnjoj površini preseka. Na osnovu dobijenih zaključaka predložen je model procene nivoa i raspodele podužnih zaostalih

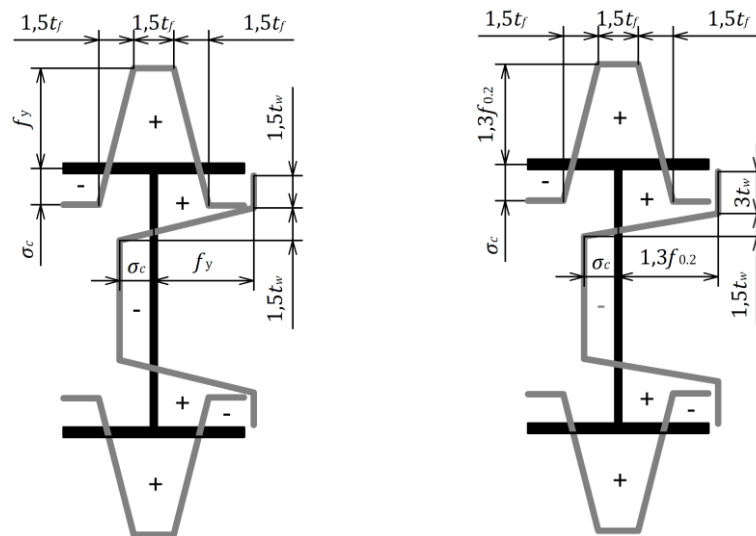
napona savijanja u abkantovanom profilu. Slika 2.7a ilustruje ovaj analitički model kod C profila.

Koristeći sve raspoložive rezultate merenja kod šupljih hladnovaljanih profila, Cruise i Gardner nalaze da su zaostali membranski naponi zanemarljivi u odnosu na napone savijanja, ali i da oba komponentalna napona imaju značajno veći intenzitet nego što je to u slučaju presovanih profila. Karakteristične vrednosti podužnih membranskih napona kreću se u opsegu od  $0.37f_{0.2}$  u ravnim delovima do  $0.24f_{0.2}$  u uglovima preseka. Karakteristične vrednosti napona savijanja kreću se u opsegu od  $0.63f_{0.2}$  u ravnim delovima do  $0.37f_{0.2}$  u uglovima preseka. Izmerene vrednosti pokazuju napone zatezanja na spoljašnjoj površini preseka uz pretpostavku o pravougaonoj blok raspodeli po debljini zida. Predloženi analitički model nivoa i raspodele podužnih zaostalih napona savijanja kod hladnovaljanog šupljeg profila, ilustrovan je na slici 2.7b.

#### *Analitički modeli procene zaostalih napona kod zavarenih preseka*

Za razliku od hladnooblikovanih i vrućevaljanih profila, uticaj zaostalih, podužnih napona savijanja kod zavarenih preseka je zanemarljiv u odnosu na podužne, membranske napone. Intenzitet i raspodela podužnih, membranskih napona zavisi od tehnike sečenja i zavarivanja limova u procesu formiranja preseka. Usled lokalnog zagrevanja materijala pri zavarivanju, u zoni uticaja toplote u neposrednoj okolini šava dolazi do nejednakih termičkih dilatacija. Zagrevanjem dolazi do izduženja materijala, a hlađenjem do skupljanja. Obzirom da se zone koje su udaljenije od šava brže hlade i dostižu prvobitnu krutost, one sprečavaju slobodno skupljanje materijala uz sam šav, što indukuje pojavu zaostalih napona. U zoni šava se javljaju naponi zatezanja, a na krajevima elementa naponi pritiska. Ovi naponi su međusobno uravnoteženi i njihova rezultanta jednaka je nuli. Slika 2.8a ilustruje model raspodele zaostalih aksijalnih napona u zavarenom I preseku od ugljeničnog čelika koji daje Švedski nacionalni standard BSK [41]. Zaostali naponi u zoni šava dostižu granicu razvlačenja, a naponi pritiska na krajevima nožica i u rebru određuju se iz uslova zadovoljenja ravnoteže napona u preseku. Efektivne širine u kojima deluju naponi različitog znaka određuju se u funkciji debljine rebra, odnosno nožica.

Evidentne razlike u pogledu hemijskog sastava, mehaničkih i termičkih svojstava između nerđajućih i ugljeničnih čelika odražavaju se i na raspodelu zaostalih napona. Rezultati merenja zaostalih napona u zavarenim presecima od feritnog nerđajućeg čelika koje je dobio Bredenkamp [42] su pokazala znatna poklapanja sa rezultatima ispitivanja kod ugljeničnih čelika, zbog sličnih hemijskih i termičkih osobina ova dva materijala. Utvrđeno je i da sa porastom debljine preseka raste intezitet zaostalih napona što se objašnjava činjenicom da je za zavarivanje debelih limova potrebna veća količina toplote.



a) za ugljenični čelik prema [41]    b) za austenitni i dupleks nerđajući čelik prema [40]

**Slika 2.8** Model raspodele zaostalih aksijalnih napona kod zavarenog I preseka

Koristeći raspoloživost rezultata izvedenih merenja zaostalih napona kod zavarenih I preseka od austenitnih, feritnih i dupleks čelika, Cruise i Gardner [40], daju analitički model raspodele i intenziteta zaostalih podužnih, membranskih napona po obimu zavarenog preseka. Potvrđena je očekivana raspodela sa naponima zatezanja u zoni šava i nižim vrednostima napona pritiska u ostalim delovima preseka. Poredeći rezultate sa analitičkim modelom koji je dat u [41], uočeno je da je napon zatezanja na spoju rebra i nožice značajno većeg intenziteta kod austenitnih i dupleks čelika, kao i veličina uticajne površine. Ovo se objašnjava većom termičkom ekspanzijom materijala nerđajućeg čelika.

Kod feritnih čelika maksimalne vrednosti napona zatezanja u okolini šava su značajno niže u odnosu na granicu razvlačenja. Slika 2.8b ilustruje analitički model

raspodele zaostalih podužnih napona kod austenitnih i dupleks zavarenih I preseka. Što se tiče feritnih, nerđajućih čelika, obzirom na značajna poklapanja sa rezultatima ispitivanja kod ugljeničnih čelika, predložena je primena modela koji daje Švedski nacionalni standard BSK 99 (slika 2.8a).

#### 2.4.2 Geometrijske imperfekcije

Odstupanja realnih elemenata od idealne geometrije definišu se početnim geometrijskim imperfekcijama koje moraju biti u okviru standardom definisanih tolerancija. Geometrijske imperfekcije elementa uključuju otklon, zakrivljenje ili uvrtnje u odnosu na idealizovanu podužnu osu elementa, dok se imperfekcije poprečnog preseka opisuju odstupanjem oblika preseka u vidu zakrivljenosti ili otklona njegovih delova.

##### *Geometrijske imperfekcije poprečnog preseka*

Kada se analizira nosivost poprečnog preseka numeričkim metodama, početne geometrijske imperfekcije preseka se interpretiraju jednim od najnižih sopstvenih oblika elastičnog izbočavanja. Najjednostavniji izraz kojim se može proceniti maksimalna veličina (amplituda) geometrijske imperfekcije predstavlja linearnu funkciju debljine zida preseka:

$$\omega_0 = kt \tag{2.52}$$

gde je  $k$  konstanta.

Dawson i Walker [43] predlažu primenu jednačina za koje je, nakon opsežnih analiza, utvrđeno da pružaju bolju procenu vrednosti geometrijskih imperfekcija preseka:

$$\omega_0 = \alpha t \sqrt{f_{0.2} / \sigma_{cr}} \tag{2.53}$$

$$\omega_0 = \gamma t (f_{0.2} / \sigma_{cr}) \tag{2.54}$$

gde su  $f_{0.2}$  konvencionalna granica razvlačenja,  $\sigma_{cr}$  elastični kritični napon izbočavanja,  $t$  debljina elementa, a  $\alpha$  i  $\gamma$  konstante. Ove jednačine predstavljaju osnovu svim kasnijim analizama u oblasti kvantifikovanja geometrijskih imperfekcija poprečnih preseka elemenata.

Schafer i Peköz [44] predlažu primenu jednostavne linearne i eksponencijalne funkcije:

$$\omega_0 \approx 0.006b \quad 2.55$$

$$\omega_0 \approx 6te^{-2t} \quad 2.56$$

gde su  $b$  širina, a  $t$  debljina ravnog dela elementa poprečnog preseka. Ove jednačine važe ako je zadovoljen uslov da je odnos  $w/t$  manji od 200, a  $t$  manje od 3 mm, pa se zaključuje da njihova primena kod kompaktnih preseka daje značajno veća odstupanja u odnosu na realne vrednosti.

Primenjujući metodu linearne regresije na rezultatima sopstvenih istraživanja, kod hladnovaljanih elemenata šupljeg preseka od nerđajućeg čelika, Gardner [45] modifikuje izraz 2.54 na sledeći način:

$$\omega_0 = 0.023t(f_{0.2}/\sigma_{cr}) \quad 2.57$$

Cruise i Gardner [46], sprovode opsežna merenja geometrijskih imperfekcija na tri grupe elementa od nerđajućeg čelika, dužine 5.7 m: hladnovaljani šuplji profili, presovani i vrućevaljani L profili. Izmeren je otklon kraka L profila, odnosno zakrivljenost ravne strane hladnovaljanog šupljeg profila. Izmerene vrednosti autori predstavljaju u obliku Fourier-ovih redova i funkcije sinusnog polutalasa na koju primenjuju regresionu metodu najmanjih kvadrata. U cilju dobijanja reprezentativnih vrednosti lokalnih amplituda, spektralni maksimumi za koje se pretpostavlja da se odnose na globalne imperfekcije su zanemareni. Opseg spektralnih maksimuma definisan je preko parametra širine elementa preseka  $\zeta$  koji uzima minimalnu vrednost 1 ili maksimalnu 10. Uzimajući za osnovu Dawson i Walker-ov analitički model [43], definisane su jednačine kojima se može procenti veličina maksimalne deformacije poprečnog preseka:

kod presovanih L profila:

$$\omega_0 = 0.008t(f_{0.2}/\sigma_{cr}) \quad \zeta = 1 \quad 2.58$$

$$\omega_0 = 0.052t(f_{0.2}/\sigma_{cr}) \quad \zeta = 10 \quad 2.59$$

Kod hladnovaljanih šupljih profila:

$$\omega_0 = 0.012t(f_{0.2}/\sigma_{cr}) \quad \zeta = 1 \quad 2.60$$

$$\omega_0 = 0.111t(f_{0.2}/\sigma_{cr}) \quad \zeta = 10 \quad 2.61$$

### *Geometrijske imperfekcije elementa*

Geometrijske imperfekcije elementa su najčešće imperfekcije zakrivljanja, odnosno bočnog odstupanja ose elementa od idealno prave linije. Bez obzira na relativno malu veličinu, ove nesavršenosti imaju značajan uticaj na smanjanje granične sile pri kojoj dolazi do izvijanja elementa. Zakrivljenost ose štapa se uobičajeno predstavlja sinusnom funkcijom polutalasa:

$$\delta = \delta_0 \sin \pi \frac{x}{L} \quad 2.62$$

gde je  $\delta_0$  maksimalna deformacija (amplituda) u sredini dužine elementa, a  $L$  dužina elementa. Prema evropskom standardu EN 1090-2 [47], dopuštena proizvodna mera zakrivljenosti ose štapa iznosi  $L/750$ . Bjorhovde [48], na osnovu statističkih analiza izmerenih vrednosti odstupanja na relevantnom broju elemenata zaključuje da ova veličina nije veća od  $L/1500$ .

## **2.5 Teorijska analiza nosivosti poprečnih preseka pri izbočavanju**

### **2.5.1 Izbočavanje u neelastičnoj oblasti**

Elastična teorija izbočavanja kod elastoplastičnih materijala može se koristiti samo u početnom domenu elastičnosti. Kod materijala sa nelinearnom vezom između napona i dilatacija, kakvi su nerđajući čelici, u oblasti naprezanja iznad granice proporcionalnosti, krutost je pri opterećenju srazmerna tangentskom modulu, dok je pri rasterećenju srazmerna modulu elastičnosti. Zbog toga se kod kompaktnih preseka veće debljine zida kod kojih se izbočavanje dešava u plastičnoj oblasti naprezanja, ne može primeniti dobro poznat izraz za elastičan kritičan napon izbočavanja.

Ilyushin (1947) zasniva analizu na pretpostavci da je u inicijalnoj fazi izbočavanja, konkavno izbočena strana ploče u plastičnom domenu ponašanja, dok je konveksna strana ploče u elastičnom, odnosno da trpi rasterećenje. U cilju zadovoljenja uslova ravnoteže na deformisanom elementu, autor uvodi u analizu

Huber-Hencky–Mises-ov uslov što uvodi hipotezu o izotropiji materijala u plastičnoj oblasti ponašanja. Ova hipoteza zajedno sa pretpostavkom da je materijal idealno nestišljiv dovela je do značajnih odstupanja analitičkih rezultata sa eksperimentalnim [49].

Koristeći za osnovu zaključke do kojih je došao Shanley u analizi stabilnosti elemenata, Stowell (1948) razvija diferencijalnu jednačinu kojom opisuje izbočavanje pritisnute pravougaone ploče u neelastičnoj oblasti naprezanja:

$$\frac{E_s t^3}{9} \left[ \left( 1 - \frac{3}{4} \left( 1 - \frac{E_t}{E_s} \right) \right) \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} \right] + t \sigma \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = 0 \quad 2.63$$

Polazeći od pretpostavke da, pri dostizanju kritičnog napona izbočavanja u plastičnoj oblasti ponašanja, poprečna vlakna trpe elastične deformacije koje su srazmerne modulu elastičnosti, Bleich [49] modifikuje jednačinu 2.63 na sledeći način:

$$E_t \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \sqrt{E_t E} \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + E \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = \sigma \frac{12(1-\nu^2)}{t^2} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \quad 2.64$$

Rešavanjem jednačine 2.64 se dobija izraz za kritični napon izbočavanja u neelastičnoj oblasti:

$$\sigma_{cr,inel} = \sqrt{(E_t/E)} \frac{k_\sigma \pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left( \frac{t}{b} \right)^2 = \eta \frac{k_\sigma \pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left( \frac{t}{b} \right)^2 = \eta \sigma_{cr,el} \quad 2.65$$

gde je  $\eta$  plastični koeficijent redukcije, a  $k_\sigma$  koeficijent izbočavanja koji ima iste vrednosti kao i u slučaju izbočavanja u elastičnoj oblasti naprezanja.

Analizirajući efekte nelinearne veze napona i dilatacija na kapacitet nosivosti ukrućenih i neukrućenih hladnooblikovanih preseka od nerđajućeg čelika, Van den Berg [50] potvrđuje uticaj tangentsnog modula na vrednost kritičnog napona izbočavanja uz zapažanje da je kod neukrućenih preseka dominantniji uticaj sekantsnog modula. U tom smislu, autor daje sledeće izraze za vrednost plastičnog koeficijenta redukcije  $\eta$  u izrazu 2.65:

$$\eta = \sqrt{\frac{E_t}{E}} \text{ za ukrućene hladnooblikovane poprečne preseke} \quad 2.66$$

$$\eta = \frac{E_s}{E} \text{ za neukružene hladnooblikovane poprečne preseke} \quad 2.67$$

Izrazi 2.65, 2.66 i 2.67 uvršteni su u proračun nosivosti poprečnog preseka prema američkom standardu SEI/ASCE 8-02 [4].

### 2.5.2 Post-kritična nosivost na izbočavanje

Dostizanjem kritičnog napona izbočavanja u elastičnoj oblasti ne dolazi do iscrpljenja nosivosti materijala ploče, a naprezanja rastu bez značajnijeg povećanja poprečnih deformacija. Ovo je suprotno ponašanju centrično pritisnutog stuba, kod kojeg dolazi do iscrpljenja nosivosti materijala nakon dostizanja kritičnog napona izvijanja. Ovakvo ponašanje nakon izbočavanja opisuje se preraspodelom naprezanja u ravni ploče, kojom se angažuju delovi ploče veće krutosti i time povećava njena efikasnost. Analizom graničnog stanja nosivosti, uočavaju se dve različite faze ponašanja. U prvoj, elastičnoj fazi, naprezanja su manja od kritičnog, pa je raspodela napona po širini ploče ravnomerna. Druga faza se odnosi na ponašanje ploče nakon izbočavanja. Da bi bili zadovoljeni uslovi ravnoteže u poprečnom preseku ploče, između dva uzastopna polutalasa, neophodno da podužne deformacije svakog pojedinačnog izbočenog panela imaju iste vrednosti. Međutim, usled poprečnih deformacija (izbočavanja) podužne dilatacije vlakana variraju, od maksimalnih vrednosti u sredini do minimalnih na krajevima ploče. U cilju zadovoljenja ravnotežnih uslova, promena podužnih dilatacija je u funkciji promene nivoa aksijalnog naprezanja po širini preseka. Najveći naponi se javljaju u ivičnim vlaknima, na krajevima ploče, dok u srednjem izbočenom delu ploče napon ima minimalnu vrednost. Preraspodela naprezanja, nakon izbočavanja, zavisi najpre od graničnih uslova na krajevima ploče. Kod obostrano oslonjenih ploča ovaj efekat je značajniji nego kod ploča koje su oslonjene samo po jednoj ivici. Preraspodela naprezanja nastavlja se sve do dostizanja granice razvlačenja  $f_{0.2}$  na krajevima ploče. Daljom plastifikacijom preseka dolazi do iscrpljenja nosivosti ploče. Treba naglastiti da je ovaj zaključak izvorno izveden analizirajući fenomen izbočavanja kod elastoplastičnih materijala sa bi-linearnom vezom napona i dilatacija, kakav je ugljenični čelik, ali je i osnova koncepta efektivne širine koji je zastupljen u skoro svim nacionalnim standardima za nerđajuće čelike.



Mehanizam loma aksijalno pritisnute ploče zavisi od vitkosti (kompaktnosti) ploče, odnosno odnosa širine i debljine ploče  $b/t$ . Kod vitkih ploča do iscrpljenja granične nosivosti dolazi usled izbočavanja u elastičnoj oblasti, dok kod kompaktnih, debelih ploča do iscrpljenja dolazi usled plastifikacije preseka ili dostizanja kritičnog napona izbočavanja u neelastičnoj (plastičnoj) oblasti naprezanja, u slučaju nelinearnih materijala.

### *Koncept efektivne širine*

Koncept efektivne širine, zbog svoje jednostavnosti, predstavlja najšire primenjen metod u analitičkoj formulaciji ponašanja ploče nakon izbočavanja. Ovaj koncept se zasniva na proračunskom modelu koji podrazumeva konstantan napon pritiska na efektivnoj širini ploče  $b_{\text{eff}}$ . Stvarna raspodela napona zamenjuje se pojednostavljenom, linearnom raspodelom uz isključenje izbočenog dela ploče. Efektivna širina ploče ostaje aktivna i nakon izbočavanja. Ona se može odrediti iz uslova da je kritični napon izbočavanja  $\sigma_{\text{cr}}$ , za ploču efektivne širine  $b_{\text{eff}}$  jednak naponu na granici razvlačenja  $f_{0.2}$ :

$$f_{0.2} = \sigma_{\text{cr}}(b_{\text{eff}}) = k_{\sigma} \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left( \frac{t}{b_{\text{eff}}} \right)^2 \quad 2.68$$

Ako se analizira obostrano zglobno oslonjena ploča opterećena konstantim naponom pritiska koeficijent  $k_{\sigma}$  ima vrednost 4.0, pa je izraz kojim se može odrediti efektivna širina ploče:

$$b_{\text{eff}} = b \sqrt{\frac{\sigma_{\text{cr}}}{f_{0.2}}} \quad 2.69$$

Ako se u razmatranje uvede pojam relativne vitkosti ploče:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_{0.2}}{\sigma_{\text{cr}}}} \quad 2.70$$

jednačina 2.69 može da se napiše na sledeći način:

$$b_{\text{eff}} = \frac{b}{\bar{\lambda}_p} \quad 2.71$$

Ovim konceptom nije obuhvaćen uticaj geometrijskih imperfekcija i zaostalih napona koji je prisutan kod realnih ploča.

## **2.6 Kasifikacija poprečnog preseka (metoda granične vitkosti)**

Klasifikacija poprečnog preseka predstavlja važan aspekt u projektovanju čeličnih konstrukcija prema Evrokodu 3, od kojeg zavisi izbor globalne analize konstrukcije, proračun nosivosti preseka i nosivosti elementa kao celine. Kasifikacijom poprečnog preseka analizira se njegova osetljivost na izbočavanje usled dejstva normalnih napona pritiska i kapaciteta rotacije koji presek poseduje. Osnovni kriterijum za klasifikaciju poprečnih preseka je njegova kompaktnost koja zavisi od vitkosti razmatranog dela preseka, uslova oslanjanja (obostrano oslonjeni ili konzolni), načina naprezanja (oblika dijagrama normalnih napona), granice razvlačenja i tehnološkog procesa proizvodnje (hladnooblikovani, vrućevaljani ili zavareni). Ovaj proračunski koncept rezultat je prvobitnih analiza ponašanja elasto-plastičnih materijala sa bi-linearnom vezom između napona i dilatacije, kakvi su ugljenični čelici. Postojanje jasno definisane granice razvlačenja, iza koje sledi nagli pad krutosti, plato plastifikacije i relativno umeren stepen ojačanja materijala usled deformacije, aktivira različite forme u ponašanju elementa, u zavisnosti od toga da li je dalja plastifikacija preseka onemogućena pojavom izbočavanja. U slučaju čistog pritiska, do iscrpljenja granične nosivosti preseka može doći usled potpune plastifikacije poprečnog preseka ili izbočavanja u neelastičnoj oblasti naprezanja (klasa 1, 2 i 3) ili usled izbočavanja u elastičnoj oblasti pre dostizanja granice razvlačenja (klasa 4). U cilju harmonizacije sa osnovnim Evrokodom za čelične konstrukcije [3], klasifikacija poprečnih preseka je uvrštena i u postojeći standard za nerđajuće čelike EN1993-1-4 [2].

Vrednosti graničnih vitkosti date u postojećem evropskom standardu za nerđajuće čelike [2] su rezultat, do tada, ograničenog broja eksperimentalnih ispitivanja i zanemarivanja značajnih razlika u mehaničkim svojstvima materijala nerđajućeg i ugljeničnog čelika. Zbog toga su ove vrednosti u današnjim okvirima relativno konzervativne [51]. Poslednjih godina povećan je broj dostupnih eksperimentalnih podataka u analizi ponašanja kratkog stuba usled centričnog pritiska (*stub column test*) i grednih nosača na savijanje (*three and four point*

*bending tests*), što je omogućilo njihovu sveobuhvatnu opsežnu analizu i statističko vrednovanje.

**Tabela 2.1** Granične vitkosti pritisnutih delova preseka prema [2] i [3] i preporučene (korigovane) vrednosti prema [51]

Elementat	Klasa 1			Klasa 2			Klasa 3		
	EN 1993-1-1 [3]	EN 1993-1-4 [2]	Prep. vred. [51]	EN 1993-1-1 [3]	EN 1993-1-4 [2]	Prep. vred. [51]	EN 1993-1-1 [3]	EN 1993-1-4 [2]	Prep. vred. [51]
<b>Unutrašnji deo hladno oblikovanog ili zavarenog preseka</b>	33ε	25.7ε	33ε	38ε	26.7ε	35ε	42ε	30.7ε	37ε
<b>Konzolni deo hladno oblikovanog preseka</b>	9ε	10ε	9ε	10ε	10,4ε	10ε	14ε	11.9ε	14ε
<b>Konzolni deo zavarenog preseka</b>	9ε	9ε	9ε	10ε	9,4ε	10ε	14ε	11ε	14ε
<b>Ugaonik</b>	-	-	-	-	-	-	11.5ε	9.1ε	11.5ε
<b>Kružni presek</b>	50ε <sup>2</sup>	50ε <sup>2</sup>	50ε <sup>2</sup>	70ε <sup>2</sup>	70ε <sup>2</sup>	70ε <sup>2</sup>	90ε <sup>2</sup>	280ε <sup>2</sup>	280ε <sup>2</sup>
$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_{0.2}} \frac{E}{210000}}; E\text{-modul elastičnosti; } f_{0.2}\text{-granica razvlačenja}$									

Oslanjajući se na postojeće preporuke u pogledu graničnih vitkosti kod ugljeničnih i nerđajućih čelika, Gardner i Theofanous [51], predlažu nove, korigovane vrednosti kod hladnooblikovanih i zavarenih poprečnih preseka od nerđajućeg čelika. Vrednosti definisane postojećim standardima [2] i [3], kao i preporučene vrednosti prema [51], za delove preseka opterećene konstantnim naponom pritiska, sumirane su u tabeli 2.1. Može se zaključiti da se sa preporučenim vrednostima graničnih vitkosti prema [51] postiže viši stepen harmonizacije sa vrednostima koje važe za ugljenični čelik.

## 2.7 Metoda kontinualne čvrstoće

Koncept efektivnog preseka je metoda kojom se kapacitet nosivosti poprečnog preseka određuje u funkciji granice razvlačenja, kao maksimalne (granične) vrednosti napona koja se u preseku može dostići. Kod nerđajućih čelika se ovom metodom zanemaruje značajan kapacitet plastifikacije (ojačanje materijala usled deformacije), što za posledicu može dati konzervativne rezultate, pogotovo kod kompaktnih preseka čiji je kapacitet nosivosti određen većim vrednostima napona u odnosu na granicu razvlačenja. Ova konzervativnost negativno se odražava na ekonomski aspekt primene nerđajućeg čelika u građevinarstvu, posebno ako se ima u vidu njegova relativno visoka jedinična cena.

Metoda kontinualne čvrstoće (*Continuous Strength Method*) [52] predstavlja savremen pristup vrednovanja efekata izbočavanja poprečnih preseka koji je razvijen poslednjih godina na Imperijal Koledžu u Londonu, kao rezultat opsežnih istraživanja u ponašanju elemenata od nerđajućeg čelika opterećenih na pritisak i savijanje. Osnovu metode predstavlja kontinualna veza između vitkosti poprečnog preseka i kapaciteta deformacije, koja uzima u obzir tačan model materijalne nelinearnosti elemenata i značaj efekata ojačanja materijala usled deformacije. Priroda veze između napona i dilatacija kod nerđajućeg čelika, uz odsustvo jasno izražene granice razvlačenja, podrazumeva da maksimalno moguća vrednost napona pri kojoj dolazi do iscrpljenja nosivosti preseka nije određena naponom pri kojem započinje njegova plastifikacija. Prema ovoj metodi, napon pri kojem dolazi do izbočavanja poprečnog preseka predstavlja jedinu fizičku granicu u kontinualnom poboljšanju mehaničkih svojstava materijala usled povećanja deformacija. Ovakav pristup omogućava preciznije sagledavanje efekata izbočavanja pri proračunu nosivosti elemenata od nerđajućeg čelika u odnosu na tradicionalan koncept efektivne širine.

Elastični kritični napon izbočavanja poprečnog preseka može se odrediti primenom dostupnih numeričkih metoda CUFMS (*Conventional and constrained finite strip methods*) [53] ili približnih analitičkih metoda [54] koje su poslednjih godina razvijene na Johns Hopkins Univerzitetu u Americi. Relativna vitkost se u osnovi zasniva na srednjoj liniji preseka. U cilju harmonizacije sa tehničkim

propisima u kojima se vitkost izražava u funkciji nominalno ravne širine dela preseka, preporuka je da se relativna vitkost izražena jednačinom 2.70 multiplikuje maksimalnim odnosom ravne širine ( $c_{flat}$ ) i srednje linije dela preseka ( $c_{cl}$ ):

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_{0.2}}{\sigma_{cr}} \left( \frac{c_{flat}}{c_{cl}} \right)_{\max}} \quad 2.72$$

Kao alternativa, prema preporukama datim u EN 1993-1-4 [2] i EN1993-1-5 [55], za elastični kritični napon izbočavanja poprečnog preseka može se uzeti najmanja vrednost kritičnog napona pojedinačnog dela preseka  $\sigma_{cr,p,min}$ , što rezultira sledećim izrazom za relativnu vitkost preseka:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_{0.2}}{\sigma_{cr,p,min}}} = \frac{\bar{b}/t}{28.4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad 2.73$$

gde su:

$\bar{b}$  odgovarajuća širina razmatranog dela preseka,

$t$  debljina lima,

$$\varepsilon = [(235/f_{0.2})(E/210000)]^{0.5}$$

$k_\sigma$  koeficijent izbočavanja koji zavisi od graničnih uslova i vrste naprezanja.

Kapacitet deformacije poprečnog preseka izražava se u normalizovanom obliku, i kod kompaktnih preseka predstavlja odnos dilatacije koja odgovara vrednosti graničnog opterećenja pri kojem dolazi do izbočavanja,  $\varepsilon_{csm}$  i elastičnog dela dilatacije pri granici razvlačenja  $\varepsilon_{0.2,el}$ .

Primenjujući metodu linearne regresije u analizi eksperimentalnih podataka dobijenih ispitivanjem kratkog stuba na pritisak pokazano je da oblast u kojoj je odnos granične sile i sile pri kojoj se dostiže vrednost konvencionalne granice razvlačenja  $N_u/Af_{0.2}$  veći od jedinice, određena graničnom vrednošću relativne vitkosti preseka:

$$\bar{\lambda}_p = 0.68 \quad 2.74$$

Ovom vrednošću određena je granica između vitkih poprečnih preseka kod kojih do iscrpljenja nosivosti dolazi usled izbočavanja u elastičnom domenu

napona i kompaktnih preseka kod kojih se izbočavanje dešava u neelastičnoj oblasti, nakon dostizanja granice razvlačenja.

Slična vrednost je uočena u ekvivalentnim analizama kod od ugljeničnog čelika i aluminijumskih legura.

Kod kompaktnih poprečnih preseka kod kojih vrednost granične sile  $N_u$  prekoračuje vrednost sile pri kojoj dolazi do dostizanja granice razvlačenja ( $N_{0.2} = Af_{0.2}$ ), odnos skraćanja stuba (*end shortening*) pri graničnoj sili  $\delta_u$  i dužine stuba  $L$ , definiše se kao dilatacija pri "lomu" poprečnog preseka  $\varepsilon_{lb}$  usled neelastičnog izbočavanja. Dilatacija  $\varepsilon_{csm}$  određuje se oduzimanjem plastičnog dela dilatacije u iznosu od 0.2% od ukupne vrednosti dilatacije pri kojoj dolazi do izbočavanja preseka  $\varepsilon_{lb}$ :

$$\varepsilon_{csm} = \varepsilon_{lb} - 0.002 = \delta_u / L - 0.002 \quad N_u \geq N_{0.2}; \quad \bar{\lambda}_p \leq 0.68 \quad 2.75$$

Svi raspoloživi rezultati eksperimentalnih ispitivanja kratkog stuba i nosača na savijanje, u kombinaciji sa ekvivalentnim rezultatima kod ugljeničnih čelika analizirani su u cilju generisanja osnovne proračunske krive koja definiše vezu između normalizovane vrednosti deformacionog kapaciteta  $\varepsilon_{csm}/\varepsilon_{0.2,el}$  i relativne vitkosti preseka  $\bar{\lambda}_p$ . Koristeći regresionu analizu i postavljajući uslov da proračunska kriva prolazi kroz identifikacionu granicu između vitkih i kompaktnih preseka, tj. kroz tačku (0.68;1.0) dobijen je sledeći izraz:

$$\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_{0.2,el}} = \frac{0.25}{\bar{\lambda}_p^{3.6}} \quad 2.76$$

gde je vrednost dilatacije  $\varepsilon_{0.2}$  određena izrazom:

$$\varepsilon_{0.2,el} = \frac{f_{0.2}}{E} \quad 2.77$$

Usvojene su dve gornje granice u pogledu deformacionog kapaciteta preseka koje su proizašle iz uslova zahtevane duktilnosti materijala koji je dat u EN 1993-1-1 [3] i usvojenog materijalnog modela napon-dilatacija:

$$\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_{0.2,el}} \leq \min \left( 15, \frac{0.1\varepsilon_u}{\varepsilon_{0.2}} \right) \quad 2.78$$

Prve verzije Metode kontinualne čvrstoće bile su zasnovane na Ramberg-Osgood-ovom materijalnom modelu koje su rezultirale relativno kompleksnim proračunskim jednačinama. Istraživanja su pokazala da usvajanjem pojednostavljenog materijalnog modela proračunske jednačina dobijaju oblik prihvatljiviji za implementaciju u tehničke propise i primenu pri projektovanju. Zbog toga je usvojen elastičan, "linearno ojačan" analitički model materijala (*elastic, linear hardening material model*). Za početnu tačku ovog modela usvojena je vrednost koja odgovara plastičnom delu ukupne dilatacije od 0.2% koja u kombinaciji sa definisanim deformacionim kapacitetom preseka  $\varepsilon_{\text{csm}}$  daje tačnu procenu vrednosti napona. Nagib elastičnog domena ovog modela određen je vrednošću modula elastičnosti  $E = f_{0.2}/\varepsilon_{0.2,\text{el}}$ . Nagib ojačanog domena  $E_{\text{sh}}$  određen je nagibom prave koja prolazi kroz tačku koja odgovara granici razvlačenja ( $\varepsilon_{0.2,\text{el}}, f_{0.2}$ ) i krajnje tačke određene koordinatama ( $0.16\varepsilon_u, f_u$ )

$$E_{\text{sh}} = \frac{f_u - f_{0.2}}{0.16\varepsilon_u - \varepsilon_{0.2,\text{el}}} \quad 2.79$$

gde su  $f_u$  i  $\varepsilon_u$  čvrstoća pri zatezanju i odgovarajuća dilatacija.

Dilatacija  $\varepsilon_u$  može se odrediti primenom jednačine koja je data u Prilogu C EN1993-1-4 [2]:

$$\varepsilon_u = 1 - \frac{f_{0.2}}{f_u} \quad 2.80$$

Pošto se odredi deformacioni kapacitet poprečnog preseka, koristeći jednačinu 2.76, primenom predloženog "linearno ojačanog" analitičkog modela materijala može se odrediti odgovarajuća granična vrednost napona:

$$\sigma_{\text{csm}} = f_{0.2} + E_{\text{sh}} \varepsilon_{0.2,\text{el}} \left( \frac{\varepsilon_{\text{csm}}}{\varepsilon_{0.2,\text{el}}} - 1 \right) \quad 2.81$$

Ako se u jednačinu 2.81 uvrste izrazi 2.76, 2.77 i 2.79 dobija se konačan oblik jednačine:

$$\sigma_{\text{csm}} = f_{0.2} + \frac{f_{0.2}(f_u - f_{0.2})}{E(0.16\varepsilon_u - \varepsilon_{0.2,\text{el}})} \left( \frac{0.25}{\lambda_p^{3.6}} - 1 \right) \quad 2.82$$

Konačno, proračunska nosivost poprečnog preseka na pritisak, čija je relativna vitkost manja od 0.68, može se odrediti koristeći sledeći jednačinu:

$$N_{c,Rd} = N_{csm,Rd} = \frac{A\sigma_{csm}}{\gamma_{M0}} \quad 2.83$$

gde su:

$A$  bruto površina poprečnog preseka,

$\gamma_{M0}$  parcijalni koeficijent sigurnosti za materijal prema preprukama datim u EN1993-1-4 [2].

## 2.8 Teorijska analiza nosivosti elementa pri fleksionom izvijanju

### 2.8.1 Fleksiono izvijanje u neelastičnoj oblasti

Postoje dva teorijska koncepta na kojima se zasniva analiza nosivosti elemenata pri fleksionom izvijanju u nelinearnoj oblasti naprezanja: teorija tangentnog i teorija redukovanog modula elastičnosti.

Uzimajući za osnovu Euler-ovu teoriju elastičnog izvijanja, Engeser (1889. god.) uvodi pojam tangentnog modula  $E_t$  umesto modula elastičnosti  $E$ . Na osnovu navedenog, može se napisati izraz za kritičnu silu izvijanja u neelatičnoj oblasti naprezanja:

$$N_{cr} = \pi^2 \frac{E_t I}{L^2} \quad 2.84$$

a za odgovarajući kritični napon pri kojem dolazi do izvijanja:

$$\sigma_{cr} = \frac{N_{cr}}{A} = \pi^2 \frac{E_t}{(L/i)^2} \quad 2.85$$

Tangentni modul predstavlja nagib tangente na krivu  $\sigma$ - $\varepsilon$  u tački koja odgovara vrednosti napona pri kojem dolazi do izvijanja. Budući da se nagib krive menja sa promenom napona, neophodno je primeniti iterativanu metodu u proračunu.

Jasinky (1895. god.) zaključuje da koncept tangentnog modula ne uključuje efekte elastičnog rasterećenja. Engeser vrši korekcije i razvija koncept redukovanog ili dvostrukog modula:



$$N_{cr} = \pi^2 \frac{E_r I}{L^2} \quad 2.86$$

gde je  $E_r$  redukovani modul koji se određuje na sledeći način:

$$E_r = E(I_t / I) + E_t(I_c / I) \quad 2.87$$

U izrazu 2.87  $I_t$  je momenat inercije zategnutog dela poprečnog preseka oko neutralne ose,  $I_c$  momenat inercije pritisnutog dela preseka, dok je  $I$  ukupan momenat inercije.

Nakon opsežnih eksperimentalnih i analitičkih istraživanja, Shanelley (1947. god.) zaključuje da teorija tangentnog modula daje mnogo bolju predikciju granične sile izvijanja u odnosu na teoriju redukovanog modula. Brojne kasnije analize potvrdile su ovaj zaključak.

Teorija tangentnog modula predstavlja osnovu proračunskog koncepta nosivosti elemenata koji je dat u američkom propisu za nerđajuće čelike [4].

### 2.8.2 Fleksiono izvijanje elemenata višedelnog poprečnog preseka

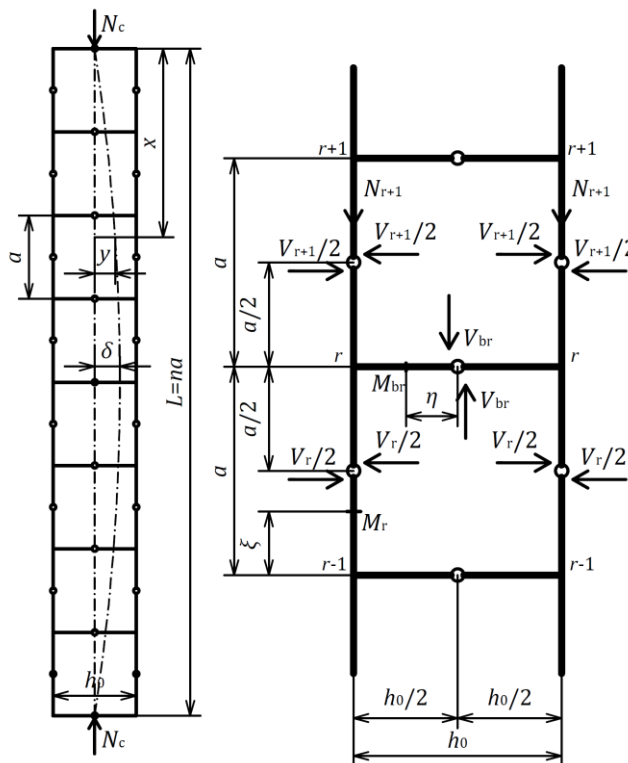
Elementi višedelnog poprečnog preseka dobijaju se međusobnim povezivanjem dva ili više samostalnih elemenata. Samostalni elementi (pojasevi) su postavljeni na nekom rastojanju u odnosu na težište preseka i međusobno povezani veznim limovima (*battened built-up members*) ili rešetkastom ispunom (*laced built-up members*). U ovu grupu spadaju i elementi kod kojih su samostalni elementi u kontaktu ili su međusobno blisko postavljeni i povezani na odgovarajući način, zavrtnjevima ili šavovima (*closely spaced built-up members*).

Za razliku od elemenata jednodelnog preseka, kod višedelnih elemenata, zbog nepostojanja dela preseka koji prihvata dominantan deo sile smicanja u toku izvijanja, uticaj deformacije smicanja na redukciju granične nosivosti ne može se zanemariti.

*Analitička analiza fleksionog izvijanja višedelnog elementa ramovskog tipa oko nematerijalne ose*

Najranije analize problema nosivosti elemenata višedelnog preseka na fleksiono izvijanje opisao je Engesser u svojim publikacijama 1889. i 1909. godine. Prvi validan analitički model definisao je Bleich 1952. godine [49]. Polazne

pretpostavke iste su kao i kod elementa jednodelnog preseka: analizira se osnovni slučaj izvijanja pravog, obostrano zglobno oslonjenog elementa koji je na krajevima opterećen koncentrisanim aksijalnim silama pritiska. U cilju pojednostavljenja, autor analizu zasniva na teoriji pravougaonog okvirnog nosača gde su vrednosti unutrašnjih sila u elementima izazvane interakcijom ukupne poprečne deformacije celog nosača i lokalnih deformacija elemenata nosača.



**Slika 2.9** Raspodela unutrašnjih sila u elementu višedelnog poprečnog preseka ramovskog tipa

Da bi se odredila vrednost kritične sile izvijanja oko nematerijalne ose, Bleich primenjuje energetski princip virtuelnih pomeranja. Pri deformaciji nosača pomeraju se napadne tačke spoljašnjih sila pri čemu one vrše rad  $W$ . Na osnovu zakona o održanju energije, ovom radu odgovara promena potencijalne energije deformacije  $V$ :

$$V - W = 0 \quad 2.88$$

Slika 2.9 ilustruje raspodelu unutrašnjih sila: normalnih, smičućih i momenata savijanja u dva susedna polja izvijenog, deformisanog ramovskog tipa višedelnog elementa, sa sledećim oznakama:

- $N_r$  sila pritiska u samostalnom elementu (pojasu) u panelu između čvorova  $r$  i  $r-1$ ,
- $V_r$  sila smicanja u panelu između čvorova  $r$  i  $r-1$ ,
- $V_{br}$  podužna sila smicanja koja deluje poprečno u odnosu na vezni elementat u čvoru  $r$ ,
- $M_r$  momenat savijanja u bilo kojoj tački  $\xi$  polja između čvorova  $r$  i  $r-1$ ,
- $M_{br}$  momenat savijanja u bilo kojoj tački  $\eta$  poprečnog veznog elementa  $r$ ,
- $A_{ch}$  površina poprečnog preseka samostalnog elementa,
- $I_{ch}, I_b$  momenat inercije samostalnog elementa, odnosno veznog elementa u ravni višedelnog elementa,
- $I_{0ch}$  položajni momenat inercije samostalnog elementa u odnosu na ravan višedelnog elementa  $A_{ch}h_0^2/2$ ,
- $a$  rastojanje između veznih elemenata,
- $h_0$  rastojanje između težišta samostalnih elemenata.

Potencijalna energija deformacije predstavlja zbir rada sila pritiska  $N_r$  u samostalnim elementima i energije lokalnog savijanja koja je akumulirana u samostalnim i veznim elementima. Energija savijanja usled poprečne deformacije elementa pri izvijanju se zanemaruje u početku analize, da bi se uzela u obzir pri konačnom definisanju vrednosti kritične sile izvijanja. Efekti krivljenja samostalnih elemenata i veznih limova koji su izazvani smičućim naprezanjima i koji se javljaju zajedno sa savijanjem uzimaju se u obzir. Na osnovu navedenog, može se napisati sledeći izraz za potencijanu energiju deformacije, odnosno deformacioni rad:

$$V = \frac{1}{2} \left( 2 \sum_{r=1}^n \frac{N_r^2 a}{E_t A_{ch}} + 2 \sum_{r=1}^n \int_0^a \frac{M_r^2}{E_t I_{ch}} d\xi + \sum_{r=1}^n \int_{-h/2}^{h/2} \frac{M_{br}^2}{EI_b} d\eta \right) \quad 2.89$$

Pretpostavlja se da do izvijanja dolazi u oblasti napona iznad granice proporcionalnosti, pa se prva dva člana u izrazu, koji opisuju deformaciju samostalnih elemenata usled aksijalne sile i momenata savijanja u toku izvijanja, izražavaju u funkciji tangentskog modula. Treći član, koji opisuje energiju deformacije u veznim elementima za koje se pretpostavlja da su u toku izvijanja rasterećeni, se izražava u funkcije modula elastičnosti.

Ako se geometrijska imperfekcija elementa u toku izvijanja predstavi sinusnom funkcijom polutalasa:

$$\delta = \delta_0 \sin \pi \frac{x}{L} \quad 2.90$$

onda se moment savijanja  $M_r$  u preseku koji odgovara sredini dužine panela između čvorova  $r$  i  $r-1$ , na udaljenosti od  $x = L(2r-1)/2n$ , može predstaviti u funkciji kritične sile izvijanja  $N_{cr,v}$  na sledeći način:

$$M_r = N_{cr,v} \delta = N_{cr} \delta_0 \sin \pi \frac{2r-1}{2n} \pi \quad 2.91$$

Izraz za odgovarajuću silu smicanja u istom referentnom preseku, može se napisati na sledeći način:

$$V_r = \frac{dM_r}{dx} = N_{cr,v} \delta_0 \frac{\pi}{L} \cos \frac{2r-1}{2n} \pi \quad 2.92$$

Uslov ravnoteže momenata savijanja koji deluju u čvoru  $r$  glasi:

$$V_{br} \frac{h}{2} - \left( \frac{V_r}{2} + \frac{V_{r+1}}{2} \right) \frac{a}{2} = 0 \quad 2.93$$

$$V_{br} = \left( \frac{V_r}{2} + \frac{V_{r+1}}{2} \right) \frac{a}{h_0} \quad 2.94$$

U cilju pojednostavljenja uvodi se sledeća oznaka:

$$V_{br} = \bar{V}_r \frac{a}{h_0} \quad 2.95$$

gde je:

$$\bar{V}_r = N_{cr,v} \delta_0 \frac{\pi}{L} \cos \frac{r}{n} \pi \quad 2.96$$

Uzimajući da važe sledeće jednakosti:

$$N_r = M_r / h_0 \quad 2.97$$

$$\sum_{r=1}^n \sin^2 \frac{2r-1}{2n} \pi = \sum_{r=1}^n \cos^2 \frac{2r-1}{2n} \pi = \frac{n}{2} = \frac{L}{2a} \quad 2.98$$

moгу se napisati izrazi:

$$\sum_{r=1}^n \frac{N_r^2 a}{E_t A_{ch}} = \frac{N_{cr,V}^2 \delta_0^2}{E_t A_{ch}} \frac{a}{h_0^2} \sum_{r=1}^n \sin^2 \frac{2r-1}{2n} \pi = \frac{N_{cr,V}^2 \delta_0^2}{E_t A_{ch}} \frac{L}{2h_0^2} = \frac{N_{cr,V}^2 \delta_0^2 L}{4E_t I_{0ch}} \quad 2.99$$

$$\int_0^a \frac{M_r^2}{E_t I_{ch}} d\xi = \int_0^c \frac{V_r^2 \left( \xi - \frac{a}{2} \right)^2}{4E_t I_{ch}} d\xi = \frac{\bar{V}_r^2 a^3}{48E_t I_{ch}} \quad 2.100$$

$$\int_{-h/2}^{h/2} \frac{M_{br}^2}{EI_b} d\eta = \int_{-h/2}^{h/2} \frac{\bar{V}_r^2 a^2}{EI_b h^2} \eta^2 d\eta = \frac{\bar{V}_r^2 a^2 h_0}{12EI_b} \quad 2.101$$

$$\sum_{r=1}^n \int_0^a \frac{M_r^2}{E_t I_{ch}} d\xi = \sum_{r=1}^n \frac{\bar{V}_r^2 a^3}{48E_t I_{ch}} = \frac{N_{cr,V}^2 \delta_0^2 \pi^2 a^3}{48E_t I_{ch} L^2} \sum_{r=1}^n \cos^2 \frac{2r-1}{2n} \pi = \frac{\pi^2 N_{cr,V}^2 \delta_0^2 a^2}{96E_t I_{ch} L} \quad 2.102$$

Ako se uzme da važi jednakost:

$$\sum_{r=1}^n \cos^2 \frac{r}{n} \pi = \frac{n}{2} = \frac{L}{2a} \quad 2.103$$

može se napisati sledeći izraz:

$$\frac{1}{2} \sum_{r=1}^n \int_{-h/2}^{h/2} \frac{M_{br}^2}{EI_b} d\eta = \frac{1}{2} \sum_{r=1}^n \frac{\bar{V}_r^2 a^2 h_0}{12EI_b} = \frac{N_{cr,V}^2 \delta_0^2 \pi^2 a^2 h_0}{24EI_b L^2} \sum_{r=1}^n \cos^2 \frac{r}{n} \pi = \frac{N_{cr,V}^2 \delta_0^2 \pi^2 a h_0}{48EI_b L} \quad 2.104$$

Ako se izrazi 2.99, 2.102 i 2.104 unesu u polaznu jednačinu 2.89, dobija se:

$$\frac{\pi^2}{L} - N_{cr,V} \left( \frac{L}{E_t I_{0ch}} + \frac{\pi^2 a^2}{24E_t I_{ch} L} + \frac{\pi^2 a h_0}{12EI_b L} \right) = 0 \quad 2.105$$

Sređivanjem prethodne jednačine dobije se izraz za kritičnu silu izvijanja:

$$N_{cr,V} = \frac{\pi^2 E_t I_{0ch}}{L^2} \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 I_{0ch}}{24I_{ch}} \left( \frac{a}{L} \right)^2 + \frac{\pi^2 E_t I_{0ch}}{L^2} \frac{a h_0}{12EI_b}} \quad 2.106$$

Nadalje, potrebno je uzeti u obzir uticaj pojedinačne krutosti poprečnog preseka samostalnog elementa, koja je zanemarena u početku analize, pa se položajni momenat inercije  $I_{0ch}$  u prvom činiocu proizvoda u jednačini 2.106 zamenjuje ukupnim momentom inercije višedelnog preseka  $I_1 = I_{0ch} + 2I_{ch}$ . Pojednostavljenja radi, autor uvodi jednakost modula  $E_t/E = 1$ , pa izraz za kritičnu silu, nakon sređivanja izraza 2.106, glasi:

$$N_{cr,v} = \frac{1}{\frac{L^2}{\pi^2 EI_1} + \frac{a^2}{24EI_{ch}} \left[ \frac{I_{0ch}}{I_1} + \frac{2I_{ch}h_0}{I_b a} \frac{I_{0ch}}{I_1} \right]} \quad 2.107$$

Autor, dalje, uvodi novo pojednostavljene pretpostavljajući da je vrednost  $I_{0ch}/I_1$  bliska jedinici, pa jednačina 2.107 dobija konačan oblik:

$$N_{cr,v} = \frac{1}{\frac{L^2}{\pi^2 EI_1} + \frac{a^2}{24EI_{ch}} \left[ 1 + \frac{2I_{ch}h_0}{I_b a} \right]} \quad 2.108$$

U izrazu za kritičnu silu izvijanja, član:

$$S_v = \frac{24EI_{ch}}{a^2 \left[ 1 + \frac{2I_{ch}h_0}{I_b a} \right]} \quad 2.109$$

predstavlja krutost na smicanje višedelnog elementa, a član:

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI_1}{L^2} \quad 2.110$$

Euler-ovu kritičnu silu za višedelan element. Na osnovu navedenog, izraz za kritičnu silu izvijanja u ravni višedelnog elementa se može napisati na sledeći način:

$$N_{cr,v} = \frac{1}{\frac{1}{N_{cr}} + \frac{1}{S_v}} \quad 2.111$$

Ovaj izraz je uvršten u evropski standard EN 1993-1-1 [3] u proračunu nosivosti elemenata višedelong preseka na fleksiono izvijanje.

## 2.9 Nosivost elementa višedelnog preseka na fleksiono izvijanje prema EN1993-1-4 i EN 1993-1-1

Osnovu proračuna stabilnosti elemenata na fleksiono izvijanje prema standardu EN 1993-1-4 [2] predstavlja Ayrton-Perry-eva funkcija kojom se uzimaju u obzir nesavršenosti realnih elemenata na graničnu nosivost. Izvesne razlike u izboru koeficijenta imperfekcije  $\alpha$  i granične (početne) relativne vitkosti  $\bar{\lambda}_0$ , u odnosu na bazični standard za ugljenične čelike [3], ogledaju se u efektima niske granice proporcionalnosti, značajnom kapacitetu plastifikacije i drugačijoj raspodeli zaostalih napona kod elemenata od nerđajućeg čelika. Izbor jedne od dve

krive izvijanja (C ili D) zavisi od tipa poprečnog preseka (zavareni ili hladnooblikovani), oblika preseka (otvoreni ili zatvoreni), i kod zavarenih preseka, ose oko koje se izvijanje dešava. Relativna granična vitkost ima vrednost 0.2 kod zavarenih preseka i 0.4 kod hladnooblikovanih preseka.

Ispitivanja koja su sprovedena poslednjih godina na različitim vrstama nerđajućih čelika, pokazala su da je u proračunu nosivosti elemenata neophodno uzeti u obzir nelinearnost i posedujući kapacitet plastifikacije materijala: Rasmussen i Rondal [56], Petr H. i dr. [57]. Zaključak je da se različitosti u ponašanju elemenata ne mogu obuhvatiti samo sa dve krive izvijanja, već da je neophodno modifikovati Ayrton-Perry-ovu funkciju uvođenjem u izraz koeficijenta nelinearnosti  $n$ . Rezultati koje su dobili Rasmussen i Rondal [56], implementirani su u australijski propis AS/NZS 4673 [7], kao alternativa postupku proračuna koji se zasniva na teoriji tangentnog modula.

Uticaj nelinearnosti je najveći u oblasti srednjih vitkosti elemenata u kojoj materijal sa nižim vrednostima koeficijenta nelinearnosti ima veću vrednost tangentnog modula, pa samim tim i veću nosivost. U slučajevima kada do izvijanja dolazi u oblasti napona između granice proporcionalnosti i granice razvlačenja, zbog niže vrednosti granice proporcionalnosti, element od nerđajućeg čelika je "mekši" i ima uobičajeno manju nosivost u odnosu na ekvivalent od ugljeničnog čelika. U oblasti velike vitkosti, kada do izvijanja elementa dolazi u elastičnom domenu naprezanja, uticaj nelinearnosti je zanemarliv a razlike u ponašanju elemenata od ugljeničnog i nerđajućeg čelika su bezanačajne obzirom na slične vrednosti početnih nesavršenosti. U oblasti male vitkosti, u kojoj nosivost elementa prekoračuje vrednost  $Af_{0.2}$ , usled efekata ojačanja pod opterećenjem, nerđajući čelik je dominantniji u odnosu na ugljenični [11].

Evropski standard EN 1993-1-4 [2] ne daje eksplicitna pravila za proračun nosivosti višedelnih elemenata na fleksiono izvijanje. U poglavlju 5.4.1, u odredbi (1) se navodi da se za proračun nosivosti elemenata mogu koristiti preporuke date u standardima za ugljenični čelik EN 1993-1-1 [3] i EN 1993-1-3 [12], uz izvesne modifikacije kada je u pitanju stabilnost na bočno torziono izvijanje.

Evrokod EN 1993-1-1 [3] navodi da se pravila za proračun nosivosti elementa pri fleksionom izvijanju konstantnog, jednodelnog preseka, mogu primeniti u

proračunu nosivosti elementa višedelnog preseka, ukoliko je ispunjen uslov: poprečni presek višedelnog elementa čine dva blisko postavljena, leđima okrenuta U ili L profila, a rastojanje između kontaktnih spojeva je manje ili jednako od  $15i_{\min}$ , gde je  $i_{\min}$  minimalni poluprečnik inercije samostalnog elementa. Ukoliko je razmak kontaktnih spojeva samostalnih elemenata veći od  $15i_{\min}$ , ali istovremeno i manji od  $1/3$  ukupne dužine elementa, pri proračunu nosivosti elementa oko nematerijalne ose, mora se uzeti u obzir uticaj deformacije smicanja. Nosivost elementa pri fleksionom izvijanju oko nematerijalne ose određuje se u funkciji kritične sile izvijanja višedelnog preseka  $N_{cr,V}$  (izraz 2.111). Detaljnija analiza preporuka za proračun koje daju evropski standardi [2] i [3] data je u okviru šestog poglavlja ovog rada.

## 2.10 Nosivost elementa višedelnog preseka na fleksiono izvijanje prema SEI/ASCE 8-02

Kontrola nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje u američkim propisima za nerđajuće čelike [4] zasnovana je na teoriji tangentsnog modula, koja je polazi od hipoteze da je element idealno prav i bez strukturnih imperfekcija. Uzimajući u obzir nelinearnost veze između napona i deformacija, u izrazu za Euler-ovu kritičnu silu izvijanja, modul elastičnosti  $E$  se zamenjuje tangentnim modulom  $E_t$ .

Kod obostrano simetričnih i zatvorenih poprečnih preseka, nominalna vrednost graničnog napona pri fleksionom izvijanju  $\sigma_u$  može se izračunati na sledeći način:

$$\sigma_u = \frac{\pi^2 E_t}{(kL/i)^2} \quad 2.112$$

Tangentni modul  $E_t$  određuje se prema poznatom Ramberg Osgood-ovom izrazu:

$$E_t = \frac{E f_{0.2}}{f_{0.2} + 0.002nE(\sigma / f_{0.2})^{n-1}} \quad 2.113$$

U navedenim izrazima su:

- $k$  koeficijent izvijanja koji zavisi od graničnih uslova oslanjanja,
- $L$  dužina elementa,



- $i$  poluprečnik inercije,
- $n$  Ramberg Osgood-ov koeficijent nelinearnosti,
- $E$  modul elastičnosti,
- $f_{0.2}$  konvencionalna granica razvlačenja,
- $\sigma$  napon koji odgovara nominalnoj vrednosti graničnog napona na fleksiono izvijanje  $\sigma_u$ .

Tangentni modul odgovara nagibu tangente na krivu u tački koja odgovara vrednosti napona pri kojem dolazi do izvijanja, što obavezuje iterativan proračun nosivosti elementa:

1. Pretpostavi se granična vrednost napona na fleksiono izvijanje  $\sigma = \sigma_u$ ;
2. Za tako pretpostavljenu vrednost napona sračuna se vrednost tangentnog modula prema izrazu 2.113;
3. Prema izrazu 2.112 sračuna se napon  $\sigma_n$ ;
4. Ponavlja se postupak sve dok se ne dobiju približne vrednosti napona u koraku 1 i 3.

Za poznatu vrednost napona pri fleksionom izvijanju  $\sigma_n$ , primenjujući koncept efektivne širine određuje se odgovarajuća efektivna površina poprečnog preseka, u funkciji efektivne širine  $b_{eff}$ :

$$\bar{\lambda}_p = \frac{1.052 b}{\sqrt{k_\sigma} t} \sqrt{\frac{\sigma_n}{E}} \quad 2.114$$

$$\rho = \frac{1 - 0.22 / \bar{\lambda}_p}{\bar{\lambda}_p} \quad 2.115$$

$$b_{eff} = \rho b \quad 2.116$$

Konačno, nominalna vrednost granične sile na fleksiono izvijanje određuje se kao proizvod graničnog napona  $\sigma_n$  i odgovarajuće (efektivne) površine poprečnog preseka  $A$ :

$$N_{c,u} = A \sigma_u \quad 2.117$$

U slučaju višedelnih elemenata sa blisko postavljenim samostalnim elementima, američki standard za hladnooblikovane ugljenične čelike, AISI S100-

2007 [5] daje sledeću preporuku: pri kontroli nosivosti elementa na fleksiono izvijanje oko ose koja leži u ravni spoja samostalnih elemenata treba koristiti izraz za ekvivalentnu vitkost višedelnog preseka:

$$\lambda_{eq} = \sqrt{\left(\frac{kL}{i}\right)^2 + \left(\frac{a}{i_1}\right)^2} \quad 2.118$$

gde su:

- $a$     rastojanje između spojeva samostalnih elementa,
- $i$      poluprečnik inercije višedelnog poprečnog preseka za referentnu osu izvijanja,
- $i_1$     poluprečnik inercije poprečnog preseka samostalnog elementa oko ose koja je paralelna sa referentnom osom višedelnog preseka.

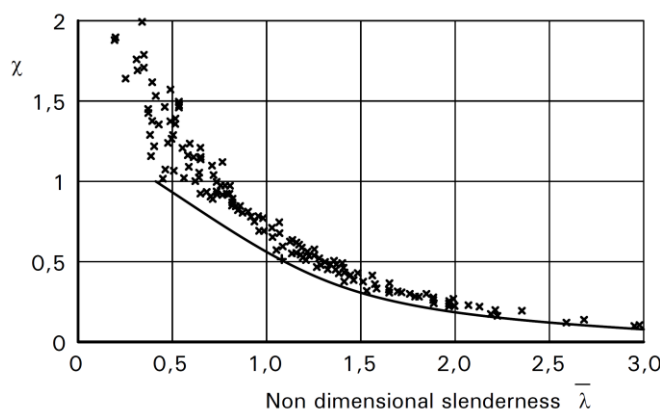
U standardu se takođe navode sledeća pravila za konstruisanje spojeva samostalnih elemenata:

- Međusoban razmak između zavrtnjeva ili šavova treba da bude ograničen tako da vitkost samostalnog elementa ( $a/i_1$ ) ne prekoračuje polovinu globalne vitkosti elementa u referentnoj ravani izvijanja.
- Samostalni elementi na krajevima treba da budu povezani tako da dužina šava bude najmanje jednaka maksimalnoj širini preseka elementa, ili da podužni razmak između zavrtnjeva ne bude veći od  $4d$ , gde je  $d$  prečnik rupe na dužini koja nije manja od 1.5 puta maksimalna širina preseka.
- Šavovi ili zavrtnjevi kojima je ostvarena veza samostalnih elemenata na bilo kom mestu duž elementa, treba da prenesu 2.5% od nominalne vrednosti nosivosti višedelnog preseka na dejstvo normalne sile.

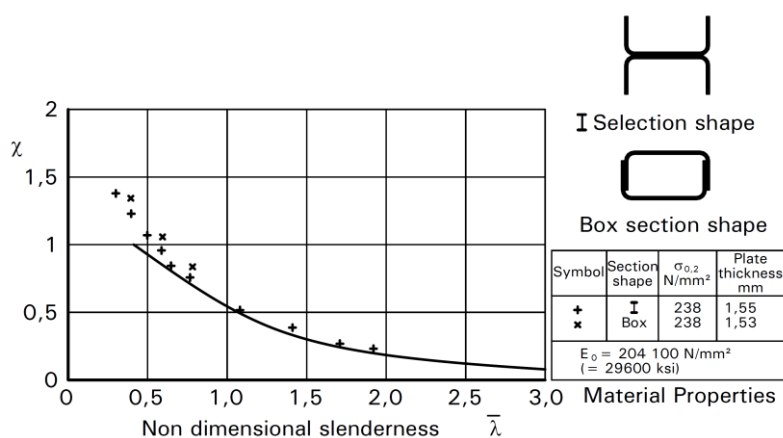
## 2.11 Pregled dosadašnjih eksperimentalnih ispitivanja

Najranija ali i najobimnija ispitivanja stabilnosti elemenata od nerđajućeg čelika izveli su 1955. godine Hammer i Petersen [58]. Ispitano je oko 200 uzoraka od austenitnog čelika 1.4310 različitih mehaničkih svojstava (žaren i ojačan postupcima hladne deformacije). Elementi su zatvorenog poprečnog preseka koji je formiran od dva hladnooblikovana šesirasta profila međusobno povezana

šavovima i projektovana tako da ne dođe do njihovog izbočavanja. Vitkost elemenata je u opsegu od 15 do 120. Na slici 2.10 su prikazani dobijeni rezultati u odnosu na krivu izvijanja C i graničnu vitkost od 0.4. Slika je preuzeta iz Priručnika za proračun konstrukcija od nerđajućeg čelika – Euro Inox [11]. Uočava se značajna konzervativnost u interpretaciji rezultata ovom krivom.



**Slika 2.10** Verifikacija rezultata ispitivanja u odnosu na krivu izvijanja C i  $\lambda_0 = 0.4$   
(Hammer i Petersen, 1955. god.)

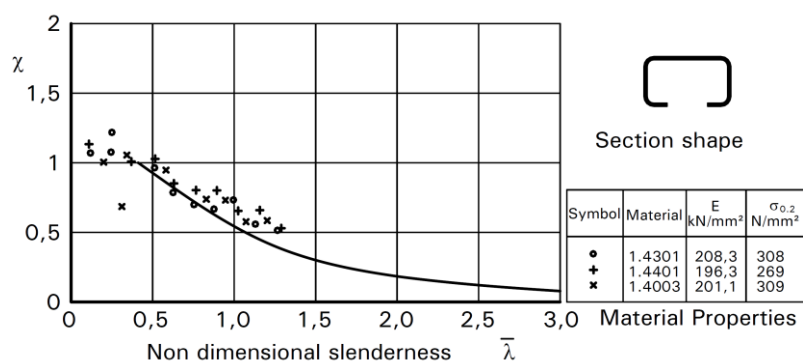


**Slika 2.11** Verifikacija rezultata ispitivanja u odnosu na krivu izvijanja C i  $\lambda_0 = 0.4$   
(Johnson i Winter, 1966)

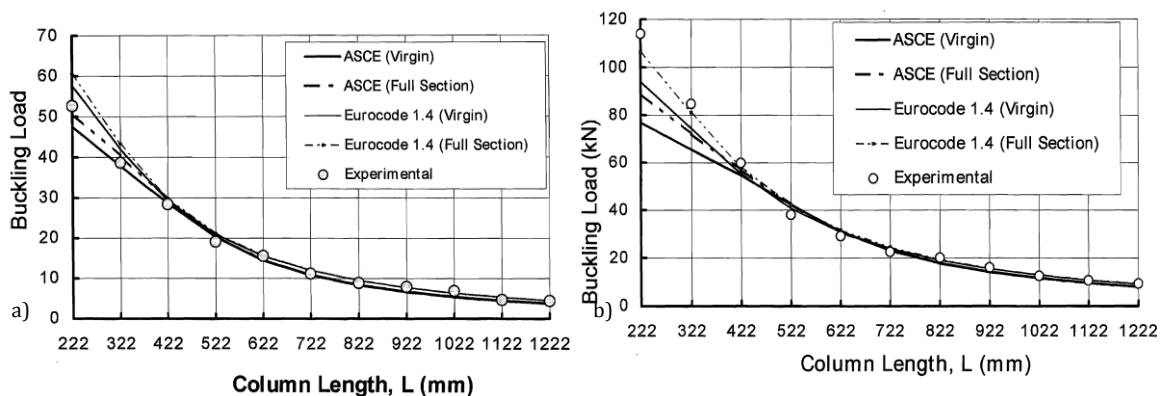
Johnson i Winter [59] (1966) ispituju ponašanje stubova i greda od austenitnog nerđajućeg čelika 1.4301. Uzorci su formirani kontinualnim spajanjem elemenata C preseka, bez ivičnih prevoja, u I presek i alternativno u sandučast presek. Pravilnim izborom preseka sprečena je pojava izbočavanja. Opseg vitkosti je od 28 do 177. Analizom dobijenih rezultata, autori su potvrdili primenu teorije tangentnog modula u proračunu nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje.

