

Univerza
v Ljubljani

Fakulteta
*za gradbeništvo
in geodezijo*



Jamova cesta 2
1000 Ljubljana, Slovenija
<http://www3.fgg.uni-lj.si/>

DRUGG – Digitalni repozitorij UL FGG
<http://drugg.fgg.uni-lj.si/>

To je izvirna različica zaključnega dela.

Prosimo, da se pri navajanju sklicujete na bibliografske podatke, kot je navedeno:

Ambrožič, M., 2014. Polno nosilni spoji v potresno odpornih stavbah. Diplomaska naloga. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo. (mentor Beg, D., somentor Može, P.): 102 str.

University
of Ljubljana

Faculty of
*Civil and Geodetic
Engineering*



Jamova cesta 2
SI – 1000 Ljubljana, Slovenia
<http://www3.fgg.uni-lj.si/en/>

DRUGG – The Digital Repository
<http://drugg.fgg.uni-lj.si/>

This is original version of final thesis.

When citing, please refer to the publisher's bibliographic information as follows:

Ambrožič, M., 2014. Polno nosilni spoji v potresno odpornih stavbah. B.Sc. Thesis. Ljubljana, University of Ljubljana, Faculty of civil and geodetic engineering. (supervisor Beg, D., co-supervisor Može, P.): 102 pp.

Univerza
v Ljubljani

Fakulteta za
*gradbeništvo in
geodezijo*



Jamova 2
1000 Ljubljana, Slovenija
telefon (01) 47 68 500
faks (01) 42 50 681
fgg@fgg.uni-lj.si

UNIVERZITETNI ŠTUDIJ
GRADBENIŠTVA
ORGANIZACIJSKO
TEHNOLOŠKA SMER

Kandidat:

MIHA AMBROŽIČ

**POLNO NOSILNI SPOJI V POTRESNO ODPORNIH
STAVBAH**

Diplomska naloga št.: 3372/OTS

**FULL STRENGTH CONNECTIONS IN SEISMIC
RESISTANT BUILDINGS**

Graduation thesis No.: 3372/OTS

Mentor:

prof. dr. Darko Beg

Predsednik komisije:

izr. prof. dr. Janko Logar

Somentor:

asist. dr. Primož Može

Član komisije:

izr. prof. dr. Marijan Žura

Ljubljana, 05. 03. 2014

STRAN ZA POPRAVKE

Stran z napako

Vrstica z napako

Namesto

Naj bo

IZJAVE

Podpisani Miha Ambrožič izjavljam, da sem avtor diplomskega dela z naslovom »Polno nosilni spoji v potresno odpornih stavbah«.

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

Izjavljam, da dovoljujem objavo elektronske različice v digitalnem repozitoriju.

Ljubljana, 17. februar 2014

Miha Ambrožič

BIBLIOGRAFSKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK

- UDK:** 624.014:624.042.7(043.2)
- Avtor:** Miha Ambrožič
- Mentor:** prof. dr. Darko Beg
- Somentor:** asist. dr. Primož Može
- Naslov:** Polno nosilni spoji v potresno odpornih stavbah
- Tip dokumenta:** Diplomaska naloga – univerzitetni študij
- Obseg in oprema:** 102 str., 7 pregl., 36 graf., 91 sl.
- Ključne besede:** Vijak, čelna pločevina, plastični členek, nevtralna os, kontaktne napetosti

Izvleček:

V diplomski nalogi smo analizirali odziv spojev, ki so bili zasnovani kot polno nosilni. Kot polno nosilne so bile zasnovane različne konfiguracije spojev. Vsi spoji so bili ojačani z ojačitvenimi rebri. Analizirali smo celoten odziv spojev, kar pomeni lego nevtralne osi, velikosti sil v vijakih, upogib čelne pločevine in pojav kontaktnih napetosti med čelno pločevino in pasnico stebra. Analizirali smo tudi vpliv prednapetja na odziv spoja. Na podlagi spremembe debeline čelne pločevine smo preučevali razvoj kontaktnih napetosti in posledično spremembe na sile v posameznih vrstah vijakov. Dejansko so v stebrih prisotne tlačne osne sile, zato smo analizirali njihov vpliv na odziv spoja. Pri spoju, zasnovanem z vuto smo preučevali vpliv togosti vute. Izvedli smo tudi analize, kjer smo zamenjali profil stebra. Na območju spoja smo uporabili podložne ploščice in analizirali njihov vpliv na odziv. Spoj smo aplicirali tudi na primer vmesnega stebra in spremljali odzive. Pri izračunu projektne vrednosti meje tečenja za disipativne elemente je uporabljen faktor 1,1, ki zajame vplive utrjevanja. Izvedli smo analize, kjer smo v numerični model podali utrjevanje in na podlagi odziva spoja analizirali, ali je faktor 1,1 ustrezen. Na podlagi zaključkov smo podali priporočilo za projektiranje polno nosilnih vijachenih spojev steber-prečka.

BIBLIOGRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT

UDC: 624.014:624.042.7(043.2)
Author: Miha Ambrožič
Supervisor: prof. Darko Beg, Ph.D
Cosupervisor: assist. Primož Može, Ph.D
Title: Full strength connections in seismic resistant buildings
Document type: Graduation Thesis – University studies
Scope and tools: 102 p., 7 tab., 36 graf., 91 fig.
Keywords: Bolt, end plate, plastic hinge, center of compression, contact pressure

Abstract:

In this thesis we analyzed the response of joints, which were designed as a full strength. Different configurations of joints have been designed. All joints were reinforced with added ribs. We analyzed the overall response of joints, which means the position of the center of compression, forces in bolts, bending the end-plate and the emergence of contact pressure between end-plate and column flange. We also analyzed the influence of the level of bolt preload on the response of joints. Based on the changes in the thickness of the end plate, we studied the development of contact pressure and, consequently, changes in bolt forces. In real situation, these compressive axial forces in columns are present, so we analyzed their impact on the response of the joint. In the joint, designed with haunch we analyzed the response of the joint in which we changed the haunch's stiffness. We have also performed the analysis, where we changed the column profile. Column flanges were additionally reinforced by adding backing plates. In calculating the design value of yield stress of dissipative elements, factor 1,1 is used. It captures the effects of steel hardening. We performed the analysis, where we presented a numerical model where steel hardening was consider. We determined if factor 1,1 is appropriate. Based on the findings, we made recommendations for designing full- strength bolted column-beam joints in seismic resistant buildings.

ZAHVALA

V prvi vrsti bi se rad zahvalil somentorju asist. dr. Primožu Možetu za vse nasvete, usmerjanje in spodbudo ter mentorju prof. dr. Darku Begu.

Zahvala gre tudi sodelavcem Katedre za metalne konstrukcije, še posebej uni. dipl. ing. grad. Blažu Čermelju, ki so s svojimi predlogi pripomogli k nastanku diplomske naloge.

Posebna zahvala gre Gašperju, Alenu, Andreju, Saškotu, Juretu, Mateju, Janezu, Nejcu, Ester, Anji ter vsem ostalim sošolcem in prijateljem, zaradi katerih so bila študentska leta še toliko lepša.

Zahvaljujem se tudi vsem, ki so kakorkoli prispevali k nastanku diplomske naloge.

Največja zahvala pa gre mami, očetu in Urški, ki so mi omogočili študij in me veskozi podpirali in spodbujali.

KAZALO VSEBINE

STRAN ZA POPRAVKE	I
IZJAVE II	
BIBLIOGRAFSKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK	III
BIBLIOGRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT	IV
ZAHVALA	V
1 UVOD	1
1.1 Vijačeni spoji	9
2 ZASNOVA SPOJEV	17
2.1 Kako zasnovati spoj	17
2.2 Spoj S1	18
2.3 Nosilnost komponent spoja	19
2.3.1 Čelna pločevina v upogibu	19
2.3.2 Stojina prečke v nategu	23
2.4 Stran stebra	24
2.4.1 Pasnica stebra v upogibu	24
2.4.2 Strižni panel stojine stebra	25
2.4.3 Stojina stebra v tlaku	27
2.4.4 Stojina stebra v prečnem nategu	27
2.4.5 Nosilnost spoja S1	27
2.5 Spoj S2	29
2.6 Spoj S3	30
2.7 Spoj S4	33
3 NUMERIČNI MODEL SPOJA	36
4 REZULTATI NUMERIČNE ANALIZE	41
4.1 Preliminarna analiza	41
4.2 Odziv spoja	45
4.3 Sile v vijakih	48
4.4 Kontaktna napetosti	52
4.5 Prenos obremenitve iz prečke v čelno pločevino	59
4.6 Vpliv prednapetja vijakov	63
4.7 Vpliv debeline čelne pločevine	70
4.8 Vpliv tlačne osne sile in etažnega pomika	76
4.9 Vpliv togosti pasnice stebra	83
4.10 Vpliv togosti vute pri S3	86
4.11 Vmesni steber	89
4.12 Vpliv utrjevanja materiala	92
5 PREDLAGANO PRIPOROČILO	95
6 ZAKLJUČEK	97
VIRI	101

