

UNIVERZITET CRNE GORE
GRAĐEVINSKI FAKULTET

Đorđe Đuričić

EKSPERIMENTALNA I TEORIJSKA ANALIZA
GRANIČNIH STANJA ELEMENATA
ALUMINIJUMSKIH REŠETKASTIH KONSTRUKCIJA

DOKTORSKA DISERTACIJA

Podgorica, 2018.

UNIVERSITY OF MONTENEGRO
FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

Đorđe Đuričić

EXPERIMENTAL AND THEORETICAL
LIMIT STATES ANALYSIS OF
ALUMINIUM LATTICE STRUCTURES ELEMENTS

PhD Dissertation

Podgorica, 2018.

PODACI O DOKTORANDU, MENTORU I ČLANOVIMA KOMISIJE

Doktorand	Dorđe Đuričić
Datum rođenja	20.08.1966.
Naziv završenog studijskog programa i godina završetka	Poslijediplomske magistarske studije Građevinskog fakulteta Univerziteta Crne Gore 2014
Mentor	Prof. dr Duško Lučić, redovni profesor Građevinskog fakulteta Univerziteta Crne Gore
Članovi komisije za odbranu doktorske disertacije	Prof. dr Zlatko Marković, redovni profesor Građevinskog fakulteta Univerziteta u Beogradu Prof. dr Radomir Zejak, redovni profesor Građevinskog fakulteta Univerziteta Crne Gore Prof.dr DuškoLučić, redovni profesor Građevinskog fakulteta Univerziteta Crne Gore Prof. dr Biljana Šćepanović, vanredni profesor Građevinskog fakulteta Univerziteta Crne Gore Prof. dr Srđa Aleksić, vanredni profesor Građevinskog fakulteta Univerziteta Crne Gore
Datum odbrane doktorske disertacije	18.01.2018. god.

ZAHVALNOST

U izradu ove disertacije uloženo je dosta rada, truda, pronalaženja, prepoznavanja i analize bitnih stvari u “moru” dostupnih informacija iz oblasti disertacije. Sve to ne bi bilo moguće bez pomoći privrednih kolektiva i pojedinaca, kojima se ovim putem zahvaljujem.

Za uspešno realizovanje postavljenih ciljeva posebnu zahvalnost dugujem prijatelju i mentoru prof. dr Dušku Lučiću, koji mi je u toku istraživanja pružao nesebičnu stručnu i moralnu podršku.

U nabavci i pripremi aluminijumskih elemenata za realizaciji eksperimentalnog dela istraživanja, mnogo su mi pomogle firme: “Polet” Užice, “Impol seval” a.d. Sevojno, SZR “Mašinac” Sevojno i GR “Metal fineks” Užice, kojima se posebno zahvaljujem.

Veliku zahvalnost upućujem Draganu Čaliću, Dimitriju Đuroviću i Zoranu Aleksiću na angažovanju i svesrdnoj pomoći pri izvođenju eksperimentalnog dela istraživanja.

Profesorima Zlatku Markoviću, Biljani Šćepanović, Radomiru Zejaku i Srđi Aleksiću zahvalan sam na pregledu i recenziji disertacije, korisnim savetima i sugestijama koje su ovaj rad podigle na viši nivo.

Zahvalnost dugujem i Visokoj poslovno-tehničkoj školi iz Užica na finansijskoj podršci, a posebno kolegama za razumevanje moje potrebe da se u određenim fazama potpuno posvetim ovom istraživanju.

Autor

Doktorske studije Univerziteta Crne Gore

Eksperimentalna i teorijska analiza graničnih stanja elemenata aluminijumskih rešetkastih konstrukcija

Rezime

Aluminijum je lagan materijal, srebrnkasto bele boje, otporan na koroziju i pogodan za reciklažu. Samostalan je izuzetno mek, ali pomješan sa drugim metalima dobija izuzetne karakteristike, tako da imamo širok spektar legura aluminijuma koje zadovoljavaju postavljene kriterijume u mnogim oblastima industrije. Za konstrukcije u građevinarstvu koristi se legura EN AW 6082-T6, koja je pogodna za ekstrudiranje, posjeduje dobru otpornost na koroziju, solidnu čvrstoću materijala i uspješno se obrađuje i zavaruje. Negativna osobina aluminijuma je relativno mali modul elastičnosti i visoka cijena proizvodnje.

Aluminijum je pogodan kao konstruktivni materijal, s tim da se negativni uticaji, usled malog modula elastičnosti, nadoknađuju preciznim izborom oblika poprečnog presjeka. Kružni cjevasti profili se sve više koriste u izgradnji rešetkastih konstrukcija, jer su u potpunosti iskorišćene odlične osobine kružnih profila u pogledu nosivosti na pritisak, savijanje i uvijanje.

Promjena mehaničkih svojstava na mjestu zavarenih spojeva, usled unošenja temperature u osnovni materijal, je bitna karakteristika aluminijuma. Koliki je uticaj omekšavanja aluminijuma na mjestu zavarenih veza u čvoru rešetke i kako se taj uticaj odražava na proračunsku nosivost čvora, analizirano je u ovoj disertaciji. Naime, Evropski standard za proračun aluminijumskih konstrukcija EN 1999 nije posebno tretirao proračunsku nosivost veza u čvorovima rešetkastih konstrukcija od aluminijumskih profila. Stoga je u ovoj disertaciji pokušano da se izrazi, koji su dati u standardu za veze elemenata kod čelične konstrukcije, prilagode i koriste za konstrukcije od aluminijumskih legura, a uzimajući u obzir navedenu promjenu osobina materijala u čvoru.

U disertaciji je dat pregled dosadašnjih istraživanja i izvršena teorijska, eksperimentalna i numerička analiza, metodom konačnih elemenata (MKE), proračunske nosivosti izolovanih "K" i "T" veza u čvoru rešetkaste konstrukcije od aluminijuma, pri aksijalnom opterećenju štapova rešetke. Cilj istraživanja je definisanje analitičkih izraza koji omogućavaju korišćenje izraza iz Evropskog standarda za čelične konstrukcije za proračun "K" i "T" veza u čvorovima rešetkastih konstrukcija od aluminijuma. To se postiglo uvođenjem novog koeficijenta omekšavanja i redefinisanjem izraza predloženih u standardu za čelične konstrukcije.

Takođe, izvršena je teorijska, eksperimentalna i numerička analiza graničnih nosivosti elemenata aluminijumske rešetkaste konstrukcije od okruglih šupljih profila po svim mjerodavnim kriterijumima nosivosti. Izvršeno je njihovo poređenje i predloženi su novi dijagrami nosivosti za centrično pritisnute samostalne elemente konstrukcije i dijagrami u obliku nomograma za zajednički proračun štapova ispune rešetkaste konstrukcije - za sve analizirane kriterijume nosivosti u zavisnosti od tipa veze, "K" ili "T", elemenata u čvoru.

Ključne riječi

K-veze u čvoru, T-veze u čvoru, Aluminijumske legure, EN AW 6082-T6, Zona uticaja toplote (ZUT), Okrugli šuplji profili, Metoda konačnih elemenata (MKE), Izvijanje, Granična nosivost, Evrokodovi.

Naučna oblast: Građevinarstvo

Uža naučna oblast: Konstrukcije

PhD studies of the University of Montenegro

Experimental and theoretical limit states analysis of aluminium lattice structures elements

Resume

Aluminium is light material of silver-white colour, corrosion resistant and suitable for recycling. It is very soft on its own. However, mixing with other metals provides extraordinary characteristics, so that wide range of aluminium alloys meet necessary criteria in numerous branches of industry. Alloy EN AW 6082-T6 is mostly used in civil engineering. It is suitable for extruding, high resistant to corrosion, has high level of strength, might be successfully processed and welded. Drawbacks of aluminium are low elasticity modulus and high price.

Aluminium is suitable as structural material when negative influence of low elasticity modulus is compensated by adequate choice of cross section shape. Circular hollow sections are being more and more used in lattice structures since excellent characteristics of such cross sections are fully exploited regarding compression, bending and torsion carrying capacity.

Change of mechanical properties of material in welding zone due to high temperatures is important characteristic of aluminium. Level and manner of influence of aluminium softening in zone of welded joint on design joint resistance have been analysed in dissertation. European Standard for aluminium structures EN 1999 does not consider design resistance of joints in welded aluminium lattice structures. Therefore one of the dissertation's aims was to adapt expressions from the European Standard EN 1993-1-8 for design resistance of joints in welded steel lattice structure and use them for aluminium alloys structures, having in mind change of material properties in welded joints.

Dissertation summarizes previous researches before presenting new theoretical, experimental and numerical analysis by means of finite elements method (FEM) of design resistance of isolated K- and T-joints in aluminium lattice structure, due to

compression in lattice members. The aim of investigation is definition of analytical procedure that enables implementation of expressions from the European Standard for steel structures in design calculation of K- and T-joints in aluminium lattice structures. The goal has been achieved by introducing new softening coefficient and re-defining expressions from steel structures standard.

Theoretical, experimental and numerical ultimate limit states (ULS) analysis for members of aluminium lattice structure made of circular hollow section profiles have been done according to all applicable ULS criteria. They are compared and new resistance diagrams for axially compressed isolated structural elements are proposed. In addition, nomograms for mutual calculation of lattice brace members for all analysed ULS criteria depending on joint type (K or T) are provided.

Key words

K-joint, T-joint, Aluminium alloys, EN AW 6082-T6, Heat affected zone (HAZ), Circular hollow section profiles, Finite elements method (FEM), Buckling, Ultimate resistance, Eurocodes.

Scientific area: Civil Engineering

Specific scientific area: Structures

Sadržaj

1

Uvod

1.1	Opšte	1
1.2	Predmet i ciljevi istraživanja	3
1.3	Primjenjene metode istraživanja	4
1.4	Sadržaj doktorske disertacije	5

2

Osobine aluminijuma kao konstruktivnog materijala 7

2.1	Proces proizvodnje aluminijuma	7
2.2	Osobine aluminijuma	8
2.3	Legure aluminijuma i označavanje legura aluminijuma	9
2.4	Ekstrudiranje aluminijuma	13
2.5	Mehanička svojstva materijala	14
2.5.1	Analitički modeli nelinearne veze između napona i dilatacija	15
2.6	Zavarivanje aluminijuma	18
2.7	Omekšanje aluminijuma u zoni uticaja toplote (ZUT)	19
2.8	Dosadašnja istraživanja nosivosti i stabilnosti aluminijumskih elemenata	20
2.8.1	Stabilnost elemenata konstrukcije	21
2.8.2	Veze elemenata u aluminijumskim konstrukcijama	23
2.8.3	Nekonvencionalne veze ("special joints" ili "non-conventional joints") za aluminijumske elemente	24
2.9	Legura EN AW 6082 -T6	25

3

Opšte o zavarenim rešetkastim konstrukcijama od aluminijumskih profila 26

3.1	Rešetkaste konstrukcije od CHS profila	27
3.2	Veze u čvorovima rešetkastih zavarenih konstrukcija	28

3.3	Oblici loma (Modes of failure) i analitički model loma kod veza od CHS profila.....	29
3.4	Dosadašnja istraživanja čvorova rešetkastih konstrukcija	31
3.5	Granični uslovi (Boundary conditions) kod K-veze u čvoru rešetke	36
3.6	Uticaj napona u pojasnom štapu (effect of the chord stresses)	38
3.7	Određivanje graničnih deformacija u čvorovima rešetkastih konstrukcija.....	39
3.8	Plastična nosivost čvora rešetkaste konstrukcije	42
3.9	Plastifikacija pojasnog štapa - teorijska postavka	46
3.9.1	Generalni analitički model za "X" čvor	46
3.9.2	Tačan model prstena ("Exact" ring model).....	50
3.9.3	Opšti analitički postupak za aksijalno opterećene "T" čvorove	52
3.9.4	Pojednostavljeni model prstena za "T" čvor aksijalno opterećen	57
3.9.5	Tačan model prstena ("Exact" ring model) za aksijalno opterećene "T" čvorove	60

4

Sopstvena istraživanja 62

4.1	Ekspperimentalna analiza	62
-----	--------------------------------	----

5

Teorijska, eksperimentalna i numerička analiza aksijalno opterećene "K" veze u čvorovima rešetkaste zavarene konstrukcije od aluminijumskih CHS profila..... 66

5.1	Analiza K-čvorova.....	66
5.2	Upotrebljeni materijal	67
5.3	Granični uslovi (Boundary conditions).....	68
5.4	Proračunska nosivost K-veze u čvoru prema EN 1993-1-8	68
5.5	Uticaj napona u pojasnom štapu (effect of the chord stresses)	70
5.6	Proračunska nosivost zavarenih aluminijumskih štapova.....	70
	prema EN 1999-1-1	70
5.7	Ekspperimentalno istraživanje	72

5.7.1	Zavarivanje uzoraka.....	73
5.7.2	Označavanje uzoraka	74
5.7.3	Izvodjenje eksperimenta	74
5.8	Numerička analiza	77
5.9	Analiza eksperimentalnih, teorijskih i numeričkih rezultata istraživanja	80
5.9.1	Analiza maksimalne deformacije	80
5.9.2	Uporedni rezultati eksperimentalne, teorijske i numeričke analize.....	82
5.10	Analitičko rješenje proračunske nosivosti K-čvorova od aluminijumskih CHS profila.....	85
5.10.1	Upoređivanje predloga analitičkog rješenja sa rezultatima eksperimentalne i numeričke analize	88
5.10.2	Zaključci iz analize "K" čvora.....	93

6

Teorijska, eksperimentalna i numerička analiza aksijalno opterećene "T" veze u čvorovima rešetkaste zavarene konstrukcije od aluminijumskih CHS profila.....

6.1	Analiza prema EN 1993-1-8	95
6.2	Uticaj napona u pojasnom štapu (effect of the chord stresses)	96
6.3	Označavanje uzoraka	97
6.4	Eksperimentalna istraživanja.....	97
6.5	Numerička analiza "T" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije	99
6.5.1	Uzorci sa pojasnom cevi Ø50 x 2 mm.....	100
6.5.2	Uzorci sa pojasnom cjevi Ø50 x 3 mm.....	102
6.6	Uporedni rezultati teorijske, eksperimentalne i numeričke analize "T" veze u čvorovima rešetke	106
6.6.1	Numerički proračun nosivosti primenom koeficijenta k_{al}	109
6.6.2	Upoređivanje dobijenih rezultata sa proračunskom nosivošću N_{Rd}	112
6.7	Zaključci iz analize "T" čvora	112

Teorijska, eksperimentalna i numerička analiza segmenta rešetkaste konstrukcije 114

7.1	Teorijska analiza rešetkastog nosača	115
7.1.1	Proračunska nosivost pritisnutih štapova sa uticajem izvijanja prema EN1999 -1-1 [6]	115
7.1.2	Korišćenje dijagrama za proračun nosivosti pritisnutih štapova sa uticajem izvijanja za CHS profile	117
7.1.3	Proračun granične sile u štapu ispune za plastifikaciju pojasnog štapa – $N_{l,Rd}$	121
7.1.4	Određivanje nosivosti "T" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije	121
7.1.5	Određivanje nosivosti "K" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije.....	127
7.1.6	Uticaj promjene nagibnog ugla na proračunsku nosivost "K" veze u čvorovima rešetke	129
7.2	Eksperimentalna istraživanja rešetkastog nosača	131
7.2.1	Fizičko - mehaničke karakteristike materijala	132
7.3	Numerička analiza segmenta rešetkaste.....	134
7.4	Uporedna analiza dobijenih rezultata	136
7.4.1	Nosivost štapa ispune na pritisak sa uticajem izvijanja.....	136
7.4.2	Nosivost "K" veze u čvoru ispitivanog segmenta rešetke.....	137

Zaključci i preporuke za buduća istraživanja..... 140

9 Literatura 146

1

Uvod

1.1 Opšte

U sastavu zemljine kore aluminijum je treći najčešći element i najrasprostranjeniji metal sa učešćem od 8%, odmah iza kiseonika (47%) i silicijuma (28%). Međutim, usled izražene hemijske aktivnosti prema kiseoniku, aluminijum je u prirodi prisutan isključivo u vezanom obliku, u vidu prirodnih jedinjenja (minerala).

Industrijska proizvodnja aluminijuma je tek u skorije vreme uzela većeg maha zbog složenosti vezanih za izdvajanje aluminijuma iz njegovog prirodnog oblika. Prvi pokušaj izdvajanja aluminijuma datira iz 1807 godine, ali sve do pronalaska dinamo mašine (Siemens, 1866. god.) i otkrića Haal-Heroultovog procesa (1866. god.) izdvajanja aluminijuma elektrolitičkim putem iz otopljenog rastvora aluminijum oksida u kriolitu, cijena proizvodnje aluminijuma je bila velika i aluminijum je dostizao cijenu zlata. Važan korak u proizvodnji aluminijuma vezan je za 1888.-u godinu kada je Karl Josef Bajer patentirao Bajerov postupak dobijanja aluminijuma iz boksita. Kombinacija ova dva procesa je znatno smanjila cijenu proizvodnje aluminijuma i industrijska proizvodnja počinje u kompanijama u Francuskoj, Švajcarskoj i SAD. Ovi procesi su od fundamentalnog značaja i za današnju proizvodnju aluminijuma.

U građevinarstvu aluminijum se koristi u obliku legura jer u elementarnom stanju ima premalu čvrstoću. Prve legure su dobijene 1888. godine i od tada do danas proizveden je veliki broj legura aluminijuma. Leguru sa 4% bakra je otkrio Alfred Vilm, nemački metalurg, a proizvodnja "duraluminijuma" je počela 1909. godine u "Durener Metallwerke aktien gecelkaft" u Njemačkoj.

Ekstrudiranje – presovanje - predstavlja glavni način izrade aluminijumskih profila koji se koriste za nosive konstrukcije. Proces se sastoji u istiskivanju ingota

aluminijuma, zagrijanog do temperature presovanja od oko 500 °C, kroz čeličnu matricu da bi se dobio željeni oblik. Nakon istiskivanja profil se isteže da bi se eliminisale geometrijske nesavršenosti nastale odstupanjem od pravca.

Postoji veliki broj legura aluminijuma u zavisnosti od namjene gotovih proizvoda. Legure su svrstane u serije. Za građevinske konstrukcije najčešće se koristi legura aluminijuma serije 6xxx, a to je legura aluminijuma sa magnezijumom i silicijumom.

Osobine, prednosti i nedostaci aluminijumskih legura

Aluminijum je lagan materijal, sa gustinom koja iznosi približno trećinu gustine čelika, pa njegova mala težina smanjuje troškove rada, transporta i montaže što povećava ekonomsku isplativost konstrukcija od aluminijuma. Važna osobina aluminijuma i njegovih legura je otpornost na koroziju, tako da proizvode od aluminijuma nije potrebno štititi od atmosferskih ili hemijskih korozivnih uticaja. Zbog te osobine, procjenjuje se da je 75% do sada proizvedenog aluminijuma i dalje u upotrebi. Pored toga aluminijum se može više puta reciklirati bez gubljenja osnovnih karakteristika materijala. Takođe, energija potrebna za reciklažu aluminijuma iznosi oko 5% energije potrebne za proizvodnju novog aluminijuma, što navodi na zaključak da je aluminijum savršen ekološki materijal.

Za razliku od čelika aluminijum nije sklon krtom lomu sa padom temperature već se, naprotiv, sa smanjenjem temperature povećavaju njegove mehaničke osobine.

Dobijanje aluminijumskih profila ekstrudiranjem omogućava oblikovanje poprečnih presjeka profila prema sopstvenim potrebama, konstruktivnim i funkcionalnim zahtjevima, tako da se može pravilnim odabirom poprečnog presjeka izvršiti optimizacija konstrukcije i racionalizacija upotrebljenog materijala.

Savremena tehnologija pruža širok izbor veza između elemenata aluminijumskih konstrukcija koje se mogu ostvariti standardnim načinima vezivanja: zakivcima, zavrtntjevima, zavarivanjem ili nekim, sve više prisutnim u primjeni, nekonvencionalnim tipovima veza.

Negativna osobina aluminijuma i njegovih legura je mala vrijednost Jungovog modula elastičnosti koji je tri puta manji od vrijednosti za ugljenični čelik. Relativno visoka cijena proizvodnje je takođe prepreka za masovnu upotrebu aluminijuma u izradi konstrukcija, kao i ograničena veličina samog elementa koji se može dobiti ekstrudiranjem.

Stoga, konstrukcije od aluminijumskih legura se mogu smatrati konkurentnim i ekonomski isplativim tamo gdje njegove glavne pozitivne karakteristike - lakoća, otpornost na koroziju i neograničen izbor oblika poprečnog presjeka - predstavljaju važnu prednost u odnosu na druge materijale [4].

U praksi aluminijum se primjenjuje za dalekovodne stubove, antenske tornjeve, mostove, hale, kupole velikih raspona, konstrukcije u područjima sa ekstremno niskim temperaturama itd.

1.2 Predmet i ciljevi istraživanja

Predmet istraživanja u okviru disertacije su rešetkaste aluminijumske konstrukcije izvedene u zavarenoj izradi od okruglih šupljih profila (Circular Hollow Section -CHS).

Istraživanje obuhvata:

- provjeru fizičko mehaničkih osobina elemenata upotrebljenih u eksperimentalnoj analizi;
- analizu proračunske nosivosti izolovane "K" veze u čvoru rešetke pri aksijalnom opterećenju štapova rešetke;
- analizu proračunske nosivosti izolovane "T" veze u čvoru rešetke pri aksijalnom opterećenju štapova rešetke;
- analizu nosivosti elemenata rešetkaste konstrukcije i određivanje vrijednosti graničnih nosivosti elemenata aluminijumske rešetkaste konstrukcije od okruglih šupljih profila;
- uporednu analizu dobijenih rezultata sa Evropskim standardima za proračun aluminijumskih konstrukcija i provjeru u kojoj se mjeri Evropski standardi za proračun čeličnih konstrukcija mogu koristiti za proračun aluminijumskih konstrukcija u dijelu gdje postupci proračuna za konstrukcije od aluminijuma još nisu definisani.

Ciljevi istraživanja su:

- eksperimentalno određivanje proračunske nosivosti izolovanih "K" i "T" veza u čvorovima aluminijumske rešetkaste konstrukcije pri aksijalnom opterećenju štapova rešetke;

- eksperimentalno određivanje vrijednosti graničnih sila koje definišu nosivost elemenata rešetkaste konstrukcije;
- verifikacija eksperimentalnih rezultata numeričkom analizom primjenjujući metod konačnih elemenata (Finite Element Method - FEM);
- upoređivanje rezultata eksperimentalne i numeričke analize sa rezultatima dobijenim proračunom prema Evropskom standardu za nosivost "T" i "K" veze u čvorovima rešetkastih konstrukcija od čeličnih okruglih šupljih profila;
- definisanje analitičkih izraza koji omogućavaju korišćenje izraza iz Evropskog standarda za čelične konstrukcije za proračun "K" i "T" veza u čvorovima rešetkastih konstrukcija od aluminijuma;
- upotpunjavanje svjetske baze podataka rezultatima eksperimentalnog ispitivanja, što daje osnovu za dalje analize;
- osnovni cilj rada je definisanje jasnih smjernica i preporuka koje, u okvirima statistički zahtjevano sigurnosti, omogućuju pouzdanu, efikasnu i racionalnu interpretaciju nosivosti elemenata aluminijumskih rešetkastih konstrukcija.

Rezultati istraživanja treba da:

- upotpune, prošire i reviduju postojeća znanja iz analize granične nosivosti aluminijumskih rešetkastih konstrukcija;
- daju relevantne, pouzdane i validne podatke utemeljene na sopstvenom eksperimentalnom ispitivanju gdje su obuhvaćeni "realni" konstruktivni elementi;
- potvrde saobraznost numeričkih i eksperimentalnih rezultata sprovedenog istraživanja i daju validaciju analitičkih modela definisanih u sličnim istraživanjima;
- daju preporuke za proračun elemenata aluminijumske rešetkaste konstrukcije i time pomognu racionalnu i ekonomski opravdanu afirmaciju aluminijuma kao konstruktivnog materijala.

1.3 Primjenjene metode istraživanja

Obuhvaćenim istraživanjem primjenjene su eksperimentalne, numeričke i analitičke metode koje su obuhvatile:

- sistematičnu obradu dostupnih podataka o dosadašnjim istraživanjima u ovoj oblasti kroz analizu i usvajanje teorijskih i analitičkih saznanja, proučavajući stručnu literaturu: udžbenike, standarde i radove objavljene u stručnim časopisima i na kongresima;
- definisanje programa eksperimentalnog ispitivanja; ispitivanje fizičko mehaničkih karakteristika materijala; definisanje uzoraka za ispitivanje i način postavljanja mjerne opreme; prikupljanje rezultata eksperimentalne analize;
- modeliranje sprovedenih eksperimentalnih istraživanja; modeliranje nelinearnog ponašanja materijala; numeričku analizu primjenom metode konačnih elemenata;
- uporednu analizu dobijenih rezultata; predlaganje novih parametara za proračun graničnih nosivosti; definisanje preporuka za buduća istraživanja.

1.4 Sadržaj doktorske disertacije

Doktorska disertacija je podjeljena u osam cjelina.

Nakon uvoda u **drugom poglavlju** dato je poglavlje o aluminijumu kao materijalu. Objašnjen je istorijski tok usavršavanja procesa proizvodnje aluminijuma, način obrade aluminijuma i vrste legura aluminijuma. Analizirane su fizičko-mehaničke osobine aluminijuma i druge karakteristike aluminijuma kao materijala. Naročito je posvećena pažnja dvijema veoma bitnim karakteristikama aluminijuma: omekšanju materijala u okolini zavarenih spojeva i načinu zavarivanja aluminijuma. U ovom poglavlju dat je i pregled dosadašnjih istraživanja iz oblasti stabilnosti aluminijumskih konstrukcija, zavarljivosti i njegovoj upotrebi u konstrukcijama.

U **trećem poglavlju** analizirane su rešetkaste konstrukcije. Mnogo više su istražene čelične rešetkaste konstrukcije od aluminijumskih, tako da je dat pregled ispitivanja nosivosti čvorova rešetke od čeličnih profila. Analizirani su: vrste veza u čvoru rešetke, granični uslovi i uticaj prethodnog napona u pojasnom štapu. Detaljno je analiziran analitički model za proračun - model prstena (Ring model).

U **četvrtom poglavlju** je dato objašnjenje o pripremi i sprovođenju sopstvenih istraživanja vezanih za oblast graničnih stanja aluminijumskih rešetkastih konstrukcija. Data je opis istraživanja sa prikazanom mjernom opremom, uzorcima, načinom njihovog nastanka i opisom budićih istraživanja.

U **petom poglavlju** izvršena je teorijska, eksperimentalna i numerička analiza aksijalno napregnute izolovane "K" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije. Opisane su fizičko - mehaničke osobine upotrebljenog materijala. Izvršena su eksperimentalna istraživanja i urađena je numerička analiza analizirane "K" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije. Data je uporedna analiza dobijenih rezultata sa rješenjem dobijenim korišćenjem izraza datih u EN 1993-1-8 [5] za noseće čelične konstrukcije. Na kraju rada dat je analitički izraz kojim se može na osnovu izraza za čelične konstrukcije odrediti proračunska nosivost "K" veza u čvorovima rešetkastih konstrukcija od aluminijumskih okruglih šupljih profila usled aksijalnog opterećenja u štapovima rešetke.

U **šestom poglavlju** je izvršena teorijska, eksperimentalna i numerička analiza izolovane "T" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije. Opisane su fizičko - mehaničke osobine upotrebljenog materijala, izvršena eksperimentalna istraživanja i numerička analiza analizirane "T" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije. Data je uporedna analiza dobijenih rezultata sa rješenjem, korišćenjem izraza datih u EN 1993-1-8 [5] za noseće čelične konstrukcije. Na kraju rada dat je analitički izraz kojim se može (na osnovu određenih koeficijenata omekšanja - poglavlje pet) nosivost "T" veza u čvoru rešetke od aluminijuma odrediti pomoću izraza iz standarda za čelične konstrukcije. Takođe, analitičkim putem je određena nosivost "T" veze u čvoru rešetke od aluminijuma, korišćenjem izraza za nosivost u tačnom modelu prstena i poređenjem sa prethodno dobijenim rezultatima.

U **sedmom poglavlju** analiziran je jedan segment prostorne rešetkaste konstrukcije od aluminijumskih cjevastih profila. Ispitivana je rešetka na izvijanje pritisnutih štapova kao elemenata cjele rešetke, a izvršena je i analiza najopterećenijeg izolovanog čvora. U ovom poglavlju dat je način proračuna izvijanja samostalnih elemenata rešetkaste konstrukcije prema EN 1999-1-1 [6] i dat je predlog za korišćenje novih dijagrama nosivosti koji se odnose na pojedinačne profile ili grupu sličnih profila. Konstruisani su dijagrami nosivosti profila sa nomogramima tako da se na jednom dijagramu mogu uporediti granične nosivosti po tri kriterijuma i odabrati koji je kriterijum nosivosti mjerodavan za taj štap rešetke.

U **osmom poglavlju** dati su opšti zaključci sprovedenog istraživanja kao i smjernice i preporuke za dalja istraživanja.

2

Osobine aluminijuma kao konstruktivnog materijala

2.1 Proces proizvodnje aluminijuma

Najrasprostranjenija ruda aluminijuma je boksit iz koje se dobija skoro cjelokupna količina novog aluminijuma proizvedenog u svijetu. Postupak proizvodnje aluminijuma iz boksita se sprovodi u dva tehnološki nezavisna procesa i to: dobijanje aluminijum oksida – glinice i dobijanje metala - aluminijuma iz aluminijum oksida.

Dobijanje glinice iz rude boksita je poznat kao Bajerov postupak. Boksit se najprije drobi, pa prži, kako bi se odstranila voda i sagorele organske primjese. Nakon toga, proizvod se samelje u prah i dodaje se rastvor NaOH pri čemu se reakcija izvodi na temperaturi od 160 – 170° C i pritisku od 500 - 700 kPa. Dobiju se dva proizvoda: rastvor natrijum aluminat i talog poznat kao crveni mulj. Odvoji se rastvor od taloga cjeđenjem i upumpava u taložnik. Tokom hlađenja fine čestice potonu na dno taložnika, odakle se propuštaju kroz rotacionu peć na vrlo visokoj temperaturi da bi se oslobodila i uklonila hemijski vezana voda. Ta reakcija je: $2\text{Al}(\text{OH})_3 \rightarrow \text{Al}_2\text{O}_3 + 3\text{H}_2\text{O}$, gde je Al_2O_3 aluminijum oksid ili glinica. Ima oblik bijelog praha.

Da bi se dobio metal aluminijum iz aluminijum oksida vrši se proces elektrolize poznat kao Hol-Herloutov postupak. Ovaj proces se izvodi u čeličnim ćelijama obloženim ugljenikom. Dimenzije ovih ćelija su do 10 m dužine, oko 4 m širine i 1,5 m dubine. Elektrolit je rastvor aluminijum oksida u istopljenom rastvoru koji se prvenstveno sastoji od smjese kriolita (Na_3AlF_6) i aluminijum fluorida (AlF_3). Aluminijum fluorid ima funkciju da smanji tačku topljenja kriolita. Električna struja teče od anode kroz elektrolit do obloge od ugljenika i katode od metalne obloge. Ugljenične anode se troše tokom elektrolize a aluminijum se taloži na dnu ćelije jer ima veću gustinu od kriolita. Prilikom procesa koristi se jednosmjerna struja niskog napona

(5V) i visoke jačine (100-150 kA). Temperatura u ćeliji prilikom procesa je oko 950 °C. Ugljenične anode zahtjevaju čestu zamjenu pa je za proizvodnju jednog kilograma aluminijuma potrebno oko dva kilograma glinice, pola kilograma ugljenika i oko 15 kWh električne energije. Elektrolizom se od glinice dobija Al čistoće 99,5 – 99,7 %. Zbog velike potrošnje električne energije topionice se uglavnom nalaze u regionima u kojima je njena cijena povoljnija tj u blizini centrala za proizvodnju električne energije. Proizvodnja aluminijuma zahtjeva kontinuitet i nije pogodno često zaustavljanje procesa proizvodnje jer metal u ćelijama očvrstne, tako da novi početak uslovljava skupa rekonstrukcija.

Rezultat ovog procesa je primarni aluminijum koji se lije u ingote i prosleđuje u fabrike na dalju preradu i proizvodnju polu-gotovih proizvoda. Polu-gotovi proizvodi se dobijaju na jedan od sledećih načina:

- livenjem,
- kovanjem,
- valjanjem,
- ekstrudiranjem (istiskivanjem).

Proces ekstrudiranja predstavlja je najčešće korišćeni način za dobijanje aluminijumskih profila koji se koriste za izradu konstrukcija.

Poboljšanje karakteristika aluminijuma postiže se dodavanjem drugih metala u aluminijum, čime se dobijaju legure aluminijuma, kao i načinom obrade elemenata nakon ekstruzije.

2.2 Osobine aluminijuma

Aluminijum je element koji pripada trećoj grupi periodnog sistema sa atomskim brojem 13 i atomskom masom 27. Hemijski simbol aluminijuma je Al. To je metal srebrnasto-bijele boje koji se topi na 660° C a isparava na 2467° C. Pripada lakim metalima sa specifičnom težinom 2.7 g/cm³. Lakši od aluminijuma su samo metali: magnezijum, litijum i berilijum. Aluminijum je relativno mek i žilav metal. Mehanička svojstva aluminijuma su veoma niska. Otpornost na izvlačenje čistog aluminijumuma iznosi oko 49 MPa, dok kod njegovih legura iznosi od 300 do 700 MPa. Modul elastičnosti aluminijuma iznosi (u zavisnosti od legure) oko 70.000 MPa. Veoma se lako obrađuje rezanjem i ima dobru otpornost prema koroziji, a u atmosferskim

uslovima se tokom vremena obrazuje po površini aluminijskih elemenata konstrukcije zaštitna prevlaka od oksida aluminija (Al_2O_3).

2.3 Legure aluminijuma i označavanje legura aluminijuma

Različite karakteristike metala se mogu unaprediti dodavanjem drugih elemenata i tako stvoriti legure. Aluminijske legure su mješavina aluminijuma i raznih drugih elemenata koji, kada se dodaju u aluminijsku osnovu, značajno poboljšavaju njegove osobine: otpornost na koroziju, mogućnost kovanja i valjanja, povećanje čvrstoće i niz drugih osobina shodno namjeni. Glavni legirajući elementi su silicijum, mangan, magnezijum, bakar, cink, nikl, hrom i titanijum. U nekim slučajevima primenjuju se i olovo, bizmut, vanadijum, cirkonijum, gvožđe ili bor. Svaki od njih mijenja ne samo osobine legure, već takođe i njenu gustinu. U slučaju aluminijuma koji se koristi za izradu profila, magnezijum i silicijum su glavni legirajući elementi. Ostali koji se često koriste su: bakar, cink, mangan, titanijum, bizmut i hrom.

Označavanje Al legura

Aluminijske legure, u zavisnosti od legirajućih elemenata i stanja proizvoda, su podjeljene u serije. Usvojen je numerički sistem označavanja pomoću četvorocifrenih arapskih brojeva od kojih prvi definiše seriju - prema preovlađujućim legirajućim elementima. Postoji 9 serija Al-legura.

Legure serije EN AW 1xxx:

U ovoj grupi su legure koje imaju najmanje 99% čistog aluminijuma. Legure serije 1xxx se uopšteno nazivaju mekim legurama. Najčešće se koriste u elektro i hemijskoj industriji ali se mogu naći i u obliku cjevi, cjevčica, čipki, žice, folije i u drugim primjenama. Sadrže najmanje 99% aluminijuma i obično samo tragove drugih metala, sa nekoliko izuzetaka kao što je legura 1100 koja sadrži 0.12% bakra. Sa druge strane, glavne nečistoće su gvožđe i silicijum. Zbog visokog udjela aluminijuma imaju niske mehaničke osobine ali se dobro oblikuju. Imaju veoma dobru otpornost prema koroziji i dobru termalnu i električnu provodljivost.

Legure serije EN AW 2xxx :

Legure aluminijuma sa bakrom, magnezijumom i silicijumom (Al-Cu, Al-Cu-Mg, Al-Cu-Si). Serija 2xxx čini skup takozvanih "tvrdih legura". One se najčešće koriste u avio-industriji i vojnoj industriji. Druge primjene uključuju: ploče, oklope, žice, šipke, profile, cjevi i otkovke. Bakar je glavni legirajući element za legure ove grupe, dok mnoge od njih sadrže značajne količine silicijuma, mangana, magnezijuma, nikla ili titanijuma. Odlikuju se visokom čvrstoćom, ali zahtjevaju tretman rastvornog žarenja ili dugotrajnog starenja da bi se postigle maksimalne karakteristike. Nakon termičkog tretmana mogu po osobinama da se približe valjanom čeliku. Dobra obradivost je pozitivna osobina ove serije, ali ne nudi dobru otpornost na koroziju.

Legure serije EN AW 3xxx:

Legure aluminijuma sa manganom (Al-Mn). Serija 3xxx je još jedan skup "mekih legura". Glavni legirajući element je mangan, a često sadrže bakar i magnezijum. Cjela serija je prilično otporna na koroziju, ali nije pogodna za mašinsku obradu. Primjenjuje se za izradu limova, ploča i cijevi.

Legure serije EN AW 4xxx:

Legure aluminijuma sa silicijumom (Al-Si). Serija 4xxx legura sadrži povišen nivo silicijuma i ne koristi za ekstruziju. Legure ove serije su pogodne kod izrade žica za zavarivanje i lemljenje, kao i za limove i otkovke.

Legure serije EN AW 5xxx:

Legure aluminijuma sa magnezijumom (Al-Mg). Serija 5xxx je skup "tvrdih legura". One sadrže relativno visok procenat magnezijuma, a imaju mangana, hroma i titanijuma kao drugih primarnih legirajućih elemenata. Koriste se u vidu ploča, limova, žica, cjevi, provodnika, otkovaka, alata, žice i elektroda za zavarivanje i kao folije. Serija 5xxx poseduje nisku do srednju čvrstoću ali, slično kao serija 4xxx, ima dobre karakteristike pri zavarivanju. Nije pogodna za hladnu preradu, a podizanje temperature može dovesti do korozije.

Legure serije EN AW 6xxx:

Legure aluminijuma sa silicijumom i magnezijumom (Al-Si-Mg). Kod serije 6xxx

koriste se magnezijum i silicijum kao glavni legirajući elementi, dok se drugi poznati legirajući elementi koriste u pojedinim legurama ove grupe. Legure serije 6xxx zauzimaju najveći deo tržišta aluminijumskih proizvoda. Posjeduju dobru: otpornost na koroziju, obradivost, mogućnost zavarivanja i oblikovanja, kao i osrednju čvrstoću. Slabiji je materijal od mekog čelika i ima manju duktilnost. U ovu grupu spada legura 6082 koja se uglavnom koristi za izgradnju konstrukcija. Podložne su termičkim tretmanima. Mogu se rastvorno žariti i stariti, sve do stanja T6.

Legure serije EN AW 7xxx:

Legure aluminijuma sa cinkom i magnezijumom (Al-Zn-Mg). Legure serije 7xxx sadrže najveći procenat cinka, kao njihovog glavnog legirajućeg elementa. One nude visoke mehaničke osobine, dobru obradivost i primjenjivost termičkih postupaka, ali posjeduju lošu otpornost prema koroziji. Čine slijedeću grupu "tvrdih legura". Primjenjuju se u obliku limova, ploča, žica, šipki, ekstrudiranih proizvoda, konstrukcionih oblika, cijevi, otkovaka itd.

Legure serije EN AW 8xxx :

Legure aluminijuma sa gvožđem i silicijumom (Al-Fe-Si). Ova serija, zbog lakoće u prefabrikaciji, nalazi sve veću primjenu u građevinskoj industriji, naročito za izradu fasada.

Legure serije EN AW 9xxx :

Serija EN AW 9xxx su legure aluminijuma sa ostalim legirajućim elementima.

Najveći udio na tržištu aluminijuma zauzimaju legure serije 6000 (AlMgSi). Ova grupa legura ima dobru kombinaciju osobina koje su važne za proizvodnju i primjenu. Rezultat je grupa materijala, čija je čvrstoća u opsegu 150-350 MPa, sa dobrom žilavošću i sposobnošću oblikovanja. Mogu se lako presovati. Na primjer legure 6060 i 6063, koje sadrže nizak procenat silicijuma i magnezijuma, presuju se brzinama i do 100 m/min, sa dobrim kvalitetom površine. Profili mogu imati veliku složenost, u kombinaciji sa veoma tankim djelovima poprečnog presjeka i mogu se lijepo anodizirati (eloksirati).

Svaka obrada, bilo da je termička ili mehanička, koju prođe aluminijumska legura ima svoju oznaku. U zavisnosti od oznake legura mora da ima i određena svojstva propisana standardom.

Legure serija: 1xxx, 3xxx i 5xxx se termički ne tretiraju. Čvrstoću postižu kroz hladnu preradu nakon istiskivanja.

Legure serija 2xxx, 6xxx i 7xxx, imaju najveću čvrstoću od svih aluminijumskih legura, gde postižu svoju maksimalnu čvrstoću kroz kontrolisanu toplotnu obradu, nekad na ekstruziji, a nekad u odvojenoj peći.

Tabela 2.1 Oznake za vrstu prerade aluminijuma

F	Fabričko stanje	Ova oznaka se koristi za proizvode koji prolaze hladnu preradu ili toplu preradu i gdje nema specijalne kontrole procesa. proizvod koji ima ovu oznaku nema zahtjevani limit mehaničkih svojstava.
O	Žareno stanje	Ova oznaka se koristi za proizvode koji prođu plastičnu preradu sa ciljem da se obezbjedi najniža čvrstoća.
H	Naponsko ojačanje	Samo za proizvode koji prolaze hladnu preradu u cilju povećanja čvrstoće i tvrdoće.
T	Rastvorno žareno	Ova oznaka se koristi u sistemu legura koje prolaze termičku obradu.

Tabela 2.2 Tipične temperaturne oznake za ekstruziju

0	Potpuno žareno.
T1	Hlađeno sa radne temperature oblikovanja i prirodno stareno.
T2	Hlađeno sa radne temperature oblikovanja, hladno oblikovano i prirodno stareno.
T3	Rastvorno žareno, hladno oblikovano i prirodno stareno.
T4	Rastvorno žareno i prirodno stareno.
T5	Hlađeno sa radne temperature oblikovanja materijala i vještački stareno
T6	Rastvorno žareno i vještački stareno.
T7	Rastvorno žareno i prirodno stareno.
T8	Rastvorno žareno, hladno oblikovano i vještački stareno.
T9	Hlađeno sa temperature oblikovanja, hladno oblikovano i vještački stareno.

2.4 Ekstrudiranje aluminijuma

Ekstrudirani proizvodi čine više od 30% tržišta aluminijumskih proizvoda u Evropi, od čega se najveći dio troši u građevinskoj industriji. Aluminijumski profili se koriste na poslovnim i stambenim zgradama za prozore i vrata, montažne građevinske konstrukcije, konstrukcije krovova i nadstrešnica, pregradne zidove, štandove itd. Dalje, profili se koriste i u masovnom transportu: za trupove aviona, drumska i željeznička vozila kao i u pomorskom transportu.

Ekstruzijom se naziva proces u kome se zagrijan cilindričan komad aluminijuma gura kroz oblikovanu matricu. Formirani profil se može koristiti u dugačkim komadima ili isječen na kraće komade, za primenu u građevinarstvu, auto ili mašinskoj industriji. Takođe, ekstrudirani proizvodi se mogu koristiti kao polazni elementi za vučene šipke, hladno presovane ili kovane proizvode. Proces ekstrudiranja aluminijumskih profila se vrši na hidrauličnim presama različitih snaga. U kontejner prese se unosi aluminijum zagrijan na 500 C, nešto ispod tačke testastog stanja. Ova zagrijana masa istiskuje se pod pritiskom kroz specijalne alate. Istisnuti aluminijumski profil se naglo hladi vazduhom i očvršćava. Za svaki aluminijumski profil koji želimo da ekstrudiramo na izlazu prese postavljamo odgovarajuću matricu – alat za ekstruziju (slika 2.1). Ekstruder troši 2 MW/h energije. Tokom procesa ekstruzije temperatura je između 480° C i 510° C. Ne dostiže se temperatura topljenja aluminijuma pa nema emisije štetnih gasova.



Slika 2.1 Matrice za ekstruziju aluminijuma

Fleksibilnost u izradi profila pogodnih oblika uveliko eliminiše nedostatke aluminijuma u pogledu smanjenog modula elastičnosti u odnosu na čelik. Tako se identična nosivost, izborom pogodnog geometrijskog oblika, može postići sa uštedom i do 50% na težini elementa. Uz malo veće troškove za složeniju matricu dobija se oblik

profila koji ima bolju torzionu čvrstoću. Ono što kod čelične grede zahtjeva dodatnu mašinsku obradu - kod aluminijumske se postiže samo modifikacijom matrice, i to je još jedan razlog više za korišćenje aluminijuma, na primjer kod izrade kabl-kanala za postavljanje instalacija, kanala za odvod vode, nazubljenih lajsni protiv klizanja itd.

2.5 Mehanička svojstva materijala

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

Kriva za aluminijum ukazuje na postepenu plastifikaciju materijala, zaobljena je, bez jasno izražene granice razvlačenja i sa malom vrijednosti napona na granici proporcionalnosti. Step en zaobljenja krive zavisi od vrste i procenta zastupljenosti legirajućih elemenata u aluminijumu i termičke obrade materijala.

Veza između napona (σ) i dilatacija (ϵ) se analitički opisuje u funkciji sledećih parametara, slika 2.2:

$f_{0,2}$ (f_0) - konvencionalna granica razvlačenja, vrednost napona koji odgovara trajnoj plastičnoj dilataciji od 0,2%;

f_u - čvrstoća pri zatezanju.

Kapacitet nosivosti centrično pritisnutih elemenata i elemenata opterećenih na savijanje najčešće zavisi od vrijednosti 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 - tangentni modul definiše nagib krive napon - dilatacija, odnosno nagib tangente na krivu za određenu vrednost napona u neelastičnoj oblasti u odnosu na apscisu.

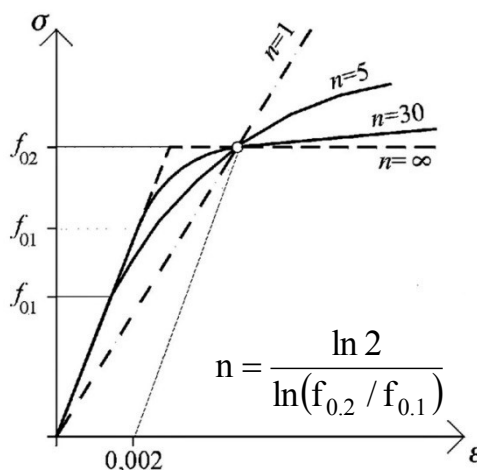
$E_{0,2}$ - tangentni modul elastičnosti koji odgovara konvencionalnoj granici razvlačenja

n - koeficijenti nelinearnosti koji definišu stepen zakrivljenosti krive u odgovarajućim oblastima naprezanja.

2.5.1 Analitički modeli nelinearne veze između napona i dilatacija

Prva istraživanja veze između napona i dilatacija kod nelinearnih materijala datiraju od početka ovog vijeka, a Ramberg i Ozgud (1943) [7] daju prvu matematičku interpretaciju veze između napona i dilatacija kod materijala sa iskazanom nelinearnosti. Dati izraz predstavlja osnovu svim kasnijim analizama u pokušajima za što realnijom interpretacijom materijalne nelinearnosti aluminijuma i njegovih legura.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0,002 \left(\frac{\sigma}{f_{0.2}} \right)^n \quad n = \frac{\log 2}{\log \frac{f_{0.1}}{f_{0.2}}} \quad (2.1)$$



Slika 2.2 Oblik dijagrama $\sigma - \varepsilon$ u zavisnosti od koeficijenta nelinearnosti n (Ramberg - Ozgud) [7]

Primeri proračunskih krivih napon - dilatacija ($\sigma - \varepsilon$) za modele proračuna

1) bilinearni model (slika 2.3a)

Vrijednosti napona u zavisnosti od vrijednosti dilatacija su:

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad \text{za } 0 < \varepsilon \leq \varepsilon_p \quad (2.2)$$

$$\sigma = f_p + E_1(\varepsilon - \varepsilon_p) \quad \text{za } \varepsilon_p < \varepsilon \leq \varepsilon_{\max} \quad (2.3)$$

gdje su:

f_p - konvencionalna elastična granica proporcionalnosti, odgovara f_0

ε_p - vrijednost dilatacije koja odgovara $f_p(f_0)$, $\varepsilon_p = f_0/E$

$f_{\max}$ - maksimalna nosivost, odgovara f_u

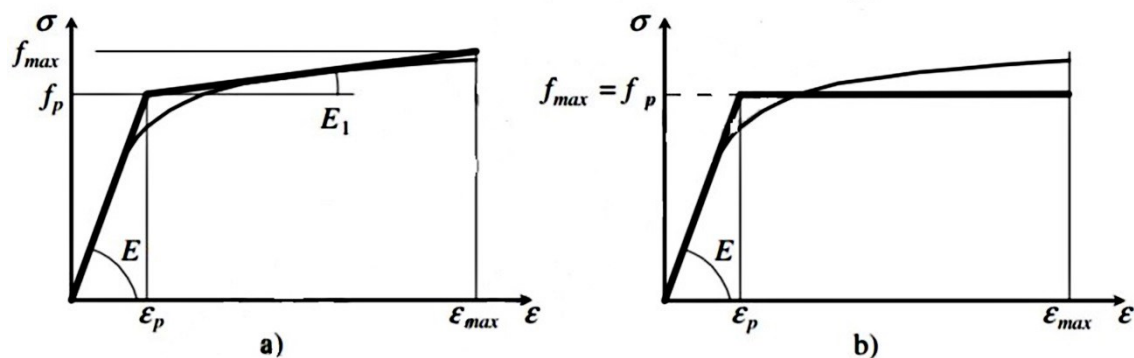
$\varepsilon_{\max}$ - vrijednost dilatacije koja odgovara $f_{\max}$, $\varepsilon_{\max} = 0,5\varepsilon_u$

ε_u - nominalna vrijednost granične dilatacije

E - početni modul elastičnosti

E_1 - tangentni modul elastičnosti, $E_1 = (f_u - f_0)/(0,5\varepsilon_u - \varepsilon_p)$

U slučaju da se prepostavi "elastičan - idealno plastičan" model dijagrama $\sigma - \varepsilon$, dijagram izgleda kao na slici 2.3b. Do granice f_p materijal je idealno elastičan, a zatim do granice $\varepsilon_{\max}$ je idealno plastičan sa konstantnim naponom $f_{\max} = f_p$ jer je $E_1 = 0$.



Slika 2.3 Bi-linearni oblik dijagrama $\sigma - \varepsilon$

2) trilinearni model (slika 2.4)

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad \text{za } 0 < \varepsilon \leq \varepsilon_p \quad (2.4)$$

$$\sigma = f_p + E_1(\varepsilon - \varepsilon_p) \quad \text{za } \varepsilon_p < \varepsilon \leq \varepsilon_e \quad (2.5)$$

$$\sigma = f_e + E_2(\varepsilon - \varepsilon_e) \quad \text{za } \varepsilon_e < \varepsilon \leq \varepsilon_{\max} \quad (2.6)$$

gdje su:

f_p - granica proporcionalnosti, odgovara $f_{0,01}$

f_e - granica elastičnosti, odgovara $f_{0,2}$

ε_p - vrijednost dilatacije koja odgovara f_p

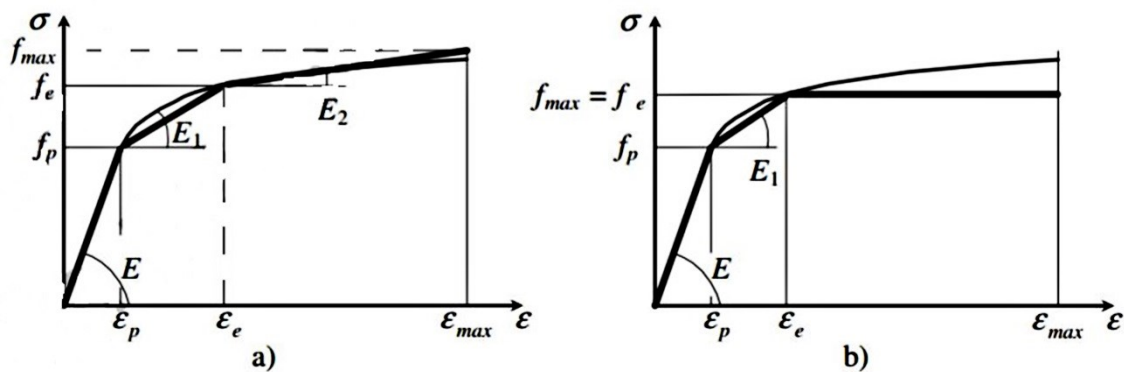
ε_e - vrijednost dilatacije koja odgovara f_e

$\varepsilon_{\max}$ - vrijednost dilatacije koja odgovara $f_{\max}$

E - početni modul elastičnosti

E_1 - prvi tangentni modul elastičnosti

E_2 - drugi tangentni modul elastičnosti

Slika 2.4 Tri-linearni oblik dijagrama $\sigma - \varepsilon$

U slučaju da se pretpostavi "idealno plastičan" model dijagrama $\sigma - \varepsilon$, dijagram izgleda kao na slici 2.4b. Do granice f_e materijal je elastičan, a zatim do granice $\varepsilon_{\max}$ je idealno plastičan sa konstantnim naponom $f_{\max} = f_e$ jer je $E_2 = 0$.

Stvarne (true) napone dobijamo uzimajući u obzir smanjenje površine poprečnog preseka pri istezanju

$$\varepsilon_{0,2,\text{true}} = \ln(1 + \varepsilon_{\text{eng}}) \quad (2.7)$$

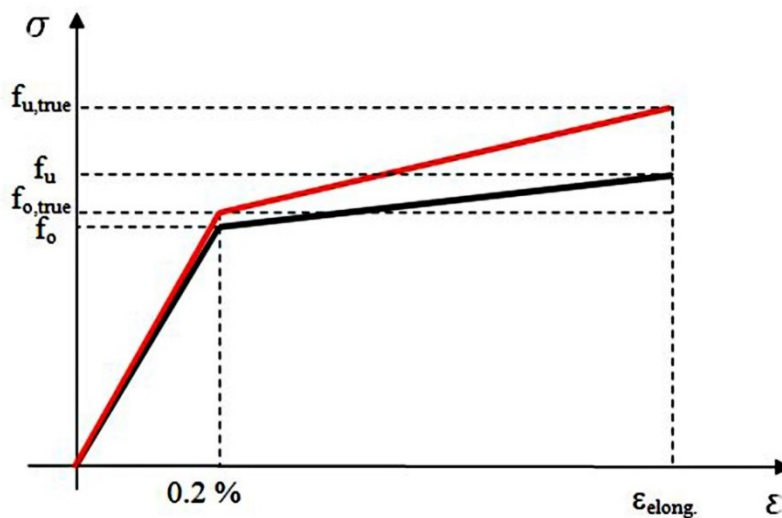
$$\varepsilon_{\text{elong, true}} = \ln(1 + \varepsilon_{\text{elong}}) \quad (2.8)$$

Stvarni napon je jednak:

$$f_{i,\text{true}} = f_{i,\text{eng}}(1 + \varepsilon_{i,\text{eng}}) \quad (2.9)$$

Tangentni modul je jednak:

$$E_t = (f_{u,\text{true}} - f_{o,\text{true}}) / (\varepsilon_{\text{elong, true}} - \varepsilon_{0,2,\text{true}}) \quad (2.10)$$

Slika 2.5 Radni i stvarni oblik dijagrama $\sigma - \varepsilon$

2.6 Zavarivanje aluminijuma

Najznačajniji postupci zavarivanja aluminijuma su: lučno zavarivanje pomoću elektrode od volframa zaštićeno gasom TIG (*Tungsten Inert Gas*), lučno zavarivanje pomoću topive elektrode zaštićeno gasom MIG (*Metal Inert Gas*), lasersko zavarivanje i zavarivanje trenjem (FS) [8]. Najviše su u upotrebi TIG i MIG metoda zavarivanja.