Interpetacija rezultata krivom izvijanja C i graničnom vitkošću 0.4 prikazana je na slici 2.11 [11].

Dve decenije kasnije su intezivirana istraživanja u ovoj oblasti. Coetzee i dr. [60] (1990) ispituju uzorke od hladnooblikovanih profila C preseka sa ivičnim prevojima, čija je vitkost u opsegu od 10 do 104. Ispitivanja su obuhvatila grupu od austenitnog čelika 1.4301 i 1.4401 i feritnog nerđajućeg čelika 1.4003. Prikaz rezultata u odnosu na krivu C i  $\lambda_0 = 0.4$  dat je na slici [11].



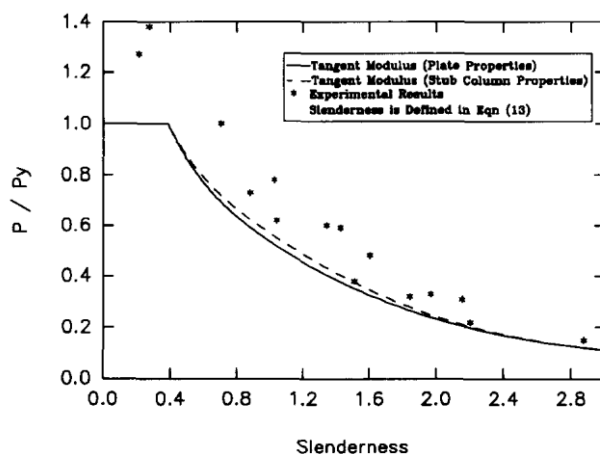
**Slika 2.12** Verifikacija rezultata ispitivanja u odnosu na krivu izvijanja C i  $\lambda_0 = 0.4$  (Coetzee, van den Berg, van der Merwe, 1990)



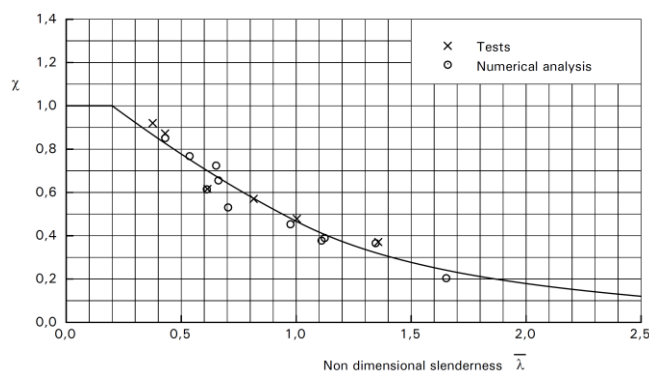
**Slika 2.13** Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje (Rhodes, Macdonald, McNiff, 2000)

Rhodes, Macdonald i McNiff [61] (2000) ispituju hladnooblikovane elemente različitih dužina. Poprečni presek je C profil sa ivičnim prevojima, debljine zida 2.5 mm i 3 mm. Osnovni materijal je austenitni čelik 1.4301. Rezultati ispitivanja ilustrovani su na slici 2.13a (za presek nominalnih dimenzija 28x15x7.5x2.5 mm), odnosno 2.13b (za presek nominalnih dimenzija 38x18x10x3 mm).

Bredenkamp i van den Berg [62] ispituju stabilnost zavarenih elemenata I poprečnog preseka. Osnovni maerijal je feritini nerđajući čelik 1.4003. Ispitane su dve grupe nominalnih dimenzija 140x70 mm i 180x90 mm. Dužina uzoraka je u opsegu od 878 mm do 3580 mm. Rezultati ispitivanja prikazani su na slici 2.14.



**Slika 2.14** Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje (Bredenkamp i van den Berg, 1995)

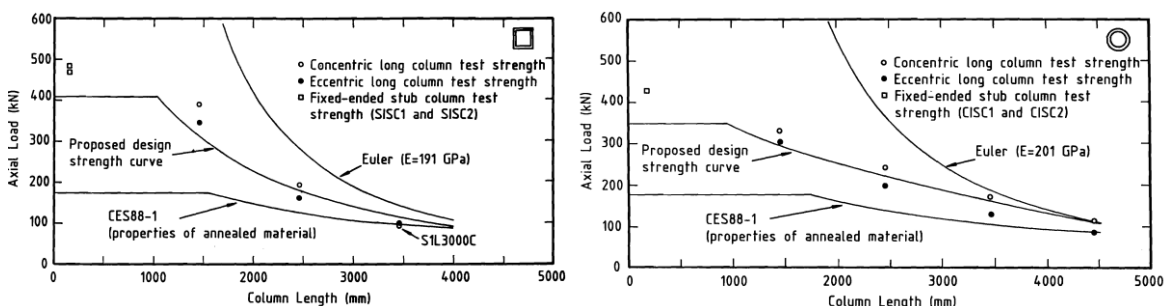


**Slika 2.15** Verifikacija rezultata ispitivanja u odnosu na krivu izvijanja  $D$  i  $\lambda_0 = 0.2$  (Talja, Stangenberg 1997, 2000)

Talja [63] i Stangenberg [64] u okviru istraživačkog projekta ECSC-a sprovode eksperimentalne i numeričke analize nosivosti na fleksiono izvijanje zavarenih elemenata I preseka dimenzija 160x80 mm i 160x160 mm. Osnovni materijal je austenitni 1.4301 i dupleks 1.4462 nerđajući čelik. Verifikacija rezultata nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje oko slabije ose sa krivom izvijanja  $D$  i graničnom vitkošću 0.2 prikazana je na slici 2.15 [11].

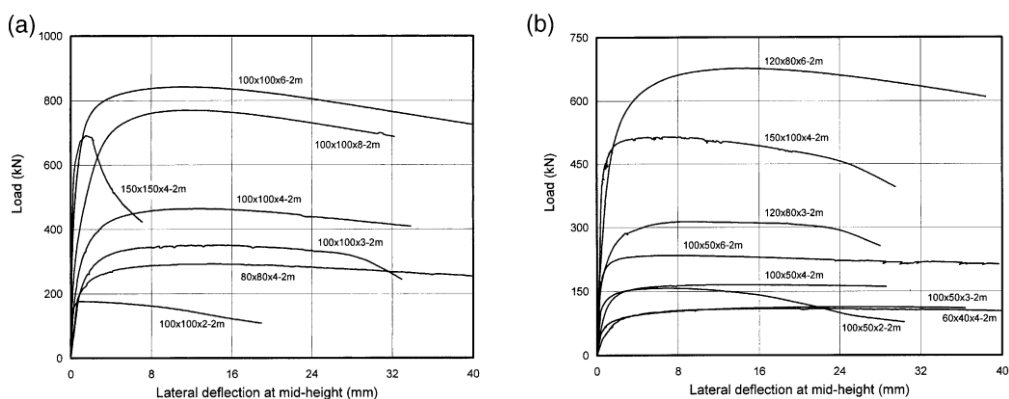
Rasmussen i Hancock [65] započinju ispitivanja na elementima od šupljih profila. Ispitano je osam elemenata šupljih profila kvadratnog preseka 80x80x3

mm i deset elemenata kružnog preseka 101.6x2.85 mm. Osnovni materijal je austenitni čelik 1.4307. Rezultati ispitivanja prikazani su na slici 2.16.



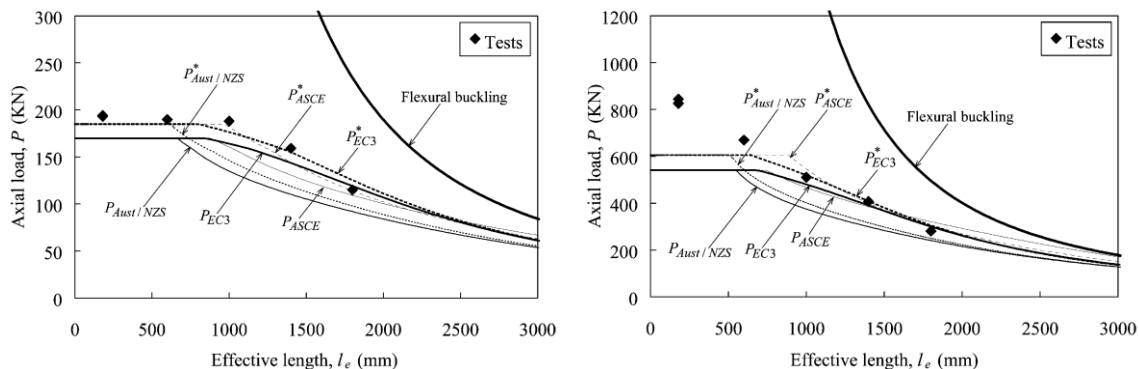
**Slika 2.16** Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje (Rasmussen i Hancock, 1990)

Gardner i Nethercot [66] 2004. godine ispituju nosivost hladnooblikovanih šupljih profila kvadratnog i pravougaonog preseka pri fleksionom izvijanju. Osnovni materijal je austenitni nerđajući čelik 1.4301. Rezultati su prikazani na slici 2.17.



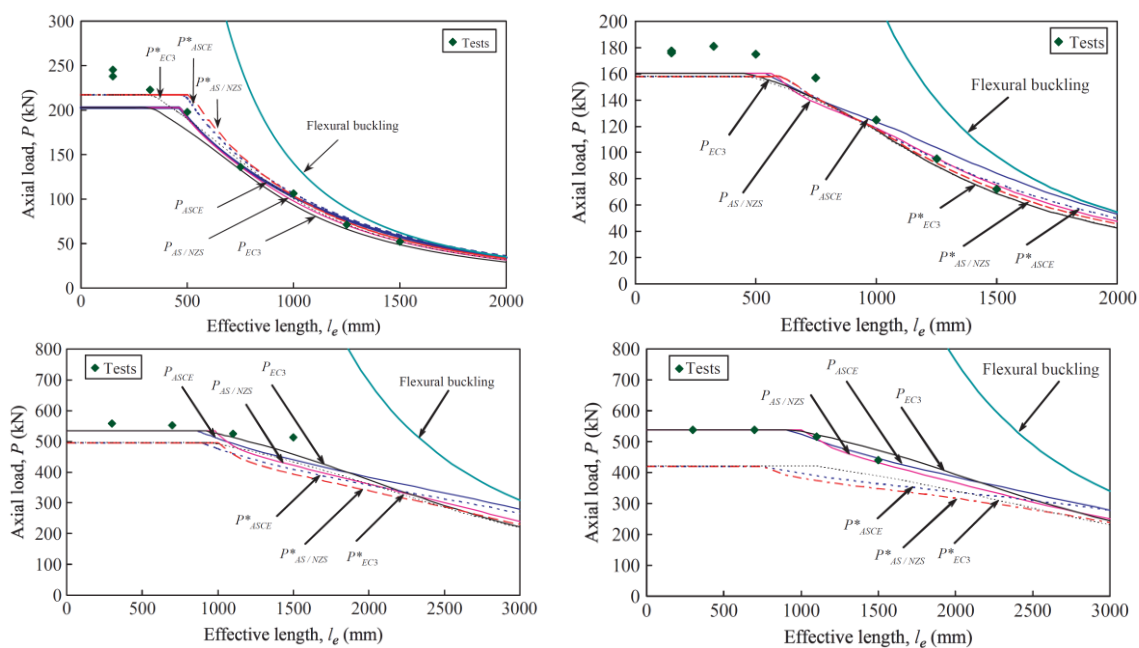
**Slika 2.17** Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje (Gardner i Nethercot, 2004)

Liu i Young [67] analiziraju stabilnost hladnooblikovanih profila kvadratnog preseka nominalnih dimenzija 70x70 mm. Debljina zida preseka je 2 mm (serija 1) i 5 mm (serija 2). Dužina uzoraka je u opsegu od 360 mm do 3000 mm. Osnovni materijal je austenitni čelik 1.4301. Krajevi uzoraka su zavareni za ležišne ploče prese. Rezultati ispitivanja za obe serije prikazani su na slici 2.18.



**Slika 2.18** Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje (Liu i Young, 2003)

Young i Wing-Man Lui [68] ispituju nosivost elemenata od šupljih profila kvadratnog i pravougaonog preseka, nominalnih dimenzija 40x40x2 mm, 50x50x1.5 mm, odnosno 140x80x3 mm i 160x80x3 mm. Dužina uzoraka je u opsegu od 300 mm do 3000 mm. Osnovni materijal je dupleks nerđajući čelik visoke čvrstoće ( $f_{0.2} = 750$  MPa,  $f_u = 850$  MPa). Na slici 2.19 su prikazani rezultati ispitivanja.

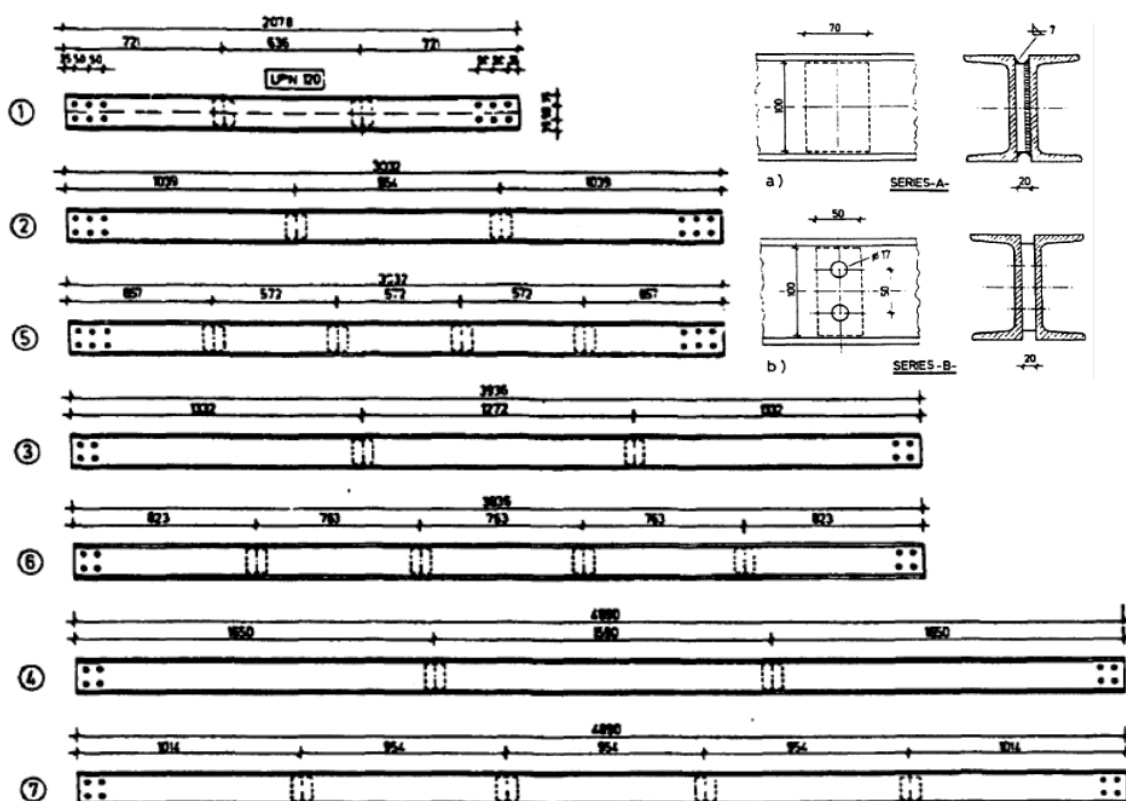


**Slika 2.19** Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje (Young, Wing-Man Lui, 2006)

Što se tiče nosivosti hladnooblikovanih elemenata višedelnog preseka sa blisko postavljenim samostalnim elementima od nerđajućeg čelika, ako se izuzmu

ekvivalentna ispitivanja kod ugljeničnog čelika, nema dostupnih rezultata eksperimentalnih istraživanja. Ovde će se citirati dva značajna istraživanja čiji su rezultati inkorporirani u odgovarajuću tehničku regulativu.

Zandonini [69] 1985. godine sprovodi seriju opsežnih ispitivanja nosivosti elemenata višedelnog preseka koji su formirani od dva U profila “leđa u leđa”. Profili su međusobno diskontinualno povezani veznim limovima, postavljenim u ravni rebra, pomoću “rukom pritegnutih” zavrtnjeva (*snug-tight bolted*) i šavova. Veza na krajevima kod svih elemenata ostvarena je prednapregnutim zavrtnjevima. Profili su međusobno povezani u trećinama i petinama raspona. Dužina elemenata je u opsegu od 2349 mm do 5032 mm. Slika 2.20 ilustruje dispoziciju ispitanih uzorka. Rezultat koji je dobio Zandonini analiziran je u okviru šetog poglavlja ovog rada, u kontekstu analize dobijenih rezultata sopstvenog eksperimentalnog i numeričkog istraživanja.

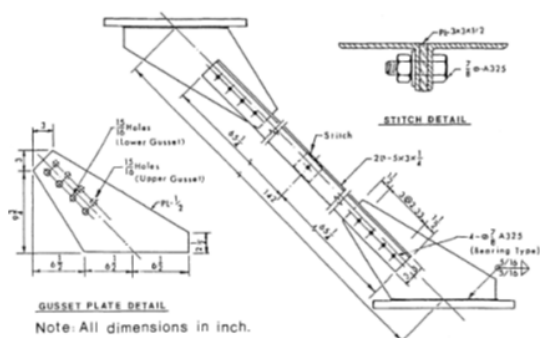


Slika 2.20 Dispozicija ispitanih uzoraka (Zandonini, 1985)

Astaneh, Goel i Hanson [70], Aslani i Goel [71] kroz opsežan eksperiment analiziraju uticaj elemenata ispune u okviru vertikalnog čeličnog sprega usled dejstva cikličnog, kvazi-statičkog opterećenja. Elementi ispune su formirani od dva



“leđa u leđa” L profila koji su međusobno povezani zavrtnjevima (obični i prednapregnuti) i šavovima (slika 2.21). Spojevi su u trećinama i polovinama raspona. Rezultat koji je proizašao u okviru ovog ispitivanja, takođe je analiziran u okviru šestog poglavlja ovog rada.



Specimen (1)	Section <sup>a</sup> (2)	Condition (3)	Stitches (4)	$a/r_z$ (5)	$K$ (6)	$L/r_y$ (7)
AB 2	2L-5×3×¼	Snug-tight bolts	1	98	0.94	114
AB 4	2L-3×2×½	Snug-tight bolts	2	79	0.88	143
AB 6	2L-3×2×½	Slip critical bolted joints	2	79	0.88	143
AW 8	2L-3½×2½×¼	Welded	2	71	0.90	110
AW 10	2L-3×2×½	Welded	2	99	0.81	151
AW 12	2L-2½×1½×5/16	Welded	2	132	0.80	186
AW 14	2L-3½×2½×½	Welded	2	74	0.86	110
AW 16	2L-3½×2½×½	Welded	2	76	0.82	110
AW 18	2L-2½×1½×¼	Welded	2	130	0.80	189

**Slika 2.21** Dispozicija ispitanih uzoraka (Astaneh, Goel i Hanson, 1985)

Na osnovu izložene hronologije ispitivanja u proteklom periodu, može se zaključiti da je broj ali i različitost ispitivanja nosivosti elemenata od nerđajućeg čelika na fleksiono izvijanje u značajnom disparitetu u odnosu na grupaciju elemenata od ugljeničnog čelika. Zbog toga je, u cilju unapređenja postojeće tehničke regulative, neophodno intezivirati eksperimentalne i numeričke analize u ovoj oblasti.

## **3 Sopstvena eksperimentalna ispitivanja**

### **3.1 Program eksperimentalnog ispitivanja**

U cilju dobijanja relevantnih podataka koji su neophodni u analizi ponašanja pritisnutih elemenata višedelnog preseka od nerđajućeg čelika, sprovedena su opsežna eksperimentalna ispitivanja na preko 60 različitih vrsta uzoraka. Ispitivanje je podeljeno u tri celine:

- ispitivanje mehaničkih svojstava materijala,
- ispitivanje kratkog stuba pri pritisku,
- ispitivanje nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje.

Cilj prvog dela ispitivanja je upoznavanje sa osnovnim specifičnostima nelinearnog ponašanja materijala. U nameri da se utvrdi nivo asimetrije i anizotropije materijala, ispitivanjem su obuhvaćeni standardan test na zatezanje i pritisak podužno i poprečno orjentisanih epruveta. Uticaj hladnog oblikovanja na poboljšanje mehaničkih svojstava materijala je analiziran ispitivanjem epruveta, koje su uzete iz gotovog profila, pri zatezanju. Na osnovu dobijenih rezultata formirani su i kalibrisani materijalni modeli u numeričkoj analizi.

Ispitivanjem kratkog stuba na pritisak dobijeni su podaci o deformacionom kapacitetu i nosivosti poprečnog preseka i omogućena analiza klase poprečnog preseka uzoraka.

Cilj trećeg dela ispitivanja je utvrđivanje nosivosti pritisnutog elementa višedelnog preseka usled uticaja niza parametara kao što su: početne imperfekcije elemenata - geometrijske imperfekcije i zaostali naponi, vitkost elementa oko nematerijalne ose, vitkost samostalnog elementa u ravni višedelnog preseka i način konstruisanja spojeva samostalnih elemenata u okviru višedelnog preseka.

### **3.2 Statističko vrednovanje rezultata ispitivanja**

Statistička obrada podataka koji su dobijeni eksperimentalnim ispitivanjem izvršena je prema preporukama koje su date u Prilogu D standarda EN 1990:2002 [72], i alternativno prema Prilogu A, EN 1993-1-3 [12].

Prema standardu EN 1990:2002 [72] minimalan broj ispitnih uzoraka je tri. Karakteristična vrednost rezultata ispitivanja  $R_k$  određuje se prema sledećem izrazu:

$$R_k = m_x(1 - k_n V_x) \quad 3.1$$

gde su:

$m_x$  srednja vrednost pojedinačnih rezultata ispitanih uzoraka,

$k_n$  koeficijent koji se određuje prema tabeli D1 [72] i koji zavisi od broja ispitanih uzoraka; za tri uzorka vrednost koeficijenta je 3.37, a za četiri 2.63,

$s_x$  standardna devijacija,

$V_x$  koeficijent varijacije koji predstavlja odnos standardne devijacije  $s_x$  i srednje vrednosti  $m_x$ .

Prema standardu EN 1993-1-3 [12], za familiju od bar 4 ispitivanja, karakteristična vrednost rezultata ispitivanja  $R_k$  određuje se prema izrazu:

$$R_k = R_m - ks \quad 3.2$$

gde su:

$R_m$  srednja vrednost rezultata ispitivanja,

$s$  standardna devijacija,

$k$  koeficijent koji se određuje prema tabeli A2 [12], a koji zavisi od broja ispitanih uzoraka (za četiri uzorka vrednos koeficijenta iznosi 2.63).

Za familiju od dva ili tri ispitivanja, ukoliko je svaki rezultat ispitivanja u granicama od  $\pm 10\%$  u odnosu na srednju vrednost  $R_m$ , karakteristična vrednost  $R_k$  se određuje prema izrazu:

$$R_k = \eta_k R_m \quad 3.3$$

gde vrednost koeficijenta  $\eta_k$ , u slučaju otkaza usled globalne nestabilnosti, ima vrednost 0.7, a 0.9 ukoliko do otkaza dolazi plastifikacijom preseka.

### 3.3 Mehanička svojstva materijala

Osnovni čelični materijal od kojeg su izrađeni svi uzorci je hladno valjani nerđajući čelik, austenitne mikrostrukture, sa oznakom 1.4301 (X5CrNi18-10), ThyssenKrupp Nirosta. Ovaj materijal objedinjuje sve specifičnosti nerđajućeg čelika, zbog čega je njegova primena u građevinarstvu dominantna u odnosu na ostale vrste austenitnih čelika. Ova činjenica je opredelila izbor ove vrste čelika u okviru istraživanja. Osnovne karakteristike materijala: dimenzije čelične trake, hemijski sastav, mehanička svojstva, opis proizvodnog procesa i nivo obrade površine, saglasno standardu EN 10088-2 [1] i atestu proizvođača (*mill certificate*), prikazane su redom u tabelama 3.1, 3.2, 3.3 i 3.4.

**Tabela 3.1** Oznaka čelika i dimenzije trake

Oznaka čelika	Numerička oznaka	Debljina t (mm)	Širina x Dužina (mm)
X5CrNi18-10	1.4301	4.0	1501 x 3002

**Tabela 3.2** Hemijski sastav materijala prema atestu proizvođača

Učešće	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	N
%	0.038	0.37	1.27	0.031	0.002	18.01	8.01	0.062

**Tabela 3.3** Mehanička svojstva materijala za poprečni pravac valjanja na sobnoj temperaturi prema EN 10088-2 i atestu proizvođača

	Debljina lima	$f_{0.2}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{1.0}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	$A_5$ (%)
EN 10088-2	≤ 8 mm	≥ 230	≥ 260	540 - 750	≥ 45
Atest proizvođača	4 mm	329	364	634	58.7

$f_{0.2}$  konvencionalna granica razvlačenja,

$\sigma_{1.0}$  vrednost napona koja odgovara trajnoj plastičnoj dilataciji od 1.0%,

$f_u$  čvrstoća pri zatezanju,

$A_5$  izduženje pri lomu za standardnu dužinu merenja od  $5.65\sqrt{A_c}$  gde je  $A_c$  površina poprečnog preseka epruvete.

**Tabela 3.4** Oblik proizvodnog procesa i završna obrada površine

Oznaka	Proces proizvodnje	Obrada površine	Napomena
2B (3C)	Hladno valjan, termički obrađen, podvrgnut žarenju na temperaturi od 1050°C, površinski valjan (skin passed).	Glatka	Dobra otpornost na koroziju, glatka i ravna površina. Namenjen za dalju obradu. Površinskim valjanjem moguća je nivelacija postojećih naprezanja.

Eksperimentalno ispitivanje svojstava osnovnog materijala izvršeno je u Laboratoriji za metale Tehnološko-metalurškog fakulteta Univerziteta u Beogradu. Ispitane su dve serije od ukupno 24 epruvete. Prva serija je obuhvatila ispitivanje epruveta uzetih iz osnovnog čeličnog materijala lima (trake), dok se druga odnosi na ispitivanje epruveta uzetih iz finalnog, hladnooblikovanog (presovanog) profila. U cilju sagledavanja nivoa asimetrije i anizotropije materijala, epruvete su ispitane pri zatezanju i pritisku, sa orijentacijom u pravcu valjanja i upravno na pravac valjanja osnovnog materijala.

Sva ispitivanja su sprovedena u servo-hidrauličkoj kidalici "Instron - 1332", kapaciteta  $\pm 100$  kN (slika 3.1). Epruvete su stezane hidrauličkim čeljustima što je omogućilo pouzdano unošenje aksijalne sile bez mogućnosti proklizavanja tokom ispitivanja. Izduženje radnog dela epruvete, sa početnom mernom dužinom  $L_0$  od 50 mm, je praćeno digitalnim ekstenzometrom čiji je opseg merenja do 100%. Nominalne dimenzije epruveta kao i način ispitivanja usaglašen je sa odredbama datim u standardu EN 10002-1 [73]. Brzina prirasta dilatacija u ispitivanju pri zatezanju iznosila je 0.001/s, a u ispitivanju pri pritisku 0.0005/s.



**Slika 3.1** Servo-hidraulička kidalica "Instron - 1332"

Ispitivanjem su dobijene nominalne krive napon-dilatacija i utvrđena osnovna mehanička svojstva materijala: granica proporcionalnosti  $\sigma_{0.01}$ , konvencionalna granica razvlačenja  $f_{0.2}$ , vrednost napona  $\sigma_{1.0}$  koja odgovara trajnoj plastičnoj

dilataciji od 1.0%, čvrstoća pri zatezanju  $f_u$ , dilatacija koja odgovara lomu epruvete  $\varepsilon_f$ , kao i vrednost modula elastičnosti  $E$ . Treba napomenuti da standard EN 10002-1 [73] ne daje jasne smernice u pogledu određivanja modula elastičnosti  $E$ . Kod nerđajućih čelika se, zbog relativno "kratke dužine" početnog, elastičnog dela krive, odnosno niske vrednosti napona na granici proporcionalnosti, mogu javiti teškoće u određivanju ove veličine. Nepouzdanost i rasipanje početnih podataka merenja i eventualna ekscentričnost u položaju epruvete u uređaju (savijanje epruvete), mogu značajno uticati na tačnost modula elastičnosti. Ove nepouzdanosti se najčešće javljaju u ispitivanju zakrivljenih (ugaonih) epruveta. Lord i Morrell [74] preporučuju primenu mernih traka postavljenih na obe strane epruvete ili savremenih uređaja sa dva ekstenzometra koji vrše osrednjavanje obostrano merenih dilatacija čime se omogućava preciznost merenja. Afshan i dr. [75] u svom radu predlažu metodu merenja modula elastičnosti kod nerđajućeg čelika koja uključuje primenu linearne regresije u odgovarajućem opsegu eksperimentalnih podataka u početnom delu krive, a koja se ogleda u sledećem:

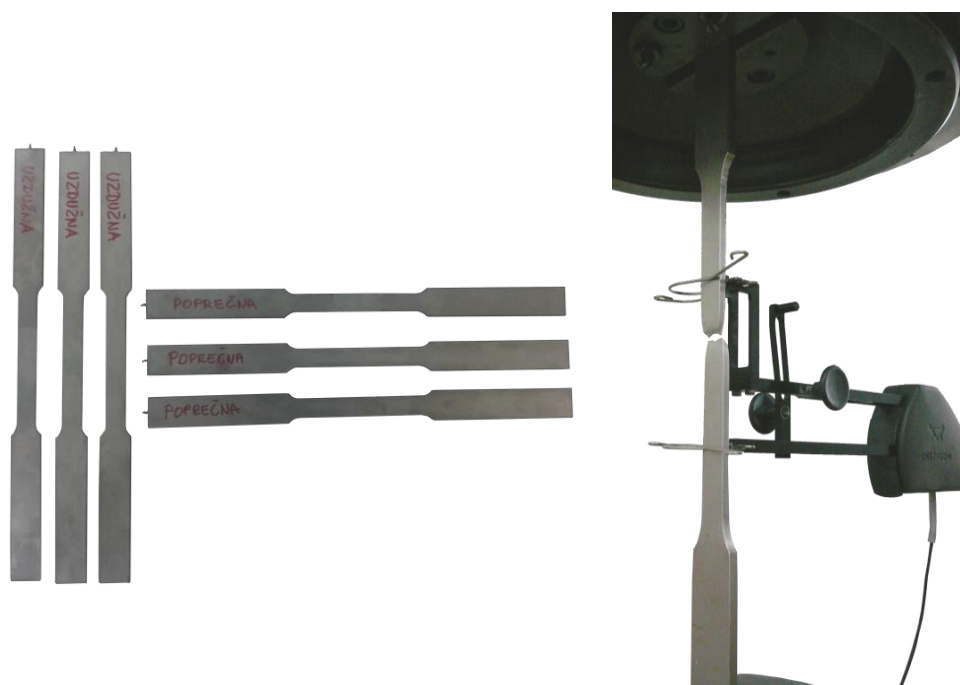
1. Pretpostaviti početnu vrednost modula elastičnosti od 200000 MPa.
2. Za pretpostavljeni nagib početnog dela krive, odrediti konvencionalnu granicu razvlačenja  $f_{0.2}$ .
3. Za svaku tačku u početnom delu krive definisati sekantni modul elastičnosti.
4. Definirati opseg podataka u početnom delu krive; za gornju granicu uzeti vrednost od  $0.3f_{0.2}$ , a za donju – tačku za koju je odnos dva uzastopna sekantna modula manji od 80 %.
5. U definisanom opsegu primeniti regresionu linearnu metodu najmanjih kvadrata.
6. Nagib ovako dobijene linije predstavlja modul elastičnosti.
7. Ponoviti postupak sve dok razlika modula elastičnosti u koraku 6 i koraku 1 ne bude manja od 1%.

U cilju verifikacije eksperimentalno dobijenih krivih analitičkim modelima materijala koji su zasnovani na modifikaciji Ramberg–Osgood-ovog modela [14] (Mirambell i Real [20], Rasmussen [21], Gardner i Nethercot [22]) određene su

vrednosti koeficijenta nelinearnosti: koeficijenta  $n$  koji važi u opsegu napona manjih od  $f_{0.2}$  i koeficijenta  $n_{0.2,1.0}$  i  $n_{0.2,u}$  koji važe u opsegu napona većih od konvencionalne granice razvlačenja  $f_{0.2}$ . Vrednosti koeficijenta  $n$  i  $n_{0.2,u}$  određene su prema jednačinama 2.16 i 2.19 koje su date u drugom poglavlju ovog rada, dok su vrednosti koeficijenta nelinearnosti  $n_{0.2,1.0}$ , određene primenom regresione analize u oblasti dilatacija  $\epsilon_{0.2}-\epsilon_{1.0}$ .

### 3.3.1 Ispitivanje pri zatezanju ravnih epruveta iz osnovnog materijala lima

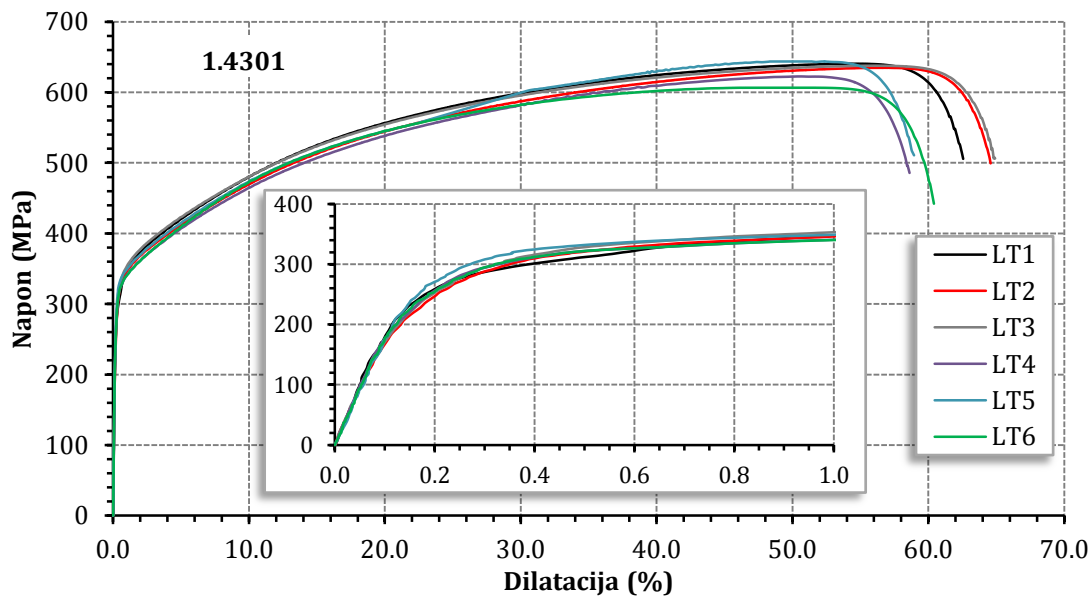
Ispitivanje na zatezanje, u okviru prve serije, sprovedeno je na 9 ravnih epruveta koje su uzete iz osnovnog materijala lima: 6 u pravcu valjanja, sa oznakom LT (*Longitudinal Tension*) i 3 epruvete upravno na pravac valjanja lima, sa oznakom TT (*Transverse Tension*). Nominalne dimenzije epruveta su 300x20 mm. Površina poprečnog preseka određena je na osnovu srednjih vrednosti debljina i širina, izmerenih digitalnim kljunastim merilom, u tri nasumično odabrana preseka duž ispitne (kontrakovane) zone epruvete. Slika 3.2 ilustruje epruvete pre i u toku ispitivanja.



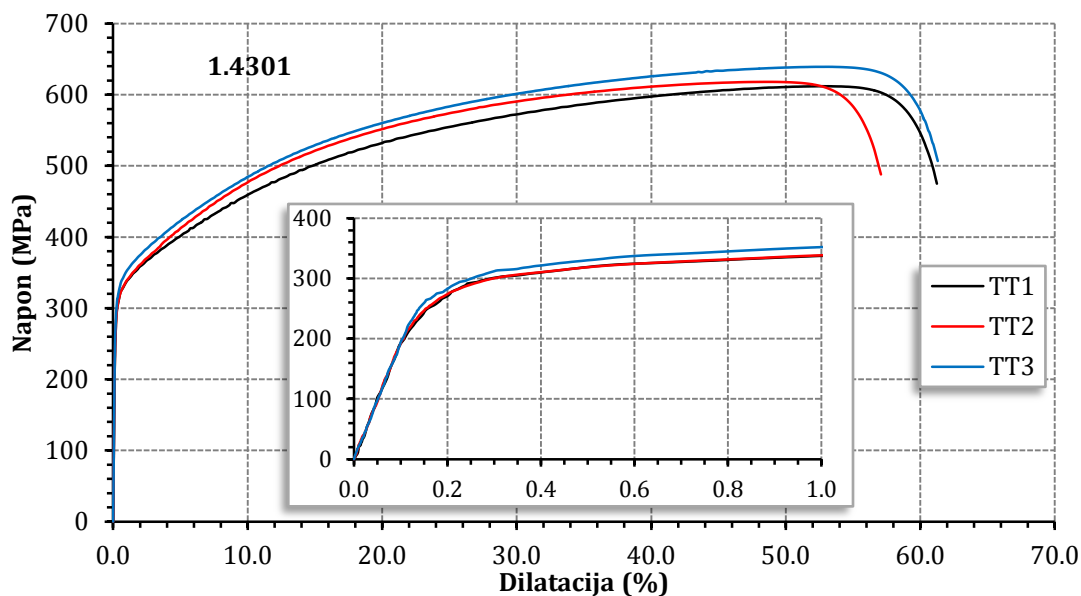
**Slika 3.2** Ispitivanje mehaničkih svojstava materijala pri zatezanju

Nominalne krive napon-dilatacija u celom opsegu dilatacija i početnom delu, u oblasti malih dilatacija, koje su dobijene ispitivanjem, prikazane su na slikama 3.3 i

3.4. Rezultati ispitivanja za svaki pojedinačni uzorak, i odgovarajuće srednje vrednosti, prezentovani su u tabelama 3.5 i 3.6, redom za podužni (LT) i poprečni pravac (TT).



**Slika 3.3** Krive napon-dilatacija u celom opsegu i početnom delu dilatacija dobijene ispitivanjem pri zatezanju za podužni pravac (LT)



**Slika 3.4** Krive napon-dilatacija u celom opsegu i početnom delu dilatacija dobijene ispitivanjem pri zatezanju za poprečni pravac (TT)



**Tabela 3.5** Mehanička svojstva osnovnog materijala dobijena ispitivanjem pri zatezanju za podužni pravac (LT)

	$f_{0.2}$	$\sigma_{0.01}$	$\sigma_{1.0}$	$f_u$	$E$	$\epsilon_f$	R-O koeficijenti		
	(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	(%)	$n$	$n_{0.2,1.0}$	$n_{0.2,u}$
<b>LT1</b>	296	181	354	641	201969	63	6.1	2.6	2.6
<b>LT2</b>	302	158	351	634	191860	65	4.6	2.3	2.7
<b>LT3</b>	310	170	351	638	189280	65	5.0	2.8	2.7
<b>LT4</b>	305	174	345	623	198900	59	5.3	2.2	2.7
<b>LT5</b>	323	215	354	644	182900	59	7.3	1.8	2.8
<b>LT6</b>	307	188	345	623	188300	60	6.1	2.2	2.7
<b>Sr.vrednost</b>	<b>307</b>	<b>181</b>	<b>350</b>	<b>634</b>	<b>192202</b>	<b>62</b>	<b>5.2</b>	<b>2.6</b>	<b>2.7</b>
$s_x$	9.1	19.6	4.1	9.1	7080.5	2.8	1.0	0.3	0.0
$V_x$ (%)	3.0	10.8	1.2	1.4	3.7	4.5	17.2	15.1	1.8

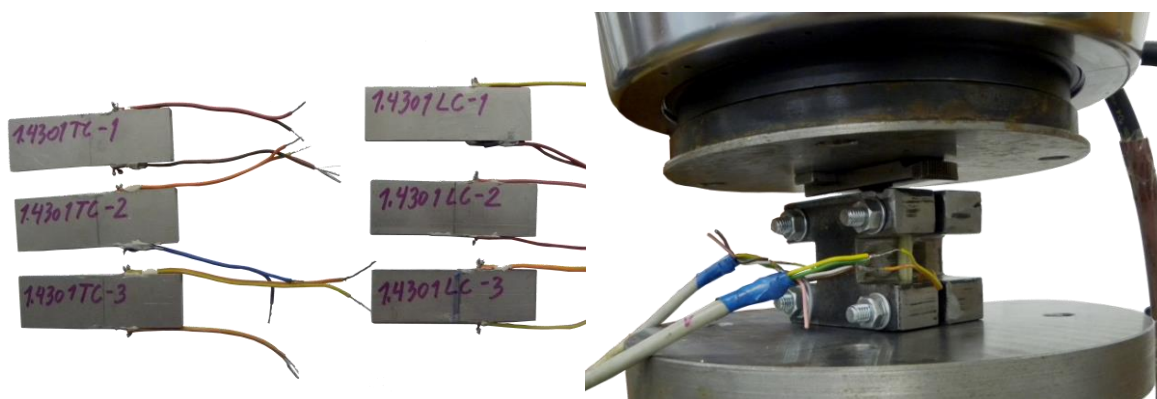
**Tabela 3.6** Mehanička svojstva osnovnog materijala dobijena ispitivanjem pri zatezanju za poprečni pravac (TT)

	$f_{0.2}$	$\sigma_{0.01}$	$\sigma_{1.0}$	$f_u$	$E$	$\epsilon_f$	R-O koeficijenti		
	(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	(%)	$n$	$n_{0.2,1.0}$	$n_{0.2,u}$
<b>TT1</b>	306	198	341	612	202740	61	6.9	1.8	2.8
<b>TT2</b>	308	223	341	618	191920	57	9.3	1.8	2.7
<b>TT3</b>	318	242	357	639	192780	61	11.0	2.0	2.7
<b>Sr. vrednost</b>	<b>311</b>	<b>221</b>	<b>347</b>	<b>623</b>	<b>195813</b>	<b>60</b>	<b>9.0</b>	<b>1.9</b>	<b>2.7</b>
$s_x$	6.4	22.1	8.9	14.3	6014.1	2.4	2.1	0.1	0.0
$V_x$ (%)	2.1	10.0	2.6	2.3	3.1	4.0	22.7	6.2	0.2

### 3.3.2 Ispitivanje ravnih epruveta iz osnovnog materijala lima pri pritisku

Fizičko-mehanička svojstva materijala, u ispitivanju na pritisak izmerena su na ukupno 6 epruveta, 3 za podužni pravac (pravac valjanja lima), sa oznakom LC (*Longitudinal Compression*) i tri za poprečni pravac, sa oznakom TC (*Transverse Compression*). Za potrebe ispitivanja konstruisan je specijalan mašinski alat (*bracing jig*) koji je prikazan na slici 3.5. Ovakvu metodu uspešno su, za potrebe sopstvenih istraživanja, koristili Rasmussen i Hancock [76], Gardner i Nethercot [27]. Epruvete su pravougaonog oblika, nominalnih dimenzija 20x63 mm. U

srednjoj dužini, sa svake strane po debljini epruvete, postavljene su elektronske merne trake opsega  $\pm 10$  mm, u cilju kontrolisanja centričnog unošenja sile pritiska u elemenat (slika 3.5). Epruvete su najpre premazane mašinskim uljem, postavljene u alat, a zatim stegnute ručnim pritezanjem zavrtnjeva. Na ovaj način sprečeno je izbočavanje epruvete oko slabije ose i omogućene poprečne deformacije usled Poasonovog efekta. Visina steznog uređaja je za oko 3 mm manja od visine epruvete kako bi se obezbedio mereni opseg dilatacija u toku ispitivanja od oko 2%.



**Slika 3.5** Ispitivanje mehaničkih svojstava materijala iz osnovne trake lima pri pritisku

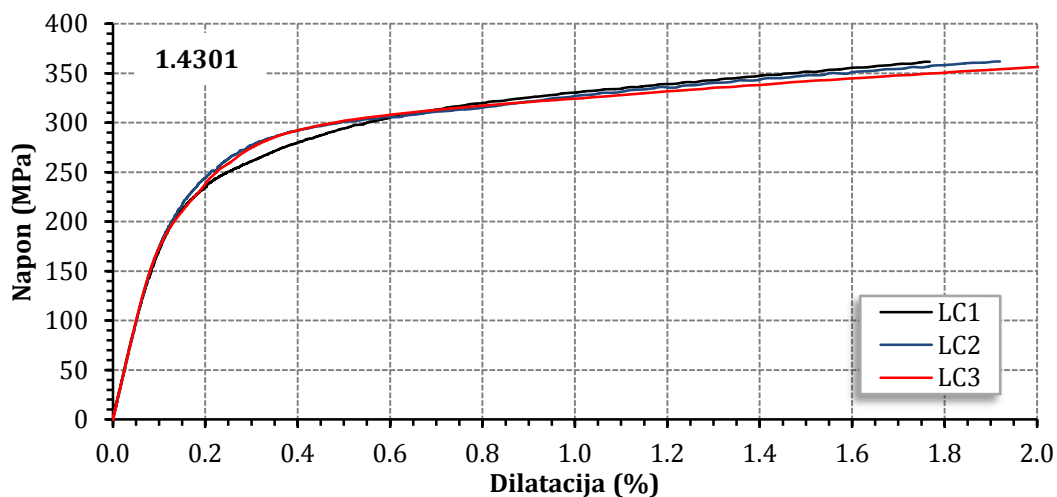
Rezultati ispitivanja sumirani su redom u tabelama 3.7 i 3.8 za podužni (LC) i poprečni (TC) pravac, a odgovarajuće nominalne krive napon-dilatacija prikazane su na slikama 3.6 i 3.7.

**Tabela 3.7** Mehanička svojstva osnovnog materijala dobijena ispitivanjem pri pritisku za podužni pravac (LC)

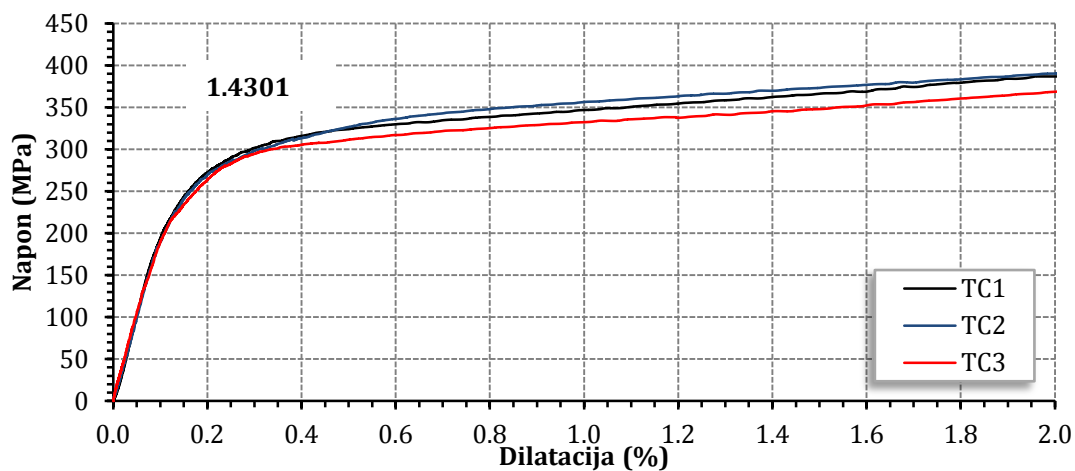
	$f_{0.2}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{0.01}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_{1.0}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	R-O koeficijenti	
					$n$	$n_{0.2,1.0}$
<b>LC1</b>	269	160	338	196700	5.8	2.0
<b>LC2</b>	285	170	336	197200	5.8	1.7
<b>LC3</b>	284	165	330	199100	5.5	2.0
<b>Sr. vrednost</b>	<b>279</b>	<b>165</b>	<b>334</b>	<b>197667</b>	<b>5.7</b>	<b>1.9</b>
<b>s<sub>x</sub></b>	8.8	4.8	3.8	1266.2	0.1	0.2
<b>V<sub>x</sub> (%)</b>	3.2	2.9	1.1	0.6	2.5	9.1

**Tabela 3.8** Mehanička svojstva osnovnog materijala dobijena ispitivanjem pri pritisku za poprečni pravac (TC)

	$f_{0.2}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{0.01}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{1.0}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	R-O koeficijenti	
					$n$	$n_{0.2,1.0}$
TC1	311	205	362	200400	7.2	1.5
TC2	308	201	363	197050	7.0	2.0
TC3	300	188	335	209000	6.4	2.0
<b>Sr. vrednost</b>	<b>306</b>	<b>198</b>	<b>353</b>	<b>202150</b>	<b>6.9</b>	<b>1.8</b>
$s_x$	5.7	8.9	15.7	6164.2	0.4	0.0
$V_x$ (%)	1.9	4.5	4.5	3.0	6.0	0.0



**Slika 3.6** Krive napon-dilatacija dobijene ispitivanjem pri pritisku za podužni pravac (LC)



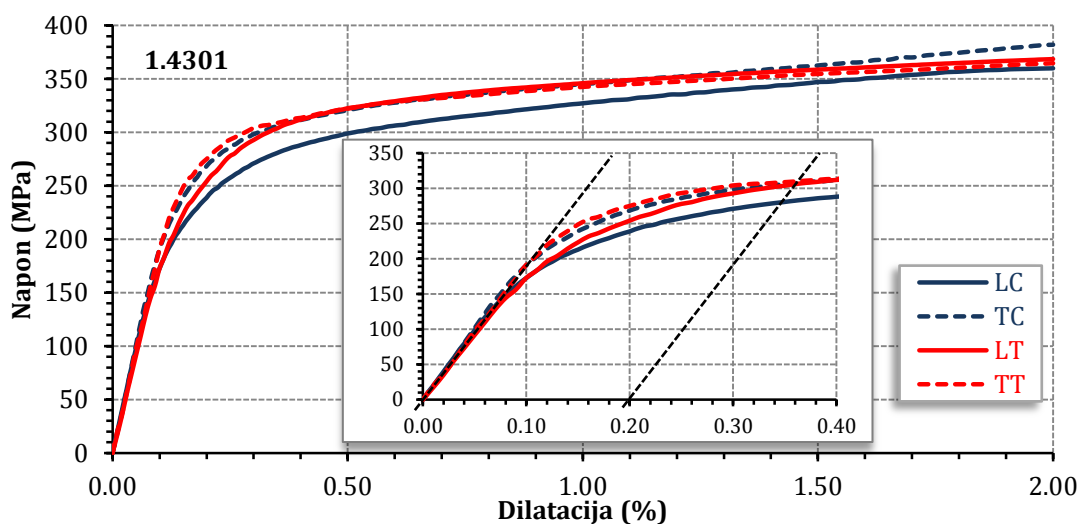
**Slika 3.7** Krive napon-dilatacija dobijene ispitivanjem pri pritisku za poprečni pravac (TC)

### 3.3.3 Analiza rezultata ispitivanja svojstava osnovnog materijala

U cilju analize dobijenih rezultata ispitivanja, u tabeli 3.9 su uporedno prikazane srednje vrednosti izmerenih mehaničkih svojstava osnovnog materijala, zajedno sa vrednostima koje su date atestom proizvođača. Slika 3.8 prezentuje odgovarajuće krive napon-dilatacija u oblasti dilatacija do 2%. Da bi se sagledao nivo asimetrije i anizotropije materijala, na slici 3.8 posebno naglašena oblast malih napreznja (do vrednosti konvencionalne granice razvlačenja).

**Tabela 3.9** Srednje vrednosti mehaničkih svojstava osnovnog materijala dobijene ispitivanjem pri zatezanju (T) i pritisku (C) za podužni (L) i poprečni pravac (T)

	$f_{0.2}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{0.01}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{1.0}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\epsilon_f$ (%)
LT	307	181	350	634	62
TT	311	221	347	623	60
LC	279	165	334	-	-
TC	306	198	353	-	-
Atest proizvođača (LT)	329	-	364	634	58.7



**Slika 3.8** Početni deo osrednjenih krivih napon-dilatacija dobijenih ispitivanjem pri zatezanju (T) i pritisku (C) za podužni (L) i poprečni pravac (T)

Analizom rezultata mogu se izvesti sledeći zaključci:

- Veza između napona i dilatacija je izrazito nelinearna. Krive su zaobljene, sa niskom vrednošću granice proporcionalnosti, bez jasno izražene granice razvlačenja i platoa plastičnosti i sa duktilnošću od preko 60%.
- Granica proporcionalnosti  $\sigma_{0.01}$  ima niže vrednosti za podužni pravac orijentacije i kreće se u opsegu od  $0.59f_{0.2}$  za podužni pravac do  $0.71f_{0.2}$  za poprečni pravac, kako u zatezanju, tako i u pritisku.
- Razlike u mehaničkim svojstvima materijala u neelastičnoj oblasti, nakon dostizanja konvencionalne granice razvlačenja, u ispitivanju pri zatezanju za oba pravca orijentacije i ispitivanju pri pritisku za poprečni pravac su manje od 2%.
- U ispitivanju pri zatezanju materijal pokazuje zanemarljiv nivo anizotropije, obzirom da su mehanička svojstva materijala, u celom opsegu dilatacija, za podužni i poprečni pravac ujednačena i bez velikog rasipanja.
- U ispitivanju pri pritisku, konvencionalna granica razvlačenja za poprečni pravac je za 9.68% veća u odnosu na podužni pravac, što ukazuje na nešto veću anizotropiju materijala.
- U ispitivanju pri pritisku materijal je pokazao nesimetrično ponašanje. Najniža mehanička svojstva su zabeležena u ispitivanju pri pritisku za podužni pravac orijentacije epruveta. Konvencionalna granica razvlačenja je oko 11% manja u odnosu na odgovarajuću vrednost pri zatezanju. Ovo odstupanje potvrđuje Bauschinger-ov efekat kod materijala kod kojeg usled istežanja (valjanja) dolazi do poboljšanja svojstava materijala pri zatezanju, što rezultira nižim vrednostima svojstava pri pritisku.
- Najveća vrednost koeficijenta varijacije  $V_x$  od 10.8% dobijena je za vrednost napona zatezanja  $\sigma_{0.01}$  koja odgovara trajnoj plastičnoj dilataciji od 0.01% (granica proporcionalnosti). Ova veličina koeficijenta varijacije se opravdava većim rasipanjem rezultata u početnoj fazi ispitivanja.
- Konvencionalna granica razvlačenja data atestom proizvođača je za oko 7% veća u odnosu na osrednjenu, izmerenu vrednost.

Prema mehaničkim svojstvima, ispitani osnovni materijal se može uporediti sa materijalom koji je prema američkom standardu SEI/ASCE 8-02 [4] klasifikovan kao austenitni čelik 304, ojačan u iznosu od 1/16 (1/16 *hard*), videti tabelu 3.10.

**Tabela 3.10** Mehaničkih svojstava ispitivanog osnovnog materijala 1.4301 i materijala 304 (1/16 hard) prema [4]

	Eksperiment 1.4301		SEI/ASCE 8-02 [4] 304 (1/16 hard)	
	$f_{0.2}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_{0.2}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_u$ (min. vrednost) (N/mm <sup>2</sup> )
LT	307	634	310.3	551.6
TT	311	623	310.3	
LC	279	-	282.7	
TC	306	-	310.3	

**Tabela 3.11** Vrednosti modula elastičnosti  $E$  određene ispitivanjem i prema evropskim [2], američkim [4] i australijskim [7] propisima za čelik 1.4301

E (N/mm <sup>2</sup> )	Test	EN 1993-1-4 [2]	SEI/ASCE 8-02 [4]	AS/NZS 4673 [7]
LT	192202	200000	195000	193000
TT	195813			
LC	197667			
TC	202150			

Elastični deo krive napon-dilatacija je neznatno “strmiji” pri ispitivanju na pritisak. Izmerene vrednosti modula elastičnosti su, takođe, nešto veće za poprečni pravac orijentacije, kako u zatezanju, tako i u pritisku. Tabela 3.11 poredi srednje vrednosti modula elastičnosti  $E$  sa vrednostima koje su date za austenitni nerđajući čelik u evropskim [2], američkim [4] i australijskim [7] propisima.

Vrednosti koeficijenta nelinearnosti  $n$ ,  $n_{0.2,1.0}$  i  $n_{0.2,u}$  variraju u zavisnosti od vrste naprežanja i pravca opterećenja, posebno u oblasti dilatacija manjih od  $\epsilon_{0.2}$  (tabela 3.12). Niža vrednost koeficijenta ukazuje na više zaobljen deo analizirane krive. Treba naglasiti da eksperimentalne vrednosti koeficijenta  $n$  odstupaju od vrednosti datih evropskim [2], američkim [4] i australijskim [7] propisima, ali da se i same standarizovane vrednosti ovog koeficijenta međusobno razlikuju (tabela

3.13). Ove razlike su verovatno posledica vrednosti granice proporcionalnosti, koja nije standardom definisana veličina, i za koju se najčešće uzima vrednost napona za koju trajna plastična dilatacija iznosi 0.01%. Osim toga, ovu vrednost je teško precizno odrediti zbog mogućih tehničkih grešaka u početnom delu ispitivanja. Standarizovane vrednosti koeficijenta nelinearnosti  $n$  date u tabeli 3.13, prema [4] odnose se na čelik 304-1/16 hard, dok vrednosti date prema [2] i [7] važe za termički obrađen (*annealed*) nerđajući čelik 1.4301 (304).

**Tabela 3.12** R-O koeficijenti nelinearnosti ispitanog osnovnog materijala

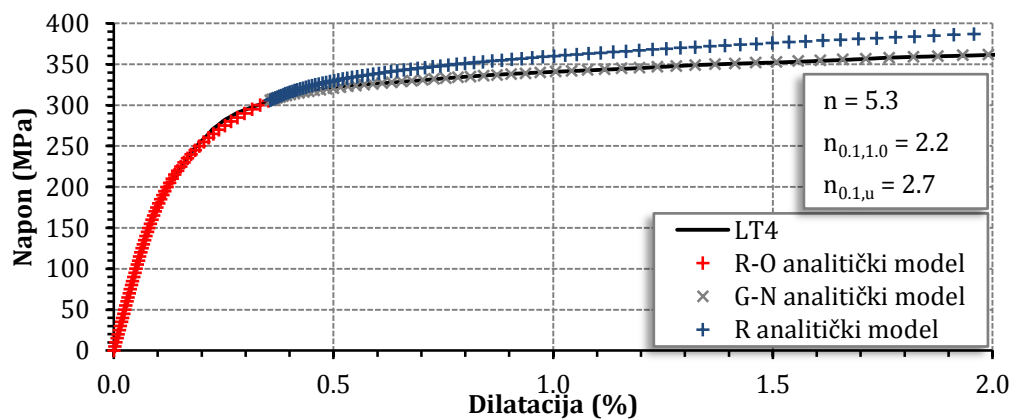
1.4301	$n$	$n_{0.2,1.0}$	$n_{0.2,u}$
LT	5.2	2.6	2.7
TT	9.0	1.9	2.7
LC	5.7	1.9	
TC	6.9	1.8	

**Tabela 3.13** Koeficijent nelinearnosti  $n$  određen ispitivanjem i prema evropskim [2], američkim [4] i australijskim [7] propisima za čelik 1.4301

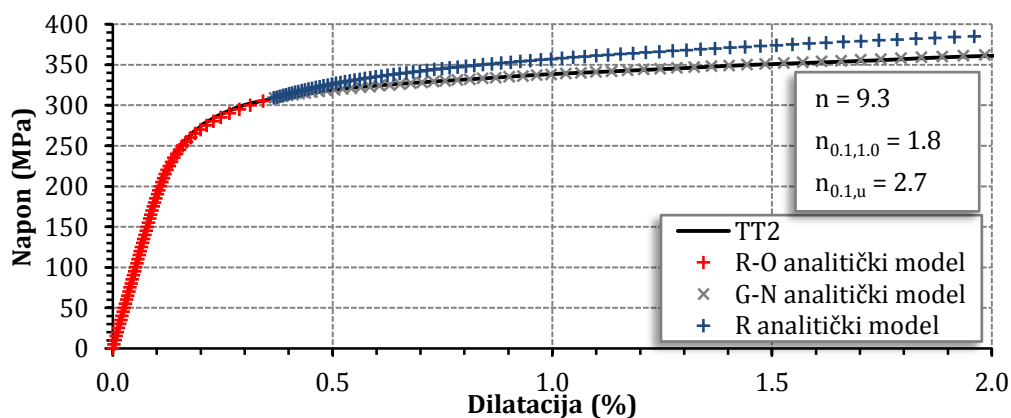
1.4301	Test	EN 1993-1-4 [2]	SEI/ASCE 8-02 [4]	AS/NZS 4673 [7]
LT	5.2	6	8.31	7.5
TT	9.0	8	7.78	5.5
LC	5.7	6	8.63	4.0
TC	6.9	8	4.31	7.0

Sve dobijene krive napon-dilatacija verifikovane su modifikovanim Ramber-Osgood-ovim analitičkim izrazima. Vrednosti dilatacija određene su na osnovu eksperimentalno dobijenih vrednosti napona  $\sigma_{0.01}$ ,  $f_{0.2}$ ,  $\sigma_{1.0}$  i  $f_u$  za svaki pojedinačni uzorak. Slike 3.9, 3.10, 3.11, 3.12 prikazuju verifikaciju izabranih eksperimentalnih krivih odgovarajućim analitičkim vrednostima u početnoj oblasti dilatacija, gde su R-O oznaka za Ramber-Osgood-ov [14], G-N oznaka za Gardner-Nethercot-ov [22], a R oznaka za Rasmussen-ov [21] analitički model materijala. Maksimalno odstupanje vrednosti napona koje su određene primenom Rasmussen-ovog modela materijala [21] od merenih vrednosti u analiziranoj oblasti dilatacija je oko 5%. Obzirom da je vrednost koeficijenta  $n_{0.2,1.0}$  određena za svaku pojedinačnu eksperimentalnu krivu metodom regresione analize, postignut je visok stepen

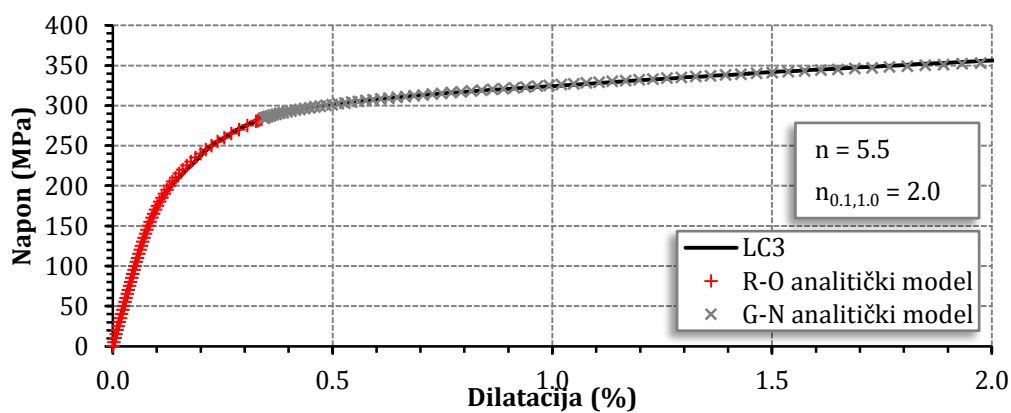
poklapanja Gardner-Nethercot-ovog [22] analitičkog modela i eksperimentalnih krivih.



**Slika 3.9** Verifikacija karakteristične krive napon-dilatacija dobijene ispitivanjem pri zatezanju za podužni pravac (LT) analitičkim modelima materijala

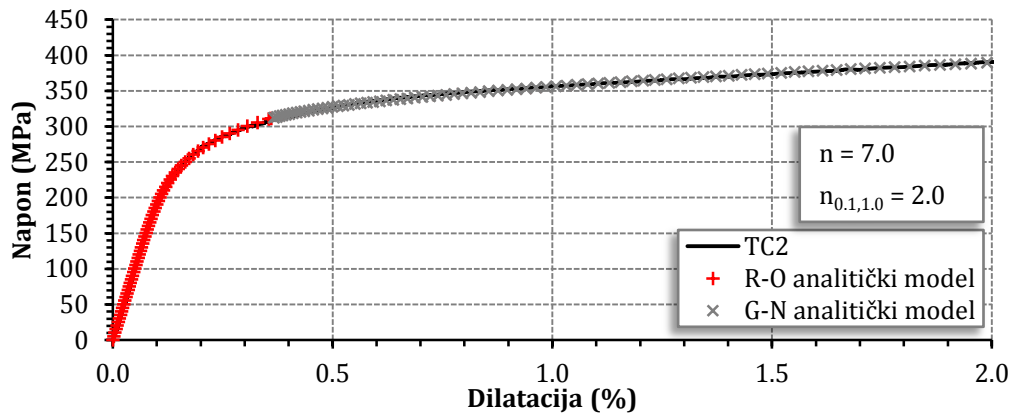


**Slika 3.10** Verifikacija karakteristične krive napon-dilatacija dobijene ispitivanjem pri zatezanju za poprečni pravac (TT) analitičkim modelima materijala



**Slika 3.11** Verifikacija karakteristične krive napon-dilatacija dobijene ispitivanjem pri pritisku za podužni pravac (LC) analitičkim modelima materijala

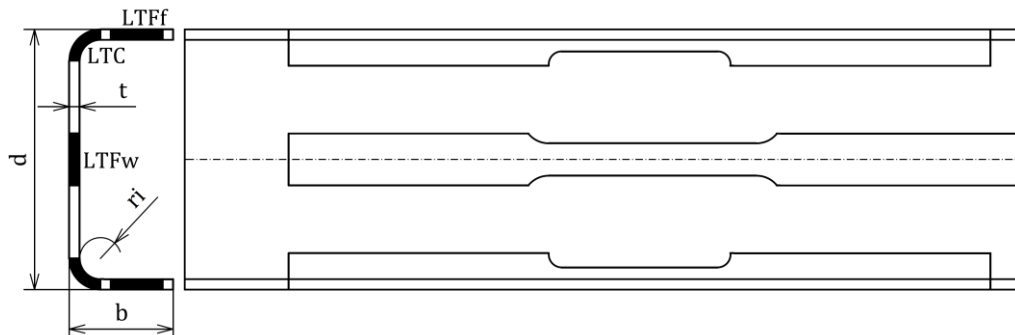




**Slika 3.12** Verifikacija karakteristične krive napon-dilatacija dobijene ispitivanjem pri pritisku za poprečni pravac (TC) analitičkim modelima materijala

### 3.3.4 Ispitivanje pri zatezanju epruveta iz finalnog, presovanog profila

U cilju sagledavanja uticaja hladnog oblikovanja na poboljšanje mehaničkih svojstava materijala, iz gotovog profila je uzeto 9 epruveta koje su ispitane na zatezanje: 3 epruvete su uzete iz rebra, 3 iz nožice i 3 iz ugla profila. Profil, dobijen postupkom presovanja, je C presek, nominalnih dimenzija 100x40x4 mm. Nominalna vrednost unutrašnjeg poluprečnika prevoja je 8 mm. Položaj uzoraka u poprečnom preseku i po dužini profila prikazan je na slici 3.13.