KAZALO GRAFIKONOV

Grafikon 1: Razvoj sile F	42
Grafikon 2: Primerjava sil v posameznih vrstah med S1R45 in S1R30.....	49
Grafikon 3: Primerjava sil v posameznih vrstah med S4R45 in S4R30.....	49
Grafikon 4: Primerjava sil v posamezni vrsti med S2 in S3-Neg	50
Grafikon 5: Vpliv dodatnega vijaka na prerazporeditev sil	50
Grafikon 6: Vrednost sil v posamezni vrsti v trenutku polne plastifikacije prečke	51
Grafikon 7: Povprečne kontaktne napetosti v pasnici-S1R45, S1R30 in S2.....	56
Grafikon 8: Povprečne kontaktne napetosti v ojačitvenem rebu-S1R45, S1R30 in S2.....	56
Grafikon 9: Povprečne kontaktne napetosti v pasnici pri S3	57
Grafikon 10: Povprečne kontaktne napetosti v stojini vute in ojačitvenem rebu-S3 in S4.....	57
Grafikon 11: Povprečne kontaktne napetosti v pasnici-S4R45 in S4R30.....	58
Grafikon 12: Primerjava razvoja velikosti sil v vrsti 1 glede na stopnjo prednapetja-S1R30.....	65
Grafikon 13: Primerjava razvoja velikosti sil v vrsti 2 glede na stopnjo prednapetja-S1R30.....	66
Grafikon 14: Vpliv prednapetja na velikost sil v trenutku polne plastifikacije prečke-vrsta 1	66
Grafikon 15: Vpliv prednapetja na velikost sil v trenutku polne plastifikacije prečke -vrsta 2.....	67
Grafikon 16: Vpliv prednapetja na velikost sil v trenutku polne plastifikacije prečke v dodatni vrsti oz vrsti 3.....	67
Grafikon 17: Razvoj sile v vrsti 1 v odvisnosti od zunanje obremenitve-S4R45.....	69
Grafikon 18: Vpliv debeline čelne pločevine na silo F	72
Grafikon 19: Kontaktne sile v odvisnosti od debeline čelne pločevine-vrsta 1	73
Grafikon 20: Kontaktne sile v odvisnosti od debeline čelne pločevine-vrsta 2	73
Grafikon 21: Vpliv debeline čelne pločevine na velikosti sil v vrsti 1	74
Grafikon 22: Vpliv debeline čelne pločevine na velikost sil v vrsti 2.....	74
Grafikon 23: Razvoj sil v posamezni vrsti v primeru toge čelne pločevine.....	75
Grafikon 24: Razvoj sile F	79
Grafikon 25: Raztezek vzmeti v odvisnosti od pomika na koncu prečke	80
Grafikon 26: Vpliv etažnega pomika in tlačne osne sile na razvoj sil v posamezni vrsti	81
Grafikon 27: Sila v vrsti vijakov glede na stopnjo tlačne sile.....	81
Grafikon 28: Vpliv togosti vute na silo F.....	87
Grafikon 29: Vpliv togosti vute na sile v vrsti-S3-Neg.....	87
Grafikon 30: Vpliv togosti vute na sile v vrsti-S3-Poz	88
Grafikon 31: Potek sile F pri vmesnem stebru	90
Grafikon 32: Primerjava sil v posamezni vrsti-krajni in vmesni steber	91
Grafikon 33: Materialni model prečke in stebra pri utrjevanju.....	92
Grafikon 34: Vpliv utrjevanja na razvoj sile F.....	92

Grafikon 35: Vpliv utrjevanja materiala na velikost sil v posamezni vrsti vijakov.....	93
Grafikon 36: Vpliv distančne plošče na sile v vijakih (S4R45)	96

KAZALO SLIK

Slika 1: Delitev spojev po togosti (Beg, 2011/2012b)	1
Slika 2: Delitev spojev po nosilnosti (Beg, 2011/2012b).....	2
Slika 3: Izboljšani detajli spojev na podlagi ameriških izkušenj – ojačitev pasnic (a), ojačitvena rebra (b), ojačitev z vuto (c), reduciran prerez prečke (d) (Beg, 2011/2012a)	3
Slika 4: Primer oslabiljenega prereza prečke-»dogbone« (http://www.sdr-tech.co.jp/ERBS_abstract.html) (Pridobljeno 7. 12. 2013.).....	3
Slika 5: Osnovno načelo načrtovanja nosilnosti.....	4
Slika 6: Capacity design pri okvirjih.....	4
Slika 7: Disipiranje energije pri upogibu (levo), strigu (sredina) in nategu (desno) (Beg, 2011/2012a) 5	5
Slika 8: Zagotavljanje globalne duktilnosti-neuspešno (levo), uspešno (desno).....	5
Slika 9: Tvorjenje poškodb pri polno nosilnem spoju.....	6
Slika 10: Obtežba nesimetričnega spoja.....	6
Slika 11: Nosilnost nesimetričnega spoja (Beg, 2011/2012a).....	6
Slika 12: Sprememba velikosti sil v vijaku zaradi raztezka vijaka in skrčka kontakta	8
Slika 13: Sila v vijaku v primeru prednapetja (Beg, 2011/2012c)	9
Slika 14: Komponente spojev jeklenih konstrukcij.....	9
Slika 15: Zahteve glede strižne ojačitve panela (Beg, 2011/2012b)	11
Slika 16: Tvorjenje T-elementa nad natezno pasnico (Beg, 2011/2012b)	12
Slika 17: Tvorjenje T-elementa-prva vrsta pod natezno pasnico (Beg, 2011/2012b).....	12
Slika 18: Tvorjenje T-elementa-prva vrsta ob prečni ojačitvi (Beg, 2011/2012b).....	12
Slika 19: Tvorjenje T-elementa iz več vrst vijakov (Beg, 2011/2012b)	13
Slika 20: Geometrijske karakteristike nadomestnega T-elementa (Beg, 2011/2012b)	13
Slika 21: Prva deformacijska oblika nadomestnega T-elementa in žični model s plastičnimi členki v njem (Beg, 2011/2012b).....	14
Slika 22: Pasnica nadomestnega T-elementa	14
Slika 23: Druga deformacijska oblika nadomestnega T-prereza in žični model s plastičnimi členki v njem (Beg, 2011/2012b).....	15
Slika 24: Pojav reakcijske kontaktne sile (Beg, 2011/2012c)	16
Slika 25: Tretja deformacijska oblika nadomestnega T-elementa in žični model (Beg, 2011/2012b)..	16
Slika 26: S1R45-stranski pogled (a) in čelni pogled (b)	18
Slika 27: S1R30.....	18
Slika 28: Linearen razpored sil pri S1	19
Slika 29: Robna vrsta nad ojačitvijo (Allen, P. idr, 1997)	20
Slika 30: Aplicirana oblika porušitve ob ojačitvenem rebro	20
Slika 31: Krožna oblika porušitve-stran prečke (Allen, P. idr, 1997)	21

Slika 32: Poligonalna oblika (a) porušitve-stran prečke (Allen, P. idr, 1997).....	22
Slika 33: Poligonalna oblika (b) porušitve-stran prečke (Allen, P. idr, 1997)	22
Slika 34: Nosilnosti posameznih komponent pri S1	27
Slika 35: Razdalje do nevtralne osi	28
Slika 36: Razporeditev vijakov in lega nevtralne osi pri S2.....	29
Slika 37: Linearen razpored sil pri spoju S2.....	29
Slika 38: Spoj S3	30
Slika 39: Razporeditev vijakov in lega nevtralne osi pri S3.....	31
Slika 40: Linearen razpored sil pri S3-Poz.....	32
Slika 41: Linearen razpored sil pri S3-Neg	33
Slika 42: S4R45 (a) in S4R30 (b).....	33
Slika 43: Razporeditev vijakov in lega nevtralne osi pri S4.....	34
Slika 44: Linearen razpored sil pri S4	34
Slika 45: Okvirna jeklena konstrukcija in linijska modela za krajni (levo) in vmesni (desno) steber ..	36
Slika 46: Posamezni deli spoja v programu Abaqus	36
Slika 47: Model krajnega stebra	37
Slika 48: Kontakt med glavo vijaka in čelno pločevino	39
Slika 49: Površine za določitev reakcijskih kontaktnih sil	40
Slika 50: Numerični model, razdeljen na mrežo končnih elementov	40
Slika 51: Spremljane količine pri analizi obnašanja spojev	41
Slika 52: Missesove napetosti v stebri pri posamezni varianti spoja-S1R45 (a), S1R30 (b), S2 (c), S3- Poz (d), S3-Neg (e), S4R45 (f) in S4R30 (g)	44
Slika 53: Pojav plastičnega členka- S1R45 (a), S1R30 (b), S2 (c), S3-Poz (d), S3-Neg (e), S4R45 (f) in S4R30 (g).....	46
Slika 54: Deformacije pri 30-kratni povečavi-S1R45 (a), S1R30 (b) in S2 (c).....	47
Slika 55: Deformacije pri 30-kratni povečavi-S3-Poz (a) in S3-Neg (b)	47
Slika 56: Deformacije pri 30-kratni povečavi-S4R45 (a) in S4R30 (b)	48
Slika 57: Kontaktne napetosti po prednapetju (a) in v trenutku polne plastifikacije prečke S1R45 (b) in S1R30 (c).....	52
Slika 58: Kontaktne napetosti po prednapetju (a) in v trenutku polne plastifikacije (b) prečke pri S2. S3	53
Slika 59: Kontaktne napetosti po prednapetju (a) in v trenutku polne plastifikacije prečke-S3-Neg(b)in S3-Poz (c)	53
Slika 60: Kontaktne napetosti po prednapetju (a) in v trenutku polne plastifikacije prečke-S4R45 (b) in S4R30 (c).....	54
Slika 61: Položaj nevtralne osi	54
Slika 62: Prikaz območja kontaktnih napetosti za izračun nevtralne osi (S1R45)	55
Slika 63: Model za izračun položaja nevtralne osi v programu Abaqus (S1R45).....	58