Kako aluminijum ima veliku provodljivost toplote, odnosno odvođenje toplote, iako je tačka topljenja niska (oko 660°C) potrebna je velika toplota za topljenje legure. Unošenjem temperature u osnovni materijal poništavaju se neke od obrada kroz koje je prošla legura. To dovodi do promjene svojstava aluminijuma u blizini šava. Ta promjena se manifestuje u formiranju zone smanjene nosivosti u okolini šava HAZ (Heat Affected Zone) ili prevedeno ZUT (zona uticaja toplote). Smanjena nosivost poprečnog presjeka u ovoj zoni je i jedan od razloga da se mehanička spojna sredstva više koriste u aluminijumskim konstrukcijama [1].

Zavarivanje trenjem sa mješanjem (FSW) je postupak frikcionog zavarivanja koji se koristi za spajanje limova. Pronalazak ovog postupka omogućio je zavarivanje trenjem limova većih debljina, od različitih materijala, u svim mogućim međusobnim položajima i u svim oblicima zavarenog spoja. Međutim, i kod ove savremenije vrste zavarivanja pojavljuju se problemi u okolini šava, odnosno u zoni uticaja toplote. Veličina zone uticaja toplote zavisi od metode zavarivanja, debljine elementa, vrste i stanja legure.

U radu iz 1983. godine M. H. Scott i M. F. Gittos [9] ispituju na zatezanje i žilavost lučno zavarene aluminijumske legure EN AW 5083 i EN AW 6082. Kvalitet zavarenog spoja zavisi i od primenjenog dodatnog materijala. Ispitivane su ploče debljine 13 i 3 mm. Ustanovljeno je da su kod legure EN AW 5083 zadovoljavajuća nosivost u odnosu na osnovni materijal na zatezanje i žilavost, dok kod legure EN AW 6082 se javlja smanjenje zatezne nosivosti a povećanje žilavosti. Vještačkim starenjem povećava se čvrstoća na zatezanje a smanjuje žilavost legure.

Anizahyati Alisibramulisi [10] u svojoj doktorskoj disertaciji 2013. godine analizira pet različitih legura vrste 6xxx sa dva stanja T4 i T6. Istraživanja su izvršena eksperimentalno i numerički. Numerički su modelirani način zavarivanja, mikrostruktura modela i nelinearni mehanički model.

Tin Wang [11] 2006. godine, u svojim istraživanjima ispituje zavarene spojeve tankozidnih aluminijumskih elemenata. U radu je definisan jednostavni analitički postupak za proračun mehaničkog odgovora zavarenog aluminijumskog lima pri jednoosnom zatezanju. Ispitivanja su vršena na leguri EN AW 6082-T6.

Christina Breivik [12] 2013. godine ispituje leguru EN AW 6082-T6 u cilju boljeg razumevanja promjene mehaničkih osobina legure prilikom gasnog zavarivanja i zavarivanja trenjem (FSW). Zaključuje se da zona uticaja toplote ZUT predstavlja veliki problem i kod gasnog i kod frikcionog zavarivanja. Ispitivanja su pokazala da su kod frikcionog zavarivanja (FSW) širina ZUT-a i pad nosivosti manji nego kod gasnog zavarivanja. Konstatuje se da spojevi zavareni trenjem FSW imaju bolje mehaničke osobine i veću nosivost od spojeva zavarenih gasnim zavarivanjem.

2.7 Omekšanje aluminijuma u zoni uticaja toplote (ZUT)

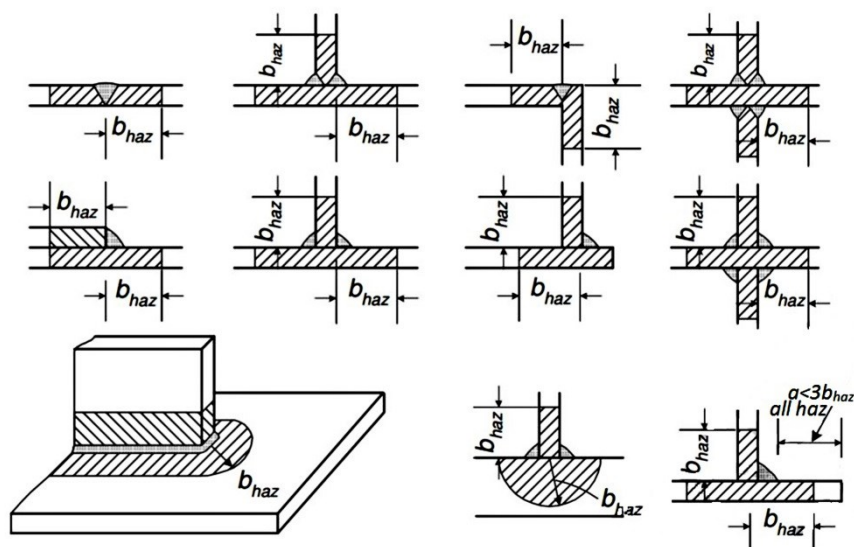
Usled zavarivanja Al-legura dolazi do smanjenja mehaničkih svojstava materijala u zoni uticaja toplote (ZUT). Koliki je uticaj zavisi od vrste Al-legure i primenjenog postupka zavarivanja. Za proračun svojstava osnovnog materijala uvode se redukcionni koeficijenti.

$$\rho_{o,haz} = \frac{f_{o,haz}}{f_o} \quad (2.11)$$

$$\rho_{u,haz} = \frac{f_{u,haz}}{f_u} \quad (2.12)$$

Uticaj zavarivanja je veći za granicu proporcionalnosti (f_o) nego na zateznu čvrstoću aluminijumske legure (f_u).

Širina zone uticaja toplote prema EN 1999-1-1 [6] je definisana u zavisnosti od primenjenog načina zavarivanja. Na slici 2.6 dato je prostiranje zone uticaja toplote u zavisnosti od položaja šava i međusobnog položaja elemenata koji se zavaruju. Takođe, širina zone uticaja toplote je definisana u zavisnosti od debljine osnovnog materijala i primjenjenog načina zavarivanja. Za MIG i TIG vrstu zavativanja širine zone zavarivanja u zavisnosti od debljine osnovnog materijala su date u tabeli 2.3.

Slika 2.6 Položaj zone b_{haz} pri zavarivanju dva elementa (prema EN 1999-1-1 [6])Tabela 2.3 Vrednost b_{haz} u zavisnosti od debljine elementa i vrste zavarivanja

Debljina elementa t (mm)	MIG	TIG
	b_{haz} (mm)	b_{haz} (mm)
$0 < t \leq 6$	20	30
$6 < t \leq 12$	30	30 (do 35)
$12 < t \leq 25$	35	35 (do 40)
$t > 25$	40	40 (do 50)

2.8 Dosadašnja istraživanja nosivost i stabilnosti aluminijumskih elemenata

Aluminijum ima relativno mali modul elastičnosti, pa su elementi od aluminijumskih legura u odnosu na čelične, skloniji lokalnom i globalnom gubitku stabilnosti i podložni su raznim oblicima izbočavanja i izvijanja. Pored pitanja stabilnosti kod aluminijuma je izražena značajna promena svojstava materijala u području zavarivanja (Zona uticaja toplote - ZUT). Kako aluminijum nema jasno izraženu granicu razvlačenja, a pri tom je osjetljiv na razne oblike izvijanja i izbočavanja, velika je važnost istraživanja koja se bave lokalnom i globalnom stabilnosti konstrukcije. Takođe smanjenje nosivosti u zoni zavarivanja može

prouzrokovati lokalni gubitak nosivosti ili dodatno otežati problem opisa gubitka stabilnosti.

2.8.1 Stabilnost elemenata konstrukcije

Prva istraživanja datiraju od početka prošlog vijeka (C. Grard 1920 [13]), a Ramberg i Osgud [7], 1943. godine daju prvu matematičku interpretaciju veze između napona i dilatacija kod materijala sa iskazanom nelinearnosti. Dati izraz predstavlja osnovu svim kasnijim analizama u pokušajima za što realnijom interpretacijom materijalne nelinearnosti aluminijuma i njegovih legura.

Sa svojstvom elastoplastičnog ponašanja, bez jasno izražene granice razvlačenja, sa naglašenim očvršćivanjem, gubitak stabilnosti aluminijumskih legura se u većini slučajeva događa u nelinearnom području i teže ga je proračunski definisati (Goncalves, Camotim, 2004 [14]).

Uticaji na stabilnost i nosivost elementa usled geometrijske nesavršenosti, zaostalih napona, vrste opterećenja i uslova oslanjanja, zajednički su za čelik i aluminijum. Tako da se i metode proračuna aluminijumskih konstrukcija zasnivaju na metodama proračuna čeličnih konstrukcija. Sposobnost izbočavanja se definiše preko efektivne površine presjeka i krivih izbočavanja. Dwight i Moffin [15] su 1982. godine predložili tri krive izbočavanja definišući ih na osnovu toga da li se radi o zavarenom ili nezavarenom elementu, spoljnjem ili unutrašnjem elementu.

U parametarskoj analizi koju su sprovedi Landolfo i Mazzolani [16] 1997. godine ispitivani su neki oblici zatvorenih i otvorenih poprečnih preseka (kutijasti, omega, i C profili raznih odnosa dimenzija) primenom različitih, do tada poznatih, metoda proračuna.

Numeričko i eksperimentalno istraživanje kvadratnih tankozidnih profila iz serije 6xxx izvodili su Hopperstad, Langseth i Hanssen [17] takođe 1997. godine. Mazzolani i Piluso [18] 1997. godine ispituju izbočavanje kvadratnih poprečnih preseka od legure EN AW-6060-T6 i opisuju korake poluempirijske metode procjene rotacijske sposobnosti elemenata.

Opsežna istraživanja u kojima je ispitivan veliki broj uzoraka predstavio je J. Mennik [19] 2002. godine. Razvijen je proračunski model kojim je obuhvaćeno lokalno izbočavanje tako da je postignuto visoko slaganje eksperimentalnih i proračunskim modeliranjem dobijenih rezultata.

Interakciju distorzijskog i lokalnog izbočavanja proučavali su u svojim radovima i Kutanova, Pekoz i Soetens [20], 2009. i 2010. godine. Deo istraživanja je bila i provjera Mennik-ovog proračunskog modela za predviđanje izbočavanja koji je i potvrđen.

Bitan uticaj lokalne vitkosti i uticaj očvršćavanja materijala na mogućnost rotacije presjeka konstatovali su De Matteis, Landolfo, Manganiello i Mazzolani [21], 2004. godine, ispitujući I - presjek od legura EN AW 6082-T4 i EN AW 6082-T6 izložen nejednakom savijanju.

Istraživanja su vezana i za usvajanje Evrokoda 9, gde su procjenjivani uticaji geometrijskih i strukturnih nesavršenosti na mogućnost izbočavanja i rotacijsku sposobnost elementa, pa zatim ustanovljavane razlike u odnosu na čelične elemente. Ta istraživanja su sprovodili Mazzolani i Mandara [22] (2004. godine), Manganiello, De Matteis i Landolfo [23] (2006. godine).

Stabilnost aluminijumskih elemenata sa ukrućenjima, ispitali su Qilin, Hailini i Yage [24] 2010. godine i istakli njihovu važnost za smanjenje izbočavanja.

Probleme vezane za stabilnost aluminijumskih elemenata pokušavali su da riješe dodatnim punjenjem pjenom tih aluminijumskih profila Hanssen, Hopperstad i Langseth [25], 1999. godine ili lijepljenjem polimera ojačanih ugljeničnim vlaknima. Slična ispitivanja su izvršili 2011. godine Wu, Zhao i Duan [26], a zatim i Zahurul Islam i Young [27] 2012. godine.

Izbočavanje betonom napunjenih aluminijumskih stubova proučavali su Zhou i Young [28] 2008. godine - za kvadratne i pravougaone aluminijumske stubove punjene betonom, 2009. godine - za kružne šuplje aluminijumske stubove punjene betonom [29].

Proučavanje globalnih gubitaka stabilnosti uglavnom je istraživano na dvostruko simetričnim zatvorenim profilima. Najranija istraživanja sprovedena su na kružnim šupljim profilima. Sažetak dotadašnjih istraživanja aluminijumskih elemenata opterećenih na pritisak i savijanje dao je F. M. Mazzolani [30] (1994 godine).

Zhu i Jong [31] su 2006. godine ispitali kružne šuplje profile na izvijanje i bočno-torziono izvijanje pri pritisku (33 uzorka), pri pritisku i savijanju (12 uzoraka) i pri savijanju (2 uzorka), izrađenih od legure EN AW-6063-T5 i EN AW-6061-T6. Takođe, Zhu i Jong [32] su 2006. ispitali pravougaone i kvadratne šuplje profile. Izvršena je uporedna analiza eksperimentalno dobijenih rezultata sa

rezultatima prema američkim, australijskim i evropskim normama za aluminijumske konstrukcije.

Elementi sa složenim poprečnim presjecima nisu ispitivani. Jednostruko simetrični T presjek ispitivao je S. Edlund [33] u svom doktrskom radu 2000. godine. Za eksperiment je koristio leguru EN AW 6082-T6, a istraživao je izvijanje i bočno-torziono izvijanje, kao i uticaj zavarivanja. Upoređivanjem rezultata istraživanja sa važećim normama u svijetu ustanovljeno je da je većina normi prilagođena prije svega dvostruko simetričnim I i H presjecima, zatim kružnim, pravougaonim i kvadratnim šupljim presjecima.

2.8.2 Veze elemenata u aluminijumskim konstrukcijama

Veze u opštem slučaju možemo podjeliti na mehaničke veze (zakivci, zavrtnjevi), veze izvedene zavarivanjem i za aluminijum dosta pogodne - nekonvencionalne veze.

Veze ostvarene zakivcima nemaju širu primenu u građevinskim konstrukcijama. Zavarivanje se koristi u izradi kompletne veze u čvoru ili za spoj čvornih limova za osnovnu konstrukciju kod veza ostvarenih zavrtnjevima. Veze u aluminijumskim rešetkastim konstrukcijama se, pored zavarivanja, uglavnom ostvaruju zavrtnjevima: bilo čeličnim, bilo aluminijumskim. Prilikom korišćenja čeličnih zavrtnjeva potrebno je voditi računa o kontaktnoj koroziji na spoju aluminijuma i čelika. Specifičan (u čeličnim konstrukcijama dosta korišćen) način spoja dva elementa je veza sa čeonom pločom (*end plate*). Čeona ploča se zavarivanjem spaja za element konstrukcije, a dva elementa se spajaju zavrtnjevima preko čeonih ploča na svojim krajevima.

De Matteis, Mandara i Mazzolani [34], 1999. godine vrše prve analize i ispituju ponašanje veze spojene pomoću čeone ploče. Proračun se sprovodi izdvajanjem T-stuba i njegovom analizom. Analiza je sprovedena pomoću metode konačnih elemenata nelinearnom analizom. Postupak je precizno kalibrisan na osnovu nekih postojećih eksperimentalnih istraživanja. Data je analiza mehanizma loma T-stuba u zavisnosti od vrste zavrtnjeva i položaja zavrtnja u vezi. Oni dolaze do zaključka da mehanizam loma ovakvih veza u konstrukcijama od aluminijuma nije lako predvidiv kao u slučaju veze sa elementima od čelika i zaključuju da je potrebno detaljnije i što više istražiti ovu materiju koristeći različite vrste zavrtnjeva, geometrije veze i kvaliteta osnovnog materijala.

Ispitivanje T-stuba sprovodili su još De Matteis, Della Corte, Mandara i Mazzolani [35], 2004. godine.

De Matteis, Brescia, Formisano i Mazzolani [36] ispituju T-stub u zavarenoj izradi 2009. godine. Na numeričkom modelu analiziran je T-stub izložen konstantnom zateznom opterećenju. Spoj dvije čelone ploče je sa zavrtanjima, a sam T-stub je sastavljen od dvije međusobno zavarene ploče od aluminijuma.

De Matteis, Naqash i Brando [37] 2011. godine nastavljaju prethodna istraživanja sa različitim karakteristikama i tipovima zavrtanjeva, da bi se analizirali svi mogući mehanizmi loma. Ispitivanja su vršena na 43 modela. Dobijeni rezultati pažljivo su analizirani kako bi se provjerila pouzdanost metoda preporučenih u EN 1999 - Evropskom standardu za aluminijumske konstrukcije. Posebno je analizirana definicija "efektivne dužine" za aluminijumski T-stub. Dobijeni su zanimljivi rezultati koji bi trebali da budu implementirani u budućim izdanjima normi i standarda koji se bave aluminijumskim konstrukcijama.

2.8.3 Nekonvencionalne veze ("special joints" ili "non-conventional joints") za aluminijumske elemente

Prednosti ekstrudiranja mogu biti iskorišćena i u formiranju racionalne veze između elemenata konstrukcije. Istiskivanjem se mogu dobiti polu šuplji elementi i djelovi u koje se mogu direktno postavljati mehanička spojna sredstva. Ekstrudirani oblici sa specijalnim ispupčenjima mogu se koristiti za spajanje elemenata bez upotrebe spojnih sredstava. Ovakve vrste veza su poznate kao specijalne veze ili nekonvencionalne veze aluminijumskih elemenata.

Specijalne veze su vrlo konkurentne u odnosu na konvencionalne jer omogućuju laku i brzu izradu, smanjen utrošak materijala i obrade. Glavna prednost je u optimizaciji osnovnog materijala, sa smanjenom potrebom za dodatnim veznim elementima. Nekonvencionalne veze su posebno zastupljene u konstrukcijama na koje djeluje srednje i nisko opterećenje kao što su fasade, konstrukcije za solarne panele, vrata i prozore. U posljednje vrijeme se koriste u konstrukcijama stepeništa, pješačkih mostova, regala.

Ovom problematikom se bavio V. Macillo [38] 2013. godine u doktorskoj disertaciji, a prije toga je značajan rad M. Hellgren-a [39] iz 1996. godine.

U narednom periodu se očekuje veći broj istraživanja na ovu temu, jer je potreba tržišta sve veća, a očekuje se i da se prevaziđe problem nedostatka standarda i normi za ovakve vrste veza.

2.9 Legura EN AW 6082 -T6

Legura EN AW 6082-T6 je jedna od najčešće korišćenih termički obrađenih legura aluminijuma. To je legura velike čvrstoće, dostupna u raznim oblicima: ekstrudirani profili i cijevi, ploče, limovi za kovanje i dr. Izbor ove legure za konstrukcije se zasniva na njenim povoljnim osobinama a to su: visoka čvrstoća posle termičke obrade, dobra otpornost na koroziju i dobra zavarljivost bilo TIG ili MIG postupkom. Uticaj omekšavanja usled zavarivanja se mora uzimati u obzir. Hemijski sastav legure EN AW 6082-T6 je dat u tabeli 2.4, a mehaničke osobine legure u tabeli 2.5.

Tabela 2.4 Hemijski sastav legure EN AW 6082-T6

HEMIJSKI SASTAV /Chemical composition/ EN AW 6082-T6

Standard	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Ni	Zn	V	Ti	Ostalo /Rest/
EN 573 - 3	0,7÷1,3	0,50	0,10	0,40	0,6÷1,2	0,25	-	0,20	-	0,10	

Tabela 2.5 Fizičko mehaničke osobine legure EN AW 6082-T6

MEHANIČKE OSOBINE /Mechanical characteristics/

Legura /Aloy/ Stanje /Temper/ Deb. zida (Wall)	Standard	f_u Mpa	f_o Mpa	A %	A50 %	HB ~
EN AW6082	T6	≤ 5	290	8	6	95
		$5 < t \leq 25$	310	10	8	

3

Opšte o zavarenim rešetkastim konstrukcijama od aluminijumskih profila

Rešetkaste konstrukcije se vrlo često izrađuju i pogodne su za korišćenje aluminijuma kao konstruktivnog materijala. Svi prethodno navedeni problemi u nosivosti aluminijumskih konstrukcija se manifestuju pri izradi aluminijumske rešetkaste konstrukcije i na njih treba usmjeriti pažnju. To su pitanja granične nosivosti zategnutih i pritisnutih elemenata, lokalno i globalno izvijanje, konstrukcija veza između elemenata rešetke, uticaj toplote pri zavarivanju na nosivost elemenata konstrukcije. Za elemente rešetkaste konstrukcije od šupljih profila koriste se:

- Kružni šuplji profili, eng. circular hollow sections (CHS),
- Pravougaoni šuplji profili, eng. rectangular hollow sections (RHS) i
- Kvadratni šuplji profili, eng. square hollow sections (SHS).

Kružni cjevasti profili se sve više koriste u izgradnji rešetkastih konstrukcija. Odlične osobine kružni profil pruža u pogledu nosivosti na pritisak, savijanje i uvijanje. Takođe, kružni oblik je neprevaziđen u pružanju otpora dejstvu vjetra i talasa. Zahvalan je oblik koji daje velike mogućnosti atraktivnog arhitektonskog oblikovanja. Kako nema oštrih ivica, kružni profili se bolje koroziono zaštićuju i trajnija je nanesena zaštita. Kružni oblik daje mogućnost direktnog spajanja profila međusobno tako da se omogućuje izrada lakih i elegantnih konstrukcija koje su i ekonomski isplativije od konstrukcija sa otvorenim profilima.

Način formiranja rešetkastih konstrukcija, detalji spajanja elemenata međusobno kao i metode proračuna kod aluminijumskih rešetkastih konstrukcija, su bazirani na postupcima iz standarda i pravilnika za rešetkaste konstrukcije od čeličnih profila. Naime, Evropski standard za proračun aluminijumskih konstrukcija EN 1999-1-1 [6] nije posebno tretirao proračunsku nosivost veza u čvorovima rešetkastih konstrukcija od aluminijumskih profila u zavarenoj izradi. U nedostatku tih standarda, u ovoj disertaciji, pokušano je da se izrazi koji su dati u standardu za veze elemenata kod čelične

konstrukcije EN 1993-1-8 [5] iskoriste i prilagode za korišćenje u proračunu veza kod rešetkastih aluminijumskih konstrukcija. U oblasti veza u čvorovima rešetkaste konstrukcije od aluminijuma nema dostupnih istraživanja koja se bave tom tematikom, tako da su se istraživanja bazirala na analizama i metodama koje su sprovedene za veze u čvorovima kod čeličnih rešetkastih konstrukcija.

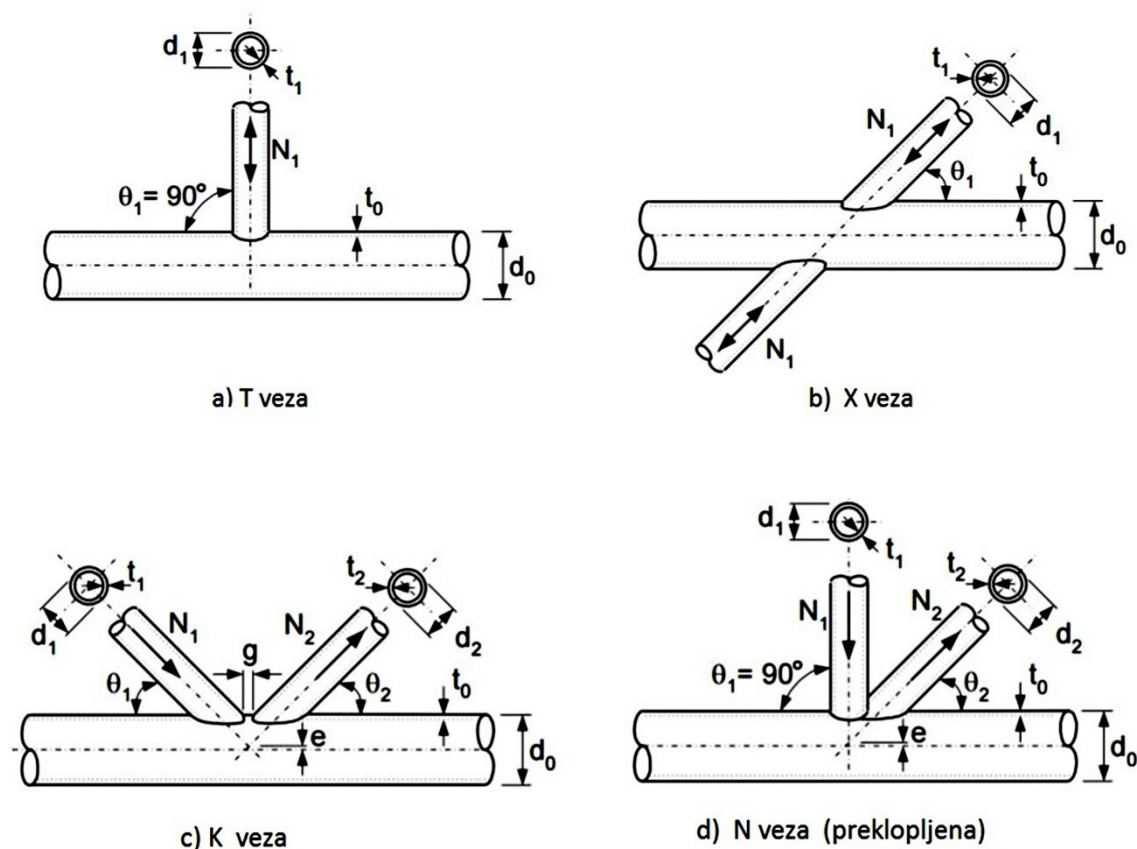
3.1 Rešetkaste konstrukcije od CHS profila

Rešetkaste konstrukcije od šupljih okruglih profila su popularna alternativa rešetkastim konstrukcijama od otvorenih punih profila. Prednosti se ogledaju u čistim linijama, glatkim površinama i mogućnosti estetskog oblikovanja. Konstrukcije sa međusobno zavarenim štapovima tu zauzimaju posebno mjesto. Izuzetno su povoljne osobine po pitanju nosivosti koje se ogledaju u velikoj otpornosti na izvijanje, jer za razliku od otvorenih profila ne postoje jače i slabije ose. Što se tiče cijene izvođenja, rešetkaste konstrukcije od CHS profila su skuplje za izradu, ali gledajući sve faktore koji utiču na određivanje dimenzija elemenata rešetkaste konstrukcije, sumarno su isplativije od otvorenih valjanih profila. Naime, zahvaljujući idealnom poprečnom presjeku, postiže se veliko smanjenje količine materijala kod pritisnutih štapova, čije učešće u ukupnoj konstrukciji se kreće oko 50%. Smanjena težina dovodi i do smanjenja transportnih troškova i troškova održavanja kao i smanjenja temelja za konstrukciju. Smanjena površina profila dovodi do smanjenja troškova korozijske zaštite i održavanja konstrukcije. Svojim oblikom CHS profili smanjuju opterećenje na konstrukciju od dejstva vjetrova i smanjuju pritisak na udar vode. Takođe, torziona otpornost zatvorenih profila je oko 200 puta veća nego kod drugih, po masi identičnih, otvorenih profila [40].

Najjednostavniji način povezivanja elemenata rešetkaste konstrukcije od okruglih cijevastih profila je direktno zavarivanje štapova ispune za pojasne štapove. Pored ove postoje i veze sa zavarenim čvornim limom na pojasnom štapu, što daje mogućnost korišćenja i zavrtnjeva za vezu u čvoru rešetke.

3.2 Veze u čvorovima rešetkastih zavarenih konstrukcija

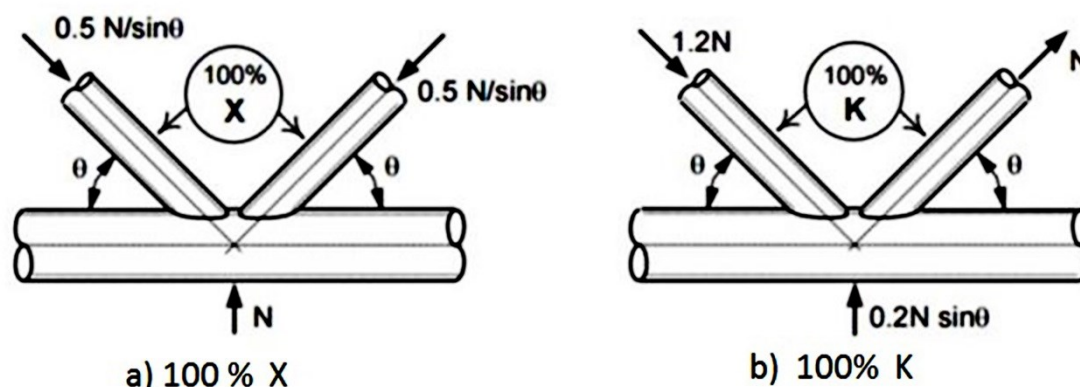
Zavareni štapovi u čvoru mogu zauzimati međusobno razne položaje prema čemu su i dobili ime. T, X, K i N veze su preovlađujuće veze u čvorovima ravanskih rešetki (slika 3.1). Međutim, vizuelni izgled veze ne određuje prema kom tipu veze se računa nosivost pojedinog štapa u čvoru, već je to distribucija sila u čvoru rešetke. Primjer takve veze je dat na slici 3.2 gdje se za vizuelno isti čvor proračun nosivosti veze sasvim drugačije računa, u zavisnosti od vrednosti sila u čvoru rešetke. Jednom se proračun sprovodi kao za X vezu u čvoru (slika 3.2a) a jednom kao za K vezu u čvoru rešetke (slika 3.2b).



Slika 3.1 Vrste veza u zavarenom čvoru ravanske rešetke od CHS profila, prilagođeno prema [40]

Štapovi u čvoru mogu biti centrisani ili sa pozitivnim ili negativnim ekscentricitetom. Ekscentricitet K veze na slici 3.1c je negativan. Dopušteni ekscentricitet prema EN i CIDECT se kreće u granicama $-0,55d_0 < e < 0,25d_0$.

Štapovi u čvoru mogu biti razmaknuti i to su veze u čvoru sa razmakom (eng. gap joint), ili mogu biti preklopljene veze u čvoru rešetke (eng. overlap joint).



Slika 3.2 Vrsta veze u čvoru na osnovu distribucije sile u čvoru [40]

3.3 Oblici loma (Modes of failure) i analitički model loma kod veza od CHS profila

Najjednostavnije i najčistije rješenje čvorova u rešetkastim konstrukcijama je direktno zavarivanje štapova ispune za neprekinuti pojasni štap. Međutim, zbog nelinearne raspodjele krutosti (non-linear stiffness distribution) duž spoja među štapovima, proračun nosivosti je prilično složen. Izrazi za proračunsku nosivost su polu-empirijski, izvedeni na osnovu pojednostavljenih analitičkih modela (slika 3.3), kombinovanih sa eksperimentalnom analizom.

Prema [40] mogući režimi loma (failure modes) kod zavarenih CHS čvorova su: lom elemenata ispune (brace failure), lom šava (weld failure), lamelarno cijepanje (lamellar tearing), plastifikacija pojasnog štapa (chord plastification), lom usled kidanja smicanjem pojasa (chord punching shear failure), lom izbočavanjem pojasa (chord local buckling) i lom smicanjem pojasa (chord shear failure).

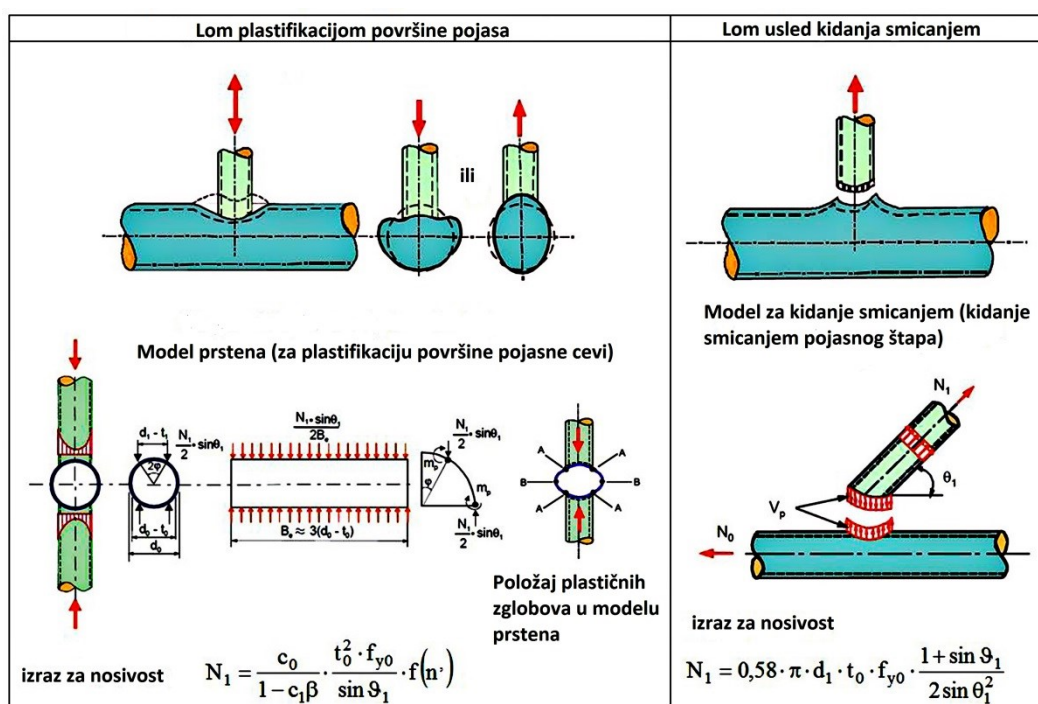
Ako se poštuju preporuke i ograničenja (slika 5) koja su predložena u [40,41] eliminiše se mogućnost dešavanja određenih oblika loma. Izborom veličine šava eliminišemo mogućnost pucanja šava a izborom odnosa debljina d/t izbjegava se lokalno izvijanje i sl. Poštovanjem preporuka, moguće oblike loma svodimo na dva slučaja:

- lom plastifikacijom površine pojasne cevi,
- lom usled kidanja smicanjem.

Za određivanje formula za proračunsku nosivost za pojedine oblike loma koristimo pojednostavljeni analitički model (analytical model). U zavisnosti od oblika loma imamo dva analitička modela:

- Model prstena (Ring model), koji se koristi za lom plastifikacijom površine pojasnog štapa.
- Model za kidanje smicanjem (Punching shear model), koji se koristi za lom usled kidanja smicanjem pojasnog štapa.

Oblici loma, analitički modeli i formule za određivanje proračunske nosivosti su prikazani na slici 3.3.



Slika 3.3 Oblici loma, analitički model i izrazi za nosivost, prilagođeno prema [40]

U opštm obliku izraz za plastifikaciju pojasnog štapa je data kao

$$N_1 = f(\beta)f(\gamma)f(g') \cdot \frac{f_{y0} \cdot t_0^2}{\sin \vartheta_1} \cdot f(n') \quad (3.1)$$

gde su funkcije $f(\beta)$, $f(\gamma)$ i $f(g')$ zavisne od geometrije štapova u čvoru, a $f(n')$ je funkcija zavisna od napona u pojasnom štapu.

CIDECT (Comité International pour le Développement et l'Étude de la Construction Tubulaire) [41], daje izraz za proračun T, X, Y i K veza u čvorovima rešetkastih konstrukcija:

$$N_i^* = Q_u Q_f \frac{f_{y0} \cdot t_0^2}{\sin \vartheta_1} \quad (3.2)$$

gdje je $Q_u = f(\beta)$, $f(\gamma)$, $f(g)$ a $Q_f = f(n)$, gdje je n odnos maksimalnog napona u pojasnom štapu prema granici razvlačenja osnovnog materijala.

Evropski standard za čelične konstrukcije EN 1993-1-8 [5] daje slične analitičke izraze za određivanje proračunske nosivosti čvora - sa datim ograničenjima koja se odnose na samu geometriju čvora i upotrebljene profile. Izrazi za proračunsku nosivost K i T veze u čvoru rešetkaste konstrukcije prema EN 1993-1-8 biće detaljnije analizirani u narednim poglavljima.

3.4 Dosadašnja istraživanja čvorova rešetkastih konstrukcija

U ovom dijelu predstavimo kratak sažetak dosadašnjih istraživanja o zavarenim vezama između cjevastih profila sa namjerom da se da evolucija istraživanja u ovoj oblasti i da se naglase dosadašnja dostignuća kao i trenutni presjek problema.

Mirza i Korol [42] istraživali su 1982. godine granično opterećenje kod čvorova od cjevastih profila. Ustanovili su povezanost nosivosti veze sa parametrima β (odnosom prečnika pojasne cevi (d_0) i prečnika štapa ispune (d_i)) i γ (odnos prečnika pojasne cevi i njene dvostruke debljine). Takođe uvode kriterijum "granične deformacije" za određivanje nosivosti čvora za materijale kod kojih nije izraženo maksimalno opterećenje na dijagramu sila-deformacija.

Kurobane i dr. [43] 1986. godine izvršili su istraživanje više testova K-čvorova od okruglih cevastih profila (CHS) sa akcentom na lokalno izvijanje štapova ispune. Autori su dali jednačine za proračun nosivosti veze za ovaj oblik gubitka nosivosti čvora. Predložili su kriterijume za odabir odnosa prečnika i debljine štapova u vezi tako da se eliminiše uticaj lokalnog izvijanja na nosivost čvora.

Lu i dr. [44] predložili su 1994. godine novu formulaciju kriterijuma granične deformacije koji su uveli Korol i Mirza 1982 [42]. Uvode se dve deformacione granice: $1\%d_0$ kao granica upotrebljivosti i $3\%d_0$ kao granična nosivost veze u čvoru. U zavisnosti od odnosa vrijednosti sila pri dostizanju graničnih deformacija, zavisi i odabir koja je deformacija pojasnog štapa mjerodavna kao granična.

Lee i Wilmshurst [45] su 1995. godine razvili analitičku analizu multiplanarnih K-čvorova od kružnih cevastih profila.

Davies i Crockett [46] su 1996. godine ispitivali ponašanje multiplanarnih čvorova od CHS i RHS profila. Ispitivani su T i TD čvorovi i kalibrirani na osnovu numeričke (FEM) i eksperimentalne analize. Dati su predlozi za korišćenje koeficijenata redukcije kod preporučenih izraza za određivanje granične nosivosti čvora.

Wardenier i dr. [47] objavljuju 1996. godine vodič za upotrebu cjevastih profila u saradnji sa CIDECT gdje su definisali modele loma kod čvorova rešetkastih konstrukcija. Takođe su definisali ograničenja i oblast važenja usvojenih izraza za graničnu nosivost čvorova.

Slične formulacije i ograničenja su izvedena i od strane Rautaruuki [48] 1998. godine. Ove preporuke i ograničenja su implementirana 2005. godine u Evropske norme za čelične konstrukcije EN1993-1-8 [5] u dijelu koji se odnosi na čvorove i veze u konstrukcijama.

Lee i Wilmschurst [49] 1996. godine se bave istraživanjem multiplanarnih KK-čvorova opterećenih simetričnim opterećenjem. Metodom konačnih elemenata istraženi su uticaji različitih geometrijskih parametara na 50 uzoraka. Posebna pažnja je posvećena parametru γ (odnos $d_0/2t_0$) i rastojanju između štapova ispune. Jasno su definisane dvije vrste loma u čvoru u odnosu na poprečno rastojanje između štapova ispune. Upoređuju se vrijednosti dobijene numeričkim istraživanjem za graničnu nosivost sa prethodnim israživanjima i daju nove jednačine za proračun granične nosivosti čvora koje su u potpunoj saglasnosti sa rezultatima numeričke analize iz rada.

Lee i Wilmschurst [50] u 1997. godini, istražuju multiplanarane KK-čvorove opterećene asimetričnim opterećenjem. Sprovode sličnu analizu kao u prethodnom radu i daju sopstvene predloge za proračun granične nosivosti.

Saidani [51] 1998. godine analizira uticaje ekscentričnosti veze za K-čvorove rešetkastog nosača od pravougaonih šupljih profila (RHS). Na jednom modelu rešetke, analizirana su tri ekscentriciteta ($e = 0$, $e > 0$ i $e < 0$) za tri različita modela veze u čvoru: kruta veza između svih štapova; kruta veza između štapova ispune a zglobna sa neprekinutim pojasnim štapom; zglobna veza između štapova ispune i zglobna veza štapova ispune sa neprekinutim pojasnim štapom. Uticaj ekscentriciteta može biti vrlo značajan na raspodjelu sile u štapovima ispune. Takođe, značajan je uticaj ekscentriciteta u čvoru na pojavu momenta savijanja u čvoru kao i na veličinu ugiba rešetke.

Liu i dr. [52] su 1998. godine analizirali izolovani K-čvor varirajući granične uslove i opterećenja u pojasnom štapu. Istraživanje je pokazalo potrebu za detaljnijom analizom graničnih uslova jer imaju veliki uticaj na nosivost čvora.

Dexter i Lee [53] [54], istraživali su 1999. godine uticaj geometrijskih parametara na nosivost veze kod okruglih cjevastih profila sa preklopljenom vezom (overlap). Analiziran je i uticaj veličine preklopa štapova ispune na nosivost čvora i istaknuto je da preklapanje može imati povoljan uticaj na nosivost čvora. Kao jedan od mogućih oblika loma pojavljuje se lokalno izvijanje štapa ispune. Drugi način loma je savijanje pojasnog štapa a kao posebna kombinacija se ističe savijanje pojasnog štapa i lokalno izvijanje štapa ispune. Koristeći tehniku višestruke nelinearne regresije predložili su jednačinu za određivanje granične nosivosti.

Lee [55] u radu iz 1999. godine daje pregled korišćenih numeričkih tehnika za analizu - metodom konačnih elemenata čvorova rešetkastih konstrukcija. U radu se daju smjernice po pitanju izbora elemenata u modelu, odabira svojstava materijala, način modelovanja konačnih elemenata (izbor modela ljuske (sheel) ili solid elemenata), modeliranja varova kao i ograničenja po tom pitanju.

Zhao [56] je 2000. godine istraživao čvorove od hladnooblikovanih pravougaonih profila (RHS). Ispitana su dva oblika loma: izvijanje štapa ispune i plastifikacija pojasnog štapa. Granična nosivost se dostiže plastifikacijom pojasnog štapa. Utvrđeno je kada je mjerodavna deformacijska granica od $1\%b_0$, a kada je merodavna deformacija $3\%b_0$, u zavisnosti od geometrijskih parametara β i 2γ . Za $0,6 < \beta < 0,8$ i $2\gamma \leq 15$ mjerodavna je granična nosivost - odnosno deformacijska granica je $3\%b_0$. Za $0,3 < \beta < 0,6$ i $2\gamma > 15$ merodavna je granica deformacije od $1\%b_0$.

Rasmussen i Hasham [57] 2001. godine ispituju X i K čvorove od zavarenih SHS i CHS profila od nerđajućeg čelika. Testiranja su izvršena za različite odnose parametra β a variran je i nagibni ugao štapova ispune prema pojasnom štapu. Ispitivanjem je pokazano da se za proračun nosivosti čvorova od nerđajućeg čelika mogu koristiti preporuke koje je dao CIDECT.

Van der Vegte i dr. [58] izveli su u 2002. godini numerička istraživanja koja su posvećena nedoslednosti načina proračuna u EN1993-1-8, a koja se odnose na uticaj sile u pojasnom štapu na graničnu nosivost kod K-čvorova od CHS i RHS profila. Naime, za proračun se uzimaju različite vrijednosti sile u pojasnom štapu. Kod CHS profila to je sila prije čvora gdje nema uticaja opterećenje u štapovima ispune (N_{0p}), a kod RHS

profila to je sila posijle čvora gde su obuhvaćene i projekcije sila u štapovima ispune (N_0). Analizirani su K-čvorovi za različite granične uslove i nivoe opterećenja u pojasnom štapu u odnosu na graničnu nosivost pojasnog štapa. Za numeričku analizu je korišćen program ABAQUS sa konačnim solid elementima (C3D20R) sa 20 čvorova po elementu i tri stepena slobode u bilo kojem pravcu.

Choo i dr. [59] ispituju 2003. godine X-čvor od kružnih debelozidnih cevi. Analiziraju korelaciju sa deformacijskim kriterijumom koji je je predložio Lu i dr. [44]. U radu je dat i proračun granične nosivosti preko plastičnog deformacionog rada i pokazano njegovo slaganje sa graničnim nosivostima koje je definisao Lu i dr. [44].

Choo i dr. [60] ispituju 2003. uticaj napona u pojasnom štapu na graničnu nosivost X-čvora od kružnih debelozidnih cevi. Izvršeno je poređenje sa preporukama iz ISO standarda i CIDECT. Za napon pritiska u pojasnom štapu preporuke iz oba standarda su konzervativne u odnosu na sprovedeno istraživanje. Kada je napon zatezanja u pojasnom štapu, primjećeno je znatno smanjenje granične nosivosti a koje se ne tretira u postojećim standardima. U radu se daje nova jednačina za uticaj napona u pojasnom štapu uključujući geometrijsku zavisnost β u čvoru, a rezultati proračuna upoređeni su sa istraživanjima koja su sprovedli van der Vegte i Makino.

Mashiri i Zhao [61] su 2003. godine ispitivali T čvorove gdje su pojasne cijevi od RHS profila a ispuna je od CHS profila. Ispitivani su tankozidni profili sa debljinom zida manjom od 4 mm. Predloženo je da kao graničnu deformaciju prema kriterijumu koji su definisali Lu i dr. treba usvojiti $1\%b_0$. Predložene su formule za proračun granične nosivosti na osnovu linije plastičnog popuštanja (yield line model) i dobijeni rezultati su saglasni sa izvedenim eksperimentalnim istraživanjem.

Choo i dr. [62] u 2006. godini istražuju K-čvorove od debelozidnih CHS profila. Akcent istraživanja je stavljen na granične uslove koji, kako je ustanovljeno u radu, imaju veliki uticaj na graničnu nosivost K-čvora. Ustanovljene su četiri vrste graničnih uslova u zavisnosti kakav efekat izazivaju u štapovima ispune i u pojasnom štapu. Numerički model je razvijen primjenom metode konačnih elemenata uzevši u obzir različite granične uslove. Takođe je analiziran uticaj napona u pojasnom štapu na graničnu nosivost čvora. Dobijeni rezultati se upoređuju sa do tada izvedenim eksperimentalnim istraživanjima i daju nove preporuke za određivanje granične nosivosti K-čvora.

Vegte i Makino [63] 2006. godine ispituju T-čvorove od CHS profila. Ispitivano je šesnaest uzoraka sa varijacijama geometrijskih parametara β i 2γ . Cilj istraživanja je bio da se analizira uticaj "preload" opterećenja u pojasnom štapu na graničnu nosivost čvora. Opterećenje u pojasnom štapu je uzimano kao odnos opterećenja i nosivosti pojasnog štapa, odnosno N_{op}/A_0f_{y0} . Takođe je definisan i odnos opterećenja momentom kao $M_{op}/M_{pl,0}$ na krajevima pojasnog štapa. Numerička analiza je izvršena u programu ABAQUS. Na osnovu numeričke analize predložena je nova formulacija koja povezuje aksijalno opterećenje i moment savijanja u pojasnom štapu.

Shao [64] je 2006. godine izvršio analizu uticaja geometrijskih parametara na raspodelu napona u području šava zavarenih "T" i "K" čvorova, aksijalno opterećenih. Koncentracija napona u zavarenom spoju ima uticaj na pojavu prsline u šavu što se može odraziti na vijek trajanja konstrukcije, zbog efekta zamora. Analizirani su uticaji tri geometrijska parametra β , γ i τ (γ - odnos prečnika i dvostruke debljine zida pojasnog štapa; β - odnos između prečnika štapa ispune i prečnika pojasnog štapa; τ - odnos između debljine zida štapa ispune i debljine zida pojasnog štapa). Debljina pojasnog štapa ima veliki uticaj na raspodjelu napona i za "T" i za "K" čvor, dok debljina štapova ispune nema uticaja na raspodjelu napona. Utvrđeno je da parametar γ ima isti efekat na obje vrste čvorova. Utiče na raspodjelu napona i položaj maksimalnog napona duž šava. Parametar β ima različit uticaj na čvorove tipa "T" u odnosu na čvorove tipa "K", dok parametar τ nema uticaja na raspodjelu napona duž šava i za "T" i "K" čvorove.

N. Koteski i dr. [65] su 2006. godine, istraživali fleksibilne veze u čeliku koje nemaju definisanu maksimalnu silu u dijagramu sila - pomeranje. U ovom radu, primjerima na zavarenom "T" čvoru predložena je nova tehnika proračuna korišćenjem metode konačnih elemenata *rigidplastic*. Ova tehnika daje rezultate u skladu sa klasičnim proračunom na bazi analitičkih metoda. Osim proučavanih T-čvorova u ovom radu, *rigidplastic* FEM tehnika predstavljena u ovom radu može se primjeniti na mnogo širi spektar čvorova. Takođe, pomoću ove tehnike može se proveriti i valjanost rezultata drugih analitičkih modela.

G.J.van der Vegte i dr. [66] 2007. godine izvode opsežno istraživanje zbog nedoslednosti načina proračuna za kružne šuplje profile (CHS) i pravougaone šuplje profile (RHS) u čvorovima rešetke. U važećim pravilnicima koriste se različiti pristupi za proračun K-čvorova za kružne šuplje (CHS) i pravougaone (RHS) profile. Za CHS K-veze u čvoru, funkcija napona u pojasnom štapu se temelji na naponu u štapu prije

čvora, dok se za RHS čvorove koristi maksimalni napon pojasnog štapa. Budući da je široko prihvaćeno da je maksimalni napon u pojasnom štapu najprimjereniji parametar, u okviru CIDECT programa, izvršena su brojna numerička istraživanja za uspostavljanje funkcija naponskih naprežanja za čvorove od CHS profila u skladu sa pristupom usvojenim za čvorove od RHS profila. Uticaj napona u pojasnom štapu određen je za šesnaest kombinacija geometrijskih parametara β i 2γ . Na temelju raspoloživih FEM podataka uspostavlja se formulacija čvrstoće za aksijalno opterećene štapove kod X-čvorova. Osim toga izvedena je funkcija napona u pojasnom štapu, koja opisuje kombinovani učinak aksijalnog opterećenja pojasnog štapa i postojećeg napona na krajnju nosivost X-čvorova.

J. Wardenier i dr. se 2008. godine bave projektnim preporukama za uniplanarne "T" i "X" čvorove koji se sastoje od CHS pojasnih štapova spojenih sa čvornim limovima ili I profilima. Ove nove preporuke za projektovanje direktno su povezane sa preporukama za čvorove od CHS profila. Međutim, u konstantama se koriste male izmene kako bi jednačine bile u skladu s dostupnim eksperimentalnim podacima. Rad je pokazao da postoje značajne razlike između rezultata različitih eksperimentalnih podataka i preporučuju se dodatna numerička istraživanja za rešavanje ovih neusklađenosti.

Evrokod 3 (2005), CIDECT (1996 i 2008) и Rautaruuki (1998) daju formulacije za različite oblike loma i različite tipove veza u čvorovima rešetkastih konstrukcija. Daju se pravila, preporuke i ograničenja geometrijskih i fizičkih parametara koja moraju biti ispunjena da bi se navedene formulacije koristile.

3.5 Granični uslovi (Boundary conditions) kod K-veze u čvoru rešetke

Postavljanjem graničnih uslova u izolovanim čvorovima nastoji se postići što realniji raspored opterećenja u štapovima, koji odgovara opterećenju stvarnih cevastih konstrukcija. Primenjeni granični uslovi u eksperimentalnom istraživanju i numeričkom proračunu, za izolovani K čvor, određuju vrijednost aksijalne sile, odnosno vrijednost napona u pojasnom štapu, što bitno utiče na proračunsku nosivost čvora. Izbor graničnih uslova može da dovede do pojave savijanja u pojasnom štapu a i doprinese dodatnom savijanju u samom K-čvoru. Od prvih istraživanja koja su sproveli na rešetkama od CHS profila, Kurobane i Ogava [43] su utvrdili da granični uslovi izolovanih CHS

čvorova u poređenju sa sličnim zglobovima kod okvirnog nosača nemaju veliki uticaj. Međutim, mnogi istraživači su pokazali da je nosivost čvora u stvarnim okvirnim konstrukcijama sa zglobovima veći od nosivosti izolovanog K-čvora. Uticaj graničnih uslova na napon u pojasnom štapu su detaljno istraživali G. J. van der Vegte i dr. [67], a Y. S. Choo i dr. [68] su grupisali granične uslove u tri vrste na osnovu položaja opterećenja i uticaja koje opterećenje izazivaju u štapovima u čvoru. To su:

- aksijalno opterećenje pojasnog štapa (chord load effect),
- savijanje u pojasnom štapu (chord bending effect) i
- opterećenje krajeva štapa ispune (brace end effect).

Effects	Boundary conditions	Schematic plots	Boundary conditions	Schematic plots
Set I: Chord load effect	(a)		(c)	
	(b)		(d)	
Set II: Chord bending effects	(e)		(f)	
	(g)		(j)	
Set III: Brace end effects	(h)		(k)	
	(i)			

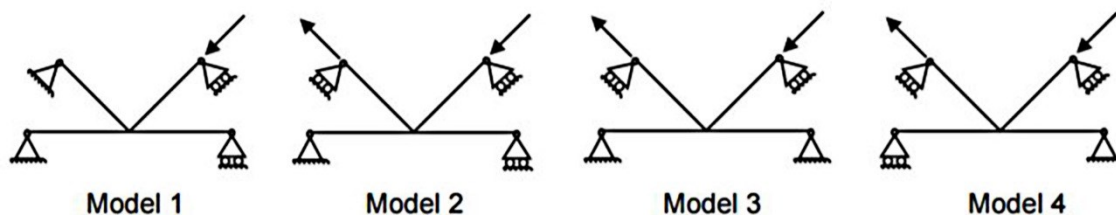
Slika 3.4 Podjela graničnih uslova na osnovu uticaja koje izazivaju u štapovima čvora [68]

Van der Vegte i dr. [67] daju analizu uticaja napona u pojasnom štapu na nosivost čvora u zavisnosti od graničnih uslova. Navode da se najčešće u eksperimentalnim istraživanjima koriste dva modela, sa jednim ili dva oslonca na pojasnom štapu (slika 3.5).



Slika 3.5 Najčešće korišćeni modeli za istraživanje [67]

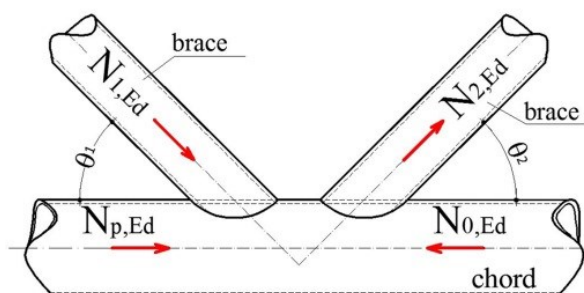
Ispituju četiri modela graničnih uslova i upoređuju dobijene rezultate.



Slika 3.6 Ispitivana četiri modela graničnih uslova [67]

3.6 Uticaj napona u pojasnom štapu (effect of the chord stresses)

Na slici 3.7 prikazane su aksijalne sile u štapovima koje djeluju na aksijalno opterećenu K vezu u čvoru rešetke. Sila $N_{p,Ed}$ je sila na koju nemaju uticaj sile u štapovima ispune K veze. To je sila koja je nastala iz opterećenja prethodnog čvora rešetke ili dodatnim opterećenjem u štapu. Sila $N_{0,Ed}$ je sila koja nastaje kao posledica prethodnog opterećenja pojasnog štapa (sila $N_{p,Ed}$) i opterećenja u čvoru. Njena vrijednost data je izrazom (3.3).



Slika 3.7 Aksijalne sile u štapovima koje deluju na opterećeni K-čvor

Sa slike se vidi da je:

$$N_{0,Ed} = \sum_{i=1}^2 N_{i,Ed} \cdot \cos \theta_i + N_{p,Ed} \quad (3.3)$$

Analizu uticaja prethodnog opterećenja ($N_{p,Ed}$) u pojasnom štapu na nosivost čvora u zavisnosti od graničnih uslova istraživali su G.J. Van der Vegte i dr. [67,69]. Autori preporučuju da se uticaj predhodnih napona u pojasnom štapu na proračunsku nosivost čvora predstavlja preko sile $N_{0,Ed}$, a ne preko sile $N_{p,Ed}$ kao što je u sadašnjim predlozima iz [40,41] i kao što je navedeno u standardu EN 1993-1-8 [5]. Takođe,

konstatuje se da je uticaj napona u pojasnom štapuna proračunsku nosivost veći za manje β ($\beta = d_i/d_0$). Analizu poslednjih istraživanja i upoređivanje preporuka za određivanje nosivosti K-čvora prema International Institute of Welding (IIW) i prema Cidect (1996 i 2008) sproveli su X.-L. Zhao et al. [70].