**Slika 3.13** Položaj epruveta u poprečnom preseku hladnooblikovanog profila

Usvojen je sledeći sistem označavanja: prvo slovo označava pravac epruveta (L – *Longitudinal*), drugo – način naprezanja (T – *Tension*), treće oblik epruvete (F – *Flat* ili C – *Corner*). Oznaka ravnih epruveta (LTF) upotpunjena je indeksom (f – *flange* ili w – *web*). Ugaone peruvete (LTC) su u poprečnom preseku radnog (ispitnog) dela obuhvatile samo prevoj elementa. Pre postupka ispitivanja krajevi ovih epruveta su ispravljeni uz imperativ da se težište preseka, sada ravnih

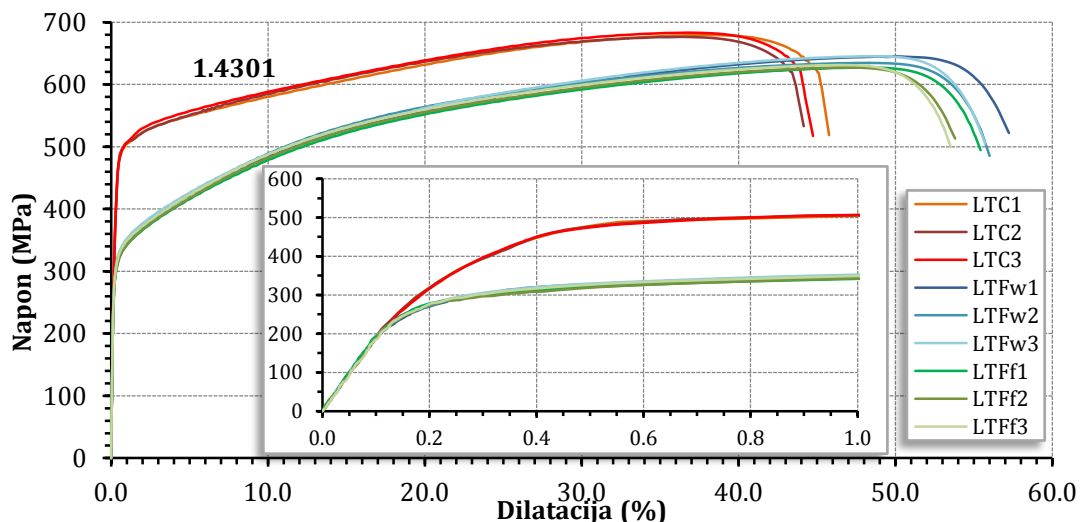
krajeva, što je moguće više poklopi sa težištem ugaonog radnog dela epruvete, čime je sprečena pojava većih sekundarnih momenata ekscentriciteta i izbegnute greške u inicijalnom delu krive napon-dilatacija.

Na slici 3.14 su prikazane epruvete uzete iz ugla profila, pre i u toku ispitivanja.



**Slika 3.14** Ispitivanje epruveta iz ugla hladnooblikovanog profila pri zatezanju

Slika 3.15 objedinjuje sve krive napon-dilatacija dobijene pri ispitivanju. Nominalne vrednosti napona, modul elastičnosti i modifikovane vrednosti Ramberg-Osgood-ovih koeficijenata nelinearnosti dobijene ispitivanjem su sumirane u tabelama 3.14, 3.15 i 3.16.



**Slika 3.15** Krive napon-dilatacija u celom opsegu i početnom delu dilatacija dobijene ispitivanjem pri zatezanju epruveta uzetih iz profila (LTF i LTC)

**Tabela 3.14** Mehanička svojstva materijala ravnog dela preseka (rebra) presovanog profila dobijena ispitivanjem pri zatezanju (LTFw)

	$f_{0.2}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{0.01}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{1.0}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\varepsilon_f$ (%)	R-O koeficijenti		
							$n$	$n_{0.2,1.0}$	$n_{0.2,u}$
<b>LTFw1</b>	315	202	355	645	201200	57	6.8	2.0	2.7
<b>LTFw2</b>	307	210	350	635	200400	56	7.8	2.0	2.7
<b>LTFw3</b>	315	215	357	645	201700	56	7.8	2.3	2.7
<b>Sr. vrednost</b>	<b>313</b>	<b>209</b>	<b>354</b>	<b>642</b>	<b>201100</b>	<b>56</b>	<b>7.5</b>	<b>2.1</b>	<b>2.7</b>
$s_x$	4.0	6.2	3.6	6.1	655.7	0.8	0.6	0.2	0.0
$V_x$ (%)	1.3	3.0	1.0	1.0	0.3	1.4	8.1	8.2	0.2

**Tabela 3.15** Mehanička svojstva materijala ravnog dela preseka (nožice) presovanog profila dobijena ispitivanjem pri zatezanju (LTFf)

	$f_{0.2}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{0.01}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{1.0}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\varepsilon_f$ (%)	R-O koeficijenti		
							$n$	$n_{0.2,1.0}$	$n_{0.2,u}$
<b>LTFf1</b>	310	228	348	627	195000	55	9.8	2.0	2.7
<b>LTFf2</b>	306	227	348	627	189000	54	10	2.0	2.7
<b>LTFf3</b>	313	217	353	631	189100	54	8.2	2.2	2.7
<b>Sr. vrednost</b>	<b>310</b>	<b>224</b>	<b>350</b>	<b>629</b>	<b>191033</b>	<b>54</b>	<b>9.3</b>	<b>2.1</b>	<b>2.7</b>
$s_x$	3.4	6.1	2.9	2.3	3435.6	1.0	1.0	0.1	0.0
$V_x$ (%)	1.1	2.7	0.8	0.4	1.8	1.9	10.6	5.6	0.5

**Tabela 3.16** Mehanička svojstva materijala ugla (prevoja) presovanog profila dobijena ispitivanjem pri zatezanju (LTC)

	$f_{0.2}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{0.01}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{1.0}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\varepsilon_f$ (%)	R-O koeficijenti		
							$n$	$n_{0.2,1.0}$	$n_{0.2,u}$
<b>LTC1</b>	461	245	509	679	193830	44	4.8	4.0	3.4
<b>LTC2</b>	456	244	510	676	193110	45	4.8	3.8	3.4
<b>LTC3</b>	458	248	514	683	193080	45	4.9	3.0	3.3
<b>Sr. vrednost</b>	<b>458</b>	<b>246</b>	<b>511</b>	<b>680</b>	<b>193340</b>	<b>45</b>	<b>4.8</b>	<b>3.6</b>	<b>3.4</b>
$s_x$	2.6	1.7	2.2	3.5	424.6	0.3	0.1	0.5	0.0
$V_x$ (%)	0.6	0.7	0.4	0.5	0.2	0.8	1.2	14.7	0.4

Mehanička svojstva materijala iz gotovog profila nisu ispitivana na pritisak.

### 3.3.5 Analiza rezultata ispitivanja svojstava materijala hladnooblikovanog profila

Tabela 3.17 objedinjuje srednje vrednosti mehaničkih svojstava osnovnog materijala dobijene ispitivanjem pri zatezanju za podužni pravac (LT) i odgovarajućih srednjih vrednosti svojstava materijala iz gotovog profila za ravan deo (nožice LTFf i rebro LTFw) i ugao profila LTC.

Dobijeni rezultati ispitivanja upućuju na sledeće zaključke:

- Rezultati ispitivanja ugaonih epruveta potvrđuju uticaj hladnog oblikovanja na promenu mehaničkih svojstava (tabela 3.18): konvencionalna granica razvlačenja je uvećana skoro 50%, a čvrstoća pri zatezanju 7.3%. Dilatacija koja odgovara lomu epruvete je manja za 37.8%.
- Presovanje, kao metoda hladnog oblikovanja, nema značajnog uticaja na poboljšanje mehaničkih svojstva materijala u okviru ravnih delova poprečnog preseka (tabela 3.19). Maksimalna razlika u konvencionalnoj granici razvlačenja  $f_{0.2}$  i čvrstoći pri zatezanju  $f_u$  u odnosu na osnovni materijal je oko 1.1%, dok je duktilnost manja za oko 10%.

**Tabela 3.17** Srednje vrednosti mehaničkih svojstava osnovnog materijala i materijala presovanog profila dobijene ispitivanjem pri zatezanju

	$f_{0.2}$	$\sigma_{0.01}$	$\sigma_{1.0}$	$f_u$	$E$	$\epsilon_f$	R-O koeficijenti		
	(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	(%)	$n$	$n_{0.2,1.0}$	$n_{0.2,u}$
<b>LT</b>	307	181	350	634	192202	62	5.2	2.6	2.7
<b>LTFf</b>	310	224	350	629	191033	54	9.3	2.1	2.7
<b>LTFw</b>	313	209	354	642	201100	56	7.5	2.1	2.7
<b>LTC</b>	458	246	511	680	193340	45	4.8	3.6	3.4

**Tabela 3.18** Odnos mehaničkih svojstava materijala iz ugla presovanog profila (LTC) i osnovnog materijala (LT)

$(f_{u,c}/f_{0.2,c})/(f_u/f_{0.2})$	$f_{0.2,c}/f_{0.2}$	$f_{u,c}/f_u$	$\epsilon_{f,c}/\epsilon_f$
0.72	1.49	1.07	0.73

$f_{u,c}$  – čvrstoća pri zatezanju materijala iz ugla preseka presovanog profila,  
 $f_{0.2,c}$  – konvencionalna granica razvlačenja materijala iz ugla preseka presovanog profila,  
 $\epsilon_{f,c}$  – dilatacija pri lomu materijala iz ugla preseka presovanog profila.

**Tabela 3.19** Odnos mehaničkih svojstava materijala iz rebra presovanog profila (LTFw) i osnovnog materijala (LT)

$(f_{u,t}/f_{0.2,t})/(f_u/f_{0.2})$	$f_{0.2,t}/f_{0.2}$	$f_{u,t}/f_u$	$\varepsilon_{f,t}/\varepsilon_f$
0.99	1.02	1.01	0.90

$f_u$  – čvrstoća pri zatezanju osnovnog materijala,  
 $f_{0.2}$  – konvencionalna granica razvlačenja osnovnog materijala,  
 $f_{u,t}$  – čvrstoća pri zatezanju materijala ravnog dela preseka presovanog profila,  
 $f_{0.2,t}$  – konvencionalna granica razvlačenja materijala ravnog dela preseka presovanog profila,  
 $\varepsilon_f$  – dilatacija pri lomu osnovnog materijala,  
 $\varepsilon_{f,t}$  – dilatacija pri lomu materijala ravnog dela preseka presovanog profila.

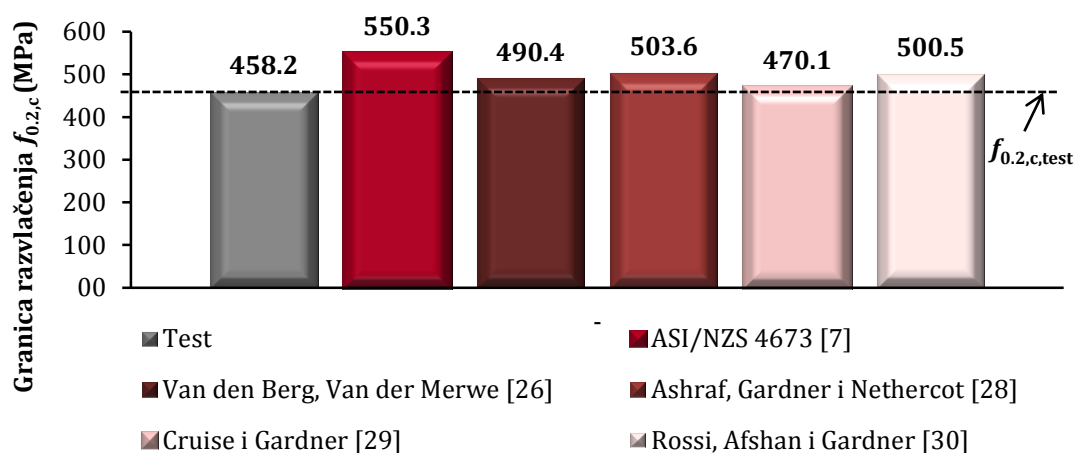
### 3.3.6 Poređenje konvencionalne granice razvlačenja materijala u uglu profila sa analitičkim jednačinama procene

Srednja vrednost konvencionalne granice razvlačenja  $f_{0.2,c}$ , dobijena ispitivanjem ugaonih epruveta pri zatezanju, upoređena je sa rezultatima analitičkih jednačina kojima se procenjuje vrednost granice razvlačenja usled uticaja hladnog oblikovanja: 2.24 [26], 2.28 [28], 2.34 [29], 2.42 [30], 2.49 [7], koje su analizirane u poglavlju 2.3 ovog rada. U jednačini 2.42, [30] vrednost konvencionalne granice razvlačenja umanjena je parcijalnim koeficijentom sigurnosti i utcajem efekata asimetrije materijala u iznosu od 0.85. U cilju kompatibilnosti sa ostalim jednačinama u kojima ne figuriše koeficijent sigurnosti, navedena redukcija je izostavljena u ovoj analizi. Jednačine su izračunate koristeći vrednost konvencionalne granice razvlačenja koja je dobijena ispitivanjem podužno orijentisane epruvete osnovnog materijala pri zatezanju  $f_{0.2,test}$ , obzirom da je ova vrednost manja od vrednosti koja je data atestom proizvođača  $f_{0.2,mill}$ .

Odnosi analitičkih vrednosti  $f_{0.2,c,pred}$  i odgovarajuće srednje vrednosti konvencionalne granice razvlačenja u uglu profila  $f_{0.2,c,test}$  koja je dobijena ispitivanjem pri zatezanju, prikazani su u tabeli 3.20. Rezultati su takođe objedinjeni kroz dijagram koji je prikazan na slici 3.16.

**Tabela 3.20** Odnos analitičke vrednosti  $f_{0.2,c,pred}$  i srednje vrednosti konvencionalne granice razvlačenja u uglu profila  $f_{0.2,c,test}$  koja je dobijena ispitivanjem

$f_{0.2,c,pred} / f_{0.2,c,test}$				
ASI/NZS 4673 [7]	Van den Berg i Van der Merwe [26]	Ashraf, Gardner i Nethercot [28]	Cruise i Gardner [29]	Rossi, Afshan i Gardner [30]
1.20	1.07	1.10	1.03	0.93



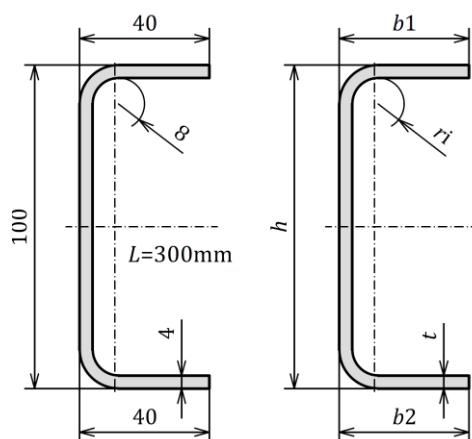
**Slika 3.16** Konvencionalna granica razvlačenja u uglu profila dobijena ispitivanjem i primenom analitičkih modela procene

Može se zaključiti da većina modela daje dobru predikciju vrednosti konvencionalne granice razvlačenja u uglu profila, ali da se najviši stepen slaganja postiže primenom analitičkog modela kojeg predlažu Cruise i Gardner [29]. Uočava se da je vrednost konvencionalne granice razvlačenja  $f_{0.2,c,pred}$  prema ASI/NZS 4673 [7] precenjena u iznosu od 20%.

### 3.4 Ispitivanje kratkog stuba na pritisak

U cilju analize osetljivosti poprečnog preseka na izbočavanje, izvršeno je eksperimentalno ispitivanje kratkog stuba na pritisak. Četiri uzorka su ispitana u Laboratoriji za materijale i konstrukcije Građevinskog fakulteta Univerziteta u Beogradu. Ispitivanje je izvršeno u saglasnosti sa Prilogom A Evrokoda EN 1993-1-3 [12]. Stub je formiran savijanjem (presovanjem) čeličnog lima sa podužnom osom u pravcu valjanja trake lima. Poprečni presek stuba je C profil nominalnih dimenzija 100x40x4 mm (slika 3.17).

Nominalna dužina stuba od 300 mm je izabrana kao manja vrednost od trostruke vrednosti veće dimenzije poprečnog preseka i četrdesetostruke vrednosti minimalnog poluprečnika inercije. Ovakvim izborom dužine, saglasno preporukama datim u EN 1993-1-4 [2], sprečeno je izvijanje elementa. Krajevi uzoraka su mašinskim putem ravno isečeni u cilju pravilnog naleganja na ležišne ploče prese i centričnog unošenja sile pritiska. Merenje dimenzija poprečnog preseka izvršeno je pomoću kljunastog merila u četiri nasumično odabrana preseka po dužini elementa, dok je merenje unutrašnjeg i spoljašnjeg radijusa izvršeno pomoću specijalnih, mašinskih šablona, namenjenih za tu svrhu. U cilju postizanja veće tačnosti u merenju radijusa zaobljenja, izmerena je masa uzorka, pa je na osnovu zapreminske mase ( $\rho = 8000 \text{ kg/m}^3$ ), izmerene dužine uzorka i osrednjenih vrednosti dimenzija poprečnog preseka izračunat unutrašnji radijus. Ova vrednost je upoređena sa srednjom izmerenom vrednošću.



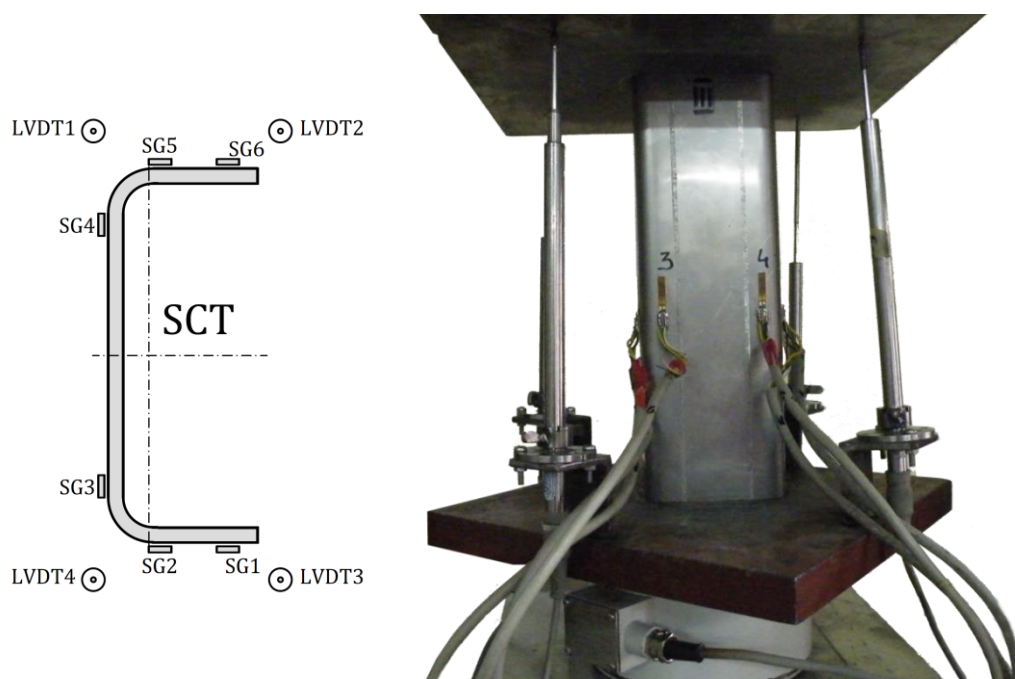
**Slika 3.17** Poprečni presek uzorka: nominalne i merene dimenzije

**Tabela 3.21** Izmerene geometrijske dimenzije uzoraka

Oznaka uzorka	Dužina uzorka $L$ (mm)	Visina preseka $h$ (mm)	Širina nož. $b_1$ (mm)	Širina nož. $b_2$ (mm)	Debljina zida $t$ (mm)	Unutrašnji poluprečnik $r_i$ (mm)	Površina preseka $A$ (mm <sup>2</sup> )	Masa (g)
SC1	300.1	100.2	40	40.1	4	8	654.9	1555.3
SC2	299.8	100	40.1	39.9	4	8.1	653.3	1551.7
SC3	300	100	40	40.2	4.1	8.0	669.8	1559.5
SC4	299.9	100.1	40	39.9	4.1	7.9	669.0	1555.9

Srednje vrednosti geometrijskih dimenzija, koje su uzete kao reprezentativne u daljoj analizi, prikazane su u tabeli 3.21. Sloвна oznaka uzorka upućuje na vrstu ispitivanja (SC – *stub column test*) dok se broјčana oznaka odnosi na redni broj uzorka.

Sila je nanošena pomoću prese Amsler, kapaciteta 3500 kN, sa kontrolisanom deformacijom. Brzina prirasta deformacije je iznosila 0.001/s. Prirast sile je praćen na kontrolnom pultu prese i pomoću dozne C6A proizvođača HBM, opsega 2000 kN. Tokom ispitivanja kontinualno su praćene podužne deformacije (skraćenje) profila u četiri tačke ugibomerima (LVDT sensorima), postavljenim na gornju oslonačku ploču prese. Poprečni presek je u srednjoj visini stuba bio “opasan” po obimu sa šest mernih traka kojima je kontrolisana centričnost unosa sile pritiska (slika 3.18). Svi rezultati ispitivanja: prirast sile, vrednosti pomeranja i dilatacije su zabeleženi u intervalima od jedne sekunde na Data akvizicionom uređaju MGC+.



**Slika 3.18** Ispitivanje kratkog stuba pri pritisku – dispozicija mernih uređaja

Dobijeni rezultati su sumirani u tabeli 3.22, a odgovarajući dijagram sila-podužno pomeranje ( $N-\delta$ ) prikazan je na slici 3.19. U tabeli 3.22,  $N_{c,u}$  je granična vrednost sile, a  $\delta_u$  odgovarajuće podužno pomeranje (skraćenje stuba).

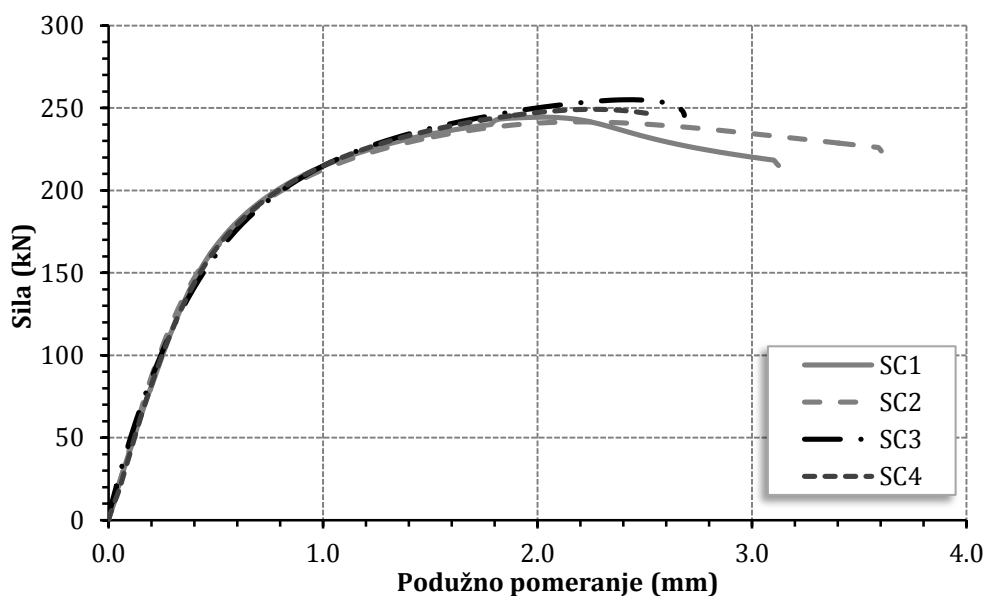


Prirast podužnih dilatacija sa porastom sile, koji je prikazan na slici 3.20 pokazuje ravnomeran unos sile pritiska u delove poprečnog preseka. Apscisa pokazuje vrednosti podužnih dilatacija koje su očitane elektronskim mernim trakama (SG), a ordinata odgovarajuću aksijalnu silu.

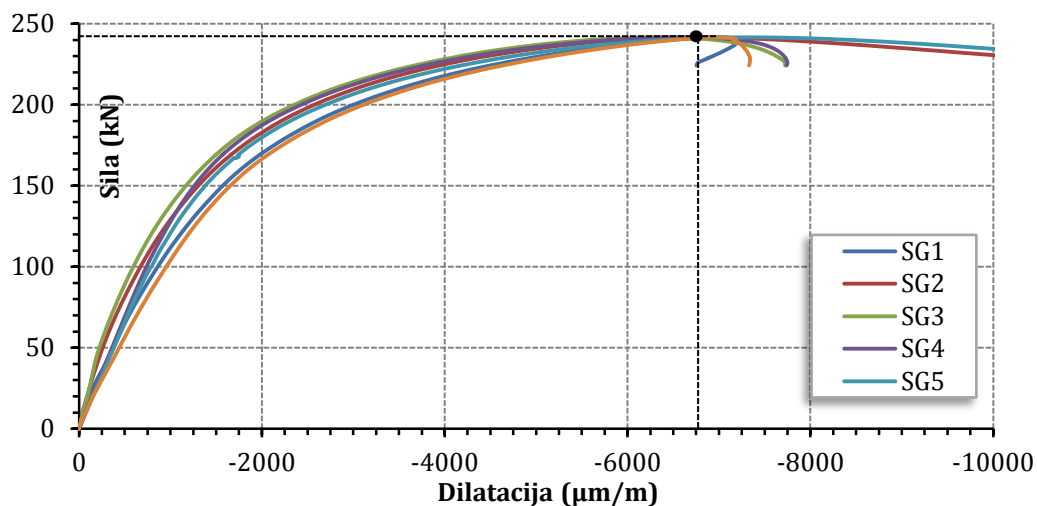
Geometrijske imperfekcije poprečnog preseka nisu merene, obzirom na pretpostavljenu i eksperimentom očekivanu klasifikaciju preseka. Ispitivanje nije obuhvatilo ni merenje zaostalih napona u elementima preseka.

**Tabela 3.22** Rezultati dobijeni ispitivanjem kratkog stuba pri pritisku

	$N_{c,u}$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$N_{c,u}/A$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\delta_u/L$ (%)
SC1	244.4	2.02	373.3	0.67
SC2	241.6	2.19	369.8	0.73
SC3	255.0	2.43	380.8	0.81
SC4	249.2	2.26	372.5	0.75
<b>Srednja vrednost</b>	<b>247.6</b>	<b>2.23</b>	<b>374.1</b>	<b>0.74</b>
$s_x$	5.9	0.2	-	-
$V_x$ (%)	2.4	7.5	-	-
$R_k$ (EN 1990, EN 1993)	232.1	-	-	-



**Slika 3.19** Dijagrami sila-podužno pomeranje



**Slika 3.20** Prirast podužnih dilatacija u funkciji sile očitane elektronskim mernim trakama na uzorku SC2

### 3.4.1 Analiza rezultata ispitivanja

Slika 3.21 prikazuje deformisani oblik uzoraka SC1 – SC4 nakon izvršenog ispitivanja.



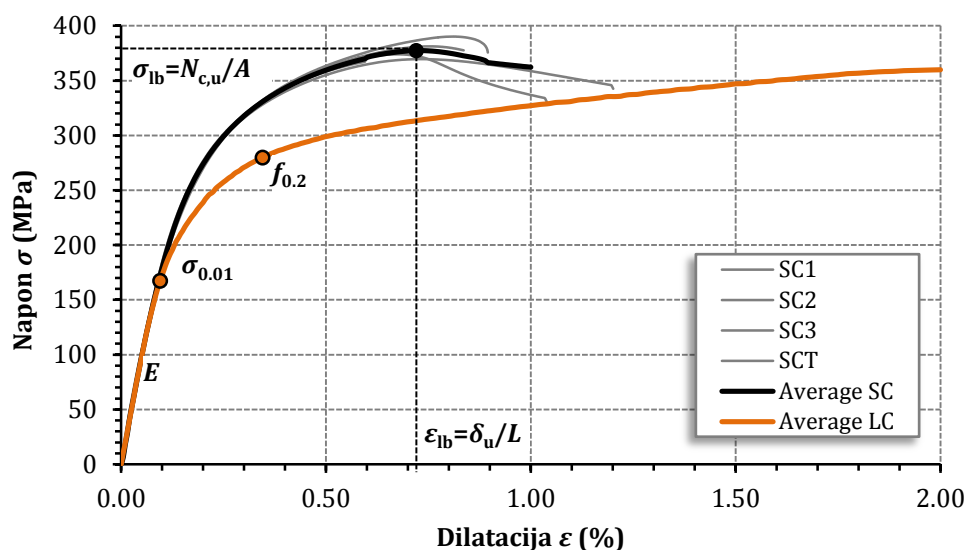
**Slika 3.21** Deformisani oblik uzoraka nakon ispitivanja na pritisak

Neposredno dobijeni eksperimentalni rezultati poslužili su kao osnova za definisanje dijagrama napon–dilatacija za svaki pojedinačni uzorak (slika 3.22). Podužni napon određen je kao odnos vrednosti sile pritiska i bruto površine poprečnog preseka uzorka, dok je dilatacija definisana odnosom podužnog pomeranja  $\delta$  i dužine uzorka  $L$ . Slika 3.22 je upotpunjena osrednjenom krivom

napon-dilatacija (*Average SC*) i osrednjenom krivom napon–dilatacija koja je dobijena ispitivanjem svojstava materijala pri pritisku za podužni pravac orijentacije (*Average LC*). Prikaz navedenih rezultata dat je i u tabeli 3.23.

**Tabela 3.23** Srednje vrednosti napona izbočavanja  $\sigma_{lb}$  i odgovarajuće dilatacije  $\varepsilon_{lb}$  konvencionalne granice razvlačenja  $f_{0.2}$  i granice proporcionalnosti  $\sigma_{0.01}$  dobijenih ispitivanjem kratkog stuba na pritisak (SC) i podužno orjentisanih epruveta pri pritisku (LC)

SC	SC	LC	LC	LC
$\sigma_{lb} = N_{c,u}/A$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\varepsilon_{lb} = \delta_u/L$ (%)	$\sigma_{0.01}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_{0.2}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\varepsilon_{0.2} = 0.2 + f_{0.2}/E$ (%)
374.1	0.74	164.8	279.2	0.34



**Slika 3.22** Veza između napona i dilatacija dobijena ispitivanjem kratkog stuba na pritisak

Analizom rezultata, mogu se izvesti sledeći zaključci:

- Do iscrpljenja granične nosivosti preseka kod svih uzoraka dolazi usled izbočavanja. Izbočavanje je lokalizovano u centralnom delu visine uzoraka i karakteriše se konkavnim ulubljenjem rebra i spoljašnjim otklonom nožica preseka.
- Granične vrednosti sila pri kojima je došlo do iscrpljenja nosivosti poprečnog preseka su prilično ujednačenih vrednosti sa koeficijentom varijacije od samo

2.4%. Srednja vrednost granične sile  $N_{c,u}$  iznosi 247.6 kN. Karakteristična vrednost granične sile prema oba standarda [72] i [12] iznosi 232.1 kN, što je za 6.7% manje u odnosu na njenu srednju vrednost.

- Veza između napona i dilatacije, u ispitivanju kratkog stuba na pritisak, je izrazito nelinearna i ukazuje na značajan stepen ojačanja mehaničkih svojstava materijala sa porastom plastičnih deformacija.
- Vrednost modula elastičnosti pri ispitivanju kratkog stuba na pritisak skoro da se u potpunosti poklapa sa vrednošću koja je dobijena ispitivanjem svojstava materijala pri pritisku.
- Prosečna vrednost dilatacija koje su izmerene mernim trakama pri graničnoj sili  $N_{c,u}$ , približno je jednaka vrednosti dilatacije koja je određena kao odnos podužnog pomeranja  $\delta$  izmerenog ugibomerima i visine uzorka  $L$  (slika 3.20).
- Odnos izduženja pri kojem dolazi do gubitka stabilnosti poprečnog preseka  $\epsilon_{lb}$  i ukupne dilatacije koja odgovara granici razvlačenja  $\epsilon_{0.2}$  je 2.2.
- Odnos granične vrednosti napona pri kojem dolazi do izbočavanja poprečnog preseka  $\sigma_{lb}$  i granice proporcionalnosti  $\sigma_{0.01}$  iznosi 2.27, dok je odnos sa konvencionalnom granicom razvlačenja  $f_{0.2}$ , 1.34. Ovi podaci ukazuju na činjenicu da do izbočavanja dolazi u neelastičnoj oblasti naprezanja, nakon dostizanja konvencionalne granice razvlačenja, pa je analizirani poprečni presek u potpunosti efektivan.

### **3.4.2 Analitička verifikacija graničnog napona izbočavanja $\sigma_{lb}$ prema SEI/ASCE 8-02 [4]**

Prema preporukama američkog standarda za nerđajuće čelike [4], kritična vrednost napona izbočavanja u neelastičnoj oblasti naprezanja određuje se redukcijom elastičnog, kritičnog napona izbočavanja plastičnim koeficijentom redukcije  $\eta$  (videti jednačinu 2.65). U zavisnosti od toga da li je pritisnuti deo poprečnog preseka ukrućen ili neukrućen, plastični koeficijent redukcije  $\eta$  definiše se kao odnos tangentskog modula  $E_t$  i modula elastičnosti  $E$  (jednačina 2.66, poglavlje 2.5.1) odnosno sekantskog modula  $E_s$  i modula elastičnosti  $E$  (jednačina 2.67). Vrednosti tangentskog i sekantskog napona mogu se odrediti primenom izraza 2.14 i 2.15 koji su dati u poglavlju 2.2.2 ovog rada. Tangentni modul odgovara

nagibu tangente, a sekantni, nagibu sečice, na krivu napon–dilatacija, u tački koja odgovara vrednosti napona pri kojem dolazi do izbočavanja, što zahteva iterativan postupak proračuna:

1. Pretpostavi se vrednost napona pri kojem dolazi do izbočavanja  $\sigma = \sigma_{cr}$ ;
2. Za tako pretpostavljenu vrednost napona sračuna se vrednost tangentnog ili sekantnog modula prema izrazu 2.14 ili 2.15;
3. Sračuna se redukcionni plastični koeficijent redukcije  $\eta$  prema izrazu 2.66 ili 2.67;
4. Prema izrazu 2.65 sračuna se napon  $\sigma_{cr}$ ;
5. Ponavlja se postupak sve dok se ne dobiju približne vrednosti napona u koraku 1 i 3.

Analitička vrednost kritičnog napona izbočavanja u neelastičnoj oblasti naprezanja, prema preporukama koje su date u standardu SEI/ASCE 8-02 [4], određena je za nominalne dimenzije poprečnog preseka i srednje vrednosti mehaničkih svojstava materijala pri pritisku za podužni pravac orijentacije (LC):

$$f_{0.2} = 279.2 \text{ N/mm}^2 \quad n = 5.7 \quad E = 197667 \text{ N/mm}^2 \quad \mu = 0.3$$

Nožica:

$$c = 40 - 12 = 28 \text{ mm} \quad t = 4 \text{ mm} \quad k_{\sigma} = 0.5 \text{ (vrednost uzeta prema [4])}$$

Obzirom da analiziran poprečni presek nema ivičnih i međuukrućenja, plastični koeficijent redukcije  $\eta$  se određuje u funkciji sekantnog modula  $E_s$ .

1. Pretpostavlja se napon:  $\sigma = \sigma_{cr,inel} = 351.6 \text{ N/mm}^2$
2. 
$$E_s = \frac{197667}{1 + 0.002 \cdot 197667 \cdot 351.6^{5.7-1} / 279.2^{5.7}} = 38124 \text{ N/mm}^2$$
3.  $\eta = 38124 / 197667 = 0.193$
4. 
$$\sigma_{cr,inel} = \frac{\pi^2 \cdot 197667 \cdot 0.5 \cdot 0.193}{12 \cdot (1 - 0.3^2) \cdot (28/4)^2} = 351.6 \text{ N/mm}^2$$

Dobijena vrednost kritičnog napona izbočavanja u koraku 4 se poklapa sa pretpostavljenom vrednosti napona u koraku 1!

Rebro:

$$c = 100 - 2 \cdot 12 = 76 \text{ mm} \quad t = 4 \text{ mm}$$

1. Pretpostavlja se napon:  $\sigma = \sigma_{cr,inel} = 357.7 \text{ N/mm}^2$
2. 
$$E_s = \frac{197667}{1 + 0.002 \cdot 197667 \cdot 357.7^{5.7-1} / 279.2^{5.7}} = 35698 \text{ N/mm}^2$$
3.  $\eta = 35698 / 197667 = 0.181$
4. 
$$\sigma_{cr,inel} = \frac{\pi^2 \cdot 197667 \cdot 0.5 \cdot 0.181}{12 \cdot (1 - 0.3^2) \cdot (28/4)^2} = 357.7 \text{ N/mm}^2$$

Dobijena vrednost kritičnog napona izbočavanja u koraku 4 se poklapa sa pretpostavljenom vrednosti napona u koraku 1!

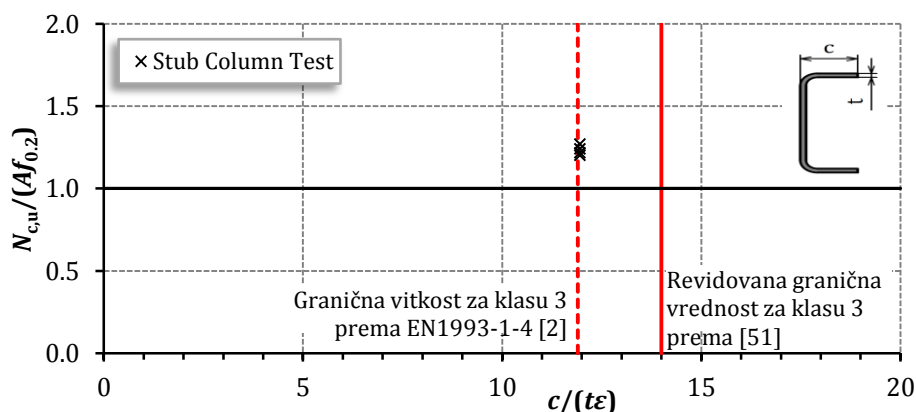
$$\sigma_{cr,inel} = \min(351.6; 357.7) = 351.6 \text{ N/mm}^2 < \sigma_{LB,test} = 374.1 \text{ N/mm}^2$$

Razlika u eksperimentalnoj  $\sigma_{LB,test}$  i analitičkoj vrednosti napona izbočavanja  $\sigma_{cr,inel}$  od 6.4% ukazuje da primenjeni analitički izraz 2.65 daje dobru procenu realne vrednosti napona izbočavanja u neelastičnoj oblasti naprezanja.

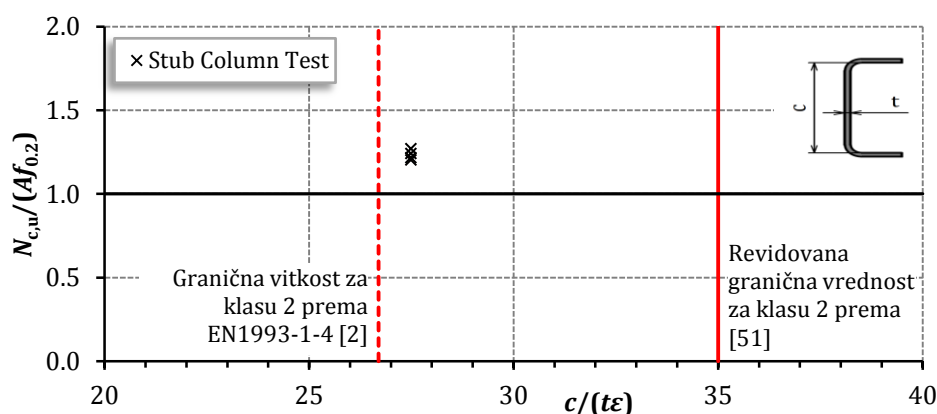
Prema ovom standardu [4], ukoliko se zahteva ograničenje deformacija poprečnog preseka usled eksploatacionog opterećenja, nosivost poprečnog preseka se određuje kao proizvod bruto površine  $A$  i dopuštenog napona pritiska (*permissible compressive stresses*)  $\sigma_b$ . Napon pritiska  $\sigma_b$  se dobija redukcijom kritičnog napona izbočavanja  $\sigma_{cr}$ : u slučaju kada se dozvoljava pojava malih deformacija preseka (*small, barely perceptible amounts of local distortions are allowed*), za neukružene poprečne preseke,  $\sigma_b = \sigma_{cr}$ ; a ukoliko pojava deformacija nije dopuštena,  $\sigma_b = 0.75\sigma_{cr}$ . U oba slučaja, dobijena vrednost napona  $\sigma_b$  ne treba da bude veća od vrednosti konvencionalne granice razvlačenja  $f_{0.2}$ . Ako se ova odredba primeni na analizirani poprečni presek, onda je njegova nosivost u prvom slučaju određena proizvodom  $Af_{0.2}$  što daje vrednost od 182.4 kN, dok je u drugom slučaju nosivost jednaka  $0.75 Af_{0.2}$  odnosno 172.4 kN. Ako se ove vrednosti uporede sa vrednošću granične sile od 247.6 kN koja je dobijena pri ispitivanju kratkog stuba na pritisak, može se zaključiti da oba pristupa daju značajno konzervativnu procenu kapaciteta nosivosti poprečnog preseka: u prvom slučaju ovo odstupanje iznosi 35.7%, a čak 43.7% u drugom slučaju.

### 3.4.3 Nosivost poprečnog preseka prema EN 1993-1-4 [2]

Da bi se odredila klasa analiziranog poprečnog preseka, vrednosti graničnih sila  $N_{c,u}$ , dobijene ispitivanjem kratkog stuba na pritisak, su normalizovane sa vrednošću sile koja odgovara konvencionalnoj granici razvlačenja,  $Af_{0.2}$  i prikazane u funkciji vitkosti delova analiziranog poprečnog preseka (nožice i rebro). Na slikama 3.23 i 3.24 je pokazano poređenje ovih vrednosti sa normalizovanim vrednostima koje odgovaraju graničnim vitkostima za klasu 2 (rebro) i 3 (nožice), koje su date u standardu EN 1993-1-4 [2], i revidovanim graničnim vitkostima koje predlažu Gardner i Theofanous [51].



**Slika 3.23** Poređenje normalizovanih vrednosti graničnih sila dobijenih ispitivanjem kratkog stuba na pritisak sa vrednostima koje odgovaraju graničnoj vitkosti nožice klase 3 prema [2] i [51]



**Slika 3.24** Poređenje normalizovanih vrednosti graničnih sila dobijenih ispitivanjem kratkog stuba na pritisak sa vrednostima koje odgovaraju graničnoj vitkosti rebra klase 2 prema [2] i [51]

Može se zaključiti da je vrednost granične vitkosti pritisnutog konzolnog elemenata za klasu 3, prema standardu EN 1993-1-4 [2] konzervativna u odnosu revidovanu vrednost prema [51], u poređenju sa rezultatima eksperimentalnog ispitivanja. Sličan zaključak se nameće i kod obostrano pritisnutog dela preseka: prema [2] rebro je klase 3, dok je prema [51] klase 2. Ipak, treba napomenuti da je prema EN 1993-1-4 [2] proračun nosivosti poprečnog preseka, koji je opterećen čistim pritiskom, isti za klase 1, 2 i 3, i da značajna razlika postoji jedino kod preseka klase 4, kod kojeg do izbočavanja dolazi u elastičnoj oblasti naprezanja.

Prema EN 1993-1-4 [2] nosivost poprečnog preseka određuje su u funkciji konvencionalne granice razvlačenja ( $Af_{0.2}$ ). Ovaj standard [2] daje mehanička svojstva materijala samo u zatezanju, pa je granična nosivost analiziranog poprečnog preseka određena na osnovu konvencionalne granice razvlačenja koja je dobijena ispitivanjem pri zatezanju podužno orjentisane epruvete (LT) i nominalne, bruto površine poprečnog preseka.

$$f_{0.2} = 307.3 \text{ N/mm}^2 \quad A = 653.7 \text{ mm}^2$$

$$N_{c,u,EC} = 307.3 \cdot 653.7 = 200.9 \text{ kN} \quad \frac{N_{c,u,test}}{N_{c,u,EC}} = \frac{247.6}{200.9} = 1.23$$

Može se zaključiti da je granična nosivost poprečnog preseka određena eksperimentalnim ispitivanjem za 23% veća u odnosu na analitičku vrednost granične nosivosti koja je dobijena prema preporukama datim u standardu [2]. Obzirom da su svojstva materijala u ispitivanju pri pritisku za podužni pravac orijentacije niža, može se zaključiti da je ovako dobijena granična nosivost preseka značajno konzervativna.

Ako se u proračunu granične nosivosti koristi prosečna konvencionalna granica razvlačenja za hladnooblikovani presek  $f_{0.2,section}$ , prema [29] i [30], ovaj odnos je značajno povoljniji, sa razlikom od 13%.

$$A_c = 125.6 \text{ mm}^2 \quad f_{0.2,c} = 458 \text{ N/mm}^2$$

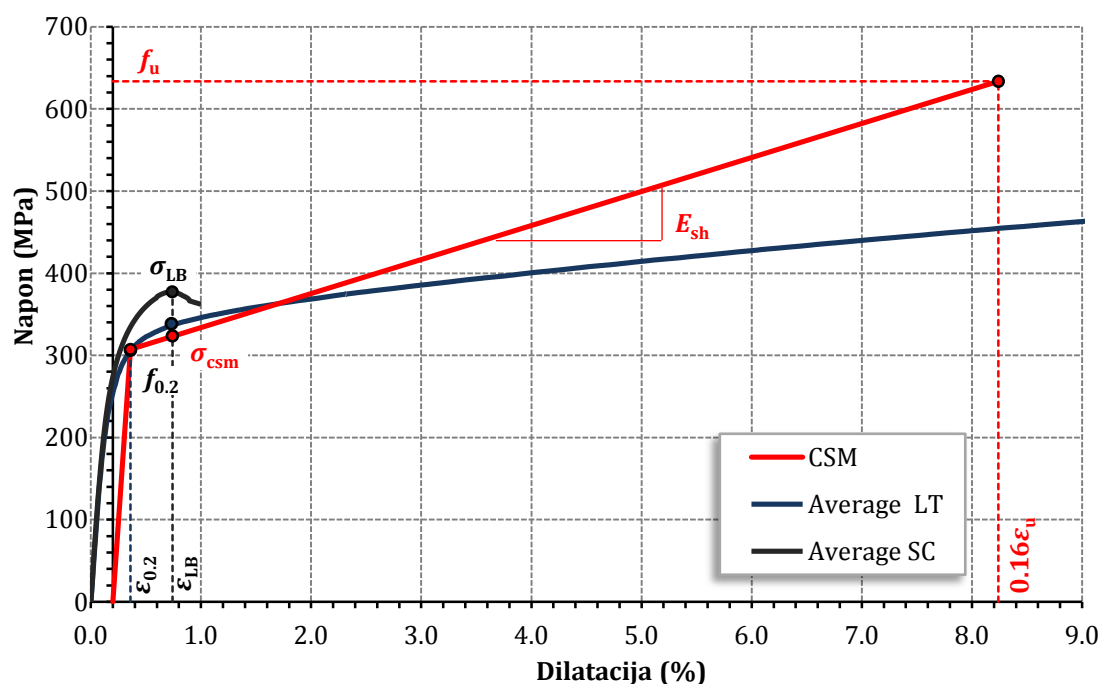
$$f_{0.2,section} = \frac{458 \cdot 125.6 + 307.3 \cdot (653.7 - 125.6)}{653.7} = 336.3 \text{ N/mm}^2$$

$$N_{c,u,EC} = 336.3 \cdot 653.7 = 219.8 \text{ kN} \quad \frac{N_{c,u,test}}{N_{c,u,EC}} = \frac{247.6}{219.8} = 1.13$$



### 3.4.4 Proračun nosivosti poprečnog preseka primenom Metode kontinualne čvrstoće

Granična nosivost poprečnog preseka prema Metodi kontinualne čvrstoće CSM [52], (poglavlje 2.7 ovog rada) određena je na osnovu osrednjenih vrednosti mehaničkih svojstava materijala dobijenih ispitivanjem pri zatezanju (LT) i elastičnog kritičnog napona  $\sigma_{cr}$  čija je vrednost određena numeričkom analizom, pomoću softvera CUFSM [53]. Na slici 3.25 je grafički prikazan elastičan, "linearno ojačan" analitički model materijala prema metodi kontinulane čvrstoće (CSM), zajedno sa osrednjenim krivama napon-dilatacija koje su dobijene ispitivanjem svojstava materijala pri zatezanju (*Average LT*) i ispitivanjem kratkog stuba na pritisak (*Average SC*).



**Slika 3.25** Krive napon-dilatacija prema Metodi kontinualne čvrstoće (CSM), ispitivanju svojstava materijala pri zatezanju (LT) i ispitivanju kratkog stuba na pritisak (SC)

$$\sigma_{cr} = 1145.92 \text{ N/mm}^2$$

$$f_{0.2} = 307.3 \text{ N/mm}^2 \quad f_u = 633.6 \text{ N/mm}^2 \quad E = 192201.5 \text{ N/mm}^2$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{307.3}{1145.92}} \cdot \left(\frac{40}{38}\right) = 0.545 < 0.68$$

$$\varepsilon_{0.2,el} = \frac{307.3}{192201.5} = 0.0016 \quad \varepsilon_u = 1 - \frac{307.3}{633.6} = 0.515$$

$$\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_{0.2,el}} = \frac{0.25}{0.545^{3.6}} = 2.221 < \min\left(15; 0.1 \cdot \frac{0.515}{0.0016} = 32.2\right)$$

$$E_{sh} = \frac{633.6 - 307.3}{0.16 \cdot 0.515 - 0.0016} = 4038.4 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{csm} = 307.3 + 4038.4 \cdot 0.0016 \cdot (2.221 - 1) = 315.2 \text{ N/mm}^2$$

$$N_{c,u,csm} = 315.2 \cdot 653.7 = 206.0 \text{ kN} \quad \frac{N_{c,u,test}}{N_{c,u,csm}} = \frac{247.6}{206} = 1.20$$

Dobijeni rezultat ukazuje na nešto bolju procenu granične nosivosti preseka metodom kontinualne čvrstoće [52] u odnosu na vrednost dobijenu prema važećem evropskom standardu [2].

Ako se za proračun granične nosivosti preseka uzme prosečna vrednost konvencionalne granice razvlačenja  $f_{0.2,section}$ , prema [29] i [30], odstupanje između eksperimentalne i analitičke vrednosti iznosi 6%, što daje najbolju procenu vrednosti kapaciteta nosivosti hladnooblikovanog poprečnog preseka.

$$f_{0.2,section} = 336.3 \text{ N/mm}^2$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{336.3}{1145.92}} \cdot \left(\frac{40}{38}\right) = 0.570 < 0.68$$

$$\varepsilon_{0.2,el} = \frac{336.3}{192201.5} = 0.00175 \quad \varepsilon_u = 1 - \frac{336.3}{633.6} = 0.469$$

$$\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_{0.2,el}} = \frac{0.25}{0.469^{3.6}} = 3.810 < \min\left(15; 0.1 \cdot \frac{0.469}{0.00175} = 26.8\right)$$

$$E_{sh} = \frac{633.6 - 336.3}{0.16 \cdot 0.469 - 0.00175} = 4056.5 \text{ N/mm}^2$$

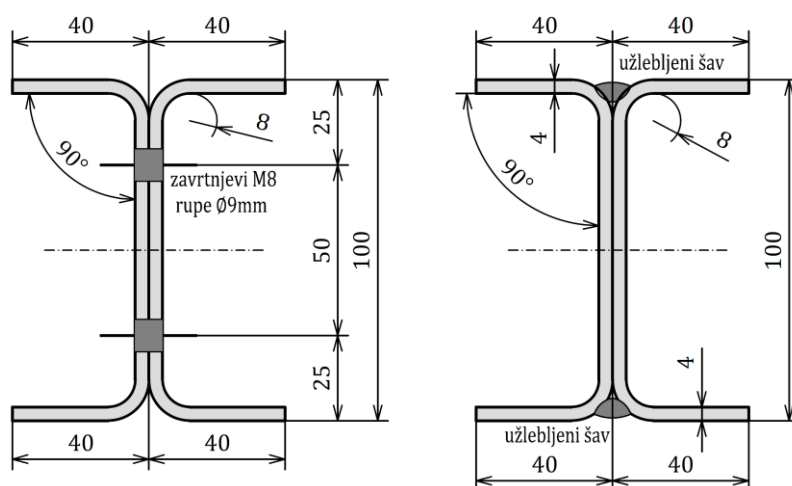
$$\sigma_{csm} = 336.3 + 4056.5 \cdot 0.00175 \cdot (3.810 - 1) = 356.3 \text{ N/mm}^2$$

$$N_{c,u,csm} = 356.3 \cdot 653.7 = 232.9 \text{ kN} \quad \frac{N_{c,u,test}}{N_{c,u,csm}} = \frac{247.6}{232.9} = 1.06$$

### 3.5 Ispitivanje nosivosti elementa na fleksiono izvijanje

#### 3.5.1 Opis ispitanih uzoraka

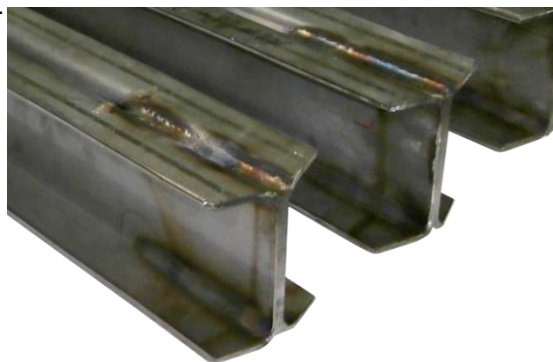
Ispitivanje nosivosti elementa višedelnog poprečnog preseka na pritisak predstavlja najznačajniji i najobimniji deo eksperimentalnog ispitivanja. Ispitane su dve serije, od ukupno 36 uzoraka. Na slici 3.26 su prikazani poprečni preseci uzoraka.



Slika 3.26 Poprečni preseci uzoraka

Varirana su tri parametra koja imaju najvažniji uticaj na nosivost elementa na izvijanje:

- vitkost elementa,
- vrsta spoja između samostalnih elemenata,
- razmak između spojnih sredstava.



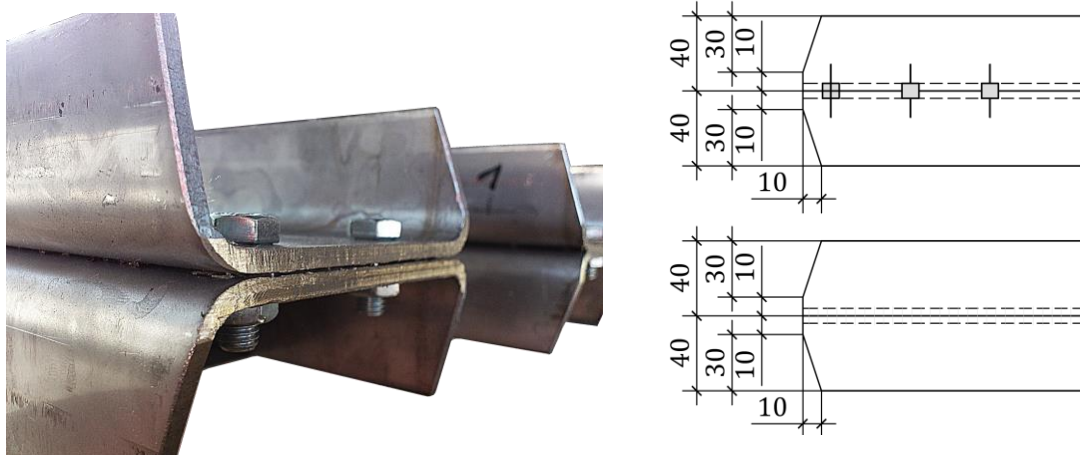
a) veza sa šavovima



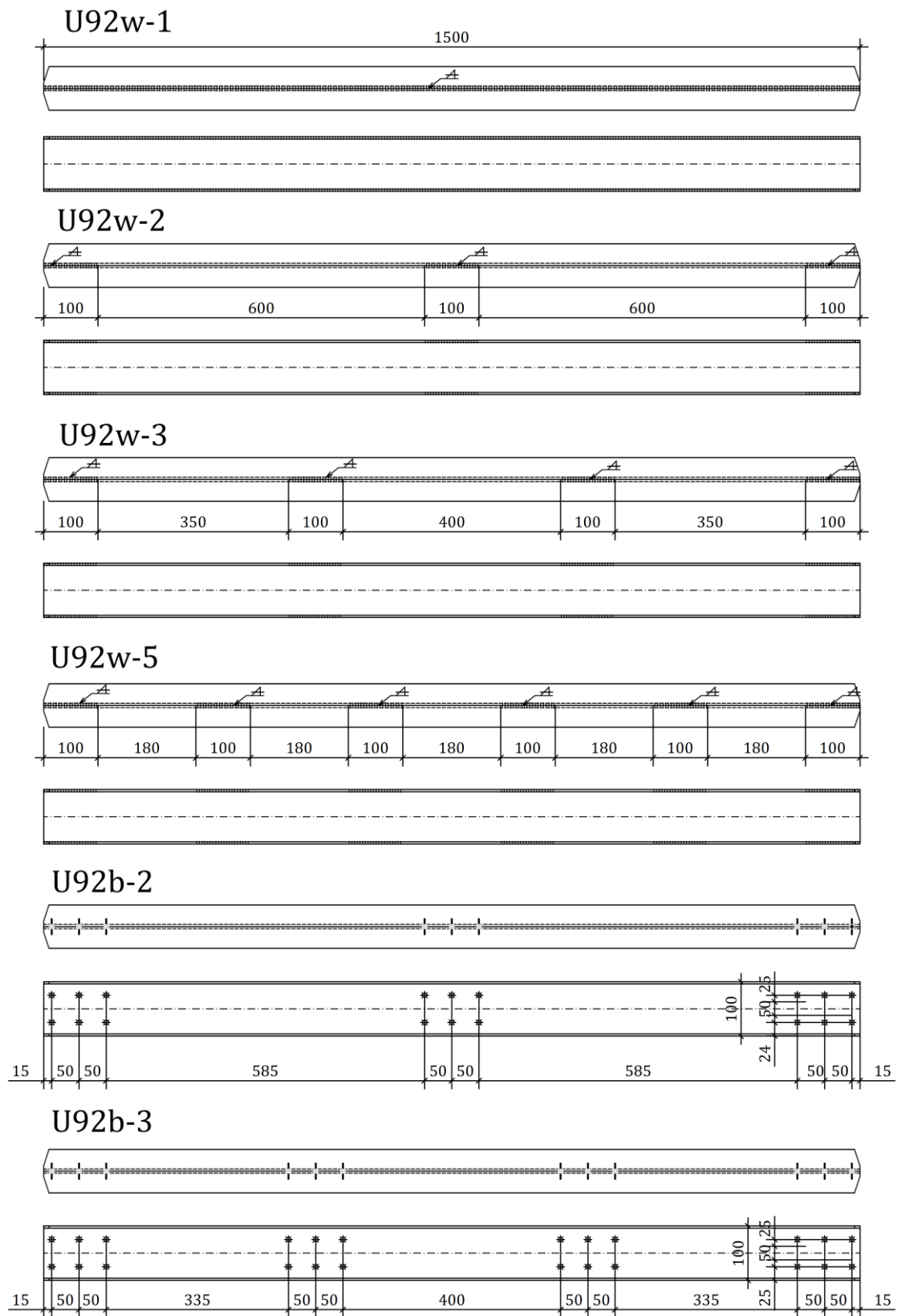
b) veza sa zavrtnjevima

Slika 3.27 Međusobna veza samostalnih elemenata

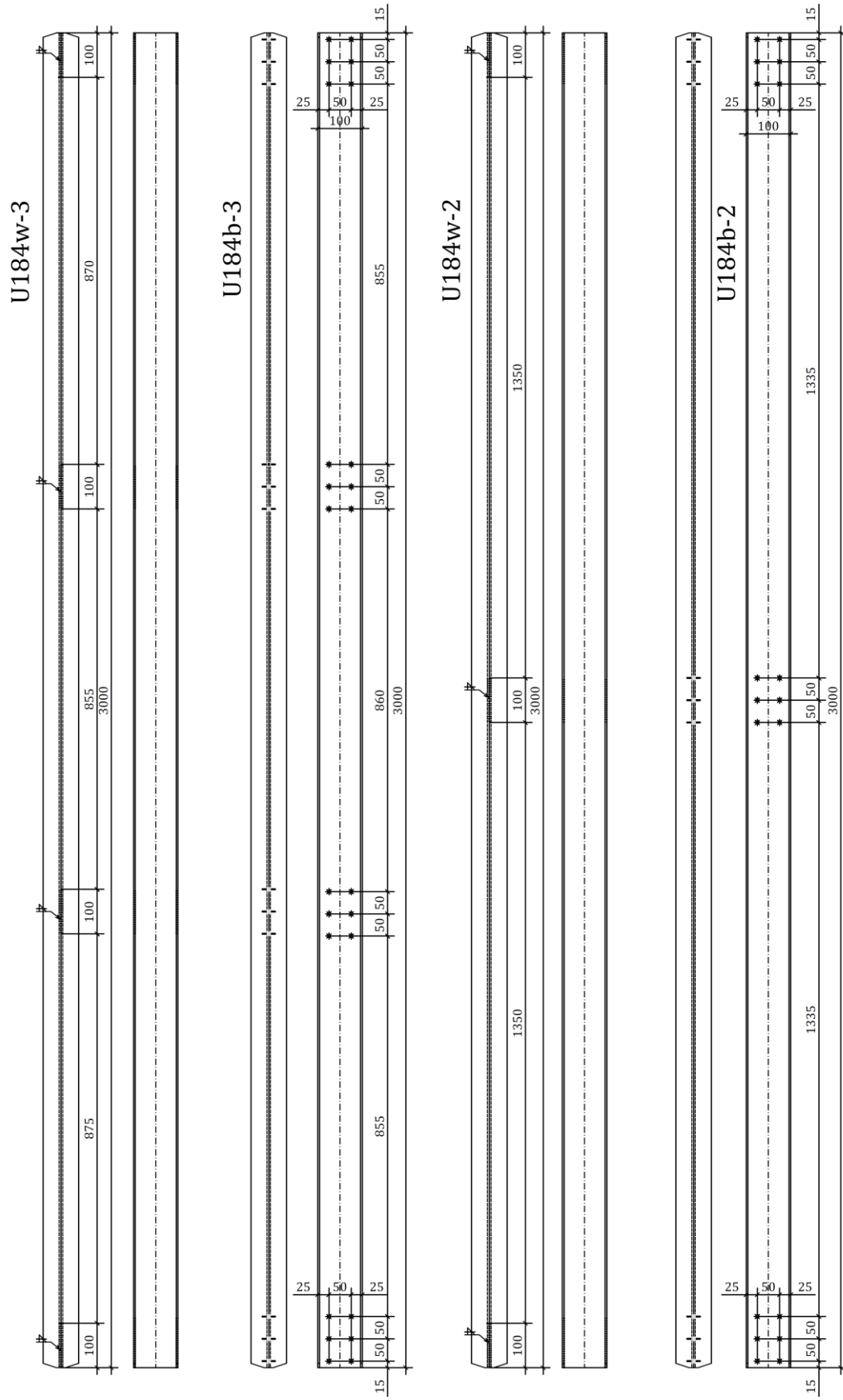
Iz osnovne table lima, debljine 4 mm, na “apkant” presama formirani su profili C poprečnog preseka, nominalnih dimenzija 100x40 mm, sa unutrašnjim poluprečnikom prevoja od 8 mm. Poprečni presek uzorka je projektovan tako da do iscrpljenja nosivosti elementa dođe usled fleksionog izvijanja oko slabije ose koja leži u ravni rebra preseka. Podužna osa profila odgovara pravcu valjanja lima. Profili su direktno međusobno povezani “leđa u leđa” na dva načina: obostranim užlebljenim šavovima ili zavrtnjevima, formirajući na taj način višedelan presek (slika 3.27). Međusobna veza samostalnih elemenata je diskontinualna, sa razmakom spojeva u polovinama, trećinama i petinama raspona. Nominalna dužina šavova na mestu spoja je 100 mm. Rastojanje između krajnjih zavrtnjeva u spoju, u pravcu podužne ose elementa, iznosi 100 mm, dok je međusobno rastojanje zavrtnjeva u oba pravca 50 mm. Zavrtnjevi su M8, klase čvrstoće 8.8, a prečnik odgovarajuće rupe u rebru profila 9 mm. Uzorci prve serije su dužine 1500 mm, što odgovara oblasti srednje vitkosti ( $\lambda_z = 92$ ), dok su u drugoj seriji, uzorci dužine 3000 mm, što odgovara oblasti velike vitkosti ( $\lambda_z = 184$ ). Da bi se na krajevima profila ostvario zglobni oslonac, ivice nožica su obrađene tako da ivične preseke čini samo rebro (slika 3.28). Time je postignuto da merena dužina uzorka odgovara dužini izvijanja oko slabije ose, obzirom na očekivani vid fleksionog izvijanja.