Slika 64: Potek napetosti med prečko z ojačitvenim rebrom ter čelno pločevino za primer S2	61
Slika 65: Potek napetosti med prečko z ojačitvenim rebrom ter čelno pločevino za primer S4	62
Slika 66: Primerjava deformacij čelne pločevine in vijakov glede stopnje prednapetja-polno prednapetje (a) in brez prednapetja (b).....	64
Slika 67: Kontaktne napetosti med pasnico stebra in čelno pločevino glede stopnje prednapetja v trenutku polne plastifikacije prereza-brez prednapetja (a), delno prednapetje (b) in polno prednapetje (c)	64
Slika 68: Deformacije čelne pločevine-18 mm (a), 25 mm (b), 30 mm (c), 35 mm (d), 40 mm (e) in toga (f).....	70
Slika 69: Plastifikacija čelne pločevine in nivo plastičnih deformacij pri debelini 18mm (a,b) in 25 mm (c,d)	71
Slika 70: Kontaktne napetosti pri debelini čelne pločevine 18mm (a), 25mm (b), 30mm (c), 35mm (d) in 40 mm (e).....	72
Slika 71: Kontaktne napetosti na pasnici stebra v primeru toge čelne pločevine.....	74
Slika 72: Kontaktne napetosti pri togi čelni pločevini	76
Slika 73: Linijski model za določitev togosti vzmeti	77
Slika 74:Plastifikacija strižnega panela stebra ob prisotnosti osne sile-N30	78
Slika 75: Princip toge šipe.....	80
Slika 76: Kontaktne napetosti pri N0 (a), N30 (b) in N50 (c) v trenutku polne plastifikacije prereza .	82
Slika 77: Profil HEB300	83
Slika 78: Plastifikacija strižnega panela pri stebri HEB300.....	83
Slika 79: Plastifikacija pasnic pri stebri HEB300	84
Slika 80: Podložna ploščica.....	85
Slika 81: Geometrija podložnih ploščic nad natezno pasnico (a) in pod natezno pasnico (b)	85
Slika 82: Numerični model (a) in območje plastifikacije ob prisotnosti podložnih ploščic (b).....	86
Slika 83: Vpliv togosti vute na prerazporeditev kontaktnih napetosti - S3-Poz (a), S3-Poz-Mod (b), S3-Neg (c) in S3-Neg-Mod (d).....	88
Slika 84: Vmesni steber S4R45.....	89
Slika 85: Plastifikacija strižnega panela pri vmesnem stebri	89
Slika 86: Deformacije pri krajnem (a) in vmesnem (b) stebri pri 30-kratni povečavi	90
Slika 87: Primerjava kontaktnih napetosti med krajnim (a) in vmesnim stebrom (b).....	91
Slika 88: Plastične deformacije pri modelu z utrjevanjem.....	93
Slika 89: Vpliv utrjevanja na velikost kontaktnih napetosti-brez utrjevanja (a) in z utrjevanjem (b)...	94
Slika 90: Distančna plošča (a) in njen položaj v spoju (b)	95
Slika 91: Vpliv distančne plošče na deformacije spoja (S4R45)	96

KAZALO PREGLEDNIC

Preglednica 1: Parameter e	41
Preglednica 2: Odziv spojev	42
Preglednica 3: Ojačitev strižnega panela	44
Preglednica 4: Vrednost sil v posamezni vrsti pri obravnavanih spojih v trenutku polne plastifikacije	51
Preglednica 5: Ocena položaja nevtralne osi glede na težiščno os tlačene pasnice.....	59
Preglednica 6: Pomik in sila F na koncu prečke v trenutku polne plastifikacije v odvisnosti od stopnje prednapetja	63
Preglednica 7: Vrednost sil v posamezni vrsti v primeru brez prednapetja in pripadajoče reakcijske kontaktne sile.....	68

Ta stran je namenoma prazna.

1 UVOD

Spoji jeklenih konstrukcij se delijo v skupine po različnih kriterijih. Najpogostejši in najpomembnejši kriteriji za delitev so:

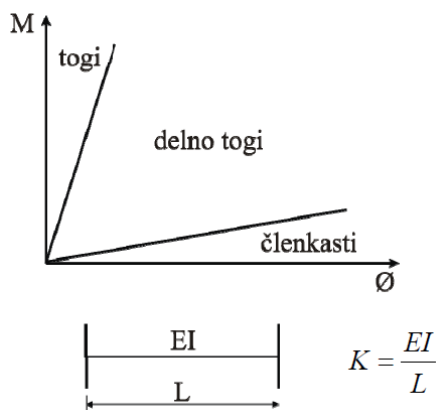
- po načinu izvedbe spojev,
- po poziciji na konstrukciji,
- po togosti in
- po nosilnosti.

Po načinu izvedbe spoje delimo na varjene in vijačene. Pri varjenih spojih gre za medsebojno varjenje elementov. Prečka je lahko na steber privarjena neposredno, lahko pa so uporabljena razna vezna sredstva kot sta na primer kotnik ali pločevina. Za razliko od varjenih spojev vijačeni spajajo elemente preko veznih pločevin in vijakov. Vezne pločevine so tako na posamezni element pritrjene s pomočjo vijakov ali pa so nanj privarjene. V diplomski nalogi smo obravnavali vijačene spoje, pri katerih je pločevina podaljšana, na eni strani čelno privarjena na prečni prerez prečke, na drugi strani pa so povezavo s stebrom zagotavljali vijaki.

Pri delitvi spojev glede pozicije na konstrukciji pa delimo spoje na tiste, ki povezujejo isti element, dva ali več različnih elementov in spoje, ki povezujejo element ali več elementov s temeljem. Tu imamo v mislih predvsem spoje, ki so posledica omejitev dolžin elementov zaradi transportnih problemov. Sem spadajo tudi spoji med prečkami in stebri. Lega spoja na konstrukciji je pomembna, saj je od položaja spoja odvisna vrsta obremenitve v spoju.

Najpomembnejši klasifikaciji spojev jeklenih okvirnih konstrukcij pa sta klasifikacija po nosilnosti in togosti. Po togosti (Slika 1) se spoji delijo na:

- toge $S_0 > 25 K$,
- členkaste $S_0 < 0,5 K$,
- delno toge $0,5 K < S_0 < 25 K (8 K)$.



Slika 1: Delitev spojev po togosti (Beg, 2011/2012b)

Meje med posameznimi vrstami spojev so določene s spodnjim izrazom:

$$S_0 \leq k_b \cdot E \cdot \frac{I_b}{L_b}$$

kjer je

S_0 začetna rotacijska togost spoja,

k_b mejni koeficient,

E elastični modul jekla,

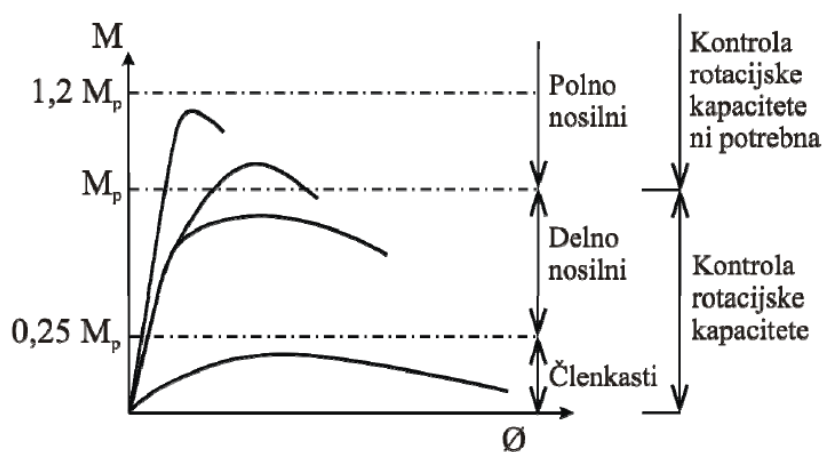
I_b vztrajnostni moment prečke

L_b dolžina prečke v statičnem modelu.

Členkasti spoji morajo biti sposobni prenesti notranje sile mejne obtežbe in imeti zadostno rotacijsko kapaciteto, da prenesejo potrebne rotacije. Upogibni momenti ne smejo vplivati na obnašanje konstrukcije. Pri togih spojih je medsebojni zasuk stikovanih elementov tako majhen, da se ga lahko zanemari. Togi spoji imajo običajno vgrajene ojačitve in debele čelne pločevine. Spodnja meja togih spojev je odvisna od pomičnosti konstrukcije. Za horizontalno podprte konstrukcije je $k_b = 8$, za nepodprte konstrukcije pa $k_b = 25$. Delno togi spoji so vsi spoji, ki ne zadoščajo kriteriju členkastih ali togih spojev.

Po nosilnosti (Slika 2) se spoji delijo na:

- členkaste,
- delno nosilne,
- polno nosilne spoje.