3.7 Određivanje graničnih deformacija u čvorovima rešetkastih konstrukcija

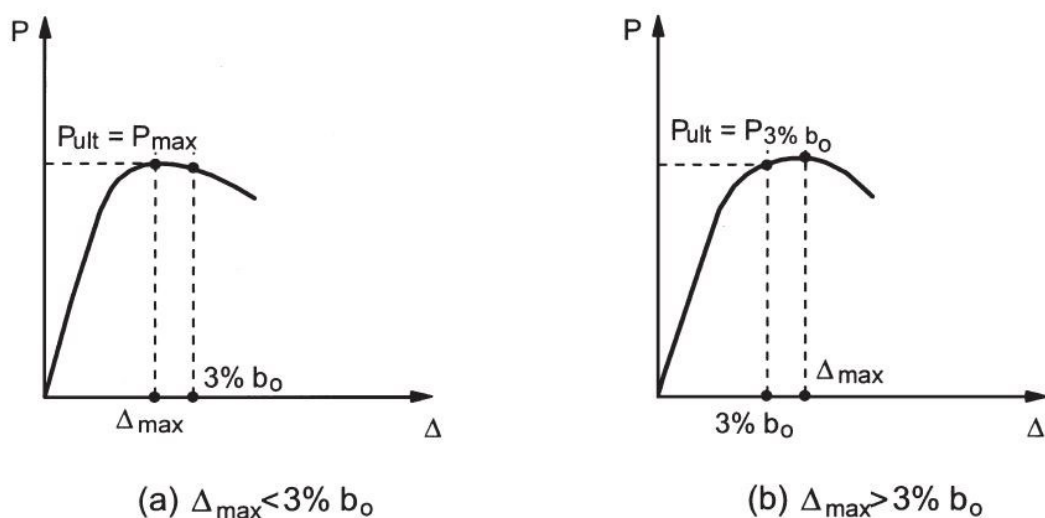
Veze u čvorovima rešetkastih konstrukcija su često veoma fleksibilne i mogu doživeti značajne deformacije pod relativno malim opterećenjem. Takođe, nelinearno ponašanje veze u čvoru ne omogućava određivanje maksimalne vrijednosti sile u štapu ispune na dijagramu sila-deformacija, tako da je teško odrediti koje je opterećenje to koje se uzima kao maksimalno dozvoljeno opterećenje čvora. Jedan od načina, a danas široko prihvaćen, je da se ograniči deformacija pojasnog štapa u čvoru i na osnovu nje odredi maksimalno dozvoljena sila u štapu ispune. Granična deformacija definiše nosivost čvora u slučaju kada nije jasno izražena maksimalna sila na dijagramu sila-deformacija. Lu i dr. [44] 1994. godine predlažu jednu deformacionu granicu koja se može koristiti za gotovo svaku vrstu zavarene veze od šupljih cjevastih profila. Deformacija pojasnog profila je ograničena na $3\%b_0$ za šuplje cijevi od SHS ili RHS profila ili $3\%d_0$ za cijevi od CHS profila.

Merodavne granične deformacije je ispitivalo više autora i davalo svoje vrijednosti granične deformacije, ali se one danas uglavnom svode na dvije vrijednosti: granična deformacija upotrebljivosti ($1\%d_0$) i granična deformacija nosivosti ($3\%d_0$).

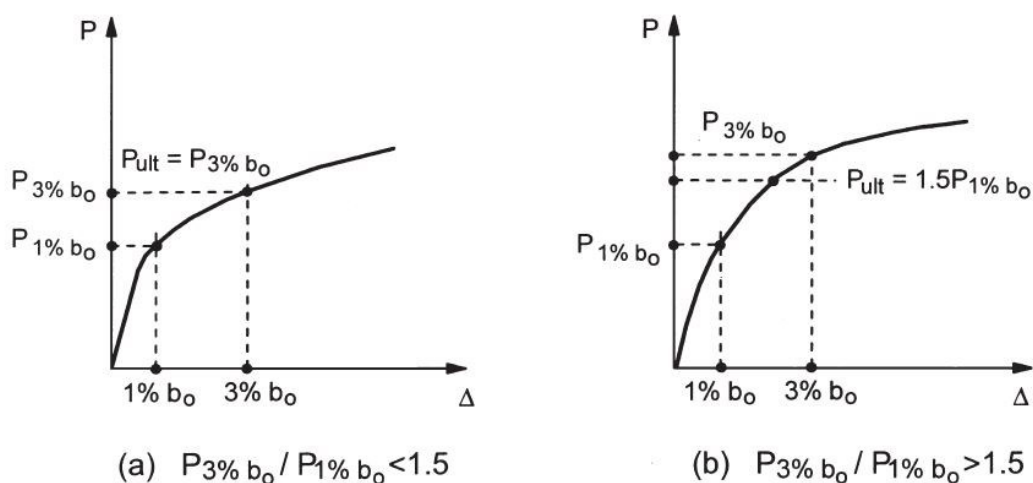
Prva granična deformacija koja se koristi je deformacija štapa od $1\%b_0$ ako je u pitanju kvadratni (SHS) ili pravougaoni (RHS) šuplji profil, gdje je b_0 stranica profila na kojoj je čvor. Ako je u pitanju okrugli šuplji profil (CHS) granična deformacija je $1\%d_0$. Druga granična deformacija je $3\%b_0$ za čvorove od SHS i RHS profila ili $3\%d_0$ za čvorove od CHS profila.

Za čvorove kod kojih postoji izraženo maksimalno opterećenje, a da pri tom nije dostignuta deformacija od $3\%b_0$, granična sila je jednaka maksimalnoj sili sa dijagrama sila-deformacija, odnosno $P_{ult} = P_{max}$ (slika 3.8a). Za čvor koji ima maksimalnu silu P_{max} pri deformaciji većoj od $3\%b_0$, granična sila je jednaka sili pri deformaciji pojasnog štapa od $3\%b_0$, odnosno $P_{ult} = P_{3\%}$ (slika 3.8b). Ovakav oblik dijagrama sila-deformacija

je karakterističan pri obliku loma - izvijanje štapa ispune (brace buckling failure mode), tako da se granična sila pri tom obliku loma određuje na navedeni način.



Slika 3.8 Određivanje granične sile za oblik loma prema [44]



Slika 3.9 Određivanje granične sile za oblik loma prema [44]

Prema Lu i dr. [44] ako maksimalna sila nije vidljiva sa dijagrama sila-deformacija, a što se dešava za oblik loma plastifikacijom pojasne cijevi, granična nosivost zavisi od odnosa sile pri deformaciji od $3\%b_o$ i sile pri deformaciji od $1\%b_o$. Ukoliko je taj odnos manji od 1,5 ($P_{3\%b_o}/P_{1\%b_o} < 1,5$) mjerodavna deformaciona granica je $3\%b_o$ a granična vrijednost sile je vrijednost sile pri toj deformaciji od $3\%b_o$ kao što je prikazano na slici 3.9a.

Za slučaj kada je odnos sile pri deformaciji od $3\%b_0$ i sile pri deformaciji od $1\%b_0$ veći od 1,5 ($P_{3\%b_0}/P_{1\%b_0} > 1,5$), mjerodavna deformaciona granica je $1\%b_0$, a granična vrijednost sile je $P_{ult} = 1,5P_{1\%b_0}$ kao što je prikazano na slici 3.9b.

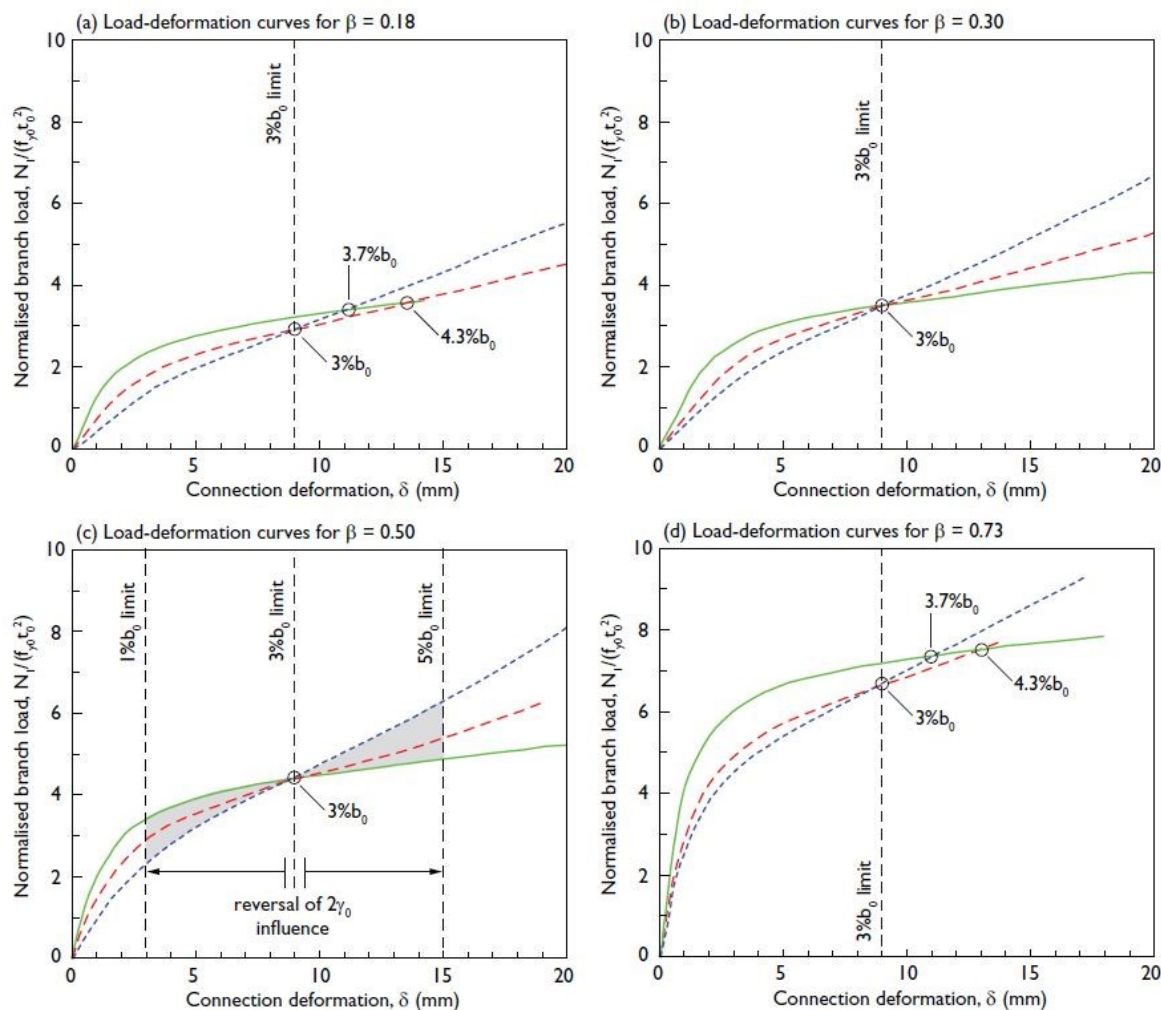
Deformaciona granica koju su predložili Lu i dr. [44] je trenutno najviše prihvaćena granica maksimalno dozvoljene deformacije i usvojena je kao takva od strane Međunarodnog instituta za zavarivanje (IIW).

Granična deformacija od $3\%b_0$ je određena na osnovu dvije premise. Prvo, kroz više eksperimentalnih istraživanja i numeričkih analiza koje su sprovedi van der Vegte i dr. (1991) [71], de Vinkel i dr. (1993) [72] i Lu i dr. (1994) [73], pokazano je da se za uočljivo maksimalno opterećenje deformacija štapa kreće u određenim granicama. Lu i dr. [44] na osnovu ovih istraživanja 1994. godine predlažu da se usvoji maksimalna deformacija od $3\%b_0$ što je približno deformacijama koje se dešavaju u slučajevima kada je izražena vrijednost granične sile (P_{ult}) na dijagramu sila-deformacija (slika 3.8a). Drugo, modeliranjem i primjenom FEM metode Lu i dr. (1995) [74] su zaključili da je deformaciona granica od $3\%b_0$ vrlo blizu ukrštanju krivih sa različitim geometrijskim parametrom β kao što je prikazano na slici 3.10.

Na slici 3.10 prikazane su krive sila-deformacija i to: na slikama 3.10b, 3.10c, 3.10d prema ispitivanju Lu i dr. (1994) [44]; na slici 3.10a, prema istraživanju Lu i Wardenier (1995) [74], a koje je ažurirao Kostas (2003) [75].

Sadašnje dogovorene granice deformacija koje je usvojio Međunarodni institut za zavarivanje (IIW) su $1\%b_0$ (ili $1\%d_0$) granična deformacija upotrebljivosti i $3\%b_0$ (ili $3\%d_0$) kao granična deformacija loma.

Predložena deformaciona granica od $3\%b_0$ ($3\%d_0$) je korisna kao parametar na osnovu koga se upoređuju rezultati iz baze podataka različitih istraživača, ali svakako ne predstavlja jedini način da se odredi granično opterećenje čvora. U narednom poglavlju biće prikazane neke od metoda na osnovu kojih se može odrediti granično opterećenje zavarenog čvora od šupljih cjevastih profila.



Slika 3.10 Sila - deformacija krive prema [44], [74] i [75]

3.8 Plastična nosivost čvora rešetkaste konstrukcije

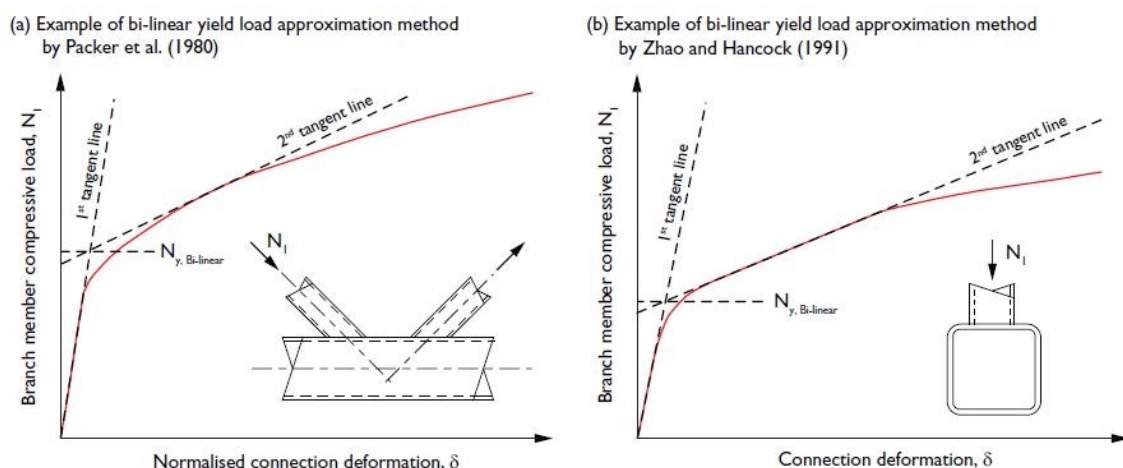
Kriterijum deformacionih granica za upotrebljivost i krajnju nosivost kod zavarenih čvorova koji ne pokazuju izraženu maksimalnu silu na dijagramu sila - deformacija prikazan je u prethodnom poglavlju. Iako je široko prihvaćen od strane istraživača i Međunarodnog instituta za zavarivanje (IIW), predloženo je nekoliko drugih metoda pomoću kojih se može odrediti granična sila u čvoru a koje se baziraju na dijagramima sila - deformacija.

Klasična približna metoda za utvrđivanje granične nosivosti je metoda dvostruke tangente ili bilinearna metoda koja je prikazana na slici 3.11a i 3.11b. Na slikama su prikazana dva čvora od RHS profila kada je oblik loma plastifikacija pojasnog štapa

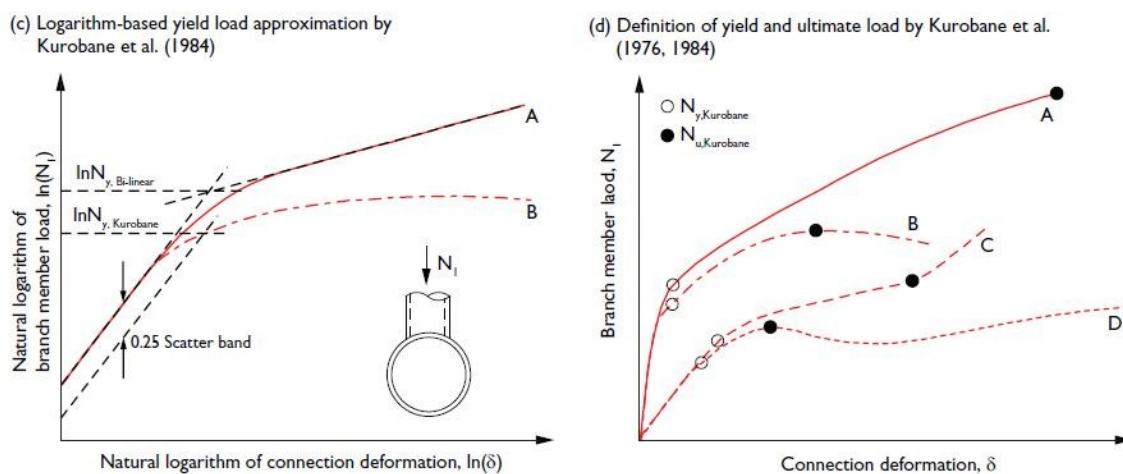
(chord face plastification) koje su ispitali Packer i dr. (1980) [76] i Zhao i Hancock (1991) [77].

Metoda se zasniva na aproksimaciji dijagrama sila - deformacija sa dve prave. Prva prava je duž elastičnog linearnog dijela, a druga prava je tangenta na plastični dio krive na dijagramu sila - pomjeranje. Granična sila je definisana presjekom ove dvije prave.

Kurobane i dr. (1984) [78], su definisali način određivanja granične sile za dvije krive (A i B) kao što je pokazano na slici 3.12c za istraživanje sprovedeno na čvorovima od okruglih šupljih profila (CHS). Krive su prikazane u prirodnoj logaritamskoj razmjeri i aproksimiraju se sa dvije prave, slično kao u prethodnoj metodi.



Slika 3.11 Alternativne definicije određivanja granične sile u čvoru
preuzeto iz [76] , [77]



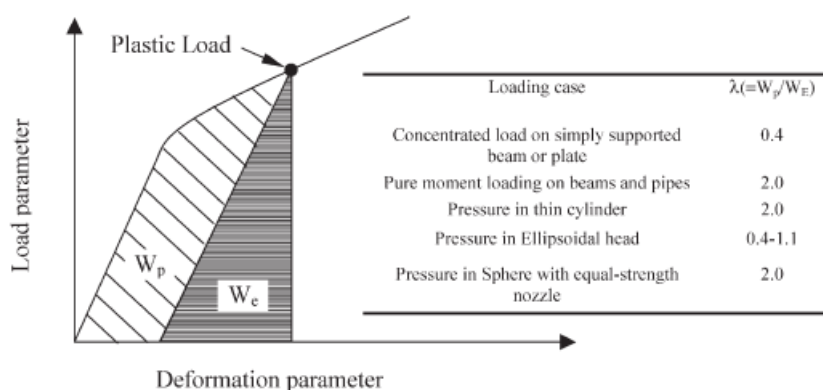
Slika 3.12 Alternativne definicije određivanja granične nosivosti u čvoru
preuzeto iz [78]

Kriva A se koristi kada je bilinearnost dijagrama sila - deformacija izražena i metoda je slična prethodno navedenoj, samo što su sile i deformacije prikazane u logaritamskoj razmjeri. Kod krive B je definisana bilinearna kriva tako da se granično opterećenje dobija na osnovu prave pomerene za 0.25 u odnosu na početnu pravu koja definiše nagib elastičnog dela krive sila - deformacija (slika 3.12c).

Kurobane i dr. (1976. [79], 1984. [78]) su predložili da se granično opterećenje uzima kao granična sila kod krivih A i C a maksimalna sila kod krivih oblika kao pod B i D (slika 3.12 d).

Deformacioni rad

Choo i dr. u radu [80] na osnovu istraživanja plastičnog ponašanja sudova pod pritiskom koje je sproveo Gerdeen [81] (1980) predlažu način određivanja granične sile kod CHS čvorova zasnovan na deformacionom radu. Sila plastifikacije (slika 3.13) je definisana kao sila pri kojoj su plastične deformacije tolike da okolna površina svojim uticajem ne može spriječiti plastično deformisanje cijelog elementa.



Slika 3.13 Zone elastičnog i plastičnog ponašanja [80]

Parametre opterećenja i deformacije treba odabrati tako da proizvod opterećenja i deformacije predstavlja rad, a da je zadovoljen uslov: $W_p = \lambda W_e$.

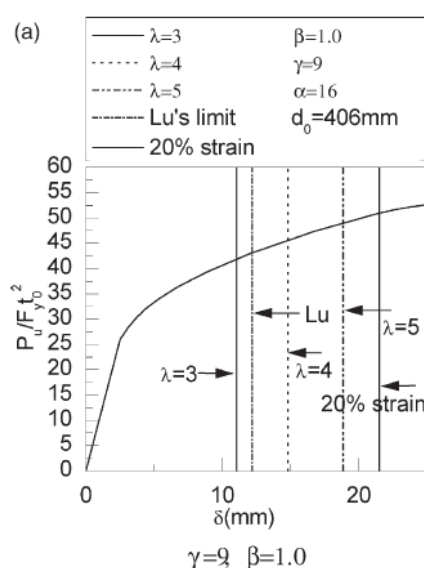
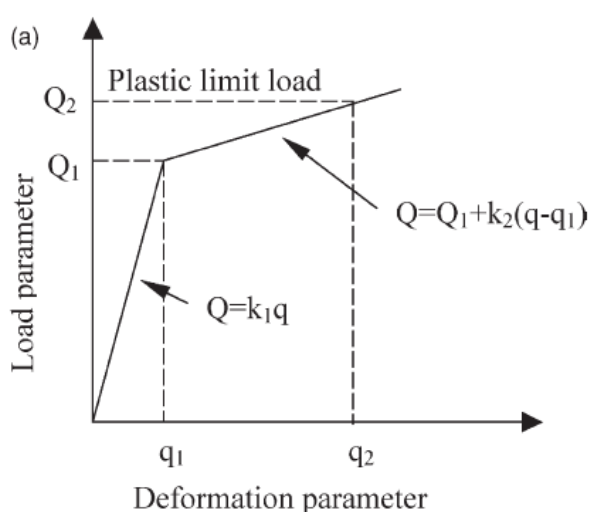
U svom radu Choo i dr. definišu krivu opterećenje - deformacija koja se sastoji iz dva linearna segmenta. Q1 i Q2 su opterećenja za odgovarajuće deformacije, a linearni segmenti su definisani koeficijentima pravca k_1 i k_2 . Bilinearna kriva je data na slici 3.14.

Koeficijent λ se može odrediti na osnovu izraza (3.4) gde su $k = k_2/k_1$ a $q = q_2/q_1 - 1$

$$\lambda = \frac{kq^2 + 2q + 1}{(kq + 1)^2} - 1 \quad (3.4)$$

koja se može pretvoriti u oblik kvadratne jednačine (3.5)

$$kq^2 + 2q - \lambda/(1 + k + k\lambda) = 0 \quad (3.5)$$



Slika 3.14 Proračun granične nosivosti [80]

Slika 3.15 Rezultati proračuna granične nosivosti u zavisnosti od λ [80]

Uslovi koji se moraju primjeniti prilikom proračuna su:

- Plastična granica Q_2 se definiše prije nego što dođe do nestabilnosti u prekomjernoj neobuzdanoj plastičnoj deformaciji. Uslov je da je $k_2 \geq 0$, odnosno $k \geq 0$.
- Da bi se ispravno riješila jednačina mora da bude $\lambda < -1 + 1/k$, odnosno $k < 1/(1+\lambda)$.

Za $\lambda > 0$ imamo $k < 1$.

Upoređivanjem analitičkih rezultata za razne vrijednosti parametra λ , autori su zaključili da se rezultati poklapaju sa rezultatima koje su u svojim izražavanjima dobili Lu i dr. [44] i Yura i dr. [82] najviše za vrednost $\lambda = 3$. Primjer takvog istraživanja dat je na slici 3.15.

3.9 Plastifikacija pojasnog štapa - teorijska postavka

Analitički model prstena ("ring" model) je osnov za sve jednačine kojima se opisuje plastifikacija pojasnog štapa pri određivanju granične nosivosti čvorova. Kod veza od okruglih profila (CHS) problem kod postavljanja modela i njegovog rješavanja je zakrivljenost površina u vezi. Pojednostavljeni model je postavio Togo (1967) [83] na osnovu teorije plastičnosti, gdje se trodimenzionalno ponašanje veze transformiše u dvodimenzionalni prsten. Preko efektivne dužine je koncentrisano opterećenje zamjenjeno sa linijskim koje djeluje na efektivnoj dužini. Efektivne dužine i položaj plastičnih zglobova dobijeni su isključivo analizom numeričkih i eksperimentalnih rezultata. Sile upravne na model nisu uključene u model već se izražavaju posebnim funkcijama.

U svojoj doktorskoj disertaciji G.J. van der Vegte (1995) [83] redefiniše analitički model za proračun "X" i "T" veze u čvoru rešetke. Kako navodi van der Vegte - prvi analitički model za "X" i "T" čvorove postavio je Togo (1967), a njega su redefinisali Mekelanen (1988) i Paul (1992). Van der Vegte (1995) [83], analitički model predstavlja u dva oblika.

a) Pojednostavljeni model: Posmatra se samo momenat savijanja unutar prstena, dok se smičuće i normalne sile zanemaruju,

b) Tačan model: Uzimaju se u obzir sve sile i njihove interakcije.

Prikaz izvođenja pojednostavljenog i tačnog modela prstena dajemo nadalje u radu, a koje je obradio Van der Vegte 1995. godine [83].

3.9.1 Generalni analitički model za "X" čvor

Analiziran je "X" čvor sa aksijalno opterećenim štapovima ispune (slika 45). Model se zasniva na prstenu čiji je prečnik jednak prečniku pojasnog štapa d_0 . Opterećenje se prenosi linijski na efektivnoj dužini B_e po liniji postavljenoj na prevojnoj tački sedlaste spojne površine štapova pojasa i ispune. Koristeći simetriju čvora, za analizu prstena dovoljno je posmatrati jednu četvrtinu prstena, s tim da se uticaji zanemarenih djelova prenose preko unutrašnjih sila u čvorovima A i C. Pretpostavljeni plastični zglobovi su u čvoru B (prevojna tačka spoja, gdje je $\Psi_B = \sin^{-1}\beta$) i u čvoru C ($\Psi_B = \pi/2$).

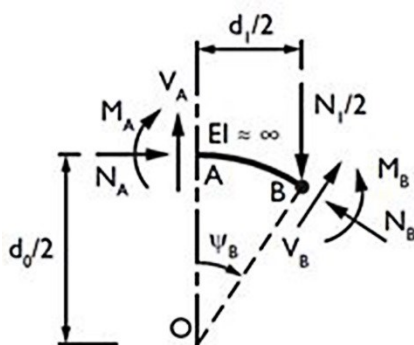
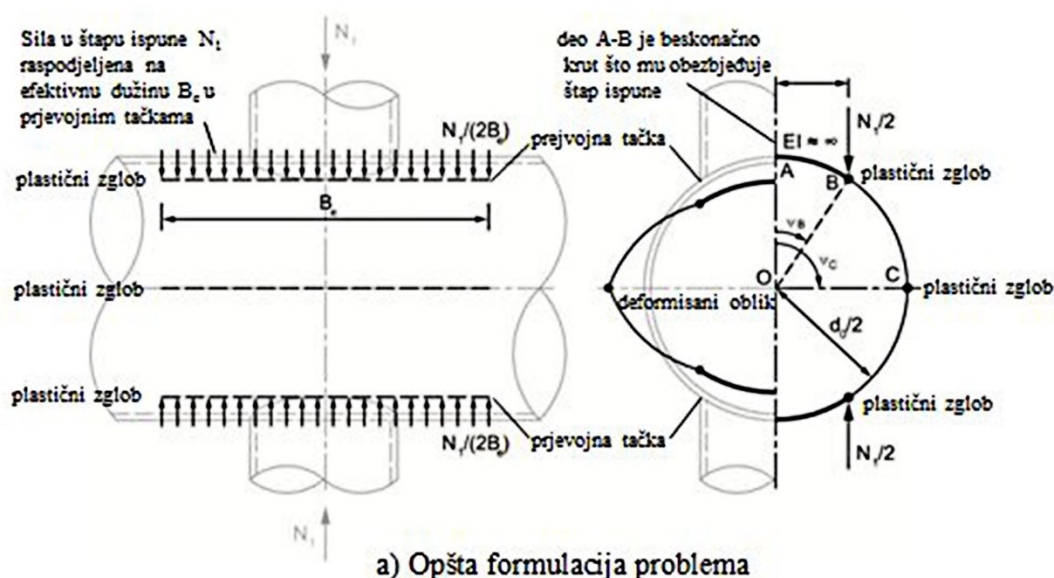
Da bi se odredile presječne sile ispituje se na mjestima plastičnih zglobova uslove ravnoteže. Kako se plastična ravnoteža u zglobova mijenja od zgloba do zgloba, na pretpostavljenom modelu moment u plastičnom zglobov u čvoru B je suprotnog znaka od momenta u plastičnom čvoru C (slika 3.16b i 3.16c).

Jednačine ravnoteže u plastičnom zglobov B za segment A - B (slika 3.16b) glase:

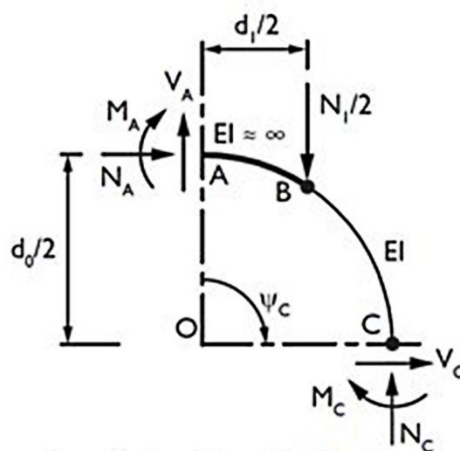
$$\sum N_B = 0 : N_B + V_A \sin \psi_B - N_A \cos \psi_B - \frac{N_1}{2} \sin \psi_B = 0 \quad (3.6)$$

$$\sum V_B = 0 : V_B + V_A \cos \psi_B + N_A \sin \psi_B - \frac{N_1}{2} \cos \psi_B = 0 \quad (3.7)$$

$$\sum M_B = 0 : M_B - M_A - V_A \frac{d_1}{2} - N_A \frac{d_0}{2} (1 - \cos \psi_B) = 0 \quad (3.8)$$



b) presječne sile u delu A - B



c) presječne sile u delu A - C

Slika 3.16 Analitički model za aksijalono opterećeni "X" čvor (prilagođeno prema, van der Vegte, 1995 [83]; Wardenier, 1982 [87])

Jednačine ravnoteže u plastičnom zglobu C posmatrajući segment A - C (slika 3.16c) glase:

$$\sum N_C = 0: N_C + V_A \sin \psi_C - N_A \cos \psi_C - \frac{N_1}{2} \sin \psi_C = 0 \quad (3.9)$$

$$\sum V_C = 0: V_C + V_A \cos \psi_C + N_A \sin \psi_C - \frac{N_1}{2} \cos \psi_C = 0 \quad (3.10)$$

$$\sum M_B = 0: M_C + M_A + V_A \frac{d_1}{2} \sin \psi_C + N_A \frac{d_0}{2} (1 - \cos \psi_C) - \frac{N_1 d_0}{4} (\sin \psi_C - \cos \psi_C) = 0 \quad (3.11)$$

Jednačine navedene od (3.9) – (3.11) se mogu pojednostaviti ako se uvedu geometrijski i ravnotežni parametri koje poznajemo ($N_A=0$, $V_A=0$, $\sin \Psi_B = d_i/d_0 = \beta$, $\cos \Psi_B = \sqrt{1 - \beta^2}$, $\sin \Psi_C = \sin(\pi/2) = 1$ i $\cos \Psi_C = \cos(\pi/2) = 0$). Presječne sile u plastičnom zglobu B sada su:

$$N_B = \frac{N_1}{2} \sin \psi_B = \frac{N_1}{2} \beta \quad (3.12)$$

$$V_B = \frac{N_1}{2} \cos \psi_B = \frac{N_1}{2} \sqrt{1 - \beta^2} \quad (3.13)$$

$$M_B = M_A \quad (3.14)$$

a u plastičnom zglobu C:

$$N_B = \frac{N_1}{2} \sin \psi_C = \frac{N_1}{2} \sin \left(\frac{\pi}{2} \right) = \frac{N_1}{2} \quad (3.15)$$

$$V_B = \frac{N_1}{2} \cos \psi_C = \frac{N_1}{2} \cos \left(\frac{\pi}{2} \right) = 0 \quad (3.16)$$

$$M_B = -M_A + \frac{N_1 d_0}{4} (\sin \psi_C - \sin \psi_B) = -M_A + \frac{N_1 d_0}{4} (1 - \beta) \quad (3.17)$$

Izraz za normalnu silu, transverzalnu silu i plastični momenat savijanja su izvedeni u odnosu na pravaougaoni poprečni presjek čija je širina jednaka debljini zida

pojasnog profila (t_0) a dužina jednaka ekvivalentnoj dužini plastičnog zgloba (B_e). Korišćenjem kriterijuma Von Misesa dobijamo plastične nosivosti:

$$N_P = f_{y0} t_0 B_e \quad (3.18)$$

$$V_P = \frac{1}{\sqrt{3}} f_{y0} t_0 B_e \quad (3.19)$$

$$M_P = \frac{1}{4} f_{y0} t_0^2 B_e \quad (3.20)$$

3.9.1.1 Pojednostavljeni model prstena (Simple ring model)

U pojednostavljenom modelu prstena zanemaruju se uticaji normalnih i transversalnih sila u svakom plastičnom zglobo. Od jednačina za presječne sile u plastičnim zglobovima B i C imamo samo jednačine 3.11 i 3.17, koje zamjenom $M_i = M_P$ ($i = B, C$) i reorganizovanjem jednačine za M_A .

$$M_A = \frac{1}{4} f_{y0} t_0^2 B_e \quad (3.21)$$

$$M_A = \frac{N_1 d_0}{4} (1 - \beta) - \frac{1}{4} f_{y0} t_0^2 B_e \quad (3.22)$$

Izjednačavanjem jednačina (3.21) i (3.22) i rješavanjem, dobija se pojednostavljeni analitički izraz za nosivost aksijalno napregnutog "X" čvora (3.23).

$$\frac{N_1 d_0}{4} (1 - \beta) - \frac{1}{4} f_{y0} t_0^2 B_e = \frac{1}{4} f_{y0} t_0^2 B_e$$

$$\frac{N_1 d_0}{4} (1 - \beta) = \frac{1}{2} f_{y0} t_0^2 B_e$$

$$N_1 = \frac{2 f_{y0} t_0^2 \left(\frac{B_e}{d_0} \right)}{1 - \beta} \quad (3.23)$$

3.9.2 Tačan model prstena ("Exact" ring model)

Način proračuna u tačnom modelu prstena obuhvata uticaje i interakcije svih presječnih sila u plastičnim zglobovima, tako da definiše tačniji izraz za nosivost aksijalno opterećenih "X" čvorova. Za svaki plastični zglob formiraju se jednačine interakcije između normalnih sila, smičućih sila i momenata savijanja za pravougaoni poprečni presjek, na osnovu teorije plastičnosti i kriterijuma nosivosti prema von Mizesu. Postupak koji je naveden obradio je van der Vegte (1995) [83].

$$\frac{M}{M_p} + \left[\frac{N}{N_p} \right]^2 + \left[\frac{V}{V_p} \right]^2 = 1 \quad (3.24)$$

Zamjenjujući jednčine 3.12 do 3.17 u jednačinu 3.24, izrazi za plastične zglobove B i C, respektivno, su dati kao:

$$\frac{M_A}{\frac{1}{4} f_{y0} t_0^2 B_e} + \left[\frac{\frac{N_1}{2} \beta}{f_{y0} t_0 B_e} \right]^2 + \left[\frac{\frac{N_1}{2} \sqrt{1 - \beta^2}}{\frac{1}{\sqrt{3}} f_{y0} t_0 B_e} \right]^2 = 1 \quad (3.25)$$

$$\frac{-M_A + \frac{N_1 d_0}{4} (1 - \beta)}{\frac{1}{4} f_{y0} t_0^2 B_e} + \left[\frac{\frac{N_1}{2}}{f_{y0} t_0 B_e} \right]^2 = 1 \quad (3.26)$$

Iz jednačine (3.25)

$$M_A = \frac{1}{4} f_{y0} t_0^2 B_e \left[1 - \frac{\frac{N_1^2}{4} \beta^2}{f_{y0}^2 t_0^2 B_e^2} - \frac{\frac{N_1^2}{4} (1 - \beta^2)}{\frac{1}{3} f_{y0}^2 t_0^2 B_e^2} \right] = 1 \quad (3.27)$$

i iz jednačine (3.26)

$$M_A = \frac{1}{4} f_{y0} t_0^2 B_e \left[-1 + \frac{\frac{N_1^2}{4}}{f_{y0}^2 t_0^2 B_e^2} + \frac{\frac{N_1^2 d_0}{4} (1 - \beta)}{\frac{1}{4} f_{y0} t_0^2 B_e} \right] = 1 \quad (3.28)$$

izjednačavanjem jednačina 3.27 i 3.28 dobija se:

$$\begin{aligned}
 1 - \frac{\frac{N_1^2}{4}\beta^2}{f_{y0}^2 t_0^2 B_e^2} - \frac{\frac{N_1^2}{4}(1-\beta^2)}{\frac{1}{3}f_{y0}^2 t_0^2 B_e^2} &= -1 + \frac{\frac{N_1^2}{4}}{f_{y0}^2 t_0^2 B_e^2} + \frac{\frac{N_1^2 d_0}{4}(1-\beta)}{\frac{1}{4}f_{y0} t_0^2 B_e} \\
 16 + \frac{2(-N_1^2\beta^2 - 3N_1^2 + 3N_1^2\beta^2 - N_1^2)}{f_{y0}^2 t_0^2 B_e^2} &= \frac{8N_1 d_0(1-\beta)}{f_{y0} t_0^2 B_e} \\
 16 + \frac{2N_1^2(2\beta^2 - 4)}{f_{y0}^2 t_0^2 B_e^2} &= \frac{8N_1 d_0(1-\beta)}{f_{y0} t_0^2 B_e} \tag{3.29}
 \end{aligned}$$

množimo 3.29 sa $f_{y0}^2 t_0^4 (B_e/d_0)^2$ i dobijamo:

$$\begin{aligned}
 16f_{y0}^2 t_0^4 \left(\frac{B_e}{d_0}\right)^2 - \frac{8N_1 t_0^2}{d_0^2} + \frac{4N_1 t_0^2 \beta^2}{d_0^2} - 8N_1 f_{y0} t_0^2 \left(\frac{B_e}{d_0}\right) &= 0 \\
 16f_{y0}^2 t_0^4 \left(\frac{B_e}{d_0}\right)^2 - 8N_1 f_{y0} t_0^2 \left(\frac{B_e}{d_0}\right) - \frac{2N_1^2}{\left(\frac{d_0}{2t_0}\right)^2} + \frac{N_1^2 \beta^2}{\left(\frac{d_0}{2t_0}\right)^2} &= 0 \tag{3.30}
 \end{aligned}$$

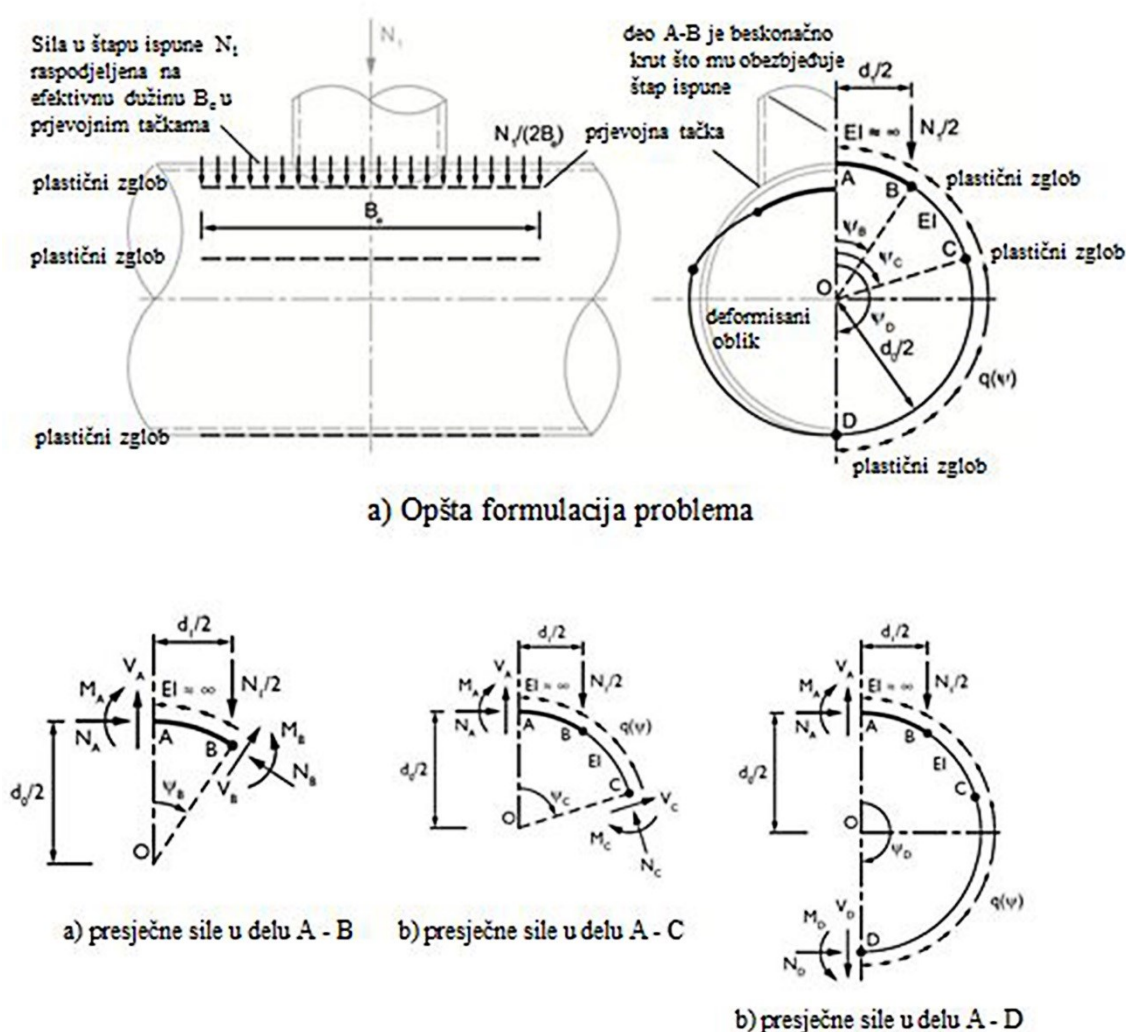
Zamjenimo u jednačini 3.30 $\gamma_0 = d_0/(2t_0)$ pa dodamo na obje strane $N_1^2 = (1-\beta)^2$ i preuredimo:

$$\begin{aligned}
 16f_{y0}^2 t_0^4 \left(\frac{B_e}{d_0}\right)^2 - 8N_1 f_{y0} t_0^2 \left(\frac{B_e}{d_0}\right) + N_1^2(1-\beta)^2 &= \frac{2N_1^2}{\gamma_0^2} - \frac{N_1^2 \beta^2}{\gamma_0^2} + N_1^2(1-\beta)^2 \\
 16f_{y0}^2 t_0^4 \left(\frac{B_e}{d_0}\right)^2 - 8N_1 f_{y0} t_0^2 \left(\frac{B_e}{d_0}\right) + N_1^2(1-\beta)^2 &= N_1^2 \left[(1-\beta)^2 + \left(\frac{2-\beta^2}{\gamma_0^2} \right) \right] \\
 4f_{y0} t_0^4 \left(\frac{B_e}{d_0}\right) - N_1(1-\beta) &= N_1 \sqrt{(1-\beta)^2 + \left(\frac{2-\beta^2}{\gamma_0^2} \right)} \\
 N_1 &= \frac{4f_{y0} t_0^4 \left(\frac{B_e}{d_0}\right)}{(1-\beta)^2 + \sqrt{(1-\beta)^2 + \left(\frac{2-\beta^2}{\gamma_0^2} \right)}} \tag{3.31}
 \end{aligned}$$

Jednačina 3.31 predstavlja izraz za određivanje granične nosivosti aksijalno opterećenih "X" čvorova.

3.9.3 Opšti analitički postupak za aksijalno opterećene "T" čvorove

Slično kao kod "X" čvorova, opšta teorija proračuna "T" čvorova se zasniva na metodi prstena, prečnika koji odgovara prečniku pojasnog štapa (d_0), dok se aksijalno opterećenje raspodeljuje na linijsko opterećenje po liniji na prevojnoj tački spoja štapova sa efektivnom dužinom B_e . Zanimaren je, kao i prethodno, uticaj normalnih i smičućih sila upravno na ravan preseka prstena. Za određivanje presječnih sila u prestenu dovoljno je posmatrati jednu polovinu prstena, a uticaj zanemarenog dijela predstaviti odgovarajućim reakcijama. Analitički model za proračun je dat na slici 3.17.



Slika 3.17 Analitički model za aksijalono opterećeni "T" čvor (prilagođeno prema, Van der Vegte, 1995[83]; Wardenier, 1982[87])

Smičuće sile u tankom prstenu

Za precizno određivanje jednačine za graničnu nosivost aksijalno opterećenog "T" čvora bitan je uticaj smicanja po obodu prstena. Kako je debljina zida pojasnog štapa mnogo manja od prečnika pojasnog štapa, pretpostavlja se da pojasni štap ima osobine tankog prstena. Smičuća sila u svakom preseku može se odrediti na osnovu izraza 3.32

$$q = \frac{VQ}{I} \quad 3.32$$

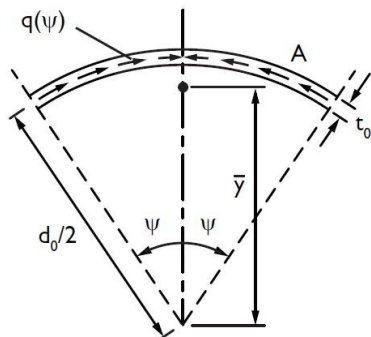
gdje su: V - ukupna smičuća sila u preseku

Q - Statički momenat inercije isečenog dela

I - Aksijalni momenat inercije tankozidnog preseka

Smičuća sila je predstavljena preko centralnog ugla Ψ i vrijednost joj je $q(\Psi)$.

$$q(\Psi) = \frac{VQ}{2I} \quad 3.33$$



Za isječak pojasnog štapa prečnika d_0 , sa debljinom zida t_0 i centralnim uglom 2Ψ možemo odrediti statički moment površine Q kao:

$$Q = \int y dA = \bar{y} A \quad 3.34$$

gde je: $A = \frac{d_0}{2} t_0 (2\Psi)$ i $\bar{y} = \frac{d_0 \sin \Psi}{2\Psi}$, pa je

$$Q = \frac{d_0^2}{2} t_0 \sin \Psi \quad 3.35$$

Aksijalni moment inercije I za tankozidne profile je približno $I = \pi t_0 (d_0/2)^3$, a ukupna smičuća sila V je jednaka sili N_1 .

Smičuća sila u funkciji od centralnog ugla Ψ sada iznosi:

$$q(\psi) = \frac{8N_1 d_0^2 t_0 \sin \psi}{4\pi d_0^2 t_0} = \frac{2N_1}{\pi d_0} \sin \psi \quad 3.36$$

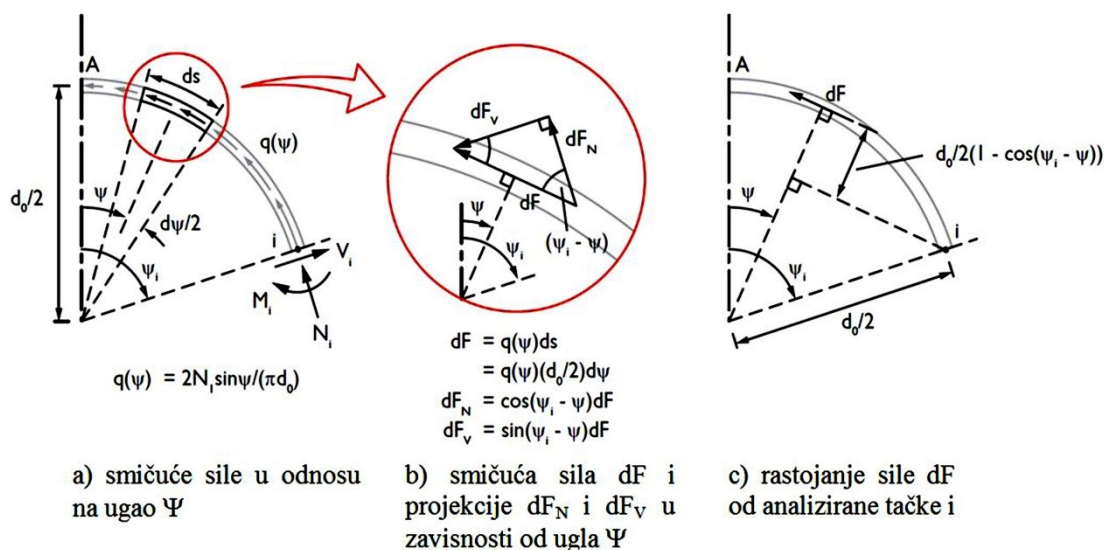
Ovaj izraz za smicanje u funkciji ugla Ψ koristili su Togo (1967) i van der Vegte (1995) [83].

Jednačine ravnoteže plastičnih zglobova

Kao i kod "X" čvorova izrazi za presječne sile u plastičnom zglobovima mogu se odrediti pomoću postavljenih uslova ravnoteže u djelovima prstena između plastičnih zglobova. Zglobovi su postavljeni u čvoru B (prevojna tačka spoja, gdje je $\Psi_B = \sin^{-1}\beta$), u nepoznatoj tački C (između B i D) i u čvoru D, gdje je $\Psi_D = \pi$. Uslovi ravnoteže se postavljaju za segmente A- B, A- C i A- D, kao što je prikazano na slici 3.18.

Definisanje funkcija za $N(\Psi_i)$, $V(\Psi_i)$ i $M(\Psi_i)$ u posmatranoj tački u odnosu na ugao Ψ i vrijednost smičuće sile $q(\Psi)$ prikazano je na slici 3.18. Za diferencijalnu veličinu prstena (ds) diferencijalna sila dF tangira površinu prstena i data je kao:

$$dF = q(\psi)ds = q(\psi) \frac{d_0}{2} d\psi \quad 3.37$$



Slika 3.18 Komponente smičućih sila u odnosu na čvor i

Komponente diferencijalne sile u odnosu na lokalne ose u tački i su date kao projekcije:

$$dF_N = \sin(\psi_i - \psi)dF \quad 3.38$$

$$dF_V = \cos(\psi_i - \psi) dF \quad 3.39$$

zatim, diferencijalni momenat savijanja oko tačke i je:

$$dF_M = \frac{d_0}{2} (1 - \cos(\psi_i - \psi)) dF \quad 3.40$$

Na osnovu izraza 3.37, 3.38, 3.39 i 3.40, sila smicanja može da se integriše u intervalu od $\Psi = 0$ do $\Psi = \Psi_i$, za dobijanje izraza za: normalnu silu $N(\Psi_i)$, smičuću silu $V(\Psi_i)$ i momenat savijanja $M(\Psi_i)$.

$$\begin{aligned} N(\psi_i) &= \int_0^{\psi_i} \cos(\psi_i - \psi) dF = \int_0^{\psi_i} \cos(\psi_i - \psi) \left(\frac{2N_1 \sin \psi}{\pi d_0} \right) \frac{d_0}{2} \psi \\ &= \frac{N_1}{\pi} \int_0^{\psi_i} \sin \psi \cos(\psi_i - \psi) d\psi \\ N(\psi_i) &= \frac{N_1}{4\pi} [\cos \psi_i (1 - \cos(2\psi_i)) + \sin \psi_i (2\psi_i - \sin(2\psi_i))] \end{aligned} \quad 3.41$$

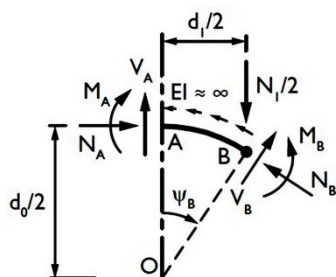
$$\begin{aligned} V(\psi_i) &= \int_0^{\psi_i} \sin(\psi_i - \psi) dF = \int_0^{\psi_i} \sin(\psi_i - \psi) \left(\frac{2N_1 \sin \psi}{\pi d_0} \right) \frac{d_0}{2} \psi \\ &= \frac{N_1}{\pi} \int_0^{\psi_i} \sin \psi \sin(\psi_i - \psi) d\psi \\ V(\psi_i) &= \frac{N_1}{4\pi} [\sin \psi_i (1 - \cos(2\psi_i)) + \cos \psi_i (\sin(2\psi_i) - 2\psi_i)] \end{aligned} \quad 3.42$$

$$\begin{aligned} M(\psi_i) &= \int_0^{\psi_i} \frac{d_0}{2} (1 - \cos(\psi_i - \psi)) dF \\ &= \int_0^{\psi_i} \frac{d_0}{2} (1 - \cos(\psi_i - \psi)) \left(\frac{2N_1 \sin \psi}{\pi d_0} \right) \frac{d_0}{2} \psi \\ &= \frac{N_1 d_0}{\pi} \int_0^{\psi_i} \sin \psi (1 - \cos(\psi_i - \psi)) d\psi \end{aligned}$$

$$M(\psi_i) = \frac{N_1 d_0}{2\pi} (1 - \cos \psi_i - \frac{\psi_i}{2} \sin \psi_i) \quad 3.43$$

Na osnovu slike 3.17 uslovi ravnoteže za pojedine segmente prstena

Za segment A - B uslovi ravnoteže su:

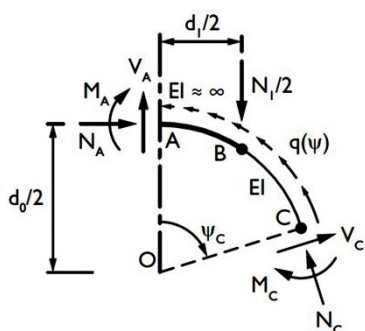


$$\sum N_B = 0 : N_B + V_A \sin \psi_B - N_A \cos \psi_B - \frac{N_1}{2} \sin \psi_B + N(\psi_B) = 0 \quad 3.44$$

$$\sum V_B = 0 : V_B + V_A \cos \psi_B + N_A \sin \psi_B - \frac{N_1}{2} \cos \psi_B - V(\psi_B) = 0 \quad 3.45$$

$$\sum M_B = 0 : M_B - M_A - V_A \frac{d_1}{2} - N_A \frac{d_0}{2} (1 - \cos \psi_B) + M(\psi_B) = 0 \quad 3.46$$

Na sličan način se formiraju izrazi za uslove ravnoteže za segment prstena A - C za plastični zglob u čvoru C.