**Slika 3.28** Obrada krajeva uzoraka



Slika 3.29 Dispozicija uzoraka serije U92



Slika 3.30 Dispozicija uzoraka serije U184

Uzorci su označeni alfanumerički na sistematičan način: prvo slovo označava oblik poprečnog preseka samostalnog elementa - U, broj koji sledi – vitkost uzorka oko slabije ose, a slova oznaka *b* ili *w* označava vrstu spoja (*w* – weld; *b* – bolt). Brojčanom oznakom na trećem mestu definiše se broj razmaka između spojeva samostalnih elemenata. Različiti uzorci unutar jedne grupe označeni su arapskim brojevima (1-4). U tabeli 3.24 prikazan je način označavanja i broj uzoraka koji su ispitani. Na slikama 3.29 i 3.30 su prikazani karakteristični izgledi uzoraka.

**Tabela 3.24** Oznaka i vrsta ispitanih uzoraka

Oznaka uzoraka	Nominalna dužina $L(\text{mm})$	Vitkost oko slabije ose preseka $\lambda_z$	Vrsta spoja	Razmak spojeva $a$ (mm)	Broj uzoraka
U92w-1	1500	92	šav	kontinualan	3
U92w-5	1500	92	šav	180 ( $\sim 15i_{\min}$ )	3
U92w-3	1500	92	šav	400 ( $\sim L/3$ )	3
U92w-2	1500	92	šav	600 ( $\sim L/2$ )	3
U92b-3	1500	92	zavrtnaj	max 400 ( $\sim L/3$ )	4
U92b-2	1500	92	zavrtnaj	max 600 ( $\sim L/2$ )	4
U184w-3	3000	184	šav	855 ( $\sim L/3$ )	4
U184w-2	3000	184	šav	1335 ( $\sim L/2$ )	4
U184b-3	3000	184	zavrtnaj	max 860 ( $\sim L/3$ )	4
U184b-2	3000	184	zavrtnaj	1335 ( $\sim L/2$ )	4

Geometrija uzoraka kontrolisana je direktnim mehaničkim merenjem u Laboratoriji za materijale i konstrukcije Građevinskog fakulteta Univerziteta u Beogradu. Širina i visina poprečnog preseka merene su pomoću kljunastog merila, a debljina mikrometarskim zavrtnjem. Unutrašnji i spoljašnji poluprečnik prevoja meren je specijalnim, za tu namenu, mašinskim šablonima. Merenje dimenzija poprečnog preseka vršeno je u pet nasumično odabranih preseka duž elementa, pa su za reprezentativne, usvojene osrednjene izmerene vrednosti. Za merenje dužine uzoraka korišćena je geodetska ručna pantljička. Tabela 3.25 prikazuje izmerene dimenzije uzoraka. Pokazano je da su odstupanja u odnosu na nominalne geometrijske dimenzije u okviru prihvatljivih vrednosti.

**Tabela 3.25** Izmerene geometrijske dimenzije uzoraka

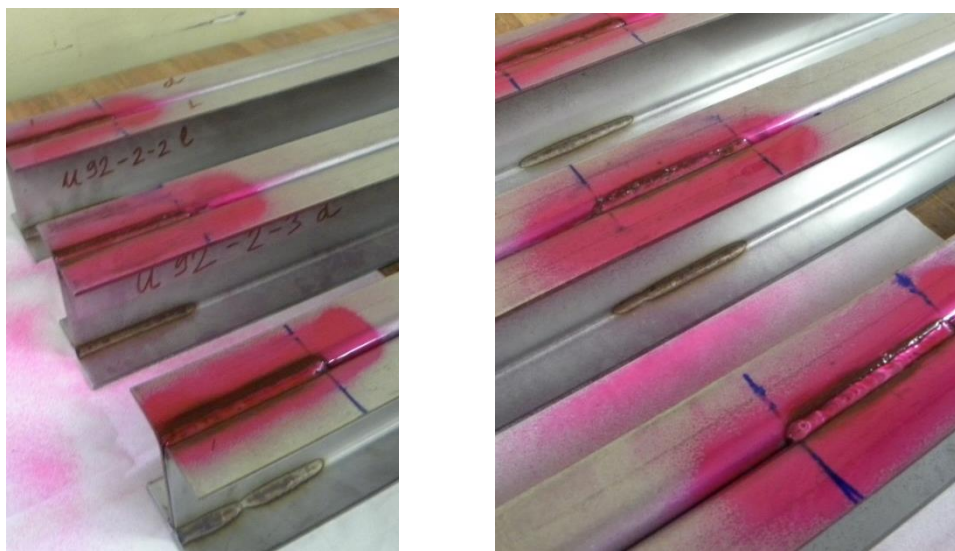
Oznaka uzorka	Dužina uzorka $L$ (mm)	Visina preseka $h$ (mm)	Širina gornje nožice $2b_1$ (mm)	Širina donje nožice $2b_2$ (mm)	Debljina zida preseka $t$ (mm)	Unutrašnji poluprečnik prevoja $r_i$ (mm)
U92w-1-1	1501.0	101.3	81.5	81.4	3.98	8.1
U92w-1-2	1500.3	100.9	81.3	81.0	4.1	7.9
U92w-1-3	1500.5	101.3	81.5	81.4	4.2	8.0
U92w-5-1	1506.2	100.2	81.4	81.4	4.0	8.1
U92w-5-2	1499.8	101.1	81.8	81.8	4.0	8.3
U92w-5-3	1500.1	100.0	80.9	81.0	3.98	8.2
U92w-3-1	1501.3	100.4	81.4	81.5	3.98	7.9
U92w-3-2	1501.5	100.8	81.8	81.7	3.98	7.8
U92w-3-3	1501.4	101.2	81.6	81.4	4.2	8.1
U92w-2-1	1498.7	100.6	81.8	81.8	3.97	7.9
U92w-2-2	1501.3	100.2	82.4	82.3	3.99	8.2
U92w-2-3	1501.1	100.2	81.3	81.2	3.93	8.2
U92b-3-1	1500.2	100.1	81.3	81.3	3.95	8.0
U92b-3-2	1499.2	100.7	81.8	81.9	4.0	7.9
U92b-3-3	1498.7	101.0	81.5	81.5	4.1	7.9
U92b-3-4	1500.5	100.7	80.8	80.8	3.94	8.1
U92b-2-1	1500.6	100.2	81.4	81.4	4.1	8.0
U92b-2-2	1501.1	100.2	81.3	81.2	4.1	8.0
U92b-2-3	1500.0	100.8	81.8	81.7	4.05	8.1
U92b-2-4	1501.8	101.0	81.8	81.8	3.99	7.9
U184w-3-1	3001.2	100.2	81.0	82.0	3.97	8.2
U184w-3-2	3000.9	100.2	81.5	81.5	3.97	7.9
U184w-3-3	3000.2	100.9	81.6	81.5	4.1	7.8
U184w-3-4	2998.7	100.7	81.0	81.1	4.2	8.1
U184w-2-1	3001.2	101.1	80.9	80.8	4.0	8.2
U184w-2-2	3000.9	100.3	81.6	81.5	3.99	8.0
U184w-2-3	3001.0	101.2	81.7	81.8	3.99	8.1
U184w-2-4	3001.3	100.7	81.7	81.8	4.03	8.2



Prvom fazom ispitivanja obuhvaćeni su i uzorci nominalne dužine 1500 mm, jednodelnog poprečnog preseka, koji su formirani međusobnim zavarivanjem samostalnih elementa po celoj dužini elementa, odnosno diskontinualno na međusobnom rastojanju od  $15i_{\min}$ . Analizom rezultata pokazano je da su razlike u vrednostima graničnih nosivosti elemenata jednodelnog preseka (U92w-1, U92w-5) i višedelnog preseka (U92w-3, U92w-2), u ovoj oblasti vitkosti relativno male, a da je negativan uticaj zaostalih napona dominantniji sa povećanjem efektivne dužine šava. Ovi razlozi su uticali da se ovako formirani poprečni preseci uzoraka izostave u daljim analizama.

### 3.6 Kontrola kvaliteta izvedenih šavova

Šavovi su užlebljeni na mestima kontakata prevoja samostalnih elemenata sa nominalnom dužinom od 100 mm. Merene dužine šavova su veće u odnosu na nominalne, ali ne više od 8 %. Primenjen je postupak elektrolučnog zavarivanja u zaštitnoj atmosferi inertnog gasa (TIG), koji je uobičajen za zavarivanje legiranih čelika.



**Slika 3.31** Kontrola kvaliteta šavova metodom penetracije

Vizuelnom kontrolom šavova zaključeno je da su šavovi dobrog izgleda i homogenosti. Pored vizuelne, kod uzoraka kod kojih je veza pojaseva ostvarena na krajevima i u polovini dužine, izvršena je penetracijska kontrola od strane

sertifikovanog lica (slika 3.31). Primenjena metoda je pokazala da su svi izvedeni šavovi jedri, bez površinskih pora i naprslina.

### 3.7 Merenje geometrijskih imperfekcija

Utvrdjivanje stvarnih veličina početnih geometrijskih imperfekcija uzoraka izvršeno je u Metrološkoj laboratoriji za etaloniranje merila ugla i dužine Građevinskog fakulteta Univerziteta u Beogradu. Visinske razlike su određene mehaničkim merenjem, direktnim očitavanjem razmernika pomoću nivelira (slika 3.32).



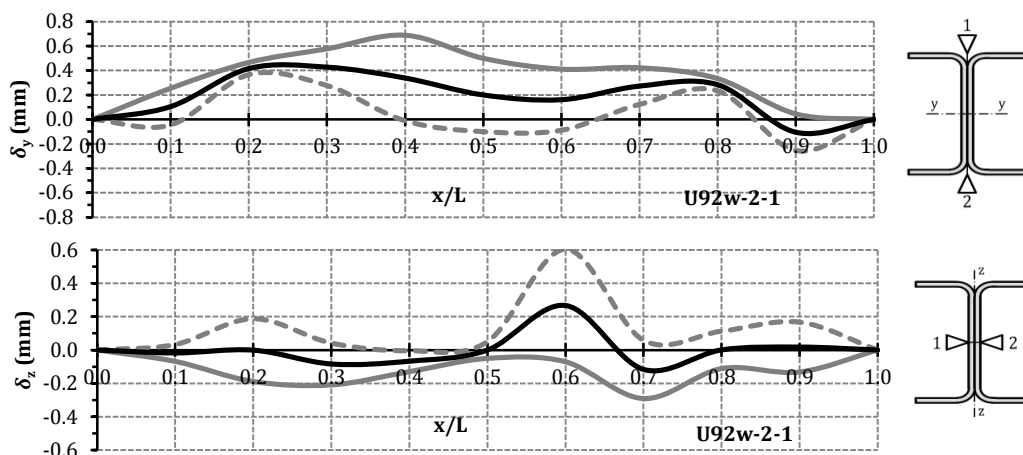
**Slika 3.32** Merenje geometrijskih imperfekcija uzoraka

Merenje je izvršeno u presecima u desetinama dužine uzoraka duž sve četiri strane: površina gornje nožice, površina donje nožice, leva spoljašnja površina rebra i desna spoljašnja površina rebra. Adapter sa tri položajna zavrtnja postavljen je neposredno iznad mernog mesta uz imperativ poklapanja njegovog težišta sa težišnom osom preseka. Na sferno obrađen vrh adaptera postavljan je geodetski razmernik sa libelom. Kada se razmernik dovede u vertikalni položaj pri kojem mehur libele “vrhuni”, očitava se visinski položaj pomoću nivelira. Na osnovu očitanih vrednosti i koordinata idealizovane ravni koja “prolazi” kroz težišta krajeva preseka određene su veličine imperfekcija u referentnim ravnima elementa.

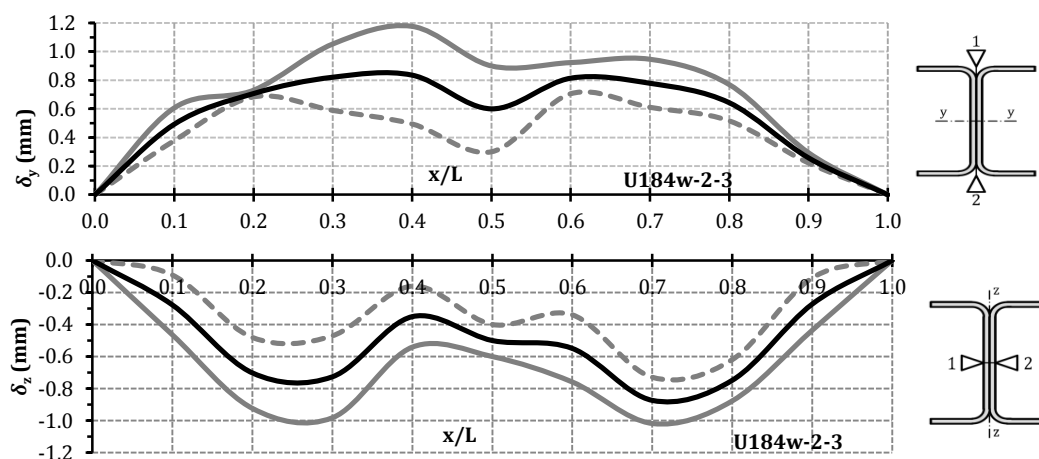
Veličine imperfekcija u ravni upravnoj na jaču osu inercije poprečnog preseka su osrednjene i označene sa  $\delta_y$ , a odgovarajuća maksimalna vrednost (amplituda) sa  $\delta_{0y}$ . Po analogiji, osrednje vrednosti imperfekcija u ravni upravnoj na slabiju osu inercije su označene sa  $\delta_z$ , a maksimalna vrednost imperfekcije (amplituda) sa  $\delta_{0z}$ . Osrednjene vrednosti maksimalnih geometrijskih imperfekcija za uzorke serije U92 i U184 prikazane su u tabeli 3.26.

**Tabela 3.26** Maksimalne vrednosti (amplitude) izmerenih geometrijskih imperfekcija kod uzoraka serije U92 i U184

Uzorci serije U92			Uzorci serije U184		
Uzorak	$\delta_{0y}$ (mm)	$\delta_{0z}$ (mm)	Uzorak	$\delta_{0y}$ (mm)	$\delta_{0z}$ (mm)
U92w-1-1	0.590	0.170	-	-	-
U92w-1-2	0.248	0.198	-	-	-
U92w-1-3	0.364	0.165	-	-	-
U92w-2-1	0.427	0.267	U184w-2-1	1.245	0.807
U92w-2-2	0.392	0.155	U184w-2-2	0.286	0.856
U92w-2-3	0.258	0.225	U184w-2-3	0.836	0.874
-	-	-	U184w-2-4	0.749	0.724
U92w-3-1	0.325	0.175	U184w-3-1	1.000	0.450
U92w-3-2	0.260	0.194	U184w-3-2	0.522	0.475
U92w-3-3	0.237	0.216	U184w-3-3	0.705	0.504
-	-	-	U184w-3-4	0.800	0.482
U92w-5-1	0.843	0.125	-	-	-
U92w-5-2	0.502	0.195	-	-	-
U92w-5-3	0.549	0.231	-	-	-
U92b-2-1	0.267	0.175	U184b-2-1	0.182	0.568
U92b-2-2	0.180	0.169	U184b-2-2	0.203	0.253
U92b-2-3	0.156	0.123	U184b-2-3	0.336	0.188
U92b-2-4	0.254	0.195	U184b-2-4	0.468	0.400
U92b-3-1	0.275	0.150	U184b-3-1	0.440	0.125
U92b-3-2	0.246	0.125	U184b-3-2	0.242	0.278
U92b-3-3	0.305	0.117	U184b-3-3	0.252	0.235
U92b-3-4	0.145	0.150	U184b-3-4	0.424	0.150



**Slika 3.33** Izmerene geometrijske imperfekcije kod uzorka U92w-2-1



**Slika 3.34** Izmerene geometrijske imperfekcije kod uzorka U184w-2-3

Sa stanovišta nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje oko slabije ose, od značaja su geometrijske imperfekcije u ravni upravnoj na slabiju osu preseka. Kod uzoraka nominalne dužine 1500 mm, maksimalna imperfekcija u ovoj ravni izmerena je kod uzorka U92w-2-1 u iznosu od 0.267 mm, što odgovara vrednosti  $L/5620$ . Kod uzoraka nominalne dužine 3000 mm, maksimalna imperfekcija od 0.874 mm je izmerena kod uzorka U184-2-3, što odgovara vrednosti  $L/3432$ . Može se zaključiti da su vrednosti geometrijskih imperfekcija svih uzoraka značajno manje u odnosu na dopuštenu proizvodnu toleranciju imperfekcije od  $L/750$  koju propisuje standard EN 1090-2 [47]. Na slikama 3.33 i 3.34 su prikazane geometrijske imperfekcije uzoraka U92b-3-4 i U184-2-3 u referentnim ravnima, dok su imperfekcije ostalih uzoraka ilustrovane na dijagramima koji su dati u okviru Priloga A ovog rada.

### 3.8 Postupak ispitivanja

Eksperimentalno ispitivanje nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje sprovedeno je u Laboratoriji za ispitivanje konstrukcija Instituta za materijale Srbije u Beogradu.

Sila pritiska je aplicirana pomoću servo - hidrauličke prese Amsler, kapaciteta nosivosti 5000 kN, koja raspolaže sfernim ležišnim pločama (slika 3.35).

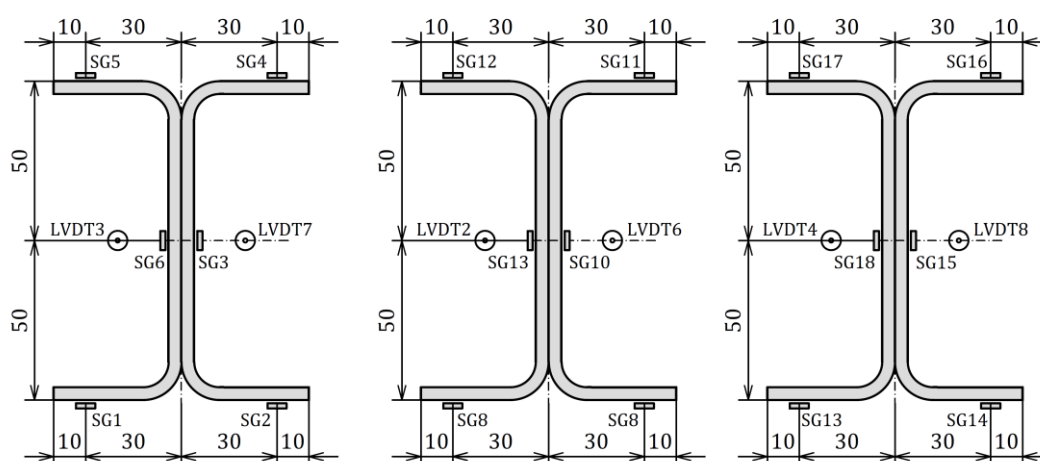


**Slika 3.35** Hidraulička preseka Amsler sa ležišnim pločama

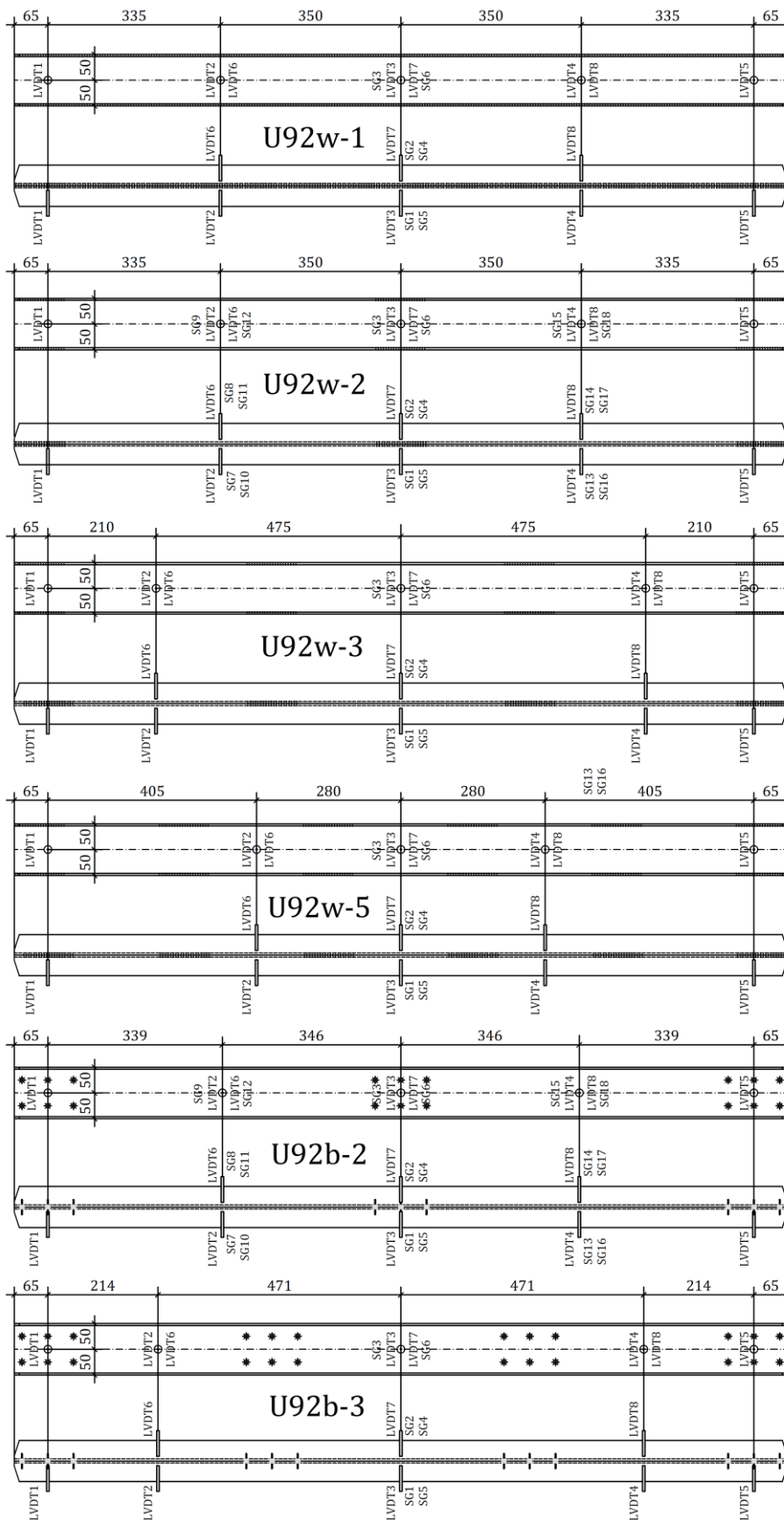
Obzirom da su krajevi uzorka konstruktivno obrađeni tako da formiraju zgob za izvijanje oko slabije ose, ploče prese su u toku ispitivanja bile “zaključane”. Prirast sile je praćen na kontrolnom pultu i pomoću dinamometra C6A proizvođača HBM, mernog opsega 2000 kN, koji je bio postavljen između donje ležišne ploče i uzorka. Za brzinu prirasta deformacije usvojena je vrednost od 0.5 mm/min. Svaki uzorak je postavljen u vertikalni položaj unutar rama prese, uz imperativ da podužna osa elementa “spaja” preseke težišnih osa naležućih površina ležišnih ploča. Nakon postavljanja uzorka u ram, gornja ležišna ploča je, putem prese, polako spuštana ka gornjem kraju uzorka, do ostvarivanja punog kontakta, pa je uzorak inicijalno bio opterećen silom od oko 3.0 kN. Na ovaj način je izvršena

kontrola pravilnog naleganja krajeva elementa na ležišne ploče. Vertikalnost svakog uzorka kontrolisana je naknadno pomoću geodetskih libela.

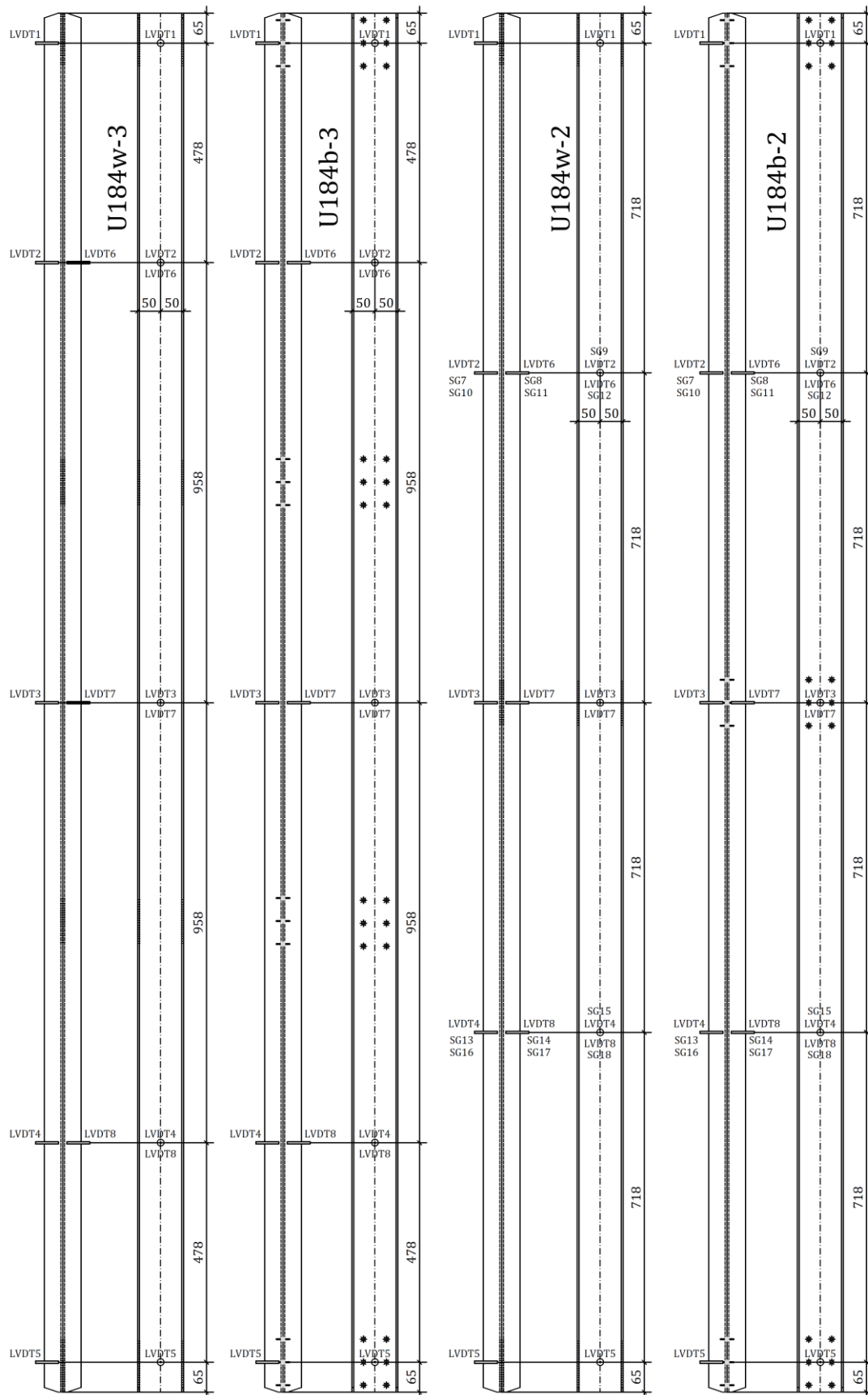
Tokom ispitivanja kontinuirano su praćena horizontalna (bočna) pomeranja elemenata u očekivanoj ravni izvijanja pomoću induktivnih ugibomera (LVDT senzora). Osam ugibomera je postavljeno po vertikali uzorka: neposredno uz krajeve po jedan, dok su u sredini visine uzorka i u sredini rastojanja između kontaktnih spojeva samostalnih elemenata postavljena po dva ugibomera sa obe strane uzorka. Na ovaj način mereno je horizontalno pomeranje uzorka, kao i "lokalno" pomeranje, odnosno eventualno međusobno razmicanje samostalnih elemenata u okviru višedelnog preseka. Podužne dilatacije merene su pomoću mernih traka tipa PFL 10-11, proizvođača Tokyo Sakki Kenkyujo Co, sa mernom bazom od 10 mm. Poprečni presek svih uzoraka je u srednjoj visini bio "opasan" po obimu sa šest mernih traka, po dve na svakoj nožici i rebru (slika 3.36). Kod uzoraka U92b-2, U92w-2, U184b-2 i U184w-2 merne trake su postavljene i po raspoloživom obimu preseka samostalnih elemenata, u sredini rastojanja između spojeva ostvarenih šavovima ili zavrtnjevima, u cilju kotrole naponskog stanja u samostalnim elementima u toku izvijanja. Prikupljanje podataka sa mernih traka i ugibomera obavljano je svake sekunde pomoću sistema za akviziciju podataka DT80G (slika 3.39). Raspored i dispozicija mernih uređaja prikazani su na slikama 3.36, 3.37 i 3.38, dok je dispozicija ispitivanja uzoraka ilustrovana na slici 3.39.



**Slika 3.36** Raspored mernih uređaja (LVDT i SG) u okviru poprečnog preseka



Slika 3.37 Dispozicija mernih uređaja (LVDT i SG) na uzorcima serije U92



**Slika 3.38** Dispozicija mernih uređaja (LVDT i SG) na uzorcima serije U184





**Slika 3.39** Dispozicija ispitivanja uzoraka

### 3.9 Prikaz rezultata ispitivanja

Rezultati koji su dobijeni ispitivanjem nosivosti elemenata, sistematično su prikazani za svaku grupu uzoraka unutar odgovarajuće serije. Rezultati su prikazani tabelarno i grafički. Oznake u tabelarnom prikazu rezultata ispitivanja su:

- $N_{b,u}$  granična vrednost sile na fleksiono izvijanje oko nematerijalne ose,
- $\delta_u$  horizontalno pomeranje uzorka pri graničnoj sili, u sredini raspona,
- $E$  modul elastičnosti,
- $\sigma_u$  granični napon,
- $E_t$  tangenti modul.

Modul elastičnosti  $E$  predstavlja odnos napona i dilatacije u početnom, elastičnom delu napezanja, gde je vrednost napona određena kao odnos

odgovarajuće sile pritiska i bruto površine poprečnog preseka uzorka. Tangentni modul  $E_t$  određen je prema Ramberg Osgood-ovom izrazu (jednačina 2.14), u funkciji mehaničkih svojstava materijala dobijenih ispitivanjem pri pritisku podužno orjentisanih epruveta (LC) i napona  $\sigma_u$  koji odgovara graničnoj nosivosti elementa.

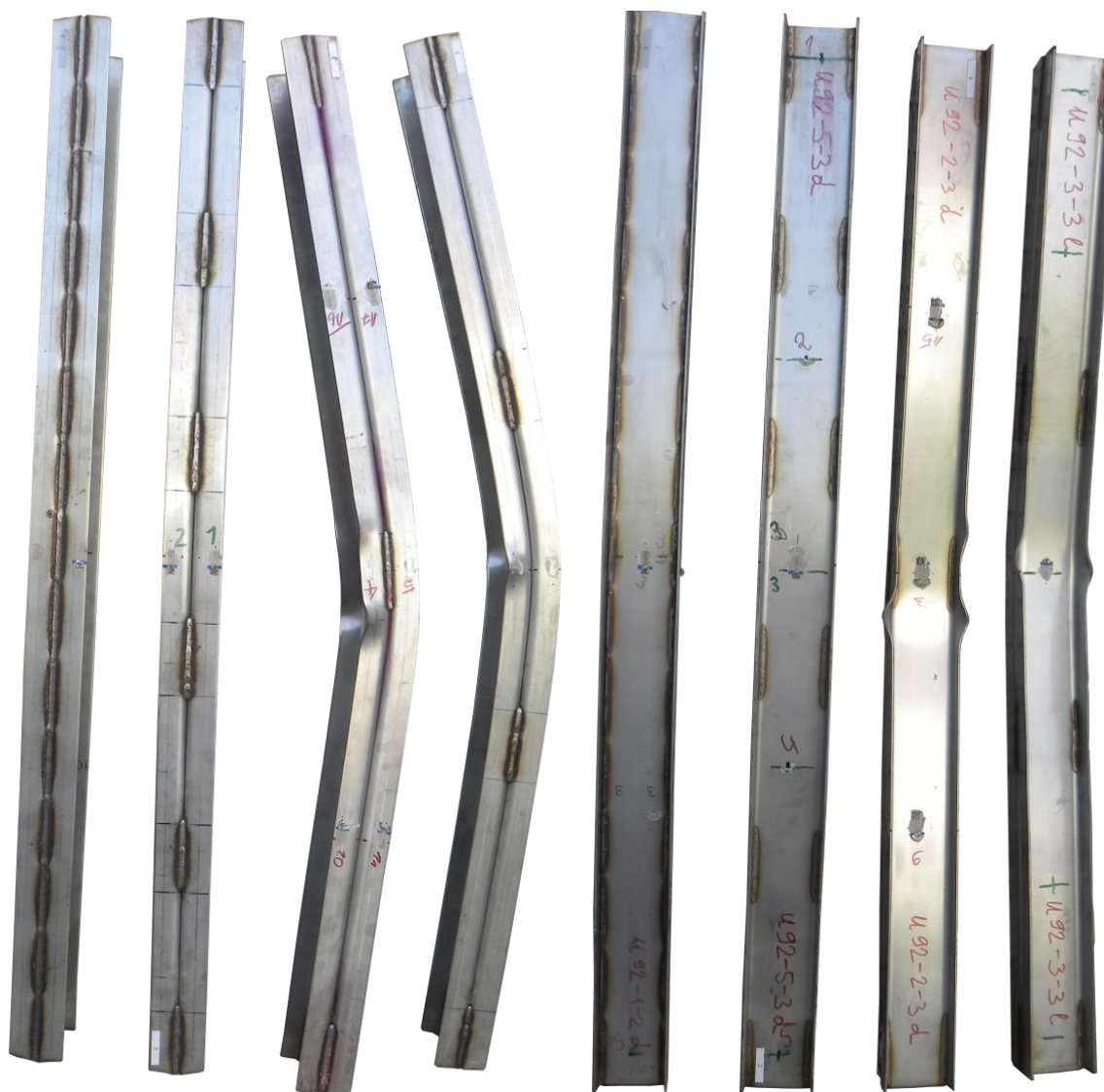
Zbog velikog obima podataka, u okviru ovog poglavlja prezentovani su direktni zapisi očitani putem mernih traka i ugibomera samo za reprezentativne uzorke, dok su svi ostali dijagrami dati u Prilogu B ovog rada.

### 3.9.1 Rezultati ispitivanja kod uzoraka serije U92

Na slikama 3.40 i 3.41 su prikazani deformisani oblici uzoraka serije U92 nakon ispitivanja.



**Slika 3.40** Deformisani oblici uzoraka grupe U92b nakon ispitivanja



**Slika 3.41** Deformisani oblici uzoraka grupe U92w nakon ispitivanja

Rezultati ispitivanja su pokazali da je, u oblasti vitkosti  $\lambda_z = 92$ , granična nosivost elemenata određena fleksionim izvijanjem oko slabije, nematerijalne ose višedelnog poprečnog preseka. U toku ispitivanja nije došlo do međusobnog razmicanja samostalnih elemenata, što je potvrđeno zapisom horizontalnih (bočnih) pomeranja, ugibomerima koji su postavljeni sa svake strane samostalnog elementa, u sredini rastojanja između spojeva.

Određen broj uzoraka je nakon dostizanja granične nosivosti dalje opterećivan do pojave izbočavanja. Izbočavanje je lokalizovano u sredini elemenata, sa formama koje se strukturno razlikuju u zavisnosti od postojanja i vrste spoja između samostalnih elemenata na tom mestu (slike 3.41 i 3.40).

### Uzorci grupe U92w-1

U ovu grupu spadaju uzorci jednodelnog poprečnog preseka, kod kojih je veza između samostalnih elemenata ostvarena obostranim užlebljenim šavovima po celoj dužini.

Ispitivanje ove grupe uzoraka je predviđeno i kao inicijalno, kontrolno ispitivanje, sa jasnom namerom da se u okviru njega uoče i otklone, u što je moguće većem obimu, nepravilnosti koje mogu negativno uticati na tačnost rezultata. Proverena je horizontalnost ležišnih ploča prese, izvršena je kontrola rada mernih uređaja: mernih traka i ugibomera i utvrđen način postavljanja uzorka uz eliminisanje mogućih ekscentriciteta. Kako je najveći broj navedenih grešaka uočen u toku ispitivanja prvog uzorka (U92w-1-1), dobijeni rezultat je odbačen kao neprihvatljiv u daljim analizama.

Slika 3.42 ilustruje prirast dilatacija u funkciji nanete sile pritiska koji je očitani mernim trakama na uzorku U92w-1-2. Na slici 3.43 je prikazano horizontalno pomeranje u sredini visine uzorka mereno ugibomerom LVDT3 u toku ispitivanja. Horizontalna pomeranja svih uzoraka pri dostizanju sile granične nosivosti, određen na osnovu podataka očitanih sa ugibomerima prikazana su na slici 3.44.

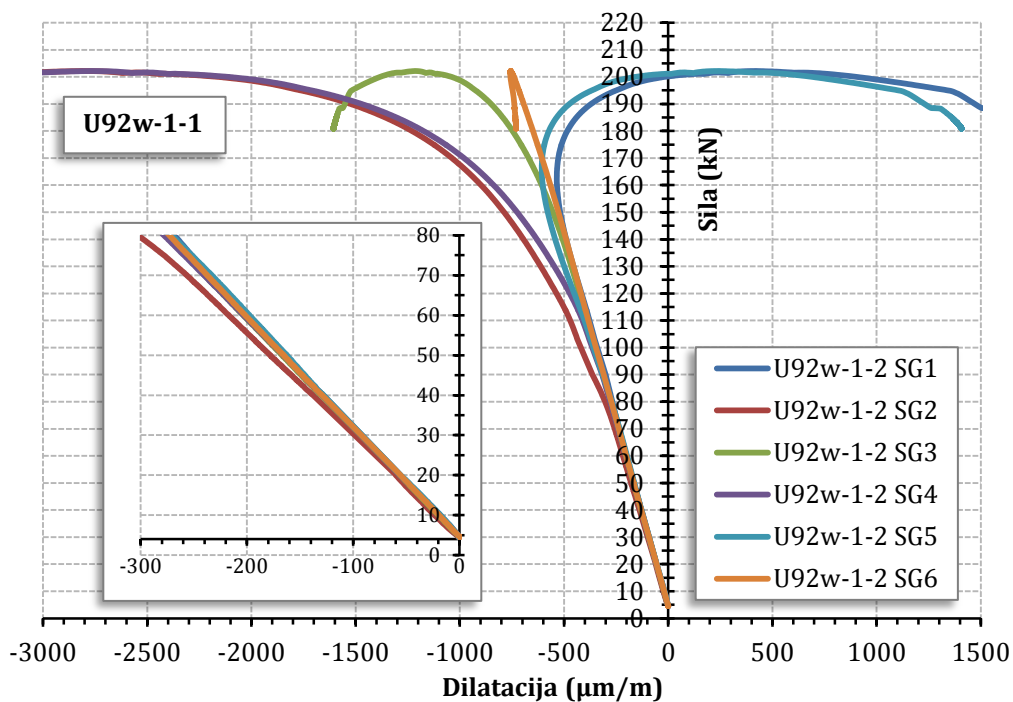
Rezultati koji su dobijeni pri ispitivanju prikazani su u tabeli 3.27.

**Tabela 3.27** Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U92w-1

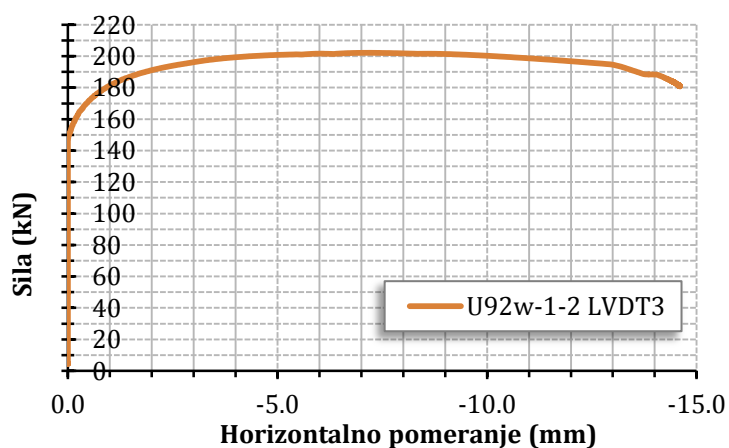
Uzorak	$N_{b,u}$ (kN)	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_u = N_{b,u}/A$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E_t$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\delta_u$ (mm)
U92w-1-2	202.2	207700	154.6	131580	7.2
U92w-1-3	221.7	- <sup>1)</sup>	169.6	111379	6.8
<b>Srednja vrednost</b>	<b>211.9</b>		<b>162.1</b>	<b>121479</b>	
$s_x$	13.8				
$V_x$ (%)	6.5				
<b><math>R_k</math> (EN 1993 Pr.A)</b>	<b>148.4</b>				
<sup>1)</sup> Zbog tehničkih grešaka u početnom delu ispitivanja, nije određena vrednost $E$ .					

Srednja vrednost graničnih nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U92w-1 iznosi 211.9 kN. Vrednost granične sile izvijanja prvog ispitanog

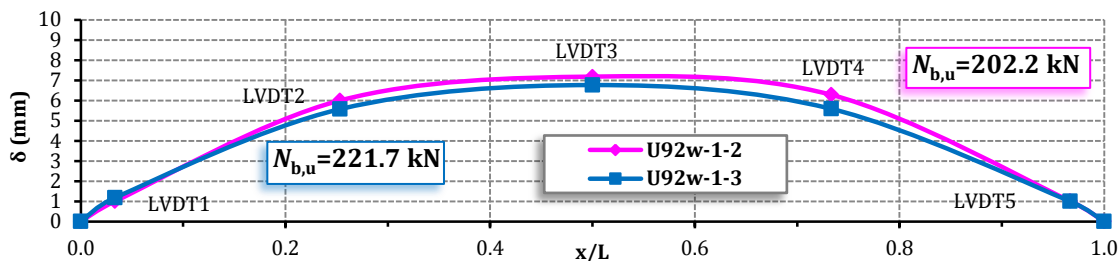
uzorka nije obuhvaćena analizom, pa odgovarajuća karakteristična vrednost, određena prema standardu EN 1993-1-3 [12], iznosi 148.4 kN. Razlika između minimalne i srednje vrednosti granične nosivosti iznosi 4.6%. Uočeno je da maksimalnoj vrednosti granične nosivosti na fleksiono izvijanje od 221.7 kN odgovara manja vrednost horizontalnog pomeranja elementa u sredini raspona, koja iznosi 6.8 mm.



**Slika 3.42** Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja



**Slika 3.43** Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka



Slika 3.44 Horizontalna pomeranja uzoraka U92w-1 pri graničnoj sili izvijanja

Uzorci grupe U92w-5

Samostalni elementi koji formiraju višedelan presek uzoraka U92w-5 međusobno su povezani diskontinualnim obostranim užlebljenim šavovima čije je međusobno rastojanje približno jednako vrednosti  $15i_{min}$ , gde je  $i_{min}$  minimalan poluprečnik inercije poprečnog preseka samostalnog elementa.

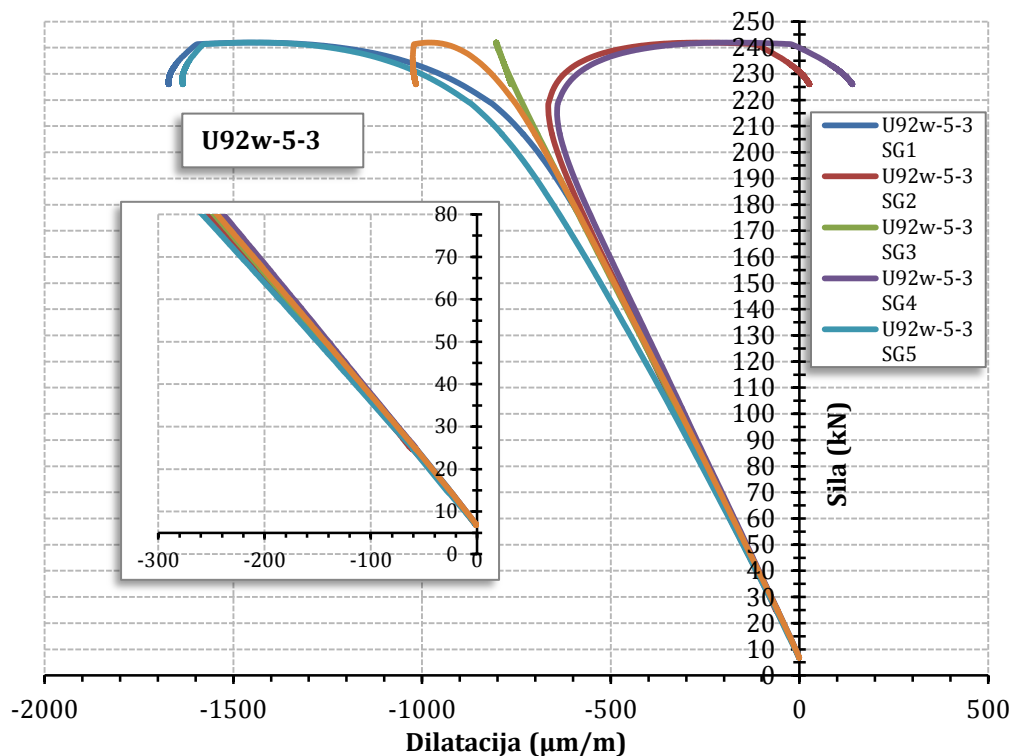
Rezultati ispitivanja ove grupe uzoraka sumirani su u tabeli 3.28. Zavisnost između sile pritiska i podužnih dilatacija merenih u sredini raspona uzorka U92w-5-3 prikazana je na slici 3.45, a odgovarajući prirast horizontalnog pomeranja, na slici 3.46. Horizontalna pomeranja svih uzoraka pri graničnoj sili izvijanja, određen na osnovu podataka čitanja ugibomera sa obe strane uzorka, prikazana su redom na slici 3.47.

Tabela 3.28 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U92w-5

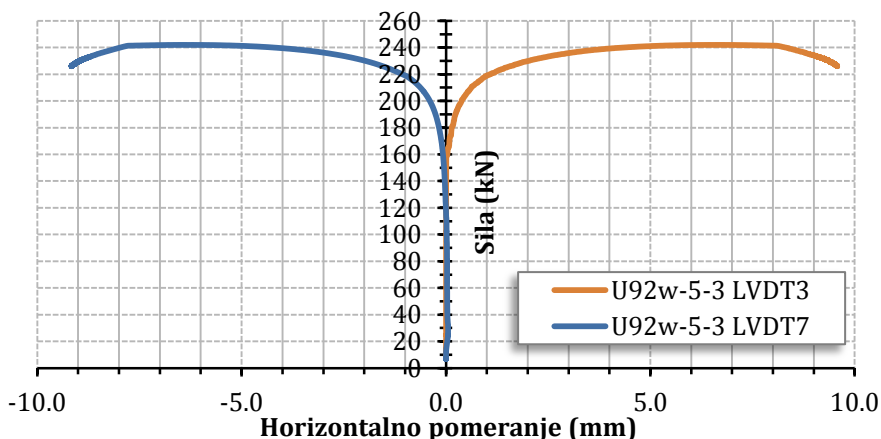
Uzorak	$N_{b,u}$ (kN)	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_u = N_{b,u}/A$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E_t$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\delta_u$ (mm)
U92w-5-1	217.7	206400	166.5	115505	8.9
U92w-5-2	228.7	223400	174.9	104258	7.5
U92w-5-3	242.0	228600	185.1	91137	6.6
<b>Srednja vrednost</b>	<b>229.4</b>	<b>219467</b>	<b>175.5</b>	<b>103633</b>	
$s_x$	12.2				
$V_x$ (%)	5.3				
$R_k$ (EN 1990 Pr.D)	188.5				
$R_k$ (EN 1993 Pr.A)	160.6				

Srednja vrednost graničnih nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U92w-5 iznosi 229.4 kN. Karakteristična vrednost nosivosti, određena

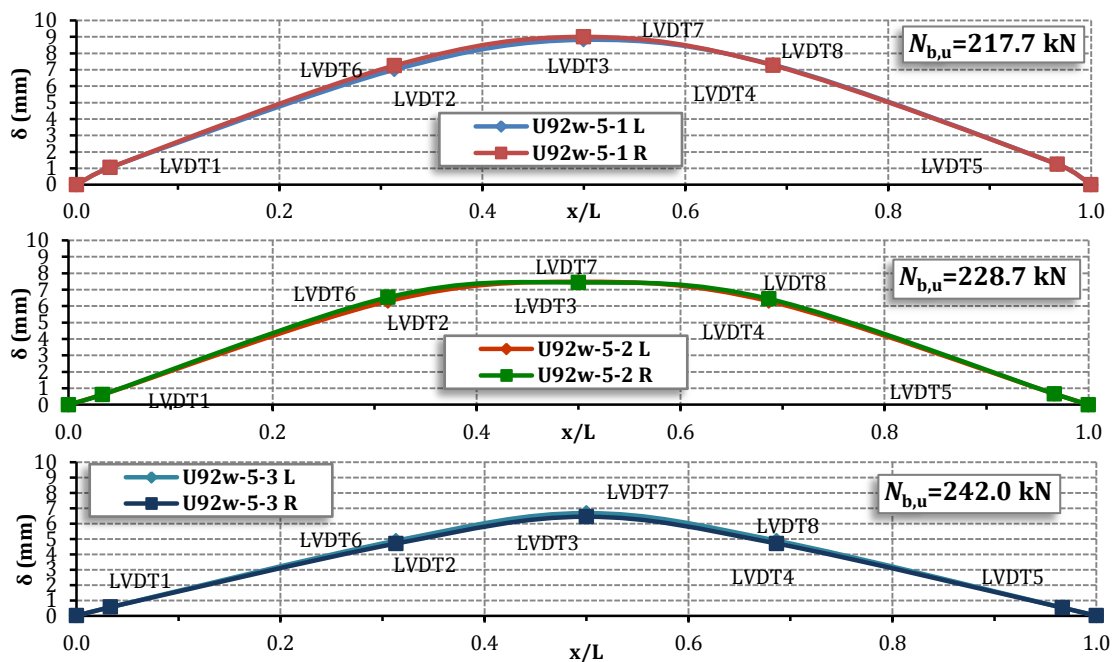
prema EN 1990 [72] iznosi 188.5 kN (za 17.8% manje u odnosu na srednju vrednost). Standardna devijacija je 12.2, a koeficijent varijacije 5.3%. Razlika između minimalne i srednje vrednosti granične nosivosti svih uzoraka u grupi je 5.1%. Uočeno je da najvećoj vrednosti granične nosivosti na fleksiono izvijanje od 242 kN odgovara najmanje horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka od 6.7 mm.



Slika 3.45 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja



Slika 3.46 Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka



Slika 3.47 Horizontalna pomeranja uzorka U92w-5 pri graničnoj sili izvijanja

#### Uzorci grupe U92w-3

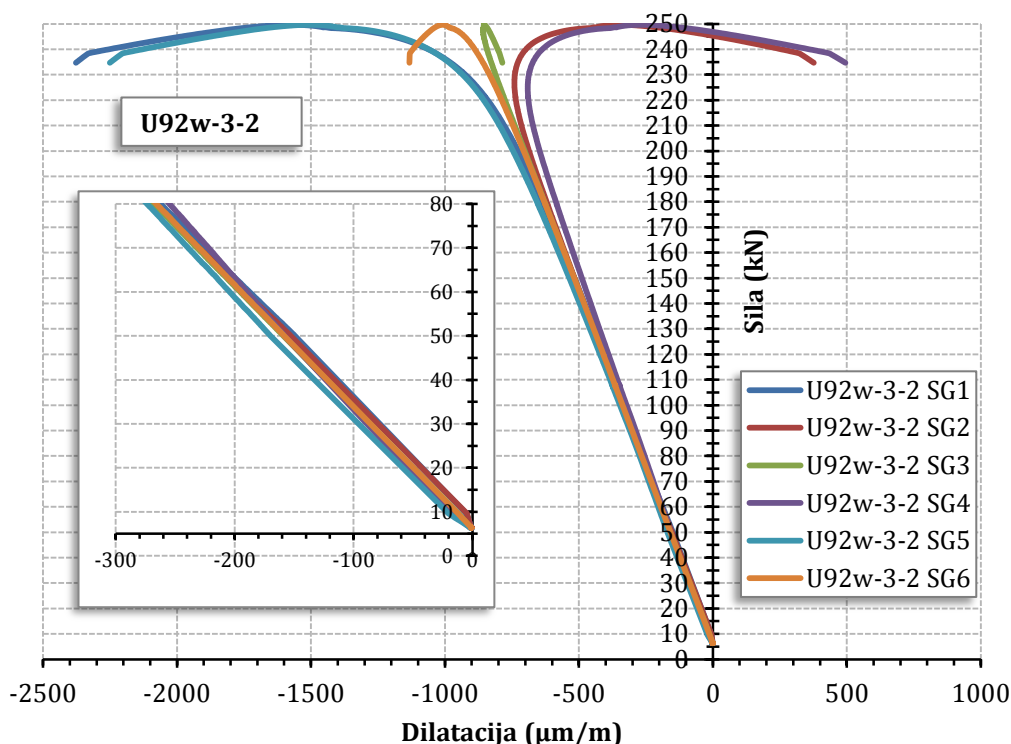
U ovoj grupi uzoraka, samostalni elementi koji formiraju višedelan presek su međusobno povezani šavovima na krajevima i u trećinama raspona. Rezultati ispitivanja za sve uzorke prikazani su u tabeli 3.29, a na slikama 3.48 i 3.49 za uzorak U92w-3-2. Slika 3.50 ilustruje veličine horizontalnih pomeranja pri graničnoj nosivosti za sve uzorke.

Tabela 3.29 Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U92w-3

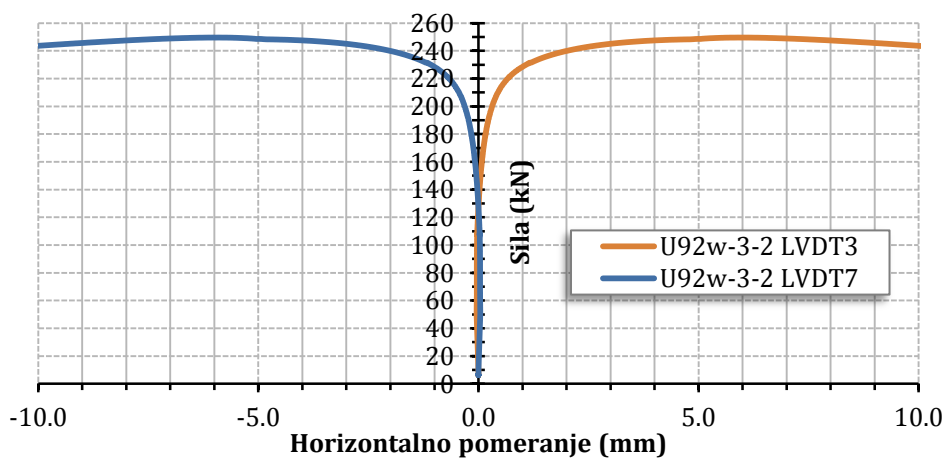
Uzorak	$N_{b,u}$ (kN)	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_u = N_{b,u}/A$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E_t$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\delta_u$ (mm)
U92w-3-1	243.6	212800	186.4	89559	8.4
U92w-3-2	249.6	212700	191.0	83987	6.0
U92w-3-3	216.7	211600	165.7	116595	8.6
<b>Srednja vrednost</b>	<b>236.6</b>	<b>212367</b>	<b>181.0</b>	<b>96714</b>	
$s_x$	17.6				
$V_x$ (%)	7.4				
$R_k$ (EN 1990 Pr.D)	177.4				
$R_k$ (EN 1993 Pr.A)	165.6				



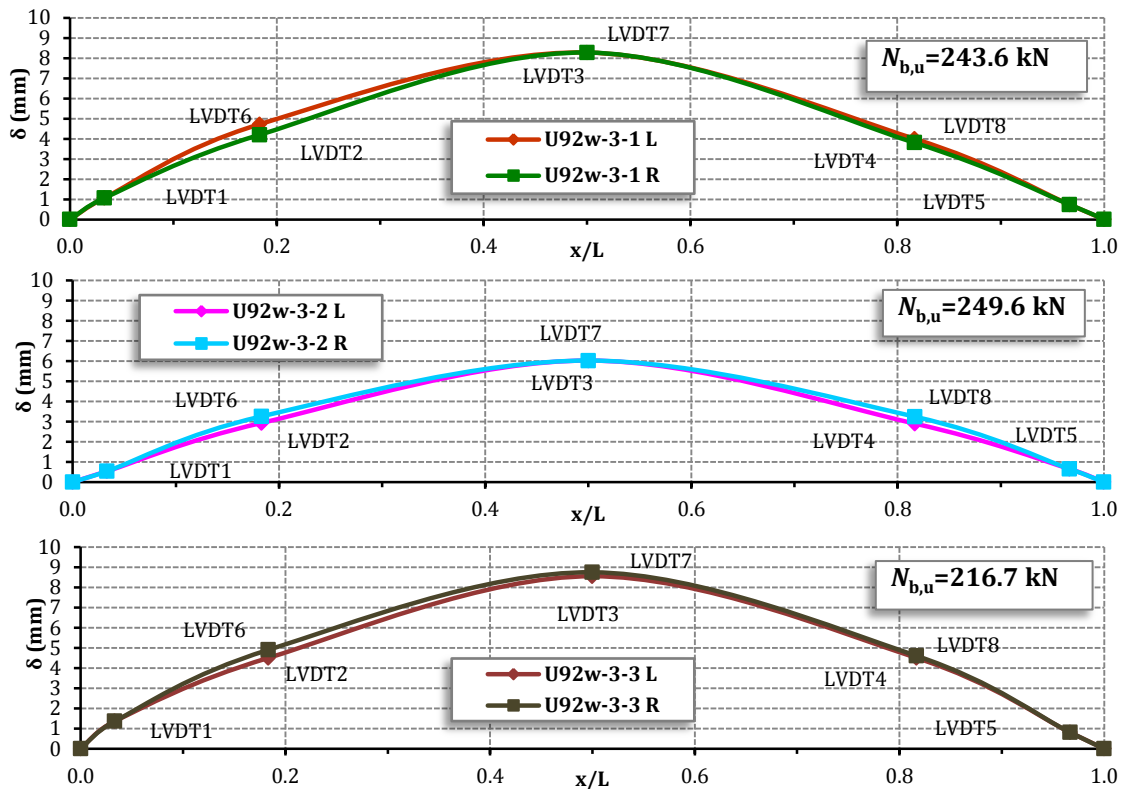
Kod uzoraka grupe U92w-3 srednja vrednost graničnih nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje iznosi 236.6 kN, a karakteristična vrednost 177.4 kN (za 25% manja vrednost). Standardna devijacija je nešto veća, 17.6, a koeficijent varijacije 7.4%. Razlika između minimalne i srednje vrednosti granične nosivosti svih uzoraka u grupi je 8.4%. Najvećoj vrednosti granične nosivosti od 249.6 kN odgovara najmanja vrednost horizontalnog pomeranja u sredini raspona uzorka, koja iznosi 6.0 mm.



**Slika 3.48** Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja



**Slika 3.49** Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka

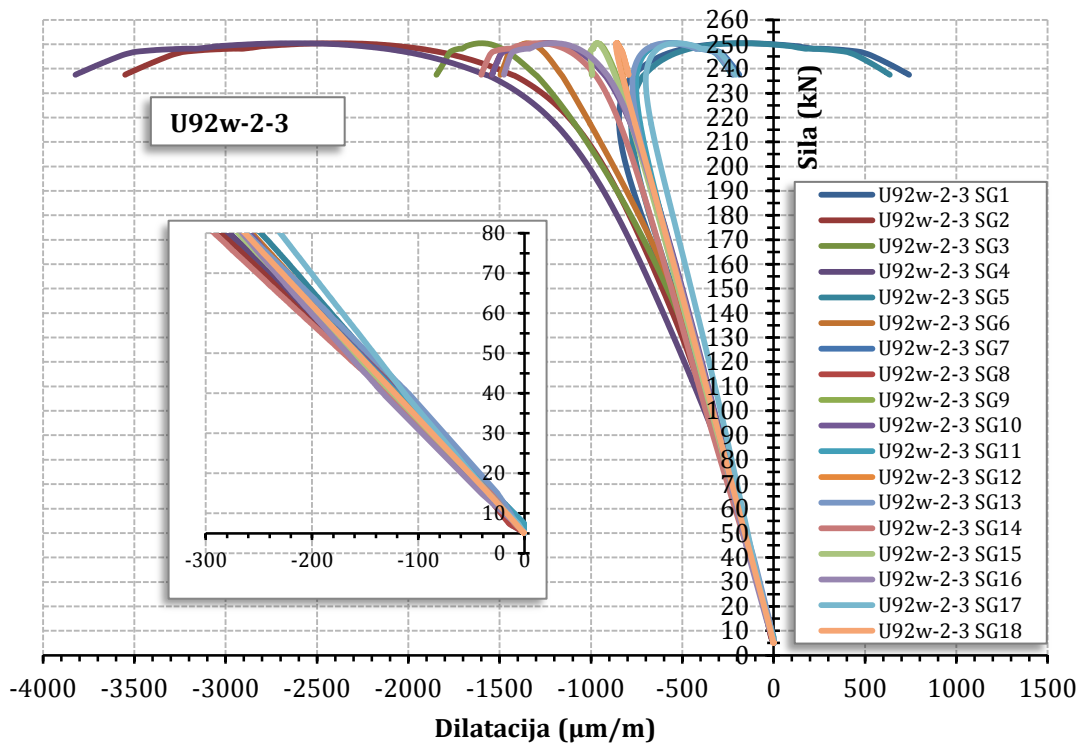


**Slika 3.50** Horizontalna pomeranja uzoraka U92w-3 pri graničnoj sili izvijanja

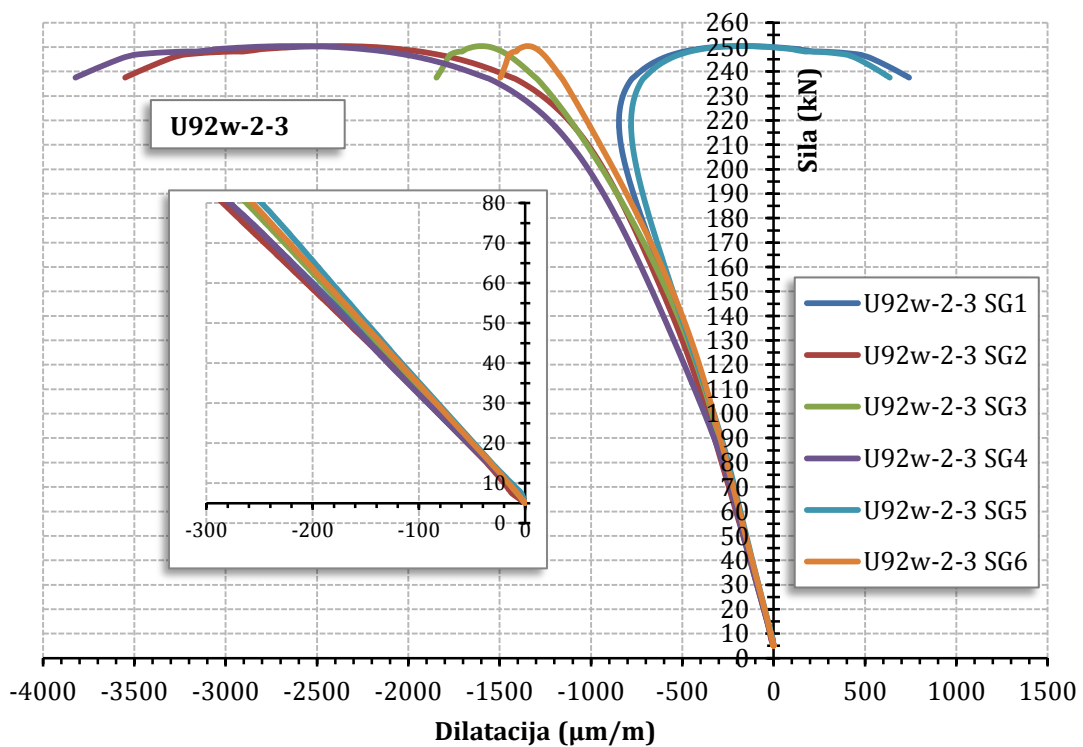
#### Uzorci grupe U92w-2

Razmak između spojeva samostalnih elemenata, kod ove grupe uzoraka, približno je jednak polovini raspona, što odstupa od preporuka datih u evropskim [3] i američkim [4], [5] propisima, prema kojima broj razmaka između spojeva duž elementa nije manji od tri.

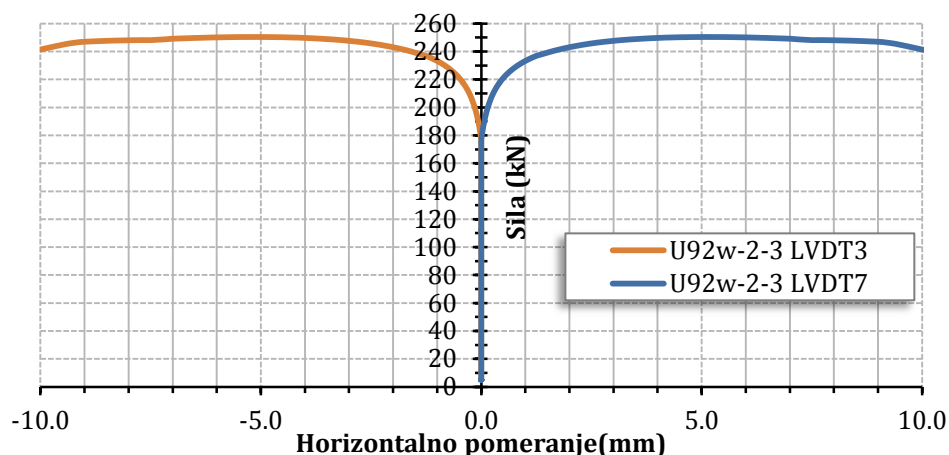
Rezultati ispitivanja prikazani su u tabeli 3.30. Slika 3.51 objedinjuje prirast podužnih dilatacija po obimu karakterističnih poprečnih preseka: u sredini visine elementa U92w-2-3 i sredini rastojanja između spojeva, dok je na slici 3.52 prikazan prirast dilatacija očitane mernim trakama koje su postavljene u sredini raspona uzorka. Dijagram sila–horizontalno pomeranje preseka u sredini raspona prikazan je na slici 3.53. Horizontalna pomeranja svih uzoraka pri graničnoj sili izvijanja, prikazana su na slici 3.54.