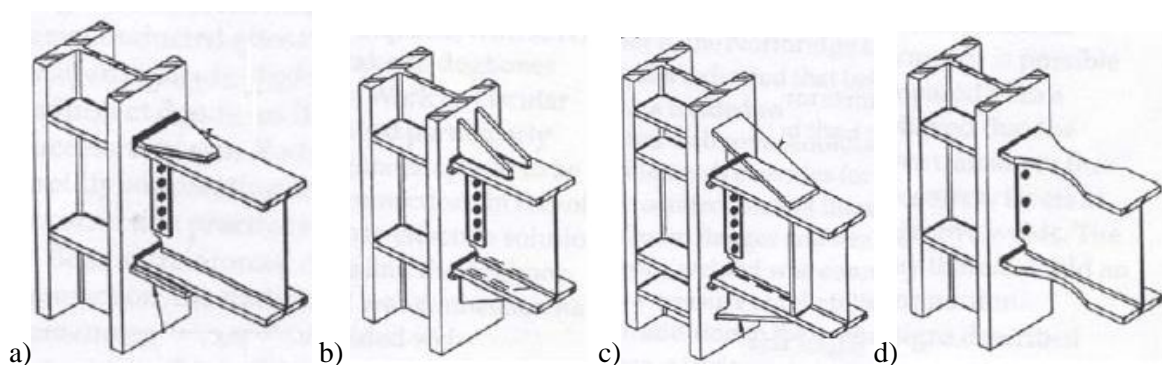


Slika 2: Delitev spojev po nosilnosti (Beg, 2011/2012b)

Kriterij klasifikacije spojev po nosilnosti je zasnovan na osnovi primerjav nosilnosti spoja z nosilnostmi v obravnavani spoj priključenih elementov. Po nosilnosti klasificirani členkasti spoji so tisti spoji, katerih nosilnost ne presega 25% nosilnosti katerega koli v spoj priključenega elementa. Pri polno nosilnih spojih je projektna nosilnost spoja večja ali vsaj enaka plastični projektni nosilnosti

priključenega elementa. Vsi ostali spoji z nosilnostjo, ki je manjša kot pri polno nosilnih in večja kot pri členkastih spojih, so delno nosilni spoji.

Polno nosilnost vijachenih spojev steber-prečka lahko zagotovimo na več načinov. Prvi način je ta, da uporabimo dovolj debelo čelno pločevino, vijake z zadostno natezno nosilnostjo in stebre z debelimi pasnicami. S tem zagotovimo visoko nosilnost sestavnih delov spoja v primerjavi z nosilnostjo priključenega elementa. Najbolj kritično območje predstavlja strižni panel v stebru. V primeru premajhne nosilnosti neojačanega strižnega panela je potrebno panel ojačati z dodanimi strižnimi ojačitvami, ki jih predstavljajo na stojino privarjene zaplate. V spoju je nujno potrebno preprečiti plastifikacijo materiala. To dosežemo z dodatnimi ojačitvami, kot so ojačitvena rebra, kratka vuta. Priporočila na podlagi ameriških izkušenj prikazuje Slika 3. Predlagana je ojačitev pasnic z dodatno pločevino, ki je na zgornji strani trapezne oblike, na spodnji pa pravokotne (Slika 3a). Prav tako je predlagana ojačitev spoja z dodanimi dvojnimi rebri (Slika 3b) in vutami (Slika 3c) tako na spodnji, kot na zgornji strani spoja. Drugi način za doseganje polno nosilni spojev je ta, da oslabimo prerez priključenega elementa v bližini spoja, kot prikazujeta Slika 3d in Slika 4. Na ta način dosežemo plastifikacijo materiala v oslavljenem prerezu.



Slika 3: Izboljšani detajli spojev na podlagi ameriških izkušenj – ojačitev pasnic (a), ojačitvena rebra (b), ojačitev z vuto (c), reduciran prerez prečke (d) (Beg, 2011/2012a)



Slika 4: Primer oslavljenega prereza prečke-»dogbone« (http://www.sdr-tech.co.jp/ERBS_abstract.html) (Pridobljeno 7. 12. 2013.)

Načela potresno odpornega projektiranja

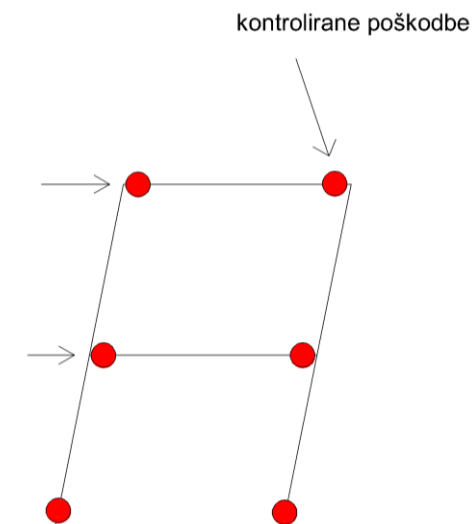
Ni dovolj, da zasnujemo in dokažemo, da spoj zadošča zahtevam za polno nosilnost, ampak mora tudi ustrezati zahtevam potresno odpornega projektiranja. Katere so te zahteve bo prikazano v naslednjih nekaj straneh.



Slika 5: Osnovno načelo načrtovanja nosilnosti

V členu, ki je obarvan rdeče pričakujemo poškodbe oziroma porušitev (Slika 5). Imenujemo ga lahko tudi disipativni element, pri katerem moramo zagotavljati duktilnost. Ostali členi, ki so obarvani črno se imenujejo nedisipativni deli, pri katerih duktilnosti ni potrebno zagotavljati. Da bi dejansko prišlo do porušitve na predvidenem mestu, uvedemo pri dimenzioniranju nedisipativnih elementov dodaten faktor, ki ga imenujemo faktor dodatne nosilnosti ali po angleško »overstrength faktor«.

Metoda projektiranja nosilnosti pri okvirjih je takšna, da zagotavljamo potrebno duktilnost v conah disipiranja. Za cone disipiranja določimo prečke. Ostale dele konstrukcije, ki jih predstavljajo stebri in spoji med stebri in prečkami varujemo s faktorjem dodatne nosilnosti.

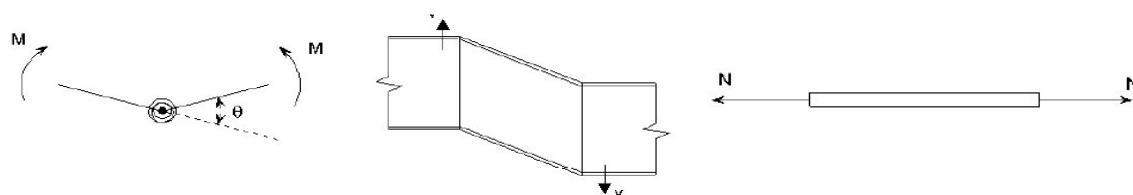


Slika 6: Capacity design pri okvirjih

Poznamo več načinov disipiranja energije:

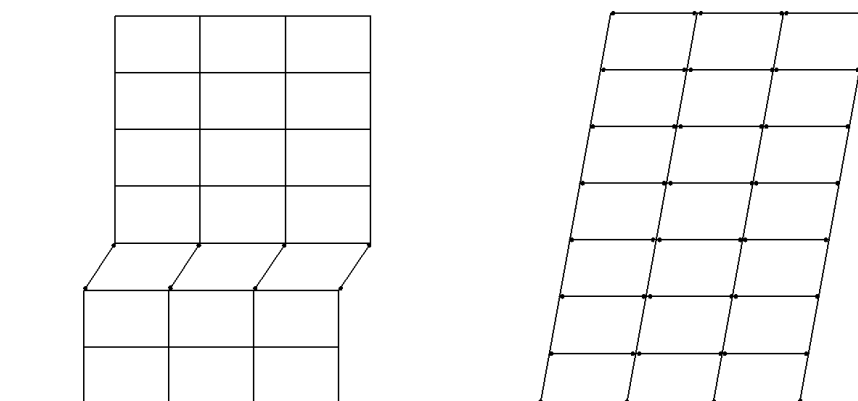
- z upogibom,
- s strigom,
- z nategom.

Pri vseh načinih disipiramo energijo s tvorjenjem plastičnega členka. Za disipiranje energije pri strigu imamo seizmični člen, medtem ko pri nategu disipiranje zagotavljajo diagonalna povezja (Slika 7).



Slika 7: Disipiranje energije pri upogibu (levo), strigu (sredina) in nategu (desno) (Beg, 2011/2012a)

Posebno pozornost moramo posvečati zagotavljanju duktilnosti. Zagotavljanje duktilnosti se vrši na dveh ravneh. Poznamo lokalno in globalno duktilnost. Lokalna duktilnost se zagotavlja na nivoju prečnih prereзов in spojev. Pomembno vlogo pri lokalni duktilnosti ima kompaktnost prečnih prereзов. Ti morajo biti za razvoj plastičnega členka v prvem oziroma drugem razredu kompaktnosti. Prav tako morajo biti preprečene vse vrste globalnih nestabilnosti, kot sta uklon in bočna zvrnitev. Globalna duktilnost se v nasprotju z lokalno duktilnostjo zagotavlja na nivoju celotne konstrukcije. To pomeni, da zagotavljamo primeren porušni mehanizem konstrukcije kot celote.



Slika 8: Zagotavljanje globalne duktilnosti-neuspešno (levo), uspešno (desno)

Na levi strani je prikazan pojav plastičnih členkov v stebrih, kar z drugimi besedami poimenujemo kot pojav mehke etaže (Slika 8). Porušitev se zgodi še preden bi bili ostali elementi konstrukcije polno izkoriščeni. Na desni strani vidimo uspešno zagotovljeno globalno duktilnost konstrukcije. Do porušitve pride v prečkah, stebri so varovani. Da do pojava mehke etaže v konstrukciji ne bi prišlo, se poslužujemo načela »šibke prečke-močni stebri«. Željen razpored plastičnih členkov dosežemo s pogojem:

$$\sum M_{RC} \geq 1,3 \cdot \sum M_{Rb}$$

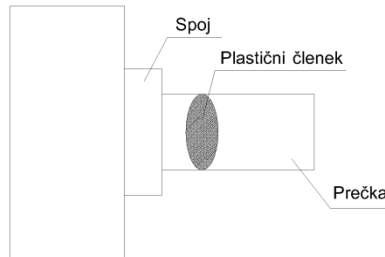
kjer je:

M_{RC} projektna upogibna odpornost stebra,

M_{Rb} projektna upogibna odpornost prečke.