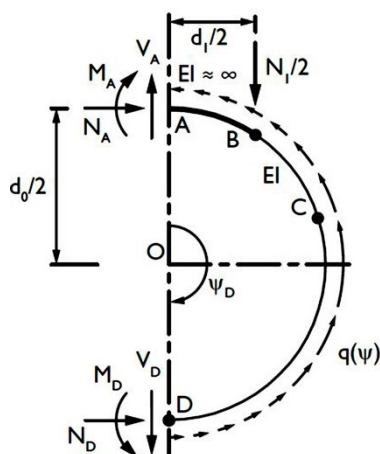


$$\begin{aligned} \sum N_C = 0 : & N_C + V_A \sin \psi_C - N_A \cos \psi_C \\ & - \frac{N_1}{2} \sin \psi_C + N(\psi_C) \\ & = 0 \end{aligned} \quad 3.47$$

$$\begin{aligned} \sum V_C = 0 : & V_C + V_A \cos \psi_C + N_A \sin \psi_C - \frac{N_1}{2} \cos \psi_C - \\ & = 0 \end{aligned} \quad 3.48$$

$$\begin{aligned} \sum M_C = 0 : & M_C + M_A + V_A \frac{d_0}{2} \sin \psi_C + N_A \frac{d_0}{2} (1 \\ & - \cos \psi_C) - \frac{N_1 d_0}{4} - (\sin \psi_C - \sin \psi_B) - M(\psi_C) \\ & = 0 \end{aligned} \quad 3.49$$

Uslovi ravnoteže za segment A - D i plastični zglob u tački D su:



$$\sum N_D = 0 : N_D + V_A \sin \psi_D - N_A \cos \psi_D - \frac{N_1}{2} \sin \psi_D + N(\psi_D) = 0 \quad 3.50$$

$$\sum V_D = 0 : V_D + V_A \cos \psi_D + N_A \sin \psi_D - \frac{N_1}{2} \cos \psi_D - V(\psi_D) = 0 \quad 3.51$$

$$\begin{aligned} \sum M_C = 0 : M_D - M_A - V_A \frac{d_0}{2} \sin \psi_D \\ + N_A \frac{d_0}{2} \left(1 - \cos \psi_D \right) + \frac{N_1 d_0}{4} - (\sin \psi_D - \sin \psi_B) M(\psi_D) \\ = 0 \end{aligned} \quad 3.52$$

3.9.4 Pojednostavljeni model prstena za "T" čvor aksijalno opterećen

Pojednostavljeni model prstena zanemaruje uticaje normalnih i transverzalnih sila u plastičnim zglobovima. Jednačine ravnoteže u plastičnim zglobovima mogu se pojednostaviti ako se uvedu geometrijski i ravnotežni parametri koje poznajemo ($V_A = 0$, $\sin \Psi_B = d_l/d_0 = \beta$, $\cos \Psi_B = \sqrt{1 - \beta^2}$, $\sin \Psi_D = \sin(\pi) = 0$ i $\cos \Psi_C = \cos(\pi) = -1$). Zamjenom $M_i = M_p$, gdje je $i = B \dots D$ pa preuređenjem jednačina preko M_A dobijamo:

$$\begin{aligned} M_A = \frac{1}{4} f_{y0} t_0^2 B_e - N_A \frac{d_0}{2} \left(1 - \sqrt{1 - \beta^2} \right) \\ + \frac{N_1 d_0}{2\pi} \left(1 - \sqrt{1 - \beta^2} - \frac{\beta}{2} \sin^{-1} \beta \right) \end{aligned} \quad 3.53$$

$$M_A = -\frac{1}{4}f_{y0}t_0^2B_e - \frac{N_A d_0}{2}(1 - \cos \psi_C) + \frac{N_1 d_0}{4}(\sin \psi_C - \beta) + \frac{N_1 d_0}{2\pi}\left(1 - \cos \psi_C - \frac{\psi_C}{2} \sin \psi_C\right) \quad 3.54$$

$$M_A = \frac{1}{4}f_{y0}t_0^2B_e - N_A d_0 - \frac{\beta N_1 d_0}{4} + \frac{N_1 d_0}{\pi} \quad 3.55$$

Izjednačavanjem jednačina 3.53 i 3.55 dobijamo:

$$\begin{aligned} & \frac{1}{4}f_{y0}t_0^2B_e - N_A \frac{d_0}{2}(1 - \sqrt{1 - \beta^2}) + \frac{N_1 d_0}{2\pi}\left(1 - \sqrt{1 - \beta^2} - \frac{\beta}{2}\sin^{-1}\beta\right) \\ & = \frac{1}{4}f_{y0}t_0^2B_e - N_A d_0 - \frac{\beta N_1 d_0}{4} + \frac{N_1 d_0}{\pi} \\ & - N_A \frac{d_0}{2} + N_A \frac{d_0}{2}\sqrt{1 - \beta^2} + N_A d_0 \\ & = \frac{N_1 d_0}{\pi} - \frac{N_1 d_0 \beta}{4} - \frac{N_1 d_0}{2\pi} + \frac{N_1 d_0}{2\pi}\sqrt{1 - \beta^2} \\ & + \frac{N_1 d_0}{4\pi}\beta \sin^{-1}\beta \\ N_A \frac{d_0}{2}(1 + \sqrt{1 - \beta^2}) & = \frac{N_1 d_0}{2}\left(\frac{2}{\pi} - \frac{\beta}{2} - \frac{1}{\pi} + \frac{\sqrt{1 - \beta^2}}{\pi} + \frac{\beta}{2\pi}\sin^{-1}\beta\right) \\ N_A & = \frac{N_1 \left(\frac{1}{\pi} - \frac{\beta}{2} + \frac{\sqrt{1 - \beta^2}}{\pi} + \frac{\beta}{2\pi}\sin^{-1}\beta\right)}{(1 + \sqrt{1 - \beta^2})} \quad 3.56 \end{aligned}$$

Izjednačavanjem jednačina 3.54 i 3.55 dobijamo:

$$\begin{aligned} & -\frac{1}{4}f_{y0}t_0^2B_e - N_A \frac{d_0}{2}(1 - \cos \psi_C) + \frac{N_1 d_0}{2\pi}(\sin \psi_C - \beta) \\ & + \frac{N_1 d_0}{2\pi}\left(1 - \cos \psi_C - \frac{\psi_C}{2} \sin \psi_C\right) \\ & = \frac{1}{4}f_{y0}t_0^2B_e - N_A d_0 - \frac{\beta N_1 d_0}{4} + \frac{N_1 d_0}{\pi} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 N_A \frac{d_0}{2} (1 + \cos \psi_C) &= \frac{1}{2} f_{y0} t_0^2 B_e + \frac{N_1 d_0}{2} \left(\frac{2}{\pi} - \frac{\beta}{2} - \frac{\sin \psi_C}{2} + \frac{\beta}{2} - \frac{1}{\pi} + \frac{\cos \psi_C}{2} + \frac{\psi_C}{2\pi} \sin \psi_C \right) \\
 N_A \frac{d_0}{2} (1 + \cos \psi_C) &= \frac{1}{2} f_{y0} t_0^2 B_e + \frac{N_1 d_0}{2} \left(\frac{1}{\pi} - \frac{\sin \psi_C}{2} + \frac{\cos \psi_C}{2} + \frac{\psi_C}{2\pi} \sin \psi_C \right) \\
 N_A &= \frac{\left[f_{y0} t_0^2 \left(\frac{B_e}{d_0} \right) + N_1 \left(\frac{1}{\pi} - \frac{\sin \psi_C}{2} + \frac{\cos \psi_C}{2} + \frac{\psi_C}{2\pi} \sin \psi_C \right) \right]}{(1 + \cos \psi_C)} \quad 3.57
 \end{aligned}$$

Konačno izjednačavamo jednačine 3.56 i 3.57 i dobijamo:

$$\begin{aligned}
 N_1 \left(\frac{1}{\pi} - \frac{\beta}{2} + \frac{\sqrt{1 - \beta^2}}{\pi} + \frac{\beta}{2\pi} \sin^{-1} \beta \right) (1 + \cos \psi_C) \\
 &= \left[f_{y0} t_0^2 \left(\frac{B_e}{d_0} \right) + N_1 \left(\frac{1}{\pi} - \frac{\sin \psi_C}{2} + \frac{\cos \psi_C}{2} + \frac{\psi_C}{2\pi} \sin \psi_C \right) \right] (1 + \sqrt{1 - \beta^2}) \\
 &= f_{y0} t_0^2 \left(\frac{B_e}{d_0} \right) (1 + \sqrt{1 - \beta^2}) \\
 &= N_1 \left[-\frac{\beta}{2} \left(1 - \frac{\sin^{-1} \beta}{\pi} \right) (1 + \cos \psi_C) + \frac{\sin \psi_C}{2} \left(1 - \frac{\psi_C}{\pi} \right) (1 + \sqrt{1 - \beta^2}) \right] \\
 N_1 &= \frac{2 f_{y0} t_0^2 \left(\frac{B_e}{d_0} \right) (1 + \sqrt{1 - \beta^2})}{\sin \psi_C \left(1 - \frac{\psi_C}{\pi} \right) (1 + \sqrt{1 - \beta^2}) - \beta \left(1 - \frac{\sin^{-1} \beta}{\pi} \right) (1 + \cos \psi_C)} \quad 3.58
 \end{aligned}$$

Jednačina 3.58 je data u zavisnosti od nepoznate tačke C - koja je definisana uglom Ψ_C . Da bi se odredila vrijednost ugla Ψ_C jednačinu treba diferencirati po uglu i izjednačiti sa nulom. Prije diferenciranja, parametre koji nisu funkcija zamenjujemo sa konstantama. Sredjivanjem, kao rezultat dobijamo jednačinu 3.59 koja predstavlja graničnu nosivost aksijalno opterećenog "T" čvora.

$$N_1 = \frac{C_1}{\sin \psi_C \left(1 - \frac{\psi_C}{\pi} \right) C_2 - C_3 (1 + \cos \psi_C)} \quad 3.59$$

gdje su konstante:

$$C_1 = 2f_{y0}t_0^2 \left(\frac{B_e}{d_0} \right) (1 + \sqrt{1 - \beta^2})$$

$$C_2 = 1 + \sqrt{1 - \beta^2}$$

$$C_3 = \beta \left(1 - \frac{\sin^{-1}\beta}{\pi} \right)$$

diferencijalna jednačina izjednačena sa nulom je izgleda:

$$N'_1 = \frac{-C_1 \left[\cos \psi_C \left(1 - \frac{\psi_C}{\pi} \right) C_2 - \sin \psi_C \frac{C_2}{\pi} + C_3 \cos \psi_C \right]}{\left[\sin \psi_C \left(1 - \frac{\psi_C}{\pi} \right) C_2 - C_3 (1 + \cos \psi_C) \right]} = 0 \quad 3.60$$

Kako konstanta C_1 ne može biti jednaka nuli ostaje da je:

$$\left[\cos \psi_C \left(1 - \frac{\psi_C}{\pi} \right) C_2 - \sin \psi_C \frac{C_2}{\pi} + C_3 \cos \psi_C \right] = 0$$

i nju koristimo za određivanje ugla Ψ_C .

Kako su i C_2 i C_3 funkcije u zavisnosti od β , rješenje za Ψ_C mora da važi za sve realne vrednosti β . Korišćenjem iterativne regresivne analize do polinoma drugog reda za vrednosti β od 0,2 do 1,0 dobija se vrednost za Ψ_C kao:

$$\psi_C = 1.16 + 0.25\beta + 0.46\beta^2 \text{ (rad)} \quad 3.61$$

sličan izraz je predložio i van der Vegte (1995) [83] i koji je:

$$\psi_C = 1.2 + 0.8\beta^2 \text{ (rad)} \quad 3.62$$

3.9.5 Tačan model prstena ("Exact" ring model) za aksijalno opterećene "T" čvorove

Kod tačnog metoda proračuna uzimaju se u obzir normalne i smičuće sile, kao i momenti savijanja i njihove interakcije u sva tri plastična zgloba na modelu. Tačno rješenje jednačina je dosta komplikovano, pa van der Vegte predlaže numeričko rješavanje sistema jednačina. Utvrđeno je da je "tačno" rešenje dosta blizu rješenju po

pojednostavljenoj metodi (jednačina 3.58) i može se aproksimirati jednostavnim analitičkim rešenjem (van der Vegte, 1995 [83]). Da bi objasnio uticaj geometrije pojasnog štapa, uvodi se parametar γ , koji predstavlja odnos prečnika štapa prema debljini zida štapa ($\gamma = d_0/t_0$). Tačan izraz za nosivost aksijalno opterećenog "T" čvora dat je u 3.63.

$$N_1 = \frac{2f_{y0}t_0^2 \left(\frac{B_e}{d_0}\right) (1 + \sqrt{1 - \beta^2})}{\left(1 - \frac{\psi_2}{\pi}\right) \sin \psi_2 (1 + \sqrt{1 - \beta^2}) - \beta \left(1 - \frac{\alpha \sin \beta}{\pi}\right) (1 + \cos \psi_2) + \frac{0.7}{\gamma^2}} \quad 3.63$$

4

Sopstvena istraživanja

U sprovedenim istraživanjima zavarenih rešetkastih aluminijumskih konstrukcija od okruglih šupljih profila (CHS), izvršena je teorijska, eksperimentalna i numerička analiza i to:

1. Analiza "K" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije,
2. Analiza "T" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije,
3. Analiza segmenta rešetkaste konstrukcije kao prostornog nosača.

4.1 Eksperimentalna analiza

Upotrebljena legura je EN AW 6082-T6. Istraživanje je sprovedeno u više faza. Prva faza u istraživanjima je bilo eksperimentalno ispitivanje fizičko - mehaničkih karakteristika upotrebljenih profila pre formiranja uzoraka. Ispitivanja su sprovedena: u laboratoriji za ispitivanje materijala Metalurškog fakulteta u Podgorici, za elemente upotrebljene u eksperimentalnoj analizi "K" i "T" veza u čvoru rešetke; u laboratoriji za ispitivanje materijala preduzeća "Prvi Partizan - Namenska proizvodnja " u Užicu, za elemente prostorne rešetke analizirane u trećem eksperimentu.

Mašinska priprema uzoraka izvršena je u radionici privatne firme "Mašinac" iz Sevojna a zavarivanje uzoraka je izvršeno u preduzeću "Impol Seval tehnika" u Sevojnu. Deo radova na zavarivanju uzoraka izveden je u laboratoriji Građevinskog fakulteta u Podgorici.

Kod elemenata od aluminijuma, unošenjem temperature zavarivanjem u osnovni materijal - menjaju se njegove fizičko mehaničke karakteristike. Nove karakteristične granice nosivosti za ispitane uzorke (u zonama omekšavanja) određene su na osnovu površinske tvrdoće materijala, koja je ispitivana u preduzeću "Prvi Partizan - Namenska proizvodnja " u Užicu.



Slika 4.1 Pripremljeni uzorci za ispitivanje



Slika 4.2 Uzorci segmenta rešetkaste konstrukcije

Eksperimentalna istraživanja su izvedena u laboratoriji za ispitivanje materijala Građevinskog fakulteta u Podgorici (slika 4.2). Prvo su izvedeni eksperimenti sa "K" i "T" čvorovima a zatim i eksperiment sa segmentima prostorne rešetkaste konstrukcije.

Mjerna tehnika primjenjena u eksperimentu je:

- Mjerne trake TML PL10
- Komparateri
- Akvizija podataka izvršena je akvizacionim uređajem Data Logger sa 24 kanala (slika 4.3).

Da bi se mjerile deformacije napravljen je nosač sa klizačima na koje se montiraju komparateri za mjerenje deformacija (slika 4.4).



Slika 4.3 Akvizitor podataka eksperimentalne analize



Slika 4.4 Uzorak „K“ čvora spremljen za ispitivanje

Teorijska istraživanja se zasnivaju na analizi načina proračuna veza u čvorovima rešetkaste konstrukcije prema EN 1993-1-8 [5] standarda za čelične konstrukcije, sa primjenom karakteristika materijala koje su dobijene eksperimentalnom analizom upotrebljenih uzoraka u sopstvenom eksperimentalnom istraživanju. Kako Evropski standard za aluminijumske konstrukcije ne sadrži dio koji se odnosi na analizu veza u čvorovima rešetkaste konstrukcije, cilj teorijske analize je bio da se vidi u kojoj meri se

izrazi dati u standardu za čelične konstrukcije mogu koristiti za proračun nosivosti veza u čvorovima rešetkaste konstrukcije od okruglih cjevastih aluminijumskih elemenata.

Takođe, analizirana je nosivost prema standardu EN 1999-1-1 [6] u delu koji se odnosi na nosivost samostalnih elemenata sa zavarenim krajevima i na nosivost pritisnutih elemenata sa uticajem izvijanja. Takođe, koeficijenti omekšanja aluminijuma $\rho_{o,haz}$ i $\rho_{u,haz}$ koji se koriste u analizi su koeficijenti preuzeti iz standarda EN 1999-1-1 [6].

Numerička istraživanja su sprovedena korišćenjem programskog paketa "ANSYS" [85] metodom konačnih elemenata sa djelimičnom integracijom. Modelirani su uzorci iz sprovedenih eksperimentalnih istraživanja sa stvarnim nelinearnim karakteristikama materijala. Izvršena je nelinearna analiza uzoraka i postignuta je zadovoljavajuća saglasnost rezultata numeričke i eksperimentalne analize.

Uporednom analizom teporijske, eksperimentalne i numeričke analize pokušano je da se donesu zaključci o ponašanju aluminijuma kao konstruktivnog materijala. Zatim su dati predlozi o mogućnosti korišćenja izraza iz standarda za čelične konstrukcije u analizi aluminijumskih konstrukcija i predloženi su modifikovani analitički izrazi za nosivost "K" i "T" veza u čvorovima rešetkaste konstrukcije.

Na kraju, sveobuhvatnom analizom dati su dijagrami koji objedinjuju sve predložene proračune i omogućuju primjenom ove pojednostavljene metode brz i jednostavan proračun rešetkaste konstrukcije po svim proračunskim kriterijumima.

U narednim poglavljima pojedinačno će biti analizirana sprovedena teorijska, eksperimentalna i numerička analiza "K" i "T" veza u čvorovima rešetke i analiza segmenta prostorne rešetke, sa izvedenim zaključcima, predloženim formulacijama i dijagramima za određivanje proračunske nosivosti.

5

Teorijska, eksperimentalna i numerička analiza aksijalno opterećene "K" veze u čvorovima rešetkaste zavarene konstrukcije od aluminijumskih CHS profila

5.1 Analiza K-čvorova

Izvršena je teorijska, eksperimentalna i numerička analiza metodom konačnih elemenata (MKE) na dvanaest uzoraka K-veze u čvoru aluminijumske rešetkaste konstrukcije. Cilj istraživanja je bio da se ispita u kojoj mjeri se izrazi, koji su dati u EN 1993-1-8[5], za proračunsku nosivost K čvorova zavarene čelične rešetkaste konstrukcije mogu koristiti i za konstrukcije od aluminijumskih legura, pri tom uzimajući u obzir navedenu promjenu osobina materijala u čvoru.

Teorijska analiza je izvršena na osnovu standarda za čelične konstrukcije uzimajući u obzir stvarne mehaničke karakteristike upotrebljenog materijala iz eksperimentalne analize. Analizirana je i proračunska nosivost pritisnutog štapa ispune sa zavarenim krajevima, prema standardu za aluminijumske konstrukcije EN 1999-1-1 [6].

Numerička analiza je izvršena metodom konačnih elemenata (MKE) u programskom paketu Ansys [80], primjenjujući granične uslove iz eksperimentalne analize, modelirajući nelinearno ponašanje aluminijuma, a uzimajući u obzir promene karakteristika aluminijuma u čvoru.

Granični uslov za određivanje proračunske nosivosti veze u čvoru je deformacija pojasnog štapa prema preporukama iz standarda za čelične konstrukcije. Proračunska nosivost je određena na osnovu maksimalne deformacije štapa na mjestu veze pritisnutog štapa ispune sa pojasnim štapom.

Na kraju je izvršena uporedna analiza dobijenih rezultata, predložen je dodatni koeficijent omekšavanja aluminijuma i korekcija izraza za nosivost datog u EN1993-1-8 [5], tako da se isti može koristiti za određivanje proračunske nosivosti K veze u čvorovima rešetkastih konstrukcija od aluminijumskih CHS profila.

5.2 Upotrebljeni materijal

Ramberg i Ozgud [7] daju prvu matematičku interpretaciju veze između napona i dilatacija kod materijala sa iskazanom nelinearnosti. Dati izraz predstavlja osnovu svim kasnijim analizama u pokušajima za što realnijom interpretacijom materijalne nelinearnosti aluminijuma i njegovih legura. Karakteristike materijala su ispitivane na epruvetama koje su izvučene iz profila i izravnate na presi. Epruvete su uzete iz cijevi u pravcu ekstrudiranja profila. Uzete su po tri epruvete od svakog profila cijevi. Ispitivane su na istezanje i pritisak u laboratoriji. Epruvete i postupak ispitivanja su prikazani na slici 6.



a) uzorci

b) ispitani uzorci

c) ispis rezultata ispitivanja

Slika 5.1 Ispitivanje mehaničkih osobina materijala

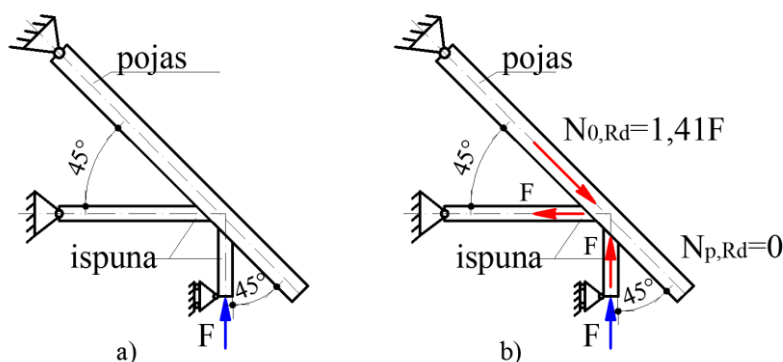
U tabeli 1 date su karakteristične vrijednosti mehaničkih osobina upotrebljenog materijala kao i preračunati stvarni naponi koji su korišćeni u numeričkoj analizi.

Tabela 5.1 Mehaničke karakteristike materijala

profil [mm]	Radni naponi					Stvarni naponi			
	f_0 [MPa]	$f_{1\%}$ [MPa]	$f_{3\%}$ [MPa]	f_u [MPa]	elongation [%]	$f_{0,true}$ [MPa]	$f_{1\%,true}$ [MPa]	$f_{3\%,true}$ [MPa]	$f_{u,true}$ [MPa]
Ø50 x 2	309,34	333,69	339,42	342,48	5,56	309,96	337,01	349,45	361,14
Ø32 x 2	192,27	207,57	218,58	225,56	9,81	192,65	209,64	225,04	246,67
Ø25 x 2	274,39	294,04	300,70	302,46	7,22	274,94	296,97	309,59	323,55
Ø20 x 2	272,34	283,51	289,09	304,38	5,67	272,88	286,33	297,64	321,17

5.3 Granični uslovi (Boundary conditions)

Na slici 5.2 su prikazani granični uslovi i opterećenje - za istraživanje koje je prikazano u ovom radu. Prema [7] to je "single" restraints, gdje je jedan kraj pojasnog štapa slobodan a drugi zglobovno oslonjen. Opterećen je samo jedan štap ispune, dok je sila u drugom štapu identična sili u opterećenom štapu zbog statičke ravnoteže čvora.



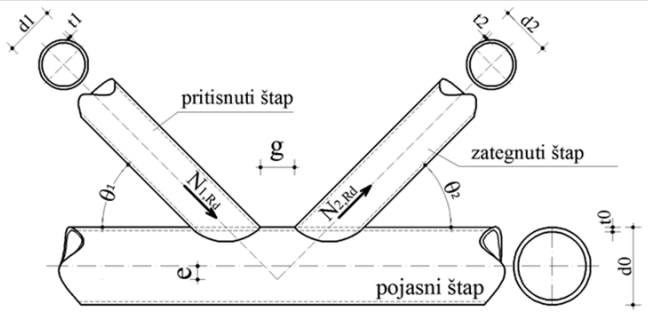
Slika 5.2 Analizirani K-čvor a) granični uslovi b) raspodjela sila u čvoru

5.4 Proračunska nosivost K-veze u čvoru prema EN 1993-1-8

Evrokod u djelu EN 1993-1-8, Proračun čeličnih konstrukcija, Proračun veza [5] - daje analitičke izraze za određivanje proračunske nosivosti čvorova rešetkastih konstrukcija. Izrazi za vrijednosti nosivosti, parametara veze i vrednosti koeficijenata potrebnih za određivanje proračunske nosivosti $N_{1,Rd}$ daju se na slici 5.3. Tu su definisani svi izrazi kao i ograničenja potrebna za primenu navedenih izraza.

Vrijednost proračunske nosivosti za analizirane K-čvorove sračunata je prema izrazima datim u EN 1993 1-8 [5]. Izračunata je vrijednost proračunske nosivosti čvora $N_{1,Rd}$ pri režimu loma - plastifikacija zida pojasnne cjevi (slika 1), za vrednosti granice razvlačenja iz tabele 5.1 (za profil $\phi 50 \times 2$ mm), a koja iznosi $f_o = f_{y0} = 310$ Mpa. Takođe je određena i vrijednost proračunske nosivosti čvora ($N_{1,Rd,haz}$) za granični slučaj kada je pojasna cjev omekšana po celom obimu, sa granicom razvlačenja $f_{o,haz} = 0,5 \times f_o = 0,5 \times 310 = 155$ MPa, kao što je definisano u EN 1999 deo 1-1 [6] za korišćenu leguru aluminijuma, gdje je koeficijent redukcije napona $\rho_{o,haz} = 0,5$. U tabeli je data i vrijednost proračunske nosivosti, $N_{1,Rd,EN}$ za leguru EN 6082-T6 sa granicom razvlačenja $f_o = 250$ MPa prema EN 1999-1-1 [6]. Za dvanaest testiranih uzoraka

vrijednosti parametara veze i proračunske nosivosti $N_{1,Rd}$, $N_{1,Rd,haz}$ i $N_{1,Rd,EN}$ daju se u tabeli 5.2.

Plastifikacija pojasnog štap - K veza sa razmakom					
			$N_{1,Rd} = \frac{k_g k_p f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_1} \left(1.8 + 10.2 \frac{d_1}{d_0} \right) / \gamma_{M5}$		
			$N_{2,Rd} = \frac{\sin \theta_1}{\sin \theta_2} N_{1,Rd}$		
			$k_g = \gamma^{0.2} \left[1 + \frac{0.024 \gamma^{1.2}}{1 + \exp(0.5g/t_0 - 1.33)} \right]$		
			$\beta = \frac{d_1 + d_2}{2d_0} \quad \text{za } d_1 = d_2 \rightarrow \beta = \frac{d_1}{d_0}$		
$k_p = 1 - 0.3n_p(1 + n_p) \quad \text{za } n_p > 0 \text{ (pritisak) sledi } k_p \leq 1$			$\gamma = \frac{d_0}{2t_0} \quad g' = \frac{g}{t_0}$		
$k_p = 1 \text{ za } n_p \leq 0 \text{ (zatezanje), } n_p = \frac{\sigma_{p,Ed}}{f_{y,0}} \quad \sigma_{p,Ed} = \frac{N_{p,Ed}}{A_0}$					
smicanje kidanjem		ograničenja			
$N_i = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} \cdot t_0 \pi d_i \cdot \frac{1 + \sin \theta_i}{2 \sin^2 \theta_i}$		$0.2 < \frac{d_i}{d_0} \leq 1.0$	$\frac{d_i}{2t_i} \leq 25$	$30^\circ \leq \theta_i \leq 90^\circ$ $\gamma \leq 25$	$-0.55 \leq \frac{e}{d_0} \leq 0.25$ $g \geq t_1 + t_2$

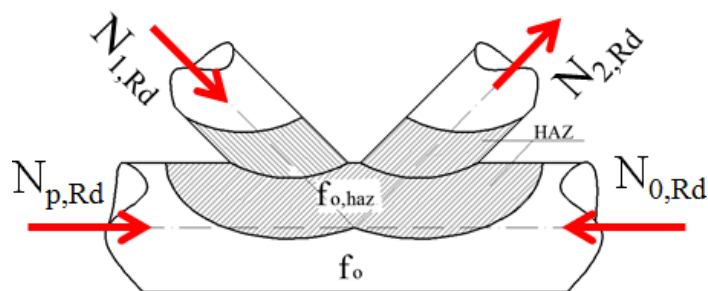
Slika 5.3 Nosivost i parametri veze za "K" čvor od CHS profila
- pripremljeno prema [5]

Tabela 5.2 Parametri veze i proračunske nosivosti prema EN 1993-1-8 [5]

uzorak	d_0 [mm]	t_0 [mm]	d_1 [mm]	t_1 [mm]	θ_i [°]	e	g [mm]	β	2γ	g'	k_p	k_g	$N_{1,Rd}$ [kN]	$N_{1,Rd,haz}$ [kN]	$N_{1,Rd,EN}$ [kN]
[1]	[2]	[3]	[4]	[5]	[6]	[7]	[8]	[9]	[10]	[11]	[12]	[13]	[14]	[15]	[16]
K50.20.E0	50	2	20	2	45	0	21,72	0,40	25	10,86	1,00	1,67	17,18	8,59	13,90
K50.20.E1	50	2	20	2	45	$d_0/8$	34,22	0,40	25	17,11	1,00	1,66	17,05	8,52	13,79
K50.20.E2	50	2	20	2	45	$d_0/4$	46,72	0,40	25	23,36	1,00	1,66	17,04	8,52	13,79
K50.20.E3	50	2	20	2	45	$3d_0/8$	59,22	0,40	25	29,61	1,00	1,66	17,04	8,52	13,79
K50.25.E0	50	2	25	2	45	0	14,60	0,50	25	7,30	1,00	1,73	20,89	10,44	16,90
K50.25.E1	50	2	25	2	45	$d_0/8$	27,50	0,50	25	13,75	1,00	1,66	20,03	10,02	16,21
K50.25.E2	50	2	25	2	45	$d_0/4$	40,00	0,50	25	20,00	1,00	1,66	20,00	10,00	16,18
K50.25.E3	50	2	25	2	45	$3d_0/8$	52,42	0,50	25	26,21	1,00	1,66	20,00	10,00	16,18
K50.32.E0	50	2	32	2	45	0	4,75	0,64	25	2,38	1,00	2,10	30,56	15,28	24,72
K50.32.E1	50	2	32	2	45	$d_0/8$	17,25	0,64	25	8,63	1,00	1,70	24,71	12,36	19,99
K50.32.E2	50	2	32	2	45	$d_0/4$	29,75	0,64	25	14,88	1,00	1,66	24,16	12,08	19,55
K50.32.E3	50	2	32	2	45	$3d_0/8$	42,25	0,64	25	21,13	1,00	1,66	24,14	12,07	19,53

5.5 Uticaj napona u pojasnom štapu (effect of the chord stresses)

Prema EN1993-1-8 [3] koeficijent n_p zavisi od f_{y0} (Slika 5.3) - granice razvlačenja za čelične štapove. U sprovedenim istraživanjima su korišćeni profili od aluminijuma tako da na mjestu zavarene veze kod K-čvora imamo omekšanje aluminijuma u okolini šava i postojanje dvije granice razvlačenja f_o i $f_{o,haz}$ kao što se vidi sa slike 5.4.



Slika 5.4 Sile koje djeluju na opterećeni K-čvor sa prikazanom zonom omekšavanja

Postojanje dvije granice razvlačenja u poprečnom preseku dodatno usložnjava proračun uticaja predhodnog opterećenja na nosivost čvora, pa su u ovom istraživanju odabrani takvi granični uslovi da se ti uticaji eliminišu. U sprovedenim istraživanjima sila u pojasnom štapu $N_{p,Ed}$ je jednaka nuli (slika 5.2b) tako da je $n_p = 0$, iz čega slijedi da je $k_p = 1$.

5.6 Proračunska nosivost zavarenih aluminijumskih štapova prema EN 1999-1-1

Najznačajniji postupci zavarivanja aluminijuma su: elektrolučno zavarivanje pomoću elektrode od volframa zaštićeno inertnim gasom TIG (Tungsten Inert Gas), elektrolučno zavarivanje pomoću topive elektrode zaštićeno inertnim gasom MIG (Metal Inert Gas), lasersko zavarivanje i zavarivanje trenjem (FSW) [8].

U aluminijumskim konstrukcijama zavareni spojevi su podjeljeni na dvije vrste: poprečni i podužni zavareni spojevi. Kod rešetkastih konstrukcija štapovi ispune su na svojim krajevima poprečnim šavom spojeni sa pojasnim štapovima. Uticaj poprečnih zavarenih spojeva na krajevima štapova, uticaj izvijanja na proračunsku nosivost elementa kao i nelinearno ponašanje aluminijuma, ispitali su J.H. Zhu i B. Young [86, 87, 88]. Uporedili su koeficijente omekšavanja dobijene numeričkim i

eksperimentalnim istraživanjem sa vrijednostima navedenim u Evropskom standardu za aluminijumske konstrukcije EN 1999-1-1 [6]. Problemom stabilnosti aluminijumskih elemenata bavili su se i Y. Wang, F. Fan i S. Lin [89]. Smanjena nosivost poprečnog presjeka u zoni ZUT-a jedan od razloga zašto se mehanička spojna sredstva više koriste u aluminijumskim konstrukcijama od zavarivanja, navode Kissell i Ferry [1].

Vrednost $N_{1,Rd}$ je granična sila u štapu ispune sa kojom možemo da opteretimo štap a da ne dođe do plastifikacije pojasnog štapa u čvoru. Vrednosti $N_{b,Rd}$ i N_{Rd} su proračunske nosivosti štapa ispune kao samostalnog elementa u konstrukciji, sa obzirom na izvijanje i sa obzirom da je veza na krajevima štapa zavarena. Prema EN 1999-1-1 [6] proračunska nosivost štapa sa zavarenim krajevima je manja vrednost od:

$$N_{b,Rd} = \chi \cdot A_{eff} \cdot f_o / \gamma_{M1} \quad (5.1)$$

$$N_{Rd} = \omega_0 \cdot A_{eff} \cdot f_o / \gamma_{M1} \quad (5.2)$$

gdje je:

$$\omega_0 = (\rho_{u,haz} \cdot f_u / \gamma_{M2}) / (f_o / \gamma_{M1}) \quad (5.3)$$

Prvi uslov se odnosi na uticaj izvijanja štapa. On zavisi od dužine štapa - odnosno od njegove vitkosti i nećemo ga sada analizirati. Drugi uslov je proračunska nosivost sa uticajem omekšavanja usled zavarivanja (ZUT). U tabeli 5.3 date su vrijednosti sile N_{Rd} za štapove ispune $\varnothing 32 \times 2$, $\varnothing 25 \times 2$ i $\varnothing 20 \times 2$. Koeficijenti redukcije napona, $\rho_{o,haz}$ i $\rho_{u,haz}$ su definisani u EN 1999-1-1 [6] za upotrebljenu leguru aluminijuma. Vrijednosti za parcijalne koeficijente γ_{M1} i γ_{M2} su uzete prema preporukama u standardu za aluminijumske konstrukcije. Za presjeke klase 1,2 i 3, $A_{ef} = A$.

Tabela 5.3 Vrijednost N_{Rd} za štapove ispune

profil	d_i	t_i	A_{eff}	f_o	f_u	$\rho_{o,haz}$	$\rho_{u,haz}$	γ_{M1}	γ_{M2}	ω_0	$A_{eff} \times f_o$	N_{Rd}
	[mm]	[mm]	[cm ²]	[kN/cm ²]	[kN/cm ²]						[kN]	[kN]
$\varnothing 20 \times 2$	20	2	1,13	27,23	30,44	0,5	0,64	1,1	1,3	0,63	30,77	17,61
$\varnothing 25 \times 2$	25	2	1,44	27,44	30,25	0,5	0,64	1,1	1,3	0,62	39,51	22,30
$\varnothing 32 \times 2$	32	2	1,88	19,23	22,56	0,5	0,64	1,1	1,3	0,66	36,15	21,72

5.7 Eksperimentalno istraživanje

Eksperimentalna ispitivanja su sprovedena na Građevinskom fakultetu Univerziteta Crne Gore u Podgorici. Spajanje uzoraka je izvršeno tako što su dijelovi postavljeni u šablon i učvršćeni prije zavarivanja (slika 5.5). Svi elementi su obrađeni na glodalici i obezbjeđeno je potpuno naleganje štapova ispune na pojasnu cijev (slika 5.6). Zategnuti štap je zglobno vezan za oslonac i to preko veznog lima dimenzija 60 x 120 x 10 mm koji se povezuje zavarivanjem sa rasječenim štapom ispune. Vezni lim je obrađen na glodalici i doveden na debljinu 5 mm na mjestu spoja sa prorezanim dijelom. Zglobno ponašanje je obezbjeđeno preko zavrtnja Ø20 preko koga se uzorak spaja sa osloncem (slika 5.7). Pripremljeni uzorci za analizu su prikazani na slici 5.8.



Slika 5.5 Uzorak pričvršćen na šablon



Slika 5.6 Naleganje obrađenog uzorka



Slika 5.7 Djelovi zategnutog štapa ispune



Slika 5.8 Pripremljeni eksperimentalni uzorci

5.7.1 Zavarivanje uzoraka

Ispitivani uzorci su zavareni postupkom elektrolučnog zavarivanja pomoću elektrode od volframa zaštićene inertnim gasom TIG (Tungsten Inert Gas). Veličina šava zadovoljava kriterijume da se lom konstrukcije ne desi u šavu prije dostizanja granične nosivosti čvora, koji su navedeni u [5]. Primjenjena žica za zavarivanje je AlSi5 prečnika 1,6 mm, proizvođača Alumat iz Slovenije, čije se karakteristike daju u tabeli 5.4.

Tabela 5.4 Hemijski sastav upotrebljene žice za zavarivanje AlSi5

Type	Size		Composition							
	[mm]	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	
			max	max	max	max		max	max	
AlSi5	Ø1,6	4,5-6	0,6	0,3	0,15	0,2	-	0,1	0,15	ALUMAT - SLOVENIA ALLOY: S-Al Si 5 DIA: 1,60 mm CHARGE: 134051 / 1 NET. WT.: 6,00 kg

5.7.2 Označavanje uzoraka

Prvo slovo oznake uzoraka je K i predstavlja K čvor. Kako su debljine zida cjevi iste kod svih uzoraka iz oznake je izostavljena debljina cjevi već je dat prečnik pojasne cjevi što predstavlja drugi broj u oznaci. Treći broj u oznaci je prečnik štapa ispune. Oznaka ekscentriciteta je data na kraju i to E0 za ekscentricitet $e = 0$, E1 za $e = d_0/8$, E2 za $e = d_0/4$, E3 za $e = 3d_0/8$. Primjer: Oznaka K50.20.E2 predstavlja K-čvor gde je pojasna cev prečnika $d_0 = 50$ mm, štapovi ispune $d_1 = d_2 = 20$ mm i ekscentricitet u čvoru je $e = d_0/4$.

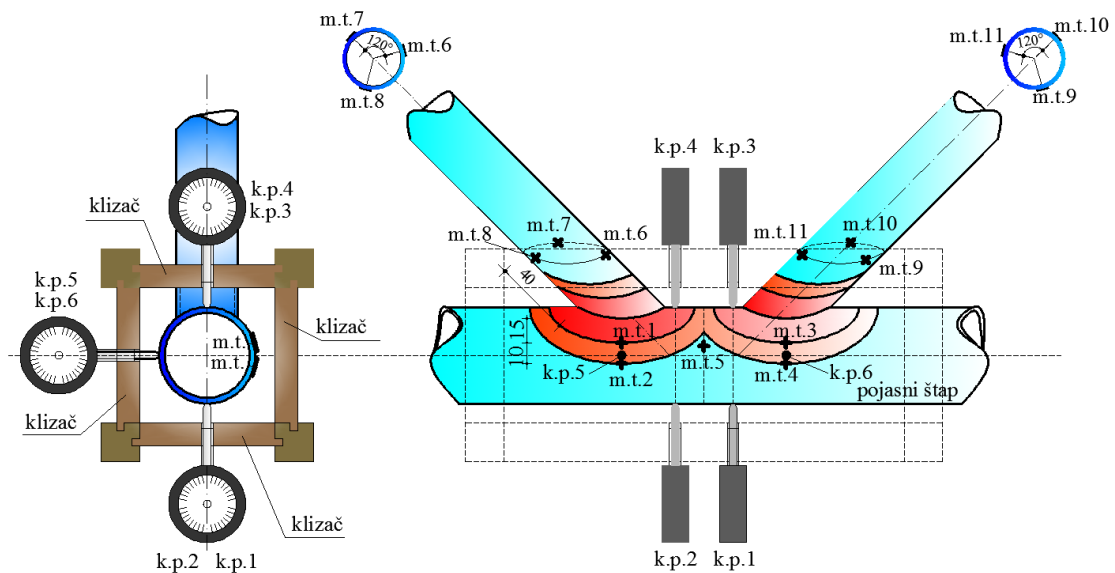
5.7.3 Izvodjenje eksperimenta

Da bi se mjerile deformacije pojasnog štapa u čvoru, a da bi se zanemarilo ukupno pomjeranje kompletne konstrukcije napravljen je nosač sa klizačima koji se postavlja na pojasnu cjev. Preko drvenih klizača koji se pomjeraju - nameštaju se, fiksiraju i učvršćuju komparateri na obeležena mjesta za mjerenje. Sa njima se mjere lokalne deformacije pojasnog štapa na mjestu veze sa pritisnutim i zategnutim štapom ispune. Takođe se mjere i bočne deformacije nosača. Sa jedne strane uzorka postavljaju se komparateri za mjerenje deformacija, a sa druge strane mjerne trake za merenje dilatacija. Eksperiment je izveden sa TML PL10 mjernim trakama. Raspored mjernih mjesta na profilima prikazan je na slici 5.9.

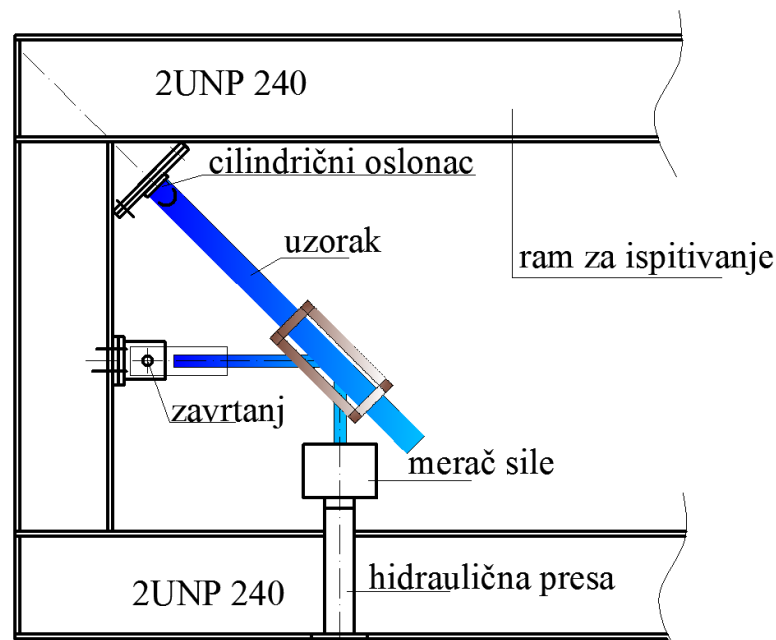
Tako opremljen uzorak postavlja se na okvir za ispitivanje. Na hidrauličku presu postavljen je mjerač sile preko koga se opterećenje prenosi na pritisnuti štap ispune. Drugi štap ispune je zategnut. Sila u tom štapu je identična sili u pritisnutom štapu. Pojasni štap je na jednom kraju slobodan a na drugom slobodno oslonjen na cilindrični oslonac. Crtež rama za ispitivanje dat je na slici 5.10 a izgled rama za ispitivanje sa postavljenim uzorkom dat je na slici 5.11.

Nakon montiranja uzorak se opterećuje silom od $\approx 0,5$ kN da bi se doveo u centrisan položaj i obezbjedilo se potrebno naleganje u osloncima. Unošenje sile je izvođeno u određenim inkrementima za koje su očitavani rezultati na komparaterima i mernim trakama preko uređaja za akviziciju podataka. Opterećenje se nanosi sve dok ne dođe do plastifikacije čvora, odnosno dok se ne počnu dešavati deformacije čvora bez mogućnosti prirasta sile. Maksimalna deformacija čvora se dešavala na mjestu spoja pritisnutog štapa ispune sa pojasnom cjev. U nekoliko slučajeva došlo je do pucanja

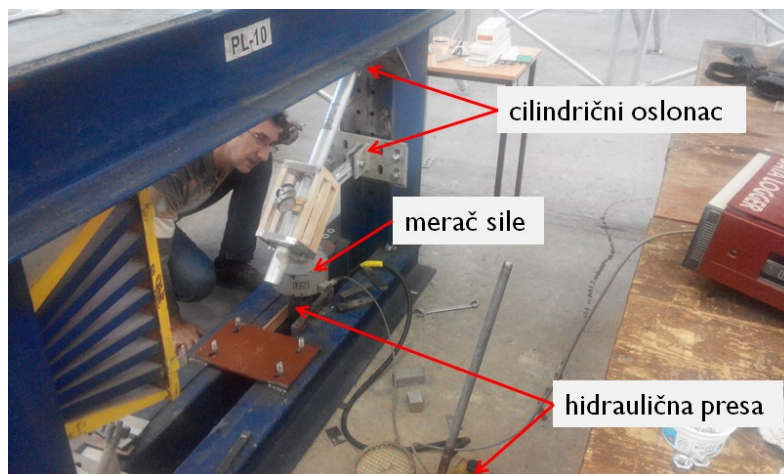
šavova u čvoru kod zategnutog štapa ispune, ali tek nakon što je u nosaču registrovana deformacija dosta veća od granične. Prekomjerno ulubljenje pojasnog štapa na mjestu veze sa pritisnutim štapom ispune i lom šava na zategnutom štapu prikazani su na slikama 5.12 i 5.13.



Slika 5.9 Uzorak sa obilježenim mjernim mjestima



Slika 5.10 Crtež rama za ispitivanje sa uzorkom



Slika 5.11 Postavljen uzorak na ram



Slika 5.12 Ispitivani uzorci sa mjernim trakama

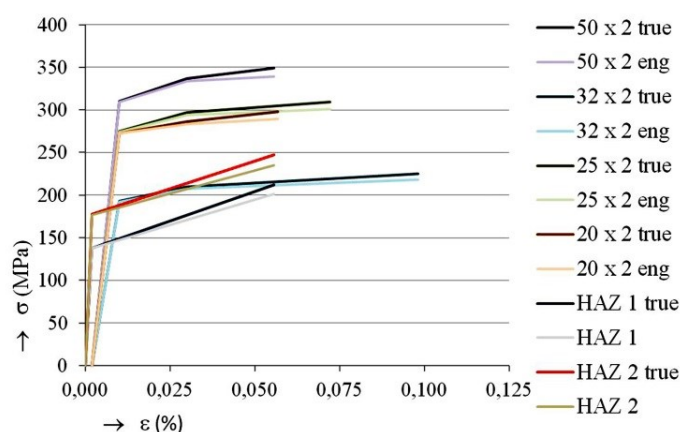


Slika 5.13 Lom zategnutog šava i prekomjerna deformacija čvora

5.8 Numerička analiza

U programskom paketu ANSYS [85] modelovani su uzorci sa stvarnim karakteristikama materijala koji je primjenjen u eksperimentalnoj analizi. Analiza je izvršena sa uzimanjem u obzir nelinearnog ponašanja materijala i dešavanja maksimalnih deformacija u plastičnoj oblasti. Inženjerske krive napon-deformacija se pretvaraju u stvarne krive napon-deformacija preko sledećih aproksimacija. Za stvarne dilatacije (true strain) $\varepsilon = \ln(1 + \varepsilon_{\text{eng}})$, a za stvarni napon (true stress) $\sigma_{\text{true}} = \sigma(1 + \varepsilon_{\text{eng}})$.

Multilinearne krive za osnovni materijal (multilinear isotropic hardening) i bilinearne krive (bilinear isotropic hardening) za šavove i zone uticaja toplote su prikazane na slici 5.14. Prikazane su krive za radni dijagram napona, (Engineering stress-strain) i Stvarni dijagram, (True stress-strain) prema tabeli 5.1 za osnovni materijal i prema tabeli 5.5 za zone omekšavanja HAZ 1 i HAZ 2.



Slika 5.14 Dijagrami σ - ε elemenata modela (radni i stvarni)

U okolini vara karakteristike materijala su proračunate na osnovu ispitivanja površinske tvrdoće metodom Vikersa. Test se sastoji od utiskivanja loptastog šiljka od dijamanta ili kaljenog čelika u površinu materijala koji se ispituje. Ispitivani su presjeci na svakih 5 mm po obimu i na osnovu izmjerenuh vrijednosti formirane su dve zone uticaja omekšavanja, ZUT 1 (uključujući šavove) i ZUT 2. Na mjestu gdje se ujednači tvrdoća prestaje uticaj ZUT-a. U tabeli 5.5 date su proračunate karakteristike aluminijuma u tim zonama na osnovu izmjerene tvrdoće HV koristeći izraze koje su dali O.R. Myhr and Ø. Grong [90]. Vrijednost modula elastičnosti za sve materijale je 69500 MPa. Takođe su date i stvarne vrijednosti napona korišćene u numeričkoj analizi.

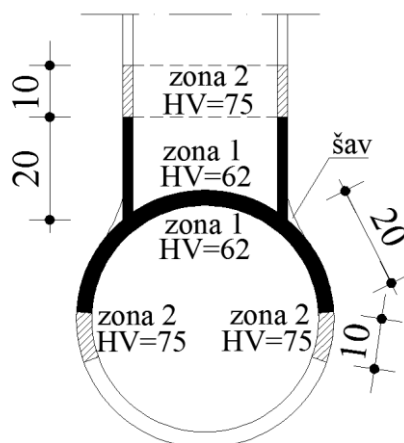
Tabela 5.5 Karakteristike materijala u ZUT-u

zona	HV	Radni napon		Stvarni napon	
		$f_{o,haz}$ [MPa]	$f_{u,haz}$ [MPa]	$f_{o,haz,true}$	$f_{u,haz,true}$
		3HV - 48,1	2,6HV + 39,8	[MPa]	[MPa]
ZUT 1	62	137,90	201,00	138,18	211,88
ZUT 2	75	176,90	234,80	177,25	247,50

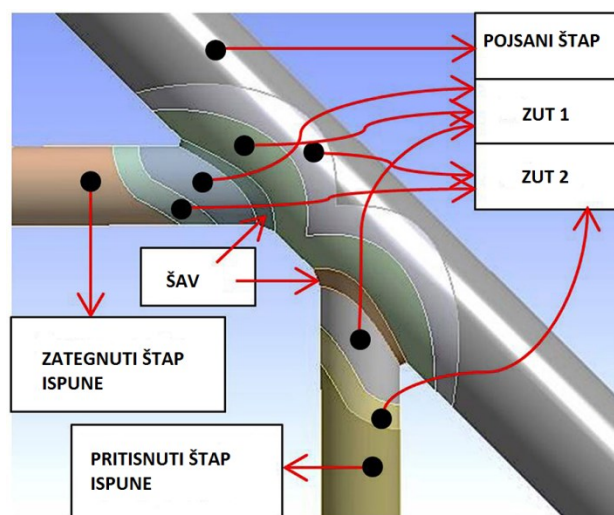
Pored izraza datog u [90], može se koristiti postupak koji je predložio Matusiak (1999), a koga navodi T. Wang u [11]. Predloženi izrazi imaju oblik $f_o(\text{MPa}) = 3,6\text{HV} - 81$ i $f_u(\text{MPa}) = 2,6\text{HV} + 54$, i daju nešto veće vrijednosti rezultata od postupka datog u [90].

U programskom paketu ANSYS [85] modelirane su dvije zone sa uticajem omekšavanja (ZUT 1 i ZUT 2). Prva zona na pojasnom štapu predstavlja površinu pojasnog štapa pokrivenu štapom ispune i 20 mm po obimu pojasnog štapa sa jedne i sa druge strane štapa ispune. Dužina ZUT 1 na štapu ispune predstavlja zonu od 20 mm od veze sa pojasnim štapom. Dužina zone ZUT 2 je definisana kao zona dužine 10 mm od zone ZUT 1 na pojasnom štapu i štapu ispune. Modelirane su bilinearne krive za materijal u oblasti ZUT 1 i ZUT 2. Šavovi su modelirani sa karakteristikama koje odgovaraju omekšanoj zoni ZUT 1 na osnovu rezultata ispitivanja površinske tvrdoće.

Na slikama 5.15 i 5.16 date su dimenzije i položaj omekšanih zona ZUT 1 i ZUT 2.

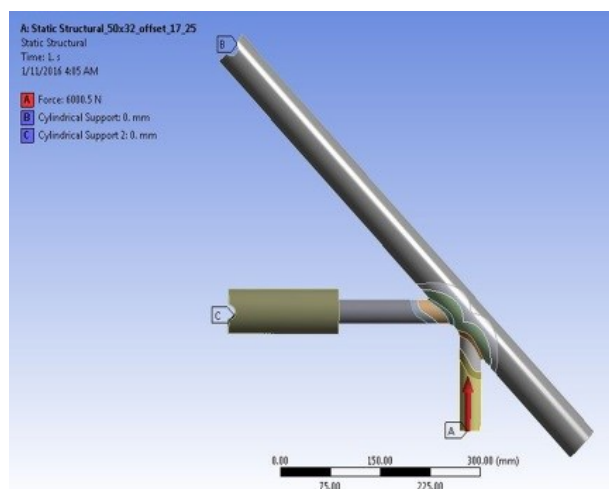


Slika 5.15 Zone ZUT 1 i ZUT 2 u poprečnom presjeku čvora



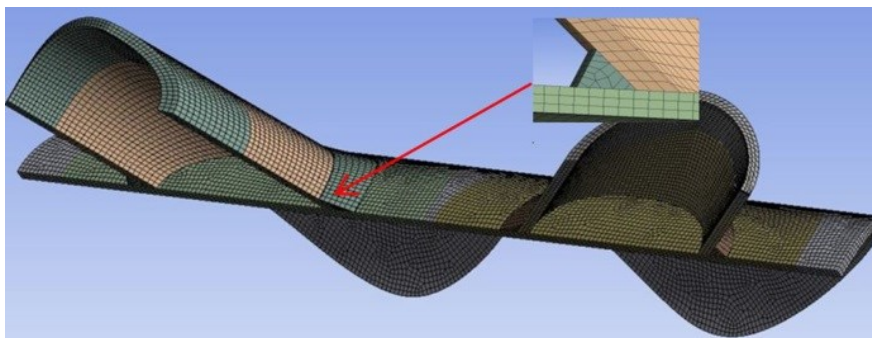
Slika 5.16 Položaj zona ZUT 1 i ZUT 2 čvora

Zbog simetrije modelirana je jedna polovina uzorka. Svi oslonci su modelirani kao cilindrični ležajevi. Veza između šavova i ZUT zona kao i između ZUT zona i štapova je ostvarena pomoću kontaktnih elemenata (bonded contacts). Model K-čvora u programskom paketu ANSYS prikazan je na slici 5.17.



Slika 5.17 Model K-čvora u ANSYS-u

U FEM analizi korišćeni su brick elementi definisani sa 20 čvorova (HEX20) koji koriste smanjenu integraciju (employing reduced integration) i koji imaju tri stepena slobode po čvoru i mogu imati bilo kakvu prostornu orijentaciju. Modelovana su tri sloja elemenata po poprečnom presjeku u zoni ZUT-a i dva sloja van ZUT zone, kao što je prikazano na slici 5.18.

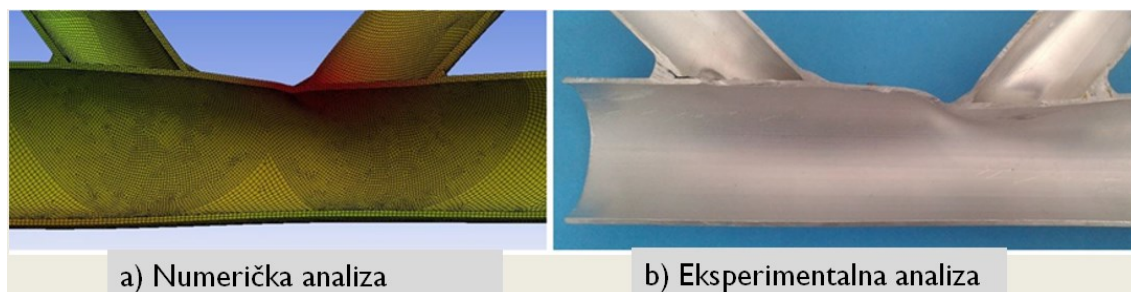


Slika 5.18 Konačni elementi u ZUT

5.9 Analiza eksperimentalnih, teorijskih i numeričkih rezultata istraživanja

5.9.1 Analiza maksimalne deformacije

Najveća deformacija registrovana je na spoju pritisnutog štapa ispune sa pojasnim štapom, sto se jasno vidi na slici 5.19, tako da se analizirani rezultati odnose na deformaciju na mjestu spoja pritisnutog štapa sa pojasnim štapom.