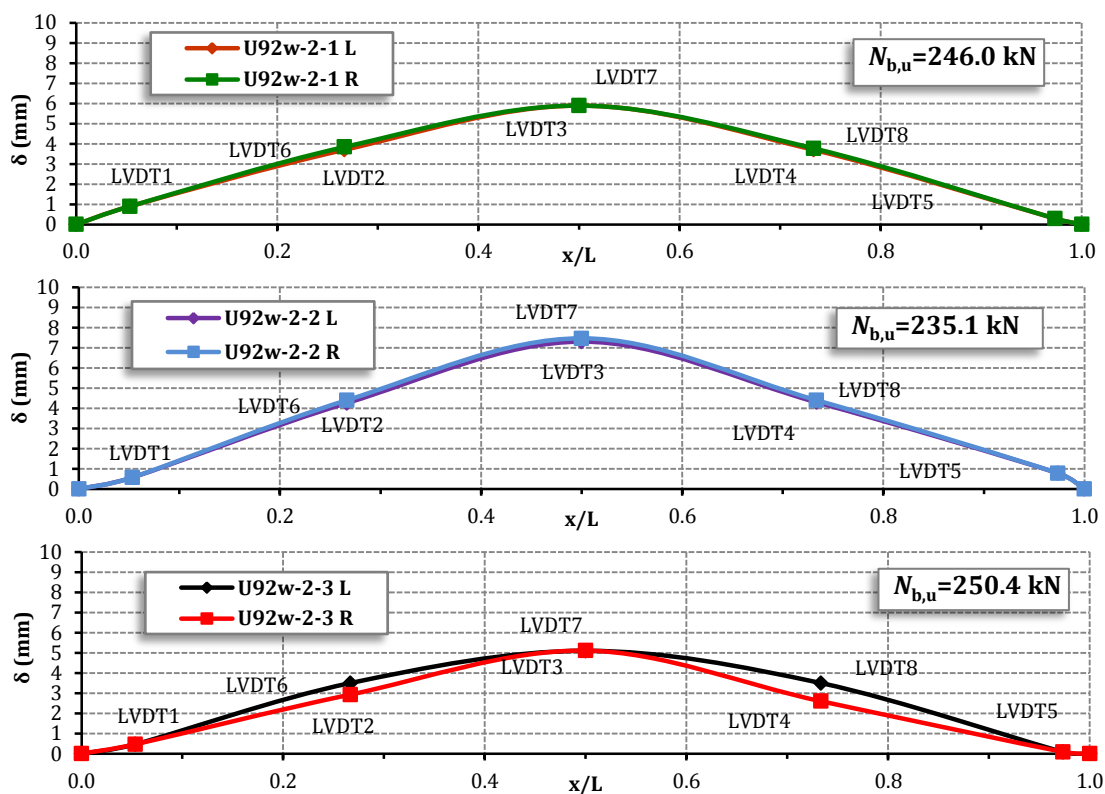
**Slika 3.51** Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja u karakterističnim presecima



**Slika 3.52** Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja u sredini raspona uzorka



Slika 3.53 Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka



Slika 3.54 Horizontalna pomeranja uzoraka U92w-2 pri granici sili izvijanja

Srednja vrednost graničnih nosivosti na fleksiono izvijanje svih uzoraka u grupi U92w-2 je 243.8 kN, karakteristična vrednost nosivosti iznosi 217.2 kN (za 10.9% manja vrednost). Rasipanje rezultata u ovoj grupi je najmanje, standardna devijacija je 7.9, a koeficijent varijacije 3.2%. Razlika između minimalne i srednje vrednosti granične nosivosti je 3.6%. Najvećoj vrednosti granične nosivosti od

250.4 kN odgovara najmanja vrednost horizontalnog pomeranja u sredini uzorka koja iznosi 5.1 mm.

**Tabela 3.30** Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U92w-2

Uzorak	$N_{b,u}$ (kN)	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_u = N_{b,u}/A$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E_t$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\delta_u$ (mm)
U92w-2-1	246.0	215500	188.2	87360	5.8
U92w-2-2	235.1	213600	179.8	97845	7.3
U92w-2-3	250.4	216300	191.5	83287	5.5
<b>Srednja vrednost</b>	<b>243.8</b>	<b>215133</b>	<b>186.50</b>	<b>89497</b>	
$s_x$	7.9				
$V_x$ (%)	3.2				
$R_k$ (EN 1990 Pr.D)	<b>217.2</b>				
$R_k$ (EN 1993 Pr.A)	<b>170.7</b>				

#### *Uzorci grupe U92b-3*

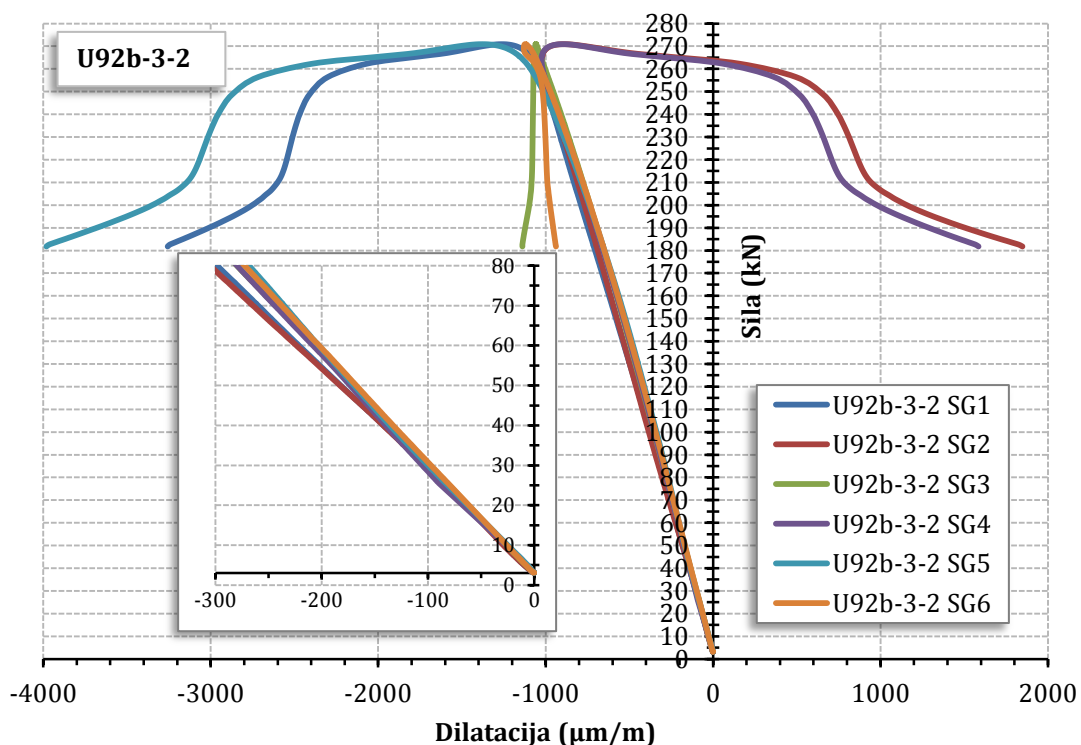
U ovoj grupi samostalni elementi koji formiraju višedelan presek su međusobno povezani zavrtnjevima na krajevima i u trećinama raspona. Rezultati ispitivanja su prikazani u tabeli 3.31, za celu grupu uzoraka i na slikama 3.55 i 3.56 za uzorak U92b-3-2. Horizontalna pomeranja svih uzoraka pri graničnoj sili, prikazana su redom na slici 3.57. Kontrolom dobijenih rezultata i vizuelnim osmatranjem ustanovljeno je da je induktivni ugibomer LVDT 2 u toku ispitivanja imao značajno varijabilni zapis prirasta horizontalnog pomeranja u funkciji sile, pa su ovi rezultati isključeni iz analize. Na svim dijagramima koji reprezentuju deformisani oblik uzoraka pri dostizanju granične nosivosti, ova vrednost je zamenjena ekvivalentnom vrednošću koja je izmerena u donjoj polovini visine uzorka, i koja je označena sa LVDT 2\*, uz pretpostavku centričnog unosa sile.

Srednja vrednost graničnih nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje je 259.4 kN, a karakteristična 226.2 kN (za 12.8% manje). Razlika između najmanje i srednje vrednosti granične nosivosti svih uzoraka u grupi je 5.0%. Najvećoj vrednosti granične nosivosti elementa od 270.9 kN odgovara najmanja vrednost

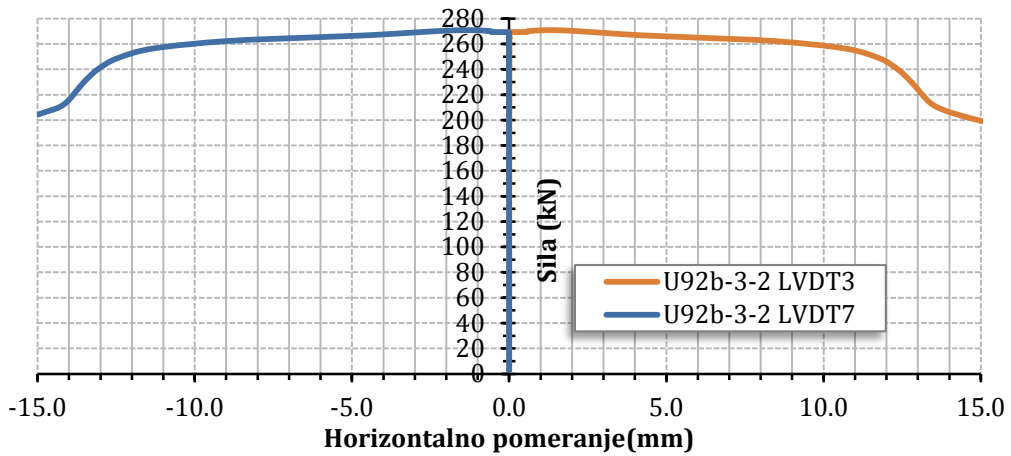
horizontalnog pomeranja u sredini raspona uzorka, koja iznosi 1.3 mm. Standardna devijacija je 12.6, a koeficijent varijacije 4.9%.

**Tabela 3.31** Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U92b-3

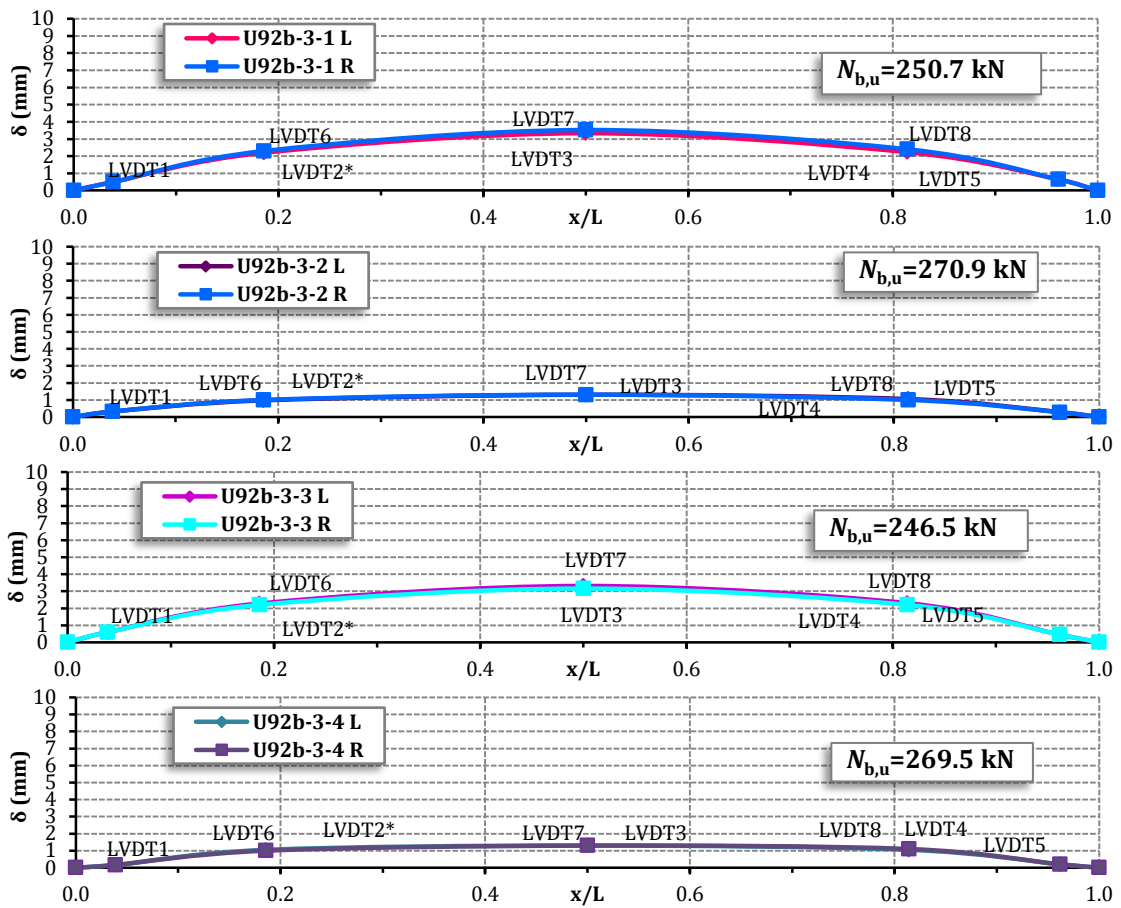
Uzorak	$N_{b,u}$ (kN)	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_u = N_{b,u}/A$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E_t$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\delta_u$ (mm)
U92b-3-1	250.7	208900	191.8	83018	3.4
U92b-3-2	270.9	205600	207.2	66156	1.3
U92b-3-3	246.5	203300	188.5	86902	3.2
U92b-3-4	269.5	193600	206.2	67207	1.3
<b>Srednja vrednost</b>	<b>259.4</b>	<b>202850</b>	<b>198.4</b>	<b>75821</b>	
$s_x$	12.6				
$V_x$ (%)	4.9				
$R_k$ (EN 1990 Pr.D)	226.2				
$R_k$ (EN 1993 Pr.A)	226.2				



**Slika 3.55** Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja



Slika 3.56 Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka



Slika 3.57 Horizontalna pomeranja uzoraka U92b-3 pri graničnoj sili izvijanja

### Uzorci grupe U92b-2

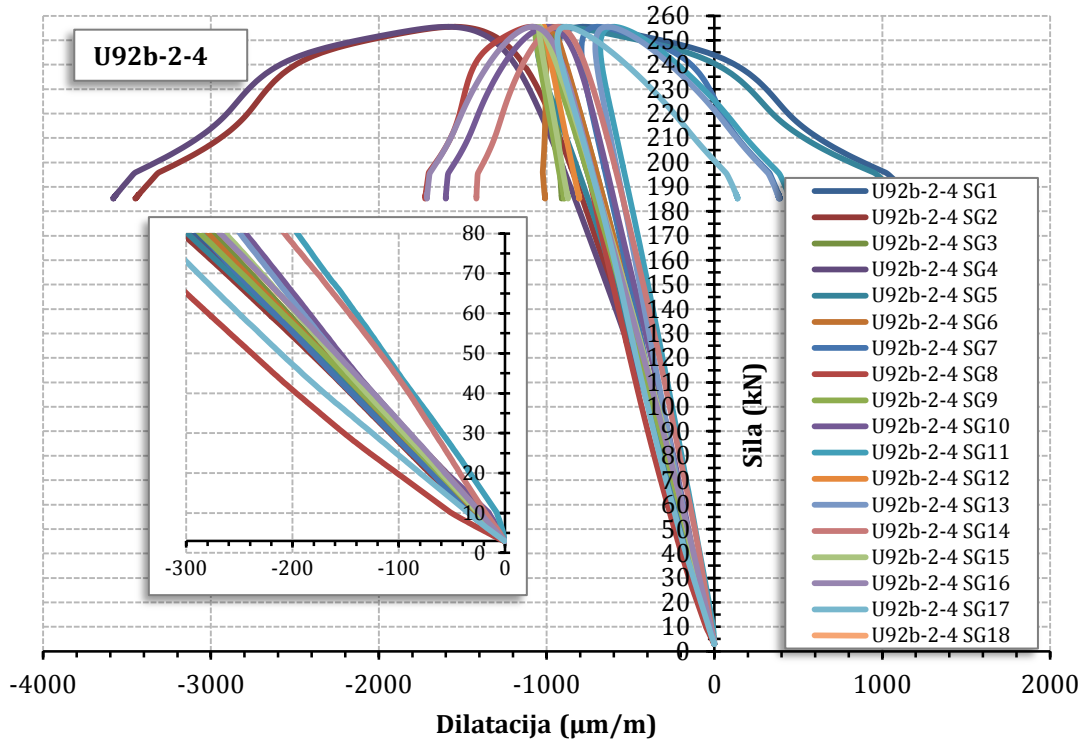
Samostalni elementi ove grupe uzoraka međusobno su povezani na krajevima i u polovini raspona. Na slici 3.58 je objedinjen prirast podužnih dilatacija očitanih mernim trakama koje su postavljene po obimu poprečnih preseka: u sredini visine elementa U92b-2-4 i sredini rastojanja između spojeva, dok je na slikama 3.59 i 3.60 izdvojeno prikazan prirast dilatacija i horizontalno (bočno) pomeranje mereno u sredini raspona. Horizontalna pomeranja uzoraka pri graničnoj sili izvijanja, prikazana su redom na slici 3.61. Tabela 3.32 prikazuje rezultate ispitivanja svih uzoraka.

**Tabela 3.32** Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U92b-2

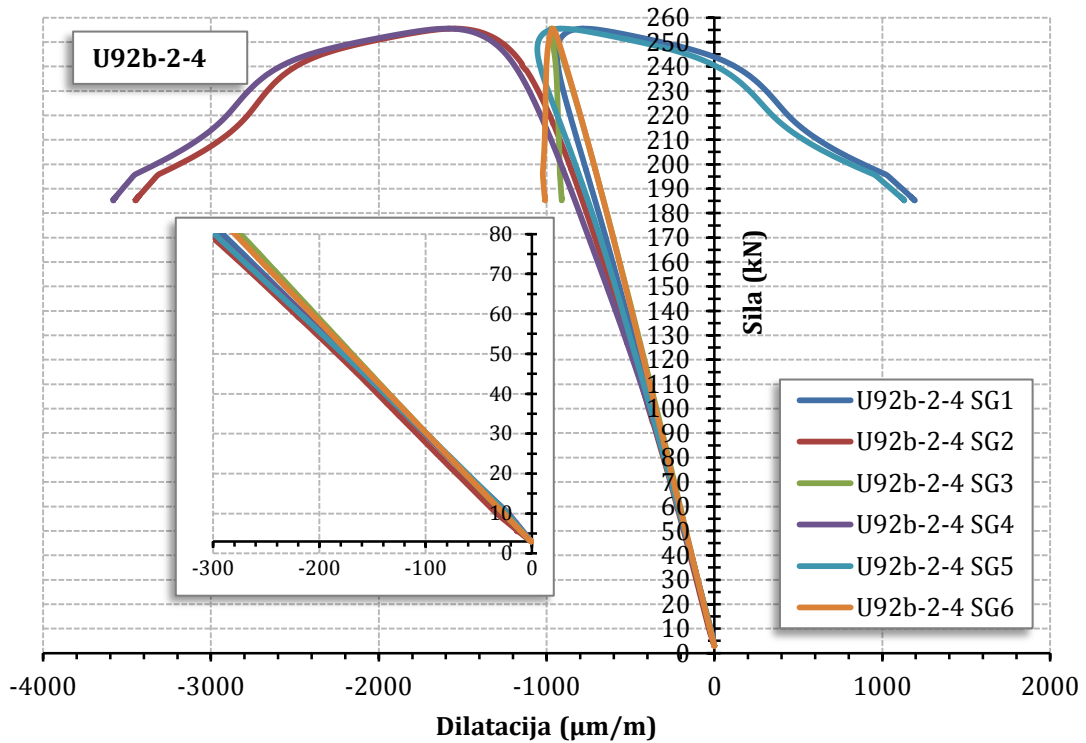
Uzorak	$N_{b,u}$ (kN)	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_u = N_{b,u}/A$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E_t$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\delta_u$ (mm)
U92b-2-1	233.6	204600	178.7	99331	3.8
U92b-2-2	240.9	210500	184.3	92158	3.5
U92b-2-3	233.9	207500	178.9	99033	4.0
U92b-2-4	255.5	205200	195.4	78754	2.2
<b>Srednja vrednost</b>	<b>241.0</b>	<b>206950</b>	<b>184.3</b>	<b>92319</b>	
$s_x$	10.3				
$V_x$ (%)	4.3				
$R_k$ (EN 1990 Pr.D)	<b>213.9</b>				
$R_k$ (EN 1993 Pr.A)	<b>213.9</b>				

Srednja vrednost graničnih nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu U92b-2 iznosi 241 kN, a karakteristična vrednost 213.9 kN (za 11.2% manja vrednost). Koeficijent varijacije je 4.3%, a standardna devijacija 10.3. Razlika između minimalne i srednje vrednosti granične nosivosti svih uzoraka u grupi je 2.9%. Najvećoj vrednosti granične sile izvijanja od 255.5 kN odgovara najmanja vrednost horizontalnog pomeranja u sredini raspona u iznosu od 2.2 mm.

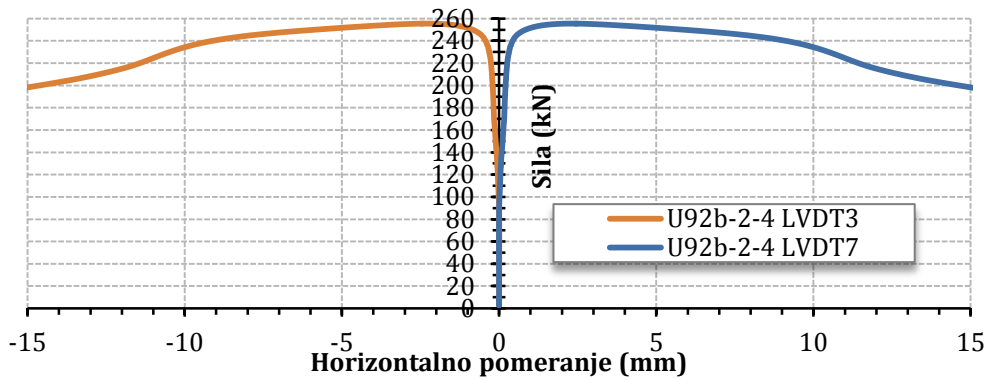




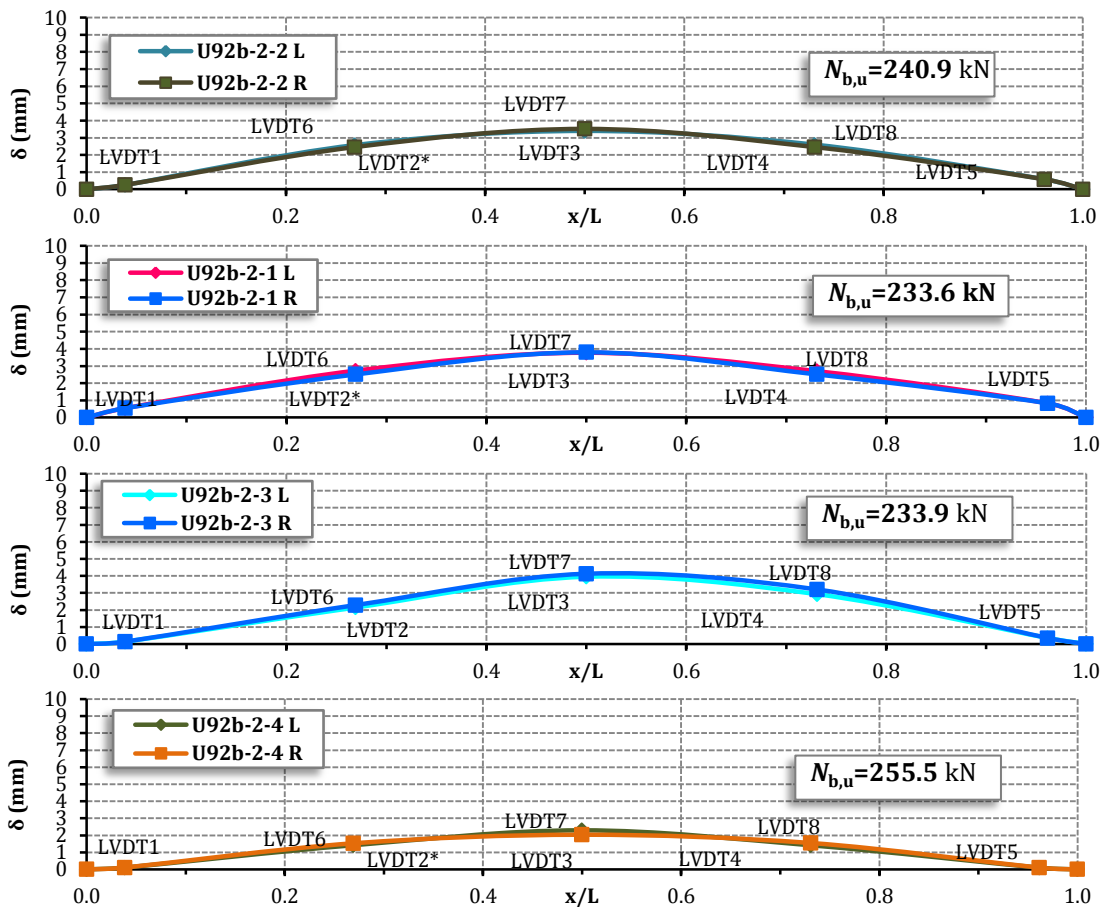
**Slika 3.58** Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja u karakterističnim presecima



**Slika 3.59** Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja u preseku u sredini raspona uzorka



Slika 3.60 Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka



Slika 3.61 Horizontalna pomeranja uzoraka U92b-2 pri graničnoj sili izvijanja

### 3.9.2 Rezultati ispitivanja kod uzoraka serije U184

Granična nosivost uzoraka u oblasti vitkosti  $\lambda_z = 184$  je određena nosivošću na fleksiono izvijanje oko slabije, nematerijalne ose višedelnog preseka. Nije zabeležen gubitak nosivosti usled izvijanja samostalnog elementa, niti međusobno razmicanje samostalnih elemenata u toku ispitivanja. Ovo zapažnje potkrepljeno je

zapisom horizontalnih pomeranja, ugibomerima koji su postavljeni u sredini razmaka između spojeva sa svake strane samostalnog elementa.

Slika 3.62 ilustruje deformisani oblik uzoraka serije U184 nakon ispitivanja.



**Slika 3.62** Deformisani oblik uzoraka serije U184 nakon ispitivanja

Iako je određen broj uzoraka nakon dostizanja granične nosivosti opterećivan silom pritiska u iznosu prihvatljivom za bezbednost mernih uređaja, nije uočena pojava izbočavanja.

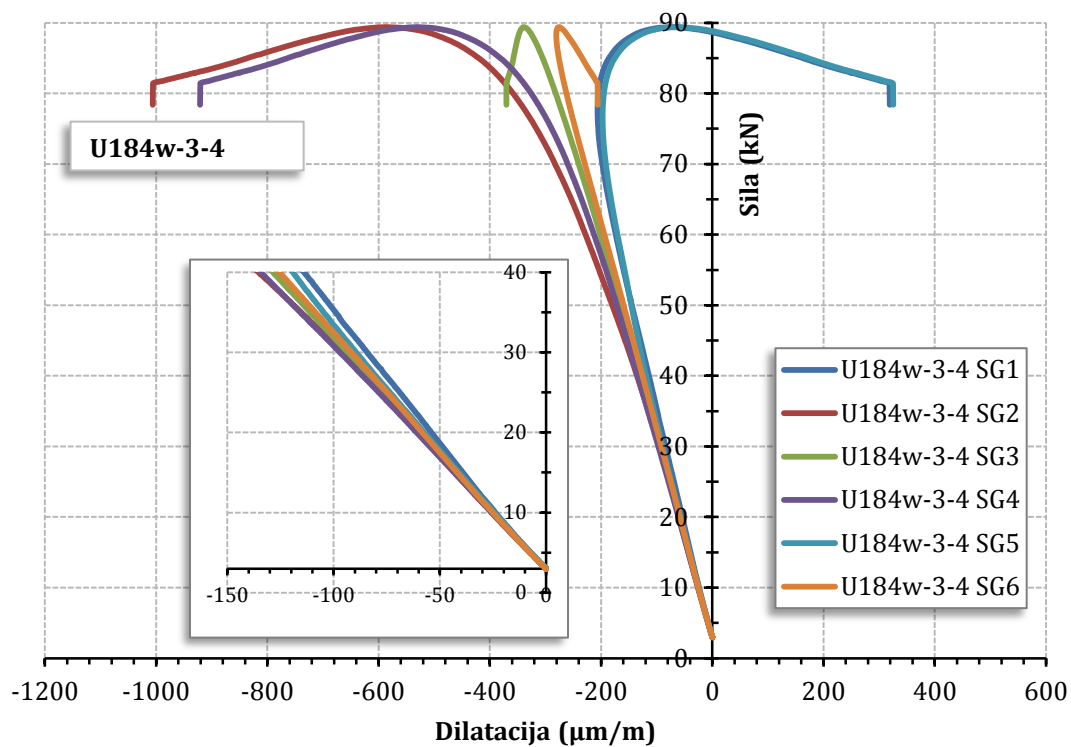
### Uzorci grupe U184w-3

Rezultati ispitivanja za ovu grupu uzoraka prikazani su u tabeli 3.33. Na slikama 3.63 i 3.64 su prikazani rezultati ispitivanja uzorka U184w-3-4. Horizontalna pomeranja uzoraka pri graničnoj sili izvijanja, prikazana su redom na slici 3.65.

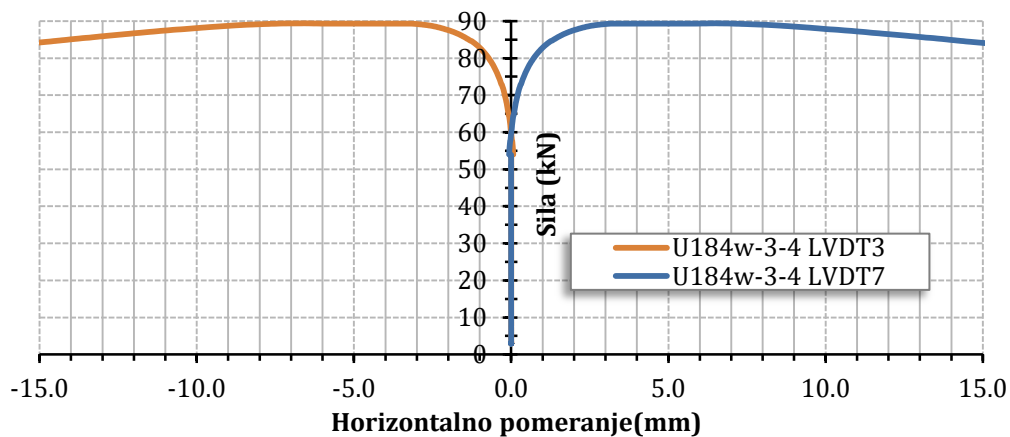
**Tabela 3.33** Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U184w-3

Uzorak	$N_{b,u}$ (kN)	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_u = N_{b,u}/A$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E_t$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\delta_u$ (mm)
U184w-3-1	100.4	223300	76.8	194038	3.8
U184w-3-2	97.2	209500	74.4	194539	2.9
U184w-3-3	95.1	208900	72.8	194839	2.6
U184w-3-4	89.4	225000	68.4	195545	6.6
<b>Srednja vrednost</b>	<b>95.5</b>	<b>216675</b>			-
$s_x$	4.6	8663			-
$V_x$ (%)	4.8	4			-
$R_k$ (EN 1990 Pr.D)	83.4	-			-
$R_k$ (EN 1993 Pr.A)	83.4	-			-

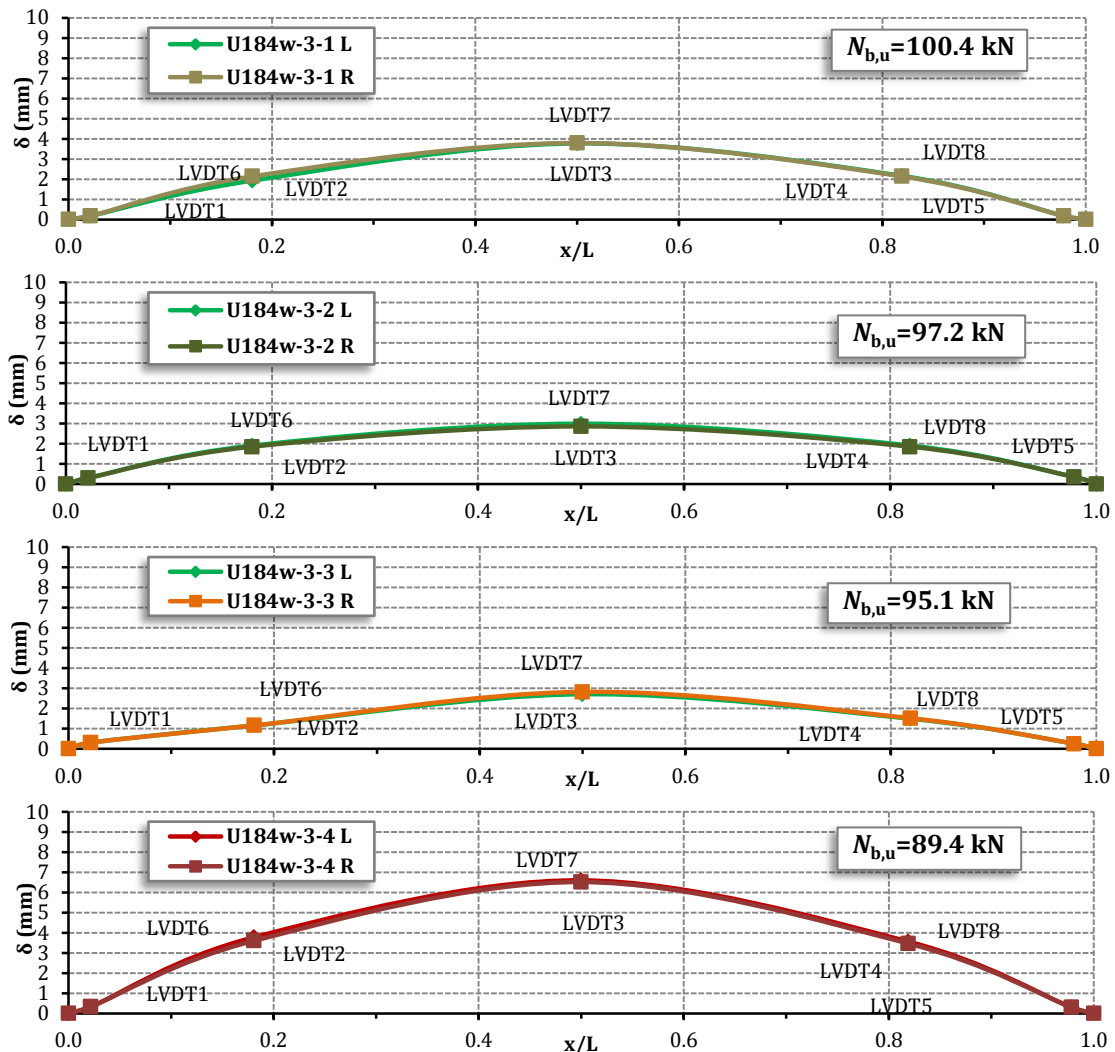
Srednja vrednost granične nosivosti uzoraka U184w-3 iznosi 95.5 kN, a karakteristična vrednost 83.4 kN (za 12.7% manja vrednost). Standardna devijacija je 4.6, a koeficijent varijacije 4.8%. Razlika između minimalne vrednosti i srednje vrednosti nosivosti svih uzoraka je 6.4%. Najvećoj vrednosti granične nosivosti od 100.4 kN odgovara deformacija u sredini uzorka od 3.7 mm, koja u ovom slučaju nije najmanja ako se posmatraju svi uzorci u grupi.



Slika 3.63 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja



Slika 3.64 Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka



**Slika 3.65** Horizontalna pomeranja uzoraka U184w-3 pri graničnoj sili izvijanja

#### Uzorci grupe U184w-2

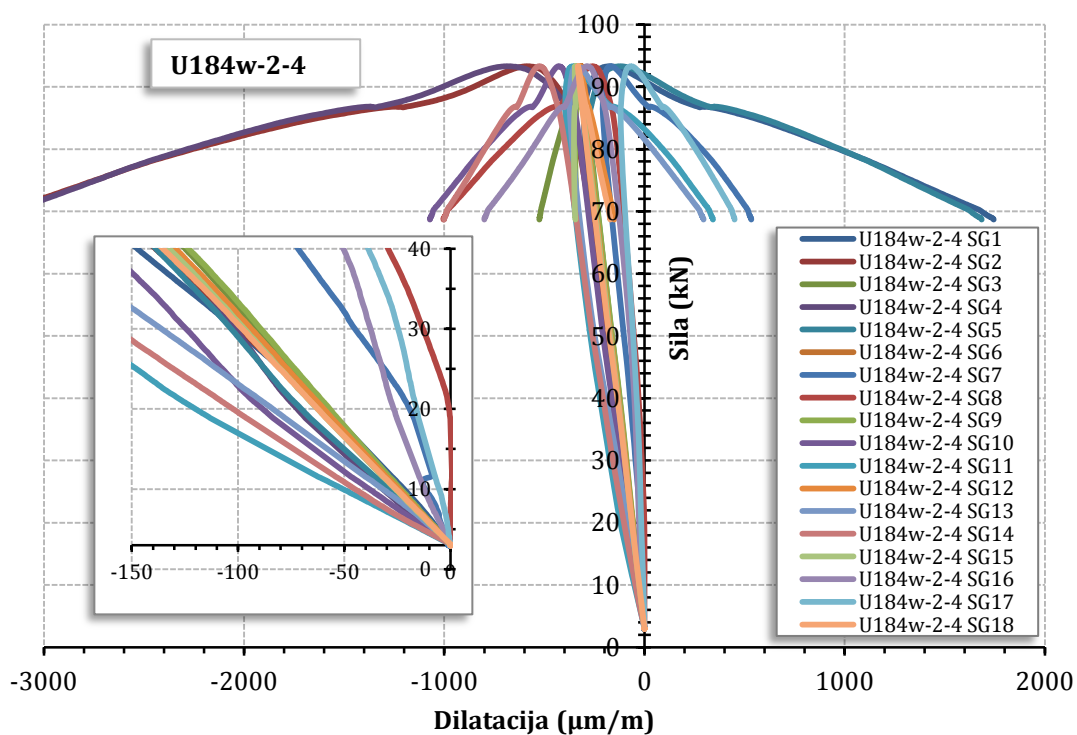
Rezultati ispitivanja za ovu grupu uzoraka prikazani su u tabeli 3.34. Na slici 3.66 je objedinjen prirast podužnih dilatacija očitanih mernim trakama koje su postavljene po obimu poprečnih preseka: u sredini visine elementa U184w-2-4 i sredini rastojanja između spojeva, dok je na slikama 3.67 i 3.68 izdvojeno prikazan prirast dilatacija i horizontalno (bočno) pomeranje mereno u sredini raspona elementa. Horizontalna pomeranja uzoraka pri graničnoj sili izvijanja, prikazana su redom na slici 3.69.

Srednja vrednost graničnih nosivosti na fleksiono izvijanje uzoraka U184w-2 iznosi 85.7 kN, a karakteristična vrednost 70.5 kN (za 17.8% manja vrednost). Standardna devijacija je 5.8 a koeficijent varijacije 6.8%. Razlika između najmanje

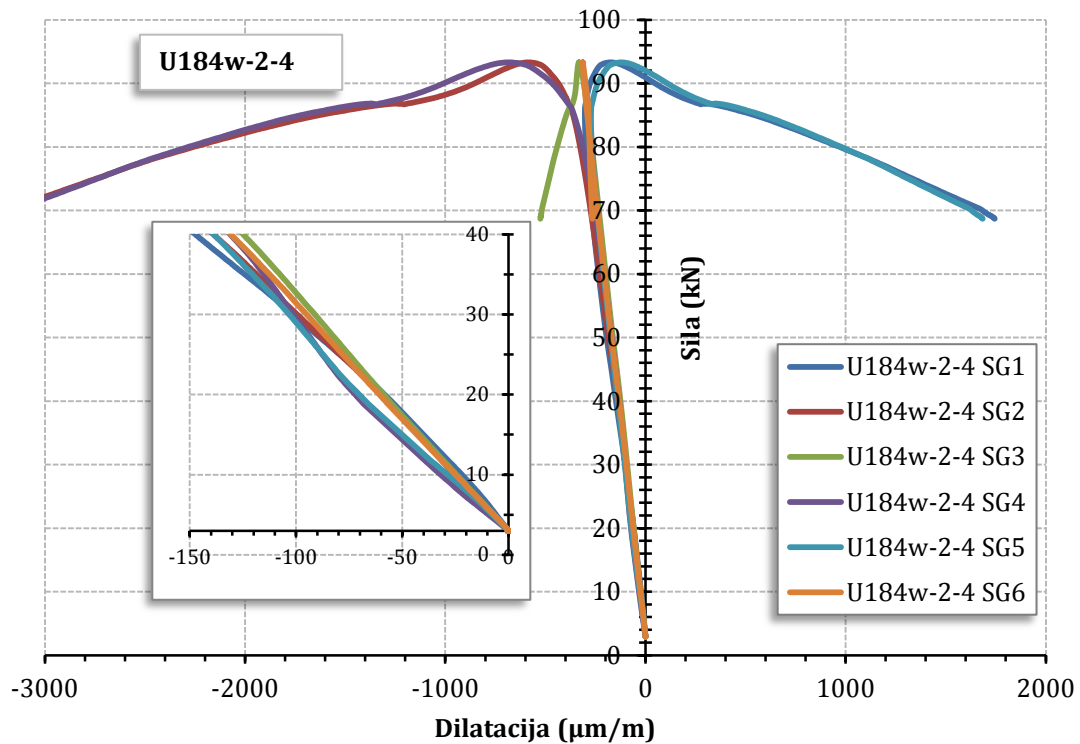
vrednosti i srednje vrednosti granične nosivosti svih uzoraka je 7.5%. Najvećoj vrednosti granične nosivosti od 93.3 kN odgovara najmanja vrednost horizontalnog pomeranja u sredini raspona uzorka koja iznosi 5.1 mm.

**Tabela 3.34** Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U184w-2

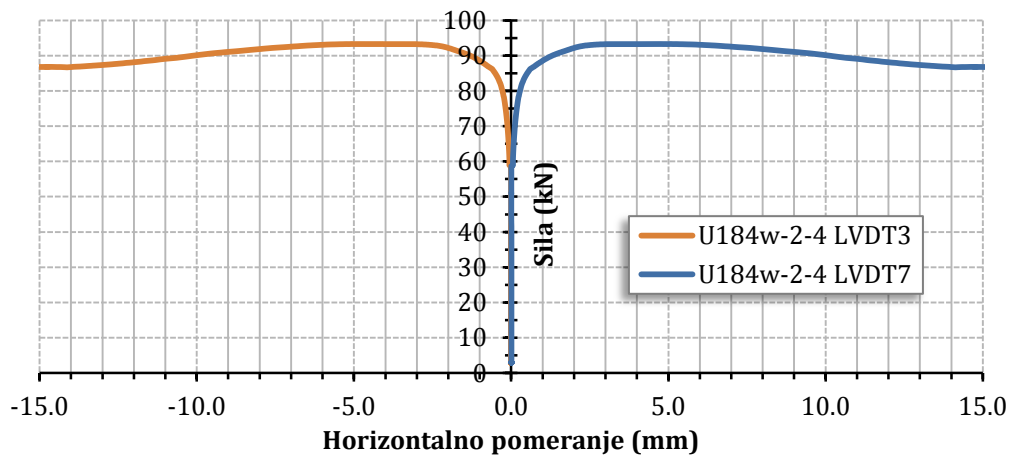
Uzorak	$N_{b,u}$ (kN)	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_u = N_{b,u}/A$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E_t$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\delta_u$ (mm)
U184w-2-1	79.3	224100	60.7	196454	7.5
U184w-2-2	85.8	223600	65.7	195912	5.8
U184w-2-3	84.4	213000	64.6	196044	8.3
U184w-2-4	93.3	208000	71.4	195079	5.1
<b>Srednja vrednost</b>	<b>85.7</b>	<b>217175</b>	<b>65.6</b>	<b>195872</b>	
$s_x$	5.8				
$V_x$ (%)	6.8				
$R_k$ (EN 1990 Pr.D)	70.5				
$R_k$ (EN 1993 Pr.A)	70.5				



**Slika 3.66** Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja u karakterističnim presecima

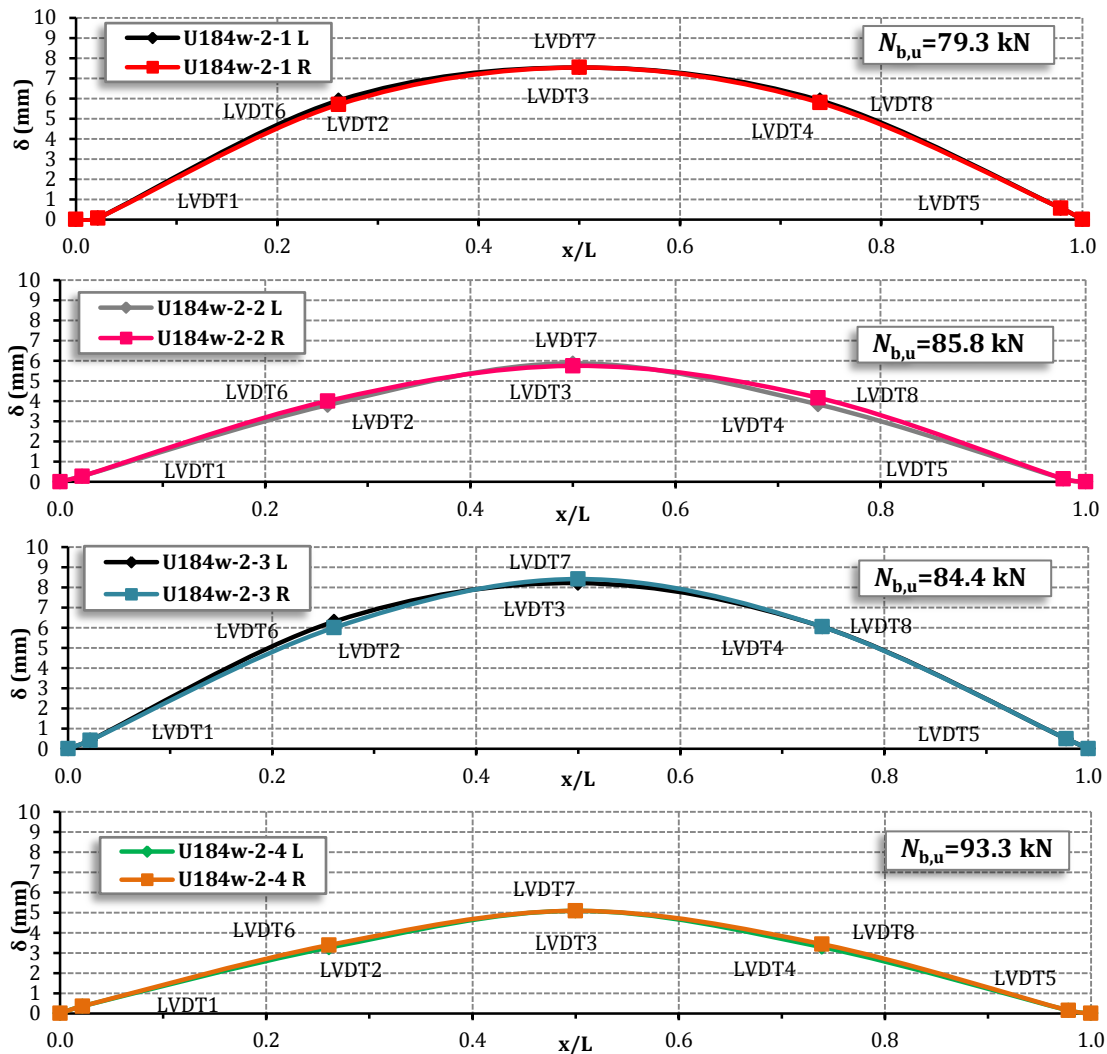


**Slika 3.67** Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja u sredini raspona uzorka



**Slika 3.68** Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka





**Slika 3.69** Horizontalno pomeranje uzoraka U184w-2 pri graničnoj sili izvijanja

### Uzorci grupe U184b-3

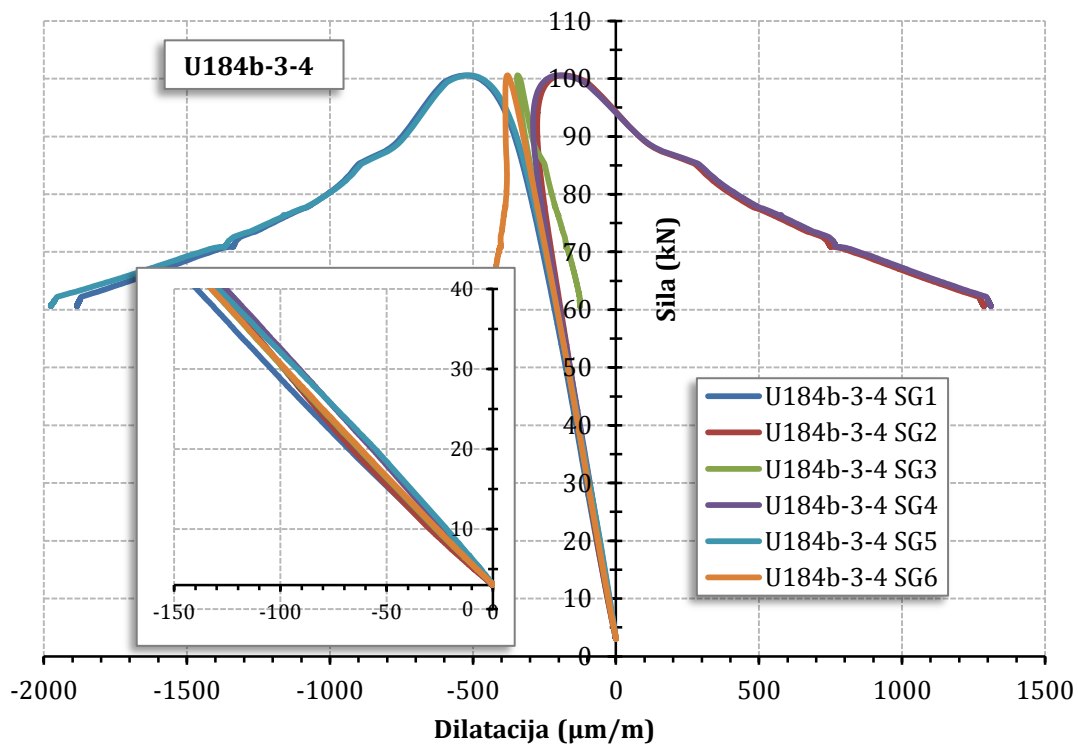
Rezultati ispitivanja prikazani su u tabeli 3.35. Slika 3.70 ilustruje prirast podužnih dilatacija u preseku koji je u sredini raspona uzorka U184b-3-4, a slika 3.71 prirast horizontalnog (bočnog) pomeranja meren ugibomerima u sredini raspona istog uzorka. Horizontalna pomeranja uzorka pri graničnoj sili izvijanja, prikazana su redom na slici 3.72.

U grupi U184b-3 srednja vrednost graničnih nosivosti na fleksiono izvijanje svih uzoraka iznosi 97.5 kN, a karakteristična vrednost 86.9 kN (za 10.9% manja vrednost). Standardna devijacija je 4, a koeficijent varijacije 4.1%. Razlika između najmanje i srednje vrednosti graničnih nosivosti svih uzoraka je 5.7%. Najvećoj

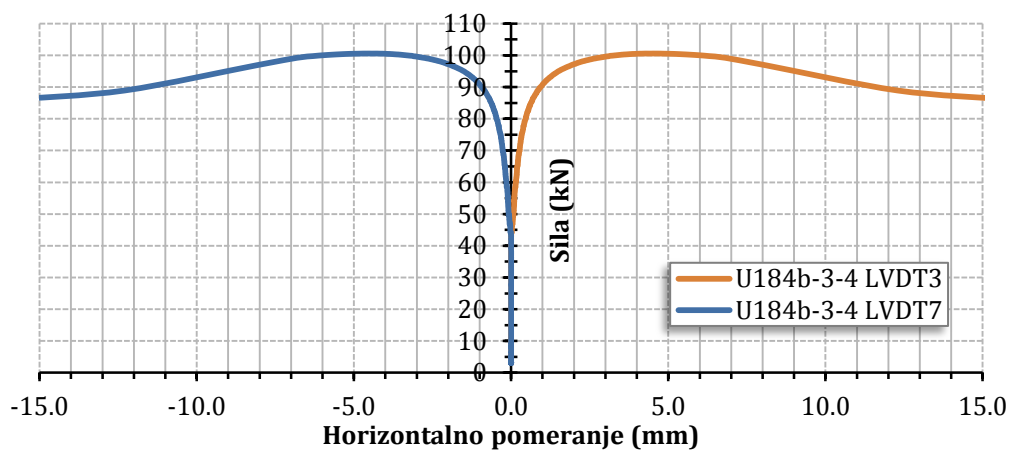
vrednosti granične sile od 100.6 kN odgovara veličina horizontalnog pomeranja u sredini raspona uzorka od 4.4 mm koja u ovom slučaju nije najmanja ako se posmatraju svi uzorci u grupi.

**Tabela 3.35** Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U184b-3

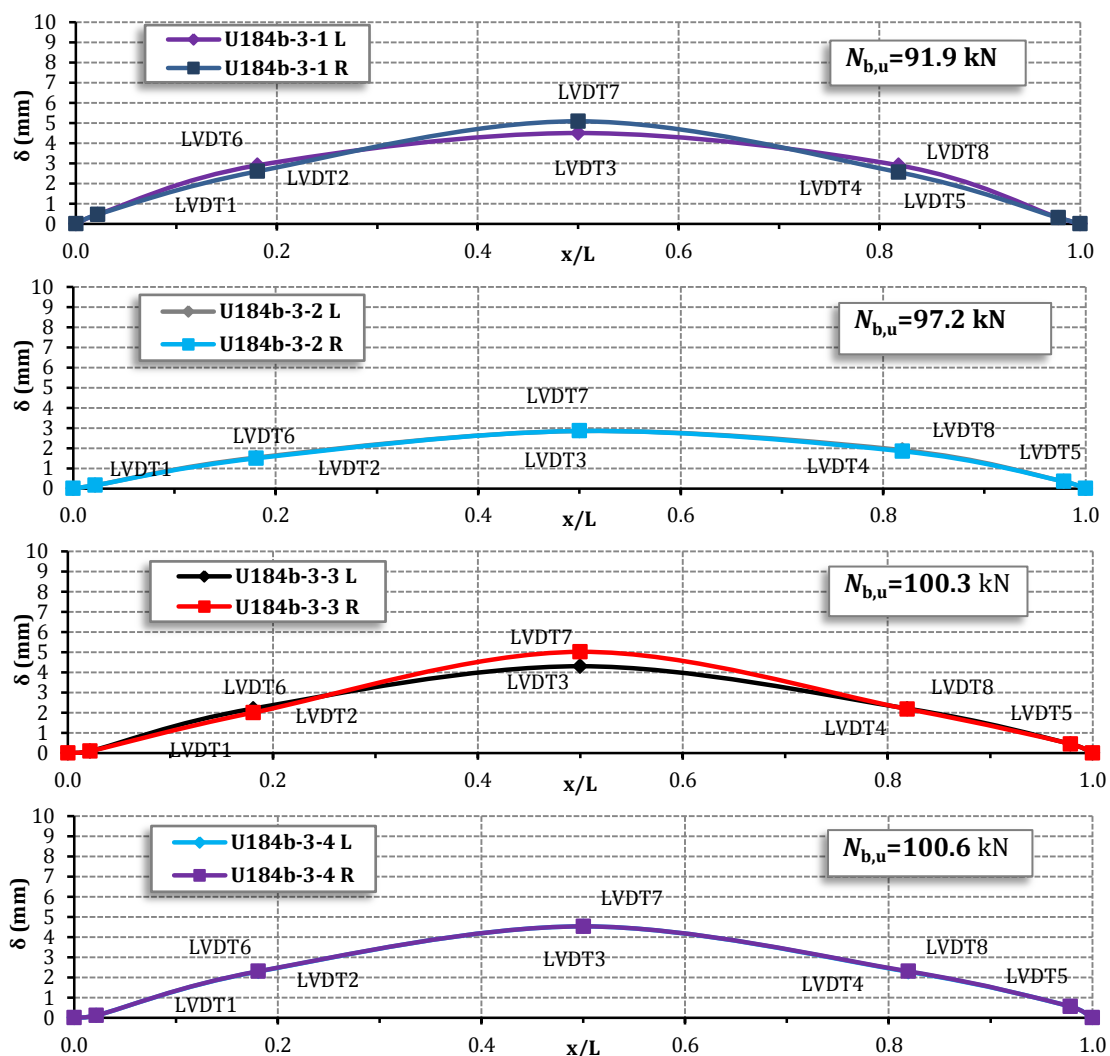
Uzorak	$N_{b,u}$ (kN)	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_u = N_{b,u}/A$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E_t$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\delta_u$ (mm)
U184b-3-1	91.9	207700	70.3	195254	4.5
U184b-3-2	97.2	209500	74.4	194539	2.9
U184b-3-3	100.3	214500	76.7	194048	4.3
U184b-3-4	100.6	216700	76.9	194006	4.5
<b>Srednja vrednost</b>	<b>97.5</b>	<b>212100</b>	<b>74.6</b>	<b>194462</b>	
$s_x$	4.0				
$V_x$ (%)	4.1				
$R_k$ (EN 1990 Pr.D)	<b>86.9</b>				
$R_k$ (EN 1993 Pr.A)	<b>86.9</b>				



**Slika 3.70** Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja



Slika 3.71 Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka



Slika 3.72 Horizontalna pomeranja uzorka U184b-3 pri graničnoj sili izvijanja

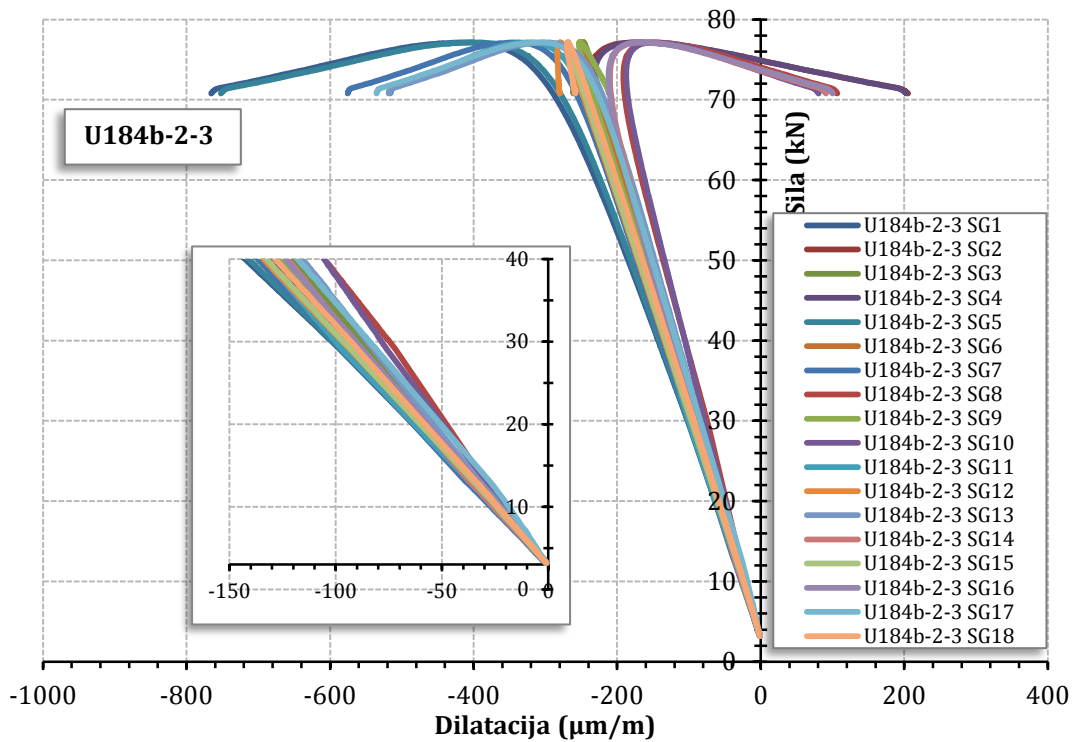
### Uzorci grupe U184b-2

Rezultati ispitivanja za ovu grupu uzoraka su prikazani u tabeli 3.36. Na slici 3.73 je prikazan objedinjen prirast podužnih dilatacija u karakterističnim poprečnim preseccima (sredina raspona i sredina rastojanja između spojeva samostalnih elemenata) kod uzorka U184b-2-3, dok je na slikama 3.74 i 3.75 izdvojeno prikazan prirast dilatacija i horizontalno (bočno) pomeranje mereno u sredini raspona. Horizontalna pomeranja uzoraka pri graničnoj sili izvijanja, prikazana su redom na slici 3.76.

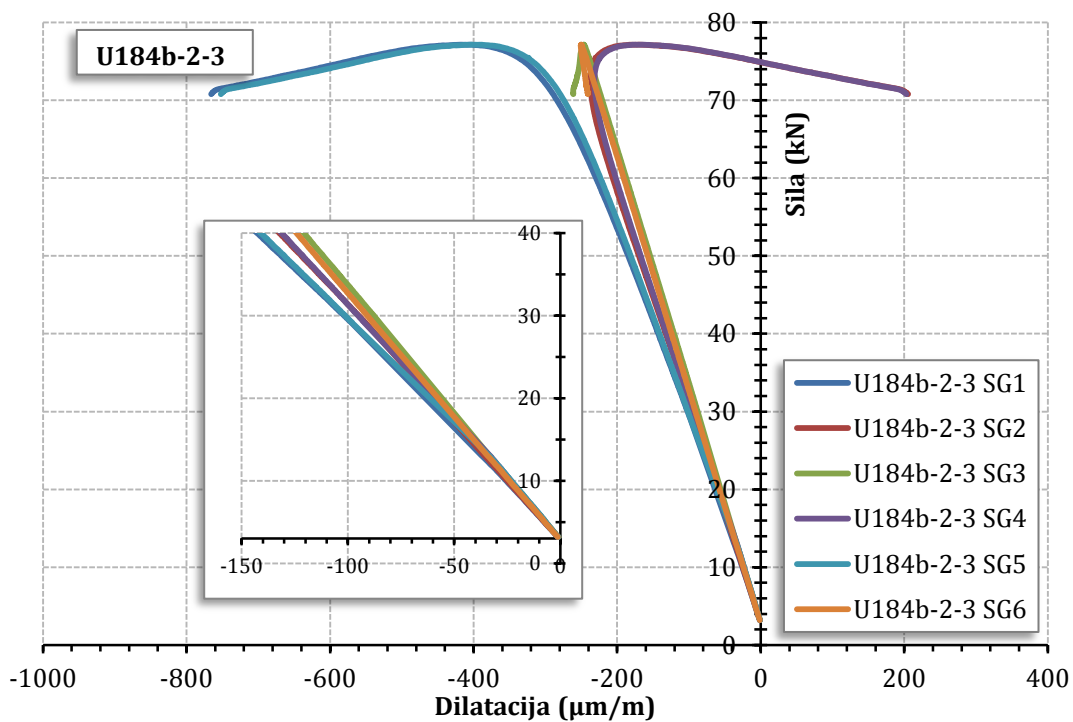
**Tabela 3.36** Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka U184b-2

Uzorak	$N_{b,u}$ (kN)	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_u = N_{b,u}/A$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E_t$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\delta_u$ (mm)
U184b-2-1	70.3	210400	53.8	196977	6.2
U184b-2-2	70.6	202600	54.0	196963	2.5
U184b-2-3	77.1	211000	59.0	196600	3.9
U184b-2-4	76.4	212300	58.4	196647	4.9
<b>Srednja vrednost</b>	<b>73.6</b>	<b>209075</b>	<b>56.3</b>	<b>196797</b>	
$s_x$	3.7				
$V_x$ (%)	5.0				
$R_k$ (EN 1990 Pr.D)	63.9				
$R_k$ (EN 1993 Pr.A)	63.9				

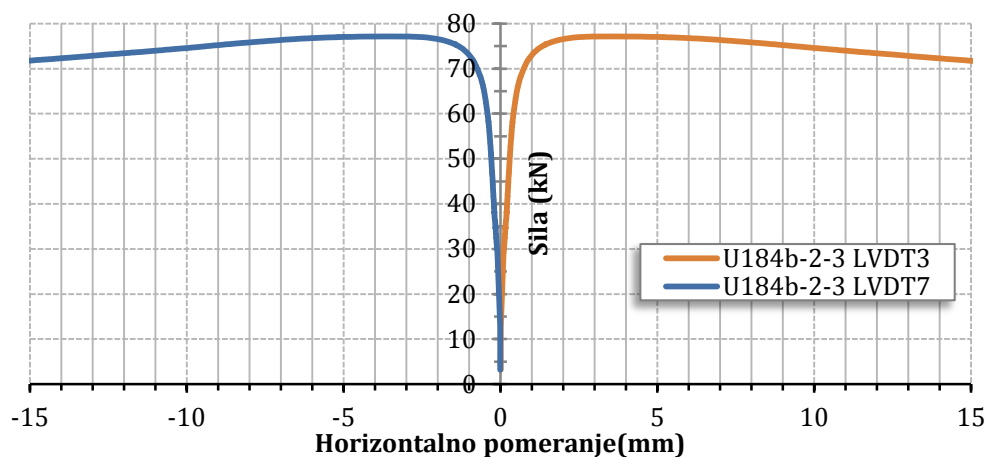
Kod uzoraka U184b-2 srednja vrednost graničnih nosivosti na fleksiono izvijanje je 73.6 kN, a karakteristična vrednost 63.9 kN (za 13.2% manje). Koeficijent varijacije je 5%, a standardna devijacija 3.7. Razlika između najmanje i srednje vrednosti graničnih nosivosti svih uzoraka je 4.5%. Najvećoj vrednosti sile od 77.1 kN odgovara vrednost horizontalnog pomeranja u sredini raspona uzorka od 3.9 mm. Ova veličina pomeranja nije najmanja unutar analizirane grupe.