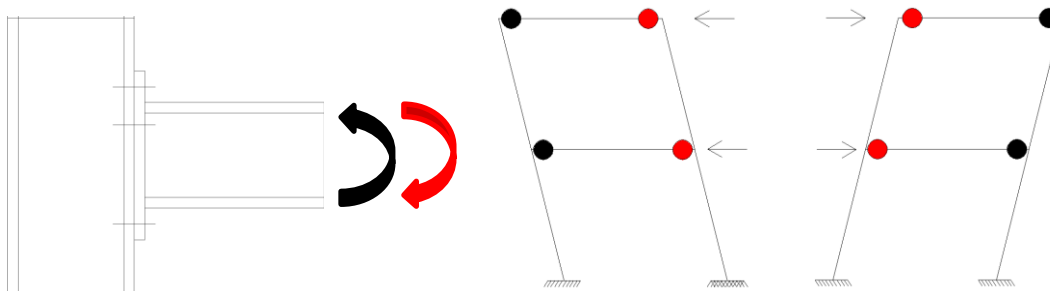
Pri izračunu ustrezne upogibne odpornosti stebra se uporabi faktor 1,3, s katerim zajamemo načelo globalne duktilnosti.

Na splošno je lokalno duktilnost pri spojih potrebno zagotavljati. Pri polno nosilnih spojih lokalne duktilnosti ni potrebno zagotavljati, saj poškodbe pričakujemo v prečki in ne v spoju (Slika 9).



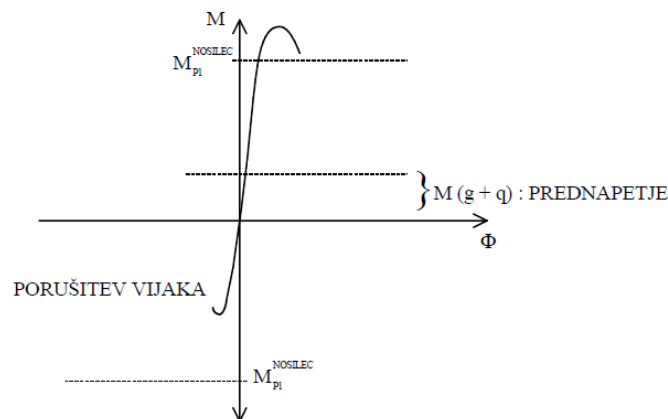
Slika 9: Tvorjenje poškodb pri polno nosilnem spoju

Spoji, projektirani na potresno obtežbo morajo biti simetrični. Razlog za to je v naravi obtežbe, saj so lahko vijaki obremenjeni natezno tako na zgornji kot na spodnji strani spoja.



Slika 10: Obtežba nesimetričnega spoja

Prikazan je nesimetričen spoj pri potresni obtežbi (Slika 10). Razvidno je, da pri prevzemu obremenitve enkrat sodelujeta dve vrsti vijakov, drugič pa samo ena. V primeru prevzema obremenitve z dvema vrstama vijakov spoj zagotavlja zadostno nosilnost, saj je nosilnost spoja večja od nosilnosti prečke. V drugem primeru spoj ne zagotavlja dovolj velike upogibne nosilnosti, kar vodi v neduktilno porušitev, katere se moramo izogibati (Slika 11).



Slika 11: Nosilnost nesimetričnega spoja (Beg, 2011/2012a)

Evrokod delno nosilnih spojev za potresno obtežbo ne prepoveduje. Za razliko od polno nosilnih spojev morajo delno nosilni zagotavljati dovolj veliko duktilnost oziroma rotacijsko kapaciteto, saj se plastični členek pri delno nosilnem spoju razvije v spoju, ki je šibkejši od priključenega elementa. Uporaba delno nosilnih spojev je omejena le na takšne spoje, za katere je bilo s testi potrjeno ustrezno obnašanje.

Pri projektiranju na potresne vplive je pomembna tudi izbira materiala. Dovoljena je uporaba vseh vrst jekel iz EN 1993-1-1: S235, S275, S355, S420, S450 in S460. V conah disipiranja energije je priporočljivo uporabljati le S235, S275 in S355.

Pričakuje se, da se med potresno obremenitvijo cone disipiranja plastificirajo preden ostala območja zapustijo elastično stanje. Razporeditev lastnosti materiala, kot sta meja elastičnosti in lomna žilavost mora biti taka, da se cone disipiranja razvijejo tam, kjer je bilo v projektu predvideno.

V diplomski nalogi smo za zadostitev prej omenjenih zahtev uporabili način, ki pravi, da je največja vrednost napetosti tečenja $f_{y,max}$ jekla v conah disipiranja:

$$f_{y,max} \leq \gamma_{OV} \cdot f_y$$

kjer je:

γ_{OV} 1,25 faktor dodatne nosilnosti, uporabljen pri projektiranju,

f_y nominalna vrednost meje elastičnosti za izbrano kvaliteto jekla.

γ_{OV} lahko določimo na več načinov. Za najbolj običajnega in obenem konzervativnega velja način, pri katerem predpostavimo vrednost $\gamma_{OV} = 1,25$. V tem primeru je $f_{y,nom} = f_y$ (po SIST EN 10025). Za bolj enostavnega velja način, pri katerem za cone disipiranja izberemo S235, medtem ko za cone izven disipiranja izberemo S355. Vrednost γ_{OV} je pri tem načinu enaka $\gamma_{OV} = 1,00$. Zadnji izmed načinov določanja faktorja dodatne nosilnosti velja za najbolj ekonomičnega. Vrednost $f_{y,act}$ je znana iz testov analize obstoječe konstrukcije ali pa se predpostavi s tako vrednostjo, da bo material za izdelavo mogoče nabaviti. γ_{OV} se določi kot $\gamma_{OV} = \frac{f_{y,act}}{f_{y,nom}}$. V vsakem primeru mora biti vrednost $f_{y,max}$ za območja sipanja označena na delavniških načrtih, napetost tečenja dejansko vgrajenega jekla pa lahko presega $f_{y,max}$ za največ 10%.

Vpliva utrjevanja materiala v izračunu $f_{y,max}$ nismo upoštevali, pač pa smo njegov vpliv analizirali naknadno. Lomna žilavost jekla in zvarov mora zadoščati zahtevam za seizmične vplive pri navideznih stalnih vrednostih delovne temperature. Izberemo ustrezno kvaliteto jekla in podrazred žilavosti, da bo zagotovljena varnost pred krhkim lomom. Parametri, ki jih moramo pri tem upoštevati so nivo napetosti, delovna temperatura in debelina pločevin. Za disipativne elemente je potrebno izbrati kvaliteto vsaj J0.

Dovoljena je le uporaba vijakov visoke trdnosti 8`8 in 10`9. Obvezno je prednapenjanje vijakov. Na ta način ustvarimo na stiku površin pločevin velike pritiske. Sila, s katero prednapnemo vijak je predpisana in se določi po spodnji enačbi:

$$F_{p,Cd} = 0,7 \cdot f_{ub} \cdot A_s,$$

kjer je

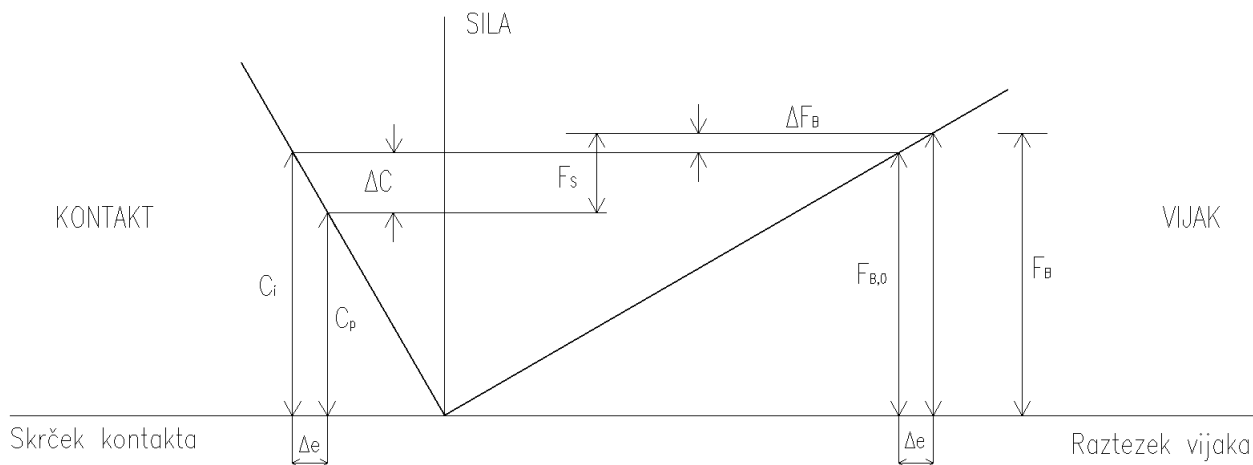
f_{ub} natezna trdnost vijaka,

A_s prerez vijaka na delu z navojem.