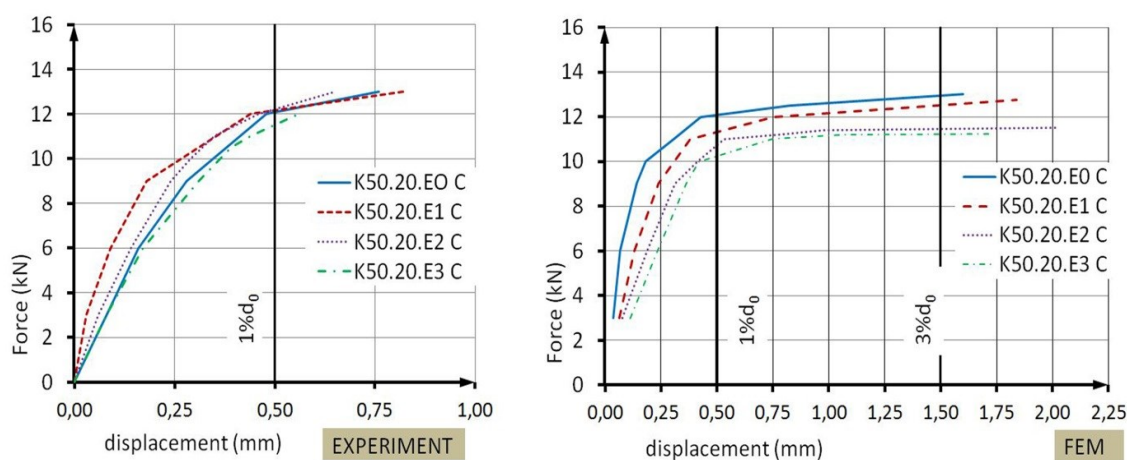
Slika 5.19 Prikaz deformacije uzorka K50.32.E3

Rezultati dobijeni eksperimentalnim ispitivanjem i numeričkom analizom prikazani su na dijagramima (slike 5.20 -5.22).

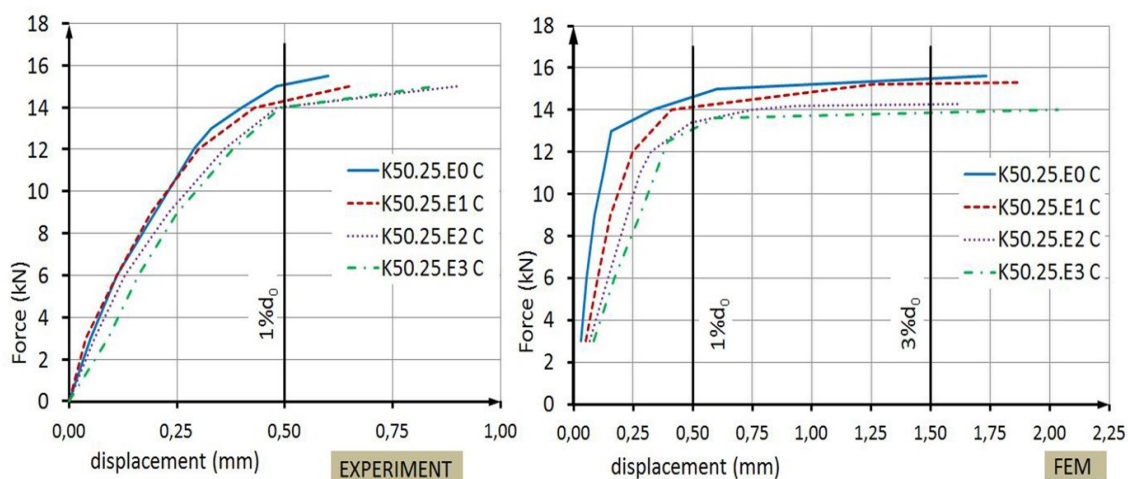
Kako se navodi u radu [44] u svom istraživanju Lu i drugi, uvode dvije deformacione granice. Ultimate strength (N_u) - nosivost koja odgovara deformaciji od 3% d_0 , dok granica serviceability strength (N_s) - odgovara deformaciji od 1% d_0 . Kako nije jasno izražena maksimalna sila na dijagramu sila-deformacija (sl. 5.20 - 5.22) i kako je odnos $N_u/N_s < 1,5$; za ispitivane CHS čvorove mjerodavna je deformacija od 3% d_0 odnosno sila ultimate strength (N_u).

Eksperimentalnim istraživanjem vrlo teško je bilo izmjeriti deformacije veće od $1\%d_0$. Samo u nekim slučajevima na testiranim uzorcima K50.25 registrovane su deformacije blizu $2\%d_0$, dok deformacije od $3\%d_0$ sa ovom laboratorijskom opremom nije bilo moguće izmeriti. Vrijednost granične nosivosti čvora je dobijena preko energije deformacije za vrijednost $\lambda = 3$, kao što su preporučili Choo et al. [80]. Dobijene vrednosti granične nosivosti $N_{l,Rd,EKS,ult}$ su prikazane u tabeli 5.7.

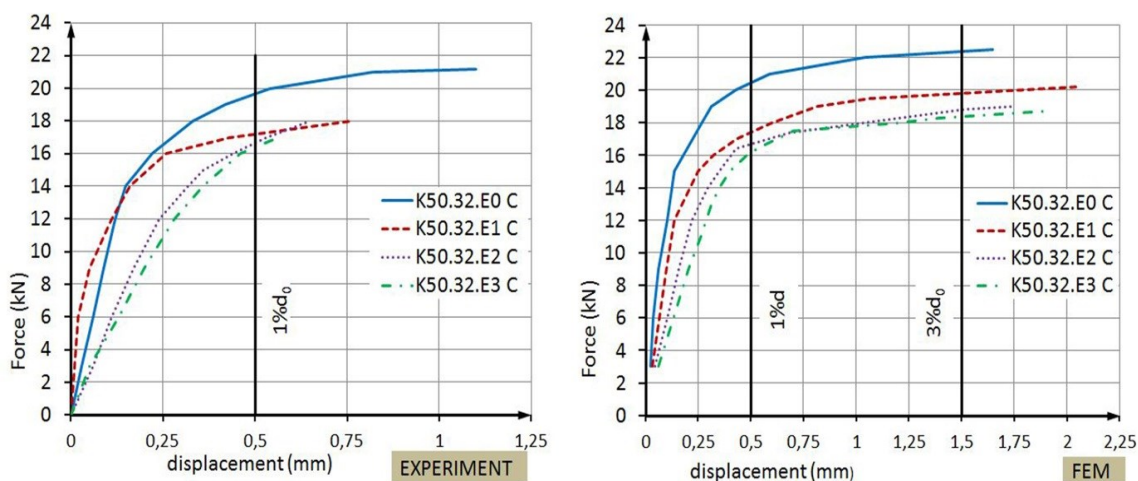
Na dijagramima na slikama 5.20 - 5.22 obilježena je granična deformacija od $1\%d_0$ za eksperimentalna istraživanja i $1\%d_0$ i $3\%d_0$ za numerička ispitivanja. Vrijednosti graničnih sila prikazane su u tabeli 5.7.



Slika 5.20 Sila - deformacija dijagram za K50.20



Slika 5.21 Sila - deformacija dijagram za K50.25

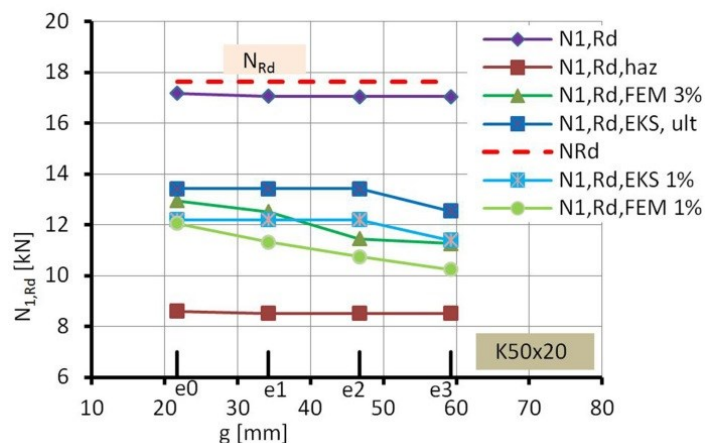


Slika 5.22 Sila - deformacija dijagram za K50.32

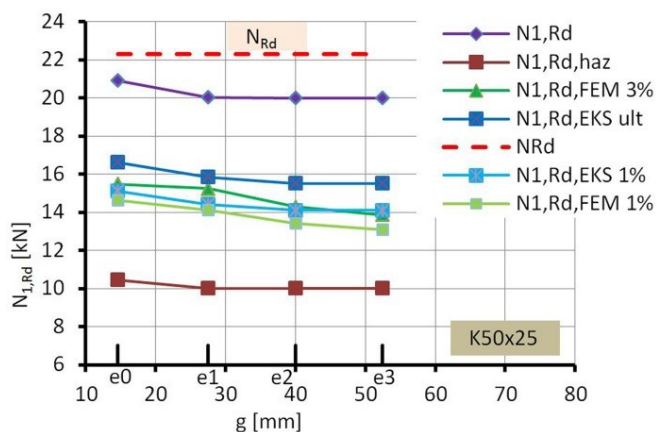
5.9.2 Uporedni rezultati eksperimentalne, teorijske i numeričke analize

Uporedne vrednosti proračunskih nosivosti analiziranih K-čvorova u zavisnosti od rastojanja između štapova ispune (gap) date su na slikama 5.23 - 5.25. Obilježene su vrijednosti proračunske nosivosti za analizirane ekscentricitete u čvoru. Vrijednosti na dijagramima $N_{1,Rd}$ i $N_{1,Rd,haz}$ su vrijednosti dobijene proračunom prema EN 1993 1-8 [5] sa granicama razvlačenja za aluminijum $f_{y0} = f_{o0}$ i $f_{y0,haz} = f_{o0,haz}$ kao što je prikazano u tabeli 5.5. Isprekidanom linijom je data vrijednost proračunske nosivosti N_{Rd} iz tabele 5.3, a koja se odnosi na proračunsku nosivost štapa ispune sa zavarenim krajevima. Primjećujemo da je N_{Rd} vrijednost koja je veća čak i od vrijednosti $N_{1,Rd}$ za upotrebljene uzorke. Jedino kod profila $\varnothing 32 \times 2$ zbog manje granice razvlačenja profila, sila N_{Rd} ima manju vrednost od $N_{1,Rd}$. Ovo nas upozorava da je proračunska nosivost čvora u rešetkastim aluminijumskim konstrukcijama od CHS profila vrlo bitan a vjerovatno i presudan faktor pri dimenzionisanju štapova ispune.

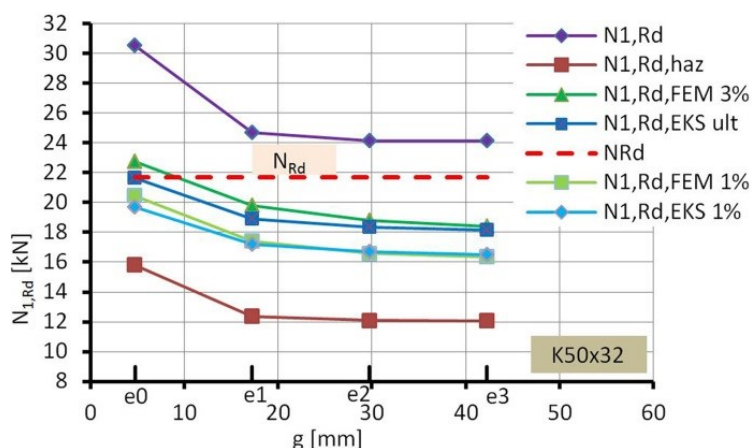
Vrijednosti proračunskih nosivosti eksperimentalnog i numeričkog istraživanja za analizirane ekscentricitete prikazani su dijagramima $N_{1,Rd,EKS}$ i $F_{1,Rd,FEM}$. Ti rezultati se nalaze između graničnih vrijednosti $N_{1,Rd}$ i $N_{1,Rd,haz}$. Postignuta je dobra saglasnost rezultata između eksperimentalnog i numeričkog istraživanja. Razlika u rezultatima je u granicama od 0-8 % ($N_{1,Rd,EKS,1\%} / N_{1,Rd,FEM,1\%}$) i 0-17 % ($N_{1,Rd,EKS,ult} / N_{1,Rd,FEM,3\%}$) što je prikazano u tabeli 5.7.



Slika 5.23 Uporedne vrijednosti proračunske nosivosti za K50x20



Slika 5.24 Uporedne vrijednosti proračunske nosivosti za K50x25

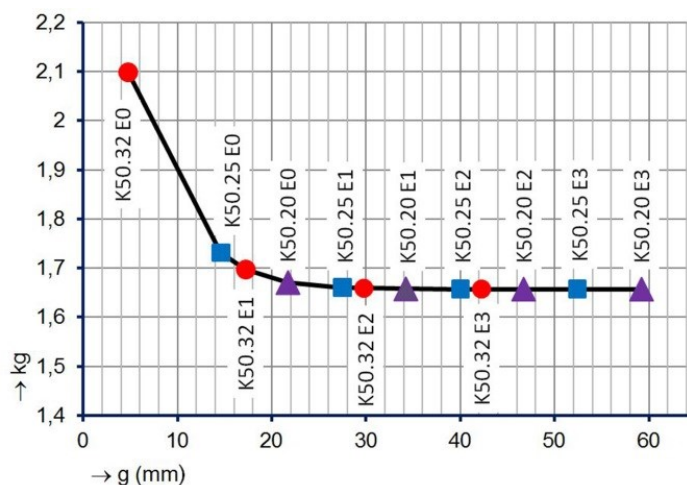


Slika 5.25 Uporedne vrijednosti proračunske nosivosti za K50x32

Da se izrazi dati u EN 1993-1-8 [5] mogu koristiti i za proračun K-čvorova aluminijskih rešetkastih konstrukcija vidimo i iz oblika dijagrama na slikama 5.23 - 5.25. Posmatrajući krive sa slika 5.23 - 5.25 uočavamo da oblik krivih za $N_{1,Rd,EKS}$ i

$N_{1,Rd,FEM}$ za obje ispitivane granice prati oblik krivih za $N_{1,Rd}$ i $N_{1,Rd,haz}$, formiranih na osnovu izraza za K-čvorove od čelika prema EN 1993-1-8. Kod uzoraka K50.20 oblik krive od $e = 0$ do $e = d/4$ se poprilično poklapa sa krivim za $N_{1,Rd}$ i $N_{1,Rd,haz}$. Na dijelu gdje je $e > d/4$ dolazi do pada proračunske nosivosti $N_{1,Rd,EKS}$ i $N_{1,Rd,FEM}$, dok je vrijednost proračunske nosivosti $N_{1,Rd}$ i $N_{1,Rd,haz}$ konstantna. Ta razlika se može objasniti velikim razmakom između štapova ispune (gap), kao i prekoračenim graničnim ekscentricitetom čvora, tako da dolazi do pojave savijanja u čvoru. Kod uzoraka K50.25 i K50.32 oblik krivih za $N_{1,Rd,EKS}$ i $N_{1,Rd,FEM}$ je sličan obliku krivih za $N_{1,Rd}$ i $N_{1,Rd,haz}$, naročito kod uzoraka K50.32.

Na sva tri dijagrama može se primjetiti da je vrijednost $N_{1,Rd}$ i $N_{1,Rd,haz}$ za ekscentricitete veće od $e = d_0/8$ (označenog kao E1 na dijagramima) skoro konstantna. Posmatrajući izraz za $N_{1,Rd}$ koji je dat u EN 1993-1-8 (Slika 5.3), vidimo da je za konstantan odnos d_1/d_0 , promjenljiv samo koeficijent k_g . Na slici 5.26 prikazana je zavisnost koeficijenta k_g od rastojanja između štapova ispune g .



Slika 5.26 Zavisnost koeficijenta k_g od rastojanja g (gap) sa obilježenim vrijednostima za analizirane uzorke

Sa slike 5.26 se vidi da koeficijent k_g za veće vrijednosti rastojanja g od 20 mm ima skoro konstantnu vrijednost (negde oko 1,65). Proračunska nosivost $N_{1,Rd}$ i $N_{1,Rd,haz}$ za te razmake između štapova ispune je konstantna. Rezultati eksperimentalne i numeričke analize pokazuju da i za veća rastojanja između štapova ispune od 20 mm proračunska nosivost opada, ali za neznatnu vrijednost - i teži konstantnoj vrijednosti.

Za uzorke gdje je razmak između štapova ispune g (gap) manji, a to su uzorci K50.25 i K50.32 - poklapanje rezultata je odlično.

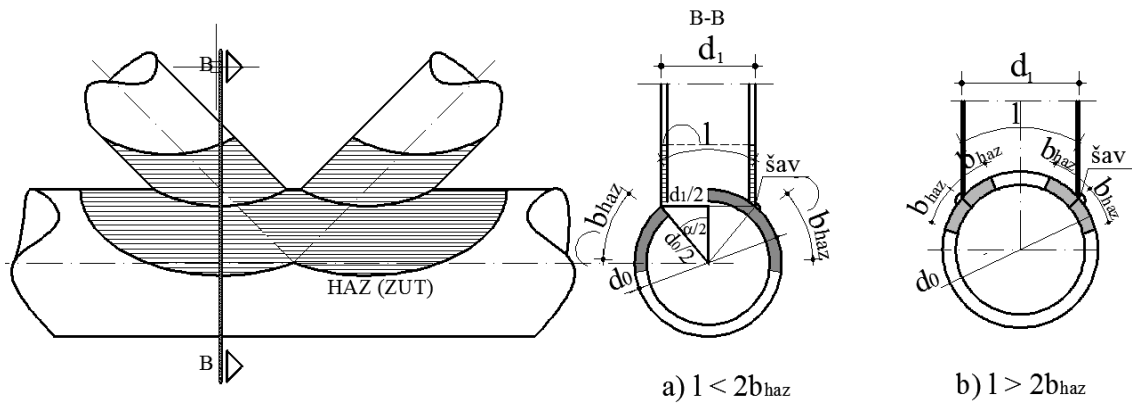
5.10 Analitičko rješenje proračunske nosivosti K-čvorova od aluminijumskih CHS profila

Nosivost čvora je najveća kada se po cijelom obimu presjeka usvoje iste karakteristike materijala bez uticaja omekšavanja u ZUT-u. Minimalna nosivost je kada je cjeli čvor omekšan i sa karakteristikama materijala u ZUT-u.

Prema EN 1999 u ZUT-u koeficijent redukcije granice razvlačenja je konstantan za cjelu omekšanu površinu. Za korišćenu leguru u istraživanju je $\rho_{o,haz} = 0,5$. U poprečnom presjeku čvora (slika 5.27) šrafirani dio predstavlja omekšanu zonu - ZUT sa granicom razvlačenja $f_{o0,haz} = \rho_{o,haz} \times f_{o0}$. Nešrafirani dio presjeka je neomekšani dio sa granicom razvlačenja f_{o0} . Cilj naredne analize je da se nađe koeficijent redukcije sa kojim ćemo redukovati granicu razvlačenja f_{o0} , a koji će uspešno prikazati koliki je uticaj omekšavanja aluminijuma u čvoru na proračunsku nosivost čvora. Taj koeficijent se kreće od 0,5 (maksimalno omekšano) do 1,0 (bez omekšanja). Obeležen je sa k_{al} . Uvodeći koeficijent omekšanja aluminijuma k_{al} , proračunska nosivost K čvora od aluminijumskih CHS profilaje data izrazom:

$$N_{l,Rd} = k_{al} \cdot \frac{k_g k_p f_{o0} t_0^2}{\sin \theta_1} \left(1.8 + 10.2 \frac{d_1}{d_0} \right) / \gamma_{M5} \quad (5.4)$$

Za određivanje koeficijenta k_{al} i njegovu interpretaciju preko koeficijenta redukcije napona u zoni omekšavanja aluminijuma, $\rho_{o,haz}$, definisana je jedna zona omekšavanja shodno EN1999-1-1 [6]. Zona omekšavanja aluminijuma može da pokriva cijelu površinu pojasne cjevi unutar spoja pojasnog štapa sa štapom ispune (slika 5.27a) ili da dio (unutar poklopljene površine štapom) ispune ostane neomekšan (slika 5.27b). Koji se slučaj dešava od ova dva zavisi od toga da li je dužina kružnog luka na poprečnom presjeku pojasnog štapa koji pokriva štap ispune veća ili manja od $2b_{haz}$, gdje je b_{haz} širina rasprostiranja zone omekšavanja. Analizirani uzorci spadaju u slučaj prikazan na slici 5.27a.



Slika 5.27 Prostiranje zone omekšavanja

Posmatra se presjek B - B gdje je najveća površina ZUT-a. Dužina zone obuhvaćene omekšavanjem je kružni luk koji se sastoji iz dva djela. Prvi dio je dio koji je unutar štapa ispune, a drugi dio je zona van štapa ispune dužine $2b_{\text{haz}}$. Dužina kružnog luka ispod pritisnutog štapa je data preko centralnog ugla α .

$$\alpha = 2 \arcsin \frac{d_1}{d_0} \quad (5.5)$$

Dužina kružnog luka preko poluprečnika i centralnog ugla je data kao :

$$l = \frac{\alpha}{360} \cdot 2r\pi \quad \text{odnosno:}$$

$$l = \frac{2 \arcsin \frac{d_1}{d_0}}{360} \cdot 2 \cdot \frac{d_0}{2} \cdot \pi = \frac{\arcsin \frac{d_1}{d_0}}{180} \cdot d_0 \cdot \pi \quad (5.6)$$

Dužina zone omekšavanja označena je se L^* i iznosi:

$$L^* = l + 2b_{\text{haz}} \quad \text{ili:} \quad (5.7)$$

$$L^* = \frac{\arcsin \frac{d_1}{d_0}}{180} \cdot d_0 \cdot \pi + 2 \cdot b_{\text{haz}} = \frac{d_0 \cdot \pi}{180} \arcsin \frac{d_1}{d_0} + 2 \cdot b_{\text{haz}} \quad (5.8)$$

Jednačina data izrazom (5.8) se odnosi na K-čvorove čija je dužina naleganja štapa ispune na pojasni stap $l \leq 2b_{\text{haz}}$ kao što je slučaj kod uzoraka analiziranih u ovom radu. Ako je $l > 2b_{\text{haz}}$ tada je $L^* = 4b_{\text{haz}}$.

Iz dužine omekšanog obima L^* dobijamo omekšanu površinu A^* , množeći L^* sa debljinom zida profila t .

Ukupnu površinu poprečnog presjeka pojasnog profila možemo približno izračunati kao $A_0 = L \cdot t = d_0 \pi t_0$, gdje je L obim pojasnog profila. Zanimaruje se mala razlika koja nastaje jer nije uzeta srednja linija zida cjevi kod izračunavanja površine.

Površina koja nije omekšana jednaka je:

$$A_0 - A^* = (L - L^*) \cdot t_0 \quad (5.9)$$

Prosečna vrijednost granice razvlačenja $f_{o0,red}$ predstavlja prosječnu čvrstoću po obimu pojasnog štapa u čvoru i dobija se iz uslova nosivosti djelimično omekšanog poprečnog presjeka. Taj uslov je:

$$A_0 \cdot f_{o0,red} = (A - A^*) \cdot f_{o0} + A^* \cdot \rho_{o,haz} \cdot f_{o0} \quad (5.10)$$

Izrazimo površine preko dužina L i L^*

$$L \cdot t_0 \cdot f_{o0,red} = (L - L^*) \cdot t_0 \cdot f_{o0} + L^* \cdot t_0 \cdot \rho_{o,haz} \cdot f_{o0} \quad (5.11)$$

Nakon određenih transformacija dobijamo

$$L \cdot f_{o0,red} = (L - L^*) \cdot f_{o0} + L^* \cdot \rho_{o,haz} \cdot f_{o0} \quad (5.12)$$

$$L \cdot f_{o0,red} = L \cdot f_{o0} - L^* \cdot f_{o0} (1 - \rho_{o,haz}) \quad (5.13)$$

Odnos redukovane granice razvlačenja $f_{o0,red}$ prema granici razvlačenja osnovnog materijala f_{o0} je koeficijent omekšanja aluminijuma k_{al} .

$$f_{o0,red} = k_{al} \cdot f_{o0} \quad (5.14)$$

zamjenom u (5.13) dobijamo

$$L \cdot k_{al} \cdot f_{o0} = f_{o0} (L - L^* (1 - \rho_{o,haz})) \quad (5.15)$$

Koeficijent k_{al} se može eksplicitno izraziti iz (5.15)

$$k_{al} = \frac{L - L^* (1 - \rho_{o,haz})}{L} \quad (5.16)$$

ili

$$k_{al} = 1 - \frac{(1 - \rho_{o,haz}) \cdot L^*}{L} \quad (5.17)$$

L^* je definisano u (7) pa se dobija:

$$k_{al} = 1 - \frac{(1 - \rho_{o,haz}) \left(\frac{d_0 \cdot \pi}{180} \cdot \arcsin \frac{d_1}{d_0} + 2 \cdot b_{haz} \right)}{d_0 \cdot \pi} \quad (5.18)$$

Za $l > 2b_{haz}$ (kada su veći prečnici štapa ispune), gdje je $L^* = 4b_{haz}$:

$$k_{al} = 1 - \frac{(1 - \rho_{o,haz}) \cdot 4 \cdot b_{haz}}{d_0 \cdot \pi} \quad (5.19)$$

Izrazi (5.18) i (5.19) daju vrijednosti koeficijenta omekšavanja aluminijuma u zavisnosti od:

- vrste legure (zavisi koeficijent $\rho_{o,haz}$)
- primjenjenog načina zavarivanja (zavisi širina omekšane zone b_{haz}) i
- geometrijskih karakteristika štapa ispune i pojasnog štapa.

Prethodnom analizom određena je osrednjena vrijednost čvrstoće materijala na osnovu odnosa omekšane i neomekšane površine poprečnog presjeka. Slične zaključke su izveli G. De. Matteis i dr. [91].

5.10.1 Upoređivanje predloga analitičkog rješenja sa rezultatima eksperimentalne i numeričke analize

Da bi se kalibrirao izraz prema (5.18) sa eksperimentalnom i numeričkom analizom, definisana je jedna zona omekšavanja na osnovu eksperimentalno ispitane površinske tvrdoće. Vrijednost prosječne Vickersove tvrdoće za jednu HAZ zonu dobija se preračunavanjem datih tvrdoća za dvije zone (Slika 5.13) srazmjerno obuhvaćenoj dužini po obimu presjeka.

Prosječna tvrdoća aluminijuma u zoni HAZ-a je:

$$HV_{\text{pros}} = ((2 \cdot 2 + 2,5) \cdot 62 + 2 \cdot 1 \cdot 75) / 8,5 = 65,06$$

Na osnovu prosječne Vickersove tvrdoće dobija se granica razvlačenja $f_{o0,haz}$ (izrazi dati u tabeli 5.5):

$$f_{o0,haz} = 3 \cdot 65,06 - 48,1 = 147,08 \text{ MPa}$$

a koeficijent redukcije napona je:

$$\rho_{o,haz} = f_{o0,haz} / f_{o0} = 147,08 / 309 = 0,475$$

Širina zone omekšavanja je ista u numeričkom istraživanju i prema EN1999 1-1 za TIG zavarivanje i iznosi $b_{\text{haz}} = 30 \text{ mm}$. U tabeli 6 date su vrednosti k_{al} , za K čvorove K50.20, K50.25 i K50.32 za karakteristike materijala upotrebljenog u istraživanju kao i vrijednost $k_{\text{al,EN}}$ za karakteristike materijala definisanog prema EN 1999-1-1[6].

Tabela 5.6 Vrijednosti k_{al} za ispitane uzorke K50.20, K50.25 i K50.32 prema (5.18)

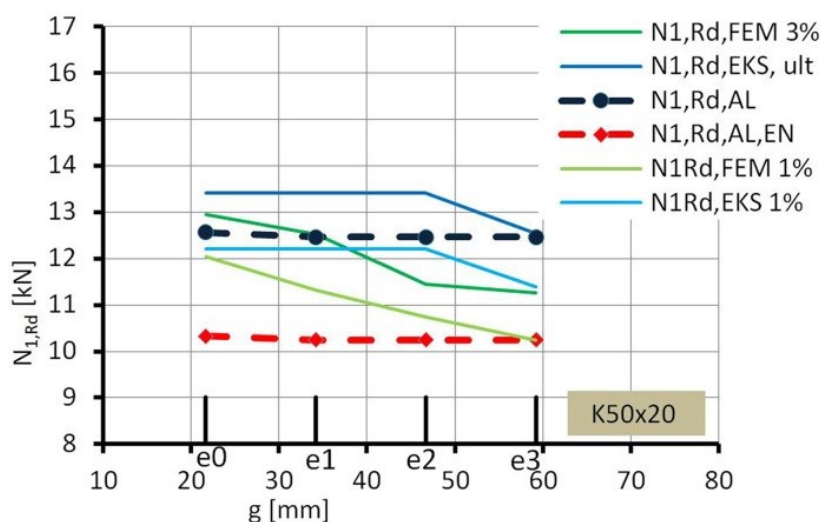
pojasni štap	štap ispune	d_0 [mm]	d_1 [mm]	b_{haz} [mm]	f_o [MPa]	$f_{o,haz}$ [MPa]	$f_{o,EN}$ [MPa]	$f_{o,haz,EN}$ [MPa]	k_{al}	$k_{\text{al,EN}}$
50x2	20x2	50	20	30	309	147	250	125	0,731	0,743
50x2	25x2	50	25	30	309	147	250	125	0,712	0,726
50x2	32x2	50	32	30	309	147	250	125	0,684	0,698

Izračunate vrijednost proračunske nosivosti K-čvora korišćenjem koeficijenta k_{al} označene su sa $N_{1,Rd,AL}$ i date u tabeli 5.7. U tabeli je dat pregled svih analiziranih istraživanja, kao i odnosi proračunskih nosivosti dobijenih eksperimentalnom analizom i numeričkim proračunom prema proračunskoj nosivosti dobijenoj korišćenjem izraza definisanih u standardu za čelične konstrikcije redukovanim sa koeficijentom omekšavanja aluminijuma k_{al} . Uočava se visok stepen saglasnosti dobijenih rezultata. Prosječno odstupanje analitičkog rješenja za sve uzorke je 2,39% u poređenju sa eksperimentalnim istraživanjem i 4,8% u poređenju sa numeričkim proračunom za nosivost pri deformaciji od 1% d_0 . Prosječno odstupanje analitičkog rješenja za sve

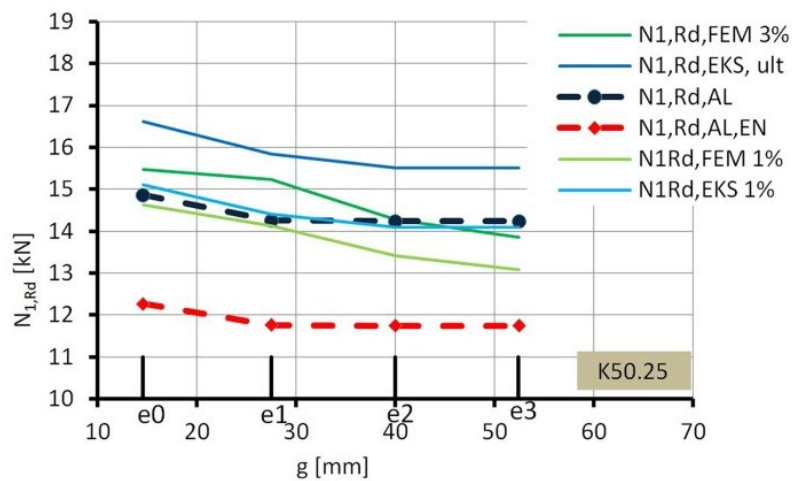
uzorke je 8,30% u poređenju sa graničnom nosivošću kod eksperimentalnog istraživanja i 7,2% u poređenju sa numeričkim proračunom za nosivost pri deformaciji od 3% d_0 .

U kolonama 14-16 tabele 5.7 dati su rezultati proračuna granične nosivosti čvora za leguru EN 6082-T6 sa karakteristikama materijala prema EN1999-1-1 [6]. Vrijednosti proračunske nosivosti K-čvora korišćenjem koeficijenta $k_{al,EN}$ označene su sa $N_{1,Rd,AL,EN}$. Poređenje rezultata dobijenih preko analitičkog rješenja (kolona 9, tab. 5.7) sa rezultatima prema EN1999-1-1 (kolona 16, tab.5.7) dato je u koloni 17 tabela 5.7. Rezultati su u skoro potpunoj saglasnosti sa odnosom granice razvlačenja materijala korišćenog u eksperimentu ($f_0 = 310$ MPa) i granice razvlačenja za leguru EN 6082-T6 prema EN1999-1-1 a koja iznosi $f_{0,EN} = 250$ MPa. Taj odnos je $310/250 = 1,24$.

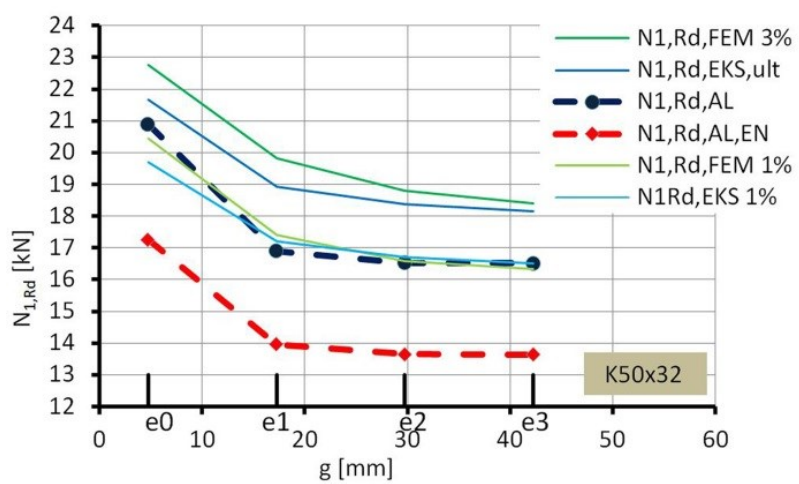
Na slikama 5.28-5.30 daje se grafički prikaz rezultata eksperimentalne analize, numeričkog proračuna i predloženog analitičkog metoda određivanja proračunske nosivosti, analiziranih uzoraka K-čvora od aluminijumskih CHS profila. Prikazane su uporedno vrijednosti nosivosti iz tabele 5.7 (kolone 2 - 5) dobijene eksperimentalnom i numeričkom analizom, zatim vrijednost nosivosti iz kolone 9 tabele 7, dobijene analitičkim rešenjem pomoću koeficijenta redukcije k_{al} i vrijednosti iz kolone 16 tabele 5.7, koje se odnose na graničnu nosivost za leguru EN 6082-T6 prema EN 1999-1-1, sračunatu korišćenjem predloženog analitičkog izraza sa koeficijentom redukcije $k_{al,EN}$.



Slika 5.28 Uporedni prikaz rezultata istraživanja za K50.20



Slika 5.29 Uporedni prikaz rezultata istraživanja za K50.25



Slika 5.30 Uporedni prikaz rezultata istraživanja za K50.32

Tabela 5.7

specimen	$N_{i,Rd}$		$N_{i,Rd,EKS\ 1\%}$		$N_{i,Rd,EKS\ ult}$		k_{d1}	$N_{i,Rd,AL}$		$N_{i,Rd,EKS\ 1\%}$		$N_{i,Rd,EKS\ ult}$		$k_{d,E}$	$N_{i,Rd,EN}$		$N_{i,Rd,AL,EN}$	
	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]		[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]		[kN]	[kN]	[kN]	
	[1]	[2]	[3]	[4]	[5]	[6]	[7]	[8]	$[9]=[1]*[8]$	$\frac{N_{i,Rd,AL}}{N_{i,Rd,EKS\ 1\%}}$	$\frac{N_{i,Rd,AL}}{N_{i,Rd,EKS\ ult}}$	$\frac{N_{i,Rd,AL}}{N_{i,Rd,EKS\ 1\%}}$	$\frac{N_{i,Rd,AL}}{N_{i,Rd,EKS\ ult}}$	[14]	[15]	$[16]=[14]*[15]$	$\frac{N_{i,Rd,AL,EN}}{N_{i,Rd,AL,EN}}$	
K50.20.E0	17,18	12,20	13,42	12,04	12,94	1,01	1,04		12,56	0,971	0,959	1,068	1,030		13,90	10,33	1,216	
K50.20.E1	17,05	12,20	13,42	11,32	12,52	1,08	1,07	0,731	12,46	0,979	0,909	1,077	1,005	0,743	13,79	10,25	1,216	
K50.20.E2	17,04	12,20	13,42	10,74	11,45	1,14	1,17		12,46	0,979	0,862	1,077	0,919		13,79	10,24	1,216	
K50.20.E3	17,04	11,40	12,54	10,24	11,26	1,11	1,11		12,46	0,915	0,822	1,006	0,904		13,79	10,24	1,216	
K50.25.E0	20,89	15,10	16,61	14,63	15,48	1,03	1,07		14,87	1,015	0,984	1,117	1,041		16,90	12,27	1,212	
K50.25.E1	20,03	14,40	15,84	14,13	15,24	1,02	1,04	0,712	14,26	1,010	0,991	1,111	1,069	0,726	16,21	11,77	1,212	
K50.25.E2	20,00	14,10	15,51	13,42	14,28	1,05	1,09		14,24	0,990	0,942	1,089	1,003		16,18	11,75	1,212	
K50.25.E3	20,00	14,10	15,51	13,08	13,85	1,08	1,12		14,24	0,990	0,919	1,089	0,973		16,18	11,75	1,212	
K50.32.E0	30,56	19,70	21,67	20,44	22,75	0,96	0,95		20,90	0,943	0,978	1,037	1,089		24,72	17,26	1,211	
K50.32.E1	24,71	17,20	18,92	17,41	19,81	0,99	0,96	0,684	16,90	1,018	1,030	1,120	1,172	0,698	19,99	13,96	1,211	
K50.32.E2	24,16	16,70	18,37	16,58	18,79	1,01	0,98		16,53	1,010	1,003	1,111	1,137		19,55	13,64	1,212	
K50.32.E3	24,14	16,50	18,15	16,34	18,39	1,01	0,99		16,51	0,999	0,990	1,099	1,114		19,53	13,63	1,211	

5.10.2 Zaključci iz analize "K" čvora

U ovom dijelu istraživanja prikazano je eksperimentalno istraživanje, teorijska i numerička analiza metodom konačnih elemenata na dvanaest uzoraka K-čvora od aluminijumskih CHS profila. Analizirani su uzorci od aluminijumske legure EN AW 6082-T6. Kako evropskim standardom za aluminijumske konstrukcije EN 1999 nije definisana proračunska nosivost čvorova rešetkaste konstrukcije od aluminijuma, cilj rada je bio da se za određivanje proračunske nosivosti aluminijumskih K-čvorova koriste izrazi dati u standardu za čelične konstrukcije EN 1993-1-8 [5], sa određenim modifikacijama koje su u radu i predložene.

Da bi se za proračun K-čvorova od aluminijumskih CHS profila mogli koristiti izrazi definisani u standardu za čelične konstrukcije EN1993-1-8, izvršena je korekcija i dopuna izraza za proračun sa novim koeficijentom omekšavanja k_{al} . Tim koeficijentom su obuhvaćeni svi parametri od kojih zavisi uticaj omekšanja aluminijuma u okolini šava na proračunsku nosivost K - čvora. Uvođenjem koeficijenta omekšavanja k_{al} u izraz za proračunsku nosivost prema EN 1993-1-8, dobijamo zadovoljavajuću saglasnost analitičkog rješenja sa eksperimentalnom i numeričkom (MKE) analizom. Sva ograničenja u geometriji čvora koja su predložena u standardu za čelične konstrukcije zadržana su i za aluminijumske K-čvorove. Takođe, predloženi analitički izraz je saglasan sa Evropskim standardom za aluminijumske konstrukcije po pitanju mehaničkih osobina upotrebljene legure (f_o i $f_{o,haz}$) i karakteristika ZUT zone (b_{haz} i ρ_{haz}).

Ograničenje sprovedene analize je u tome što nije uzet u obzir uticaj prednapona u pojasnom štapu na proračunsku nosivost čvora, a pokazano je da je taj uticaj dosta složen za proračun zbog djelimičnog omekšavanja poprečnog presjeka i postojanja dvije granice razvlačenja (f_o i $f_{o,haz}$) u čvoru.

6

Teorijska, eksperimentalna i numerička analiza aksijalno opterećene "T" veze u čvorovima rešetkaste zavarene konstrukcije od aluminijumskih CHS profila

Izvršena je teorijska, eksperimentalna i numerička analiza metodom konačnih elemenata (MKE) na šest uzoraka T-veze u čvoru rešetkaste konstrukcije. Cilj istraživanja je bio da se ispita u kojoj mjeri se izrazi koji su dati u EN 1993-1-8 [5] za proračunsku nosivost T čvorova zavarene čelične rešetkaste konstrukcije mogu koristiti i za konstrukcije od aluminijumskih legura, a uzimajući u obzir navedenu promjenu osobina materijala u čvoru.

Uzorci "T" veze su pripremljeni sa pojasnim štapom dužine 500 mm i štapom ispune dužine 150 mm. Štapovi su međusobno postavljeni pod uglom od 90°. Ispitivane su dvije vrste pojasnih cijevi Ø50 x 2 mm i Ø50 x 3 mm. Štapovi ispune su cjevasti profili Ø20 x 2 mm, Ø25 x 2 mm i Ø32 x 2 mm. Legura aluminijuma je EN AW 6082-T6.

Teorijska analiza je izvršena na osnovu standarda za čelične konstrukcije, a uzimajući u obzir stvarne mehaničke karakteristike upotrebljenog materijala iz eksperimentalne analize. U analizu je uključena i proračunska nosivost pritisnutog štapa ispune sa zavarenim krajevima prema standardu za aluminijumske konstrukcije EN 1999-1-1[6], koja je analizirana u poglavlju 5, jer se odnosi na iste profile štapova ispune.

Numerička analiza je izvršena metodom konačnih elemenata (MKE) u programskom paketu Ansys [80], primjenjujući granične uslove iz eksperimentalne analize, modelirajući nelinearno ponašanje aluminijuma, a uzimajući u obzir promjene karakteristika aluminijuma u čvoru.

Granični uslov za određivanje proračunske nosivosti veze u čvoru je deformacija pojasnog štapa na mjestu veze sa štapom ispune a koja iznosi 3% d_0 .

6.1 Analiza prema EN 1993-1-8

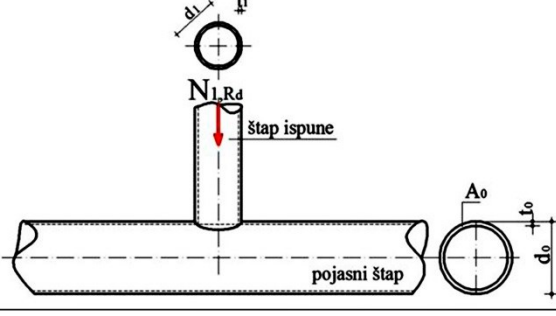
Vrijednosti proračunske nosivosti za analizirane T veze sračunata je prema izrazima datim u EN 1993 1-8[5]. Izračunata je vrijednost proračunske nosivosti čvora $N_{1,Rd}$ pri režimu loma - plastifikacija površine pojasne cjevi (slika 6.1), za vrijednosti granice razvlačenja iz tabele 6.1, za profil $\phi 50 \times 2 \text{ mm}$, a koja iznosi $f_o = f_{y0} = 310 \text{ MPa}$. Takođe je određena i vrijednost proračunske nosivosti čvora ($N_{1,Rd,haz}$) za granični slučaj kada je pojasna cjev omekšana po cjelom obimu, sa granicom razvlačenja $f_{o,haz} = 0,5 \times f_o = 0,5 \times 310 = 155 \text{ MPa}$, kao što je definisano u EN 1999-1-1[6] za korišćenu leguru aluminijuma, gdje je koeficijent redukcije napona $\rho_{o,haz} = 0,5$. U tabeli je data i vrijednost proračunske nosivosti $N_{1,Rd,EN}$ za leguru EN 6082-T6 sa granicom razvlačenja $f_o = 250 \text{ MPa}$, prema EN 1999-1-1. Na slici 6.1, dat je izraz za vrijednost proračunske nosivosti za T-vezu kod zavarenih rešetkastih konstrukcija od CHS profila za dva dominantna oblika loma: lom plastifikacijom površine pojasa i lom usled kidanja smicanjem, kao i opseg važenja datih izraza. Za šest testiranih uzoraka vrijednosti parametara veze i proračunske nosivosti $N_{1,Rd}$, $N_{1,Rd,haz}$ i $N_{1,Rd,EN}$ daju se u tabelama 6.1 i 6.2.

Tabela 6.1 Vrednost proračunskih nosivosti za „T“ vezu sa pojasnim štapom 50x2

pojas	ispuna	d_0	t_0	d_1	t_1	α°	β	γ	k_p	f_o	$N_{1,Rd}$	$N_{1,Rd,haz}$	$N_{1,Rd,EN}$
$\phi 50 \times 2$	$\phi 20 \times 2$	50	2	20	2	90	0,40	12,50	1,00	310	10,42	5,21	8,41
$\phi 50 \times 2$	$\phi 25 \times 2$	50	2	25	2	90	0,50	12,50	1,00	310	13,05	6,52	10,52
$\phi 50 \times 2$	$\phi 32 \times 2$	50	2	32	2	90	0,64	12,50	1,00	310	17,71	8,85	14,28

Tabela 6.2 Vrednost proračunskih nosivosti za „T“ vezu sa pojasnim štapom 50x3

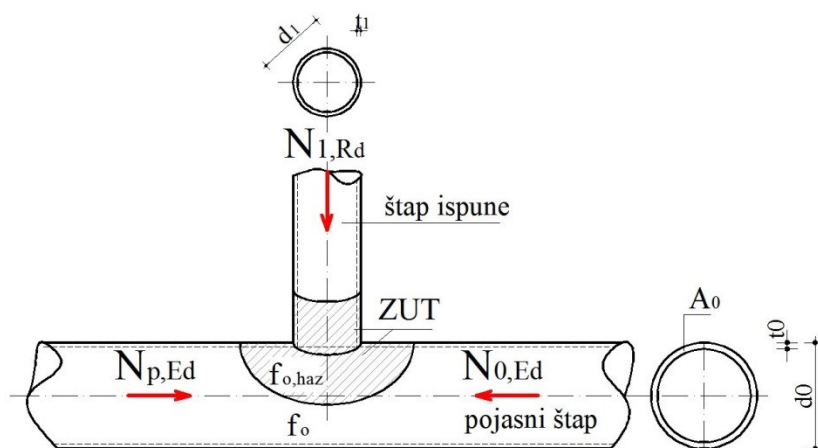
pojas	ispuna	d_0	t_0	d_1	t_1	α°	β	γ	k_p	f_o	$N_{1,Rd}$	$N_{1,Rd,haz}$	$N_{1,Rd,EN}$
$\phi 50 \times 3$	$\phi 20 \times 2$	50	3	20	2	90	0,40	8,33	1,00	310	21,62	10,81	17,44
$\phi 50 \times 3$	$\phi 25 \times 2$	50	3	25	2	90	0,50	8,33	1,00	310	27,07	13,54	21,83
$\phi 50 \times 3$	$\phi 32 \times 2$	50	3	32	2	90	0,64	8,33	1,00	310	36,74	18,37	29,63

T veza	Lom plastifikacijom površine pojasa za T veze
	$N_{1,Rd} = \gamma^{0,2} k_p f_{y0} t_0^2 (2,8 + 14,2 \beta^2) / \gamma_{M5}$
	$\beta = \frac{d_1}{d_0} \quad \gamma = \frac{d_0}{2t_0}$
	Lom usled kidanja smicanjem
	kada je: $d_i \leq d_0 - 2t_0$ $N_i = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} t_0 \pi d_i / \gamma_{M5}$
$k_p = 1 - 0,3n_p (1 + n_p)$ za $n_p > 0$ (pritisak), ali $k_p \leq 1$ $k_p = 1$, za $n_p \leq 0$ (zatezanje), $n_p = \frac{\sigma_{p,Rd}}{f_{y0}}$ $\sigma_{p,Ed} = \frac{N_{p,Rd}}{A_0}$	Opseg važenja
	$0,2 < \frac{d_i}{d_0} \leq 1,0$ $\frac{d_i}{t_i} \leq 50$ $10 < \frac{d_0}{t_0} \leq 50$

Slika 6.1 Proračunska nosivost "T" veze u čvoru rešetke prema [5]

6.2 Uticaj napona u pojasnom štapu (effect of the chord stresses)

Prema EN1993-1-8 [5] koeficijent n_p zavisi od f_{y0} - granice razvlačenja za čelične štapove (Slika 6.1). U sprovedenim istraživanjima su korišćeni profili od aluminijuma tako da na mjestu zavarene veze u K-čvoru imamo omekšanje aluminijuma u okolini šava i postojanje dijve granice razvlačenja f_0 i $f_{0,haz}$ kao što se vidi sa slike 6.2.



Slika 6.2 Sile koje djeluju na opterećenu T-vezu u čvoru sa prikazanom zonom omekšavanja

Postojanje dvije granice razvlačenja u poprečnom presjeku dodatno usložnjava proračun uticaja prethodnog opterećenja na nosivost čvora, pa su u ovom istraživanju odabrani takvi granični uslovi da se ti uticaji eliminišu. U sprovedenim istraživanjima

sila u pojasnom štapu je $N_{p,Rd} = N_{0,Rd} = 0$ (slika 6.2) tako da je $n_p = 0$, iz čega slijedi da je $k_p = 1$.

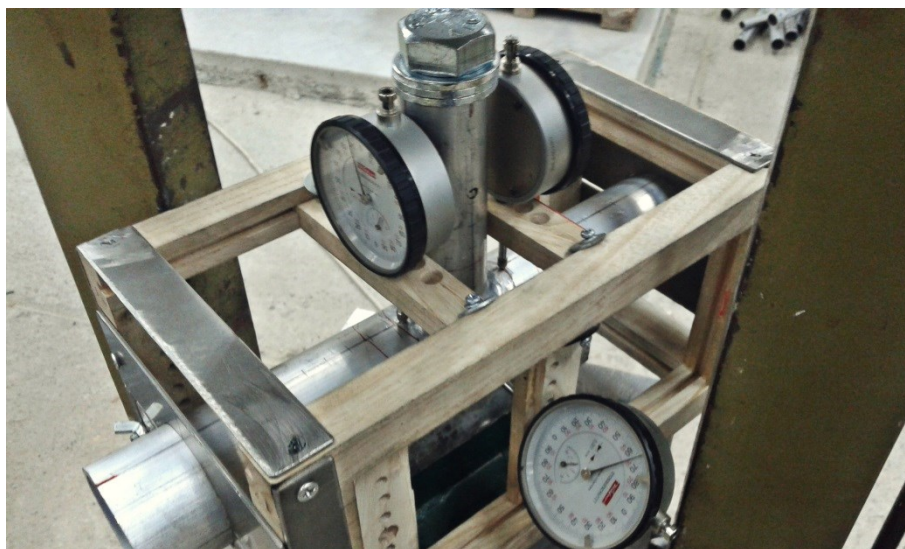
6.3 Označavanje uzoraka

T uzorci su pripremljeni sa pojasnim štapom dužine 500 mm i štapom ispune dužine 150 mm. Štapovi su međusobno postavljeni pod uglom od 90° . Ispitivane su dvije vrste pojasnih cjevi $\varnothing 50 \times 2$ mm i $\varnothing 50 \times 3$ mm. Štapovi ispune su cjevasti profili $\varnothing 20 \times 2$ mm, $\varnothing 25 \times 2$ mm i $\varnothing 32 \times 2$ mm. Označeni su tako što je T prvo slovo oznake uzorka i predstavlja T čvor. Drugi broj u oznaci je pojasni profil (prečnik x debljina zida). Kako su debljine zida štapova ispune iste za sve uzorke izostavljena je debljina zida štapa ispune iz oznake uzorka. Treći broj u oznaci je prečnik štapa ispune. Primjer: Oznaka T50x3-32 predstavlja T-čvor gdje je pojasna cjev prečnika $d_0 = 50$ mm sa debljinom zida $t_0 = 3$ mm, a štap ispune je profil sa prečnikom $d_1 = 32$ mm.

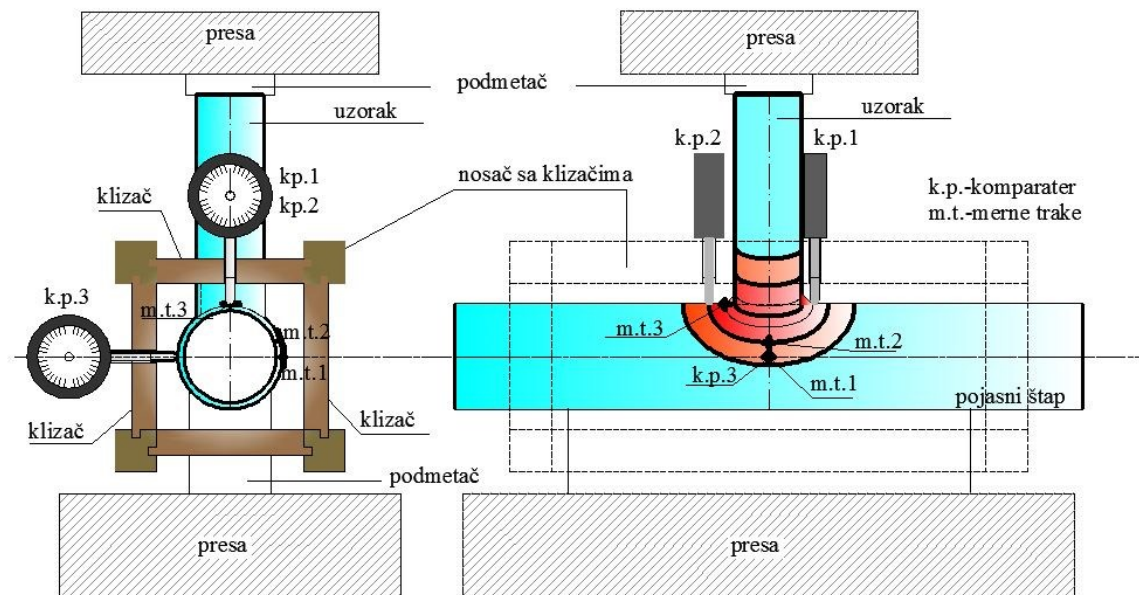
6.4 Eksperimentalna istraživanja

Da bi se mjerile deformacije pojasnog štapa u čvoru, a da bi se zanemarilo ukupno pomjeranje kompletne konstrukcije, napravljen je nosač sa klizačima koji se postavlja na pojasnu cjev. Preko drvenih klizača koji se pomjeraju namještaju se, fiksiraju i učvršćuju komparateri na obilježena mjesta za mjerenje. Sa njima se mjere lokalne deformacije pojasnog štapa na mjestu veze sa pritisnutim i zategnutim štapom ispune. Takođe se mjere i bočne deformacije nosača. Sa jedne strane uzorka postavljaju se komparateri za mjerenje deformacija, a sa druge strane mjerne trake za mjerenje dilatacija (slika 6.4). Eksperiment je izveden sa TML PL10 mjernim trakama. Raspored mjernih mjesta na profilima prikazan je na slici 6.4.

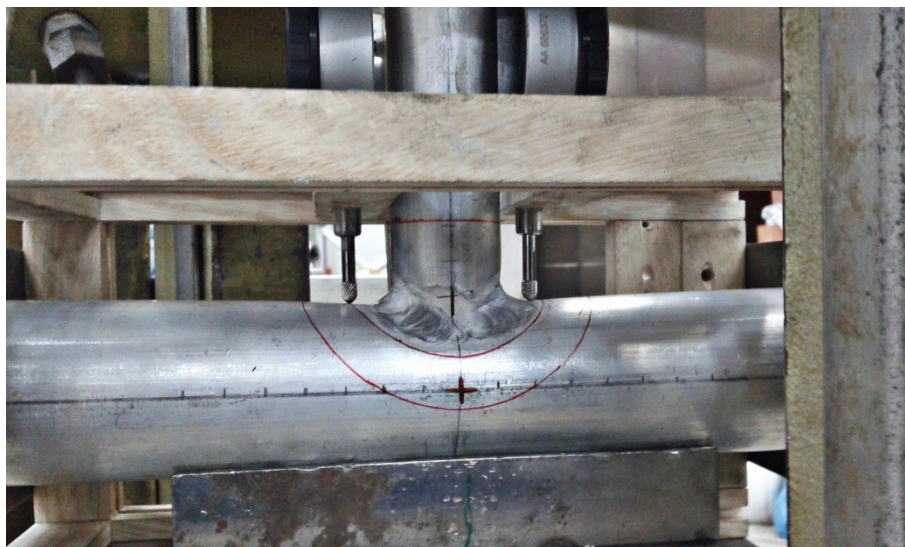
Na hidrauličku presu postavljen je mjerač sile preko koga se opterećenje prenosi na pritisnuti štap ispune. Unošenje sile je izvođeno u određenim inkrementima za koje su očitavani rezultati na komparaterima i mjernim trakama preko uređaja za akviziciju podataka. Opterećenje je nanošeno sve dok ne dođe do plastifikacije čvora, odnosno dok se ne počnu dešavati deformacije čvora bez mogućnosti prirasta sile. Položaj komparatera na klizačima u odnosu na pojasni profil prikazan je na slici 6.5. Prekomjerno ulubljenje pojasnog štapa (plastična deformacija) prikazano je na slici 6.6.