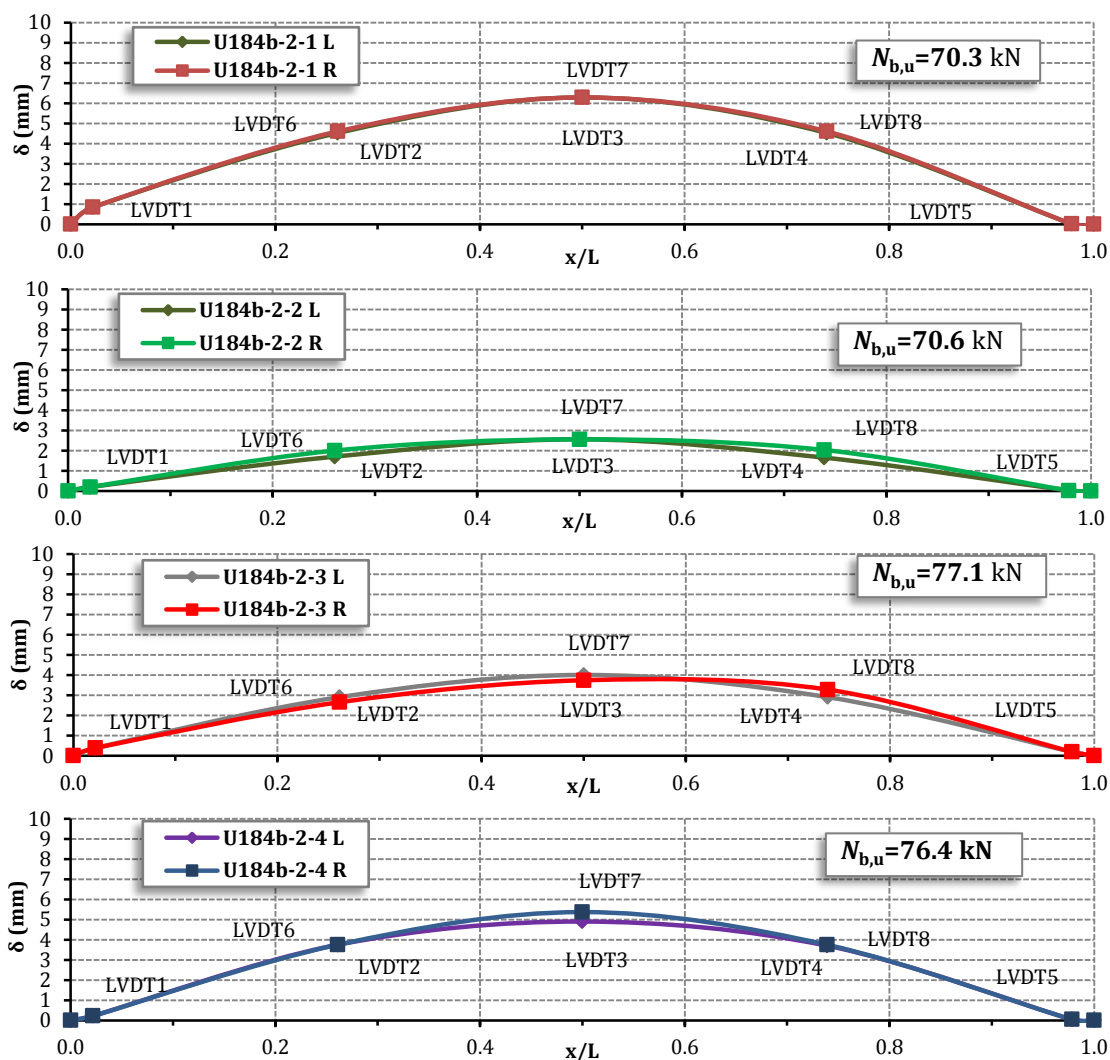
Slika 3.73 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja u karakterističnim presecima



Slika 3.74 Prirast dilatacija u funkciji sile u celom opsegu i početnom delu merenja u sredini raspona uzorka



Slika 3.75 Dijagram sila–horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka



Slika 3.76 Horizontalna pomeranja uzoraka U184b-3 pri graničnoj sili izvijanja

### 3.10 Analiza rezultata ispitivanja

Tabela 3.37 objedinjuje najvažnije rezultate ispitivanja nosivosti na fleksiono izvijanje oko nematerijalne ose za sve analizirane grupe uzoraka. U tabeli su:  $N_{b,u,mean}$  srednja vrednost granične nosivosti,  $R_k$  karakteristična vrednost granične nosivosti,  $\sigma_{u,mean}$  srednja vrednost graničnog napona izvijanja,  $E$  modul elastičnosti i  $E_t$  tangentni modul.

**Tabela 3.37** Rezultati ispitivanja nosivosti na fleksiono izvijanje za grupu uzoraka

Grupa uzoraka	$N_{b,u,mean}$ (kN)	$R_k$ (kN)	$\sigma_{u,mean}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E_t$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E_t/E$
U92w-1	211.9	148.4*	162.1	207700	121479	0.58
U92w-5	229.4	188.5**	175.5	219467	103633	0.47
U92w-3	236.6	177.4**	181.0	212367	96714	0.46
U92w-2	243.8	217.2**	186.5	215133	89497	0.42
U92b-3	259.4	226.2**	198.4	202850	75821	0.37
U92b-2	241.0	213.9**	184.3	206950	92319	0.45
U184w-3	95.5	83.4**	73.1	216675	194740	0.90
U184w-2	85.7	70.5**	65.6	217175	195872	0.90
U184b-3	97.5	86.9**	74.6	212100	194462	0.92
U184b-2	73.6	63.9**	56.3	209075	196797	0.94

\* Karakteristična vrednost nosivosti je određena prema standardu EN 1990, Prilog D  
 \*\* Karakteristična vrednost nosivosti je određena prema standardu EN 1993-1-3, Prilog A

Analizom rezultata, mogu se izvesti sledeći zaključci:

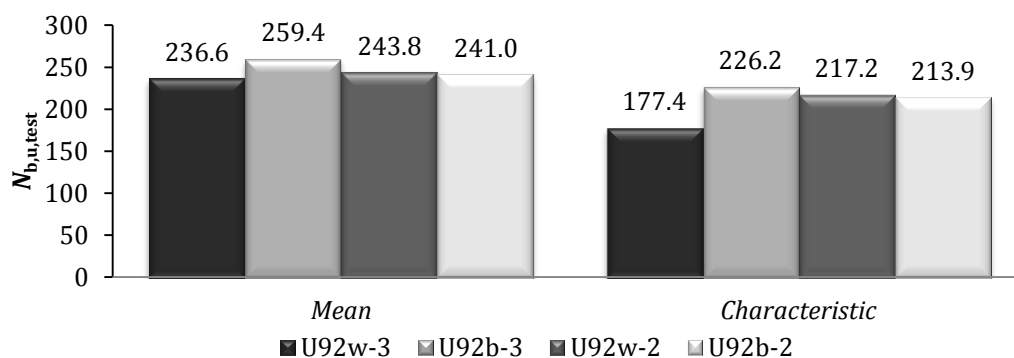
- Pregledom dijagrama koji prikazuju prirast podužnih dilatacija u karakterističnim presecima uzoraka može se zaključiti da je, u najvećoj meri, ostvaren centričan i ravnomeran unos sile pritiska u delove poprečnog preseka. Pri dostizanju granične sile izvijanja, svi delovi poprečnog preseka su pritisnuti. Daljim povećavanjem deformacije koja je praćena smanjivanjem nosivosti elementa, dolazi do pojave napona zatezanja u ivičnim delovima nožica “konveksne” strane deformisanih uzoraka.

- Nije zapažen direktan uticaj amplitude geometrijskih imperfekcija na graničnu nosivost, što je očekivano obzirom na relativno niske vrednosti izmerenih geometrijskih imperfekcija kod svih uzoraka.
- Srednje vrednosti graničnih napona izvijanja kod uzoraka serije U92, nalaze se u oblasti napona između srednje vrednosti granice proporcionalnosti od 164.8 N/mm<sup>2</sup>, i srednje vrednosti konvencionalne granice razvlačenja od 279.2 N/mm<sup>2</sup>, koje su određene ispitivanjem svojstava materijala pri pritisku podužno orijentisanih epruveta(LC). Odnos tangentnog modula i modula elastičnosti kreće se u opsegu od 0.37 do 0.47. Na osnovu ovih zapažanja, može se konstatovati da do gubitka nosivosti uzoraka dužine 1500 mm dolazi u neelastičnoj oblasti naprezanja. Kod uzoraka serije U184, srednje vrednosti graničnih napona izvijanja su znatno manje od srednje vrednosti granice proporcionalnosti. Odnos tangentnog modula i modula elastičnosti kreće se u opsegu od 0.90 do 0.94. Ako se imaju u vidu moguća rasipanja rezultata u početnom delu ispitivanja, a da je tangentni modul određen primenom analitičkog izraza, onda se sa sigurnošću može smatrati da je ovaj odnos blizak jedinici. Na osnovu iznetih zapažanja može se zaključiti da do gubitka nosivosti svih uzoraka dužine 3000 mm dolazi u početnoj, elastičnoj oblasti naprezanja.
- Poređenjem srednjih vrednosti graničnih nosivosti svih uzoraka serije U92w, uočava se povećanje nosivosti sa povećanjem razmaka između spojeva samostalnih elemenata, odnosno sa smanjivanjem ukupne efektivne dužine šavova. U odnosu na uzorke sa kontinualnim šavovima U92w-1, srednja vrednost granične nosivosti uzoraka U92w-2 je veća za 13.1%. Ovo se može objasniti negativnim uticajem podužnih zaostalih napona, nastalih zavarivanjem i posledično, poništavanjem uticaja hladnog oblikovanja na poboljšanje mehaničkih svojstava materijala u zoni šava. Veće rasipanje rezultata ispitivanja uzoraka u grupi U92w-3, rezultiralo je disproporcijom karakterističnih vrednosti graničnih nosivosti kod uzoraka serije U92w.
- Poređenjem srednjih i karakterističnih vrednosti graničnih nosivosti uzoraka serije U92b, uočava se pad nosivosti sa povećanjem razmaka između spojeva samostalnih elemenata. Ovo zapažanje suprotno je iznetom kod ekvivalentne serije uzorka, U92w. Pretpostavlja se da je ovakvo ponašanje uslovljeno



uticajem krutosti spoja samostalnih elemenata koja se ogleda u postojanju zazoru između prečnika rupe i zavrtnja.

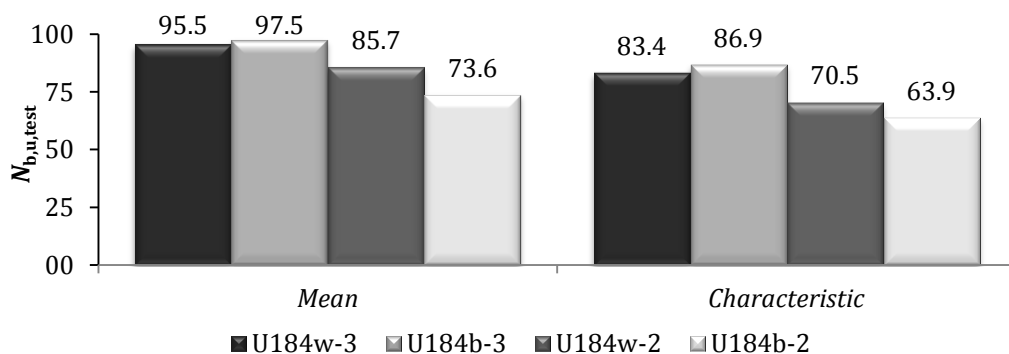
- Poređenjem srednjih i karakterističnih vrednosti graničnih nosivosti uzoraka U92w i U92b može se zaključiti da uzorci kod kojih su samostalni elementi međusobno povezani zavrtnjevima imaju veću ili sličnu nosivost u odnosu na uzorke sa šavovima (slika 3.77). Kod uzoraka kod kojih je veza samostalnih elemenata ostvarena u trećinama raspona, srednja vrednost granične nosivosti je za 8.8% veća kod grupe sa zavrtnjevima u odnosu na grupu sa šavovima. Kod uzoraka sa spojevima u polovinama raspona, ova razlika je zanemarljiva i iznosi oko 1.1% u korist elemenata sa šavovima. Veća nosivost uzoraka serije U92b može se objasniti postojanjem veće efektivne površine u kojoj su poboljšana mehanička svojstva materijala hladnom deformacijom, odnosno negativnim uticajem zaostalih napona kod uzoraka sa šavovima.



**Slika 3.77** Uporedni prikaz srednjih i karakterističnih vrednosti graničnih nosivosti uzoraka U92w i U92b

- Poređenjem srednjih i karakterističnih vrednosti graničnih nosivosti uzoraka serije U184, uočava se pad sile sa povećanjem razmaka između spojeva samostalnih elemenata. Kod uzoraka U184w-2, srednja vrednost granične nosivosti je za 10.3% manja u odnosu na grupu uzoraka U184w-3. Kod ekvivalentnih uzoraka, kod kojih je veza samostalnih elemenata ostvarena zavrtnjevima, ova razlika je značajnija i iznosi čak 24.5%.
- Slika 3.78 uporedno prikazuje srednje i karakteristične vrednosti graničnih nosivosti uzoraka serije U184. Može se izneti zapažanje koje odudara od zapažanja kod serije uzoraka U92. Kod uzoraka kod kojih su spojevi u

trećinama raspona, vrednosti graničnih nosivosti su približno jednake, sa razlikom od 2.1%, u slučaju srednjih vrednosti. Kod uzoraka sa spojevima u polovinama raspona, veća vrednost granične nosivosti je kod uzoraka sa šavovima i to za 14.1% u odnosu na ekvivalentnu grupu sa zavrtnjevima, u slučaju srednjih vrednosti. Kod ove serije uzoraka, odnos ukupne efektivne dužine šavova i dužine elementa je značajno manja u odnosu na seriju uzoraka U92, pa je negativan uticaj zaostalih, termičkih napona manji. Može se zaključiti da spoj ostvaren šavovima ima veću krutost i obezbeđuje bolje integralno sadejstvo samostalnih elemenata u okviru višedelnog preseka u odnosu na spoj koji je ostvaren zavrtnjevima.



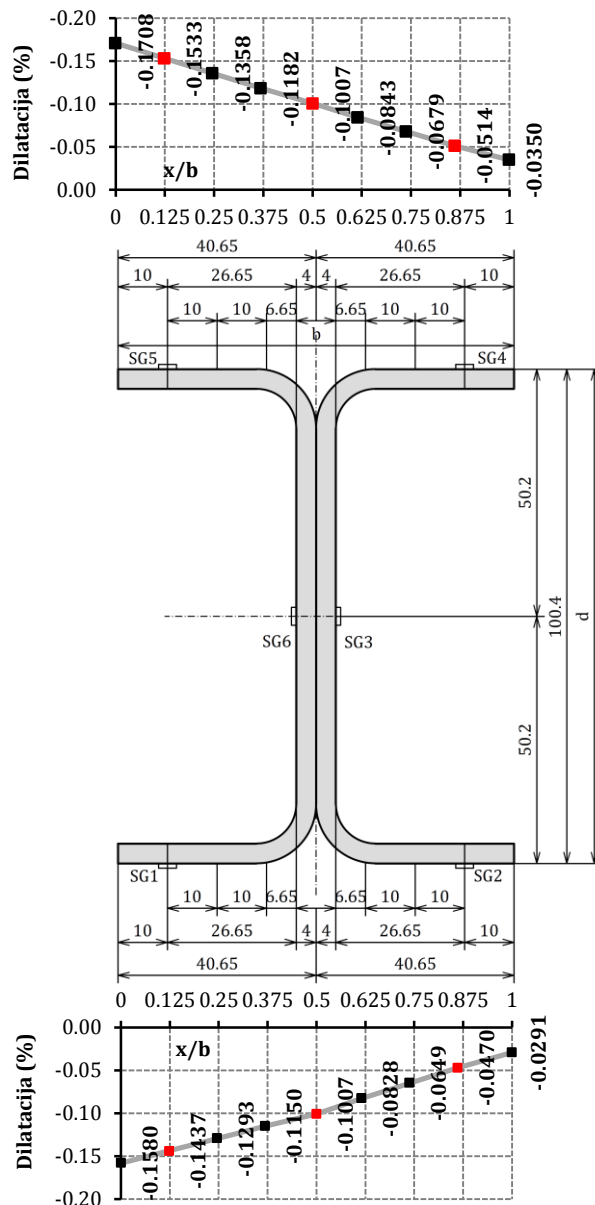
**Slika 3.78** Uporedni prikaz srednjih i karakterističnih vrednosti graničnih nosivosti uzoraka U184w i U184b

### 3.11 Uslovi ravnoteže spoljašnjih i unutrašnjih sila na deformisanom elementu pri dostizanju granične nosivosti

U cilju verifikacije dobijenih rezultata ispitivanja, izvršena je kontrola uslova ravnoteže spoljašnje sile pritiska i unutrašnjih sila u poprečnom preseku u sredini raspona slučajno odabranog uzorka U92b-3-1. Uslov ravnoteže se postavlja na deformisanom elementu, pri dostizanju granične nosivosti. Dimenzije poprečnog preseka u sredini raspona odgovaraju osrednjenim, izmerenim dimenzijama.

Slika 3.79 ilustruje raspodelu dilatacija u nožicama poprečnog preseka. Vrednosti podužnih dilatacija koje su očitane elektronskim mernim trakama SG1 – SG6, pokazuju da važi Bernoulli hipoteza o linearnoj raspodeli dilatacija duž preseka. Dilatacija središnjeg vlakna koje leži u ravni spoja rebara samostalnih elemenata, predstavljena je na dijagramu srednjom vrednošću dilatacija koje su

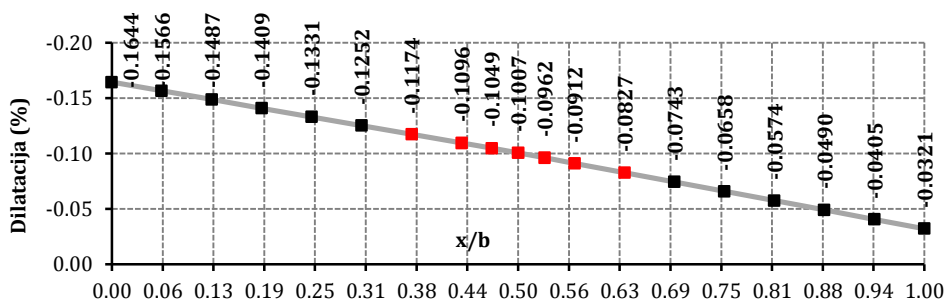
očitane mernim trakama SG3 i SG6. Dilatacije su određene u devet tačaka duž referentnih strana nožice, linearnom interpolacijom, na osnovu polaznih izmerenih vrednosti.



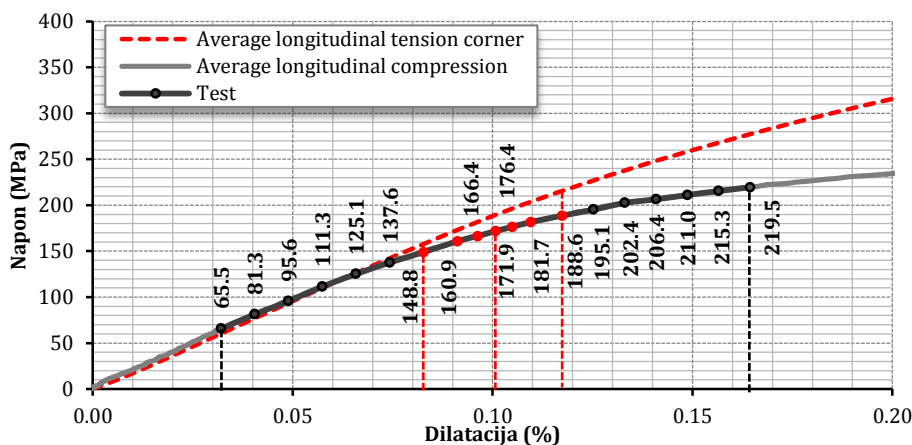
**Slika 3.79** Raspodela podužnih dilatacija u poprečnom preseku u sredini raspona uzorka U92b-3-1

Dijagram podužnih dilatacija pokazuje da je analizirani presek u stanju granične nosivosti u potpunosti napregnut na pritisak, i da krajnja ivična vlakna nisu ušla u oblast zatezanja. Dalja analiza zasniva se na osrednjenim vrednostima

dilatacija u gornjoj i donjoj nožici profila. U cilju postizanja veće tačnosti, povećan je broj referentnih tačaka duž analizirane površine (slika Slika 3.80).



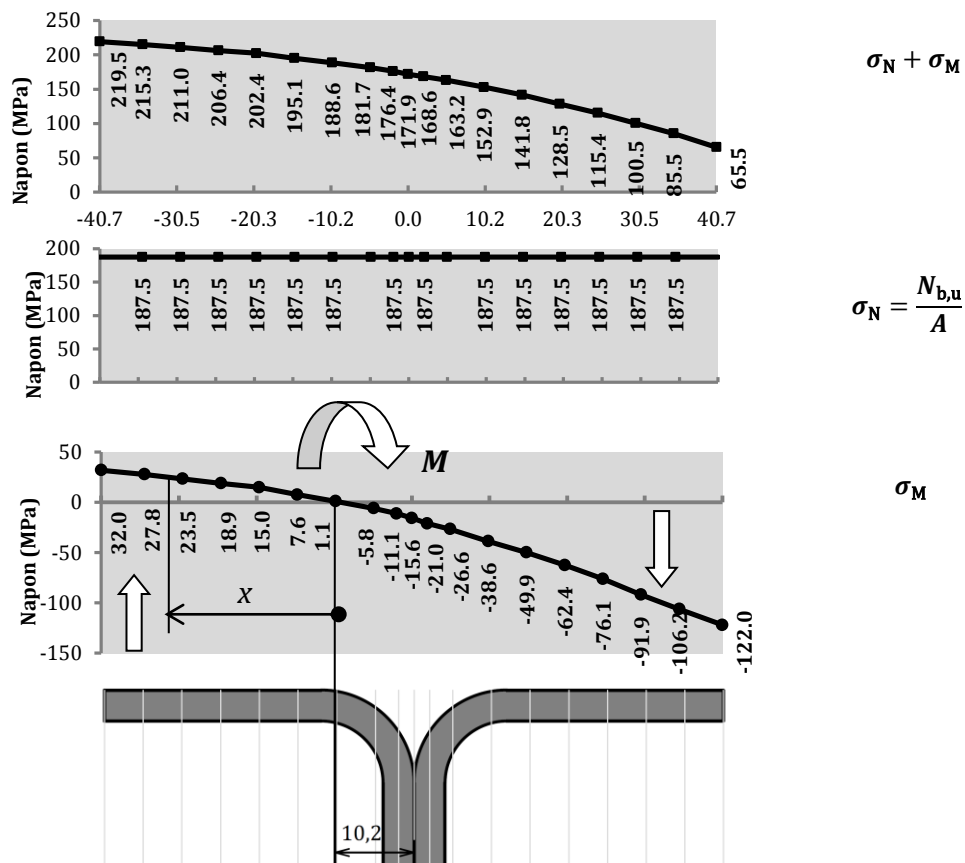
**Slika 3.80** Osrednjene vrednosti dilatacija u nožicama preseka



**Slika 3.81** Izmerene vrednosti napona u odnosu na krive  $\sigma$ - $\epsilon$  koje su dobijene ispitivanjem svojstava materijala pri pritisku (LC) i materijala iz ugla profila pri zatezanju

U cilju sagledavanja nivoa napreznja u svim delovima preseka, na slici 3.81 su uporedno prikazane osrednjene krive napon-dilatacija koje su dobijene ispitivanjem svojstava materijala pri pritisku (*Average longitudinal compression*) i ispitivanjem svojstava materijala iz ugla gotovog profila pri zatezanju (*Average longitudinal tension corner*). Poređenjem vrednosti napona, u oblasti dilatacija između -0.0827% i -0.1174%, koje odgovaraju vrednostima dilatacija u uglovima prevoja (videti slike 3.79 i Slika 3.80), zaključeno je da su razlike napona u ovoj oblasti od 6.5% do 12.5%. Takođe, treba imati u vidu da su zbog asimetrije materijala, u oblasti malih dilatacija, vrednosti napona pritiska manje u odnosu na napone zatezanja (videti sliku 3.8) Zbog toga je u daljoj analizi zanemareno poboljšanje svojstava materijala u uglovima preseka, a vrednosti napona su

određene koristeći krivu  $\sigma$ - $\varepsilon$  koja je dobijena ispitivanjem svojstava osnovnog materijala pri pritisku (*Average longitudinal compression*), (slika 3.81). Ovako dobijene vrednosti napona dodeljene su odgovarajućim referentnim tačkama duž analiziranih površina nožica (slika 3.82).



**Slika 3.82** Dijagrami normalnih napona u nožicama preseka

Obzirom da je uzorak na početku merenja dilatacija i pomeranja bio opterećen inicijalnom silom od 3.0 kN, vrednost granične sile  $N_{b,u,test}$  umanjena je za vrednost inicijalne sile:

$$N_{b,u} = N_{b,u,test} - N_0 = 250.7 - 3.0 = 247.7 \text{ kN}$$

Normalni napon pritiska  $\sigma_N$  određen je kao odnos sile  $N_{b,u}$  i bruto površine poprečnog preseka uzorka:

$$\sigma_N = \frac{247.7}{1320.9} = 187.5 \text{ N/mm}^2$$

Oduzimanjem vrednosti napona  $\sigma_N$  od ukupne vrednosti napona u nizu analiziranih referentnih tačaka (slika 3.81), dobijen je dijagram napona  $\sigma_M$  usled momenata savijanja.

Dijagram napona  $\sigma_M$  predstavlja raspodelu unutrašnjih sila u preseku usled ekscentričnog delovanja sile  $N_{b,u}$  na deformisanom elementu. Nulta vrednost napona u dijagramu  $\sigma_M$  određuje položaj neutralne ose. Da bi uslov ravnoteže bio zadovoljen, neophodno je da bude ispunjen sledeći uslov:

$$\int_A x \sigma_M dA = N_{b,u} (\delta + \delta_0)$$

gde su:

- $x$  položaj vlakna u preseku u odnosu na neutralnu osu,
- $\sigma_M$  vrednost normalnog napona savijanja u vlaknu,
- $A$  efektivna površina preseka u odnosu na neutralnu osu,
- $\delta$  izmerena vrednost horizontalnog pomeranja elementa pri dostizanju granične nosivosti,
- $\delta_0$  izmerena amplituda početne geometrijske imperfekcije.

Horizontalno pomeranje u sredini raspona uzorka U92b-3-1 pri dostizanju granične nosivosti iznosi:  $\delta = 3.52 \text{ mm}$

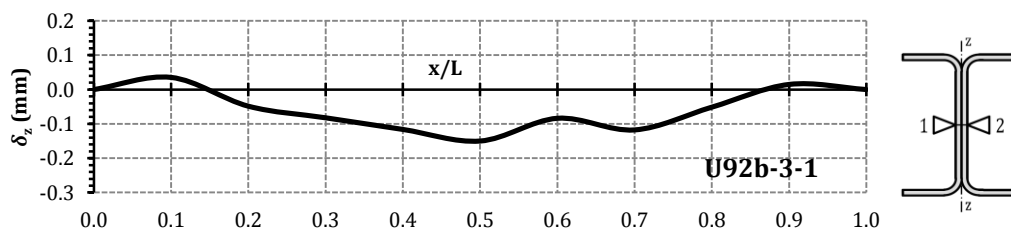
Amplituda geometrijske imperfekcije uzorka u referentnoj ravni (slika 3.83) ima vrednost:  $\delta_0 = 0.15 \text{ mm}$

$$N_{b,u} (\delta + \delta_0) = 247.7 \cdot (3.52 + 0.15) = 909.1 \text{ kNmm}$$

Numeričkom integracijom krive koja definiše raspodelu napona savijanja  $\sigma_M$  oko neutralne ose, za površinu poprečnog preseka, dobija se vrednost:

$$M = \int_A x \sigma_M dA = 998.6 \text{ kNmm}$$

Razlika u vrednosti momenta savijanja unutrašnjih sila od 998.6 kNmm i momenta savijanja usled spoljašnje sile od 909.1 kNmm iznosi 8.9%, pa se može zaključiti da su dobijeni rezultati eksperimentalnog ispitivanja pouzdani.



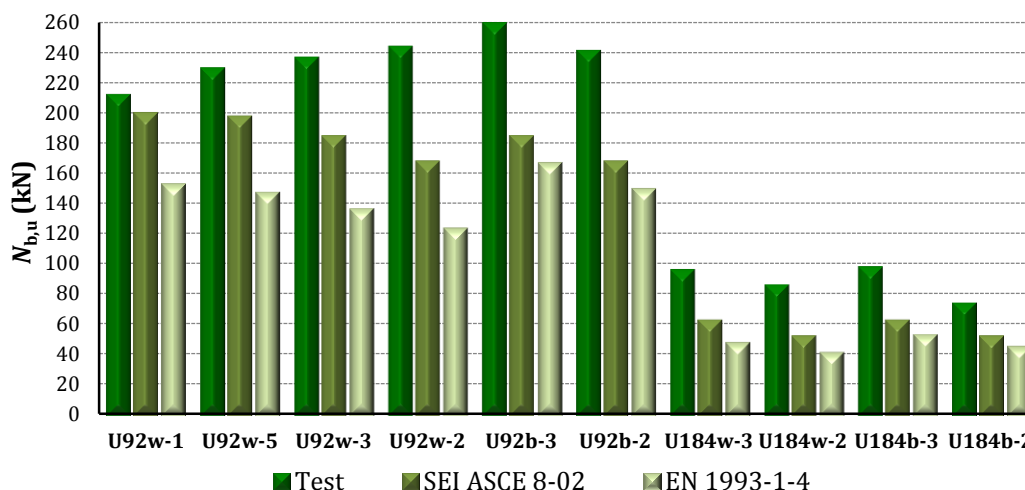
**Slika 3.83** Izmerena geometrijska imperfekcija uzorka U92b-3-1

### 3.12 Poređenje rezultata ispitivanja nosivosti elemenata sa analitičkim vrednostima nosivosti prema EN 1993-1-4 i SEI ASCE 8-02

Srednje vrednosti graničnih nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje oko nematerijalne ose, dobijene pri eksperimentalnom ispitivanju, upoređene su sa graničnim vrednostima nosivosti koje su dobijene koristeći preporuke date u važećem evropskom EN 1993-1-4 [2] i američkom standardu SEI ASCE 8-02[4] za nerđajuće čelike.

Granične nosivosti elemenata, prema pomenutim standardima [2] i [4], sračunate su na osnovu osrednjenih vrednosti mehaničkih svojstava materijala dobijenih ispitivanjem podužno orjentisanih epruveta pri pritisku (LC). Obzirom da ne postoje eksplicitne preporuke za proračun nosivosti elemenata višedelnog preseka na fleksiono izvijanje oko nematerijalne ose, relativna ekvivalentna vitkost određena je koristeći smernice date u ekvivalentnim standardima za ugljenični čelik [3] i [5]. Ovako dobijene vrednosti graničnih nosivosti nisu redukovane parcijalnim koeficijentima sigurnosti.

Na dijagramu prikazanom na slici 3.84 i u tabeli 3.38 je dat uporedni prikaz srednjih vrednosti graničnih nosivosti elemenata dobijenih ispitivanjem  $N_{b,u,test}$  i odgovarajućih analitičkih graničnih vrednosti nosivosti  $N_{b,u,EC}$  i  $N_{b,u,ASCE}$ , prema standardima [2] i [4].



**Slika 3.84** Uporedni prikaz srednjih vrednosti graničnih nosivosti elemenata dobijenih ispitivanjem i analitičkih, graničnih vrednosti prema EN 1993-1-4 i SEI ASCE 8-02

**Tabela 3.38** Poređenje srednjih vrednosti graničnih nosivosti elemenata pri fleksionom izvicanju dobijenih ispitivanjem sa analitičkim, graničnim vrednostima prema EN 1993-1-4 [2] i SEI ASCE 8-02[4]

Grupa uzoraka	$N_{b,u,test}$ (kN)	$N_{b,u,ASCE}$ (kN)	$N_{b,u,EC}$ (kN)	$N_{b,u,test}/N_{b,u,ASCE}$	$N_{b,u,test}/N_{b,u,EC}$
		SEI ASCE 8-02	EN1993-1-4	SEI ASCE 8-02	EN1993-1-4
U92w-1*	211.9	199.2	152.3	1.06	1.39
U92w-5	229.4	197.0	146.8	1.16	1.56
U92w-3	236.6	184.1	135.9	1.29	1.74
U92w-2**	243.8	167.2	123.1	1.46	1.98
U92b-3	259.4	184.1	166.4	1.41	1.56
U92b-2**	241.0	167.2	149.1	1.44	1.62
U184w-3	95.5	62.2	47.4	1.54	2.02
U184w-2**	85.7	51.5	40.7	1.67	2.11
U184b-3	97.5	62.2	52.7	1.57	1.85
U184b-2**	73.6	51.5	44.8	1.43	1.64

\* Srednja vrednost je određena za dva uzorka.  
\*\* Preporuke date u standardu [2] i [4] se ne odnose na elemente kod kojih je broj razmaka između spojeva samostalnih elemenata manji od tri.

Pregledom tabele 3.38 mogu se izneti sledeći komentari:

- Srednje vrednosti graničnih nosivosti svih ispitanih uzoraka su veće u odnosu na granične vrednosti nosivosti prema standardima [2] i [4].
- Američki standard SEI ASCE 8-02[4] daje manje konzervativnu procenu granične nosivosti u odnosu na evropski standard EN 1993-1-4 [2], sa rezervom koja se kreće od 6% do 67%; Najbolja procena nosivosti je u oblasti srednje vitkosti ( $\lambda_z = 92$ ) kod elemenata sa šavovima. Razlika u odnosu na eksperimentalni rezultat kreće se od 6% do 46%.
- Evropski propis [2] u velikoj meri potcenjuje kapacitet nosivosti ispitanih uzoraka. Razlike u odnosu na eksperimentalne vrednosti kreću se u opsegu od 39% do čak 111%. Međutim, gornje vrednosti ovih razlika treba posmatrati sa "rezervom" obzirom da se one odnose na uzorke kod kojih su samostalni elementi povezani sa šavovima. Granična nosivost ovih elemenata određena je za vrednost koeficijenta imperfekcije 0.76 i graničnu vitkost od 0.4 koje važe za



zavarene preseke, iako je kod ovih elemenata efektivna dužina šavova manja od njihove ukupne dužine.

- Veća odstupanja u vrednostima graničnih nosivosti prema evropskom standardu [2] uslovljena su malim vrednostima geometrijskih imperfekcija ispitanih uzoraka. Američki propis [4] ne obuhvata uticaje početnih imperfekcija pri proračunu zbog čega su dobijena odstupanja prema ovom standardu značajno manja.

## 4 Numerička analiza metodom konačnih elemenata

### 4.1 Uvod

Numerička analiza metodom konačnih elemenata je važan i, može se reći, obavezan deo svakog relevantnog istraživanja. Njenom primenom se proširuje opseg značajnih parametara potrebnih za bolje sagledavanje i definisanje problema, ali i podaci kojima se na precizniji način mogu objasniti brojne specifičnosti u ponašanju inženjerskih konstruktivnih elemenata. Kriterijum uspešnosti numeričke analize je njeno slaganje sa eksperimentalnim rezultatima, ali i nivo teorijskih saznanja u datoj oblasti istraživanja.

Prva faza analize predstavlja realnu numeričku simulaciju izvedenog eksperimentalnog ispitivanja elemenata na fleksiono izvijanje. Parametri od značaja kao što su nelinearna veza napona i dilatacija, poboljšanje mehaničkih svojstava u uglovima profila, geometrijske imperfekcije, zaostali naponi, granični uslovi na krajevima elemenata, kao i kontakni uslovi između elemenata modela, pažljivo su definisani. Izvršena je kalibracija i verifikacija dobijenih rezultata.

U drugoj fazi je sprovedena parametarska numerička analiza. Variranjem globalne vitkosti i vitkosti samostalnog elementa u okviru višedelnog preseka, uz sagledavanje uticaja početnih nesavršenosti, dobijeni su rezultati koji su omogućili definisanje preporuka za proračun elemenata koji su predmet ovog istraživanja.

Analiza je sprovedena priemenom programa Abaqus/Explicit modul, verzija 6.12-3 [77].

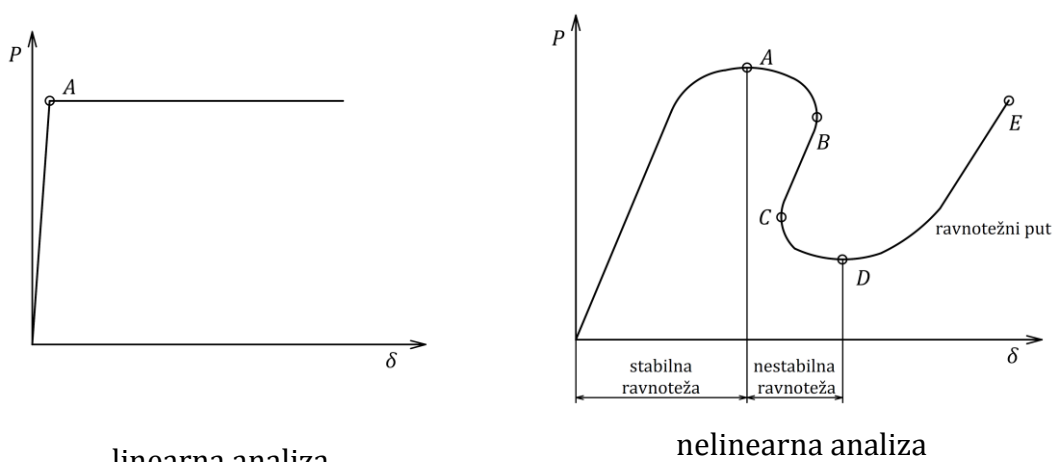
### 4.2 Metode analize

U numeričkoj analizi problema stabilnosti linijskih elemenata koriste se dve metode:

- Analiza sopstvenih oblika izvijanja (*Eigenvalue Buckling Analysis*),
- Analiza odgovora nakon gubitka stabilnosti, ili analiza loma (*Postbuckling or collapse analysis*).

Analiza sopstvenih oblika izvijanja ili analiza birfukacione stabilnosti zasniva se na Euler-ovoj linearno elastičnoj teoriji stabilnosti. Kriva koja definiše vezu između

sile i pomeranja je bilinearna: prirast sile je linearno praćen malim prirastom deformacija, a dostiznjem kritične sile, deformacije se naglo povećavaju i teže beskonačnosti (sila 4.1a). Zbog toga, ona ima primenu samo kod geometrijski idealizovanih elemenata značajne krutosti. U slučajevima kada do gubitka stabilnosti dolazi usled geometrijske (pojave velikih deformacija), ili materijalne nelinearnosti (plastifikacije materijala), linearna analiza daje značajno konzervativnu procenu kapaciteta nosivosti elementa, pa se preporučuje primena nelinearne analize. U takvim slučajevima, ova metoda je inicijalna faza proračuna koja daje predikciju sopstvenih oblika izvijanja.



**Slika 4.1** Kriva sila pomeranje u analizi stabilnosti elementa

Analiza stabilnosti elementa se zasniva na rešavanju nelinearne jednačine ravnoteže prema kojoj se inkrementalna promena sile koja deluje na element može predstaviti inkrementom pomeranja u funkciji tangentne matrice krutosti. Opšti oblik veze između sile i pomeranja, koji se u literaturi često zove ravnotežni put (equilibrium path) prikazan je na slici 4.1b. Ravnoteža elementa može da bude stabilna ili nestabilna. Tačka u kojoj je tangenta na krivu horizontalna je granična tačka (*limit points*) koja predstavlja prelazak iz stabilnog u nestabilno ravnotežno stanje. U okolini ovih tačaka, numerički algoritam može da bude nestabilan, posebno u slučajevima kada je početni deo krive idealno linearan sa oštrim prelomom u ovoj tački. U takvim slučajevima obično se primenjuje postupak “povratne integracije”, kada se postupak analize ponavlja u suprotnom smeru sve dok se ne postigne konvergentnost rešenja.

Mogu se primeniti različite analize u kontrolisanju proračuna duž krive sila - pomeranje:

- statička nelinearna analiza sa kontrolisanim pomeranjem, kontrolisanom silom ili kontrolisanom dužinom luka;
- dinamička nelinearna analiza sa veoma sporim prirastom opterećenja.

Statička nelinearna analiza koja ima najširu primenu je metoda Riksa, u osnovi zasnovana na Newton-Raphson-ovom iterativnom konceptu primene kružnog luka. Ova metoda daje zadovoljavajuće rezultate u pogledu vrednosti graničnog kapaciteta nosivosti ukoliko je kriva glatka i bez značajnih oscilacija, u protivnom se javljaju problemi sa konvergencijom. Tačnost procene vrednosti granične sile značajno zavisi od veličine početnih geometrijskih imperfekcija u realnom elementu koje je potrebno modelirati. Ukoliko su ova odstupanja idealizovana, odnosno zanemarljivo mala, početni, uzlazni deo krive je "strm" sa naglim prelaskom u nestabilno ravnotežno stanje (problem bifurkacione stabilnosti). U takvim slučajevima, primena Rikosve metode može dovesti do divergencije rešenja. Ova metoda ima ograničenu primenu u analizi kompleksnih modela čije je ponašanje praćeno razdvajanjem kontaktnih površina između nezavisno integrisanih elemenata, što dovodi do pojave nove nestabilnosti, pa je neophodno uključiti inercijalne sile ili sile viskoznog prigušenja u cilju stabilizacije rešenja ili primeniti dinamičku analizu.

U slučajevima nelinearnih problema stabilnosti, koji su po svojoj prirodi statičkog karaktera, primena "kvazi-statičke", eksplicitne dinamičke analize (*quasi-static, Abaqus/Explicit*) daje pouzdanije rezultate u odnosu na standardni postupak proračuna (*Abaqus/Standard*) [77]. Ova metoda zahteva malu proračunsku veličinu vremenskog inkrementa koja isključivo zavisi od prirodne frekvencije modela (dimenzije konačnog elementa i specifične mase materijala), a ne od vrste i vremena trajanja opterećenja. Obzirom da je statičko opterećenje po definiciji dugotrajnog karaktera, simulacija realnog ponašanja elementa u ekvivalentnom skaliranom vremenskom intervalu dala bi neprihvatljiv, prekomeran broj malih vremenskih inkramenata. U cilju dobijanja praktičnog rešenja, simulacija treba da bude ubrzana, što za posledicu ima dinamički odgovor u kojem inercijalna sila

postaje dominantna. Brzina analize treba da se poveća tako da ne dođe do značajnih odstupanja u rezultatu u odnosu na statičko rešenje, a da dinamički efekti budu zanemarljivog nivoa. Ovo se može postići na dva načina:

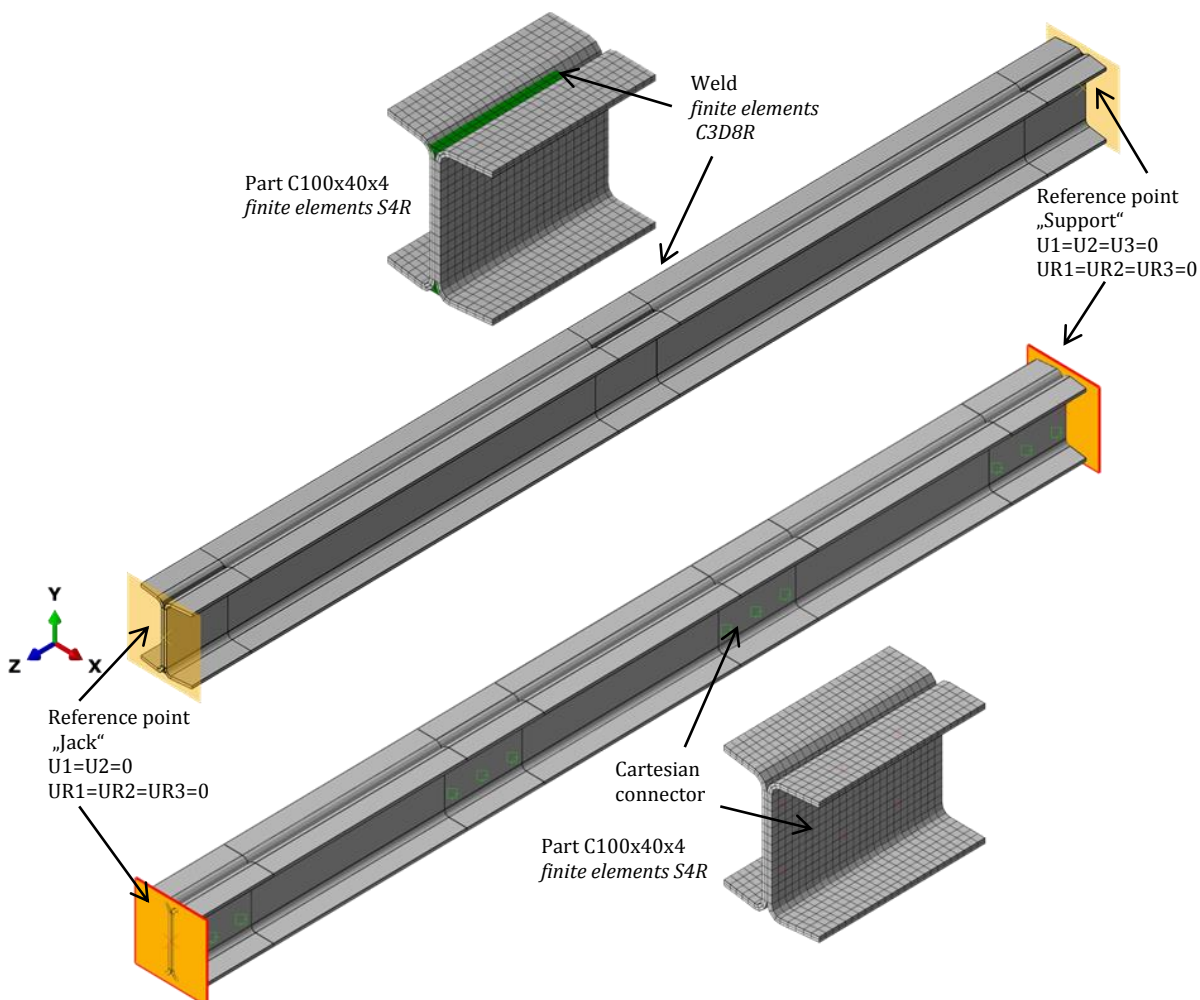
- definisanjem idelano glatke funkcijske krive opterećenja u toku vremena (*smooth amplitude curves*),
- uvećanjem veličine vremenskog inkrementa skaliranjem mase konačnog elementa (*mass scaling*). Ova opcija važi za ceo numerički model i obično se zadaje u inicijalnom koraku nanošenja opterećenja.

Kako su predmet ove analize elementi višedelnog preseka, međusobno diskontinualno povezani, sa malim vrednostima realnih geometrijskih imperfekcija, primena statičke nelinearne analize metodom Riksa nije dala pouzdan rezultat. Zbog toga je sprovedena „kvazi-statička“, dinamička, nelinearna analiza sa eksplicitnim modulom. Primenjena je opcija *mass scaling* sa definisanim vremenskim inkrementom od  $8 \times 10^{-6}$  s. Numerički kod automatski povećava mase konačnih elemenata tako njihov stabilan vremenski priraštaj odgovara zadatom. Skaliranje mase je promenljivo (vrši se nezavisno u svakom koraku integracije) i neuniformno (različito sa svaki tip konačnog elementa).

#### **4.3 Geometrija, mreža konačnih elemenata i granični uslovi modela**

Sve komponente numeričkih modela (*parts*) definisane su konačnim elementima (slika4.2). Samostalni elementi su modelirani kao pločasti (*shell*) elementi *S4R*, sa četiri čvora i redukovanom integracijom u sedam tačaka po debljini zida. U proračunu naponsko-deformacijskog stanja, Abaqus vrši numeričku integraciju nezavisno u svakoj definisanoj tački čime je omogućeno nelinearno ponašanje materijala. Zbog toga ovi elementi imaju ne samo membransku, aksijalnu krutost, već i krutost na savijanje. Dimenzije konačnih elemenata su 6x6 mm. Geometrijske karakteristike uzoraka u numeričkim modelima: visina, širina i debljina zida poprečnog preseka, kao i dužina elemenata, definisane su na osnovu osrednjenih merenih vrednosti za svaki reprezentativan uzorak u seriji. Inicijalni razmak između elemenata, koji ne uključuje eventualne imperfekcije preseka je 0.1 mm.

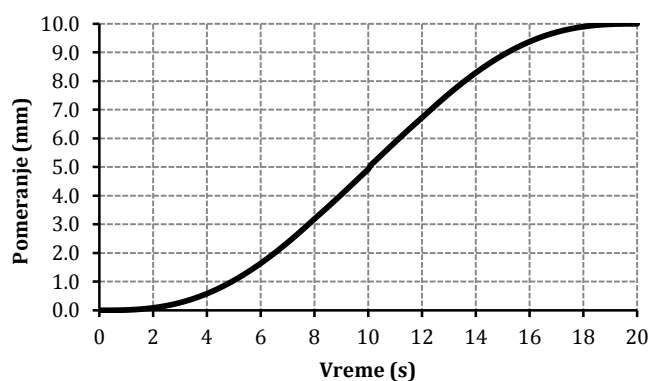
Užlebljeni šavovi kojima su samostalni elementi međusobno povezani predstavljani su mrežom prostornih solid elemenata (*continuum*) sa osam čvorova u uglovima i redukovanom integracijom *C3D8R*, dimenzija 6x6 mm. Deformacijske veličine u bilo kojoj tački određuju se linearnom interpolacijom veličina koje su sračunate u čvorovima, pa se ovi elementi zovu linearni elementi prvog reda. Kontaktni uslovi između samostalnih elemenata i šavova definisani su u modulu *Interacton*, kreiranjem *Tie constraint* (formulacija *master-slave*). Na ovaj način su sprečena sva moguća pomeranja čvorova unutar *slave surface* (kontaktna površina šava) u odnosu na čvorove *master surface* (kontaktna površina samostalnog elementa) i formiran krut kontaktni spoj.



**Slika 4.2** Numerički modeli: geometrija, granični uslovi i meža konačnih elemenata

Kod uzoraka kod kojih su samostalni elementi međusobno povezani zavrtnjevima, zavrtnaj je modeliran kao *Connector* elemenat, kreirajući time diskretan tačkasti spoj. Elemenat je *Cartesian* koji omogućava međusobno pomeranje jedne površine u odnosu na drugu u zadatim pravcima i može da ima linearno elastično ponašanje, slično ponašanju opruge. Veličina pomeranja se definiše u funkciji krutosti koja je određena kao odnos sile pri kojoj dolazi do proklizavanja zavrtnja i procenjene veličine pomeranja zavrtnja u rupi u toku ispitivanja, na osnovu rezultata eksperimenta. Obzirom da je međusobna veza samostalnih elemenata u montaži izvedena bez posebnih zahteva u pogledu pritezanja zavrtnjeva, spoj je kategorisan kao A, prema EN 1993-1-8 [78].

Međusoban kontakt uzoraka i ležišnih ploča, kao i samostalnih elemenata u zonama van fizičkih spojeva, definisan je u modulu *Interaction, General contact*. Karakteristike kontakta opisane su u funkciji trenja *Friction*. U slučaju kada su pomeranja upravna na ravan površine, kontakt se opisuje sa *Normal behaviour (hard formulation)*, a kada su u pitanju tangencijalna pomeranja sa *Tangential behaviour (Penalty friction formulation)*. Za koeficijent trenja uzeta je vrednost 0.35.



**Slika 4.3** Funkcija pomeranja u toku vremena

Da bi granični uslovi na krajevima elemenata u modelu odslitali kontakt uzoraka i ležišnih ploča prese u eksperimentu, numerički model je upotpunjen formiranjem ležišnih ploča. Ploče su definisane u modulu *Part* kao nedeformabilan pločasti elemenat (*Shell planar discrete rigid*). U težištima ploča su definisane referentne tačke sa nazivima "Jack" i "Support". Kako su ploče prese u toku ispitivanja bile fiksirane, a simulacija zgloba oko slabije ose preseka postignuta

geometrijom krajeva uzoraka, u ovim tačkama, su u inicijalnoj proračunskoj fazi, pre nanošenja opterećenja (*Initial step*) sprečena sva pomeranja i rotacije u pravcima globalnog koordinatnog sistema.

Opterećenje je u modelu zadato u proračunskom koraku *Dynamic, Explicit* u funkciji kontrolisanog pomeranja. Pomeranje u pravcu poduže ose elemenata  $U_3=10$  mm zadato je u referentnoj tački "Jack". Da bi se dinamički efekti u kvazistatičkoj analizi sveli na zanemarljiv nivo, usvojena je idealno glatka funkcijska kriva pomeranja u toku vremena (slika 4.3).

#### 4.4 Materijalni modeli

Mehanička svojstva materijala samostalnih elemenata definisana su nelinearnom vezom napona i dilatacija dobijenom ispitivanjem pri zatezanju podužno orjentisanih epruveta koje su uzete iz ravnih delova i ugla gotovog hladnooblikovanog profila. Ovo je učinjeno iz dva razloga:

- nedostatak relevantnih podataka sopstvenog eksperimentalnog ispitivanja ugaonih epruveta pri pritisku koji ukazuju na poboljšanje mehaničkih svojstava materijala usled hladnog oblikovanja za ovu vrstu naprezanja,
- postojeći analitički modeli [29], [30] ne daju eksplicitno predikciju karakterističnih vrednosti napona  $\sigma_{0.01}$  i  $\sigma_{1.0}$  usled uticaja hladne deformacije u uglovima profila koji su potrebni u analitičkom određivanju mehaničkih svojstava u slučajevima kada ne postoje eksperimentalni podaci (*Gardner-Nethercot-ov* analitički izraz [22]).

Treba naglasiti da je u sopstvenim eksperimentalnim ispitivanjima utvrđena nesimetrija materijala i da je konvencionalna granica razvlačenja za podužni pritisak, u proseku za oko 11% manja u odnosu na podužno zatezanje, ali i da je ova razlika najviše izražena u nelinearnoj oblasti malih dilatacija (slika 3.8).

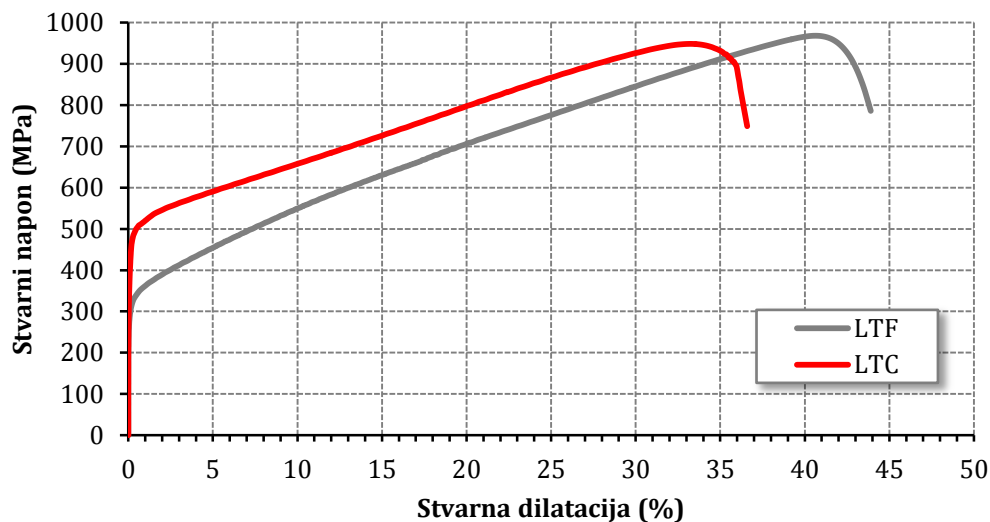
U dve materijalne oblasti preseka: u ravnim delovima (nožicama i rebru) i uglovima profila, usvojen je elasto plastičan model materijala. U početnom, linearnom domenu naprezanja, svojstva materijala se opisuju modulom elastičnosti za koji je uzeta vrednost od 200000 N/mm<sup>2</sup>. Nominalne vrednosti napona i dilatacija u nelinearnoj (plastičnoj) oblasti, iznad vrednosti granice



proporcionalnosti  $\sigma_{0.01}$ , konvertovane su u stvarne vrednosti napona i dilatacija (slika 4.4) primenom poznatih formula:

$$\sigma_{true} = \sigma_{nom}(1 + \varepsilon_{nom}) \quad 4.1$$

$$\varepsilon_{true} = \ln(1 + \varepsilon_{nom}) - \frac{\sigma_{true}}{E} \quad 4.2$$



**Slika 4.4** Modeli materijala u ravnim delovima (LTF) i uglovima preseka (LTC)

Poasonov koeficijent ima vrednost 0.3, dok je specifična masa materijala 8000 kg/m<sup>3</sup>.

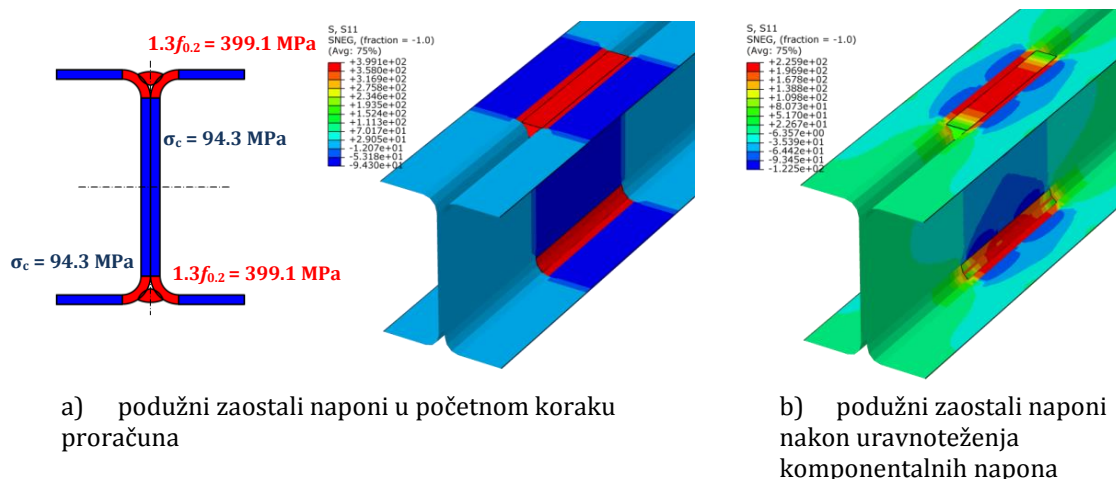
#### 4.5 Početne imperfekcije elemenata

Sopstvena eksperimentalna ispitivanja nisu obuhvatila merenje nivoa zaostalih napona koji su nastali uticajem hladnog oblikovanja i zavarivanja.

Zaostali naponi savijanja (*bending residual stresses*) po debljini zida profila, nastali usled hladnog oblikovanja nisu modelirani, prema [79]. Prilikom obrade ispitnih epruveta dolazi do indukcije zaostalih napona u materijalu. Ovi naponi deo su ukupnog naponskog stanja koje se određuje pri ispitivanju svojstava materijala, pa su time inkorporirani i u numeričke materijalne modele.

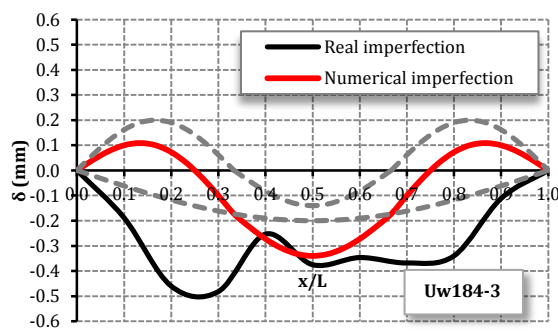
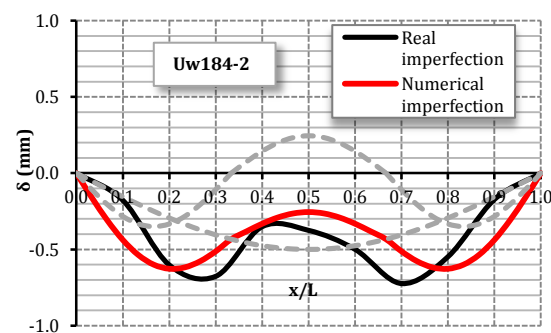
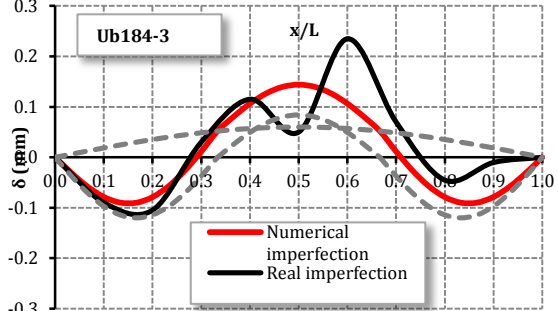
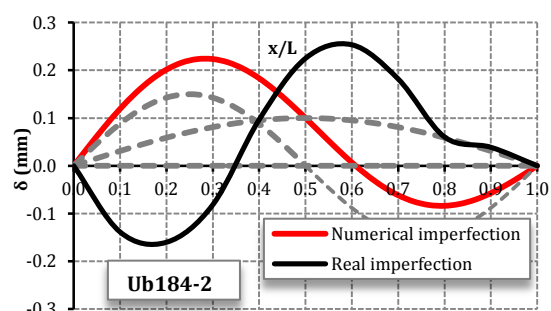
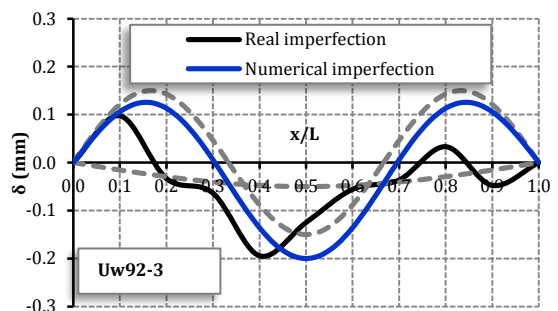
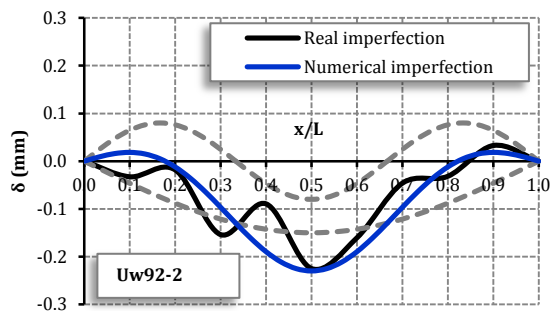
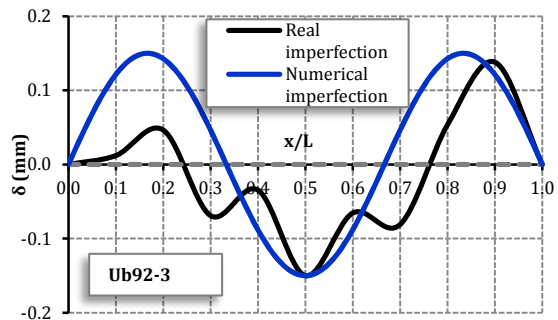
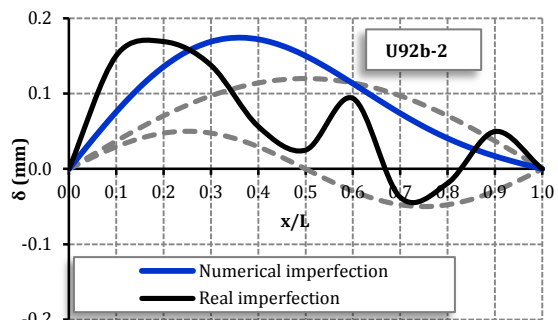
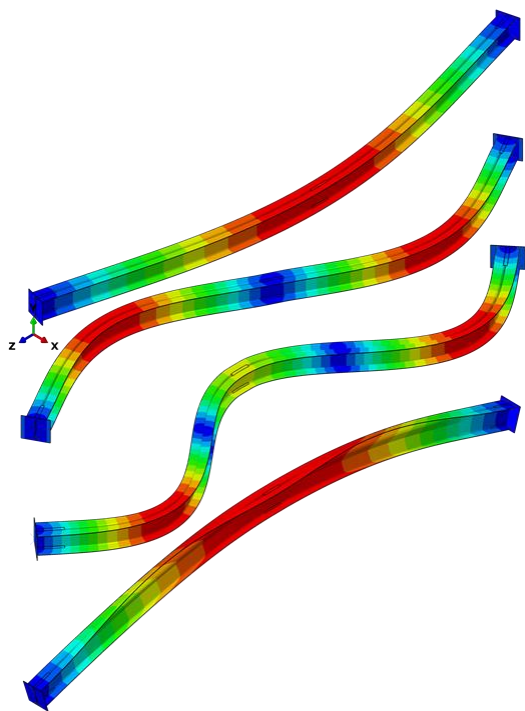
Podužni zaostali naponi (*membrane residual stresses*) usled zavarivanja su modelirani modifikujući analitički model [40] koji daje predikciju njihove raspodele i inteziteta, u svemu prema slici 4.5. Naponi su u okviru poprečnog preseka međusobno uravnoteženi, a zadati su u incijalnom, početnom koraku,

modula *Steps* kroz *Predefined fields*. Analizom ponašanja numeričkih modela uočeno je da u inicijalnoj fazi nanošenja opterećenja, dolazi do uravnoteženja svih komponentalnih napona u elementu usled uticaja zaostalih napona, što izaziva pojavu neznatnih podužnih deformacija i variranja vrednosti reaktivne sile. Zbog toga je u modulu *Steps* uveden među korak u okviru kojeg se postiže ravnotežno stanje u modelu pre početka nanošenja opterećenja u narednom koraku.