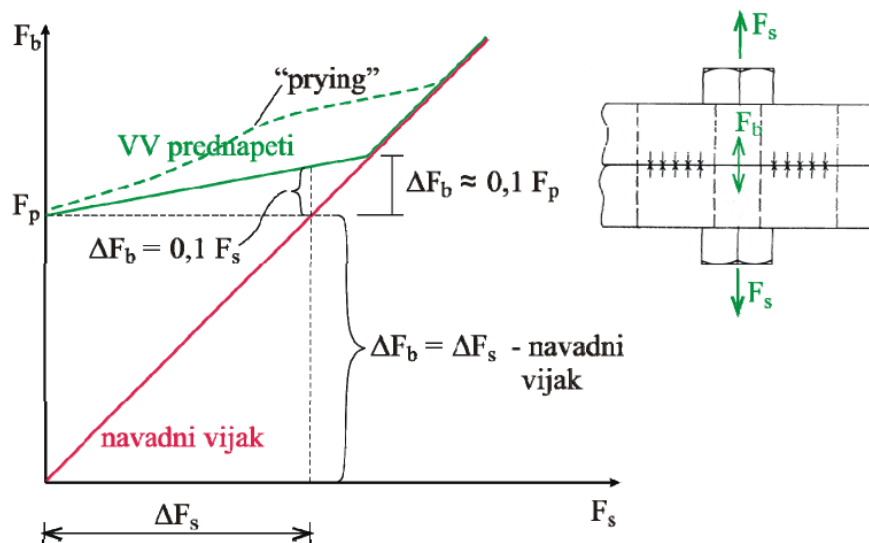
V čelnem spoju prednapetje vijakov poviša togost spoja. Zaradi prednapetja je pred obremenjevanjem spoja v vijakih prisotna sila prednapetja. Sile v vijakih se ne povečujejo, dokler je sila v vijakih manjša od sile prednapetja (Slika 13). Vzemimo primer, ko je vijak obremenjen za neko silo $F_{B,0}$ (Slika 12). Pri povečanju obremenitve se vijak raztegne, kontakt pa skrči. To pomeni, da se premaknemo po krivulji. Vijak se raztegne za Δe . Če se vijak za Δe raztegne, se mora kontakt za isti Δe skrčiti. Ker mora veljati ravnotežje lahko zapišemo

$$C_p + F_s = F_B,$$

kar pomeni, da je za raztezek vijaka Δe potrebna sila F_s (Slika 12). To se na diagramu (Slika 13) odraža v prirastku ΔF_B k sili prednapetja F_p , dokler se kontakt v celoti ne odlepi. V trenutku, ko se kontakt odpre, sila narašča kot pri navadnem vijaku. V primeru absolutne togosti komponent bi se kontakt ločil v trenutku, ko bi bila presežena sila prednapetja. Sila v vijaku bi bila enaka zunanji obremenitvi. Pri tankih pločevinah se pojavijo še reakcijske kontaktne napetosti, ki dodatno povečujejo sile v vijakih (Slika 13-črtkana zelena črta). Odvisne so od togosti čelne pločevine in pasnice stebra. Višja kot je togost, manjše bodo sile in obratno. V trenutku, ko se kontakt v celoti odlepi, je sila v vijaku enaka zunanji obremenitvi.



Slika 12: Sprememba velikosti sil v vijaku zaradi raztezka vijaka in skrčka kontakta

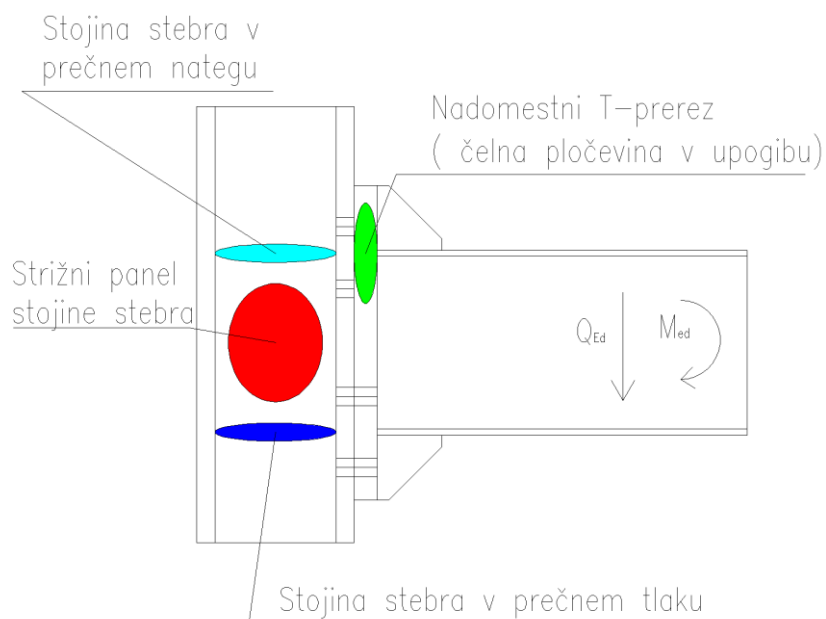


Slika 13: Sila v vijaku v primeru prednapetja (Beg, 2011/2012c)

1.1 Vijačeni spoji

Evrokod 3 obravnava spoje kot skupek posameznih komponent (Slika 14). Komponent je veliko, saj poznamo več različnih vrst spojev. Nosilnost spojev je odvisna od nosilnosti posameznih komponent. Te komponente so:

- stojna stebra v tlaku,
- stojina stebra v nategu,
- strižni panel stojine stebra,
- nadomestni T-element oziroma pasnica stebra in čelna pločevina v upogibu skupaj z vijaki



Slika 14: Komponente spojev jeklenih konstrukcij

KOMPONENTE VIJAČENIH SPOJEV

Stojina stebra v tlaku

Odpornost stojine stebra na prečni tlak povišamo z dodanimi prečnimi ojačitvami. Predpostavimo, da celotno tlačno silo prevzamejo prečne ojačitve. (Slika 14)

$$F_{c,st,Rd} = \frac{b_{st} \cdot t_{f,st} \cdot f_{y,st}}{\gamma_{M0}},$$

kjer je

b_{st} skupna širina prečne ojačitve,

$t_{f,st}$ debelina prečne ojačitve,

$f_{y,st}$ meja plastičnosti materiala,

γ_{M0} materialni varnostni faktor.

Stojina stebra v nategu

Podobno kot za stojino v prečnem tlaku velja za stojino v prečnem nategu. Predpostavimo, da bojo celotno natezno silo v stojini stebra prevzele prečne ojačitve (Slika 14).

$$F_{t,st,Rd} = \frac{b_{st} \cdot t_{f,st} \cdot f_{y,st}}{\gamma_{M0}},$$

kjer je

b_{st} skupna širina ojačitve,

$t_{f,st}$ debelina ojačitve,

$f_{y,st}$ meja plastičnosti materiala,

γ_{M0} materialni varnostni faktor.

Strižni panel stojine stebra

Nosilnost neojačanega strižnega panela stebra je določena s spodnjim izrazom:

$$V_{pl,Rd} = 0,9 \cdot \frac{A_{vc} \cdot f_{y,wc}}{\gamma_{M0} \cdot \sqrt{3}},$$

kjer je

A_{vc} površina strižnega panela stebra

$f_{y,wc}$ meja plastičnosti strižnega prereza stebra in

γ_{M0} materialni varnostni faktor.

Zaradi prečnih ojačitev se nosilnost strižnega panela stebra poveča. Mejna dodatna strižna nosilnosti je podana z izrazom

$$V_{wp,add,Rd} = \frac{4 \cdot M_{pl,fc,Rd}}{d_s}, \quad \text{vendar} \quad V_{wp,add,Rd} \leq \frac{2 \cdot M_{pl,fc,Rd} + 2 \cdot M_{pl,st,Rd}}{d_s},$$

kjer je

d_s razdalja med težiščema prečnih ojačitev,

$M_{pl,fc,Rd} = \frac{b \cdot t_f^2}{4 \cdot \gamma_{M0}} \cdot f_{y,d}$ projektna plastična upogibna nosilnost pasnice stebra,

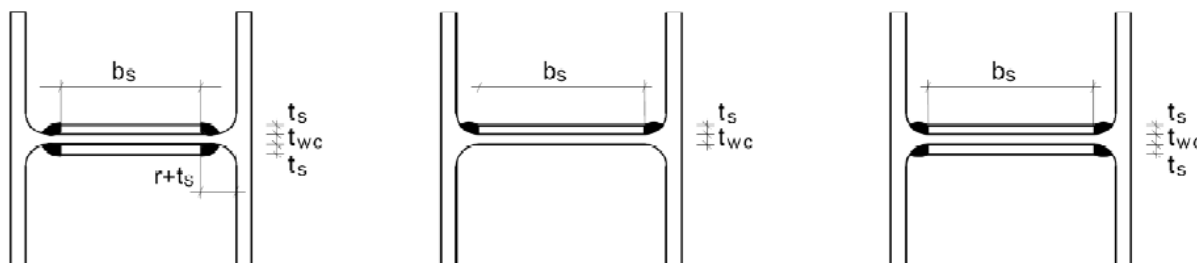
$M_{pl,st,Rd} = \frac{b_{st} \cdot t_{f,st}^2}{4 \cdot \gamma_{M0}} \cdot f_{y,st,d}$ projektna plastična upogibna nosilnost prečne ojačitve.

Vpliv prečnih ojačitev na povečanje strižne nosilnosti je relativno majhen, kar bomo prikazali kasneje v izračunu nosilnosti posameznih komponent.

Plastifikacije materiala si v stebri ne smemo privoščiti. Najbolj kritično je ravno območje strižnega panela stebra. Pojav plastifikacije strižnega panela stebra preprečimo z dodatno strižno ojačitvijo.

Bistvene zahteve za strižno ojačitev (Slika 15):

- kvaliteta jekla dodatnih pločevin ob stojini mora biti enaka kvaliteti jekla iz katerega je narejen steber,
- širina b_s dodatne pločevine ob stojini mora biti taka, da pločevina sega vsaj do začetka radija zakrivljenosti profila ali do začetka zvara,
- dolžina l_s mora biti dovolj velika, da dodatna pločevina ob stojini pokrije celotno sodelujočo širino stojine v nategu in tlaku,
- debelina t_s dodatne pločevine ob stojini ne sme biti manjša od debeline t_{wc} stojine stebra.