Slika 6.3 Postavljeni komparateri na uzorak T veze



Slika 6.4 Položaj komparatera i mjernih traka na uzorku T veze u čvoru



Slika 6.5 Postavljeni komparateri na uzorak T veze



Slika 6.6 Prekomjerno ulubljenje pojasnog štapa (plastična deformacija)

6.5 Numerička analiza "T" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije

U programskom paketu ANSYS [85] modelovani su uzorci sa stvarnim karakteristikama materijala koji je primjenjen u eksperimentalnoj analizi. Analiza je izvršena sa uzimanjem u obzir nelinearnog ponašanja materijala i dešavanja maksimalnih deformacija u plastičnoj oblasti. Inženjerske krive napon-deformacija se pretvaraju u stvarne krive napon-deformacija preko sledećih aproksimacija. Za stvarnu dilataciju $\varepsilon = \ln(1 + \varepsilon_{\text{eng}})$, a za stvarni napon $\sigma_{\text{true}} = \sigma(1 + \varepsilon_{\text{eng}})$.

6.5.1 Uzorci sa pojasnom cevi Ø50 x 2 mm

Multilinearne krive za osnovni materijal (multilinear isotropic hardening) i bilinearne krive (bilinear isotropic hardening) za šavove i zone uticaja toplote kod "T" veza sa pojasnim štapom profila Ø50 x 2, prikazane su na slici 6.8. Prikazane su krive za radni (engineering) dijagram napon – dilatacija i stvarni (true) dijagram napon - dilatacija prema tabeli 6.3 za osnovni materijal i prema tabeli 6.4 za zone omekšavanja ZUT 1 i ZUT 2.

Tabela 6.3 Prikaz vrijednosti napona za upotrebljene CHS profile za T50 x 2

profil [mm]	Radni dijagram napon - dilatacija [Mpa]					Radni dijagram napon - dilatacija [Mpa]			
	f_0	$f_{1\%}$	$f_{3\%}$	f_u	elongation	$f_{0,true}$	$f_{1\%,true}$	$f_{3\%,true}$	$f_{u,true}$
					[%]	$f_0(1 + \epsilon_{eng})$	$f_{1\%}(1 + \epsilon_{eng})$	$f_{3\%}(1 + \epsilon_{eng})$	$f_u(1 + \epsilon_{eng})$
Ø 50 x 2	309,34	333,69	339,42	342,48	5,56	309,96	337,01	349,45	361,01
Ø 32 x 2	192,27	207,57	218,58	225,56	9,81	192,65	209,64	225,04	246,67
Ø 25 x 2	274,39	294,04	300,7	302,46	7,22	274,94	296,97	309,59	323,55
Ø 20 x 2	272,34	283,51	289,09	304,38	5,67	272,88	286,33	297,64	321,17

U okolini vara karakteristike materijala su proračunate na osnovu ispitivanja površinske tvrdoće metodom Vickersa. Test se sastoji od utiskivanja loptastog šiljka od dijamanta ili kaljenog čelika u površinu materijala koji se ispituje. Ispitivani su presjeci u ZUT zoni na oko 5 mm rastojanja i 10 mm van zone ZUT-a. Uređaj za ispitivanje tvrdoće prikazan je na slici 6.7. Na osnovu izmjerenih vrijednosti formirane su dvije zone uticaja omekšavanja, ZUT 1 (uključujući šavove) i ZUT 2. Na mjestu gdje se ujednači tvrdoća prestaje uticaj ZUT-a. Na slici 6.8 prikazani su dobijeni rezultati mjerenja Vickersove površinske tvrdoće sa obilježenim zonama ZUT 1 i ZUT 2 i srednjim vrijednostima tvrdoće u njima. U tabeli 6.4 date su proračunate karakteristike aluminijuma u tim zonama na osnovu izmjerene tvrdoće HV (Vickersova metoda) koristeći izraze koje su dali O.R. Myhr and Ø. Grong [90]. Takođe su date i stvarne vrijednosti napona korišćene u numeričkoj analizi.

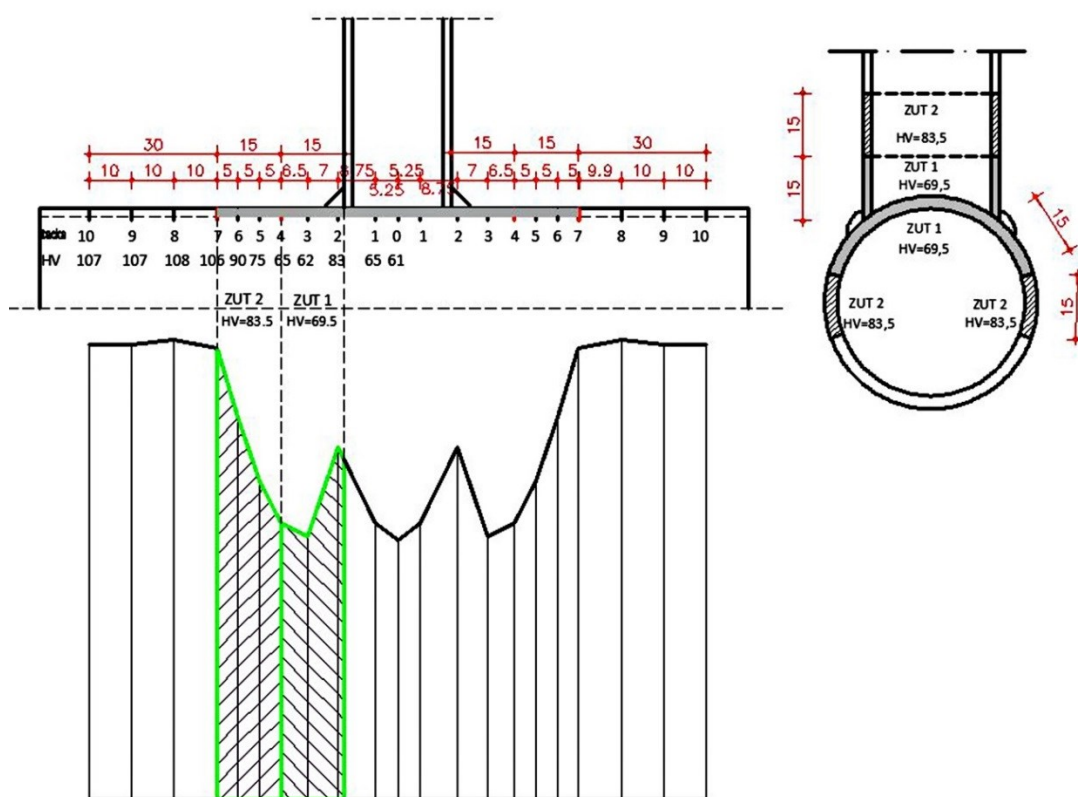
U programskom paketu ANSYS modelirane su dvije zone sa uticajem omekšavanja (ZUT 1 i ZUT 2). Prva zona na pojasnom štapu predstavlja površinu pojasnog štapa pokrivenu štapom ispune i po 15 mm po obimu pojasnog štapa sa obje strane štapa ispune. Dužina ZUT 1 na štapu ispune predstavlja zonu od 15 mm od veze

sa pojasnim štapom. Dužina zone ZUT 2 je definisana kao zona dužine 15 mm od zone ZUT 1 na pojasnom štapu i štapu ispune. Modelirane su bilinearne krive za materijal u oblasti ZUT 1 i ZUT 2. Šavovi su modelirani sa karakteristikama koje odgovaraju omekšanoj zoni ZUT 1 na osnovu rezultata ispitivanja površinske tvrdoće (Slika 6.9). Vrijednost modula elastičnosti za sve materijale je 69500 MPa.



Slika 6.7 Ispitivanje površinske tvrdoće uzoraka

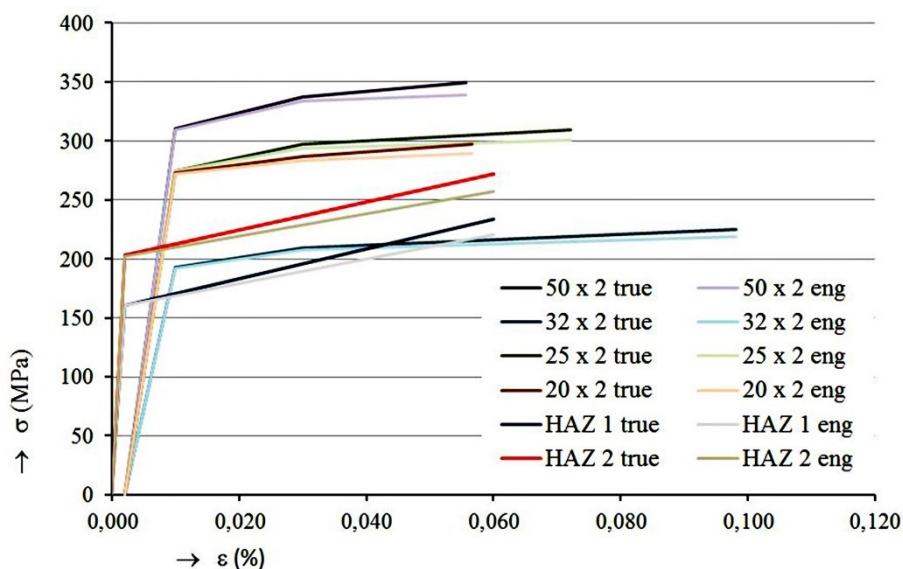
Ø50 x 2



Slika 6.8 Izmjerene vrijednosti Vickersove tvrdoće u zoni ZUT-a

Tabela 6.4 Karakteristike materijala u ZUT - u

Zona	HV	Radni dijagram napon - dilatacija		Stvarni dijagram napon - dilatacija	
		$f_{0,haz}$ [MPa]	$f_{u,haz}$ [MPa]	$f_{0,haz,true}$ [MPa]	$f_{u,haz,true}$ [MPa]
		3HV - 48,1	2,6HV + 39,8	$f_{0,haz}(1 + \epsilon_{eng})$	$f_{u,haz}(1 + \epsilon_{eng})$
ZUT 1	69,5	160,40	201,00	138,18	211,88
ZUT 2	75	176,90	234,80	177,25	247,50

Slika 6.9 Dijagrami σ - ϵ elemenata uzoraka sa pojasnim štapom $\varnothing 50 \times 2$ mm (radni i stvarni dijagrami napon - dilatacija)

6.5.2 Uzorci sa pojasnom cjevi $\varnothing 50 \times 3$ mm

Multilinearne krive za osnovni materijal (multilinear isotropic hardening) i bilinearne krive (bilinear isotropic hardening) za šavove i zone uticaja toplote kod "T" veza sa pojasnim štapom od profila $\varnothing 50 \times 3$ prikazane su na slici 6.11. Prikazane su krive za radni (engineering) dijagram napon - dilatacija i stvarni (true) dijagram napon - dilatacija prema tabeli 6.5 za osnovni materijal i prema tabeli 6.6 za zone omekšavanja ZUT 1 i ZUT 2.

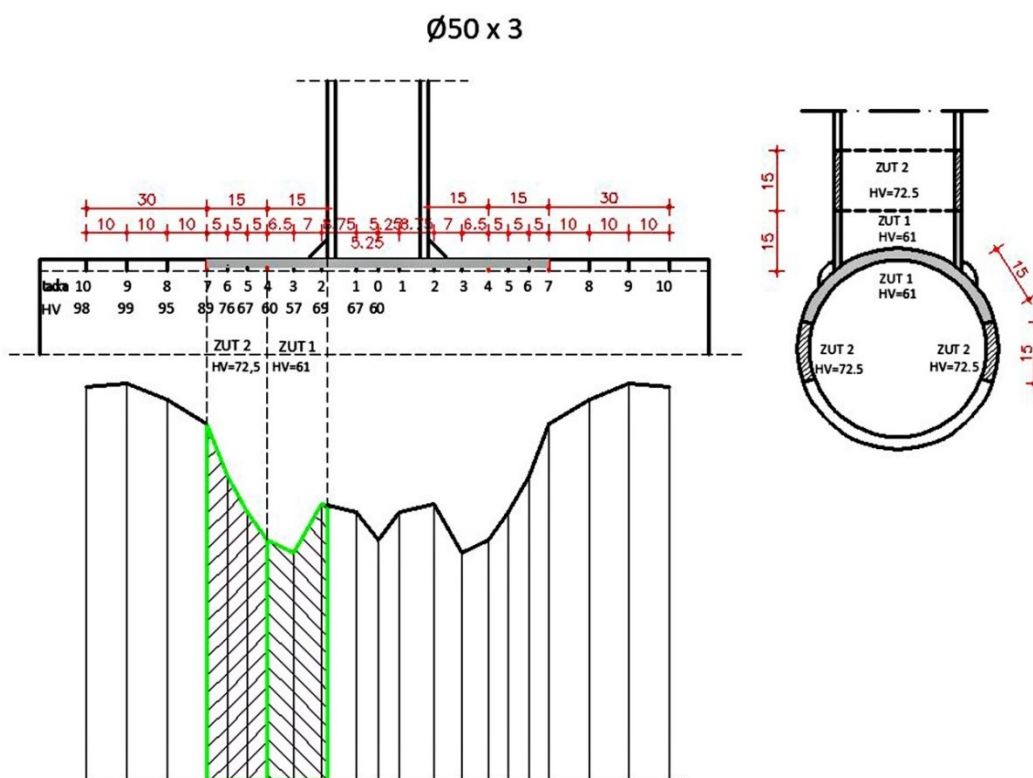
U okolini vara karakteristike materijala su kao i kod predhodno analiziranih uzoraka proračunate na osnovu ispitivanja površinske tvrdoće metodom Vickersa. Na slici 6.9 prikazani su dobijeni rezultati mjerenja Vickersove površinske tvrdoće sa obilježenim zonama ZUT 1 i ZUT 2 i srednjim vrijednostima tvrdoće u njima. U tabeli 6.8 date su proračunate karakteristike aluminijuma u tim zonama na osnovu izmerene

tvrdoće HV (Vikersova metoda) koristeći izraze koje su dali O.R. Myhr and Ø. Grong [90]. Takođe su date i stvarne vrijednosti napona korišćene u numeričkoj analizi.

Tabela 6.5 Prikaz vrednosti napona za upotrebljene CHS profile za T50 x 3

profil [mm]	Radni dijagram napon - dilatacija [Mpa]					Radni dijagram napon - dilatacija [Mpa]				
	f_o	$f_{1\%}$	$f_{3\%}$	f_u	elongation	$f_{o,true}$	$f_{1\%,true}$	$f_{3\%,true}$	$f_{u,true}$	
					[%]	$f_o(1 + \epsilon_{eng})$	$f_{1\%}(1 + \epsilon_{eng})$	$f_{3\%}(1 + \epsilon_{eng})$	$f_u(1 + \epsilon_{eng})$	
Ø 50 x 3	243,8	270,25	294,23	303,04	9,80	244,29	272,94	302,93	331,37	
Ø 32 x 2	192,27	207,57	218,58	225,56	9,81	192,65	209,64	225,04	246,67	
Ø 25 x 2	274,39	294,04	300,7	302,46	7,22	274,94	296,97	309,59	323,55	
Ø 20 x 2	272,34	283,51	289,09	304,38	5,67	272,88	286,33	297,64	321,17	

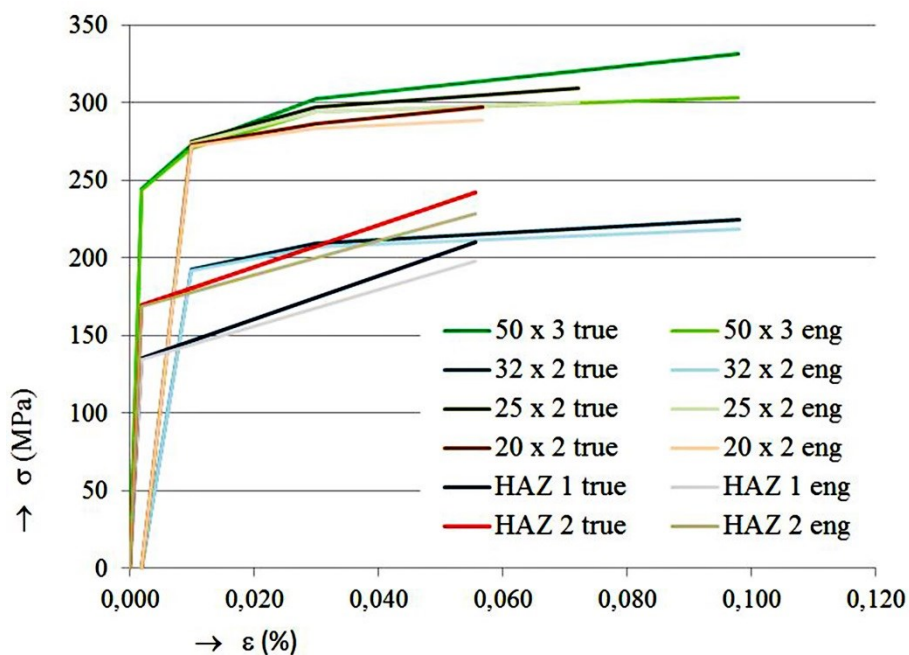
U programskom paketu ANSYS modelirane su dvije zone sa uticajem omekšavanja (ZUT 1 i ZUT 2). Prva zona na pojasnom štapu predstavlja površinu pojasnog štapa pokrivenu štapom ispune i 15 mm po obimu pojasnog štapa sa jedne i sa druge strane štapa ispune. Dužina ZUT 1 na štapu ispune predstavlja zonu od 15 mm od veze sa pojasnim štapom. Dužina zone ZUT 2 je definisana kao zona dužine 15 mm od zone ZUT 1.



Slika 6.10 Karakteristike materijala u ZUT-u

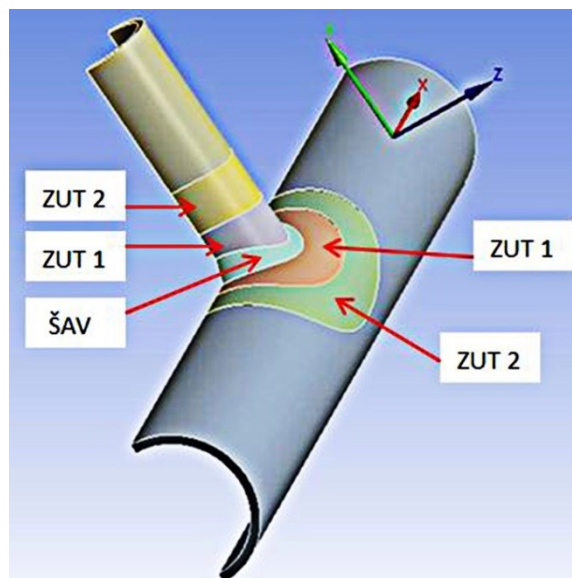
Tabela 6.6 Karakteristike materijala u ZUT - u

Zona	HV	Radni dijagram napon - dilatacija		Stvarni dijagram napon - dilatacija	
		$f_{o,haz}$ [MPa]	$f_{u,haz}$ [MPa]	$f_{o,haz,true}$ [MPa]	$f_{u,haz,true}$ [MPa]
		3HV - 48,1	2,6HV + 39,8	$f_{o,haz}(1 + \epsilon_{eng})$	$f_{u,haz}(1 + \epsilon_{eng})$
ZUT 1	62	137,90	201,00	138,18	211,88
ZUT 2	75	176,90	234,80	177,25	247,50

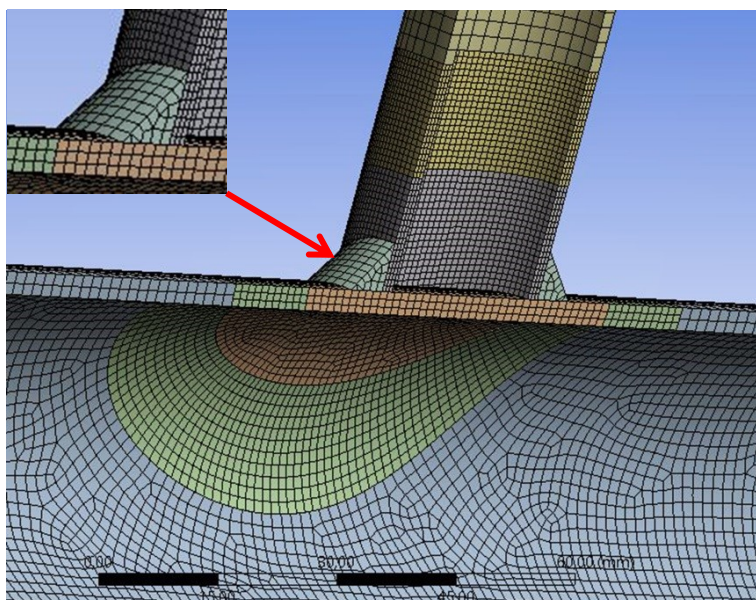
Slika 6.11 Dijagrami σ - ϵ elemenata uzoraka pojasnim štapom $\varnothing 50 \times 3$ mm (radni i stvarni dijagrami napon - dilatacija)

Zbog simetrije modelirana je jedna polovina uzorka. Veza između šavova i ZUT zona kao i između ZUT zona i štapova je ostvarena pomoću kontaktnih elemenata (bonded contacts). Položaj ZUT 1 i ZUT 2 zone dat je na slici 6.12.

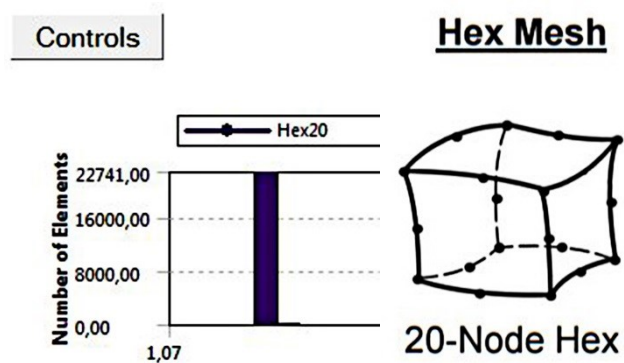
U MKE analizi korišćeni su brick elementi definisani sa 20 čvorova (HEX20) koji koriste smanjenu integraciju (employing reduced integration) i koji imaju tri stepena slobode po čvoru i mogu imati bilo kakvu prostornu orijentaciju, a prikazani su na slikama 6.13 i 6.14. Modelovana su tri sloja elemenata po poprečnom preseku u zoni ZUT-a i dva sloja van ZUT zone. Deformisani uzorak iz numeričke analize prikazan je na slici 6.15, a deformisani uzorak dobijen u eksperimentalnom istraživanju prikazan je na slici 6.16.



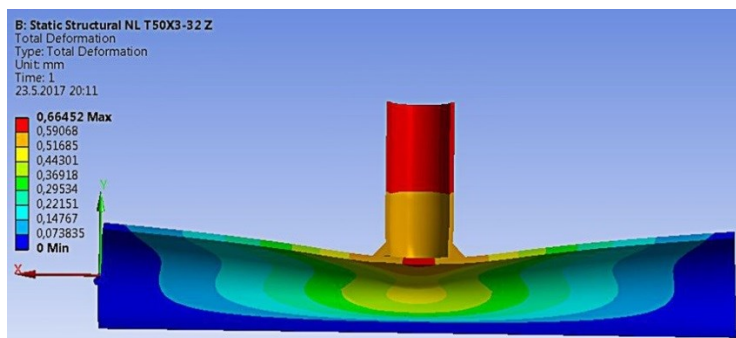
Slika 6.12 Položaj ZUT 1 i ZUT 2 T-čvora



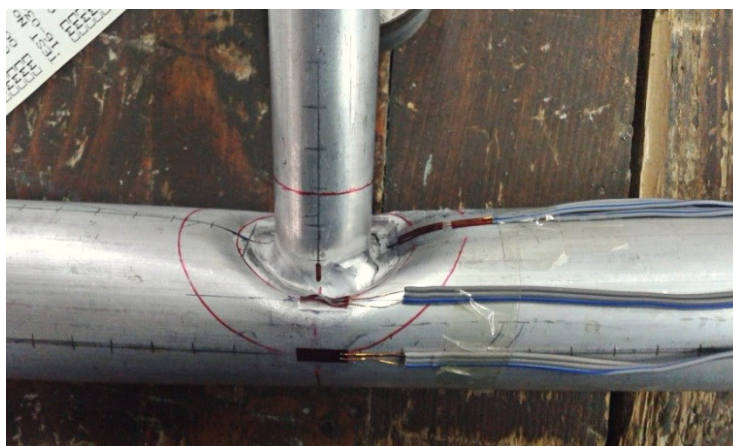
Slika 6.13 Konačni elementi ZUT-a



Slika 6.14 Dominantni konačni elementi (HEX 20)



Slika 6.15 Deformisana T-veza (MKE)



Slika 6.16 Deformisana T-veza (Eksperiment)

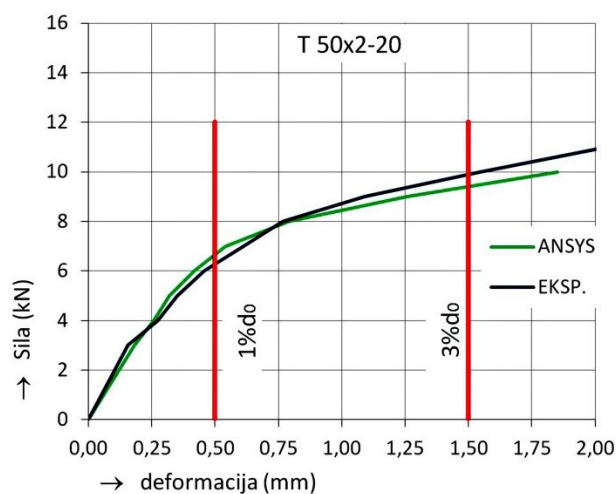
6.6 Uporedni rezultati teorijske, eksperimentalne i numeričke analize "T" veze u čvorovima rešetke

Numeričke vrijednosti dobijenih rezultata sprovedene eksperimentalne i numeričke analize date su u tabeli 6.7. Mjerodavna nosivost je određena prema metodi granične deformacije koju su definisali Lu i dr. [44] i koja je prikazana na slikama 3.18 i 3.20. Naime, u slučaju da je $N_{3\%}/N_{1\%} > 1,5$ mjerodavna nosivost je jednaka $N_{ult} = 1,5 \times N_{1\%}$. U slučaju da je $N_{3\%}/N_{1\%} \leq 1,5$, mjerodavna nosivost veze je vrijednost sile pri deformaciji od $3\%d_0$, odnosno $N_{ult} = N_{3\%}$. U tabeli 6.7 date su vrijednosti sile pri deformaciji od $1\%d_0$ i $3\%d_0$ i na osnovu njihovog odnosa, izračunate su ultimativne sile za svaku analiziranu vezu.

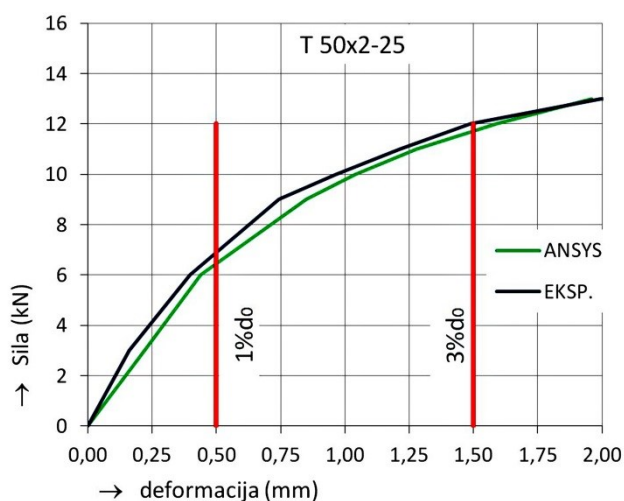
Uporedne vrijednosti proračunskih nosivosti analiziranih "T" veza iz eksperimentalne i numeričke analize, za uzorke sa pojasnom cevi $\varnothing 50 \times 2$ mm i $\varnothing 50 \times 3$ mm, date su na slikama 6.17 - 6.22.

Tabela 6.7 Proračun nosivosti "T"-veze, eksperimentalni i numerički rezultati

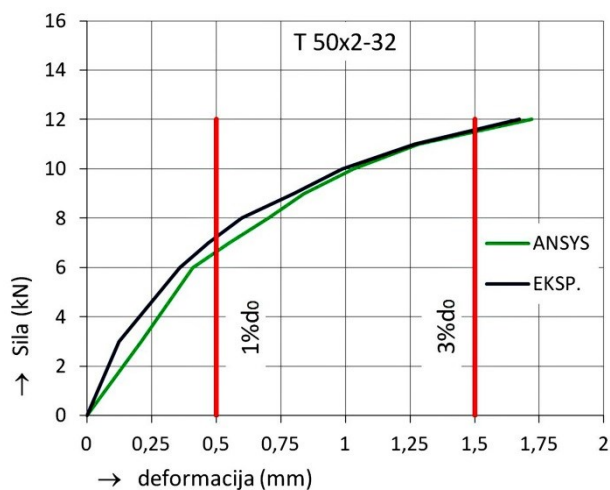
pojas	ispuna	3% d_0		1% d_0		$N_{ult,eks}$	$N_{ult,MKE}$
		N_{eks}	N_{MKE}	N_{eks}	N_{MKE}		
Ø 50x2	Ø 20x2	9,42	9,08	6,28	6,67	9,42	9,08
Ø 50x2	Ø 25x2	10,32	9,66	6,88	6,44	10,32	9,66
Ø 50x2	Ø 32x2	10,86	9,96	7,24	6,64	10,86	9,96
pojas	ispuna	3% d_0		1% d_0		$N_{ult,eks}$	$N_{ult,MKE}$
		N_{eks}	N_{MKE}	N_{eks}	N_{MKE}		
Ø 50x3	Ø 20x2	18,50	17,24	12,49	13,00	18,50	17,24
Ø 50x3	Ø 25x2	19,90	20,53	13,87	14,98	19,90	20,53
Ø 50x3	Ø 32x2	23,82	23,97	15,88	14,59	23,82	21,89



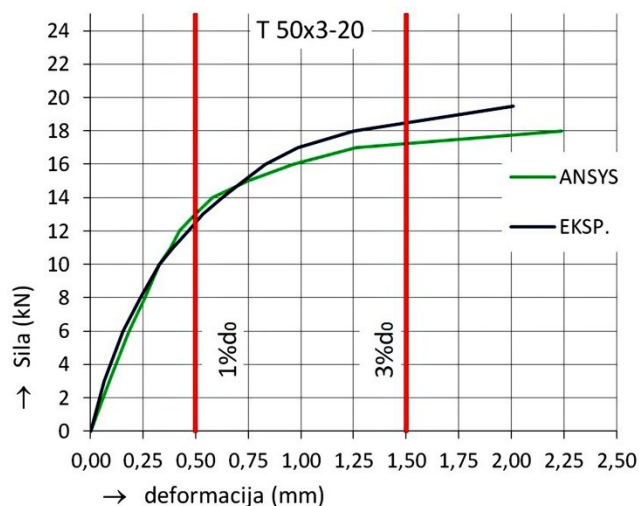
Slika 6.17 Uporedni prikaz rezultata eksperimentalne i numeričke analize za T50x2-20



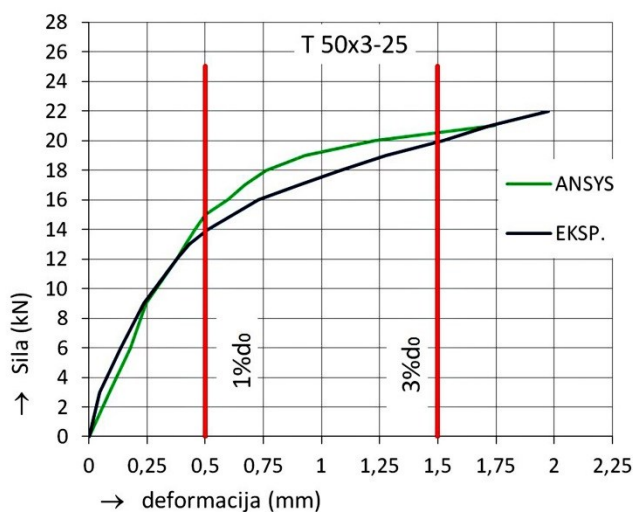
Slika 6.18 Uporedni prikaz rezultata eksperimentalne i numeričke analize za T50x2-25



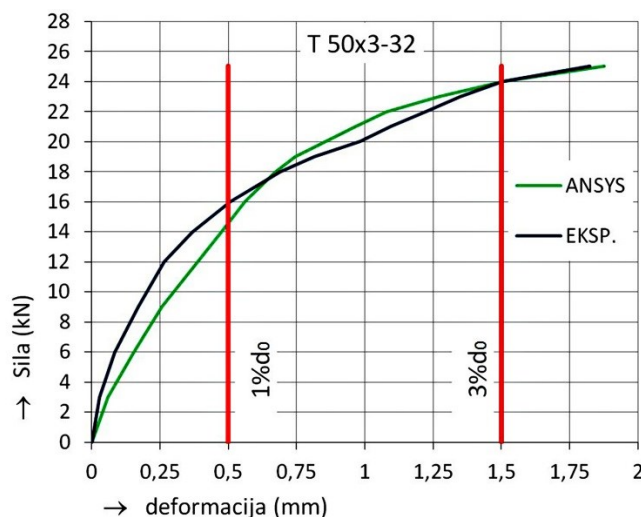
Slika 6.19 Uporedni prikaz rezultata eksperimentalne i numeričke analize za T50x2-32



Slika 6.20 Uporedni prikaz rezultata eksperimentalne i numeričke analize za T50x3-20



Slika 6.21 Uporedni prikaz rezultata eksperimentalne i numeričke analize za T50x3-25



Slika 6.22 Uporedni prikaz rezultata aksperimentalne i numeričke analize za T50x3-32

Uporednim pregledom dobijenih rezultata uočavamo dobru saglasnost rezultata dobijenih eksperimentalnom i numeričkom analizom (slike 6.17-6.22).

6.6.1 Numerički proračun nosivosti primenom koeficijenta k_{al}

Na slikama 6.23 i 6.24 predstavljene su vrijednosti proračunskih nosivosti "T" veza sa pojasnim štapovima Ø50 x 2 mm i Ø50 x 3 mm. Date su vrijednosti sledećih proračunskih nosivosti:

$N_{1,Rd}$ - proračunska nosivost "T" veze sa f_o iz eks. (tabela 6.2)

$N_{1,Rd,haz}$ - proračunska nosivost "T" veze sa $f_{o,haz}$ iz eks. (tabela 6.2)

$N_{1,EKS,1\%}$ - proračunska nosivost "T" veze iz eksperimentalne analize pri def. od 1% d_0

$N_{1,EKS,3\%}$ - proračunska nosivost "T" veze iz eksperimentalne analize pri def. od 3% d_0

$N_{1,FEM,1\%}$ - proračunska nosivost "T" veze iz numeričke analize pri def. od 1% d_0

$N_{1,FEM,3\%}$ - proračunska nosivost "T" veze iz numeričke analize pri def. od 3% d_0

$N_{1,AL}$ - proračunska nosivosti "T" veze prema (6.1)

Na istim slikama data je proračunska nosivost $N_{1,AL}$ koja je nastala primjenom izraza:

$$N_{1,AL} = k_{al} \cdot (\gamma^{0.2} k_p f_o t_0^2 (2,8 + 14,2\beta^2) / \gamma_{M5}) \quad (6.1)$$

Izraz (6.1) je zasnovan na sličnom izrazu za određivanje proračunske nosivosti kod "K" veza, a zasniva se na uvođenju koeficijenta omekšanja aluminijuma k_{al} koji je dat u (5.18) i iznosi:

$$k_{al} = 1 - \frac{\left(1 - \rho_{o,haz}\right) \left(\frac{d_0 \cdot \pi}{180} \cdot \arcsin \frac{d_1}{d_0} + 2 \cdot b_{haz} \right)}{d_0 \cdot \pi}$$

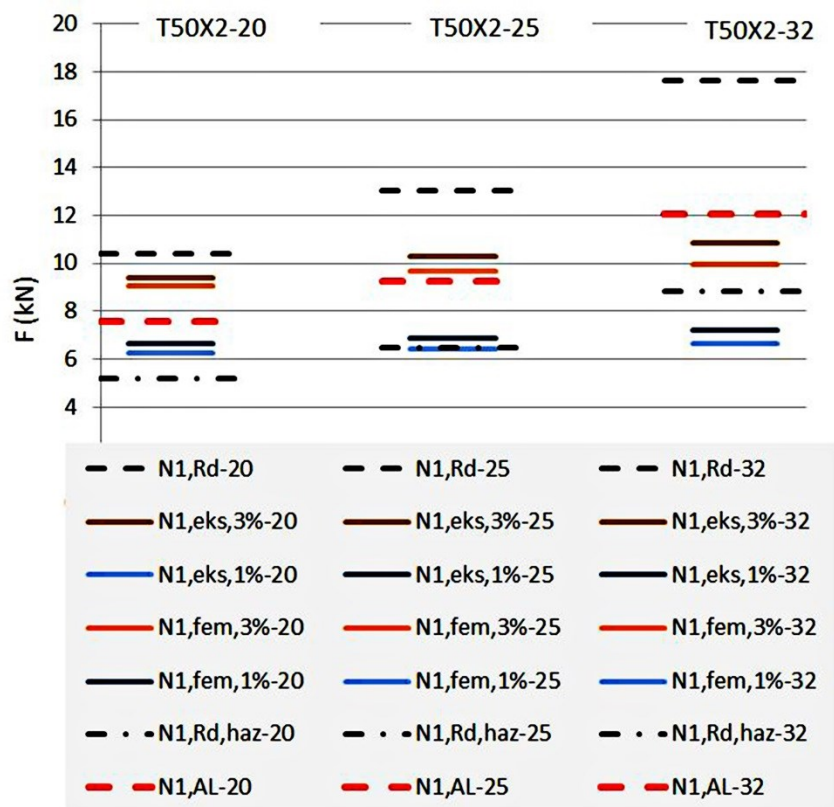
Koeficijent omekšanja k_{al} ne zavisi od debljine zida cjevi, tako da je isti u obje varijante pojasnih cjevi, Ø50 x 2 mm i Ø50 x 3 mm. Način dobijanja koeficijenta k_{al} prikazan u poglavlju 5 i on je identičan, nezavisno od vrste čvora u ravni, tako da su koeficijenti omekšanja za upotrebljene štapove ispune:

- za štap ispune Ø20 x 2 mm, $k_{al} = 0,731$
- za štap ispune Ø25 x 2 mm, $k_{al} = 0,712$
- za štap ispune Ø32 x 2 mm, $k_{al} = 0,684$

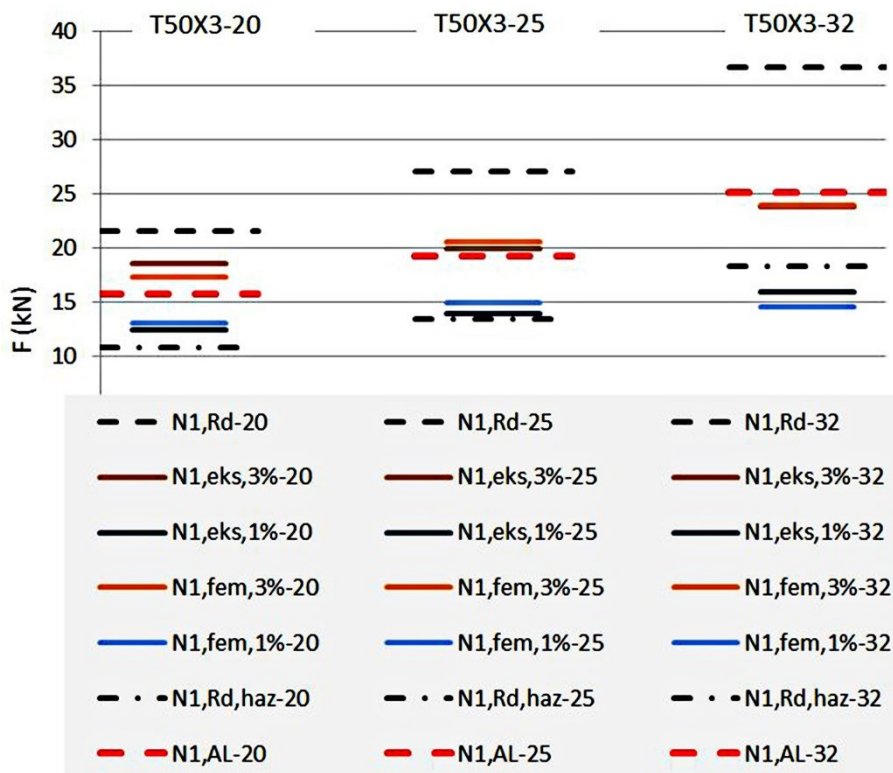
Proračunske nosivosti $N_{1,Rd}$ i $N_{1,Rd,haz}$ su granične vrijednosti nosivosti čvora. $N_{1,Rd}$ je vrednost nosivosti kada u čvoru nema omekšanja u zoni ZUT-a. $N_{1,Rd,haz}$ je maksimalno omekšana zona ZUT-a sa koeficijentom $\rho_{0,haz}$ prema EN 1999-1-1 [6], tako da je u tom slučaju najmanja proračunska nosivost. Korišćenjem koeficijenta omekšanja k_{al} dobijena je proračunska nosivost $N_{1,AL}$. Sa slike 6.23 se vidi da je proračunska nosivost $N_{1,AL}$ za mali odnos između prečnika cevi β (d_i/d_0), a to je kod veze pojasne cevi sa profilom Ø20 x 2 mm, gdje je $\beta = 20/50 = 0,40$ negdje u sredini između vrijednosti nosivosti iz uslova deformacija od 3% d_0 i 1% d_0 . Sa povećanjem vrednosti koeficijenta β , a koji za štap ispune sa $d_1 = 25$ mm, iznosi $\beta = 25/50 = 0,50$, vrednost $N_{1,AL}$ se približava graničnim nosivostima pri deformaciji od 3% d_0 , a za vrednost $\beta = 32/50 = 0,64$ prelazi tu granicu.

Tabela 6.8 Uporedni prikaz proračuna nosivosti "T"-veze

pojas	ispuna	$N_{1,Rd}$	$N_{1,Rd,haz}$	$N_{1,eks,3\%}$	$N_{1,eks,1\%}$	$N_{1,FEM,3\%}$	$N_{1,FEM,1\%}$	$N_{1,AL}$
Ø 50x2	Ø 20x2	10,39	5,19	9,42	6,28	9,08	6,67	7,59
Ø 50x2	Ø 25x2	13,01	6,50	10,32	6,88	9,66	6,44	9,26
Ø 50x2	Ø 32x2	17,65	8,82	10,86	7,24	9,96	6,64	12,07
Ø 50x3	Ø 20x2	21,55	10,78	18,50	12,49	17,24	13,00	15,76
Ø 50x3	Ø 25x2	26,99	13,49	19,90	13,87	20,53	14,98	19,21
Ø 50x3	Ø 32x2	36,62	18,31	23,82	15,88	23,97	14,59	25,05



Slika 6.23 Uporedni prikaz rezultata istraživanja za T50x2



Slika 6.24 Uporedni prikaz rezultata istraživanja za T50x3

6.6.2 Upoređivanje dobijenih rezultata sa proračunskom nosivošću N_{Rd}

U tabeli 5.3 date su vrijednosti sile N_{Rd} za štapove ispune $\varnothing 32 \times 2$, $\varnothing 25 \times 2$ i $\varnothing 20 \times 2$. Proračunske nosivosti aluminijumskih štapova sa zavarenim krajevima N_{Rd} za štapove ispune iznose: za $\varnothing 20 \times 2$ $N_{Rd} = 17,61 \text{ kN}$; za $\varnothing 25 \times 2$ $N_{Rd} = 22,30 \text{ kN}$ i za $\varnothing 32 \times 2$ $N_{Rd} = 21,72 \text{ kN}$.

Posmatrajući štap ispune $\varnothing 20 \times 2$ uočavamo da je nosivost N_{Rd} dosta veća od nosivosti $N_{1,eks,3\%}$ i $N_{1,FEM,3\%}$ za kombinaciju tog štapa ispune sa pojasnom cjeví $\varnothing 50 \times 2 \text{ mm}$. Zaključak je da će granični uslov nosivosti ovakve "T" veze biti plastifikacija površine pojasne cevi. Kada je pojasna cjev profil $\varnothing 50 \times 3 \text{ mm}$, tada su bliske vrijednosti nosivosti N_{Rd} , $N_{1,eks,3\%}$ i $N_{1,FEM,3\%}$ i mjerodavna proračunska nosivost se dostiže plastifikacijom površine pojasne cjevi ili dostizanjem nosivosti štapa sa zavarenim krajevima.

Posmatrajući štap ispune $\varnothing 25 \times 2$ uočavamo da je nosivost N_{Rd} dosta veća od nosivosti $N_{1,eks,3\%}$ i $N_{1,FEM,3\%}$ za kombinaciju tog štapa ispune sa pojasnom cjeví $\varnothing 50 \times 2 \text{ mm}$. Zaključak je da će granični uslov nosivosti ovakve "T" veze biti plastifikacija površine pojasne cevi. Kada je pojasna cev profil $\varnothing 50 \times 3 \text{ mm}$, vrijednost N_{Rd} je malo veća od vrijednosti za $N_{1,eks,3\%}$ i $N_{1,FEM,3\%}$ i za očekivati je da se i u ovom slučaju mjerodavna proračunska nosivost dostigne plastifikacijom površine pojasne cevi.

Posmatrajući štap ispune $\varnothing 32 \times 2$ uočavamo da je nosivost N_{Rd} dosta veća od nosivosti $N_{1,eks,3\%}$ i $N_{1,FEM,3\%}$ za kombinaciju tog štapa ispune sa pojasnom cjeví $\varnothing 50 \times 2 \text{ mm}$. Zaključak je da će granični uslov nosivosti ovakve "T" veze biti plastifikacija površine pojasne cjevi. Kada je pojasna cjev profil $\varnothing 50 \times 3 \text{ mm}$, vrijednost N_{Rd} je manja od vrednosti za $N_{1,eks,3\%}$ i $N_{1,FEM,3\%}$ i za očekivati je da mjerodavna proračunska nosivost bude nosivost štapa sa zavarenim krajevima.

6.7 Zaključci iz analize "T" čvora

U ovom djelu istraživanja prikazano je eksperimentalno istraživanje, teorijska i numerička analiza metodom konačnih elemenata (MKE) na šest uzoraka T-čvora od aluminijumskih CHS profila. Analizirani su uzorci od aluminijumske legure EN AW 6082-T6.

Kao i kod analize "K" veza u čvorovima rešetkaste konstrukcije, moguće je dobiti saglasne rezultate sa eksperimentalnom i numeričkom analizom, uvođenjem koeficijenta omekšanja k_{al} u izraze za proračun nosivosti prema standardu za čelične konstrukcije EN 1993-1-8 [5]. Sva ograničenja u geometriji čvora koja su predložena u standardu za čelične konstrukcije zadržana su i za aluminijumske T-veze u čvorovima rešetkaste konstrukcije. Takođe, predloženi analitički izraz je saglasan sa Evropskim standardom za aluminijumske konstrukcije po pitanju mehaničkih osobina upotrebljene legure (f_o i $f_{o,haz}$) i karakteristika HAZ zone (b_{haz} i ρ_{haz}).

Generalno, plastifikacija površine pojasne cevi je mjerodavni uslov za određivanje proračunske nosivosti u svim slučajevima kada su debljine pojasne cjevi i štapa ispune iste.

Rasprostiranje zone uticaja toplote (ZUT) je oko 3 cm od spoja pojasnog i štapa ispune i saglasna je sa preporučenom širinom prema standardu za aluminijumske konstrukcije EN 1999-1-1 [6].

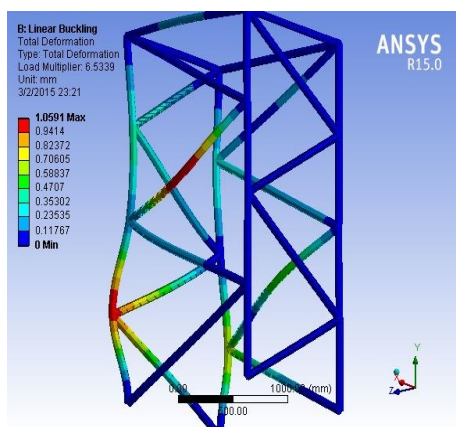
Ograničenje sprovedene analize je u tome što nije uzet u obzir uticaj napona u pojasnom štapu na proračunsku nosivost čvora, a pokazano je da je taj uticaj dosta složen za proračun zbog djelimičnog omekšavanja poprečnog presjeka i postojanja dvije granice razvlačenja (f_o i $f_{o,haz}$) u čvoru.

7

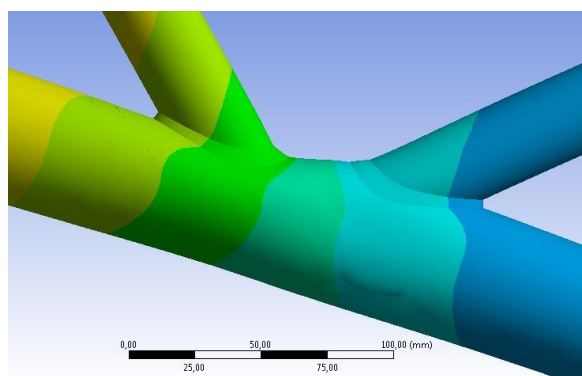
Teorijska, eksperimentalna i numerička analiza segmenta rešetkaste konstrukcije

U ovom poglavlju analiziran je jedan segment prostorne rešetke od CHS profila, izveden u zavarenoj izradi. Štapovi ispune su poprečnim šavovima spojeni za neprekinutu pojasnu cjev. Cilj istraživanja je da se ustanovi na koji način dolazi do loma konstrukcije, odnosno da se analiziraju sva granična stanja u štapovima rešetkaste konstrukcije koja mogu dovesti da loma. Kako su štapovi međusobno spojeni zavarivanjem (nema smanjivanja bruto površine poprečnog preseka), iz analize je izuzeta granična nosivost zategnutih elemenata konstrukcije već se analiza bazirala na proračun pritisnutih elemenata i veza u čvorovima rešetkaste konstrukcije. Da bi smo odredili proračunsku nosivost pritisnutih štapova ispune potrebno je da izvršimo tri kontrole nosivosti štapova:

- 1) Kontrola pritisnutog štapa sa uticajem izvijanja, sila $N_{b,Rd}$ (slika 7.1)
- 2) Nosivost pritisnutog elementa sa zavarenim krajevima, sila N_{Rd}
- 3) Proračunska nosivost zavarenog čvora rešetke, sila $N_{l,Rd}$ (slika 7.2)



Slika 7.1 Izvijanje štapova rešetke



Slika 7.2 Deformacija čvora rešetke

7.1 Teorijska analiza rešetkastog nosača

7.1.1 Proračunska nosivost pritisnutih štapova sa uticajem izvijanja prema EN1999 -1-1 [6]

Kontrola nosivosti pritisnutih štapova sa uticajem izvijanja se sprovodi prema izrazu

$$\frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd}} \leq 1 \quad (7.1)$$

gdje su:

N_{Ed} - proračunska vrijednost aksijalne sile,

$N_{b,Rd}$ - proračunska nosivost pritisnutog elementa na izvijanje.

Proračunska nosivost pritisnutog elementa na izvijanje je data izrazom:

$$N_{b,Rd} = \kappa \cdot \chi \cdot N_{c,Rd} = \kappa \cdot \chi \cdot \frac{A_{eff} \cdot f_o}{\gamma_{M1}} \quad (7.2)$$

gdje su:

$N_{c,Rd}$ - proračunska nosivost elementa na pritisak,

χ - bezdimenzionalni koeficijent izvijanja.

Bezdimenzionalni koeficijent izvijanja χ dat je izrazom:

$$\chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \quad (7.3)$$

$$\Phi = 0,5 \cdot \left[1 + \alpha \cdot (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2 \right] \quad (7.4)$$

gde su:

α - koeficijent imperfekcije,

$\bar{\lambda}_0$ - granica za fleksiono izvijanje.

Vrednosti za α i $\bar{\lambda}_0$ date su tabeli 7.1.

Tabela 7.1 Koeficijent imperfekcije α i granica $\bar{\lambda}_0$ za fleksiono izvijanje

Klasa izvijanja materijala prema tabeli 3.2 iz EN 1999-1-1	α	$\bar{\lambda}_0$
Klasa izvijanja A	0,20	0,10
Klasa izvijanja B	0,32	0,00

$\bar{\lambda}$ – relativna vitkost, koja je data izrazom

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A f_o}{N_{cr}}} \quad (7.5)$$

gdje su:

A - površina poprečnog presjeka,

f_o - granica razvlačenja za usvojenu leguru aluminijuma,

N_{cr} - elastična kritična sila za relevantan model izvijanja koja je zasnovana na bruto karakteristikama presjeka.

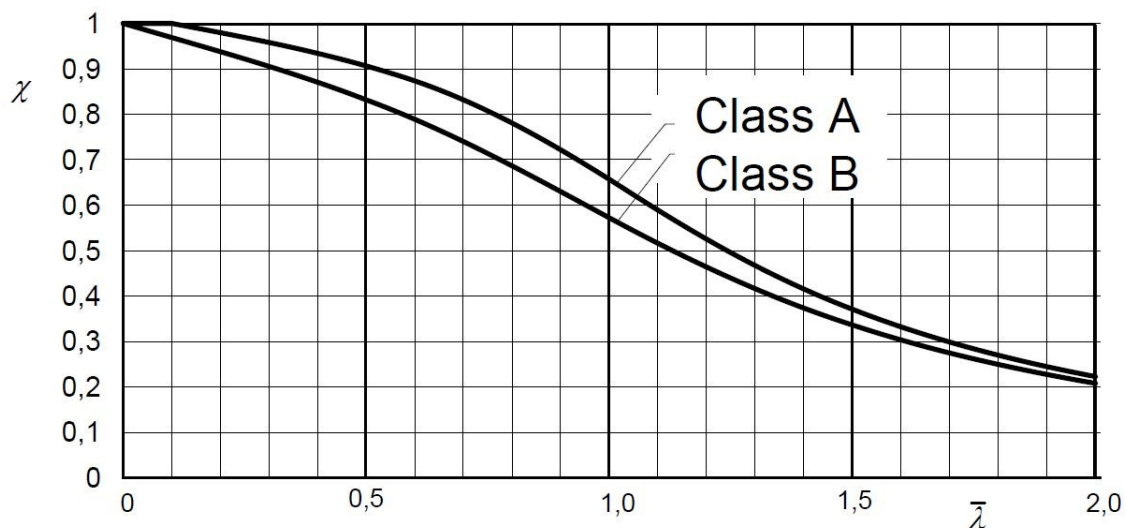
Kako je za cjevaste profile $A_{eff} = A$ dobijamo da je:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A f_y}{N_{cr}}} = \frac{L_{cr}}{\pi \cdot i} \cdot \sqrt{\frac{A_{eff} f_o}{A \cdot E}} = \frac{L_{cr}}{\pi \cdot i} \cdot \sqrt{\frac{f_o}{E}} \quad (7.6)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A f_y}{N_{cr}}} = \frac{L_{cr}}{i} \cdot \frac{1}{\lambda_1} \quad (7.7)$$

$$\lambda_1 = \pi \sqrt{\frac{E}{f_o}} \quad (7.8)$$

Krive izvijanja su date na slici 7.3.