**Slika 4.5** Numerički model podužnih zaostalih napona usled zavarivanja

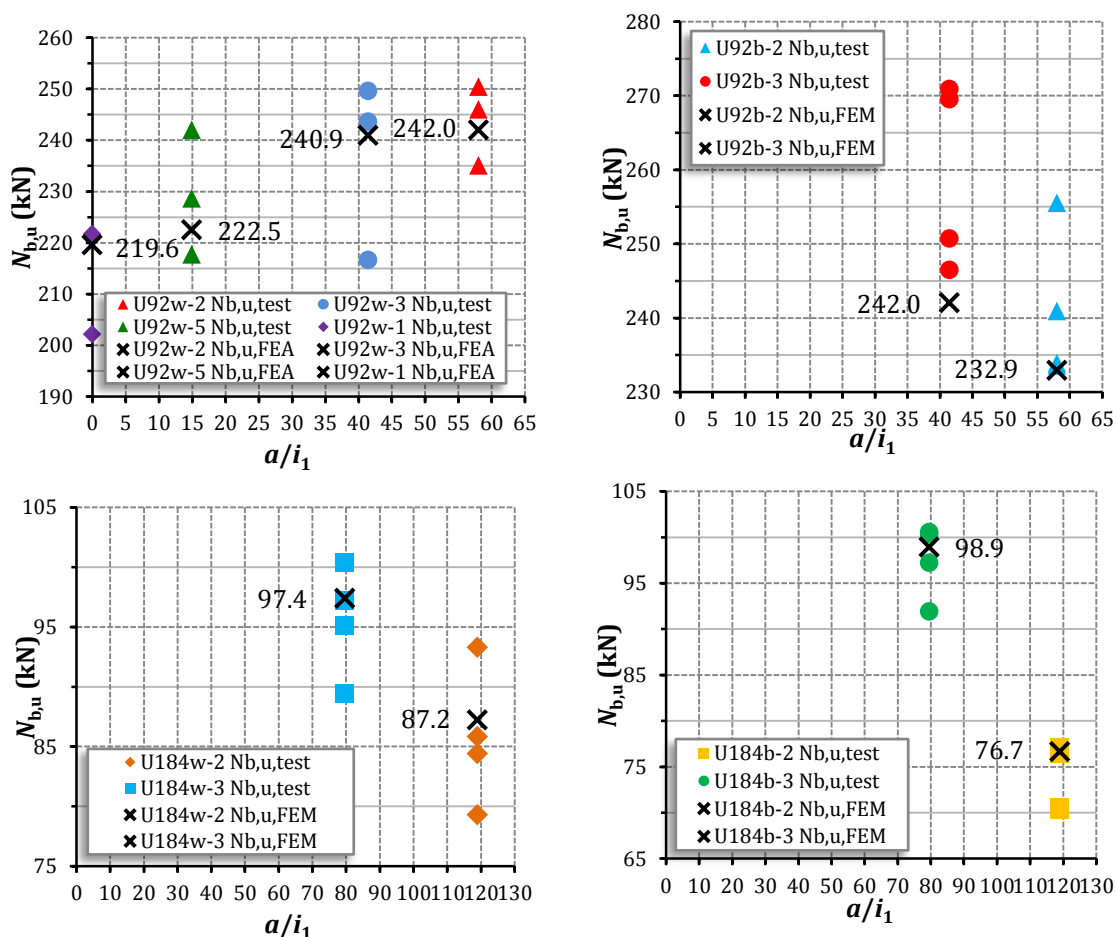
Geometrijske imperfekcije zadate su na osnovu izmerenih veličina odstupanja sistemne ose u relevantnoj ravni za svaki reprezentativni uzorak. U numeričkim modelima, ova odstupanja su opisana linearnom kombinacijom talasnih, sinusnih funkcija koje reprezentuju najniže sopstvene oblike izvijanja. Normalizovane vrednosti koordinata deformisanog modela za različite oblike izvijanja određene su u elastičnoj linearnoj analizi odabirom *Linear perturbation, Buckle*. Linearna kombinacija ovih koordinata, koja u najvećem procentu odlikava geomtrijsku imperfekciju elementa, učitava se naredbom *Imperfection* u *Edit keywords* modela u okviru nelinearne analize.



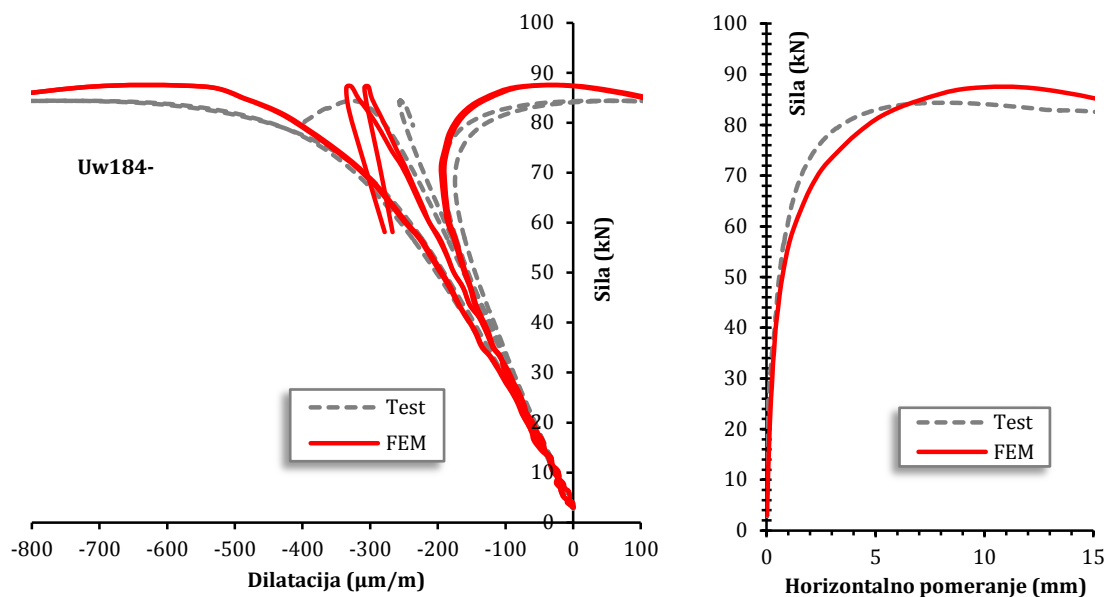
Slika 4.6 Modeliranje geometrijskih imperfekcija elemenata

## 4.6 Rezultati numeričke analize

Saglasno eksperimentalnom ispitivanju, rezultati numeričke analize su pokazali da je gubitak nosivosti elemenata dolazi usled fleksionog izvijanja oko slabije, nematerijalne ose višedelnog preseka. Usklađenosti sa rezultatima eksperimentalnog ispitivanja prikazani su redom na slikama 4.7 do 4.13. Upoređene su vrednosti graničnih sila, podužnih dilatacija i horizontalnog pomeranja u odgovarajućim tačkama preseka u sredini dužine elementa, u funkciji prirasta sile. Treba naglasiti da su u numeričkim modelima uzoraka sa šavovima (Uw92 i Uw184), dilatacije izazvane uticajem zaostalih podužnih napona u početnoj fazi proračuna (u modulu *Steps*, korak *Residual*), isključene u analizi rezultata, obzirom da ove dilatacije nisu bile merljive u okviru eksperimentalnog ispitivanja uzoraka.



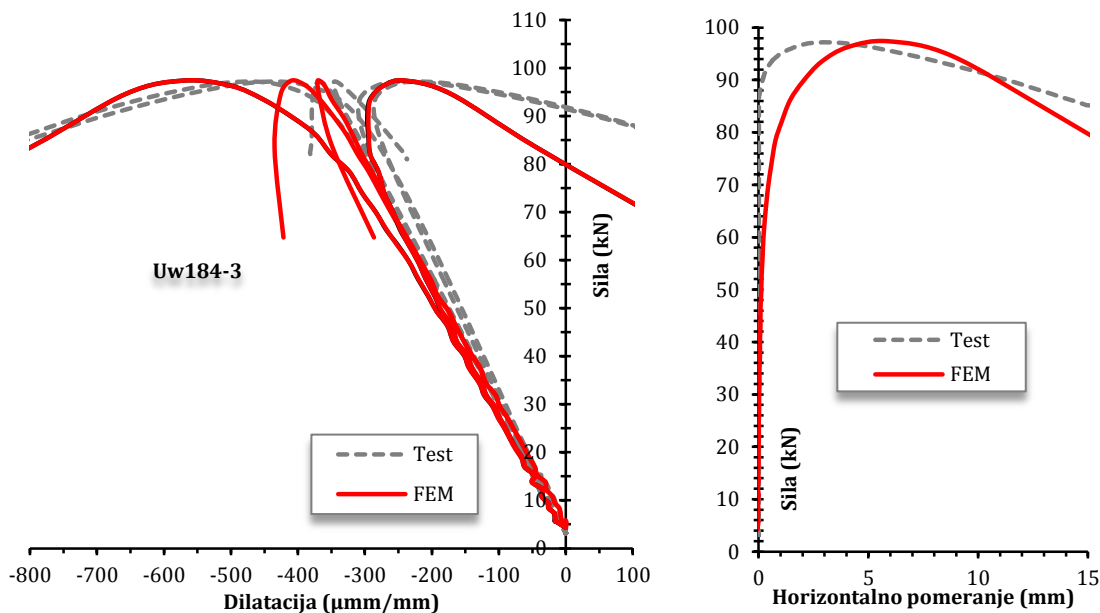
**Slika 4.7** Poređenje numeričkih i eksperimentalnih vrednosti granične nosivosti elemenata pri fleksionom izvijanju



a) Dijagram sila-podužne dilatacije u preseku u sredini raspona elementa

b) Dijagram sila-horizontalno pomeranje u preseku u sredini visine elementa

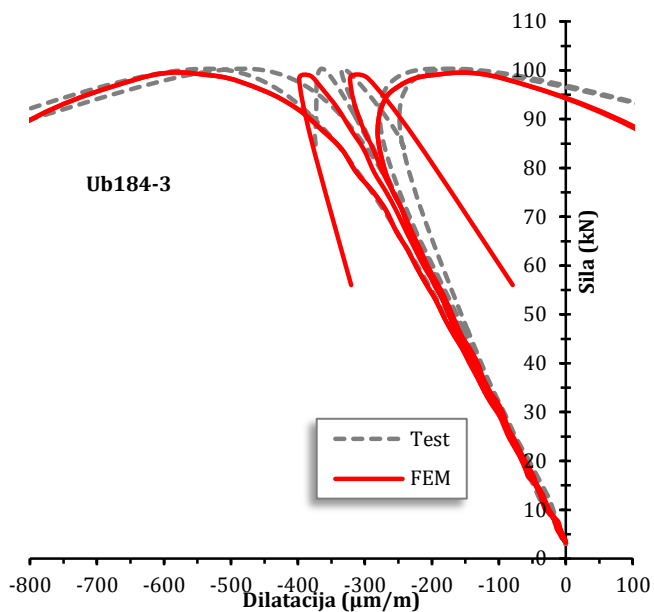
**Slika 4.8** Poređenje rezultata numeričke analize i eksperimentalnog ispitivanja kod uzoraka serije Uw184-2



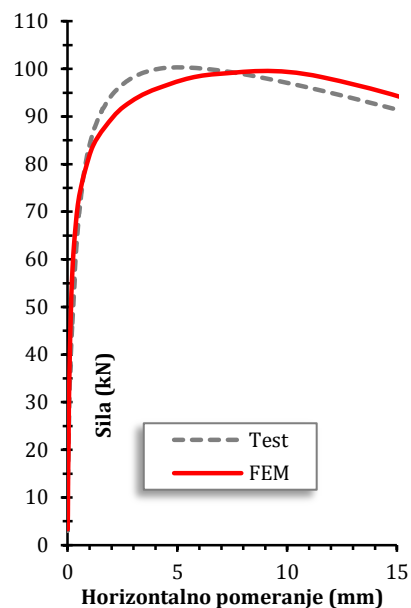
a) Dijagram sila-podužne dilatacije u preseku u sredini raspona elementa

b) Dijagram sila-horizontalno pomeranje u preseku u sredini visine elementa

**Slika 4.9** Poređenje rezultata numeričke analize i eksperimentalnog ispitivanja kod uzoraka serije Uw184-3

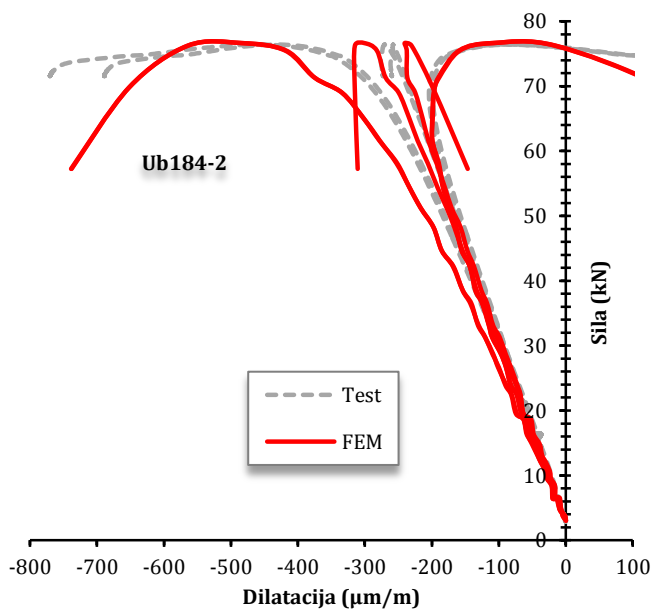


a) Dijagram sila-podužne dilatacije u preseku u sredini raspona elementa

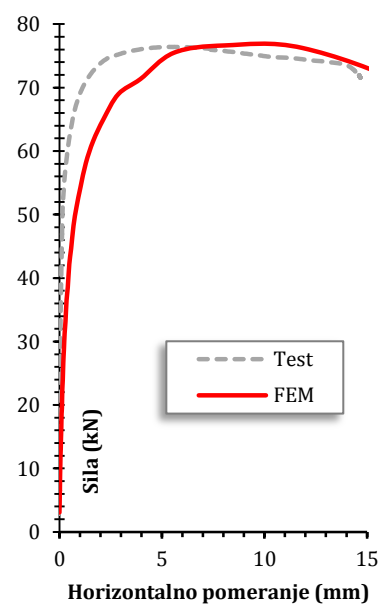


b) Dijagram sila-horizontalno pomeranje u preseku u sredini visine elementa

**Slika 4.10** Poređenje rezultata numeričke analize i eksperimentalnog ispitivanja kod uzoraka serije Ub184-3

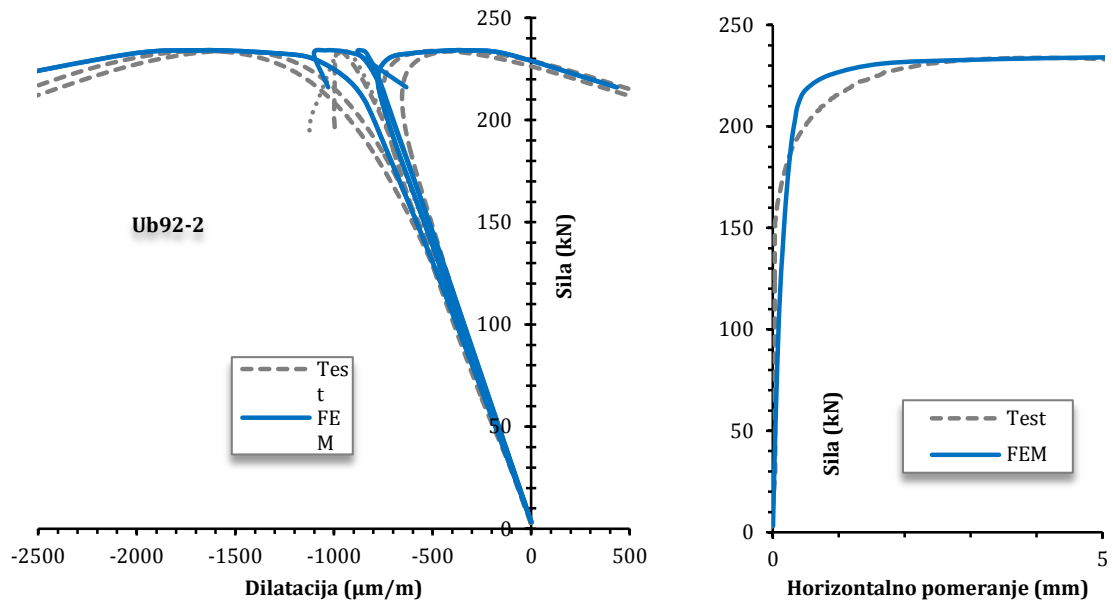


a) Dijagram sila-podužne dilatacije u preseku u sredini raspona elementa



b) Dijagram sila-horizontalno pomeranje u preseku u sredini visine elementa

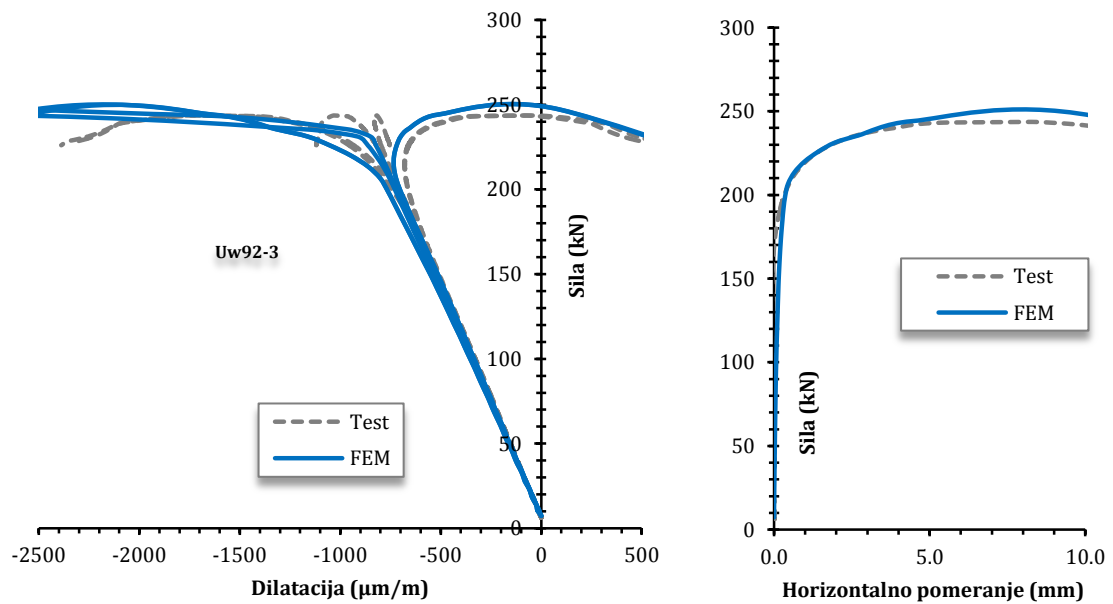
**Slika 4.11** Poređenje rezultata numeričke analize i eksperimentalnog ispitivanja kod uzoraka serije Ub184-2



a) Dijagram sila-podužne dilatacije u preseku u sredini raspona elementa

b) Dijagram sila-horizontalno pomeranje u preseku u sredini visine elementa

**Slika 4.12** Poređenje rezultata numeričke analize i eksperimentalnog ispitivanja kod uzoraka serije Ub92-2



a) Dijagram sila-podužne dilatacije u preseku u sredini raspona elementa

b) Dijagram sila-horizontalno pomeranje u preseku u sredini visine elementa

**Slika 4.13** Poređenje rezultata numeričke analize i eksperimentalnog ispitivanja kod uzoraka serije Uw92-2

Analiza rezultata upućuje na sledeće komentare:

- Najveće odstupanje vrednosti granične nosivosti na fleksiono izvijanje u numeričkim modelima  $N_{b,u,FEM}$  u odnosu na osrednjenu vrednost dobijenu eksperimentalnim ispitivanjem  $N_{b,u,test}$  iznosi 6.7%. Veća odstupanja su zapažena u oblasti male vitkosti elemenata,  $\lambda_z = 92$ , dok su razlike u oblasti srednje vitkosti,  $\lambda_z = 184$  manje, u iznosu od oko 4%.
- Postignuta su dobra poklapanja u vrednostima podužnih dilatacija, pre svega u početnom delu naprezanja.
- Vrednost granične sile značajno zavisi od oblika i veličine početnih geometrijskih imperfekcija elemenata. Ovaj uticaj je veći u oblasti veće vitkosti elemenata ( $\lambda_z = 184$ ). Simulacija realnih, geometrijskih imperfekcija u velikoj meri otežava kalibraciju modela gde mala promena odstupanja, merena u delovima milimetra može da izazove promenu u vrednosti granične sile od preko 15%. Međutim, ako se ima u vidu da su maksimalne izmerene vrednosti imperfekcija relativno male ( $\delta < 3432$ ), ovakvo ponašanje se može, u izvesnoj meri, pripisati numeričkoj nestabilnosti modela.
- Veličina horizontalnog pomeranja takođe zavisi od vrednosti zadatih početnih imperfekcija. Kod modela veće vitkosti ( $\lambda_z = 184$ ) zabeležena su izvesna odstupanja u odnosu na vrednosti očitane ugibomerima u eksperimentalnom ispitivanju.
- Slično eksperimentu, u oblasti naprezanja pre dostizanja granične sile nije zabeleženo međusobno razmicanje samostalnih elemenata između spojeva.
- Potvrđen je zaključak dobijen eksperimentalnim ispitivanjem u oblasti male vitkosti: smanjivanjem efektivne dužine šava, odnosno povećavanjem razmaka između spojeva ostvarenih šavovima, vrednost granične sile raste, što ukazuje na negativan uticaj podužnih, zaostalih napona izazvanih zavarivanjem.
- Krutost spoja sa zavrtnjevima, merljiva njihovom pomerljivošću u rupi, utiče na vrednost granične sile.



## 5 Parametarska analiza

### 5.1 Program parametarske analize

Parametarskom analizom su obuhvaćeni numerički modeli elemenata koji su kalibrisani i verifikovani rezultatima eksperimentalnog ispitivanja. U cilju kompatibilnosti i opšte primenljivosti rezultata ove analize u odnosu na slična istraživanja, modifikovani su granični uslovi na krajevima elemenata gde je formiran idealan zglob: sprečena su pomeranja u pravcima glavnih osa i podužno pomeranje na jednom kraju elementa, a dopuštene rotacije preseka u svim pravcima. Poprečni presek modela čine dva "leđa u leđa" C profila, nominalnih dimenzija 100x40x4 mm. Po analogiji sa eksperimentalnim ispitivanjem, analizirane su dve serije u kojima su samostalni elementi međusobno povezani užlebljenim šavovima i zavrtnjevima. Nominalne geometrijske karakteristike spoja (dužina i debljina šava, prečnik i rastojanja između zavrtnjeva) odslikavaju projektovane i nisu menjane u analizi.

Parametarska analiza je podeljena u dva dela u okviru kojih je analiziran uticaj različitih parametara:

Prvi deo analize je globalnog karaktera i u njemu su varirani sledeći parametri:

- Vitkost oko nematerijalne ose preseka  $\lambda_z$ , odnosno dužina višedelnog elementa  $L$ . Analizirani opseg globalne vitkosti (92 – 246) ima svoju praktičnu primenljivost kod elemenata u zgradarstvu. Analizom nisu obuhvaćeni elementi manje dužine od 1500 mm;
- Vitkost samostalnog elementa oko slabije ose  $\lambda_{1z}$ , odnosno razmak između spojeva  $a$ .

Početna zakrivljenost svih elemenata ima oblik polutalasne sinusne funkcije, koji odgovara prvom sopstvenom obliku izvijanja, sa maksimalnom vrednošću u sredini dužine (slika 5.1a). Ova veličina usklađena je sa preporukama datim u okviru standarda EN 1090-2 [47] i iznosi  $L/750$ , gde je  $L$  ukupna dužina uzorka. Intezitet i raspodela zaostalih napona usled zavarivanja su isti kao i kod inicijalnih numeričkih modela.

Tabele 5.1 i 5.2 sumiraju parametre za svaki analizirani model. Modeli su označeni na način kao u eksperimentu: oblik poprečnog preseka samostalnog elementa – U; vitkost oko slabije ose (92, 123, 154, 184, 215, 246); tip spoja - w (weld) ili b (bolt); broj razmaka između spojeva (2, 3, 4, 5, 6). Ukupan broj analiziranih numeričkih modela je 40.

**Tabela 5.1** Oznake u parametarskoj analizi elemenata sa zavrtnjevima

Parametar						
Oznaka	Tip spoja	Dužina elementa $L$ (mm)	Vitkost oko nematerijalne ose preseka $\lambda_z$	Razmak između spojeva $a$ (mm)	Vitkost samostalnog elementa $\lambda_{1z}$	Broj analiziranih modela
U92b-3	zavrtanj	1500	92.2	L/3 = 460	38.1	2
U92b-2				L/2 = 685	56.8	
U123b-3	zavrtanj	2000	123.0	L/3 = 625	51.8	2
U123b-2				L/2 = 935	77.5	
U154b-4	zavrtanj	2500	153.7	L/4 = 595	49.3	3
U154b-3				L/3 = 790	65.5	
U154b-2				L/2 = 1185	98.2	
U184b-5	zavrtanj	3000	184.5	L/5 = 575	47.7	4
U184b-4				L/4 = 720	59.7	
U184b-3				L/3 = 960	79.6	
U184b-2				L/2 = 1435	119.0	
U215b-5	zavrtanj	3500	215.2	L/5 = 675	56.0	4
U215b-4				L/4 = 845	70.1	
U215b-3				L/3 = 1125	93.3	
U215b-2				L/2 = 1685	139.7	
U246b-6	zavrtanj	4000	246.0	L/6 = 645	53.5	5
U246b-5				L/5 = 775	64.3	
U246b-4				L/4 = 970	80.4	
U246b-3				L/3 = 1290	107.0	
U246b-2				L/2 = 1935	160.4	

**Tabela 5.2** Oznake u parametarskoj analizi elemenata sa šavovima

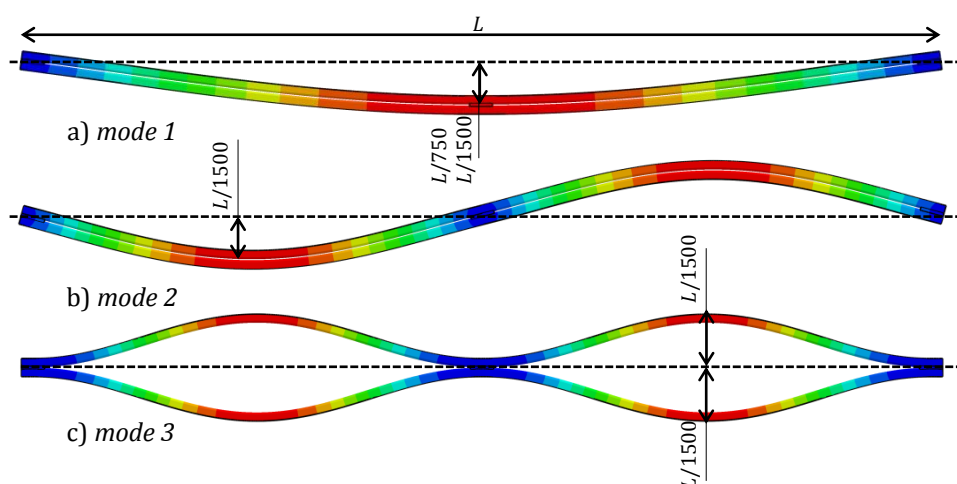
Parametar						
Oznaka	Tip spoja	Dužina elementa $L$ (mm)	Vitkost oko nematerijalne ose preseka $\lambda_z$	Razmak između spojeva $a$ (mm)	Vitkost samostalnog elementa $\lambda_{1z}$	Broj analiziranih modela
U92w-3	šav	1500	92.2	L/3 = 470	38.1	2
U92w-2				L/2 = 700	56.8	
U123w-3	šav	2000	123.0	L/3 = 6325	51.8	2
U123w-2				L/2 = 950	77.5	
U154w-4	šav	2500	153.7	L/4 = 600	49.3	3
U154w-3				L/3 = 800	65.5	
U154w-2				L/2 = 1200	98.2	
U184w-5	šav	3000	184.5	L/5 = 580	47.7	4
U184w-4				L/4 = 725	59.7	
U184w-3				L/3 = 970	79.6	
U184w-2				L/2 = 1450	119.0	
U215w-5	šav	3500	215.2	L/5 = 680	56.0	4
U215w-4				L/4 = 850	70.1	
U215w-3				L/3 = 1135	93.3	
U215w-2				L/2 = 1700	139.7	
U246w-6	šav	4000	246.0	L/6 = 650	53.5	5
U246w-5				L/5 = 780	64.3	
U246w-4				L/4 = 975	80.4	
U246w-3				L/3 = 1300	107.0	
U246w-2				L/2 = 1950	160.4	

U drugom delu se analizira uticaj oblika i veličine geometrijske imperfekcije na nosivost elemenata. Analizom su obuhvaćeni:

- Modeli dužine 3000 mm,  $\lambda_z = 184.5$  kod kojih su obuhvaćena dva oblika imperfekcije, oblik polutalasne sinusne funkcije (*mode 1*) sa amplitudom od  $L/1500$  i oblik talasne sinusne funkcije (*mode 2*) sa maksimalnom veličinom od  $L/750$  (videti slike 5.1a i 5.1b).

- Modeli dužine 3500 mm ( $\lambda_z = 215.2$ ) i 4000 mm ( $\lambda_z = 246$ ) kod kojih su samostalni elementi međusobno povezani samo na krajevima i u polovini dužine. Kod ovih modela imperfekcija ima oblik talasne sinusne funkcije sa maksimalnom veličinom u iznosu  $L/1500$  (*mode 2*), slika 5.1b, odnosno oblik dvostruke, simetrične talasne funkcije sa amplitudom u odnosu na srednju ravan od  $L/750$  (*mode 3*), slika 5.1c. Cilj je da se utvrdi da li za neki od ovih oblika zakrivljenosti dolazi do izvijanja samostalnog elementa u okviru višedelnog preska.

Na slici 5.1 su ilustrovani analizirani oblici sa vrednostima amplituda u odnosu na idealizovanu ravan elementa.



**Slika 5.1** Analizirani oblici geometrijskih imperfekcija

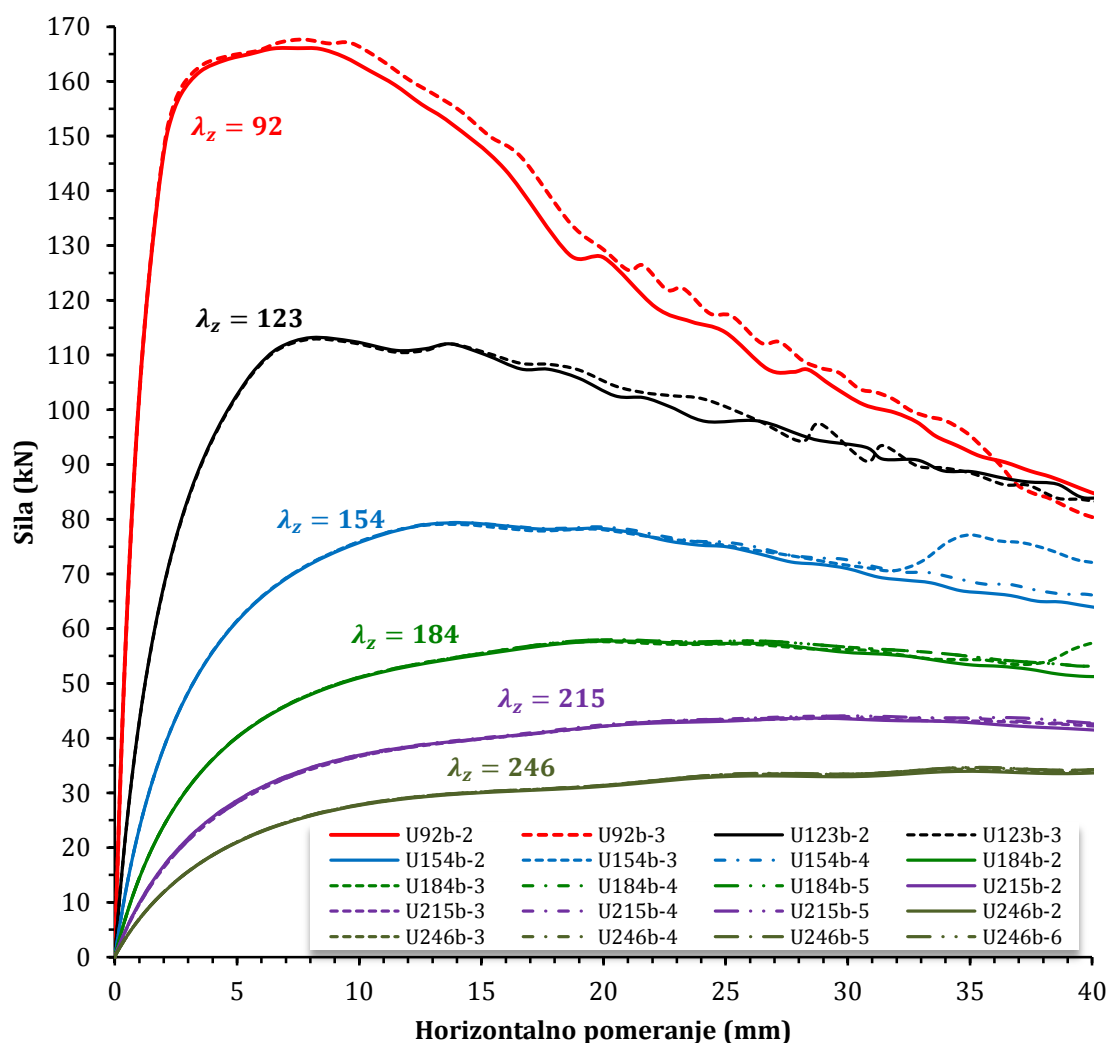
## 5.2 Prikaz i analiza rezultata

Granična nosivost svih numeričkih modela u okviru parametarske analize određena je fleksionim izvijanjem oko slabije, nematerijalne ose preseka. Rezultati koji su dobijeni u globalnoj analizi prikazani su kroz dijagrame sila–horizontalno pomeranje u sredini dužine elementa na slikama 5.2 i 5.3.

Pregledom dijagrama mogu se izneti sledeći komentari:

- U oblasti male vitkosti (92 i 123), krive pokazuju izrazito nelinearno ponašanje elemenata. Do fleksionog izvijanja dolazi pri višim vrednostima napona, u neelastičnoj oblasti naprezanja. U oblasti velike vitkosti (215, 246) do izvijanja

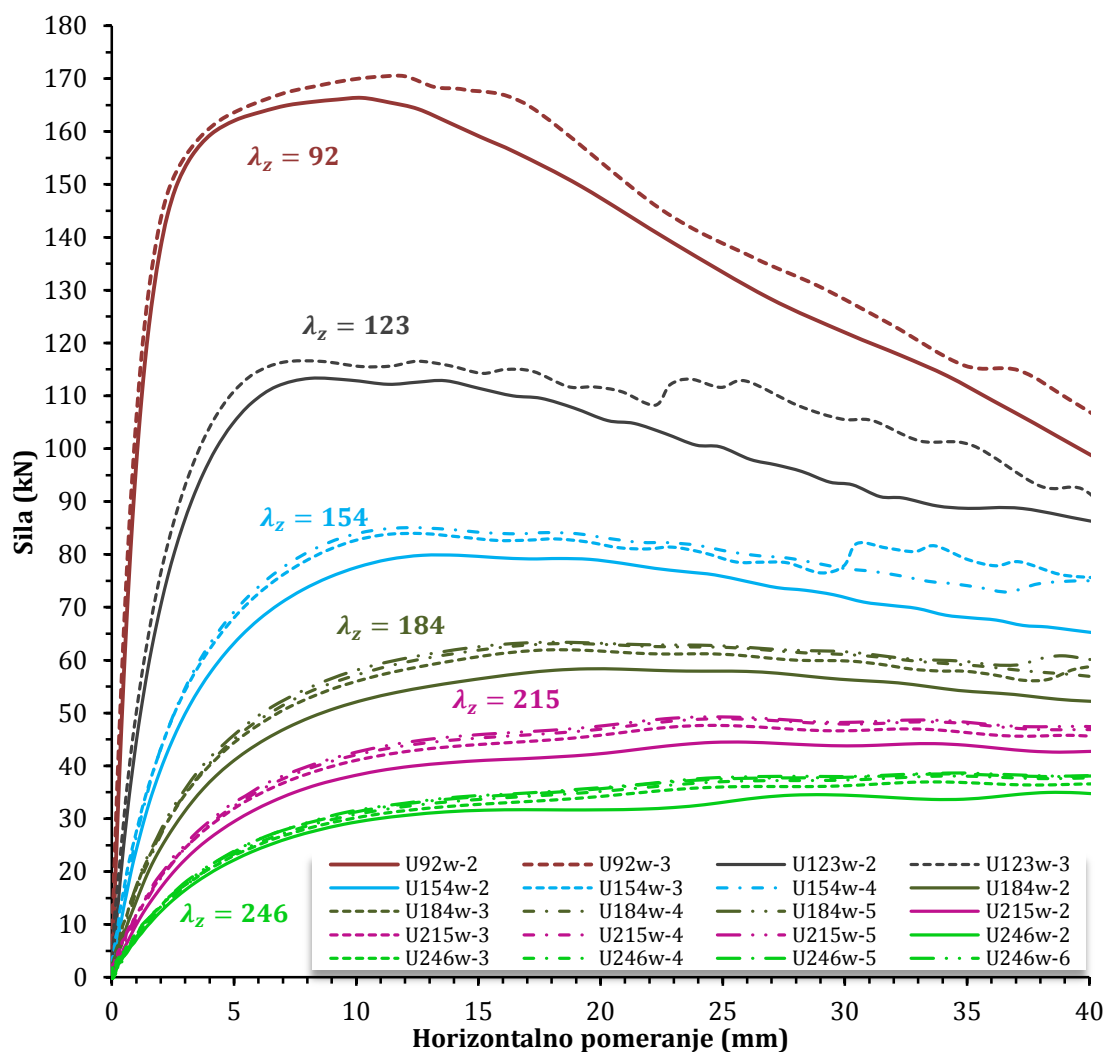
dolazi u elastičnoj oblasti naprezanja, pri znatno većim vrednostima deformacija.



**Slika 5.2** Dijagram sila–horizontalna pomeranja kod višedelnih elemenata sa zavrtnjevima za geometrijsku imperfekciju oblika *mode1*,  $\delta_0 = L/750$

- Kod modela kod kojih su samostalni elementi povezani u trećinama dužine uočava se značajna varijabilnost krive u nestabilnoj oblasti nakon dostizanja granične sile, izazvana nezavisnim pomeranjima i lokalnom nestabilnošću samostalnih elemenata.
- Modeli u kojima su samostalni elementi povezani sa zavrtnjevima imaju skoro identično ponašanje u celoj oblasti naprezanja, nezavisno od vitkosti samostalnog elementa.

- Nasuprot prethodnom zapažanju, modeli sa šavovima imaju izvestan porast granične nosivosti sa povećanjem broja spojeva, što govori o većoj krutosti spoja i boljem sadejstvu samostalnih elemenata u globalnoj stabilnosti višedelnog elementa u ovom slučaju. Povećanje granične nosivosti elemenata sa povećanjem broja spojeva ne prelazi vrednost od 10%.



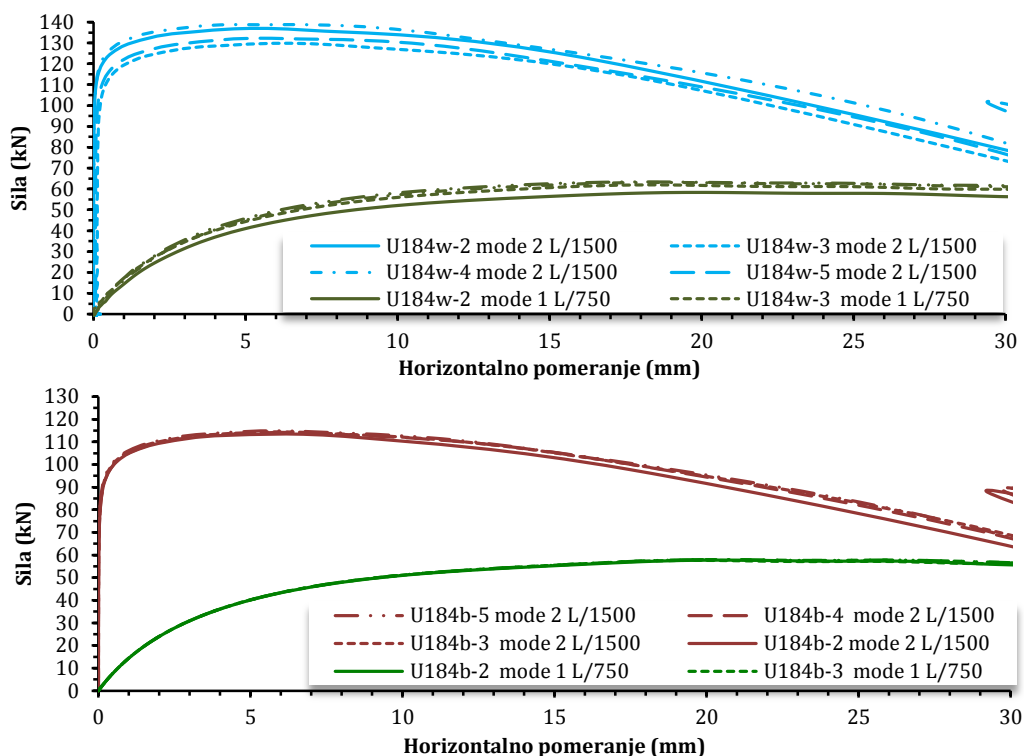
**Slika 5.3** Dijagram sila–horizontalna pomeranja kod višedelnih elemenata sa šavovima za geometrijsku imperfekciju oblika *mode1*,  $\delta_0 = L/750$

Rezultati drugog dela parametarske analize ukazuju na značajan uticaj oblika početne zakrivljenosti na nosivost elemenata na fleksiono izvijanje.

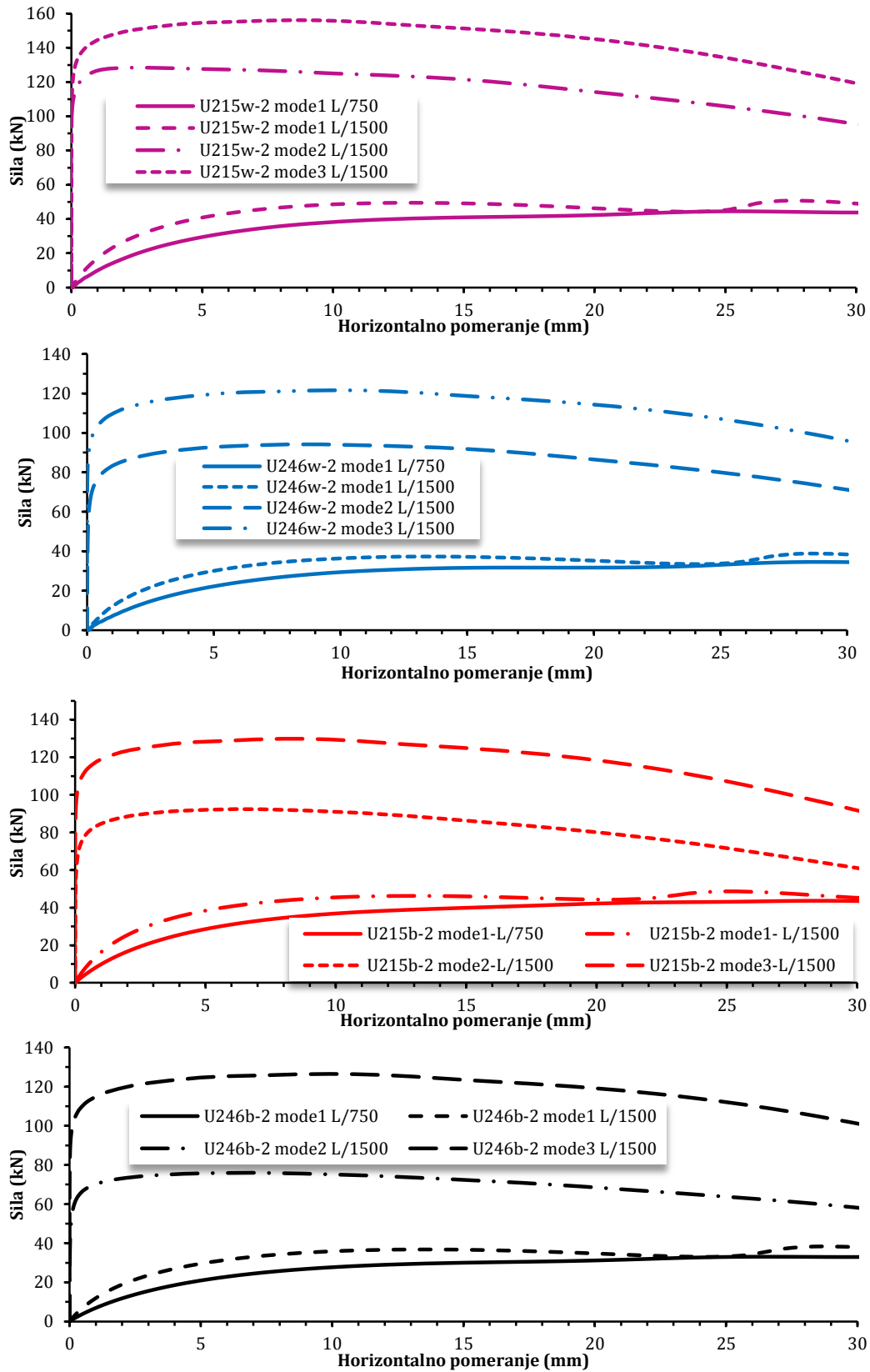
Slika 5.4 uporedno prikazuje krive sila–horizontalno pomeranje kod elemenata dužine 3000 mm za početnu geometrijsku imperfekciju koja odgovara prvom i

drugom sopstvenom obliku izvijanja. Može se zaključiti da je granična nosivost elemenata i do 2.2 puta veća u slučaju kada je imperfekcija u obliku talasne sinusne funkcije, (*mode 2*). Uočava se zanemarljiv uticaj veličine rastojanja između spojeva na graničnu nosivost elementa.

Slika 5.5 prikazuje krive sila–horizontalno pomeranje u sredini dužine kod modela velike vitkosti (215, 246) kod kojih su spojevi samostalnih elemenata na krajevima i u polovini dužine. Najveću osetljivost modeli pokazuju u slučaju sinusoidnog oblika zakrivljenosti (*mode 1*). Razlika u vrednostima granične nosivosti za slučajeve kada je  $\delta_0 = L/750$ , odnosno  $L/1500$  je nešto manja od 10 %. Kada imperfekcija ima oblik sinusne funkcije celog talasa (*mode 2*), nosivost je značajno veća, čak 2.7 do 2.9 puta, kod elemenata koji su spojeni šavovima. Oblik zakrivljenosti predstavljen simetričnim, duplim oblikom sinusne funkcije celog talasa (*mode 3*), ne dovodi do izvijanje samostalnog elementa u okviru višedelnog preseka. Za ovaj oblik imperfekcije, granična nosivost elementa je najveća.



**Slika 5.4** Dijagram sila–horizontalno pomeranje kod višedelnih elemenata vitkosti 184 za geometrijsku imperfekciju oblika *mode2*,  $\delta_0 = L/750$



**Slika 5.5** Dijagram sila–horizontalna pomeranja kod višedelnih elemenata u funkciji oblika i veličine geometrijske imperfekcije



## 6 Nosivost višedelnih elemenata sa samostalnim elementima u kontaktu na fleksiono izvijanje oko nematerijalne ose

### 6.1 Uvod

Eksperimentalnim ispitivanjem i numeričkom analizom pomoću metode konačnih elemenata dobijen je relevantan i pouzdan broj podataka koji ukazuju na specifičnosti u ponašanju elemenata višedelnog preseka sa blisko postavljenim samostalnim elementima i daju osnovu za definisanje preporuka za njihov proračun i konstruisanje. U cilju harmonizacije i opšte prihvatljivosti, ove preporuke su zasnovane na pravilima koja su data u evropskim propisima za nerđajući čelik EN 1993-1-4 [2] i ugljenični čelik EN 1993-1-1 [3].

### 6.2 Komparativana analiza rezultata numeričke analize sa preporukama za proračun datim u evropskim propisima EN 1993-1-4 i EN 1993-1-1

Trenutno važeći evropski propis za nerđajuće čelike EN 1993-1-4 [2] ne daje eksplicitna uputstva za proračun elemenata višedelnog preseka sa blisko postavljenim samostalnim elementima. Zbog toga je, u okviru ove analize, napravljen pokušaj objedinjavanja i sistematizacije preporuka koje su date u osnovnom standardu za ugljenični čelik EN 1993-1-1 [3] i preporuka u pogledu izbora krive izvijanja za slučaj cetrično pritisnutih elemenata jednodelnog preseka prema standardu za nerđajuće čelike [2].

Koncept proračuna fleksione stabilnosti oko slabije, nematerijalne ose višedelnog preseka, prema [3], uzima u obzir uticaj deformacije smicanja u funkciji krutosti na smcanje  $S_v$  i uticaj savijanja elementa u celini u funkciji Euler-ove kritične sile  $N_{cr}$  koja se određuje sa efektivnim momentom inercije. U slučaju elemenata kod kojih su pojasevi direktno i neposredno međusobno diskontinualno povezani, izostaje vezni element, pa sledi da se krutost na smicanje  $S_v$  određuje prema sledećem izrazu:

$$S_v = 2\pi^2 \frac{EI_{ch}}{a^2} \quad 6.1$$

Efektivni momenat inercije  $I_{eff}$  je kod elemenata ramovskog tipa funkcija koeficijenta efikasnosti  $\mu$ , odnosno globalne vitkosti višedelnog elementa. Ovim

koeficijentom redukuje se doprinos momenta inercije pojasnog elementa  $I_{ch}$  u odnosu na ukupnu krutost višedelnog preseka oko nematerijalne ose. Ova redukcija nije opravdana u slučaju elemenata sa blisko postavljenim pojasevima, pa je koeficijent efikasnosti  $\mu$  jednak 1.0, odnosno  $I_{eff} = I_1$ . Dakle, Euler-ova kritična sila izvijanja određuje se prema izrazu:

$$N_{cr} = \pi^2 \frac{EI_1}{L^2} \quad 6.2$$

$$I_1 = 0.5A_{ch}h_0^2 + 2I_{ch} \quad 6.3$$

Veličine u gore datim jednačinama su:

- $h_0$     rastojanje između težišta samostalnih elemenata,
- $I_{ch}$     momenat inercije samostalnog elementa u ravni višedelnog elementa,
- $A_{ch}$     površina poprečnog preseka samostalnog elementa,
- $a$       rastojanje između spojeva samostalnih elementa.

Na osnovu poznate kritične sile izvijanja višedelnog elementa,  $N_{cr,v}$ :

$$N_{cr,v} = \frac{1}{\frac{1}{N_{cr}} + \frac{1}{S_v}} \quad 6.4$$

određuje se ekvivalentna relativna vitkost  $\bar{\lambda}_{eq}$ :

$$\bar{\lambda}_{eq} = \sqrt{\frac{Af_{0.2}}{N_{cr,v}}} \quad 6.5$$

Sa ovako određenom relativnom vitkošću, dalji postupak proračuna odgovara slučaju fleksionog izvijanja kod elemenata jednodelnog poprečnog preseka. Standard za nerđajuće čelike [2] daje sledeće jednačine:

$$\phi = 0.5 \left[ 1 + \alpha (\bar{\lambda}_{eq} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_{eq}^2 \right] \quad 6.6$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}_{eq}^2}} \quad 6.7$$

$$N_{b,Rd} = \chi Af_{0.2} / \gamma_{M1} \quad 6.8$$

gde su:

- $\bar{\lambda}_0$  granična vitkost koja ima vrednost 0.4 u slučaju hladnooblikovanih profila otvorenog preseka od nerđajućeg čelika, odnosno 0.2 u slučaju zavarenih, otvorenih poprečnih preseka,
- $\alpha$  koeficijent imperfekcije, koji u slučaju hladnooblikovanih profila otvorenog preseka od nerđajućeg čelika ima vrednost 0.49 (kriva izvijanja C), odnosno 0.76 u slučaju zavarenih, otvorenih preseka (kriva izvijanja D),
- $\chi$  bezdimenzionalni koeficijent izvijanja,
- $\gamma_{M1}$  parcijalni koeficijent sigurnosti koji ima vrednost 1.1.

U saglasnosti sa datim jednačinama, određene su vrednosti graničnih sila  $N_{b,u,EC}$  za svaki od analiziranih modela u numeričkoj parametarskoj analizi, koristeći sledeće ulazne podatke:

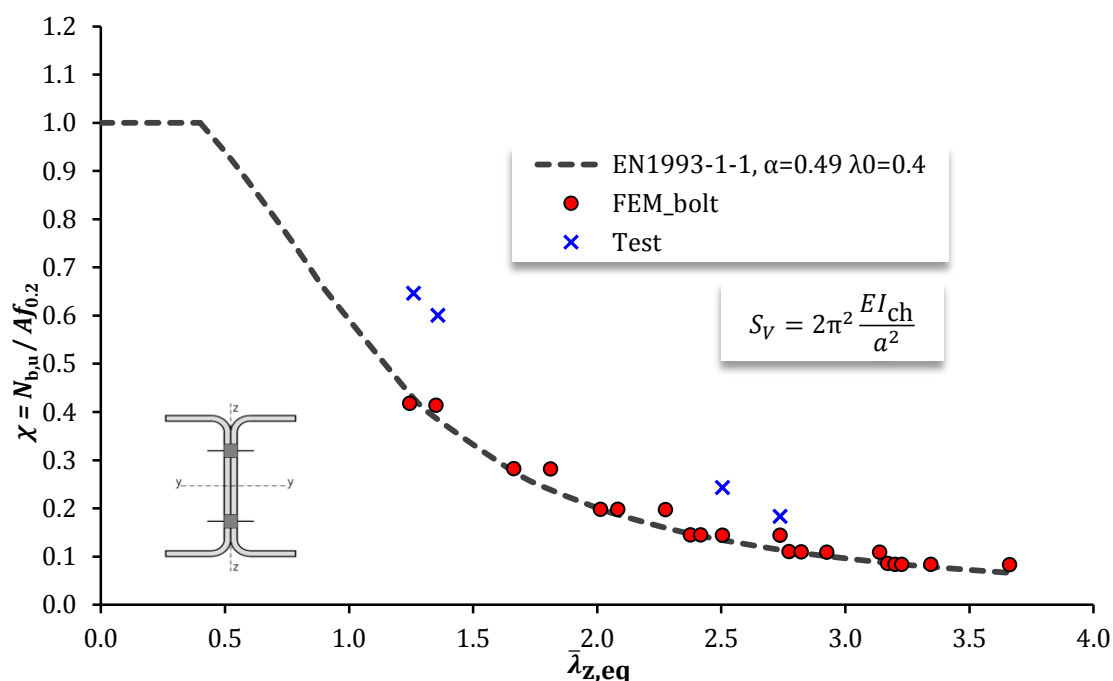
- Za mehanička svojstva materijala uzete su vrednosti kao i u numeričkoj analizi: konvencionalna granica razvlačenja  $f_{0.2}$  ima vrednost od 307 MPa, a modul elastičnosti  $E$ , vrednost od 200000 MPa,
- površina poprečnog preseka određena je za nominalne dimnezije preseka,
- u slučaju višedelnih elemenata sa zavrtnjevima korišćena je kriva izvijanja C, odnosno D u slučaju elemenata sa šavovima. Ogovarajuće vrednosti graničnih vitkosti su 0.4, odnosno 0.2.

Obzirom da se numerička analiza zasnivana na osrednjenim, eksperimentalno određenim mehaničkim svojstvima materijala, granične vrednosti sila  $N_{u,EC}$  nisu umanjene parcijalnim koeficijentom sigurnosti za 10%.

Analiza dobijenih rezultata prikazana je u narednom poglavlju, posebno i nezavisno za višedelne elemente sa zavrtnjevima, odnosno šavovima. Grafička prezentacija rezultata je u bezdimenzionalnom, normalizovanom obliku: apscisa definiše relativnu ekvivalentnu vitkost, a ordinata koeficijent redukcije  $\chi$  kao odnos vrednosti granične sile i sile pri kojoj počinje plastifikacije preseka  $Af_{0.2}$ . U ovako definisanom sistemu prikazane su vrednosti graničnih sila numeričke analize u odnosu na odgovarajuću krivu izvijanja dobijenu prema preporukama za proračun u standardima [2] i [3].

### 6.2.1 Analiza nosivosti višedelnih elemenata sa zavrtnjevima

Tabela 6.1 poredi vrednosti graničnih sila na fleksiono izvijanje koje su dobijene u numeričkoj parametarskoj analizi  $N_{b,u,FEM}^{bolt}$  sa vrednostima  $N_{b,u,EC}^{bolt}$  određenim prema evropskom setu preporuka [3] i [2]. Rezultati su prezentovani i grafički na slici 6.1. Slika je upotpunjena osrednjenim vrednostima granične nosivosti elemenata višedelnog preseka ostvarenih sa zavrtnjevima koje su dobijene pri eksperimentalnom ispitivanju.



**Slika 6.1** Poređenje rezultata numeričke analize i eksperimentalnog ispitivanja sa preporukama za proračun prema EN 1993-1-4 i EN 1993-1-1 u slučaju višedelnih elemenata sa zavrtnjevima

Može se zaključiti da izbor krive izvijanja C uz graničnu vitkost od 0.4 daje dosta dobru predikciju nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje oko slabije, nematerijalne ose. Kada su samostalni elementi međusobno povezani u trećinama dužine ili više, ova odstupanja su u okvirima od -5% do +7%. Kada je spoj ostvaren na krajevima i u polovini raspona, odstupanje je na strani sigurnosti u iznosu do 20%.

**Tabela 6.1** Poređenje rezultata granične nosivosti višedelnih elemenata sa zavrtnjevima prema FEM i preporukama datim u EN 1993-1-4 i EN 1993-1-1

Elementi sa zavrtnjevima	EN 1993-1-1, $\alpha = 0.49, \lambda_0 = 0.4$		
	$N_{b,u,FEM}^{bolt}$ (kN)	$N_{b,u,EC}^{bolt}$ (kN)	$N_{b,u,EC}^{bolt}/N_{b,u,FEM}^{bolt}$
U92b-3	167.7	175.6	<b>1.05</b>
U92b-2	166.1	155.3	<b>0.93</b>
U123b-3	113.2	110.7	<b>0.98</b>
U123b-2	112.9	95.6	<b>0.85</b>
U154b-4	79.4	79.6	<b>1.00</b>
U154b-3	79.3	74.9	<b>0.94</b>
U154b-2	79.0	64.0	<b>0.81</b>
U184b-5	58.0	59.2	<b>1.02</b>
U184b-4	57.9	57.3	<b>0.99</b>
U184b-3	57.7	53.7	<b>0.93</b>
U184b-2	57.7	45.7	<b>0.79</b>
U215b-5	44.1	44.6	<b>1.01</b>
U215b-4	44.0	43.2	<b>0.98</b>
U215b-3	43.6	40.4	<b>0.93</b>
U215b-2	43.6	35.4	<b>0.81</b>
U246b-6	34.2	34.8	<b>1.02</b>
U246b-5	33.5	34.2	<b>1.02</b>
U246b-4	33.4	33.6	<b>1.01</b>
U246b-3	33.4	31.5	<b>0.94</b>
U246b-2	33.3	26.5	<b>0.80</b>

Ako se u jednačinu 6.4 za kritičnu silu izvijanja višedelnog elementa,  $N_{cr,V}$ , uvrste izrazi 6.1 i 6.2 dobijaju se sledeće jednačine:

$$N_{cr,V} = \frac{1}{\frac{L^2}{\pi^2 EI_1} + \frac{a^2}{2\pi^2 EI_{ch}}} = \frac{1}{\frac{L^2}{\pi^2 Ei^2 2A_{ch}} + \frac{a^2}{2\pi^2 Ei_1^2 A_{ch}}} \quad 6.9$$

$$N_{cr,V} = \frac{\pi^2 EA}{(L/i)^2 + (a/i_1)^2} = \frac{\pi^2 EA}{\lambda_{eq}^2} \quad 6.10$$

$$\lambda_{\text{eq}} = \sqrt{(L/i)^2 + (a/i_1)^2} \quad 6.11$$

Jednačinu 6.11 je izveo Zandonini [69] 1985.godine, koristeći za osnovu Bleich-ov analitički model. Jednačina je verifikovana serijom opsežnih eksperimentalnih i numeričkih analiza. Dispozicija ispitanih uzoraka prikazana je na slici 2.20 u okviru drugog poglavlja ovog rada. Ova jednačina je uvrštena u set američkih propisa, za hladnooblikovane profile od nerđajućeg čelika [4] i ugljenične hladno oblikovane profile [5]. Američki standard za proračun čeličnih konstrukcija prema graničnim stanjima AISC-LRFD [80], upućuje na primenu ove jednačine kod višedelnih elemenata kod kojih su samostalni elementi spojeni pomoću “rukom pritegnutih” zavrtnjeva (*for intermediate connectors that are snug-tight bolted*). Ovakav tip spoja ne zahteva posebne uslove u pogledu pritezanja zavrtnjeva i, prema Evrokodu, odgovara kategoriji spoja A. Ovaj tip spoja simuliran je u okviru numeričke analize.

Na osnovu navedenog, može se zaključiti da se izborom krive izvijanja D, granične vitkosti 0.4 i izraza 6.1 za krutost na smicanje  $S_v$ , postiže dobra predikcija nosivosti elemenata na fleksiono izvijanje oko nematerijalne ose višedelnog preseka sa spojevima koji su ostvareni zavrtnjevima.

Analizom su obuhvaćeni elemeneti kod kojih dužina spoja nije manja od maksimalne dimenzije poprečnog preseka samostalnog elementa. Međusobno rastojanje između zavrtnjeva u oba pravca nije veće od  $5d$ , gde je  $d$  prečnik zavrtnja. Veza samostalnih elemenata ostvaruje se u zoni kontakta rebara preseka. Kategorija spoja je A. U konstruisanju spoja treba da budu ispoštovani kriterijumi dati u standardu EN 1993-1-8 [78].

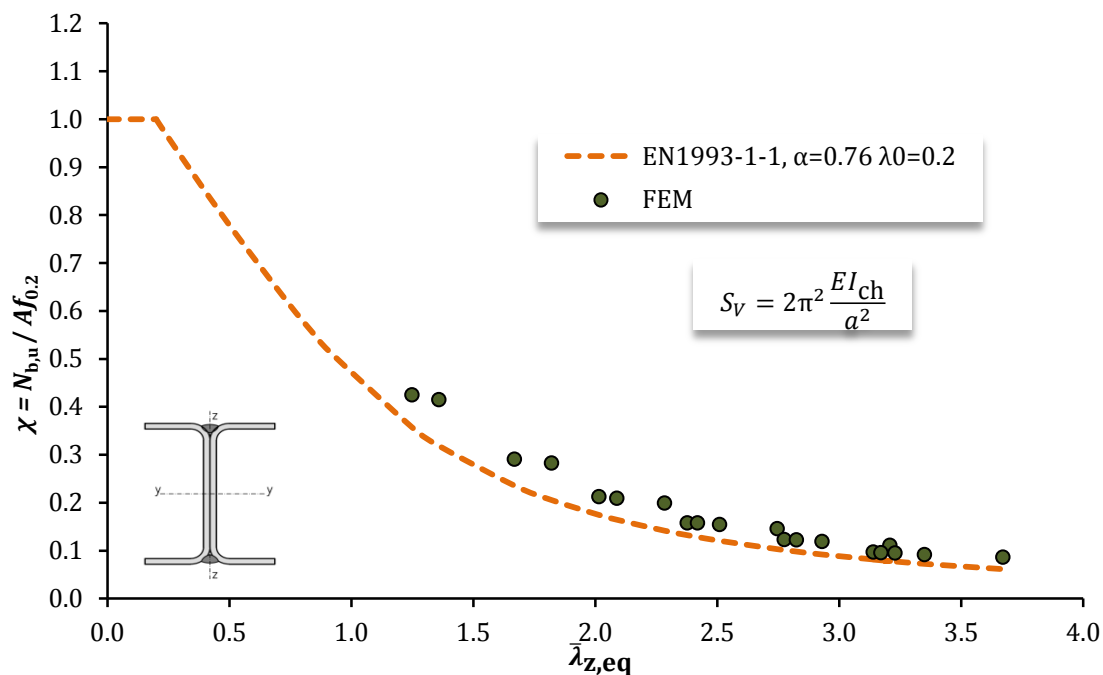
### 6.2.2 Analiza nosivosti višedelnih elemenata sa šavovima

U tabeli 6.2 i grafički na slici 6.2 prikazano je poređenje vrednosti graničnih sila  $N_{b,u,FEM}^{\text{weld}}$  i  $N_{b,u,EC}^{\text{weld}}$ , u slučaju višedelnih elemenata sa šavovima. Uočava se da su razlike između numeričkih vrednosti  $N_{b,u,FEM}^{\text{weld}}$  i vrednosti dobijenih prema preporukama standarda [2] i [3],  $N_{b,u,EC}^{\text{weld}}$  značajno veće u ovom slučaju. Kada je broj razmaka između spojeva tri ili više, razlike su konzervativne i do 22%, odnosno 29% za slučaj kada je spoj ostvaren na krajevima i u polovini raspona elementa.

Ova odstupanja ukazuju da se izborom krive izvijanja D, uz graničnu vitkost od 0.2, ne postiže prihvatljiva i racionalana aproksimacija nosivosti ovog tipa višedelnog preseka na fleksiono izvijanje. Naime, ukupna efektivna dužina šava je kod analiziranih elemenata značajno manja u odnosu na kontinualno zavarene elemente (za koje standard [2] preporučuje primenu krive D), pa je razumljivo da je i uticaj zaostalih termičkih napona, u ovom slučaju, manji. Ovo nedvosmisleno ukazuje na potrebu za korekcijom koeficijenta imperfekcije  $\alpha$  i granične vitkosti  $\lambda_0$ .