Slika 15: Zahteve glede strižne ojačitve panela (Beg, 2011/2012b)

Nadomestni T-element oziroma pasnica stebra in čelna pločevina v upogibu skupaj z vijaki

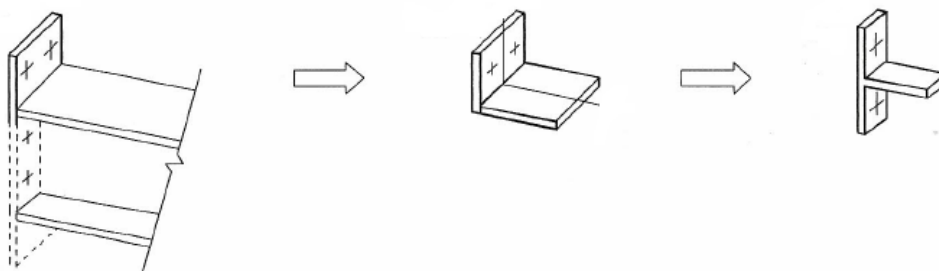
Izračun nosilnosti posamezne vrste v spoju temelji na tvorjenju nadomestnega T-elementa.

Nadomestni T-element je sestavljen iz pasnice in stojine. Pri izračunu nosilnosti posamezne vrste vijakov v spoju tvorimo nadomestni T-element tako na strani prečke, kot na strani stebra. Pasnica nadomestnega T-elementa predstavlja pasnico stebra oziroma čelno pločevino, medtem ko stojino nadomestnega T-elementa predstavlja stojina stebra oziroma stojina ali pasnica prečke. Podrobneje bomo prikazali tvorjenje nadomestnega T-elementa pri spoju, kjer pri prevzemu obremenitve sodelujeta dve vrsti vijakov.

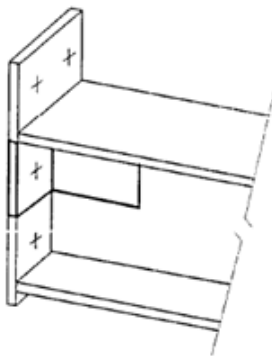
Slika 16 prikazuje način tvorjenja nadomestnega T-elementa na strani prečke za prvo vrsto nad natezno pasnico. Pasnico nadomestnega T-elementa predstavlja čelna pločevina, medtem ko stojino

predstavlja pasnica prečke. Nosilnost vrste nad natezno pasnico glede na upogib lahko povišamo z umeščanjem ojačitvenega rebra.

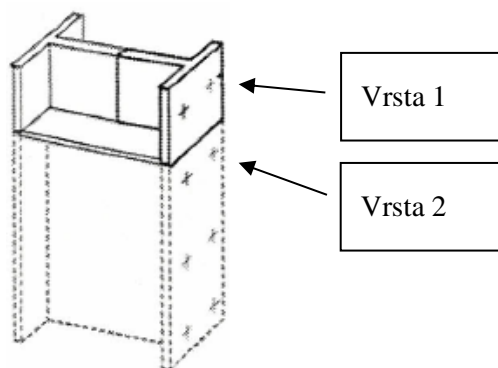
Na Slika 17 je z odebeljenim delom prikazan način tvorjenja nadomestnega T-elementa za prvo vrsto pod natezno pasnico. Tudi v tem primeru pasnico T-elementa predstavlja čelna pločevina, medtem ko stojino predstavlja stojina prečke.



Slika 16: Tvorjenje T-elementa nad natezno pasnico (Beg, 2011/2012b)



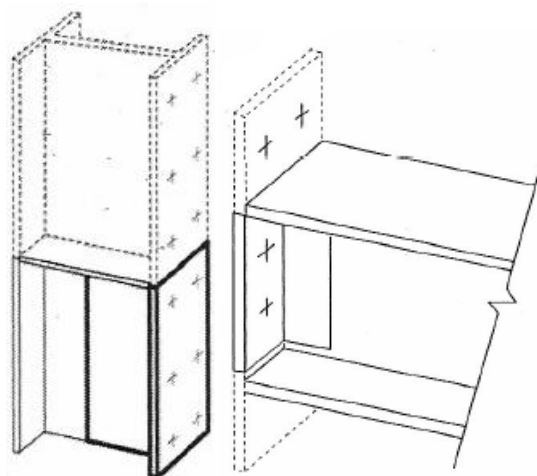
Slika 17: Tvorjenje T-elementa-prva vrsta pod natezno pasnico (Beg, 2011/2012b)



Slika 18: Tvorjenje T-elementa-prva vrsta ob prečni ojačitvi (Beg, 2011/2012b)

Na Slika 18 odebeljeni del predstavlja nadomestni T-element na strani stebra ob prečni ojačitvi. Pasnico T-elementa predstavlja pasnica stebra, stojino pa stojina stebra. Ob predpostavki, da pri prevzemu obremenitve sodelujeta dve vrsti vijakov, je tvorjenje nadomestnega T-elementa za vrsto 2 enako kot za vrsto 1.

Nadomestni T-element se lahko tvori tudi tako, da vsebuje več vrst vijakov, če zasnova spoja to dopušča (Slika 19).



Slika 19: Tvorjenje T-elementa iz več vrst vijakov (Beg, 2011/2012b)

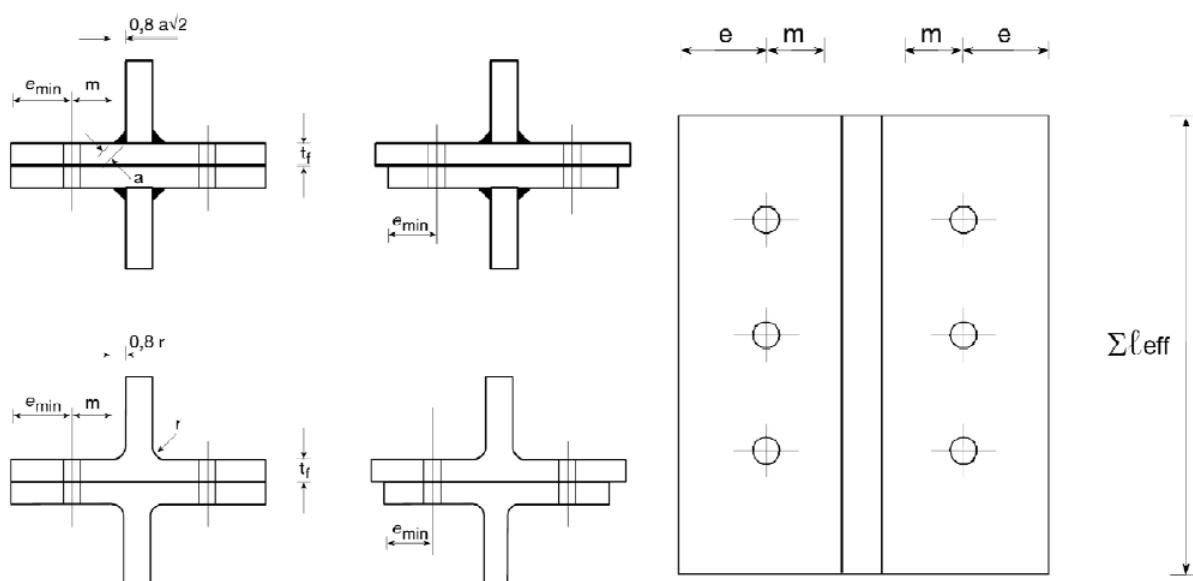
Na Slika 18 tvorjenje nadomestnega T-elementa kot skupni vrst vijakov ni možen, saj prečna ojačitev ločuje posamezni vrsti.

Poznamo tri različne načine plastičnega deformiranja nadomestnega T-elementa. Nosilnost nadomestnega T-elementa je tako najmanjša nosilnost izmed nosilnosti predpostavljenih porušnih mehanizmov nadomestnega T-prereza, torej

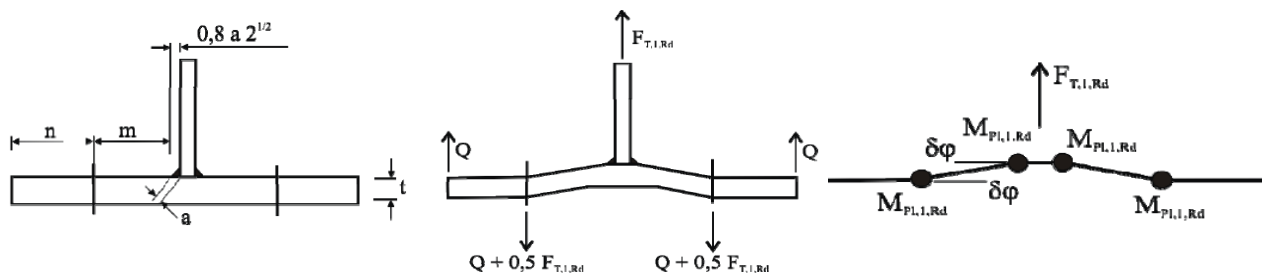
$$F_{T,Rd} = \min \{F_{T,Rd,1}, F_{T,Rd,2}, F_{T,Rd,3}\}.$$

Pri prvem porušnem mehanizmu nastanejo plastični členki v pločevini na dveh mestih. Prvi plastični členek v pločevini nastane na mestu luknje vijaka, drugi pa ob stojini nadomestnega T-elementa.

Nosilnost nadomestnega T-elementa pri prvem in drugem porušnem mehanizmu je tako podana v odvisnosti od geometrijskih in materialnih karakteristik (Slika 20).