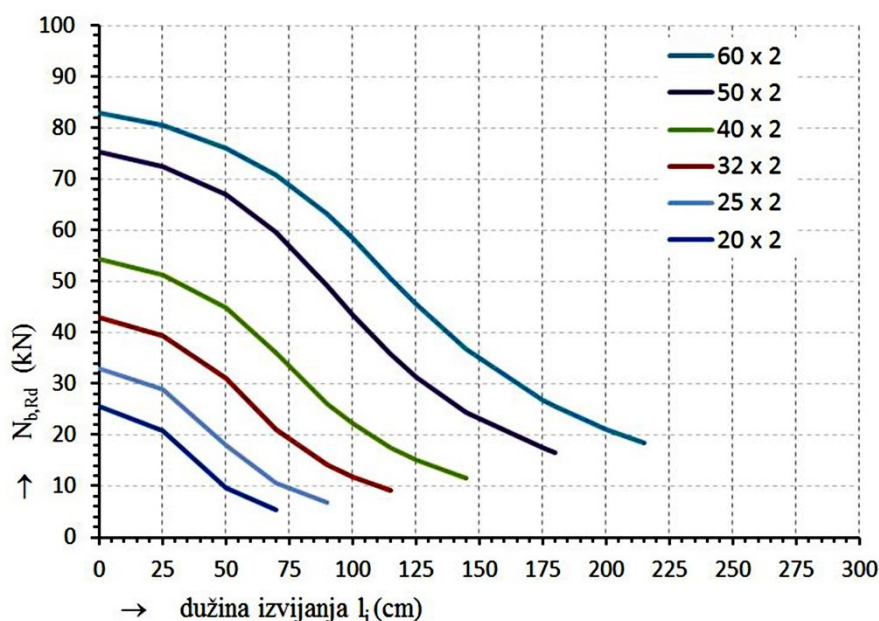
Slika 7.3 Krive izvijanja za elemente od aluminijuma [6].

7.1.2 Korišćenje dijagrama za proračun nosivosti pritisnutih štapova sa uticajem izvijanja za CHS profile

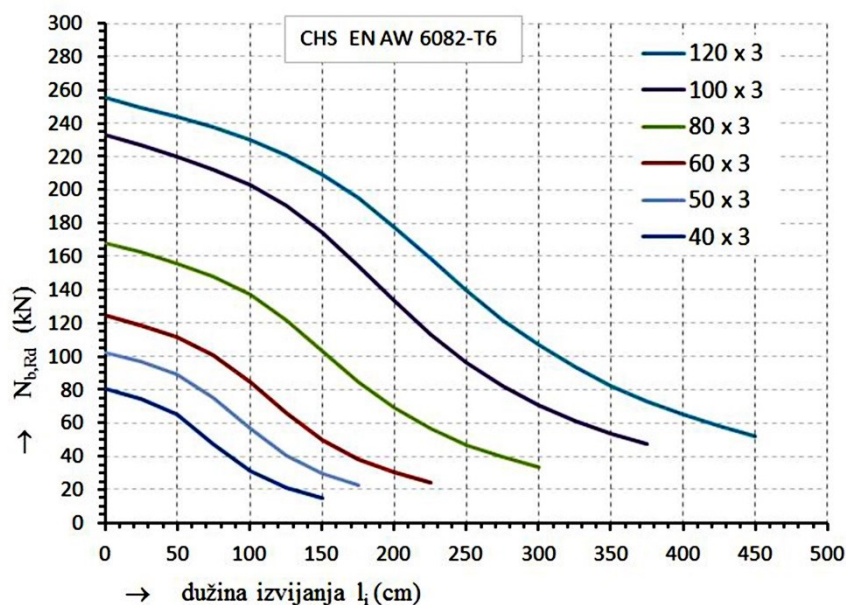
Kontrola nosivosti prema EN 1999-1-1 se sprovodi prema uslovu datom u jednačini (7.1), odnosno uvijek je za kontrolu potrebno izračunati $N_{b,Rd}$, što predstavlja nosivost pojedinačnog elementa. Jednačina pomoću koje se određuje nosivost jednog samostalnog elementa sastoji se iz dva dijela. Prvi dio je bezdimenzionalni koeficijent izvijanja χ , a drugi dio je nosivost elementa na pritisak. Nosivost elementa na pritisak $N_{c,Rd}$ je konstantna za jedan profil. Bezdimenzionalni koeficijent izvijanja se mijenja i ta promjena zavisi od dužine izvijanja, krive izvijanja i granice razvlačenja materijala.

$$N_{b,Rd} = \chi \cdot N_{c,Rd} \quad (7.9)$$

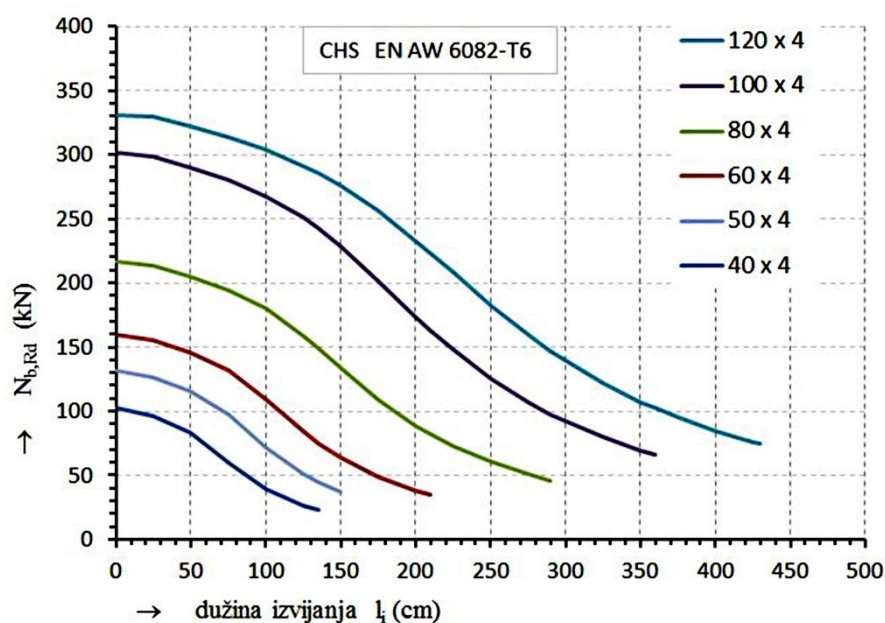
Za određenu leguru aluminijuma (npr. EN 6082-T6) nosivost na pritisak $N_{c,Rd}$ jednog određenog profila je konstantna. Za usvojene okrugle cjevaste profile od AL 6082-T6 u izrazu (7.9) $N_{c,Rd}$ je konstantna vrijednost a χ zavisi samo od dužine izvijanja. To nam omogućuje da formiramo dijagrame zavisnosti sile $N_{b,Rd}$ od dužine izvijanja l_i za svaki profil pojedinačno ili da tu zavisnost za grupu sličnih profila prikazemo na jednom dijagramu. Za cjevaste okrugle profile, sa debljinom zida od 2, 3, 4 i 5 mm, zavisnost proračunske nosivosti $N_{b,Rd}$ od dužine izvijanja l_i data je na slikama 7.4 - 7.7.



Slika 7.4 Zavisnost sile $N_{b,Rd}$ od dužine izvijanja l_i cjevastih profila sa debljinom zida od 2 mm

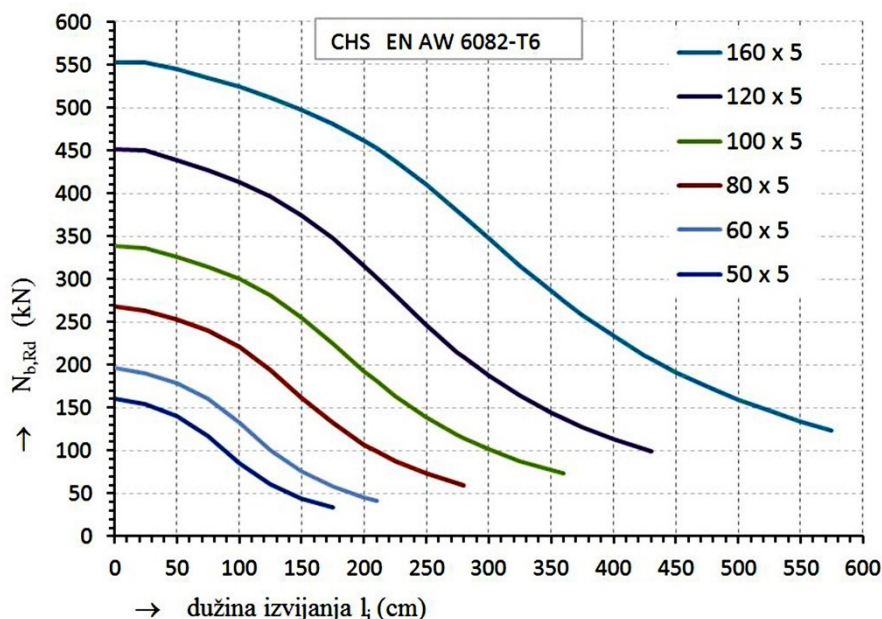


Slika 7.5 Zavisnost sile $N_{b,Rd}$ od dužine izvijanja l_i cjevastih profila sa debljinom zida od 3 mm



Slika 7.6 Zavisnost sile $N_{b,Rd}$ od dužine izvijanja l_i cjevastih profila sa debljinom zida od 4 mm

Na dijagramima je prikazana nosivost određenih profila u zavisnosti od vrste legure i dužine izvijanja l_i . Takođe se za određenu vrijednost aksijalne sile u štapu može, na osnovu dužine izvijanja štapa, odtrediti najracionalniji presjek.



Slika 7.7 Zavisnost sile $N_{b,Rd}$ od dužine izvijanja l_i cjevastih profila sa debljinom zida od 5 mm

Koristeći dijagrame možemo da odredimo sledeće vrijednosti za odabrane profile:

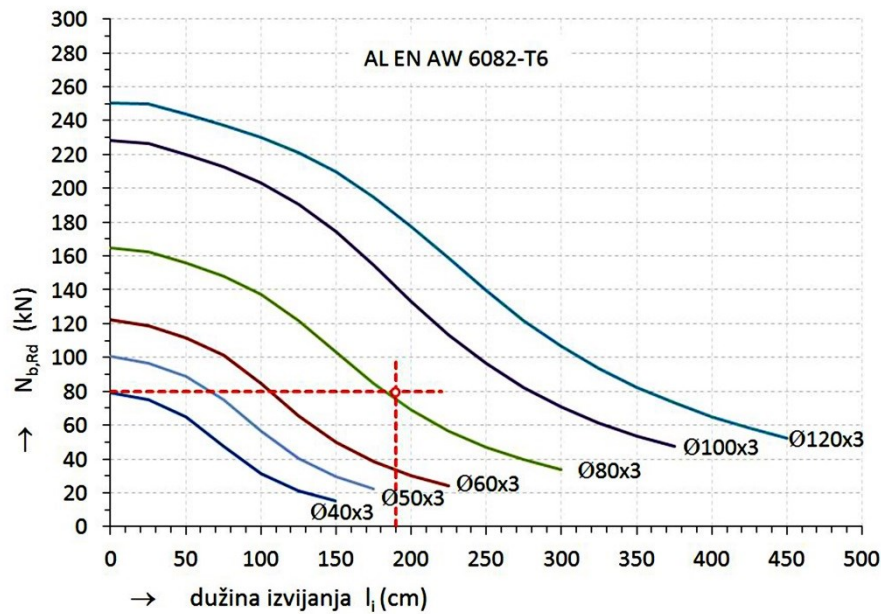
1) Nosivost presjeka na pritisak $N_{c,Rd}$. To je vrijednost sile za dužinu izvijanja $l_i = 0$ cm. Tada je $N_{b,Rd} = N_{c,Rd}$.

2) Maksimalnu dužinu izvijanja štapa (dužina l_i za minimalnu vrednost $N_{b,Rd}$ za određeni profil). Uslov koji određuje ovu granicu je $\bar{\lambda} \leq 2$.

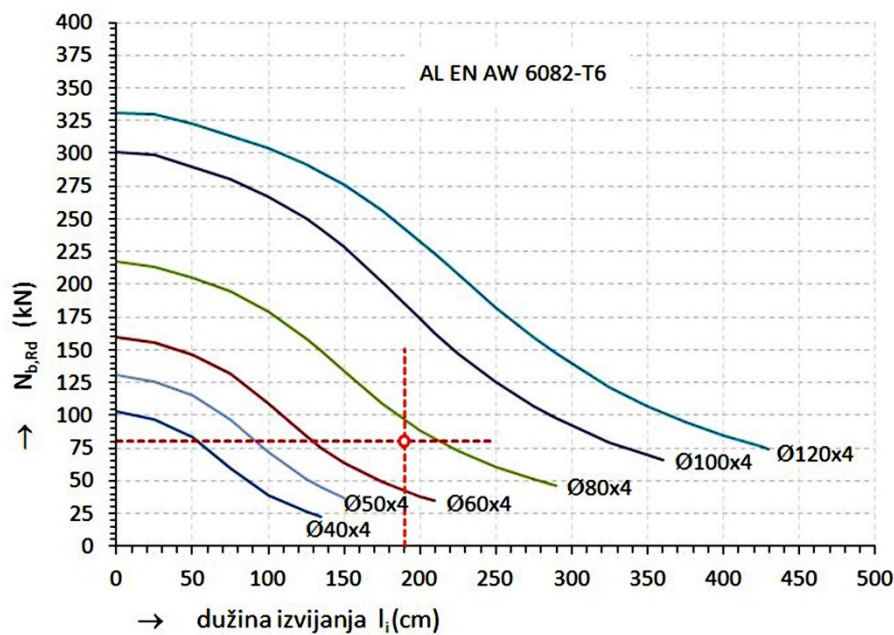
Takođe, pomoću dijagrama, možemo da odredimo najracionalniji presjek za određenu vrijednost sile N_{Ed} i dužine izvijanja štapova u konstrukciji.

Primjenu dijagrama pokazaćemo na primjeru dijagrama nosivosti okruglih cjevastih profila sa debljinom zida od 3 mm. Na horizontalnu osu nanosimo vrijednost dužine izvijanja l_i i povlačimo vertikalnu liniju. Zatim na vertikalnoj osi nanesimo vrijednost sile N_{Ed} i povučemo horizontalnu liniju. U presjeku dvije linije obilježimo presječku tačku. Svi profili ispod presječne tačke ne zadovoljavaju tražene kriterijume. Iznad presječne tačke su profili koji zadovoljavaju postavljene uslove nosivosti i mogu da se usvajaju za konstrukciju. Racionalnost profila se ogleda u iskorišćenju nosivosti preseka profila i u njegovoj ekonomskoj isplativosti. Prvi uslov je zadovoljen za profil koji je prvi iznad presječne tačke i koji je što bliže njoj. Ispunjenje prvog uslova ne znači da zadovoljen i drugi uslov. Na slikama 7.8 i 7.9 prikazan je način određivanja najracionalnijeg presjeka za vrijednost sile $N_{Ed} = 80$ kN i dužinu izvijanja štapa $l_i = 190$

cm. U ovom primjeru se vidi da je površina poprečnog preseka profila $\varnothing 100 \times 3$ od $9,14 \text{ cm}^2$ manja od površine poprečnog preseka štapa $\varnothing 80 \times 4$ od $9,55 \text{ cm}^2$, iako je drugi profil više iskorišćen po uslovu nosivosti.



Slika 7.8 Odabir profila sa debljinom zida od 3 mm za $N_{Ed} = 80 \text{ kN}$ i $l_i = 190 \text{ cm}$



Slika 7.9 Odabir profila sa debljinom zida od 4 mm za $N_{Ed} = 80 \text{ kN}$ i $l_i = 190 \text{ cm}$

7.1.3 Proračun granične sile u štapu ispune za plastifikaciju pojasnog štapa – $N_{1,Rd}$

Za potpunu analizu proračunske nosivosti štapa ispune potrebno je da poznajemo tri vrijednosti proračunske nosivosti za analizirani štap. Prvu vrijednost proračunske nosivosti $N_{b,Rd}$ dobijamo postupkom koji je objašnjen u prethodnom poglavlju, analizirajući uticaj izvijanja na nosivost štapa ispune. Druga vrijednost sile N_{Rd} u štapu ispune je analizirana u poglavlju 5.7 koji se odnosi na nosivost štapova sa zavarenim krajevima. Treća vrijednost proračunske nosivosti je proračunska nosivost veze u čvoru rešetke koja se izražava preko vrijednosti aksijalne sile u štapu ispune $N_{1,Rd}$.

Cilj naredne analize je da se pojednostavi poprilično složena analiza određivanja mjerodavne nosivosti štapova ispune. Pokušano je da se na jednom dijagramu objedine sva tri kriterijuma nosivosti i da se sa dijagrama uporednom analizom dobijenih vrijednosti graničnih sila odabere najracionalnija kombinacija pojasnog štapa i štapa ispune.

Nosivost veze u čvoru zavarene rešetkaste konstrukcije zavisi od tipa veze u čvoru. Analiziraćemo "T" i "K" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije koje smo u prethodnim poglavljima analizirali kao izolovane veze.

7.1.4 Određivanje nosivosti "T" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije

Za određenu vrijednost dužine izvijanja nosivost profila je definisana sa:

$$N_{b,Rd} = \kappa \cdot \chi \cdot N_{c,Rd} \quad (7.10)$$

Smatrajući da je koeficijent zavarivanja $\kappa = 1$, a dajući koeficijentu izvijanja indeks b , da se jasno naglasi da se odnosi na nosivost pri izvijanju štapa, izraz (13) se svodi na

$$N_{b,Rd} = \chi_b \cdot N_{c,Rd} \quad (7.11)$$

odakle dobijamo da je:

$$\chi_b = N_{b,Rd} / N_{c,Rd} \quad (7.12)$$

Za "T" vezu u čvoru rešetkastog nosača imamo prema izrazu (slika 6.1)

$$N_{1,Rd} = \frac{\gamma^{0.2} k_p f_o t_o^2}{\sin \theta_1} (2.8 + 14.2 \cdot \beta^2) / \gamma_{M5} = k_p \frac{\gamma^{0.2} f_o t_o^2}{\sin \theta_1} (2.8 + 14.2 \cdot \beta^2) / \gamma_{M5} \quad (7.13)$$

odnosno

$$N_{1,Rd} = k_p \cdot N_{1,Rd,0} \quad (7.14)$$

gdje je :

$N_{1,Rd,0}$ - proračunska vrijednost nosivosti čvora bez uticaja prethodnog napona u pojasnom štapu, odnosno kada je $n_p = 0$. Za štapove od aluminijumskih profila, prema izrazu predloženom u poglavlju 6, uvođenjem koeficijenta omekšavanja k_{al} nosivost "T" veze je data kao (6.1).

$$N_{1,AL} = k_{al} \cdot \left(\gamma^{0.2} k_p f_o t_o^2 (2,8 + 14,2\beta^2) / \gamma_{M5} \right)$$

Vrijednost koeficijenata k_{al} za analizirane profile data je u tabeli 7.2

Tabela 7.2 Vrijednosti koeficijenta k_{al} za analizirane profile

pojasni štap	štap ispune	d_0 [mm]	d_l [mm]	b_{haz} [mm]	$f_{y,0}$ [MPa]	$f_{y0,haz}$ [MPa]	$d_0\pi$ [cm]	$\arcsin(d_l/d_0)$	l [cm]	$1-f_{y,0,haz}/f_{y,0}$	$k_{al,EN}$
60x5	50x3	60	50	30	250	125	18,84	56,471	5,911	0,5	0,684
80x5	50x3	80	50	30	250	125	25,12	38,702	5,401	0,5	0,773
100x5	50x3	100	50	30	250	125	31,40	30,015	5,236	0,5	0,821
120x5	50x3	120	50	30	250	125	37,68	24,637	5,157	0,5	0,852

Vrijednost k_{al} je ista nezavisno od debljine zida profila pojasnog štapa.

Vrijednost $N_{1,Rd,0}$ za kombinaciju dva štapa (pojasnog štapa i štapa ispune) je konstantna jer zavisi samo od geometrijskih parametara i karakteristika upotrebljenog materijala. Vrijednost proračunske nosivosti u (7.14) se mijenja u zavisnosti od uticaja napona u pojasnom štapu i taj uticaj je definisan koeficijentom k_p koji je dat izrazom:

$$k_p = 1 - 0.3n_p(1 + n_p) \quad (7.15)$$

i ta zavisnost je predstavljena na slici 7.10.

gdje je:

n_p - odnos napona u pojasnom štapu prema granici razvlačenja usvojenog materijala.

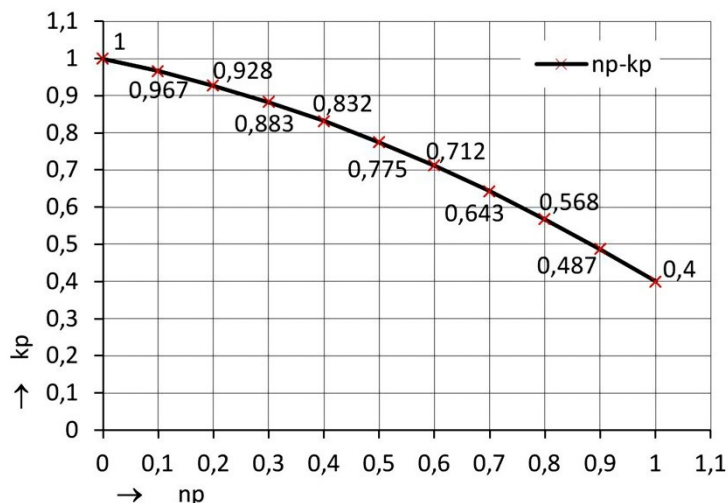
Odnosno, n_p predstavlja iskorišćenost nosivosti poprečnog presjeka pojasnog štapa u presjeku koji je prije čvora, tako da na njegovu vrijednost ne utiču sile iz štapova ispune.

$$n_p = \frac{\sigma_{p,Rd}}{f_o} \quad (7.16)$$

Odnos $N_{1,Rd}$ i $N_{c,Rd}$ se može predstaviti koeficijentom χ_1 koji je jednak:

$$\chi_1 = N_{1,Rd} / N_{c,Rd} \quad (7.17)$$

gdje se indeks 1 kod χ odnosi na nosivost plastificiranjem površine pojasa.

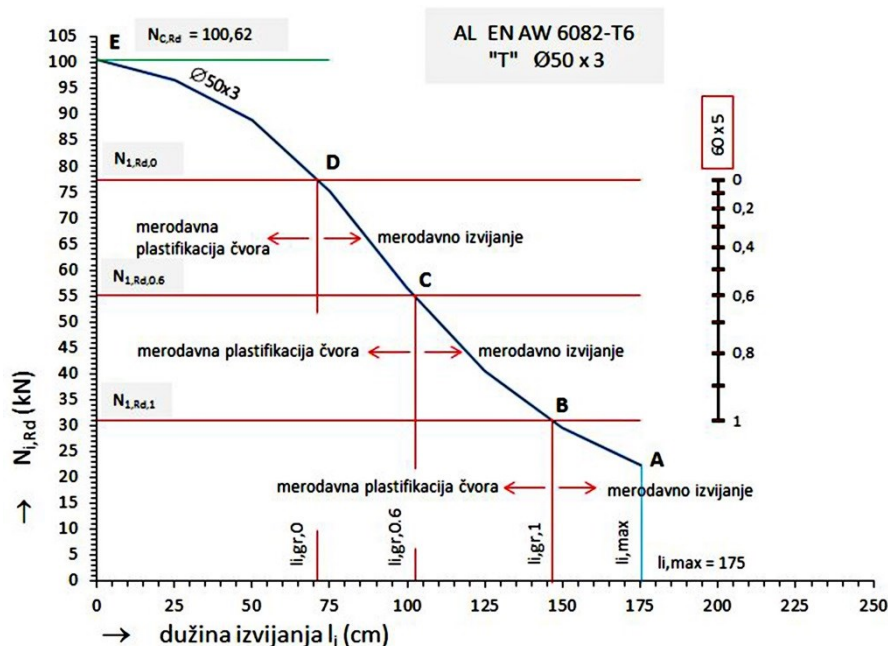


Slika 7.10 Dijagram $n_p - k_p$

Za $\chi_b = \chi_1$ dobijamo da je $N_{b,Rd} = N_{1,Rd}$. Zaključujemo da se na osnovu izračunate vrijednosti $N_{1,Rd}$ u zavisnosti od koeficijenta n_p , može odrediti dužina izvijanja pri kojoj je ispunjen uslov da je $N_{b,Rd} = N_{1,Rd}$. Tu vrijednost dužine izvijanja nazivamo granična dužina izvijanja $l_{i,gr}$. Granična dužina izvijanja je vrijednost dužine izvijanja pri kojoj se istovremeno događa granična nosivost po oba uslova: izvijanjem štapa i plastifikacijom površine pojaseve.

Posmatrajmo krivu izvijanja za štap ispune $\emptyset 50 \times 3$ mm na slici 7.11. Štap ispune $\emptyset 50 \times 3$ vezan je u čvoru za pojasni štap $\emptyset 60 \times 5$ mm. Na slici je prikazana kriva nosivosti profila $\emptyset 50 \times 3$ mm koji je usvojen za štap ispune. Vrijednost n_p je prikazana u obliku nomograma i postavljena u odnosu na krivu izvijanja profila $\emptyset 50 \times 3$, na osnovu izjednačavanja nosivosti po oba kriterijuma, iz uslova da je $N_{b,Rd} = N_{1,Rd}$.

Za pojasni štap od profila $\emptyset 60 \times 5$ određena je nosivost $N_{1,Rd}$ za vrijednost $n_p=1$ i nanesena je na dijagram prikazan na slici 7.11. Presječna tačka sa krivom izvijanja je tačka B. Za tačku B određena je granična dužina izvijanja $l_{i,gr,1}$. Ako je dužina izvijanja štapa manja od granične dužine izvijanja, za dostizanje granične nosivosti merodavna je plastifikacija čvora rešetke. Ako je dužina izvijanja štapa veća od granične dužine izvijanja merodavno je izvijanje štapa.



Slika 7.11 Analiza mjerodavne granične nosivosti za "T" vezu štapa ispune Ø50 x 3 sa pojasnim štapom Ø60 x 5 mm

Na slici su prikazane vrijednosti graničnih dužina izvijanja $l_{i,gr}$ za vrijednosti koeficijenta $n_p = 1$ (tačka B), $n_p = 0,60$ (tačka C) i $n_p = 0$ (tačka D). Sa smanjenjem koeficijenta napona n_p povećava se proračunska nosivost čvora $N_{1,Rd}$, a smanjuje se vrijednost granične dužine izvijanja $l_{i,gr}$, odnosno, povećava se uticaj izvijanja štapa na proračunsku nosivost. Na osnovu dijagrama na slici 7.11, možemo zaključiti da se, znajući koeficijent n_p , može odrediti granična dužina izvijanja $l_{i,gr}$ i ustanoviti kako se dostiže proračunska nosivost štapa ispune: izvijanjem štapa ili plastifikacijom površine pojasnog štapa u čvoru.

Na slici 7.11 su obilježene još dvije granične vrijednosti za profil Ø50 x 3 mm. Vrijednost maksimalno dozvoljene dužine izvijanja je definisana tačkom A i njena vrijednost je $l_{i,max} = 175$ cm. Vrijednost sile u tački E predstavlja proračunsku nosivost elementa na pritisak $N_{c,Rd}$, koja za profil Ø50 x 3 mm ima vrijednost $N_{c,Rd} = 102,68$ kN.

Za usvojeni profil štapa ispune Ø50 x 3 mm, možemo konstruisati nomograme za razne profile pojasnog štapa koji se mogu kombinovati sa njim u konstrukciji rešetkastog nosača. Tako prikazana kombinacija profila štapa ispune i odgovarajućih pojasnih profila daje mnogo jasniji uvid u međusobnu zavisnost geometrijskih parametara kod elemenata rešetkaste konstrukcije. Uočljivo je da je odnos debljina zida pojasnog profila i profila ispune (t_i/t_0) bitan parametar koji omogućava "fleksibilnost" u izboru konstrukcije. Naime, za iste debljine zida cjevi pojasa i ispune ($t_i = t_0$) vrlo su

male vrijednosti proračunske nosivosti veze u čvoru $N_{1,Rd}$, tako da se ne iskorišćava nosivost na izvijanje štapa ispune (slika 7.12). Suprotno tome, za manji odnos debljina zidova cjevi ($t_i < t_0$) postiže se velika proračunska nosivost veze u čvoru $N_{1,Rd}$, ali se mjerodavna nosivost mnogo prije dostiže izvijanjem pritisnutog štapa ispune.

Prema EN 1993-1-8 [5] odnos debljina zidova cjevi u čvoru nije parametar koji utiče na vrijednost proračunske nosivosti u čvoru, kao ni sama debljina zida štapa ispune, tako da je položaj nomograma u odnosu na proračunsku nosivost ista za sve cjevi istog prečnika d_0 bez obzira na debljinu zida cjevi. To nam omogućava da formiramo dijagrame nosivosti za grupe cjevi istog prečnika d_0 . Za cjevi prečnika $d_0 = 50$ mm dijagram nosivosti za "T" vezu u čvoru je dat na slici 7.13.

Na istoj slici obilježene su i vrijednosti $N_{c,Rd}$ za profile štapova ispune tako da se sa jednog dijagrama mogu analizirati sva tri kriterijuma nosivosti za određeni štap ispune:

1) Kriterijum izvijanja samostalnog elementa - sila $N_{b,Rd}$

Na osnovu dužine izvijanja štapa i sile u štapu N_{Ed} odredimo profil koji usvajamo za štap ispune. Na osnovu dužine izvijanja l_i odredimo nosivost $N_{b,Rd}$ usvojenog profila.

2) Kriterijum nosivosti elementa sa zavarenim krajevima - sila N_{Rd}

Za usvojeni profil za štap ispune imamo određenu vrijednost proračunske nosivosti N_{Rd} koja je upisana na krivoj nosivosti.

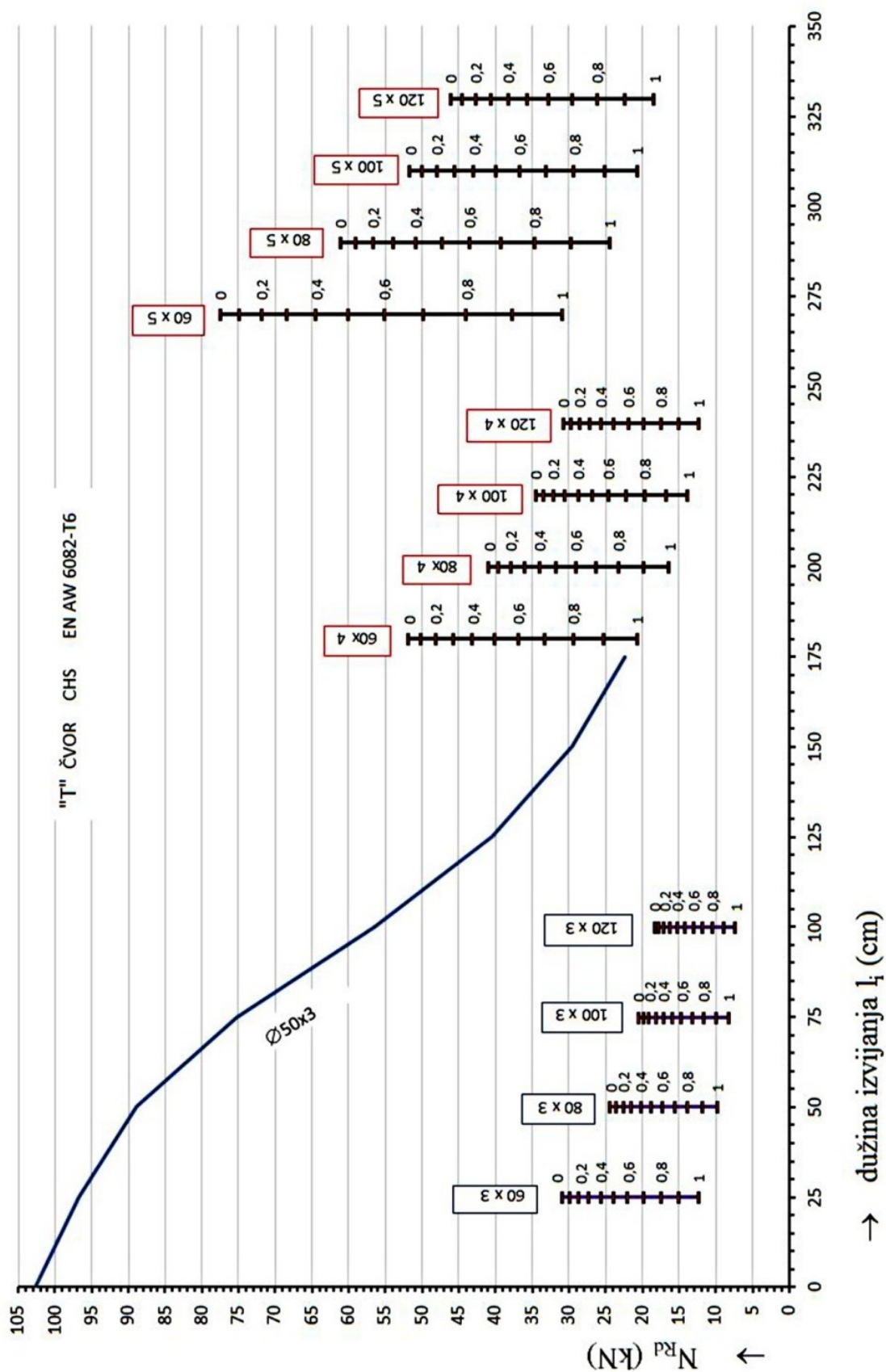
3) Određivanje proračunske nosivosti veze plastifikacijom površine pojasnog štapa – sila $N_{1,Rd}$

Za usvojeni pojasni štap i vrijednost odnosa napona n_p odredimo proračunsku nosivost $N_{1,Rd}$. Pojasni štapovi se dimenzionišu postupkom datim u poglavlju 7.4 i tada se određuje profil pojasne cjevi i izračunava koeficijent n_p .

Upoređivanjem dobijenih vrijednosti za $N_{b,Rd}$, $N_{c,Rd}$ i $N_{1,Rd}$ određujemo koja je nosivost granična.

$$N_{i,Rd} = \min \{N_{b,Rd}, N_{c,Rd}, N_{1,Rd}\} \quad (7.18)$$

Kombinacija štapa ispune Ø50 x 3 mm sa odgovarajućim pojasnim štapovima prikazana je na slici 7.12.



Slika 7.12 Određivanje mjernodavne proračunske nosivosti za profil Ø50 x 3 mm pomoću nomograma nosivosti za "T" vezu

7.1.5 Određivanje nosivosti "K" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije

Izraz za proračun granične nosivosti "K" veze u čvoru rešetkastog nosača dat je poglavlju 5 (slika 5.2), a modifikovan izraz je dat u (7.19).

$$N_{1,Rd} = \frac{k_g k_p f_o t_0^2}{\sin \theta_1} (1.8 + 10.2 \cdot \frac{d_1}{d_0}) / \gamma_{M5} = k_p \frac{k_g f_o t_0^2}{\sin \theta_1} (1.8 + 10.2 \cdot \frac{d_1}{d_0}) / \gamma_{M5} \quad (7.19)$$

gdje je:

$$k_g = \gamma^{0.2} \left[1 + \frac{0.024 \gamma^{1.2}}{1 + \exp(0.5g - 1.33)} \right] \quad (7.20)$$

Vrijednost proračunske nosivosti profila, pored određenih konstantnih geometrijskih i fizičko mehaničkih parametara, zavisi od dva koeficijenta k_g i k_p i nagibnog ugla dijagonala. Koeficijent k_g dat u (7.20) zavisi od razmaka profila (g) i dimenzija pojasne cijevi d_0 i t_0 . Razmak između profila štapova ispune (g) je uzet tako da je ekscentricitet veze u čvoru jednak nuli. Takvi - centrisani čvorovi se i preporučuju prilikom projektovanja rešetkastih konstrukcija. Na osnovu tako usvojene vrijednosti za g i nagibni ugao θ , dobija se konstantna vrednost koeficijenta k_g . Promjena vrijednosti proračunske nosivosti čvora $N_{1,Rd}$ sada samo zavisi od koeficijenta k_p :

$$N_{1,Rd} = k_p \cdot N_{1,Rd,0} \quad (7.21)$$

gdje je :

$N_{1,Rd,0}$ - proračunska vrijednost nosivosti čvora bez uticaja prethodnog napona u pojasnom štapu - odnosno kada je $n_p = 0$, isto kao kod analize "T" veza u čvoru rešetkaste konstrukcije. Vrijednost proračunske nosivosti u (7.21) se menja u zavisnosti od uticaja napona u pojasnom štapu i taj uticaj je definisan koeficijentom k_p koji je dat izrazom:

$$k_p = 1 - 0.3n_p(1 + n_p) \quad (7.22)$$

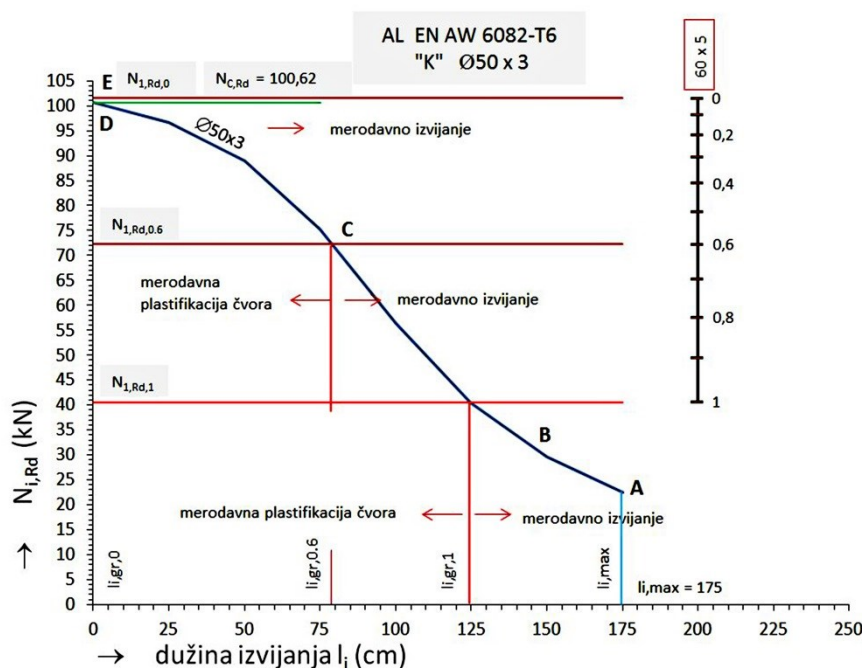
koji je identičan izrazu za "T" vezu u čvoru.

Za štapove od aluminijumskih profila, prema izrazu predloženom u poglavlju 5, uvođenjem koeficijenta omekšavanja k_{al} nosivost "K" veze je data kao (5.4).

$$N_{l,Rd} = k_{al} \cdot \frac{k_g k_p f_{o0} t_0^2}{\sin \theta_1} \left(1.8 + 10.2 \frac{d_1}{d_0} \right) / \gamma_{M5}$$

Vrijednost koeficijenta k_{al} za analizirane profile data je u tabeli 7.2.

Slično kao i kod "T" čvora izvršena je analiza veze koja se sastoji od pojasnog štapa Ø60 x 5 mm i štapova ispune Ø50 x 3 mm. Nagibni ugao dijagonala je 45°. Rezultati analize prikazani su na slici 7.13. Analizira se kriva izvijanja štapa ispune Ø50 x 3 mm. Za pojasni štap od profila Ø60 x 5 na slici 7.13 prikazane su vrijednosti granične dužine izvijanja $l_{i,gr}$ za vrednosti koeficijenta $n_p=1$ (tačka B), $n_p=0,60$ (tačka C) i $n_p=0$ (tačka D).



Slika 7.13 Analiza mjerodavne granične nosivosti za "K" vezu štapa ispune Ø50 x 3 sa pojasnim štapom Ø60 x 5 mm.

Na osnovu dijagrama na slici 7.13, zaključujemo da se može: odrediti granična dužina izvijanja $l_{i,gr}$ na osnovu koeficijenta n_p ; ustanoviti kako se dostiže proračunska nosivost štapa ispune, izvijanjem štapa ili plastifikacijom površine pojasnog štapa u čvoru.

Na slici 7.14 prikazane su krive nosivosti za štapove ispune prečnika 50 mm. Takođe su prikazani i odgovarajući nomogrami za profile pojasnih cjevi koje se mogu kombinovati sa štapovima ispune. Kao i kod "T" veze dobijamo mnogo jasniji uvid u međusobnu zavisnost geometrijskih parametara kod elemenata rešetkaste konstrukcije. Takođe je uočljiv uticaj odnosa debljine zida pojasnog profila i profila ispune (t_i/t_0) na

vezu, sa sličnim objašnjenjem kao i kod "T" čvorova. Za vrijednost $l_i = 0$, dobijaju se vrijednosti nosivosti profila štapova ispune na pritisak $N_{c,Rd}$.

7.1.6 Uticaj promjene nagibnog ugla na proračunsku nosivost "K" veze u čvorovima rešetke

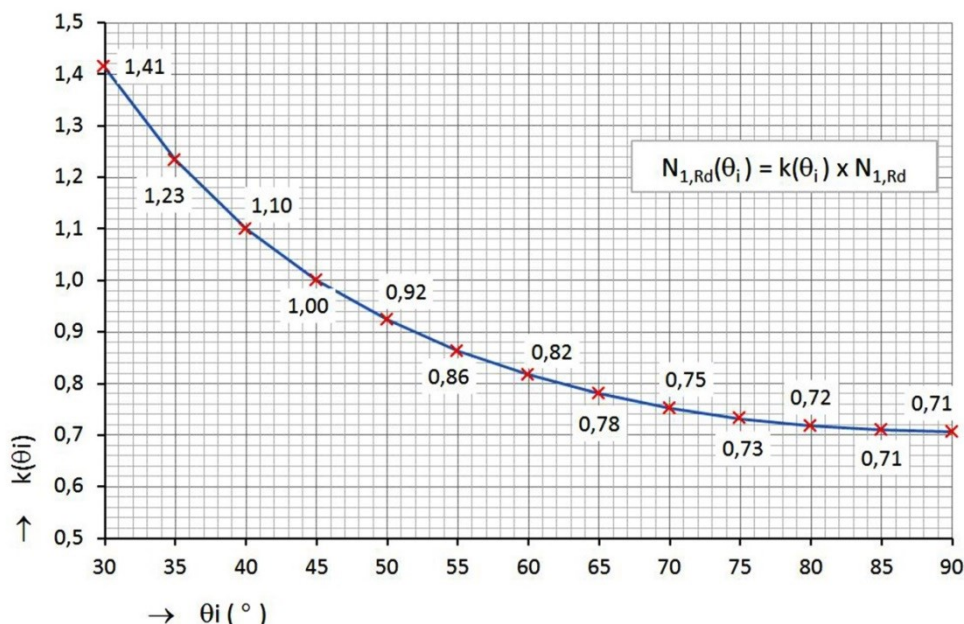
U prethodnom poglavlju analiziran je postupak proračuna nosivosti "K" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije sa nagibnim uglom štapova ispune $\theta_1 = \theta_2 = 45^\circ$. Prema preporukama CIDECT i EN1993-1-8, ugao θ_i se usvaja između 30° i 90° , odnosno: $30^\circ \leq \theta < 90^\circ$.

Uticaj nagibnog ugla u jednačini za proračunsku nosivost "K" veze u čvoru rešetke

$$N_{1,Rd} = \frac{k_g k_p f_o t_o^2}{\sin \theta_1} (1.8 + 10.2 \cdot \frac{d_1}{d_o}) / \gamma_{M5} \quad (7.23)$$

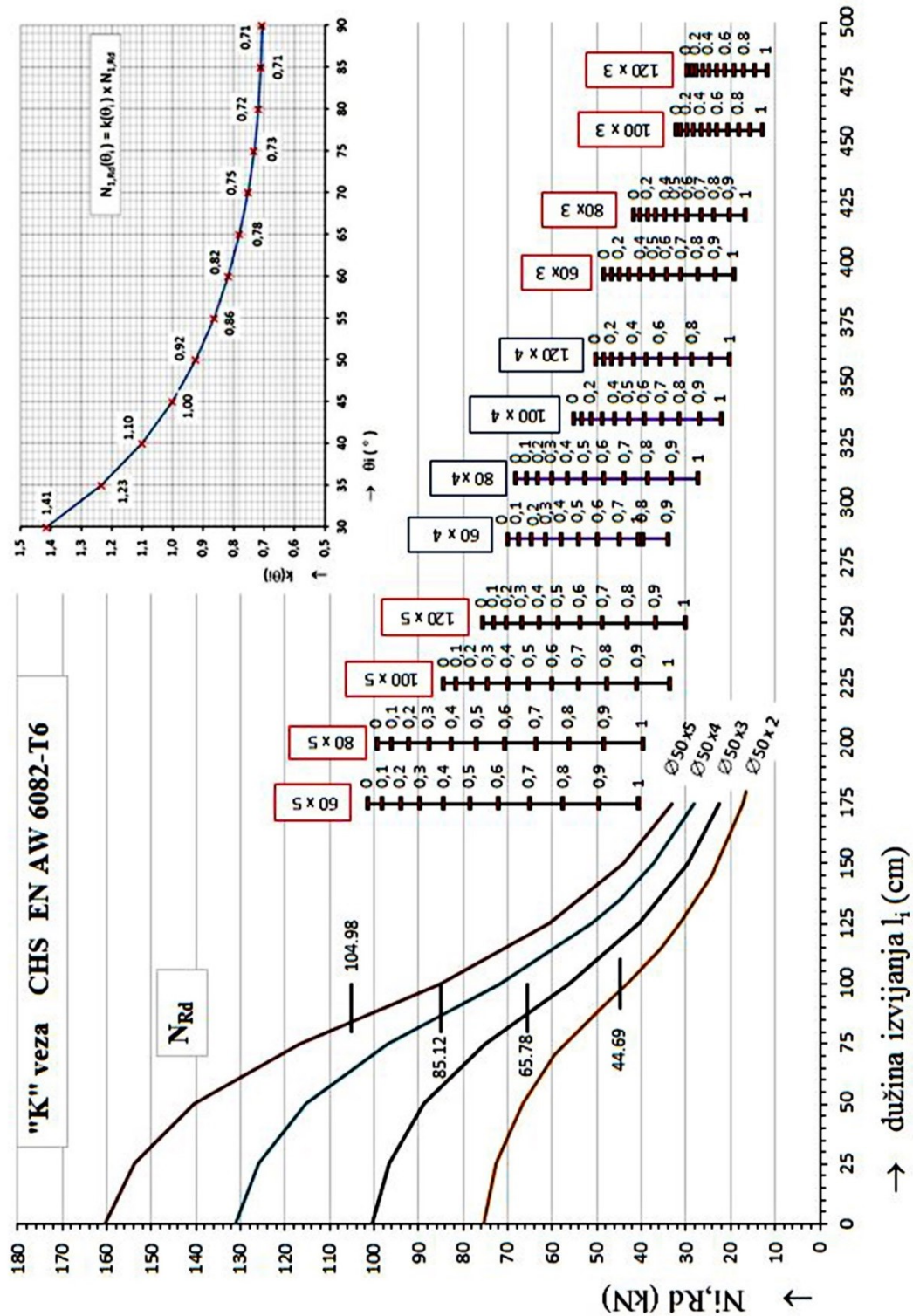
je definisan parametrom $1/\sin \theta_1$, a koji iznosi $1/0,707$ za ugao $\theta_1 = 45^\circ$. Na slici 7.16 data je preračunata kriva zavisnosti nagibnih uglova u rasponu od 30° do 90° prema nagibnom uglu od 45° . Određivanje koeficijenta preračuna je izvršeno prema:

$$k(\theta_i) = \frac{\sin 45^\circ}{\sin \theta_i} \quad (7.24)$$



Slika 7.14 Koeficijenti preračuna nosivosti "K" čvorova u zavisnosti od ugla θ

Ovako definisani koeficijent preračuna, koji je identičan za sve "K" čvorove, može se postaviti u ugao prethodnog dijagrama kao što je prikazano na slici 7.15.



Slika 7.15 Određivanje mjeraodavne proračunske nosivosti za profile prečnika 50 mm pomoću nomograma nosivosti za "K" vezu

Na datom dijagramu (slika 7.15) možemo još obilježiti i vrijednosti nosivosti N_{Rd} za štapove sa zavarenim krajevima. Vrijednosti N_{Rd} su izračunate u tabeli 7.3 i obilježene su na slici 7.15.

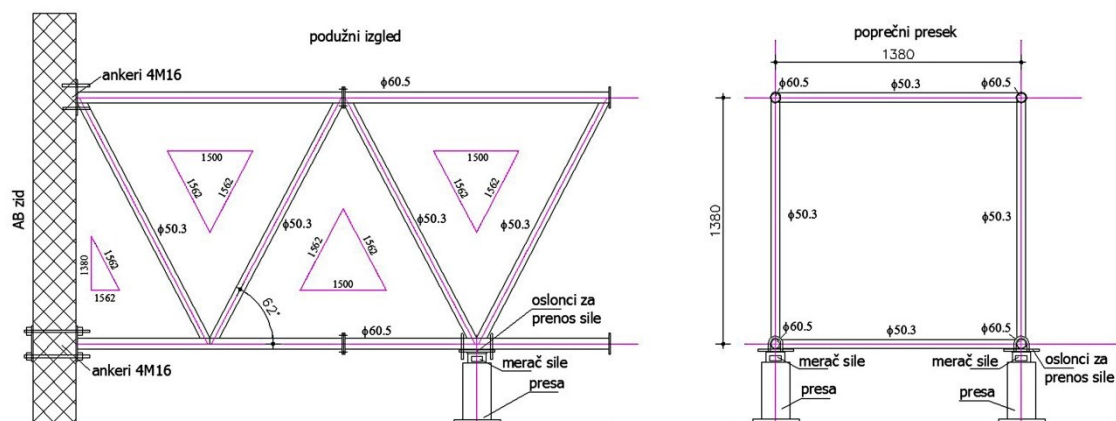
Tabela 7.3 Vrijednosti N_{Rd} za profile sa slike 7.16

profil	d_i [mm]	t_i [mm]	A_{eff} [cm ²]	f_0 [kN/cm ²]	f_u [kN/cm ²]	$\rho_{o,haz}$	$\rho_{u,haz}$	γ_{M1}	γ_{M2}	ω_0	$A_{eff} \times f_0$ [kN]	N_{Rd} [kN]
Ø50 x 2	50	2	3,01	25	29	0,5	0,64	1,1	1,25	0,653	75,25	44,69
Ø50 x 3	50	3	4,43	25	29	0,5	0,64	1,1	1,25	0,653	110,75	65,78
Ø50 x 4	50	4	5,78	25	29	0,5	0,64	1,1	1,25	0,653	144,5	85,82
Ø50 x 5	50	5	7,07	25	29	0,5	0,64	1,1	1,25	0,653	176,75	104,98

7.2 Eksperimentalna istraživanja rešetkastog nosača

U eksperimentalnom djelu istraživanja ispitivana su tri identična segmenta prostorne rešetkaste konstrukcije od aluminijumskih okruglih šupljih profila. Pojasni štapovi su od profila Ø60 x 5 mm, a štapovi ispune su profili Ø50 x 3 mm. Nagibni ugao dijagonala je $\theta = 62^\circ$. Rešetka je u osnovi kvadratnog oblika dimenzija 1380 x 1380 mm osno. Veza između štapova je izvedena zavarivanjem po cijelom obimu štapa ispune.

Oslonci su formirani preko ležišnih ploča, vodeći računa da se lom konstrukcije ne desi na spoju ležišne ploče i pojasnog štapa. Crtež ispitivane rešetke je prikazan na slici 7.16. Rešetke su ispitivane u horizontalnom položaju, tako da su oslonci (uklještenja) formirana u spoljnom AB zidu laboratorije. Opterćenje je prenošeno u čvorovima rešetke sa dvije hidraulične prese na koje su postavljeni mjeraci sile.



Slika 7.16 Ispitivani segment rešetkaste konstrukcije

Na slici 7.17 prikazan je jedan segment rešetke pripremljen za ispitivanje.



Slika 7.17 Segment rešetke pripremljen za ispitivanje

7.2.1 Fizičko - mehaničke karakteristike materijala

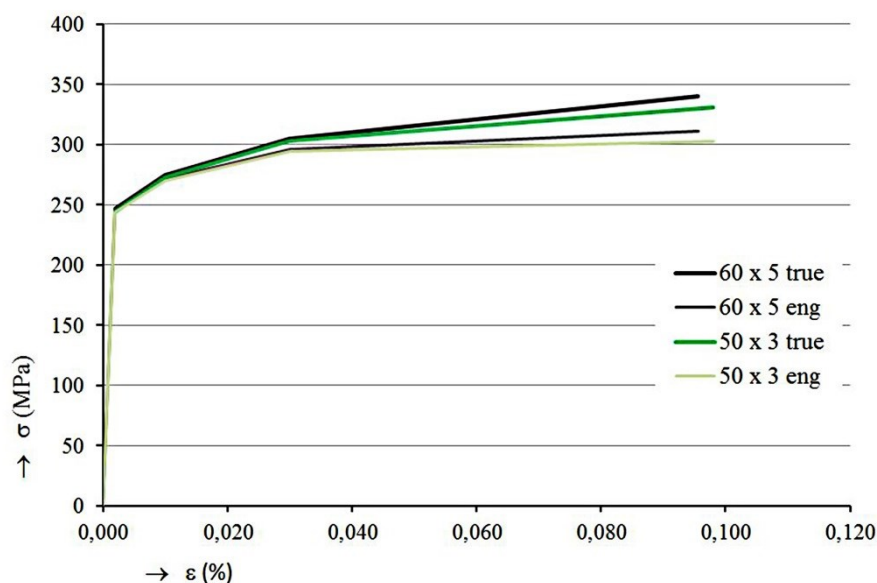
U tabelama 7.4 i 7.5 prikazane su karakteristične vrijednosti granica nosivosti za korišćene profile u istraživanju. Ispitivanje fizičko-mehaničkih osobina materijala izvršeno je u preduzeću "Prvi partizan - namenska proizvodnja" u Užicu. Na slici 7.18 predstavljeni su radni i stvarni dijagrami napod - dilatacija za korišćene profile.

Tabela 7.4 Karakteristične vrijednosti granica nosivosti za profil Ø50 x 3 mm

profil [mm]	f_0 [MPa]	$f_{1\%}$ [MPa]	$f_{3\%}$ [MPa]	f_u [MPa]	elongation [%]
Ø50 x 3	243,80	270,25	294,23	303,04	9,80
ϵ_{eng}	0,002	0,010	0,030	0,0980	
ϵ_{true}	0,001998	0,00995	0,02956	0,09349	
f_{true}	244,29	272,94	302,93	331,37	

Tabela 7.5 Karakteristične vrijednosti granica nosivosti za profil Ø50 x 3 mm

profil [mm]	$f_{0,true}$ [MPa]	$f_{1\%}$ [MPa]	$f_{3\%}$ [MPa]	f_u [MPa]	elongation [%]
Ø60 x 5	246,63	272,00	295,89	311,60	9,56
ϵ_{eng}	0,002	0,010	0,030	0,0956	
ϵ_{true}	0,001998	0,00995	0,02956	0,09130	
f_{true}	247,12	274,71	304,64	340,05	



Slika 7.18 Dijagrami σ - ϵ elemenata rešetke Ø50 x 3 mm i Ø60 x 5 - radni (eng) i stvarni (true)

Ispitivanje je vršeno opterećivanjem rešetke do loma, sa mjerenjem izvijanja najopterećenijeg pritisnutog štapa ispune. Mjernim trakama su mjerene dilatacije na tri mjesta u krug na pritisnutom štapu.

Na slici 7.19 prikazano je mjerenje deformacije pri izvijanju pritisnutog štapa



Slika 7.19 Mjerenje izvijanja pritisnutog štapa

Lom se u sva tri ispitana segmenta rešetke dogodio pucanjem šava na zategnutom štapu ispune. Na slici 7.20 prikazan je lom šava na spoju zategnutog štapa ispune sa pojasnim štapom.