**Tabela 6.2** Poređenje rezultata granične nosivosti višedelnih elemenata sa šavovima prema FEM i EN 1993-1-4 i EN 1993-1-1

Elementi sa šavovima	EN 1993-1-1, $\alpha = 0.76$ , $\lambda_0 = 0.2$ , $S_v$ (jednačina 6.1)		
	$N_{b,u,FEM}^{weld}$ (kN)	$N_{b,u,EC}^{weld}$ (kN)	$N_{b,u,EC}^{weld}/N_{b,u,FEM}^{weld}$
U92w-3	170.4	143.4	<b>0.84</b>
U92w-2	166.4	127.8	<b>0.77</b>
U123w-3	116.5	94.6	<b>0.81</b>
U123w-2	113.3	82.4	<b>0.73</b>
U154w-4	85.1	70.0	<b>0.82</b>
U154w-3	83.9	66.0	<b>0.79</b>
U154w-2	79.8	56.8	<b>0.71</b>
U184w-5	63.3	53.1	<b>0.84</b>
U184w-4	63.1	51.5	<b>0.82</b>
U184w-3	61.9	48.4	<b>0.78</b>
U184w-2	58.4	41.4	<b>0.71</b>
U215w-5	49.2	40.6	<b>0.83</b>
U215w-4	48.9	39.4	<b>0.81</b>
U215w-3	47.6	36.9	<b>0.78</b>
U215w-2	44.5	31.4	<b>0.71</b>
U246w-6	38.7	32.6	<b>0.84</b>
U246w-5	38.4	32.1	<b>0.84</b>
U246w-4	38.1	31.1	<b>0.82</b>
U246w-3	36.7	29.1	<b>0.79</b>
U246w-2	34.5	24.6	<b>0.71</b>



**Slika 6.2** Poređenje rezultata numeričke analize sa preporukama za proračun prema EN 1993-1-4 i EN 1993-1-1 u slučaju višedelnih elemenata sa šavovima

#### *Korekcija preporuka za proračun*

Izborom krive izvijanja C uz graničnu vitkost od 0.4 postiže se viši stepen poklapanja rezultata u slučaju višedelnih elemenata sa šavovima (tabela 6.3). Ako se izuzmu elementi sa spojevima samostalnih elemenata u polovini i na krajevima, za koje je najveće odstupanje +23%, razlike u graničnim nosivostima numeričkih i proračunskih vrednosti ne prelaze +15%.

U pokušaju da se što bolje aproksimiraju donje granične vrednosti nosivosti elemenata dobijene numeričkom analizom, predlaže se korekcija izraza 6.1 kojim se određuje krutost na smicanje  $S_v$ . Definišući analitički kriterijum fleksione stabilnosti višedelnog elemenata ramovskog tipa, Blaič pojednostavljuje analizu čineći pretpostavku da je odnos ukupnog i položajnog momenta inercije višedelnog poprečnog preseka  $I_1/I_{0ch}$  jednak jedinici (videti poglavlje 2.8.2). Sa druge strane, rezultati sopstvenog eksperimentalnog ispitivanja, kasnije potvrđeni numeričkom analizom, pokazali su da spoj ostvaren šavovima obezbeđuje bolji zajednički integritet samostalnih elemenata u okviru višedelnog preseka pa samim tim i veću nosivost elementa u odnosu na zavrtnaj, u oblasti srednje i velike vitkosti. Zbog



toga, učinjena pretpostavka u slučaju blisko postavljenih i šavovima povezanih samostalnih elemenata, daje konzervativnu procenu nosivosti na fleksiono izvijanje oko nematerijalne ose preseka. Ako se za određivanje kritične sile izvijanja višedelnog elementa primeni ceo oblik Blaič-ovog analitičkog modela (jednačina 2.107, poglavlje 2.8.2), izraz za veličinu  $S_v$  ima sledeći oblik:

$$S_v = \frac{24EI_{ch}}{a^2} \frac{I_1}{I_{0ch}} \quad 6.12$$

Nadalje je, u cilju boljeg poklapanja rezultata u oblasti male vitkosti elemenata ( $\lambda = 92$ ), gde je, prethodnom analizom, uočeno "iskakanje" numeričkih rezultata na stranu nesigurnosti, za graničnu vitkost  $\lambda_0$  uzeta veličina 0.2. Sa ovako definisanim uticajnim parametrima dobijaju se proračunske vrednosti graničnih sila  $N_{b,u,EC}^{weld}$  koje su prikazane i upoređene sa numeričkim vrednostima  $N_{b,u,FEM}^{weld}$  u tabeli 6.3 i grafički na slici 6.3. Slika 6.3 je upotpunjena eksperimentalnim, osrednjenim vrednostima granične nosivosti elemenata višedelnog preseka ostvarenih sa šavovima.

Pregledom tabele 6.3 može se zaključiti, da je postignuto izuzetno dobro slaganje rezultata koje je u okvirima od -4 % do +7 %.

Ako se u jednačinu 6.4 za kritičnu silu izvijanja  $N_{cr,v}$  uvrsti izraz 6.12, i ona izrazi u funkciji ekvivalentne vitkosti  $\lambda_{eq}$ , dobijaju se sledeći izrazi:

$$N_{cr,v} = \frac{\pi^2 EA}{(L/i)^2 + \frac{\pi^2}{12} \frac{I_{0ch}}{I_1} (a/i_1)^2} \quad 6.13$$

$$\lambda_{eq} = \sqrt{(L/i)^2 + \frac{\pi^2}{12} \frac{I_{0ch}}{I_1} (a/i_1)^2} = \sqrt{(L/i)^2 + 0.82 \frac{\alpha^2}{1 + \alpha^2} (a/i_1)^2} \quad 6.14$$

gde su:

$$\alpha = h_0 / (2i_1)$$

$h_0$     rastojanje težišnih osa samostalnih elemenata,

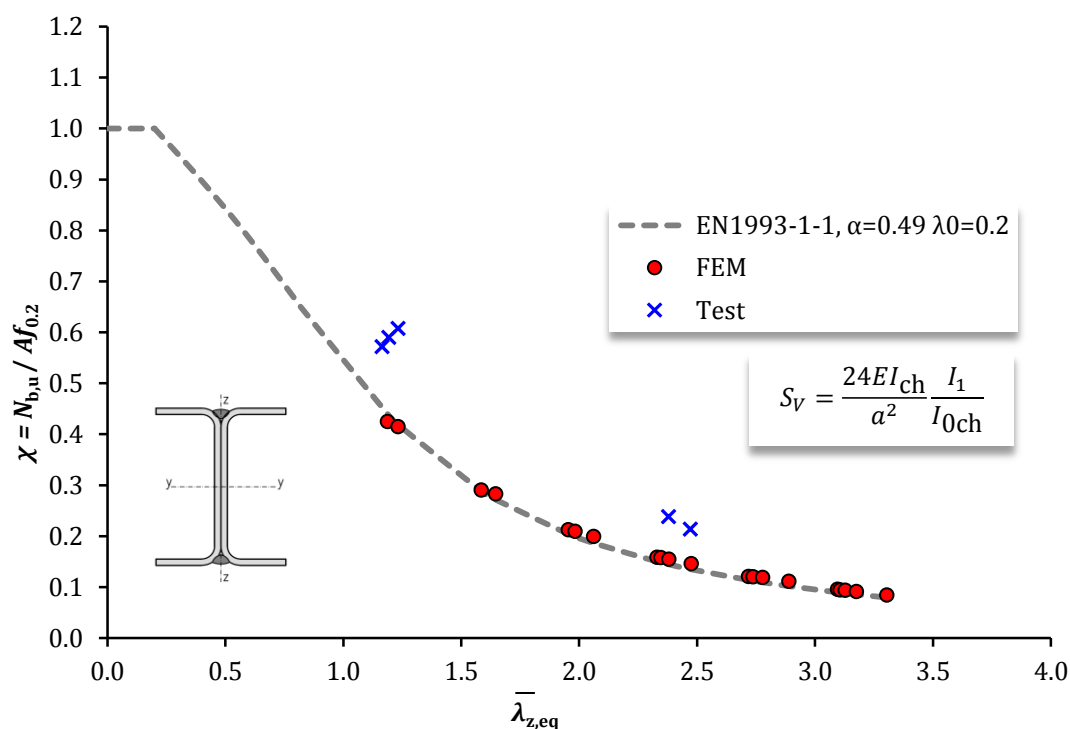
$i_1$     minimalni poluprečnik inercije samostalnog elementa..

Jednačinu 6.14 verifikovna je serijom eksperimentalnih ispitivanja višedelnih elemenata od ugljeničnog čelika, za osnovne oblike graničnih uslova (zglobno oslonjen i uklješten kraj elemenata) koje su sprovedi Aslani i Goel [71] 1991.g.

Dispozicija ispitanih elemenata prikazana je na slici 2.21 u okviru drugog poglavlja ovog rada. Kao rezultat istraživanja jednačina je inkorporirana u američki propis za proračun konstruktivnih elemenata od ugljeničnog čelika prema konceptu graničnih stanja AISC-LRFD [80] kao preporuka u proračunu višedelnih elemenata koji su međusobno povezani šavovima ili prednapregnutim zavrtnjevima (*for intermediate connectors that are welded or pretensioned bolted*).

Sprovedena numerička analiza pokazuje opravdanu primenu izraza 6.12, krive izvijanja C i granične vitkosti od 0.2 u slučaju višedelnih elemenata od nerđajućeg austenitnog čelika kod kojih su samostalni elementi direktno međusobno povezani šavovima.

Analizom su obuhvaćeni elementi višedelnog preseka kod kojih ukupna dužina šava u spoju nije manja od maksimalne dimenzije poprečnog preseka samostalnog elementa. Šavovi su užlebljeni u zoni kontakta gornjih i donjih nožica samostalnih elemenata.



**Slika 6.3** Poređenje rezultata eksperimentalnog ispitivanja i numeričke analize sa krivom izvijanja D i modifikovanim izrazom za  $S_v$

**Tabela 6.3** Poređenje rezultata granične nosivosti elemenata sa šavovima prema FEM i EN 1993-1-1 uz modifikaciju parametara

Elementi sa šavovima	$N_{b,u,FEM}^{weld}$ (kN)	EN 1993-1-1, $\alpha = 0.49$ , $\lambda_0=0.4$ , $S_v$ (jednačina 6.1)		EN 1993-1-1, $\alpha = 0.49$ , $\lambda_0=0.2$ , $S_v$ (jednačina 6.12)	
		$N_{b,u,EC}^{weld}$ (kN)	$N_{b,u,EC}^{weld}/N_{u,FEM}^{weld}$	$N_{b,u,EC}^{weld}$ (kN)	$N_{b,u,EC}^{weld}/N_{b,u,FEM}^{weld}$
U92w-3	170.4	174.8	<b>1.03</b>	176.5	<b>1.04</b>
U92w-2	166.4	153.8	<b>0.92</b>	168.1	<b>1.01</b>
U123w-3	116.5	110.2	<b>0.95</b>	115.8	<b>0.99</b>
U123w-2	113.3	94.9	<b>0.84</b>	109.0	<b>0.96</b>
U154w-4	85.1	79.5	<b>0.93</b>	81.9	<b>0.96</b>
U154w-3	83.9	74.7	<b>0.89</b>	80.0	<b>0.95</b>
U154w-2	79.8	63.6	<b>0.80</b>	74.8	<b>0.94</b>
U184w-5	63.3	59.1	<b>0.93</b>	60.3	<b>0.95</b>
U184w-4	63.1	57.3	<b>0.91</b>	59.6	<b>0.94</b>
U184w-3	61.9	53.6	<b>0.86</b>	58.0	<b>0.94</b>
U184w-2	58.4	45.4	<b>0.78</b>	54.1	<b>0.93</b>
U215w-5	49.2	44.6	<b>0.91</b>	45.7	<b>0.93</b>
U215w-4	48.9	43.1	<b>0.88</b>	45.1	<b>0.92</b>
U215w-3	47.6	40.3	<b>0.85</b>	43.9	<b>0.92</b>
U215w-2	44.5	34.0	<b>0.76</b>	40.9	<b>0.92</b>
U246w-6	38.7	35.4	<b>0.91</b>	36.0	<b>0.93</b>
U246w-5	38.4	34.8	<b>0.91</b>	35.8	<b>0.93</b>
U246w-4	38.1	33.6	<b>0.88</b>	35.3	<b>0.93</b>
U246w-3	36.7	31.4	<b>0.86</b>	34.4	<b>0.94</b>
U246w-2	34.5	26.4	<b>0.77</b>	31.9	<b>0.93</b>

## 7 Zaključci i preporuke za buduća istraživanja

Na osnovu eksperimentalnih i numeričkih istraživanja koja su sprovedena u okviru ovog rada, mogu se izneti najvažniji zaključci:

1. Potvrđeno je da je austenitni nerđajući čelik 1.4301 (X5CrNi18-10) izrazito nelinearan materijal koji poseduje značajan kapacitet plastifikacije i duktilnost skoro dva puta veću u odnosu na ugljenični čelik. Pokazano je, da materijal u ispitivanju pri pritisku i zatezanju pokazuje svojstva asimetrije i anizotropije, što nije obuhvaćeno Evropskim standardom EN 10088 [1]. Konvencionalna granica razvlačenja je najveća u ispitivanju na poprečno zatezanje, a najniža u ispitivanju na podužni pritisak, sa odstupanjem od oko 12% (videti poglavlje 3.3.3).
2. Potvrđeno je da dolazi do značajnog poboljšanja mehaničkih svojstava materijala u uglovima profila, usled uticaja hladne deformacije. Ispitivanjem materijala koji je uzet iz gotovog hladnooblikovanog profila pokazano je da je konvencionalna granica razvlačenja u uglu profila za čak 49% veća od konvencionalne granice razvlačenja osnovnog materijala lima. Vrednost granice razvlačenja je verifikovana analitičkim modelima koji su dostupni u literaturi sa visokim procentom poklapanja (videti poglavlje 3.3.6). U ravnim delovima preseka nije zabeleženo poboljšanje mehaničkih svojstava materijala, što je i očekivano.
3. Pri ispitivanju kratkog stuba na pritisak, materijal takođe pokazuje nelinearnost i poboljšanje mehaničkih svojstava sa povećanjem deformacije. Do iscrpljenja granične nosivosti poprečnog preseka dolazi pri vrednostima napona koje su veće od konvencionalne granice razvlačenja. Pokazano je da koncept po kome se granična nosivost poprečnog preseka određuje u funkciji konvencionalne granice razvlačenja, koji je zastupljen u EN 1993-1-4 [2], za klase 1, 2 ili 3 konzervativan, jer ne obuhvata uticaj poboljšanja mehaničkih svojstava materijala u uglovima hladnooblikovanih preseka. Takođe je pokazano da Metoda kontinualne čvrstoće [52] daje bolju procenu kapaciteta nosivosti poprečnog preseka (videti poglavlje 3.4.4).

4. Eksperimentalnim ispitivanjem je pokazano da do gubitka nosivosti svih elemenata dolazi usled fleksionog izvijanja oko slabije, nematerijalne ose, što je i očekivano. Variranjem vitkosti samostalnog elementa, odnosno razmaka između spojeva, uz sagledavanje uticaja početnih imperfekcija, u numeričkoj parametarskoj analizi, ni u jednom slučaju nije zabeležen gubitak nosivosti samostalnog elementa višedelnog preseka, za analizirani opseg vitkosti elemenata od 92 do 246, i razmakom između spojeva samostalnih elemenata manjim od  $160i_{\min}$ .
5. Evropski standard za nerđajuće čelike EN 1993-1-4 [2] ne daje eksplicitne preporuke za proračun nosivosti elemenata višedelnog preseka sa blisko postavljenim samostalnim elementima. Sintezom postojećih izraza za proračun koji su dati u evropskom standardu za ugljenični čelik [3] i rezultata parametarske numeričke analize definisane su preporuke za proračun nosivosti višedelnih elemenata od dva C profila, klase preseka 1, 2 ili 3, čija je vitkost manja od 250, na fleksiono izvijanje:
  - Euler-ova sila  $N_{cr}$  koja se koristi za određivanje kritične sile višedelnog elementa  $N_{cr,v}$ , treba da se odredi na osnovu efektivnog momenta inercije  $I_{\text{eff}}$  uzimajući da je koeficijent efikasnosti  $\mu = 1.0$ . Krutost na smicanje  $S_v$  treba da se odredi primenom odgovarajućih izraza datih u poglavljima 6.2.1 i 6.2.2, u zavisnosti od tipa spoja između samostalnih elemenata.
  - Za proračun nosivosti elemenata višedelnog preseka treba da se koristi kriva izvijanja C, koristeći vrednost za graničnu vitkost  $\bar{\lambda}_0 = 0.4$  kod elemenata sa spojevima ostvarenim pomoću zavrtnjeva i vrednost  $\bar{\lambda}_0 = 0.2$  kod elemenata sa zavarenim spojevima.
6. Koristeći parametarsku numeričku analizu pokazan je dominantan uticaj oblika i veličine početne geometrijske imperfekcije na vrednost granične nosivosti elementa. U tom smislu, neophodno je da se u standardu propišu strožiji kriterijumi u pogledu dopuštenih tolerancija kod proizvoda od nerđajućeg čelika, čime će se stvoriti preduslovi za optimalnu iskorišćenost i racionalnu primenu ovog materijala u građevinskim konstrukcijama.

Na osnovu dobijenih rezultata i iskustva stečenog u izradi disertacije, u cilju proširenja postojećih saznanja u oblasti ponašanja pritisnutih višedelnih elemenata u celini, mogu se definisati smernice za buduća istaživanja:

- Analiza ponašanja pritisnutih elemenata višedelnog preseka koji su formirani od dva "leđa u leđa" samostalna elementa C preseka sa ivičnim ukrućenjima na nožicama i debljinom zida koja je manja od 4 mm.
- Analiza uticaja konstruktivnog oblikovanja spoja samostalnih elemenata na graničnu nosivost elemenata višedelnog preseka, uz imperativ racionalizacije spoja.
- Analiza ponašanja elemenata višedelnog poprečnog preseka klase 4.
- Analiza uticaja graničnih uslova na krajevima elemenata na graničnu nosivost višedelonog preseka.

## Reference

- [1] EN 10088: Stainless steels; EN 10088-1:2005: List of stainless steels; EN 10088-2:2005: Technical delivery conditions for sheet/plate and strip of corrosion resisting steels for general purposes; EN 10088-3:2005: Stainless steels. Technical delivery conditions for semifinished products, bars, rods and sections for general purposes; European Standard, CEN, 2005
- [2] EN 1993-1-4:2006 Eurocode 3. Design of Steel Structures: General rules. Supplementary rules for stainless steels, CEN, 2006.
- [3] EN 1993-1-1:2005 Eurocode 3. Design of Steel Structures: General rules and rules for buildings, CEN, 2005.
- [4] Specification for the Design of Cold-Formed Stainless Steel Structural Members [SEI/ASCE 8-02], American Society of Civil Engineers, 2002.
- [5] American Iron and Steel Institute: North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members, AISI S100-2007, Washington, DC, 2007.
- [6] Specification for the Design of Light Gauge Cold-Formed Stainless Steel Structural Members, American Iron and Steel Institute, 1968.
- [7] AS/NZS 4673:2001, Cold formed stainless steel structures, 2001.
- [8] SANS 10162-4/SABS 0162-4:1997, Structural use of steel Part 4: The design of cold-formed stainless steel structural members.
- [9] Design and Construction Standards of Stainless Steel Buildings Stainless Steel Building Association of Japan, Tokyo, Japan, 1995.
- [10] Design Manual of Light-Weight Stainless Steel Structures, Stainless Steel Building Association of Japan, Tokyo, Japan, 2005.
- [11] Design Manual for Structural Stainless Steel First Edition, Euro Inox, 1993, second edition, Euro Inox and The Steel Construction Institute, 2002, third edition, Euro Inox and The Steel Construction Institute, 2006.
- [12] EN 1993-1-3:2006 Eurocode 3. Design of Steel Structures: General rules. Supplementary rules for cold-formed members and sheeting, CEN 2006.
- [13] Holmquist JL, Nadai A. A theoretical and experimental approach to the problem of collapse of deep-well casing. *Drilling and Production Practice* 1939:392–420.
- [14] Ramberg W, Osgood WR, Description of stress–strain curves by three parameters, Technical Note No. 902; 1943.
- [15] Hill HN, Determination of stress–strain relations from offset yield strength values, Technical Note No. 927; 1944.
- [16] Quach WM, Huang JF, Stress–Strain Models for Light Gauge Steels, Proceedings of the 12th East Asia Pacific Conference on Structural Engineering & Construction (EASEC-12); 2011:170–171.
- [17] Abdella K. Inversion of a full-range stress–strain relation for stainless steel alloys. *International Journal of Non-Linear Mechanics* 2006;41:456–63.
- [18] Abdella K. An explicit stress formulation for stainless steel applicable in tension and compression. *Journal of Constructional Steel Research* 2007;63:326–31.
- [19] Hradil P, Talja A, Real E, Mirambell E, Rossi B. Generalized multistage mechanical model for nonlinear metallic materials. *Thin-Walled Structures* 2013; 63, 63–69.

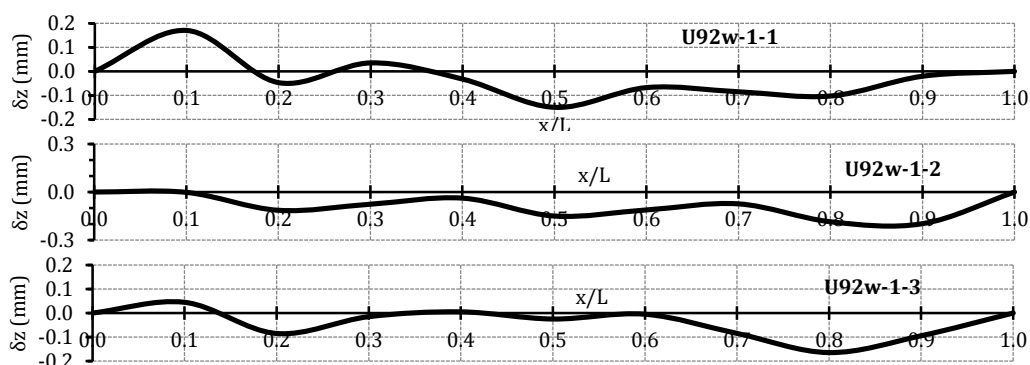
- [20] Mirambell E, Real E. On the calculation of deflections in structural stainless steel beams: an experimental and numerical investigation. *Journal Constructional Steel Research* 2000;54:109–33.
- [21] Rasmussen KJR. Full-range stress–strain curves for stainless steel alloys. *Journal Constructional Steel Research* 2003;59(1):47–61.
- [22] Gardner L, Nethercot D. Experiments on stainless steel hollow sections — part 1: material and cross-sectional behaviour. *Journal Constructional Steel Research* 2004;60(9):1291–318.
- [23] Structural design of cold worked austenitic stainless steel Final Summary Report ECSC Project Contract 7210-PR/318 EC, 2005
- [24] Karren K. Corner properties of cold-formed steel shapes. *J Struct Div ASCE* 1967;93(1):401–32.
- [25] Coetzee J, van den Berg G, van der Merwe P. The effect of work hardening and residual stresses due to cold-work of forming on the strength of cold-formed stainless steel lipped channel section. Tenth International Speciality Conference on Cold-Formed Steel Structures. St. Louis, Missouri, USA; 1990. p. 143–62. *Cold-Formed Steel Structures*. St. Louis, Missouri, USA; 1990. p. 143–62.
- [26] Van den Berg G, Van der Merwe P. Prediction of corner mechanical properties for stainless steels due to cold forming. Eleventh International Speciality Conference on Cold-Formed Steel Structures. St. Louise, Missouri, USA; 1992. p. 571–86.
- [27] Gardner L, Nethercot D. Experiments on stainless steel hollow sections — part 1: material and cross-sectional behaviour. *Journal Constructional Steel Research* 2004;60(9):1291–318.
- [28] Ashraf M, Gardner L, Nethercot D. Strength enhancement of the corner regions of stainless steel cross-sections. *Journal Constructional Steel Research* 2005;61(1):37–52.
- [29] Cruise RB, Gardner L. Strength enhancements induced during cold forming of stainless steel sections. *Journal Constructional Steel Research* 2008;64(11):1310–6.
- [30] Rossi B, Afshan S, Gardner L. Strength enhancements in cold-formed structural sections — Part II: Predictive models. *J Constr Steel Res* submitted for publication.
- [31] Withers PJ, Bhadeshia HKDH. Residual stress: Part 1 – Measurement techniques. *Materials Science and Technology* 2001;17(4):355–65.
- [32] Abdel-Rahman N, Sivakumaran KS. Material properties models for analysis of cold-formed steel members. *Journal of Structural Engineering, ASCE* 1997; 123:9, 1135-1143.
- [33] Wang YD, Lin Peng R, Wang XL, McGreevy RL. Grain-orientation-dependent residual stress and the effect of annealing in cold-rolled stainless steel. *Acta Mater.* 2002; 50(7), 1717–1734.
- [34] Quach, WM, Teng JG, Chung KF. Residual stresses in steel sheets due to coiling and uncoiling: A closed form analytical solution. *Eng. Struct.* 2004; 26(9), 1249–1259.
- [35] Weng CC, Peköz T. Residual stresses in cold formed sections. *Journal of Structural Engineering, ASCE* 1990;116(6):1611–25.
- [36] Key PW, Hancock GJ. A theoretical investigation of the column behaviour of cold- formed square hollow sections. *Thin-Walled Structures* 1993; 16, 31-64.
- [37] Quach WM, Teng JG and Chung KF. Finite element predictions of residual stresses in press-braked thin-walled steel sections. *Eng. Struct* 2006; 28(11), 1609–1619.
- [38] Jandera M, Gardner L, Machacek J. Residual stresses in cold-rolled stainless steel hollow sections. *Journal of Constructional Steel Research* 2008;64(11): 1255–63.
- [39] Cruise RB, Gardner L. Residual stress analysis of structural stainless steel sections. *Journal of Constructional Steel Research* 2008;64(3):352–66.



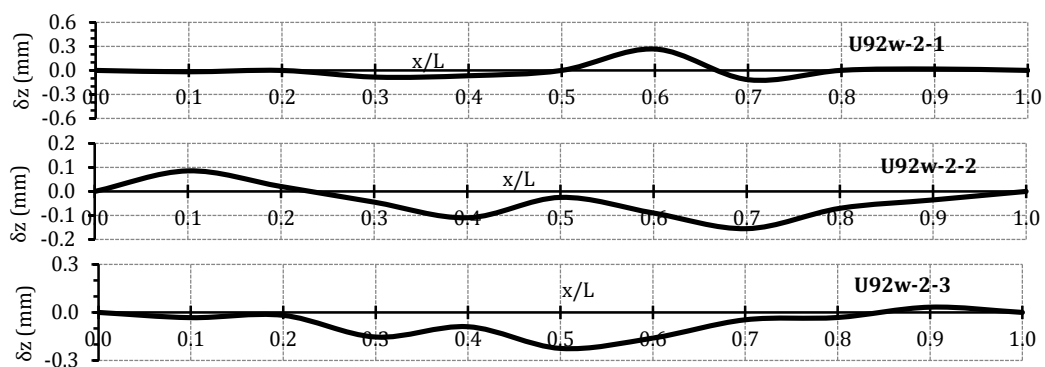
- [40] Gardner L, Cruise RB. Modeling of residual stresses in structural stainless steel sections. *J Struct Eng ASCE* 2009;135(1):42-53.
- [41] BSK 99. Boverkets handbok om stålkonstruktioner. Boverket, Karlskrona, Sweden (in Swedish);1999
- [42] Bredenkamp PJ, van den Berg GJ, van der Merwe P. Residual stresses and the strength of stainless steel I-section columns. *Proc. Structural Stability Research Council, Annual Technical Session*1992; 69–86.
- [43] Dawson RG, Walker AC. Post-buckling of geometrically imperfect plates. *J Struct Eng ASCE*. 1972;98(ST1):75-94.
- [44] Schafer BW, Peköz T. Computational modelling of cold-formed steel: Characterizing geometric imperfections and residual stresses. *Journal of Constructional Steel Research* 1998;47(3):192–210.
- [45] Gardner L, Nethercot DA. Numerical modelling of stainless steel structural components - a consistent approach. *J Struct Eng ASCE* 2004;130(10):1586-601.
- [46] Cruise RB, Gardner L. Measurement and prediction of geometric imperfections in structural stainless steel members. *Structural Engineering and Mechanics* 2006;24(1):63–89.
- [47] EN 1090-2: execution of steel structures and aluminium structures. Part 2: Technical requirements for steel structures, CEN. 2008.
- [48] Bjorhovde R. A Probabilistic Approach to Maximum Column Strength. *Special Conference on the Safety and Reliability of Metal Structures*. Pittsburgh, PA. 1972
- [49] Bleich, F., "Buckling Strength of Metal Structures," McGraw-Hill Book Company, 1952, pp. 176-179
- [50] Van den Berg G.J. The Effect of the Non-Linear Stress-Strain Behaviour of Stainless Steel on Member Capacity. *Journal of Constructional Steel Research* 2000, 54(1), 135-160.
- [51] Gardner L, Theofanous M. Discrete and continuous treatment of local buckling in stainless steel elements. *J Constr Steel Res* 2008;64(11):1207-16.
- [52] Gardner L, Afshan S. The continuous strength method for structural stainless steel design. *Thin-Walled Structures* 2013; 68, 42–49.
- [53] Schafer B, Adany S. Buckling analysis of cold-formed steel members using CUFSM: conventional and constrained finite strip methods. In: *The 18th international specialty conference on cold-formed steel structures*;2006.p.39–54.
- [54] Seif M, Schafer BW. Local buckling of structural steel shapes. *Journal of Constructional Steel Research* 2010;66(10):1232–47.
- [55] EN 1993-1-5:2006 Eurocode 3. Design of Steel Structures: Plated structural elements, CEN 2006.
- [56] Rasmussen KJR, Rondal J. Strength curves for metal columns. *Journal of Structural Engineering* 1997;123:721.
- [57] Petr H, Ludovic F, Asko T. Global stability of thin-walled ferritic stainless steel members, *Thin-Walled Structures* 2012;61:106-114.
- [58] Hammer, E. W. Jr. and Petersen, R. E. Column Curves for Type 301 Stainless Steel Aeronautical Engineering Review, 1995. Vol. 14, Part 12, pp 33-39, 45, 48
- [59] Johnson AL, Winter G. Behaviour of stainless steel columns and beams. *Journal of the Structural Division, ASCE* 1966;92(ST5):97–118.
- [60] Coetzee, J. S., van den Berg, G. J., and van der Merwe, P. The Behaviour of Stainless Steel Lipped Channel Axially Loaded Compression Members Faculty of Engineering, Rand Afrikaans University, March 1990. Report MD-55

- [61] Rhodes, J., Macdonald, M., McNiff, W. Buckling of cold-formed stainless steel columns under concentric and eccentric loading. Fifteenth international specialty conference on cold-formed steel structures, St. Louis, Missouri, USA, October 19-20, 2000.
- [62] Bredenkamp, P. J. van den Berg, G. J. The Strength of stainless steel built up I section. *Journal of Constructional Steel Research* 1995, 34, 131-144.
- [63] Talja A. Test Report on Welded I and CHS Beams, Columns and Beam-Columns. Report to ECSC, VTT Building Technology, Finland.1997.
- [64] Stangenberg, H. WP3.1, 3.1 & 3.3 Beams, columns and beam-columns – welded I-sections (ECSC Project – Development of the use of stainless steel in construction, Contract number 7210SA/134) RWTH, March 2000.
- [65] Rasmussen, K. J. R. and Hancock, G. J. Stainless Steel Tubular Columns - Tests and Design Tenth International Speciality Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, USA, October 1990.
- [66] Gardner L, Nethercot D.A. Experiments on Stainless Steel Hollow Sections-Part 2: Member Behaviour of Columns and Beams” *Journal of Constructional Steel Research* 2004;60(9), 1319-1332.
- [67] Liu Y, Young B. Buckling of stainless steel square hollow section compression members.*Journal of Constructional Steel Research* 2003;59 ,165-177
- [68] Young B, Wing-Man Lui. Tests of cold-formed high strength stainless steel compression members. *Thin-Walled Structures* 2006; 44,224-234
- [69] Zandonini, R., "Stability of Compact Built-Up Struts: Experimental Investigation and Numerical Simulation," *Cotrouzione Metalliche*, November 4, 1985.
- [70] Astaneh, A, Gael S.C. and Hanson R. D. Cyclic Out-of-Plane Buckling of Double-Angle Bracing *Journal of Structural Engineering*, Vol. III, No.5, May 1985.
- [71] Aslani F, Goel, S.C. Analytical criterion for buckling strength of built-up compression members, *Engineering Journal of the American Institute of Steel Construction*, 1991; Volume 28, Issue 4, 4th quarter, p 159-168
- [72] EN 1990:2002+A1:2005. Eurocode — Basis of structural design, CEN. 2002
- [73] EN 10002-1. Metallic materials—tensile testing. Part 1: Method of test at ambient temperature. CEN; 2001.
- [74] Lord J, Morrell R. Elastic modulus measurement — obtaining reliable data from the tensile test. *Metrologia* 2010;47(2):S41.
- [75] Afshan S, Rossi B, Gardner L. Strength enhancements in cold-formed structural sections — part I: material testing. *Journal Constructional Steel Research* 2013;83:177-88.
- [76] Rasmussen, K.J.R., and Hancock, G.J. Design of Cold-Formed Stainless Steel Tubular Members. I: Columns. *Journal of Structural Engineering* 1993, 119(8), 2349-2367.
- [77] ABAQUS User Manual. Version 6.12. Providence, RI, USA: DS SIMULIA Corp; 2012.
- [78] EN 1993-1-8:2005 Eurocode 3.Design of Steel Structures: Design of joints, CEN 2005.
- [79] Gardner L, Nethercot DA. Numerical Modeling of Stainless Steel Structural Components—A Consistent Approach. *Journal of Structural Engineering* 2004;130:1586-601.
- [80] AISC, Load and Resistance Factor Design Specification for Structural Steel Buildings, 2nd ed., American Institute of Steel Construction, Chicago, IL, 2005.

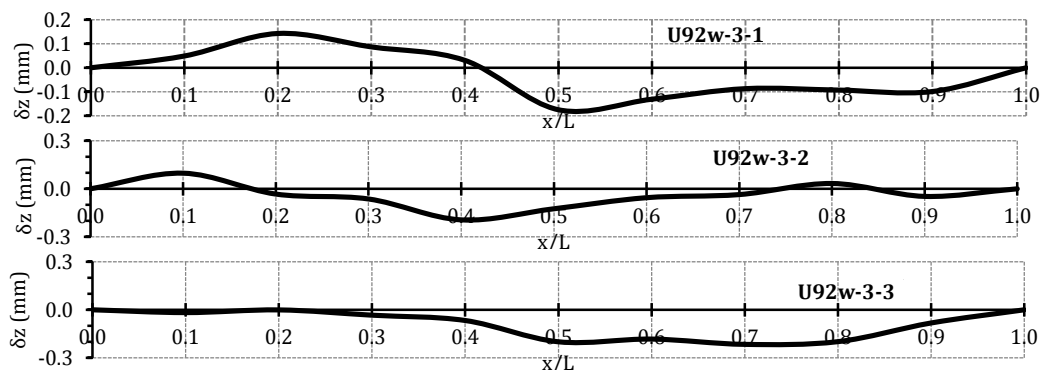
## Prilog A Početne geometrijske imperfekcije uzoraka



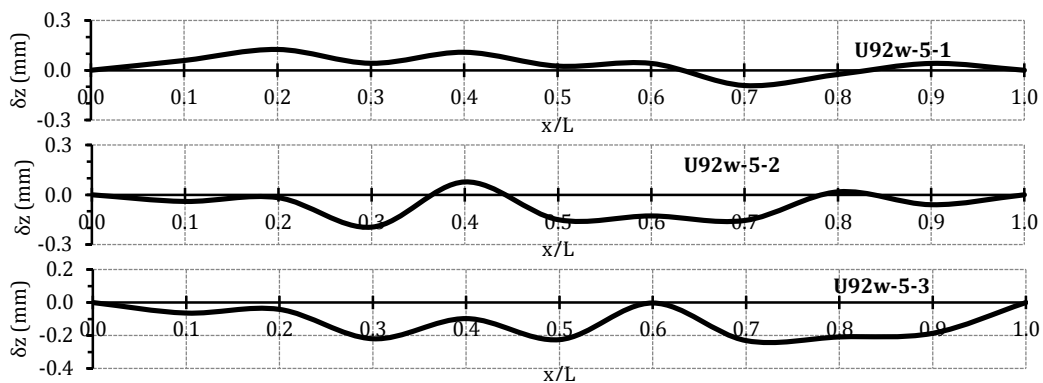
Slika A.1 Geometrijske imperfekcije uzoraka U92w-1



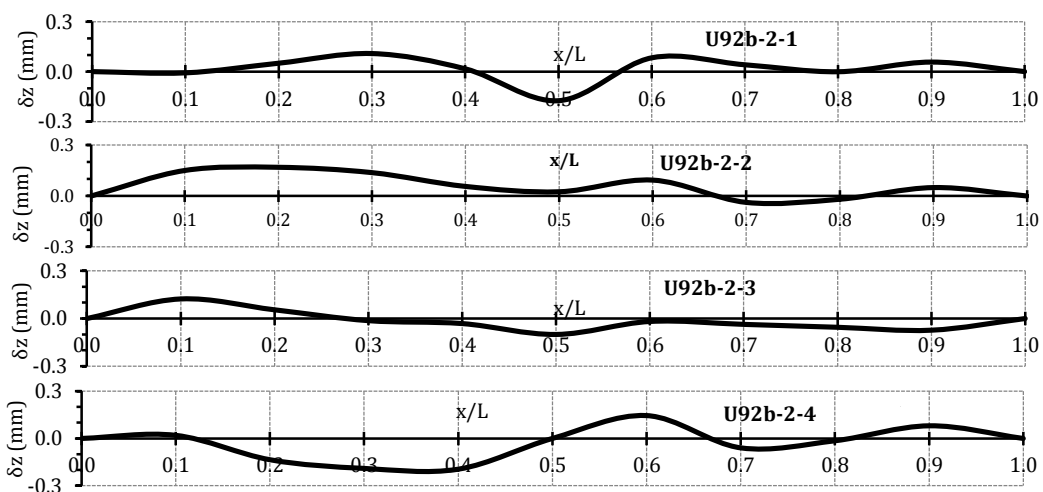
Slika A.2 Geometrijske imperfekcije uzoraka U92w-2.



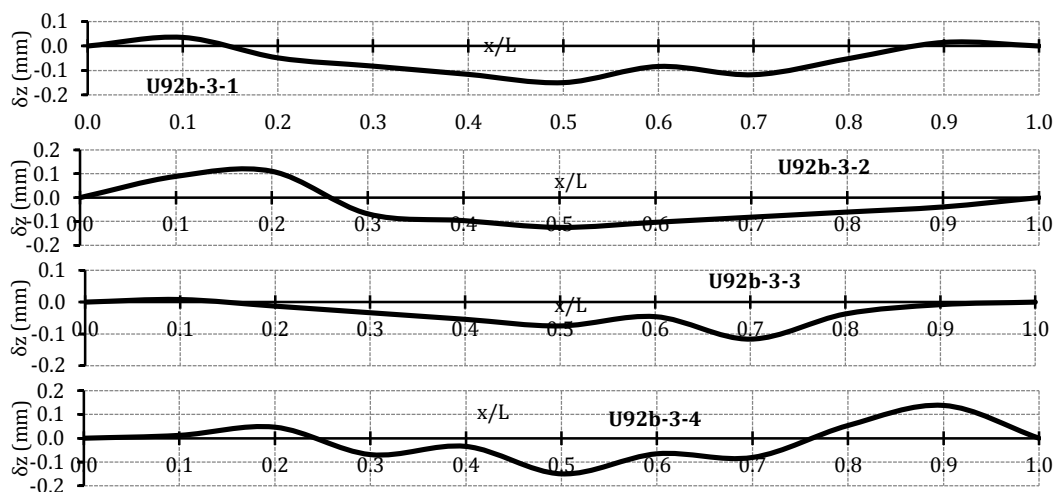
Slika A.3 Geometrijske imperfekcije uzoraka U92w-3



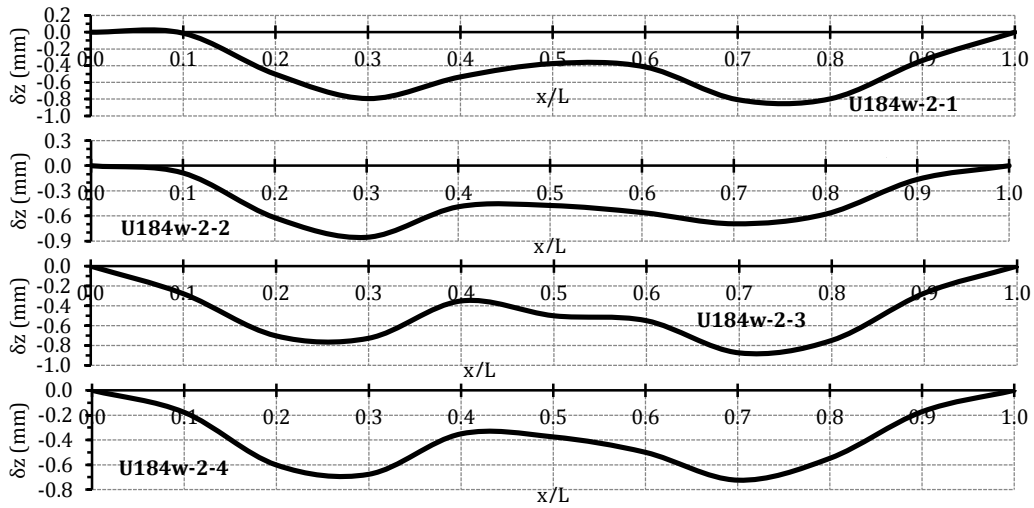
Slika A.4 Geometrijske imperfekcije uzoraka U92w-5



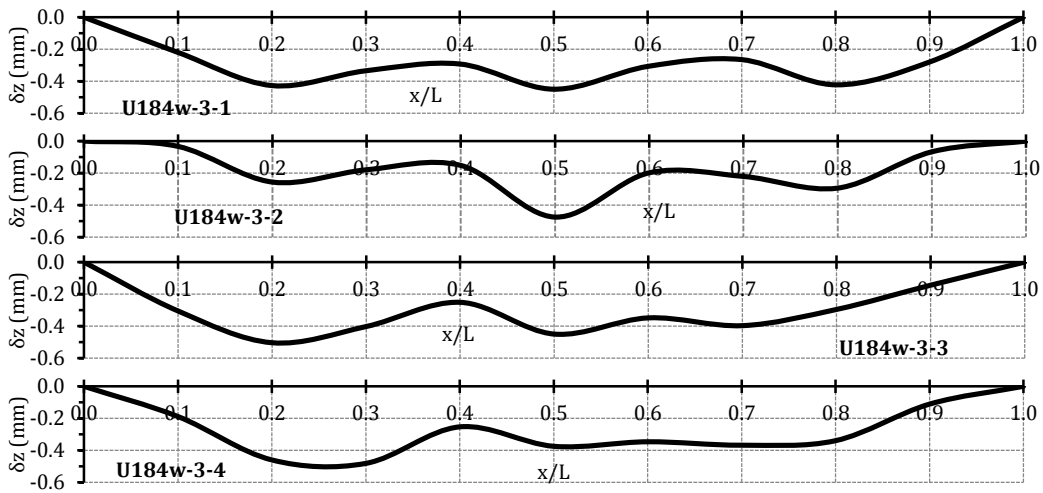
Slika A.5 Geometrijske imperfekcije uzoraka U92b-2



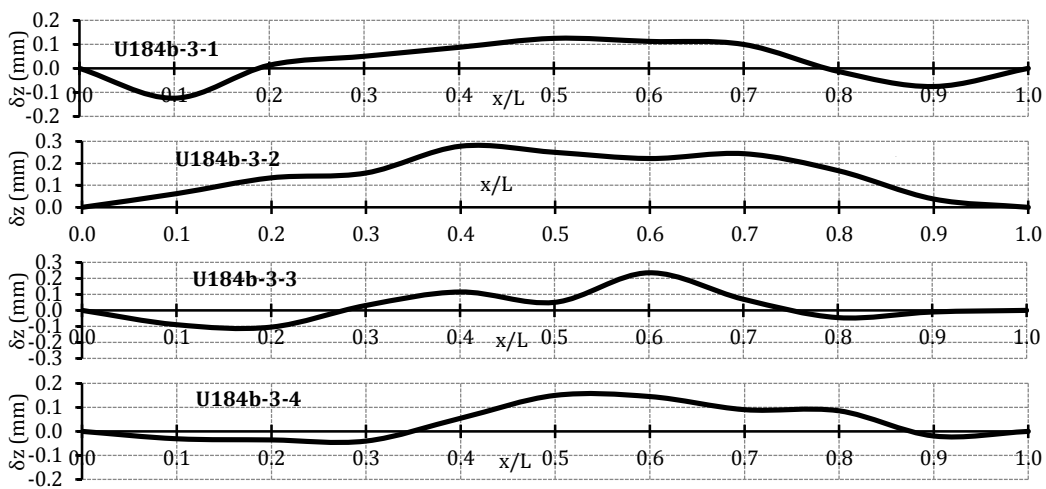
Slika A.6 Geometrijske imperfekcije uzoraka U92b-3



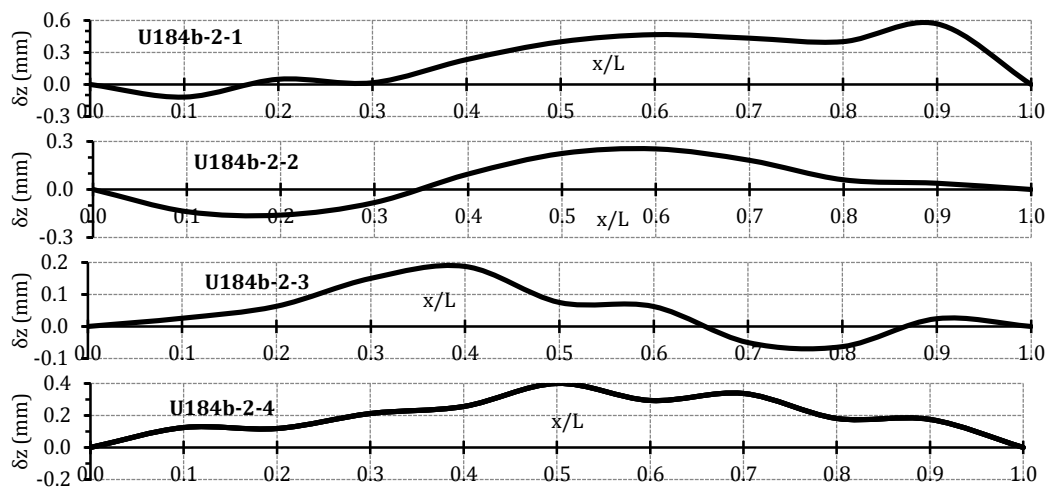
**Slika A.7** Geometrijske imperfekcije uzoraka U184w-2



**Slika A.8** Geometrijske imperfekcije uzoraka U184w-3

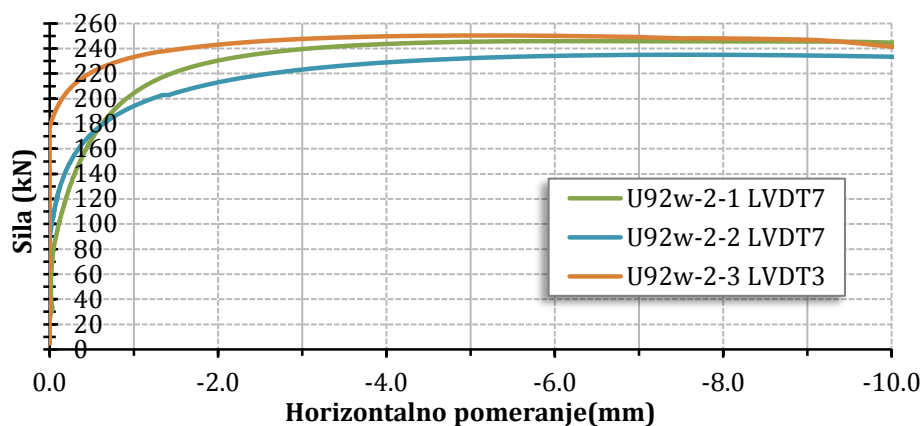


**Slika A.9** Geometrijske imperfekcije uzoraka U184b-3

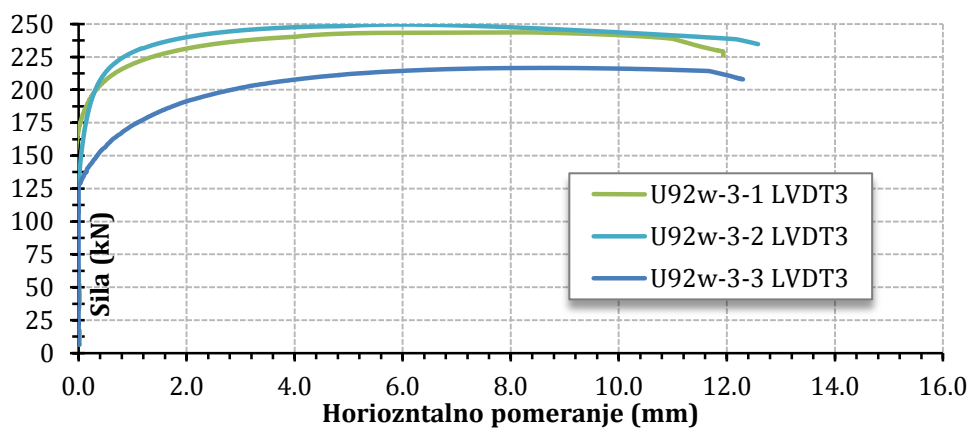


**Slika A.10** Geometrijske imperfekcije uzoraka U184b-2

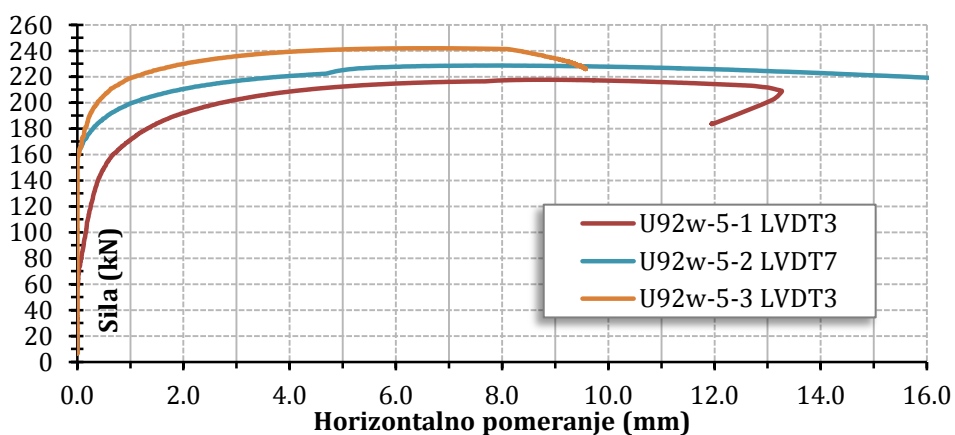
## Prilog B Rezultati ispitivanja nosivosti elemenata na izvijanje



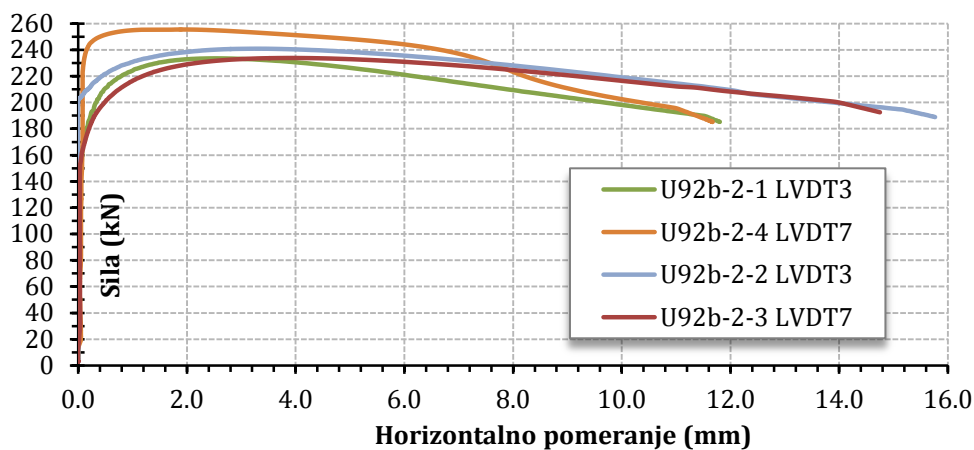
Slika B.1 Dijagram sila-horizentalna pomeranja u sredini raspona kod uzorka serije U92w-2



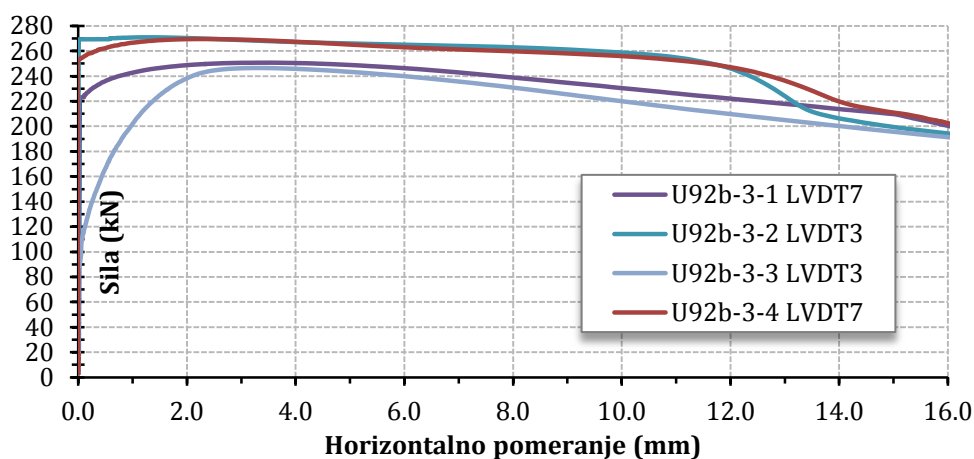
Slika B.2 Dijagram sila-horizentalna pomeranja u sredini raspona kod uzorka serije U92w-3



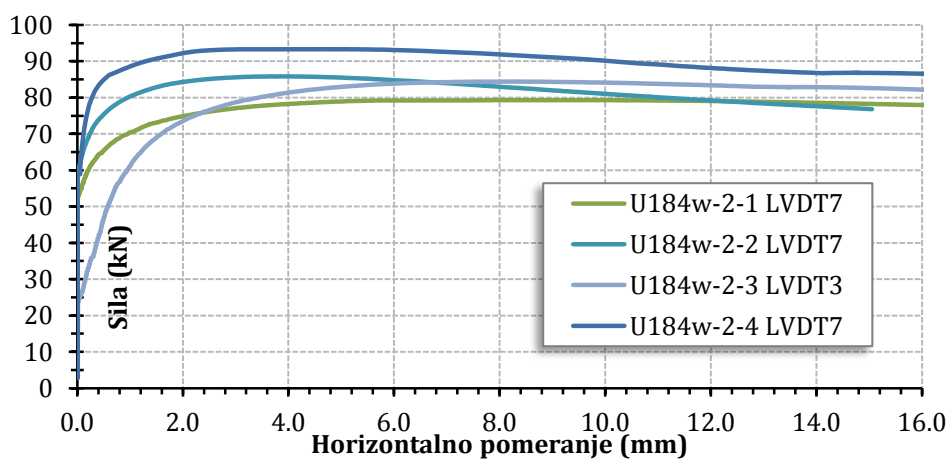
Slika B.3 Dijagram sila-horizentalna pomeranja u sredini raspona kod uzorka serije U92w-5



**Slika B.4** Dijagram sila-horizotalna pomeranja u sredini raspona kod uzorka serije U92b-2

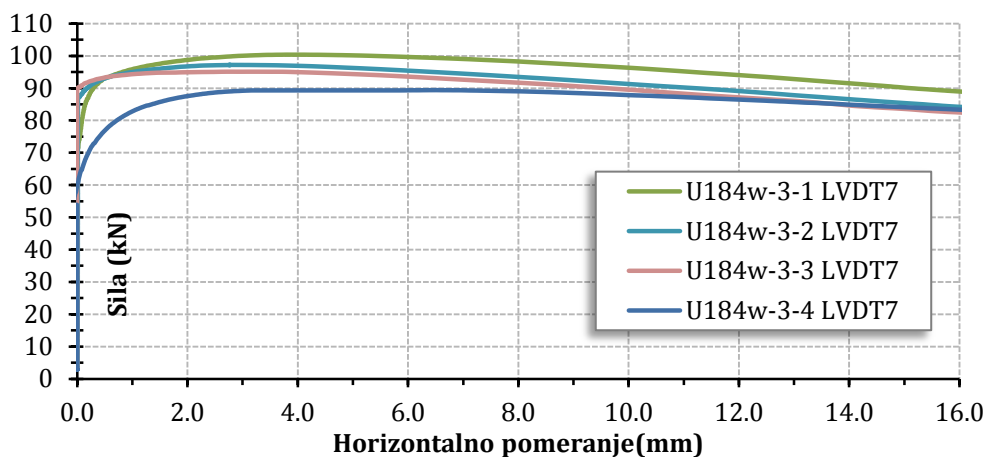


**Slika B.5** Dijagram sila-horizotalna pomeranja u sredini raspona kod uzorka serije U92b-3

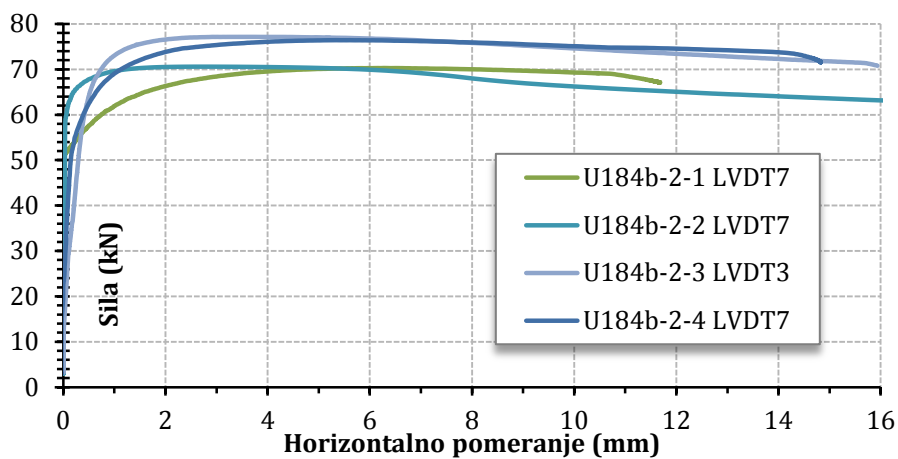


**Slika B.6** Dijagram sila-horizotalna pomeranja u sredini raspona kod uzorka serije U184w-2

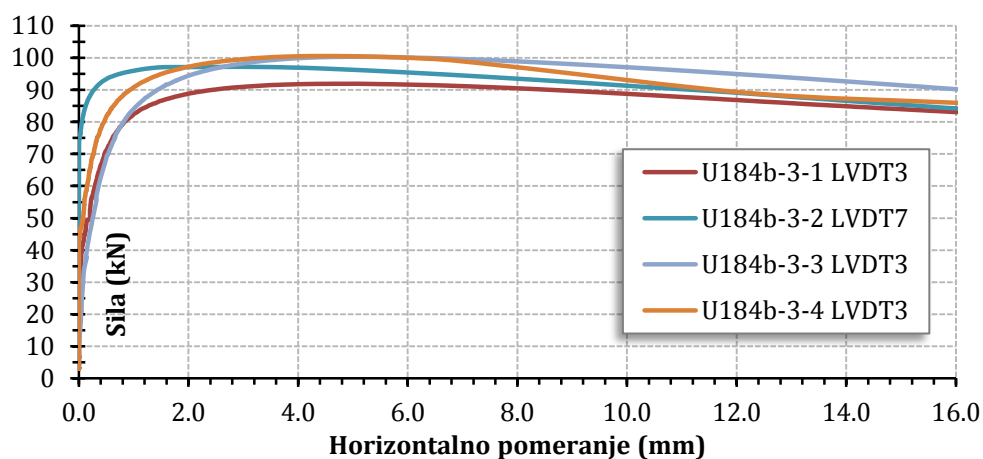




**Slika B.7** Dijagram sila-horizontalna pomeranja u sredini raspona kod uzorka serije U184w-3



**Slika B.8** Dijagram sila-horizontalna pomeranja u sredini raspona kod uzorka serije U184b-2



**Slika B.9** Dijagram sila-horizontalna pomeranja u sredini raspona kod uzorka serije U184b-3

## **Biografija autora**

Jelena Dobrić je rođena 22.08.1973. godine u Šapcu. Osnovnu školu završila je u Mačvanskom Prnjavoru, a srednju tehničku školu u Šapcu. Diplomirala je na Građevinskom fakultetu Univerziteta u Beogradu 2000. godine, sa temom iz oblasti metalnih konstrukcija. Na istom fakultetu, 2007. godine odbranila je magistarsku tezu pod naslovom „Analiza ponašanja čvorova rešetkastih nosača od šupljih profila“.

Radi kao asistent na Građevinskom fakultetu Univerziteta u Beogradu, učestvuje u pripremi i izvođenju nastave i vežbi na osnovnim i master studijama na grupi predmeta iz metalnih konstrukcija. Pomaže u izradi sinteznih, diplomskih i master radova studenata završnih godina odseka za konstrukcije.

U naučnom istraživačkom radu bavi se problemima nosivosti i stabilnosti hladnooblikovanih elemenata. Autor je i koautor više naučnih i stručnih radova koji su objavljeni u stručnim časopisima i publikacijama na kongresima i simpozijumima.

Pored nastavno-naučnog rada aktivno se bavi stručnim radom. Posедуje licencu za projektovanje objekata u visokogradnji i u dosadašnjoj karijeri je učestvovala u izradi preko pedeset stručnih radova u obliku glavnih i idejnih projekata i konkursnih rešenja za industrijske, trgovinsko-poslovne i stambene objekte od kojih je većina izvedena u zemlji i inostranstvu.

Jelena Dobrić govori ruski i služi se engleskim jezikom. Udata je i majka dvoje dece.

Прилог 1.

## Изјава о ауторству

Потписани:            Мр Јелена Добрић, дипл.грађ.инж.  
Број уписа:            Мр, одлука број 104/11-10 од 29.10.2010.

### Изјављујем

да је докторска дисертација под насловом:

ПОНАШАЊА ЦЕНТРИЧНО ПРИТИСНУТИХ ЕЛЕМЕНАТА СЛОЖЕНОГ  
ПОПРЕЧНОГ ПРЕСЕКА ОД НЕРЂАЈУЋИХ ЧЕЛИКА

- резултат сопственог истраживачког рада,
- да предложена дисертација у целини ни у деловима није била предложена за добијање било које дипломе према студијским програмима других високошколских установа,
- да су резултати коректно наведени и
- да нисам кршила ауторска права и користила интелектуалну својину других лица.

У Београду, јануар 2014.

**Потпис докторанда**



Прилог 2.

**Изјава о истоветности штампане и електронске верзије докторског рада**

Име и презиме аутора:      Мр Јелена Добрић, дипл.грађ.инж.  
Број уписа:                    Мр, одлука број 104/11-10 од 29.10.2010.  
Студијски програм:          Грађевинарство  
Наслов рада:                  ПОНАШАЊА ЦЕНТРИЧНО ПРИТИСНУТИХ  
  ЕЛЕМЕНАТА СЛОЖЕНОГ ПОПРЕЧНОГ ПРЕСЕКА ОД  
  НЕРЂАЈУЋИХ ЧЕЛИКА  
Ментори:                        Др Драган Буђевац, редовни професор  
  **Универзитет у Београду, Грађевински факултет**  
  Др Златко Марковић, редовни професор  
  **Универзитет у Београду, Грађевински факултет**

Потписани:                    **мр Јелена Добрић, дипл.грађ.инж.**

Изјављујем да је штампана верзија мог докторског рада истоветна електронској верзији коју сам предала за објављивање на порталу **Дигиталног репозиторијума Универзитета у Београду.**

Дозвољавам да се објаве моји лични подаци везани за добијање академског звања доктора наука, као што су име и презиме, година и место рођења и датум одбране рада.

Ови лични подаци могу се објавити на мрежним страницама дигиталне библиотеке, у електронском каталогу и у публикацијама Универзитета у Београду.

У Београду, јануар 2014.

**Потпис докторанда**



Прилог 3.

## Изјава о коришћењу

Овлашћујем Универзитетску библиотеку „Светозар Марковић“ да у Дигитални репозиторијум Универзитета у Београду унесе моју докторску дисертацију под насловом:

ПОНАШАЊА ЦЕНТРИЧНО ПРИТИСНУТИХ ЕЛЕМЕНАТА СЛОЖЕНОГ ПОПРЕЧНОГ ПРЕСЕКА ОД НЕРЂАЈУЋИХ ЧЕЛИКА која је моје ауторско дело.

Дисертацију са свим прилозима предала сам у електронском формату погодном за трајно архивирање.

Моју докторску дисертацију похрањену у Дигитални репозиторијум Универзитета у Београду могу да користе сви који поштују одредбе садржане у одабраном типу лиценце Креативне заједнице (Creative Commons) за коју сам се одлучио.

1. Ауторство

2. Ауторство - некомерцијално

3. Ауторство – некомерцијално – без прераде

4. Ауторство – некомерцијално – делити под истим условима

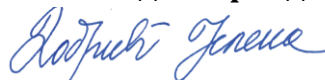
5. Ауторство – без прераде

6. Ауторство – делити под истим условима

(Молимо да заокружите само једну од шест понуђених лиценци, кратак опис лиценци дат је на полеђини листа).

У Београду, јануар 2014.

Потпис докторанда



1. Ауторство - Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце, чак и у комерцијалне сврхе. Ово је најслободнија од свих лиценци.

**2. Ауторство – некомерцијално.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела.

3. Ауторство - некомерцијално – без прераде. Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, без промена, преобликовања или употребе дела у свом делу, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела. У односу на све остале лиценце, овом лиценцом се ограничава највећи обим права коришћења дела.

4. Ауторство - некомерцијално – делити под истим условима. Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце и ако се прерада дистрибуира под истом или сличном лиценцом. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела и прерада.

5. Ауторство – без прераде. Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, без промена, преобликовања или употребе дела у свом делу, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца дозвољава комерцијалну употребу дела.

6. Ауторство - делити под истим условима. Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце и ако се прерада дистрибуира под истом или сличном лиценцом. Ова лиценца дозвољава комерцијалну употребу дела и прерада. Слична је софтверским лиценцама, односно лиценцама отвореног кода.