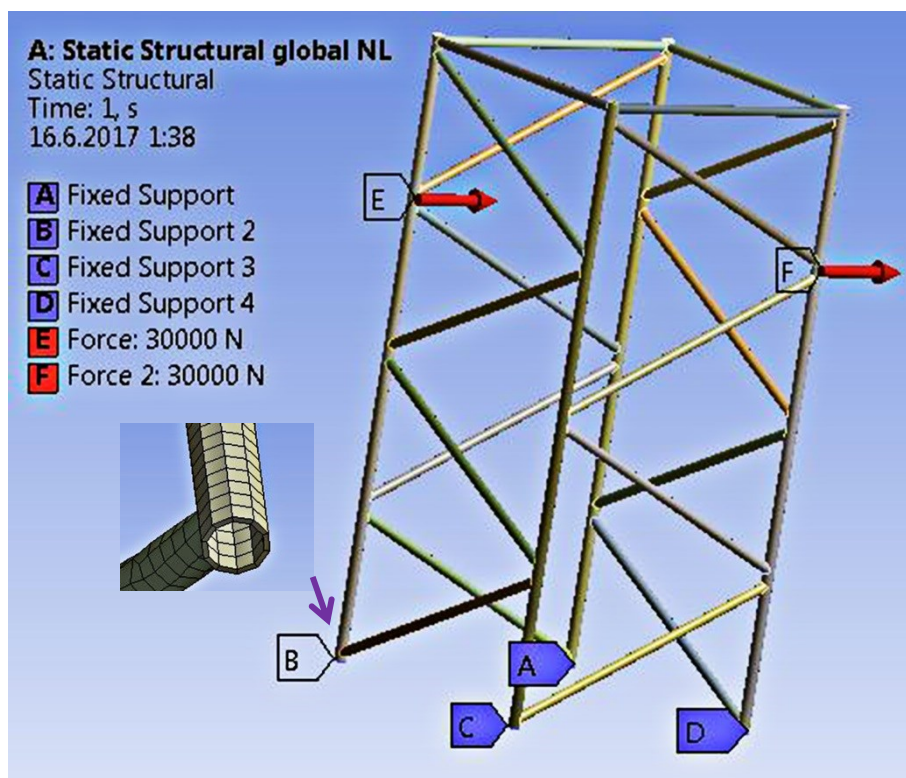
Slika 7.20 Lom šava na zategnutom štapu ispune

7.3 Numerička analiza segmenta rešetkaste

U programskom paketu Ansys modeliran je segment rešetkaste konstrukcije. Materijal je modeliran sa stvarnim (true) karakteristikama materijala prikazanim na slici 7.17. Radi lakšeg proračuna u analizi cjelog segmenta rešetkaste konstrukcije nisu modelirani zavareni spojevi između štapova i zone uticaja toplote u okolini šavova. Štapovi rešetke su modelirani sa jednim slojem konačnih elemenata u presjeku. Veza između štapova je ostvarena pomoću kontaktnih elemenata (bonded contact). Ovakav način modeliranja je dovoljan da se ispita globalno ponašanje rešetkaste konstrukcije (sile u štapovima, deformacija cijele rešetke, reakcije oslonaca i sl.). Za detaljniju analizu pojedinih djelova rešetke modeliraju se izolovani djelovi (submodeling) na koje se prenose uticaji dobijeni globalnom analizom cijele konstrukcije.

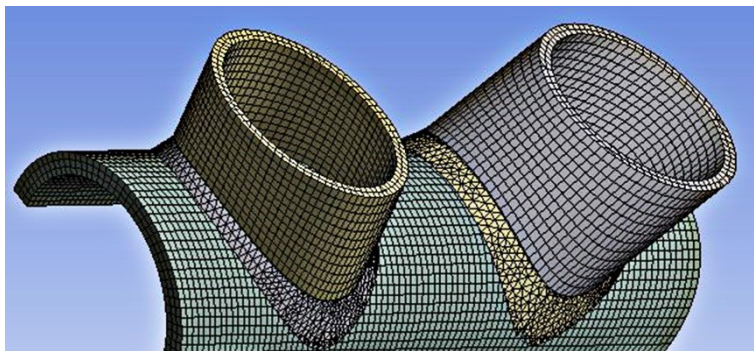
Kako se lom rešetke dešavao pucanjem šava na zategnutom dijagonalnom štapu rešetke, detaljno je analiziran izolovani čvor u kome je zavareni spoj kritičnog zategnutog štapa ispune sa pojasnim štapom. Za dobijanje detaljnije analize tog čvora formiran je model izolovanog čvora (submodeling) sa zonom uticaja toplote (ZUT) u okolini čvora. Veza između šavova i ZUT zona kao i između ZUT zona i štapova je ostvarena pomoću kontaktnih elemenata (bonded contacts). U analizi, metodom konačnih elemenata, korišćeni su brick elementi definisani sa 20 čvorova (HEX20) koji koriste smanjenu integraciju (employing reduced integration), koji imaju tri stepena slobode po čvoru i mogu imati bilo kakvu prostornu orijentaciju. Modelovana su tri sloja elemenata po poprečnom preseku u zoni ZUT-a na pojasnom štapu i dva sloja konačnih

elemenata u ZUT-u štapova ispune i svih elemenata van zone uticaja toplote. Model segmenta rešetke sa položajem opterećenja dat je na slici 7.21.



Slika 7.21 Analizirani segment rešetke sa položajem oslonaca, opterećenjem i detaljem mreže konačnih elemenata za globalnu analizu segmenta rešetke

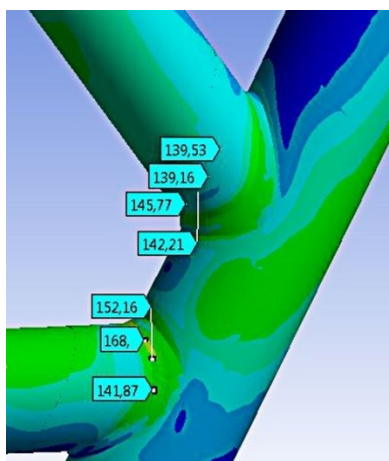
Na slici 7.22 prikazana je zona uticaja toplote (ZUT) izolovanog čvora koji je detaljno analiziran - gdje se vide slojevi konačnih elemenata.



Slika 7.22 Konačni elementi u zoni uticaja toplote analiziranog izolovanog čvora

7.4 Uporedna analiza dobijenih rezultata

Eksperimentalnim istraživanjem lom šava na zategnutom štapu ispune se desio pri opterećenju od 36 kN. Sila u zategnutom štapu je iznosila 41,05 kN. Vrijednost napona u šavovima pri opterećenju od 36 kN dobijena u numeričkoj analizi čvora data je na slici 7.23.

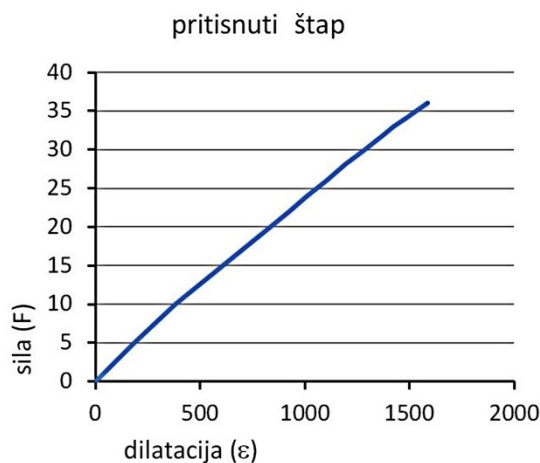


Slika 7.23 Vrijednost napona u šavovima u analiziranom čvoru

Naponi su bliski vrijednosti napona iz numeričke analize uzimajući u obzir omekšavanje usled uticaja zavarivanja gdje je dopušteni napon u šavu $f_w = 16.80$ kN/cm².

7.4.1 Nosivost štapa ispune na pritisak sa uticajem izvijanja

U pritisnutom štapu sila je iznosila 40.80 kN. Sa dijagrama sila – dilatacija (slika 7.24) vidi se da je naprezanje u štapu pri ovom opterećenju i dalje u elastičnoj oblasti.



Slika 7.24 Dijagram sila-dilatacija za analizirani pritisnuti štap rešetke

Za dužinu izvijanja štapa od 156 cm, izračunata je proračunska nosivost prema EN 1999-1-1 [6] i prikazana u tabeli 7.6.

Tabela 7.6 Proračunska nosivost štapa ispune Ø50 x 3 mm sa uticajem izvijanja

segment	1 štap ispune				Proračun centrično pritisnutih štapova					
profil	A (cm ²)	i _{min}	N _{Ed} (kN)	l (cm)	λ	$\bar{\lambda}$	φ	χ	N _{b,Rd}	N _{Ed} /N _{b,Rd}
φ50x3	4,43	1,67	36	156	93,41	1,80	2,28	0,271	27,84	1,29

Proračunska nosivost štapa sa uticajem izvijanja N_{b,Rd} je manja od vrijednosti sile pri lomu. Štap se počeo izvijati u elastičnoj oblasti (slika 7.24).

7.4.2 Nosivost "K" veze u čvoru ispitivanog segmenta rešetke

Vrijednosti proračunske nosivosti za "K" vezu kod ispitivanog segmenta rešetke dat je u narednoj analizi. U tabeli 7.7 dat je proračun koeficijenta k_{al} za analiziranu "K" vezu od pojasnog štapa Ø60 x 5 mm i štapa ispune Ø50 x 3 mm.

Tabela 7.7 Vrijednost koeficijenta k_{al} za analiziranu vezu

pojasni štap	štap ispune	d ₀ [mm]	d ₁ [mm]	b _{haz} [mm]	f _{y,0} [MPa]	f _{y0,haz} [MPa]	d ₀ π [cm]	l [cm]	1-f _{y,0,haz} /f _{y,0}	k _{al,EN}
60x5	50x3	60	50	30	250	125	18,84	5,911	0,5	0,684

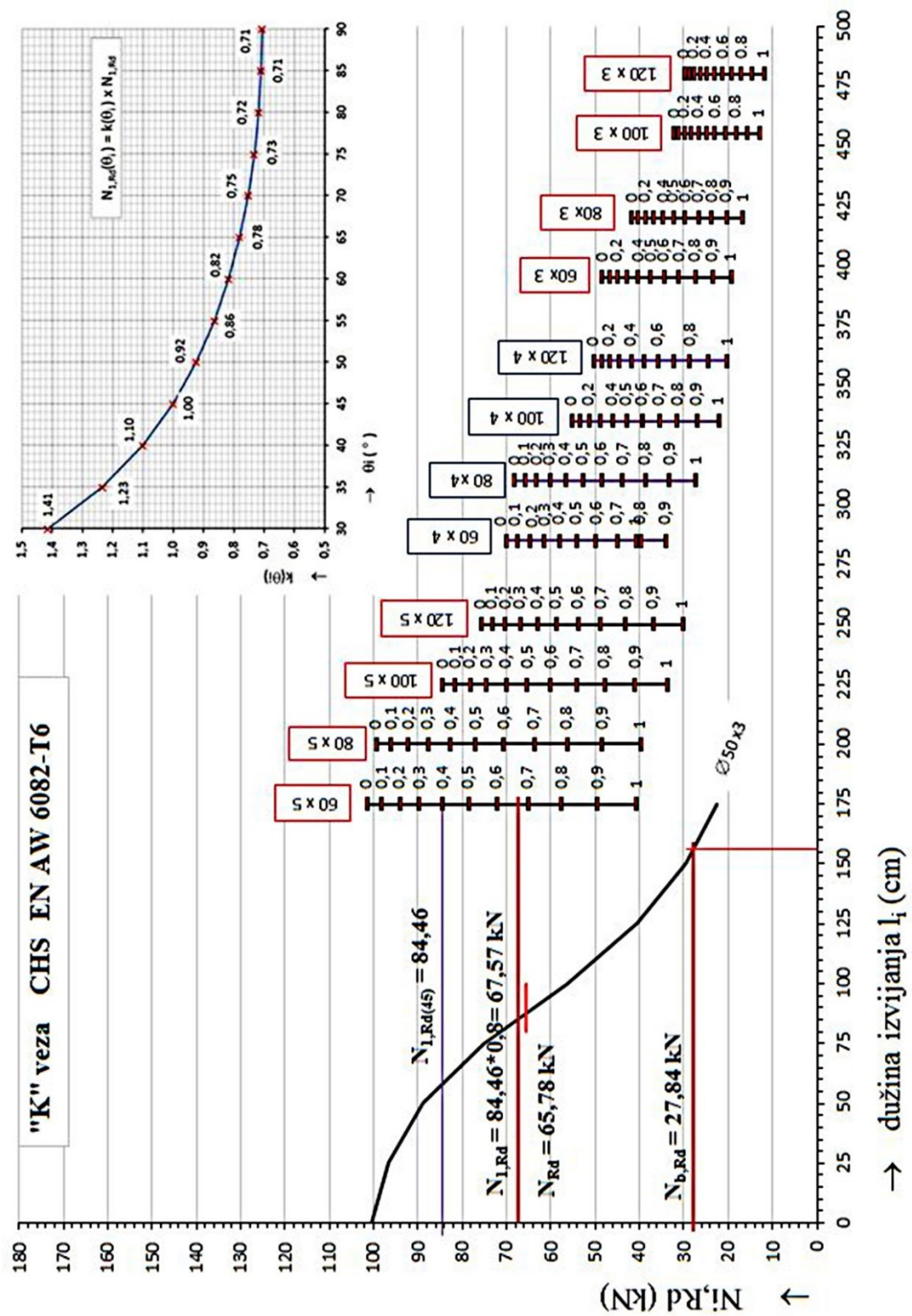
Analiza proračunske nosivosti data u tabeli 7.8 se odnosi na nosivost "K" veze (sa nagibnim uglom štapova ispune od 45°) sa promjenom koeficijenta n_p od vrednosti 0 do vrednosti 1,0 u zavisnosti od napona u pojasnom štapu, kako je objašnjeno u poglavlju 5. Za vrednost napona od n_p = 0,4 koji se javlja u ovom slučaju i primenom koeficijenta omekšanja k_{al} dobija se proračunska nosivost čvora N_{1,Rd} = 84,46 kN. Da bi smo dobili vrijednost N_{1,Rd} za nagibni ugao od 62°, množimo vrijednost 84,46 kN sa koeficijentom redukcije koji je dat na slici 7.14 i iznosi 0,80. Dobijena konačna vrijednost proračunske nosivosti u čvoru je N_{1,Rd} = 67,57 kN. Ova vrijednost je mnogo veća od vrednosti N_{b,Rd} (nosivost na pritisak sa uticajem izvijanja) za analizirani štap ispune koja iznosi N_{b,Rd} = 27,84 kN. Vrijednost proračunske nosivosti za štapove sa zavarenim krajevima za štap Ø50 x 3 mm iznosi N_{Rd} = 65,78 kN i ona je veća od N_{b,Rd}.

Zaključujemo da je nosivost dostignuta proračunskom nosivošću za pritisnuti štap sa uticajem izvijanja $N_{b,Rd}$.

Tabela 7.8 Vrijednost nosivosti $N_{1,Rd}$ za analizirani "K" čvor

uzorak	d_0 [mm]	t_0 [mm]	d_1 [mm]	t_1 [mm]	f_y	ϑ [°]	e	β	2γ	g'	n_p	k_p	k_g	$N_{1,Rd}$ [kN]	k_{al}	$N_{1,Rd} \cdot k_{AL}$	N_c	χ
[1]	[2]	[3]	[4]	[5]		[6]	[7]	[9]	[10]	[11]		[12]	[13]	[14]				
60x5-50x3	60	5	50	3	250	45	0	0,83	12,00	1,20	0,00	1,00	1,63	148,41	0,684	101,51	100,62	1,47
60x5-50x3	60	5	50	3	250	45	0	0,83	12,00	1,20	0,10	0,97	1,63	143,52	0,684	98,16	100,62	1,43
60x5-50x3	60	5	50	3	250	45	0	0,83	12,00	1,20	0,20	0,93	1,63	137,73	0,684	94,21	100,62	1,37
60x5-50x3	60	5	50	3	250	45	0	0,83	12,00	1,20	0,30	0,88	1,63	131,05	0,684	89,64	100,62	1,30
60x5-50x3	60	5	50	3	250	45	0	0,83	12,00	1,20	0,40	0,83	1,63	123,48	0,684	84,46	100,62	1,23
60x5-50x3	60	5	50	3	250	45	0	0,83	12,00	1,20	0,50	0,78	1,63	115,02	0,684	78,67	100,62	1,14
60x5-50x3	60	5	50	3	250	45	0	0,83	12,00	1,20	0,60	0,71	1,63	105,67	0,684	72,28	100,62	1,05
60x5-50x3	60	5	50	3	250	45	0	0,83	12,00	1,20	0,70	0,64	1,63	95,43	0,684	65,27	100,62	0,95
60x5-50x3	60	5	50	3	250	45	0	0,83	12,00	1,20	0,80	0,57	1,63	84,30	0,684	57,66	100,62	0,84
60x5-50x3	60	5	50	3	250	45	0	0,83	12,00	1,20	0,90	0,49	1,63	72,28	0,684	49,44	100,62	0,72
60x5-50x3	60	5	50	3	250	45	0	0,83	12,00	1,20	1,00	0,40	1,63	59,37	0,684	40,61	100,62	0,59

Koristeći dijagrame nosivosti sa nomogramima za štap ispune Ø50 x 3 mm možemo analizirati proračunsku nosivost štapa po svim kriterijumima nosivosti (slika 7.25).

Slika 7.25 Proračunske nosivosti štapa ispune $\phi 50 \times 3$ mm

8

Zaključci i preporuke za buduća istraživanja

U savremeno doba kada se teži ka korišćenju obnovljivih i ekonomski isplativih resursa u svim segmentima stvaranja, u građevinarstvu aluminijum zauzima posebno mjesto. Pogodan za reciklažu i sa malom cjenom prerade za ponovnu upotrebu, aluminijum se svrstava u sam vrh „zelenih” materijala. Dobijanjem vrlo kvalitetnih legura zadovoljavaju se zahtevi složenih inženjerskih problema po pitanju nosivosti i otpornosti na dejstvo agresivnih uticaja. Konstrukcije od aluminijuma su lagane, trajne, pogodne za transport, vizuelno lijepe i idealne za formiranje zanimljivih oblika. Nedostatak je relativno skupa proizvodnja novog aluminijuma, ali, gledajući cjeloživotni ciklus, prednost aluminijuma nad drugim metalima je očigledna. Ekstrudiranjem, kao primarnim procesom dobijanja elemenata za konstrukcije, moguće je dobiti razne oblike poprečnih presjeka elemenata i tako eliminisati neke negativne osobine koje se odražavaju na nosivost konstrukcija od aluminijumskih legura. Tu se prije svega misli na manju otpornost na izvijanje i uvijanje kao i podložnost deformisanju usled relativno malog modula elastičnosti. Međutim, stavljanjem materijala tamo gdje je potreban, dobijaju se pogodni oblici poprečnog presjeka sa odličnim geometrijskim karakteristikama. Tako se može, uz mnogo manju potrošnju materijala, dobiti nosivost veća od, na primer, potrebnih čeličnih profila.

Lijepe, jednostavne i stabilne konstrukcije dobijaju se primjenom okruglih šupljih profila (CHS). Okrugli cjevasti profili su pogodni za formiranje raznih oblika, a naročito kod rešetkastih konstrukcija gdje su štapovi međusobno spojeni direktnim zavarivanjem bez dodatnih ploča i spojnih sredstava, pa elegancija ovakvih konstrukcija dolazi do izražaja. Negativna osobina aluminijuma je omekšavanje na mjestu zavarenih veza, jer se ponovnim unošenjem toplote u osnovni materijal poništavaju pozitivne osobine dobijene

termičkom obradom prilikom proizvodnje i starenja gotovih poluproizvoda. Poništene karakteristike se djelimično vraćaju nakon izvjesnog vremena ali presjek oko šava ostaje trajno omekšan, u zavisnosti od primjenjenog načina zavarivanja i vrste legure. Koliki je uticaj omekšavanja u zavarenom čvoru rešetkastih konstrukcija na nosivost zavarene veze u čvoru - jedna je od tema koje su analizirane u ovoj disertaciji.

Način proračuna aluminijumskih konstrukcija se zasniva na principima proračuna čeličnih konstrukcija, naravno, vodeći računa o specifičnostima aluminijuma i njegovih legura. Evropski standard za aluminijumske konstrukcije EN 1999 nema dio koji se odnosi na veze između elemenata konstrukcije i koji bi bio pandan sličnom djelu EN 1993-1-8, posebno u djelu koji se odnosi na zavarene veze u rešetkastim konstrukcijama od čelika. Na osnovu tog zaključka formirana je i osnovna premisa doktorske disertacije, a to je mogućnost korišćenja standarda za čelične konstrukcije u onom djelu koji nije definisan standardom za aluminijumske konstrukcije, a naročito kod veza u čvorovima rešetkastih konstrukcija. Analizom dostupne literature ustanovljeno je da se ona mahom odnosi na zavarene veze u čvorovima rešetki od čelika. Detaljnija analiza veza u čvorovima rešetkastih konstrukcija od aluminijumskih okruglih cjevastih profila (CHS) nije pronađena u ovoj literaturi. Na osnovu toga, nastala je ideja da se u sklopu naučno-istraživačkog projekta IRSALPEE detaljno ispituju dvije vrste veza u čvorovima rešetkaste konstrukcije, „K” i „T” veze, koje predstavljaju osnov za dalja istraživanja ostalih vrsta veza između štapova u rešetkastoj konstrukciji. Rezultati koji su dobijeni u istraživanju su relevantni, pouzdani i validni jer su utemeljeni na dovoljno velikoj bazi podataka sopstvenog eksperimentalnog ispitivanja. Ispitivane su "realne" konstrukcije sa eksperimentalno ustanovljenim fizičko-mehaničkim karakteristikama materijala, uz upotrebu precizne mejrne tehnike i opreme pogodne za sprovedeno ispitivanje. Pored eksperimentalnog, značajan dio istraživanja predstavlja numerička analiza koja omogućava proširenje eksperimentalne baze podataka i sagledavanje uticaja različitih mehaničkih i geometrijskih parametara na graničnu nosivost elemenata aluminijumske rešetkaste konstrukcije.

U poglavlju 5 analizirano je dvanaest uzoraka K veze u čvoru rešetkaste konstrukcije. Nosivost veze u čvoru rešetkaste konstrukcije definisana je preko ograničenja deformacije pojasnog štapa u čvoru i to ograničenje je $3\%d_0$. Prioritetni zadatak u eksperimentalnom

istraživanju je bilo mjerenje deformacije na pojasnom štapu u čvoru rešetke. U eksperimentu su varirani prečnici štapova ispune i ekscentricitet veze u čvoru - ukupno tri različita prečnika cjevi i četiri ekscentriciteta. Za usvojene uzorke određena je proračunska nosivost čvora: teorijski - primjenom izraza datih u EN 1993-1-8, standarda za čelične konstrukcije; zatim eksperimentalnim putem - u laboratoriji Građevinskog fakulteta u Podgorici; pa numerički - modelirajući eksperiment u programskom paketu ANSYS. Postignuta je dobra saglasnost rezultata sve tri sprovedene analize. Na osnovu sprovedene analize izvedeni su sledeći zaključci:

1. Prilikom formiranja proračunskog modela potrebno je voditi računa o graničnim uslovima koji su postavljeni a koje su detaljno ispitivali Cho i dr. [68] i van der Vegte [67]. Granični uslovi treba da obezbjede što realnije ponašanje izolovanog čvora, odnosno ponašanje što približnije ponašanju u realnoj konstrukciji. Primjena različitih graničnih uslova može dovesti do pojave savijanja u čvoru i neželjenih deformacija. Primjenjeni granični uslovi u sprovedenom istraživanju obezbjeđuju samo aksijalno opterećenje elemenata u čvoru što je i bio cilj predmetnog istraživanja.
2. Kod određivanja proračunske nosivosti veze u čvoru vrlo bitnu ulogu igra opterećenje pojasnog štapa prije analiziranog čvora rešetke. Od tog opterećenja zavisi koeficijent k_p u jednačini za proračunsku nosivost prema Evropskom standardu EN 1993-1-8. U sprovedenim eksperimentalnim istraživanjima izabrani su takvi granični uslovi da se uticaj ove sile eliminiše, odnosno da koeficijent k_p bude jednak jedinici ($k_p=1$). Teorijska analiza nosivosti veze u čvoru, sprovedena primjenom izraza iz standarda za čelične konstrukcije i izraza za određivanje koeficijenta k_p , zasniva se na jednoj granici razvlačenja pojasnog štapa. Međutim, zbog formiranja zone uticaja toplote u čvoru aluminijumske rešetkaste konstrukcije na mestu veze štapova ispune sa pojasnim štapom - javljaju se dvije granice razvlačenja f_o i $f_{o,haz}$ (Slika 5.27). Uticaj pojave dvije granice razvlačenja u pojasnom štapu, u čvoru, na koeficijent napona n_p nije ispitan u ovom radu i može biti predmet budućih istraživanja.

Dodatna analiza za koeficijent k_p je izvršena u poglavlju 7. Kako se vrijednost koeficijenta k_p kreće od 0.4 do 1, odnosno koeficijent odnosa napona n_p ($n_p = f_{po}/f_o$) ima vrednost od 0 (neopterećen pojasni štap) do 1,0 (potpuno iskorišćen napon u pojasnom štapu), u poglavlju 7 je data analiza uticaja ovog koeficijenta na proračunsku nosivost čvora i ti su rezultati predstavljeni preko nomograma nosivosti.

3. Proračunska vrednost nosivosti "K" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije od aluminijumskih CHS profila pri aksijalnom opterećenju može se odrediti koristeći jednačine date u standardu za čelične konstrukcije EN 1993-1-8, s tim da se uvede novi koeficijent omekšanja k_{al} , koji nam daje uticaj "omekšavanja" na mestu zavarene veze štapova u čvoru. Predloženi izraz je dat u (5.4) a vrijednost koeficijenta k_{al} u (5.18) i (5.19).

U poglavlju 6 analizirane su „T” veze u čvorovima rešetke. Varirane su dvije vrste pojasne cjevi sa tri vrste štapova ispune. Analiza je sprovedena eksperimentalno, teorijski i numerički. Nosivost veze u čvoru rešetkaste konstrukcije definisana je preko ograničenja deformacije pojasnog štapa u čvoru od $3\%d_0$. Iz analize koja je sprovedena izvedeni su sledeći zaključci:

4. Mjerenjem površinske tvrdoće u okolini šava na pojasnoj cjevi ustanovljeno je da se zona uticaja toplote (ZUT) prostire do udaljenosti od oko 30 mm od spoja cjevi u čvoru. To se poklapa sa preporučenim vrednostima iz EN 1999-1-1 [6] za vrijednost b_{haz} kod TIG zavarivanja, kao i sa istraživanjima drugih autora [90].
5. Kao i kod analize "K" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije, u eksperimentalnim istraživanjima nije uzeto u obzir opterećenje pojasnog štapa prije čvora rešetke. Teorijska analiza nosivosti veze u čvoru sprovedena je primenjujući izraze iz standarda za čelične konstrukcije gdje je izraz za određivanje koeficijenta k_p identičan za "T" i "K" veze i zasniva se na jednoj granici razvlačenja pojasnog štapa. Zbog formiranja zone uticaja toplote u čvoru aluminijumske rešetkaste konstrukcije, na mestu veze štapova ispune sa pojasnim štapom javljaju se dvije granice razvlačenja f_o i $f_{o,haz}$ (Slika 6.2). Uticaj pojave dvije granice razvlačenja, u

pojasnom štapu u čvoru, na koeficijent napona n_p nije obuhvaćen sprovedenom analizom.

6. Proračunska vrijednost nosivosti "T" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije od aluminijumskih CHS profila pri aksijalnom opterećenju može se odrediti korišćenjem jednačine date u standardu za čelične konstrukcije EN 1993-1-8, s tim da se uvede novi koeficijent omekšavanja k_{al} , koji nam daje uticaj "omekšavanja" na mjestu zavarene veze štapova u čvoru. Predloženi izraz je dat u (6.1) a vrijednost koeficijenta k_{al} je identična kao kod "K" veza i data je u (5.18) i (5.19).

U poglavlju 7 analizirana je stabilnost tri segmenta prostorne rešetkaste konstrukcije. U eksperimentalnom djelu istraživanja, rešetke su opterećene u čvorovima tako da se izazove aksijalno naprezanje u štapovima. Ispitivano je pomjeranje rešetke, nosivost zategnutih štapova i šavova i izvijanje pritisnutih štapova. Lom se dešavao pucanjem šava, prije nego što se dešavalo izvijanje štapa rešetke. Analizom segmenta prostorne rešetkaste konstrukcije došlo se do sledećih zaključaka:

7. Eksperimentalna analiza segmenta prostorne rešetkaste konstrukcije pokazala je osjetljiva mjesta na koja treba obratiti pažnju prilikom projektovanja ovakvih konstrukcija. To su:
 - Prilikom izrade konstrukcije kompletna konstrukcija mora biti pridržana u šablonu sve dok se ne izvedu svi šavovi. Zbog povećane deformabilnosti aluminijumske rešetke dolazi do krivljenja nosača prilikom spajanja segmenata zavarivanjem.
 - Šavovi moraju biti pažljivo izvedeni i veće debljine nego kod spojeva štapova kod rešetkastih čeličnih nosača. U čvoru je bolje napraviti veći razmak (gap) između štapova i izvesti pažljivo zavarivanje po cijelom obimu štapa. Štapove zavariti po cijelom obimu. Osjetljiva mesta su na spoju dijagonale i ležišne ploče, kao i mjesta "skrivena" ispod dijagonale, kod malog nagiba štapova ispune.
8. Izvršena je teorijska analiza nosivosti štapova rešetkaste konstrukcije kao pritisnutog elementa. U Evrokodovima uslov nosivosti je da je proračunska nosivost elementa veća od proračunske vrijednosti aksijalne sile u štapu. Kako je

proračunska nosivost nekog elementa na pritisak sa uticajem izvijanja - zavisna samo od dužine izvijanja, konstruisani su dijagrami nosivosti koji se odnose na pojedine grupe profila. Sa dijagrama se lako može očitati proračunska nosivost elementa u zavisnosti od dužine izvijanja ili obratno - za određenu dužinu izvijanja pročitati proračunska nosivost. Kružni cjevasti profili su pogodni za ovakvo predstavljanje jer posjeduju iste karakteristike za obje centralne ose. Na jednom dijagramu se prikazuju svi štapovi istog prečnika a različitih debljina zida. Pogodnost se ogleda i u tome što se uvijek može, prema postavljenim uslovima, odrediti najracionalniji presjek.

9. Mjerodavna proračunska nosivost štapa ispune se dobija u zavisnosti od tri proračunske nosivosti:

- proračunske nosivosti sa uticajem izvijanja $N_{b,Rd}$, koja je analizirana u prethodnoj tački,
- proračunske nosivosti samostalnog elementa sa zavarenim krajevima N_{Rd} , što je konstantna vrijednost za svaki profil pojedinačno, i
- proračunske nosivosti veze u čvoru rešetkaste konstrukcije, $N_{1,Rd}$, koja je data u zavisnosti od vrste veze u čvoru. U ovoj disertaciji analizirane su "T" i "K" veze u čvoru rešetkaste konstrukcije.

Da bi uporedno analizirali sve tri nosivosti i odredili mjerodavnu vrijednost nosivosti, ne računajući svaki dio posebno, konstruisani su dijagrami sa nomogramima nosivosti za određenu vrstu veze u čvoru ("T" ili "K") i za određenu kombinaciju pojasnog štapa i štapova ispune. Na dijagramu se određuju sve tri proračunske nosivosti i njihovim upoređivanjem dobija se mjerodavna proračunska nosivost.

Eksperimentalna, teorijska i numerička analiza graničnih stanja rešetkastih aluminijskih konstrukcija prikazana u ovoj disertaciji u potpunosti je ispunila postavljene ciljeve i zadatke. Primjenom različitih metoda istraživanja upotunjena su i proširena postojeća znanja iz ove oblasti, date su preporuke za proračun i smjernice za dalja istraživanja, a sve sa ciljem da se pomogne racionalna i ekonomski opravdana afirmacija aluminijuma u savremenim građevinskim konstrukcijama.

9 Literatura

- [1] Kissel, J.R., Ferry, R.L. (2002), *Aluminum Structures -A Guide to Their Specifications and Design (Second edition)*, John Wiley & Sons, Inc., New York.
- [2] Dwight, J. (1999), *Aluminium Design and Construction*, Taylor & Francis Group, London.
- [3] Müller, U. (2011), *Introduction to Structural Aluminium Design*, Whittles Publishing, Dunbeath, UK.
- [4] F. M. Mazzolani, *3D aluminium structures*, Thin-Walled Structures, Vol. 6, 2012, 258–266.
- [5] Eurocode 3: *Design of Steel Structures—Part 1–8: Design of Joints*; EN 1993-1-8. European Committee for Standardization CEN (Comité Européen de Normalisation): Brussels, Belgium, 2003.
- [6] Eurocode 9: *Design of Aluminium Structures—Part 1–1: General Structural Rules*; EN 1999-1-1. European Committee for Standardization CEN (Comité Européen de Normalisation): Brussels, Belgium, 2007.
- [7] W. Ramberg, W. R. Osgood, (1943), Description of stress-strain curves by three parameters, NACA Technical Note No. 902.
- [8] G. Mathers: *The welding of aluminium and its alloys*, Published by Woodhead Publishing Limited, Cambridge CB1 6AH, England, 2002.
- [9] M. H. Scott, M. F. Gittos, *Tensile and Toughness Properties of Arc-Welded 5083 and 6082 Aluminum Alloys*, Welding Research Supplement 1983, 243-252.
- [10] Anizahyati Alisibramulisi, *Through Process Modelling of Welded Aluminium Structures*, PhD Dissertation, Norwegian University of Science and Technology, Faculty of Engineering Science and Technology, Trondheim, 2013.
- [11] Ting Wang, *Modelling of welded thin-walled aluminium structures*, , PhD Dissertation, Norwegian University of Science and Technology, Faculty of Engineering Science and Technology, Trondheim, 2006.
- [12] Christina Breivik, *Mechanical properties of gas metal arc and friction stir AA6082-T6 Weldment*, PhD Dissertation, Norwegian University of Science and Technology, Faculty of Engineering Science and Technology, Trondheim, 2013.
- [13] C. Grard (1920), *Aluminium and its alloys*, Constable & Company Ltd., London, England, UK.
- [14] Rodrigo Goncalves, Dinar Camotim, *GBT local and global buckling analysis of aluminium and stainless steel columns*, Computers and Structures 82 (2004) 1473–1484.
- [15] J.B. Dwight, D.S. Moffin, *Local buckling of aluminium: Preliminary proposal*, ECCS Committete T2 Document, 1982, Cambridge.

- [16] R. Landolfo, F. M. Mazzolani, Different Approaches in the Design of Slender Aluminium Alloy Sections, Thin-Walled Structures, 1997 , Vol. 27, No. I, pp. 85-102,
- [17] O. S. Hopperstad, M. Langseth, L. Hanssen, *Ultimate Compressive Strength of Plate Elements in Aluminium: Correlation of Finite Element Analyses and Tests*, Thin-Walled Structures Vol. 29, Nos. 1-4, 1997 31-46.
- [18] F. M. Mazzolani, V. Piluso, *Prediction of the Rotation Capacity of Aluminium Alloy Beams*, Thin-Walled Structures Vol. 27, No. I, 1997, 103-116.
- [19] Jeroen Mennink, *Cross-sectional stability of aluminium extrusions*, PhD Dissertation ,Technische Universiteit Eindhoven, 2002.
- [20] N. Kutanova, T. Peköz, F. Soetens, *Distortional elastic buckling for aluminium: Available prediction models versus design specifications*, Heron, Vol. 55 (2010) No. 3/4, 251-268.
- [21] G. De Matteis, R. Landolfo, M. Manganiello, F.M. Mazzolani, *Inelastic behaviour of I-shaped aluminium beams: numerical analysis and cross-sectional classification*, Computers and Structures 82 (2004) 2157–2171
- [22] F.M. Mazzolani, A. Mandara, *Buckling of aluminium shells: proposal for European curves*. In: Proceedings of the ICTWS 2004, 4th international conference on thin-walled structures; 2004.
- [23] M. Manganiello, G. De Matteis, R. Landolfo, *Inelastic flexural strength of aluminium alloys structures*, Engineering Structures 28 (2006) 593–608
- [24] Z. Qilin, T. Hailin, W. Yage, *Effective section calculation of aluminium plate assemblies under uniform compression considering interactive local buckling*, HERON, 55 (2010) 3/4, 235-250.
- [25] Odd S. Hopperstad, Magnus Langseth, Tore Tryland, *Ultimate strength of aluminium alloy outstands in compression: experiments and simplified analysis*, Thin-Walled Structures 34 (1999) 279–294.
- [26] C. Wu, X. L. Zhao, W. H. Duan, *Design rules for web crippling of CFRP strengthened aluminium rectangular hollow sections*, Thin-Walled Structures, 49 (2011) 10, 1195-1207.
- [27] S.M. Zahurul Islam, B. Young, *Web crippling of aluminium tubular structural members strengthened by CFRP*, Thin-Walled Structures, 59 (2012) 0, 58-69.
- [28] F. Zhou, B. Young, *Concrete-filled aluminum circular hollow section column tests*, Thin-Walled Structures, 47 (2009) 11, pp. 1272-1280
- [29] F. Zhou, B. Young, *Tests of concrete-filled aluminum stub columns*, Thin-Walled Structures, 46 (2008) 6, 573-583.
- [30] F. M. Mazzolani, *Aluminium alloy structures*, 2nd, Taylor & Francis Ltd, London, United Kingdom, 1994.
- [31] J. H. Zhu, B. Young, *Aluminum alloy circular hollow section beam-columns*, Thin-Walled Structures, 44 (2006) 2, pp. 131-140.
- [32] J. H. Zhu, B. Young, *Experimental investigation of aluminum alloy circular hollow section columns*, Engineering Structures, 28 (2006) 2, 207-215.

- [33] Stefan Edlund, *Buckling of T-Section Beam-Columns in Aluminium with or without Transverse Welds*, PhD Dissertation, Department of Structural Engineering, Royal Institute of Technology Stockholm, Sweden, 2000.
- [34] G. De Matteis, A. Mandara, F.M. Mazzolani, *T-stub aluminium joints: influence of behavioural parameters*, Computers and Structures 78 (2000) 311-327.
- [35] G. De Matteis, G. Della Corte, A. Mandara, F.M. Mazzolani, *Experimental behaviour of aluminium T-stub connections*, Connections in Steel Structures V - Amsterdam - June 3-4, 2004
- [36] G. De Matteis, M. Brescia, A. Formisano, F.M. Mazzolani, *Behaviour of welded aluminium T-stub joints under monotonic loading*, Computers and Structures 87 (2009) 990-1002.
- [37] M. T. Naqash, G. Brando, G. De Matteis, *Calibration and Validation of Numerical Models through Experimental Tests*, International Journal of Advanced Structures and Geotechnical Engineering ISSN 2319-5347, Vol. 03, No. 02, April 2014.
- [38] Macillo V., *Special Joint Systems for Aluminium Structures: Experimental Tests and Numerical Models*, PhD Dissertation, University of Naples "Federico II", 2013.
- [39] Hellgren M., *Strength of Bolt-Channel and Screw-Joints in Aluminium Extrusions*, KTH Royal Institute of Technology, Licentiate Thesis, Stockholm, 1996.
- [40] J. Wardenier, J.A. Packer, X.-L. Zhao and G.J. van der Vegte: *Hollow sections in structural applications*, CIDECT, Geneva, Switzerland, 2010
- [41] J. Wardenier, Y. Kurobane, J.A. Packer, G.J. van der Vegte and X.L. Zhao: *Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading*, CIDECT, 2008.
- [42] R. Korol, F. Mirza, *Finite Element Analysis of RHS T-Joints*, Journal of the Structural Division, ASCE, 1982. vol.108, No. ST9, 2081-2098.
- [43] Y. Kurobane, K. Ogawa, K. Ochi, Y. Makino, *Local buckling of braces in tubular K-joints*, Thin-Walled Structures, Volume 4, Issue 1, 1986, Pages 23-40
- [44] L. H. Lu, G. D. de Winkel, Y. Yu, J. Wardenier, *Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints*, Tubular structures VI. Rotterdam: Balkema, 1994:341-357.
- [45] M. M. K. Lee, S. R. Wilmshurst, *Numerical modelling of CHS Joints with multiplanar double-K configuration*, Journal of Constructional Steel Research, 1995, vol. 32, 281-300.
- [46] G. Davies, P. Crockett, *The strength of welded T-DT joints in rectangular and circular hollow section under variable axial loads*. Journal of Constructional Steel Research, 1996, vol. 37, n. 1, 1-31.
- [47] J. Wardenier, Y. Kurobane, J.A. Packer, G.J. van der Vegte, X.L. Zhao, *Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading*. CIDECT, 1a, Verlag TUV Rheinland, 1996.
- [48] RAUTARUUKKI OYJ, H. V, *Design Handbook for Rautaruukki Structural Hollow Sections*. Hämeenlinna. 1998.

- [49] M. M. K. Lee, S. R. Wilmshurst , *Parametric Study of Strength of Tubular Multiplanar KK-joints*, Journal of Structural Engineering, American Society of Civil engineers, 1996, 122 (8) 893-904.
- [50] M. M. K. Lee, S. R. Wilmshurst , *Strength of Multiplanar Tubular KKJoints under Antisymmetrical Axial Loading*, Journal of Structural Engineering, 1997, Vol. 123, n. 6, 755-764.
- [51] M. Saidani, *The effect of Joint Eccentricity on the Distribution of Forces in RHS Lattice Girders*, Journal of Constructional Steel Research, 1998, Research 47, p. 211-221.
- [52] D. K. Liu, Y. Yu, J. Wardenier, *Effect of Boundary Conditions and Chord Preload on the Strength of RHS Uniplanar Gap K-Joints*, 1998, Proceedings of 129 the Eighth International Symposium on Tubular Structures, Singapore, p.223- 230.
- [53] E. M. Dexter, M. M. K. Lee, *Static strength of axially loaded tubular K-Joints. I: Behavior*. Journal of Structural Engineering, ASCE, 1999, 125(2), 194– 201.
- [54] E. M. Dexter, M. M. K. Lee, *Static strength of axially loaded tubular K-Joints. II: Ultimate capacity*, Journal of Structural Engineering, ASCE, 1999, 125(2), 202–210.
- [55] M. M. K. Lee, *Strength, stress and fracture analyses of offshore tubular joints using finite elements*, Journal of Constructional Steel Research, 1999, vol. 51, 265-286.
- [56] X. L. Zhao, *Deformation limit and ultimate strength of welded T-joints in cold-formed RHS sections*. Journal of Constructional Steel Research, 2000, vol. 53, 149- 165.
- [57] K. J. R. Rasmussen, A. S. Hasham, *Tests of X- and K-Joints in CHS Stainless Steel Tubes*. Journal of Structural Engineering, ASCE, 2001, 1183-1189.
- [58] G. J. van der Vegte, Y. Makino, *The effect of chord pre-load on the static strength of uniplanar tubular K-Joints*, 2002, Proceedings of the Twelfth International Offshore and Polar Engineering Conference Kitakyushu, Japan.
- [59] Y.S. Choo, X.D. Qian, J.Y R. Liew, J. Wardenier, *Static strength of thick-walled CHS X-joints - Part I. New approach in strength definition*, Journal of Constructional Steel Research, 2003, vol.59, 1201-1228.
- [60] Y.S. Choo, X.D. Qian, J.Y R. Liew, J. Wardenier, *Static strength of thick-walled CHS X-joints - Part II, Effect of chord stresses*, Journal of Constructional Steel Research, 2003, vol.59, 1229-1250.
- [61] F.R. Mashiri, X.L. Zhao, *Plastic Mechanism Analysis of Welded Thin-Walled T-Joint Madeup of Circular Braces and Square Chords under InPlane Bending*. 2003, Australia: Monash University, Department of Civil Engineering.
- [62] Y.S. Choo, X.D. Qian, J. Wardenier, *Effects of boundary conditions and chord stresses on static strength of thick-walled CHS K-joints*, 2006, Journal of Constructional Steel Research 62, 316–328.
- [63] G. J. van der Vegte, Y. Makino , *The ultimate strength of axially loaded CHS uniplanar T-joints subjected to axial chord load*, 2006, 11 International Symposium on Tubular Structures, Quebec, Canada.

- [64] Y.B. Shao, *Geometrical effect on the stress distribution along weld toe for tubular T- and K-joints under axial loading*, Journal of Constructional Steel Research, 2006, 63, 1351-1360.
- [65] N. Koteski, J.A.Packer, *Welded Tee-to-HSS connections*. Journal of structural engineering. v.129. 2003, 151 - 159.
- [66] G.J. van der Vegte , Y. Makino, J. Wardenier *The effect of chord load on the ultimate strength of CHS X-joints*. In s.n. (Ed.), Proceedings of the seventeenth (2007) international offshore and polar engineering conference , Cupertino, CA, USA: International society of offshore and polar engineer, 3387-3394
- [67] G.J. van der Vegte , Y. Makino, J. Wardenier, *The influence of boundary conditions on the chord load effect for CHS gap K-joints*, In: ECCS-AISC workshop — connections in steel structures V: Innovative steel connections. 2004, 433-443.
- [68] Y.S. Choo, X.D. Qian, J.Wardenier, *Effects of boundary conditions and chord stresses on static strength of thick-walled CHS K-joints*, 2006, Journal of Constructional Steel Research 62, 316–328.
- [69] G.J. van der Vegte, Y. Makino, J. Wardenier, *The Effect Of Chord Pre-Load On The Static Strength Of Uniplanar Tubular K-Joints*, The Twelfth International Offshore and Polar Engineering Conference, 26-31 May 2002, Kitakyushu, Japan.
- [70] X.-L. Zhao, J. Wardenier, J. A. Packer, G. J. van der Vegte, *Current static design guidance for hollow-section joints*, Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings, 2010, V. 163 Issue 6, 361-373.
- [71] G.J. van der Vegte, R.S. Puthli, J. Wardenier, *The static strength and stiffness of uniplanar tubular steel X-joints*, Proceedings of the International Conference on Steel and Aluminium Structures, Singapore, Elsevier Science Publishers Ltd., 1991, 621-631.
- [72] G.D. de Winkel, H.D. Rink, J. Wardenier, R.S. Puthli, *The behaviour and the static strength of unstiffened I-beam to circular column connections under multiplanar in-plane bending moments*, Proceedings of the 3rd International Offshore and Polar Engineering Conference, Singapore, International Society of Offshore and Polar Engineers (ISOPE), 1993, Vol. IV, 167-174.
- [73] L. H. Lu, G. D. de Winkel, Y. Yu, J. Wardenier, *Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints*, Proceedings of the 6th International Symposium on Tubular Structures. Melbourne, Australia, A.A. Balkema, 1994, 341-347.
- [74] L.H. Lu, J. Wardenier, *Parametric study on the static strength of uniplanar and multiplanar plate to RHS column connections*, Proceedings of the 5th International Offshore and Polar Engineering Conference. The Hague, The Netherlands, International Society of Offshore and Polar Engineers (ISOPE), 1995, Vol. IV, 21-28.
- [75] N. Koteski, J.A. Packer, R.S. Puthli, *A finite element method based yield load determination procedure for hollow structural section connections*, Journal of Constructional Steel Research, 2003, vol. 59, 453-471.

- [76] J.A. Packer, G. Davies, M.G. Coutie, *Yield strength of gapped joints in rectangular hollow section trusses*. Proceedings—Institution of Civil Engineers, Part 2 1980;69, 995–1013.
- [77] X.L. Zhao, G.J. Hancock, *T-joints in rectangular hollow sections subject to combined actions*, Journal of Structural Engineering, ASCE 1991, 117(8), 2258–2277.
- [78] Y. Kurobane, Y. Makino, K. Ochi, *Ultimate resistance of unstiffened tubular joint*, Journal of Structural Engineering, American Society of Civil Engineers (ASCE), 1984, Vol. 110, No. 2, 385-400.
- [79] Y. Kurobane, Y. Makino, Y. Mitsui, *Ultimate strength formulae for simple tubular joints*. IIW Doc. XV-385-76, 1976, Kumamoto University, Kumamoto, Japan.
- [80] Y.S. Choo, X.D. Qian, J.Y.R. Liew, J. Wardenier, *Static strength of thick-walled CHS X-joints—Part I. New approach in strength definition*, 2003, Journal of Constructional Steel Research 59, 1201–1228.
- [81] J.C. Gerdeen, *A critical evaluation of plastic behavior data and a united definition of plastic loads for pressure components*, New York: Welding Research Council Bulletin, 1980.
- [82] J.A. Yura, N. Zettlemoyer, I.F. Edwards, *Ultimate capacity equations for tubular joints*, Proceedings of Offshore Technology Conference, vol. I. OTC 3690. 1980.
- [83] G.J. van der Vegte, G.J. (1995). The static strength of uniplanar and multiplanar tubular T- and X-joints. Ph.D. thesis, Delft University of Technology, Delft, The Netherlands.
- [84] J. Wardenier, (1982), *Hollow section joints*, Delft University Press, Delft, The Netherlands.
- [85] ANSYS, R17.1, Academic, Tutorials
- [86] J.H. Zhu, B. Young, *Experimental investigation of aluminum alloy circular hollow section columns*, Engineering Structures, Vol. 28, 2006, 207–215.
- [87] J.H. Zhu, B. Young, Numerical investigation and design of aluminum alloy circular hollow section columns, Thin-Walled Structures, Vol. 46, 2008, 1437-1449.
- [88] J.H. Zhu, B. Young: *Effects of transverse welds on aluminum alloy columns*, Thin-Walled Structures, Vol. 45, 2007, 321–329.
- [89] Y. Wang, F. Fan, S. Lin, Experimental investigation on the stability of aluminium alloy 6082 circular tubes in axial compression, Thin-Walled Structures, Vol. 89, 2015, 54-66.
- [90] O.R. Myhr, Ø. Grong: Process modelling applied to 6082-T6 aluminium weldments—II. Applications of model, Acta Metallurgica et Materialia, Vol.39, No. 11, 1991, 2703-2708.
- [91] G. De Matteis, G. Sarracco, G. Brando, F.M. Mazzolani, *Influence of Column Axial Load and Heat Affected Zone on the Strength of Aluminium Column Brace in Tension*, Materials, Vol. 7, 2014, 3557-3567.

BIOGRAFIJA DOKTORANDA

Mr Đorđe Đuričić je rođen 20.08.1966. godine u Užicu, gdje je završio osnovnu i srednju školu. Diplomirao je na Građevinskom fakultetu u Podgorici 1994. godine. Nakon završetka studija u periodu od 1994. do 1996. godine radio je u PDS "Užiceprojekt" Užice, kao projektant konstrukcije.

Od 1996. zaposlen je na Višoj tehničkoj školi u Užicu kao stručni saradnik. Stručni ispit položio je 1998. godine. Član je inženjerske komore Srbije i Društva građevinskih konstruktora Srbije. Posjeduje lične licence za odgovornog projektanta i odgovornog izvođača radova.

U predhodnom periodu učestvovao je u izradi većeg broja glavnih projekata, u svojstvu odgovornog projektanta konstrukcije i vršioca tehničke kontrole glavnih projekata. Kao odgovorni izvođač radova ili nadzorni organ bio je angažovan na više industrijskih i stambenih objekata.

Poslijediplomske magistarske studije upisao je školske 2011/12 godine na Građevinskom fakultetu u Podgorici na konstruktivnom smjeru. Magistarski rad pod nazivom „Projektovanje aluminijumskih rešetkastih stubova za 110 kV nadzemne elektroenergetske vodove sa uporednom analizom propisa“ izradio je i odbranio na Građevinskom fakultetu u Podgorici, pod mentorstvom prof. dr Duška Lučića. Doktorske studije je upisao školske 2013/14 godine na Građevinskom fakultetu u Podgorici iz naučne oblasti konstrukcije. U maju 2015. godine mu je odobrena doktorska teza pod naslovom *„Eksperimentalna i teorijska analiza graničnih stanja elemenata aluminijumskih rešetkastih konstrukcija“* kod mentora prof. dr Duška Lučića.

Trenutno je zaposlen na Visokoj poslovno-tehničkoj školi strukovnih studija u Užicu kao stručni saradnik na predmetima: Otpornost materijala, Metalne i drvene konstrukcije i Mehanika tla i fundiranje. Aktivno se koristi ruskim i engleskim jezikom. Oženjen je i ima dvoje djece.

Izjava o autorstvu

Potpisani
Broj indeksa/upisa

Đorđe Đuričić
K2/13

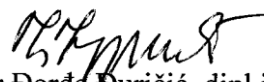
Izjavljujem

da je doktorska disertacija pod naslovom

**Eksperimentalna i teorijska analiza graničnih stanja elemenata
aluminijumskih rešetkastih konstrukcija**

- rezultat sopstvenog istraživačkog rada
- da predložena disertacija ni u cjelini ni u djelovima nije bila predložena za dobijanja bilo koje diplome prema studijskim programima drugih ustanova visokog obrazovanja,
- da su rezultati korektno navedeni, i
- da nijesam povrijedio autorska i druga prava intelektualne svojine koja pripadaju trećim licima.

Potpis doktoranda



Mr Đorđe Đuričić, dipl.inž.grad.

U Podgorici, 12.06.2017. godine

Izjava o istovjetnosti štampane i elektronske verzije doktorskog rada

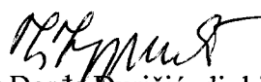
Ime i prezime autora	Đorđe Đuričić
Broj indeksa /upisa	K2/13
Studijski program	Doktorske studije Građevine
Naslov rada	Eksperimentalna i teorijska analiza graničnih stanja elemenata aluminijumskih rešetkastih konstrukcija
Mentor	Prof. dr Duško Lučić
Potpisani	Đorđe Đuričić

Izjavljujem da je štampana verzija mog doktorskog rada istovjetna elektronskoj verziji koju sam predao za objavljivanje u Digitalni arhiv Univerziteta Crne Gore.

Istovremeno izjavljujem da dozvoljavam objavljivanje mojih ličnih podataka u vezi sa dobijanjem akademskog naziva doktora nauka, odnosno zvanja doktora umjetnosti, kao što su ime i prezime, godina i mjesto rođenja, naziv disertacije i datum odbrane rada.

Potpis doktoranda

U Podgorici, 12.06.2017. godine


Mr Đorđe Đuričić, dipl.inž.građ.

Izjava o korišćenju

Ovlašćujem Univerzitetsku biblioteku da u Digitalni arhiv Univerziteta Crne Gore pohrani moju doktorsku disertaciju pod naslovom:

Eksperimentalna i teorijska analiza graničnih stanja elemenata aluminijumskih rešetkastih konstrukcija

koja je moje autorsko delo.

Disertaciju sa svim prilogima predao sam u elektronskom formatu pogodnom za trajno arhiviranje. Moju doktorsku disertaciju pohranjenu u Digitalni arhiv Univerziteta Crne Gore mogu da koriste svi koji poštuju odredbe sadržane u odabranom tipu licence Kreativne zajednice (Creative Commons) za koju sam se odlučio.

1. Autorstvo

2. Autorstvo - nekomercijalno

3. Autorstvo - nekomercijalno - bez prerade

4. Autorstvo - nekomercijalno - dijeliti pod istim uslovima

5. Autorstvo - bez prerade

5. Autorstvo - dijeliti pod istim uslovima

(Molimo da zaokružite samo jednu od šest ponuđenih licenci, kratak opis licenci dat je na poledini lista)

Potpis doktoranda

U Podgorici, 12.06.2017. godine


Mr Đorđe Đuričić, dipl.inž.građ.

1. Autorstvo – Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje djela, i prerade, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence, čak i u komercijalne svrhe. Ovo je najslobodnija od svih licenci.
2. Autorstvo – nekomercijalno. Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje djela, i prerade, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence. Ova licenca ne dozvoljava komercijalnu upotrebu djela.
3. Autorstvo – nekomercijalno – bez prerade. Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje djela, bez promjena, preoblikovanja ili upotrebe djela u svom djelu, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence. Ova licenca ne dozvoljava komercijalnu upotrebu djela. U odnosu na sve ostale licence, ovom licencom se ograničava najveći obim prava korišćenja djela.
4. Autorstvo – nekomercijalno – dijeliti pod istim uslovima. Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje djela, i prerade, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence i ako se prerada distribuira pod istom ili sličnom licencom. Ova licenca ne dozvoljava komercijalnu upotrebu dela i prerade.
5. Autorstvo – bez prerade. Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje djela, bez promjena, preoblikovanja ili upotrebe djela u svom djelu, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence. Ova licenca dozvoljava komercijalnu upotrebu djela.
6. Autorstvo – dijeliti pod istim uslovima. Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje djela, i prerade, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence i ako se prerada distribuira pod istom ili sličnom licencom. Ova licenca dozvoljava komercijalnu upotrebu djela i prerada. Slična je softverskim licencama otvorenog koda.