Slika 20: Geometrijske karakteristike nadomestnega T-elementa (Beg, 2011/2012b)



Slika 21: Prva deformacijska oblika nadomestnega T-elementa in žični model s plastičnimi členki v njem (Beg, 2011/2012b)

Izpeljemo nosilnost nadomestnega T-elementa pri prvem porušnem mehanizmu:

$$F_{t,1,Rd} \cdot m \cdot \delta\varphi \geq 4 \cdot M_{Pl,1,Rd} \cdot \delta\varphi \rightarrow F_{t,1,Rd} = \frac{4 \cdot M_{Pl,1,Rd}}{m},$$

kjer je

m razdalja med osjo luknje vijaka in prehodom upogibne pločevine v stojino (Slika 21),

$M_{Pl,1,Rd}$ plastični moment nadomestnega T-elementa prvega porušnega mehanizma na efektivni dolžini.

Plastični moment $M_{Pl,1,Rd}$ prvega porušnega mehanizma je podan z izrazom:

$$M_{Pl,1,Rd} = \frac{W_{pl} \cdot f_y}{\gamma_{M0}} = 0,25 \cdot \sum l_{eff,1} \cdot t_f^2 \cdot f_y / \gamma_{M0}$$

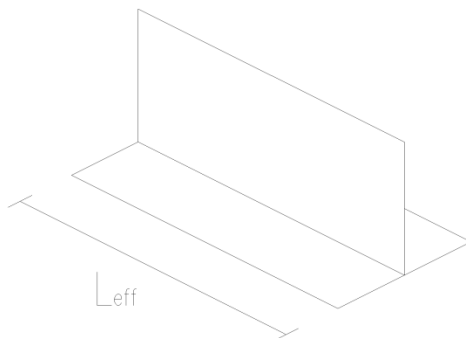
kjer je

$l_{eff,1}$ efektivna dolžina nadomestnega T-elementa prvega porušnega mehanizma,

t_f debelina pasnice nadomestnega T-elementa,

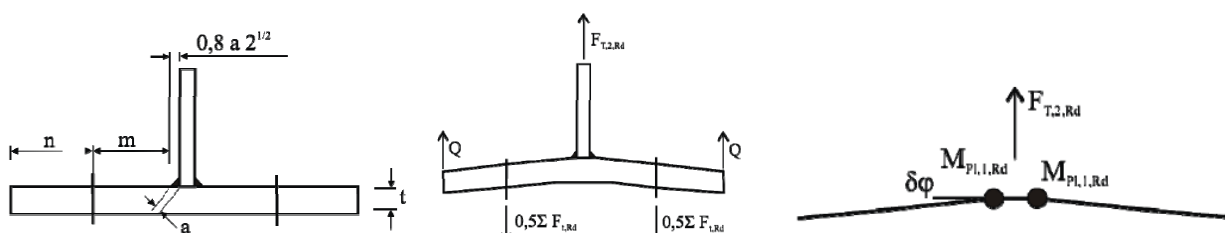
f_y meja plastičnosti materiala in

γ_{M0} materialni varnostni faktor.



Slika 22: Pasnica nadomestnega T-elementa

Drugi porušni mehanizem je sestavljen iz istočasnega nastanka plastičnega členka v pasnici nadomestnega T-elementa ob stojini nadomestnega T-elementa in delni plasifikaciji vijaka (Slika 23).



Slika 23: Druga deformacijska oblika nadomestnega T-prereza in žični model s plastičnimi členki v njem (Beg, 2011/2012b)

$$F_{t,2,Rd} \cdot (m + n) \cdot \delta\varphi \geq (2 \cdot M_{Pl,2,Rd} + n \cdot \sum B_{t,Rd}) \cdot \delta\varphi,$$

Nosilnost nadomestnega T-prereza drugega porušnega mehanizma je tako:

$$F_{t,2,Rd} \geq \frac{2 \cdot M_{Pl,2,Rd} + n \cdot \sum B_{t,Rd}}{m + n},$$

kjer je

$M_{Pl,2,Rd}$ plastični moment upogibne pločevine drugega porušnega mehanizma na efektivni dolžini nadomestnega T-elementa,

n razdalja med osjo luknje vijaka in robom pasnice (Slika 23),

m razdalja med osjo luknje vijaka in prehodom pasnice v stojino (Slika 23),

$\sum B_{t,Rd}$ natezna nosilnost vseh vijakov v nadomestnem T-elementu.

Plastični moment $M_{Pl,2,Rd}$ drugega porušnega mehanizma je podan z izrazom:

$$M_{Pl,2,Rd} = \frac{W_{pl} \cdot f_y}{\gamma_{M0}} = 0,25 \cdot \sum l_{eff,2} \cdot t_f^2 \cdot f_y / \gamma_{M0}$$

kjer je

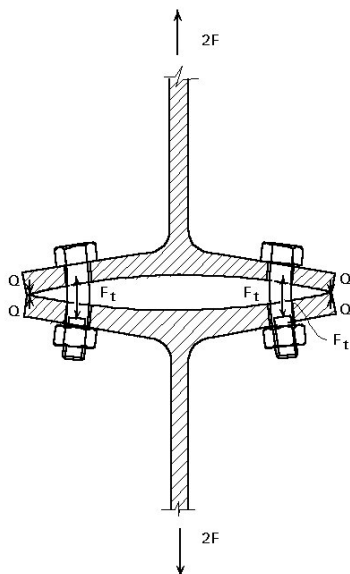
$l_{eff,2}$ efektivna dolžina nadomestnega T-elementa drugega porušnega mehanizma,

t_f debelina pasnice nadomestnega T-elementa,

f_y meja plastičnosti materiala in

γ_{M0} materialni varnostni faktor.

Pri prvem in drugem načinu porušitve nadomestnega T-elementa je prisotna sila Q , ki se pojavi v vijačenih spojih. Upogib čelne pločevine povzroči pritiske na robovih. Rezultanta pritiskov se imenuje reakcijska kontaktna sila. Njena prisotnost neugodno vpliva na vijake, saj jim povečuje obremenitve (Slika 24).



Slika 24: Pojav reakcijske kontaktne sile (Beg, 2011/2012c)

Iz Slika 24 razberemo zvezo:

$$F_t = Q + F,$$

kjer je

F_t skupna sila v vijaku,

Q reakcijska kontaktna sila in

F obremenitev.

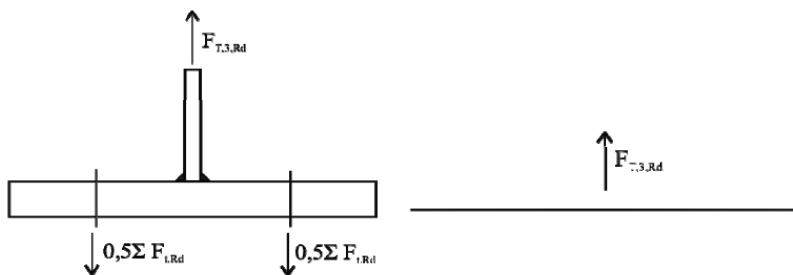
Osnovna predpostavka tretjega porušnega mehanizma je porušitev nadomestnega T-elementa s porušitvijo vijakov. V primeru zelo debele čelne pločevine se plastificira samo vijak, upogibna pločevina pa ostane praktično nedeformirana.

Nosilnost nadomestnega T-prereza tretjega porušnega mehanizma (Slika 25) je enaka skupni nosilnosti vijakov in je:

$$F_{t,3,Rd} = \sum_i B_{t,Rd},$$

kjer je

$\sum_i B_{t,Rd}$ natezna nosilnost vseh vijakov v nadomestnem T-elementu.



Slika 25: Tretja deformacijska oblika nadomestnega T-elementa in žični model (Beg, 2011/2012b)

2 ZASNOVA SPOJEV

2.1 Kako zasnovati spoj

Za prečko smo izbrali *IPE400*. Pri stavbah s takšnim profilom običajno premoščamo razpone nekje med 4-10 metrov.

Na podlagi pogoja za globalno duktilnost konstrukcije smo določili minimalni potrebni odpornostni moment za notranji steber (Slika 45).

$$\sum M_{Rc} \geq 1,3 \cdot \sum M_{Rb} \rightarrow \sum W_{Rc} \geq 1,3 \cdot \sum W_{Rb}$$

$$W_{y,pl}^{IPE400} = 1307 \text{ cm}^3 \rightarrow 1,3 \cdot W_{y,pl}^{IPE400} = 1699,1 \text{ cm}^3$$

Pogoju zadošča že profil HEA360, saj velja

$$W_{y,pl}^{HEA360} = 1850 \text{ cm}^3 \geq 1699,1 \text{ cm}^3 \quad OK.$$

Kljub zadoščenemu pogoj globalne duktilnosti profila HEA360 ne izberemo, saj ima relativno majhno debelino stojine ($t_w = 9,5 \text{ mm}$) in posledično nizko nosilnost strižnega panela. Prav tako je debelina pasnic ($t_f = 16,5 \text{ mm}$) relativno majhna, kar pomeni, da bi bila nosilnost posamezne vrste glede na upogib nizka. Zaradi tega izberemo profil z debelimi pasnicami, ki bo zagotavljal veliko upogibno nosilnost pasnic in s tako stojino, ki bo zagotavljala dovolj visoko strižno nosilnost.

Tako za steber izberemo profil HEM300.

$$W_{y,pl}^{HEM300} = 4080 \text{ cm}^3 \geq 1699,1 \text{ cm}^3 \quad OK$$

Steber smo ojačali s prečnimi ojačitvami.

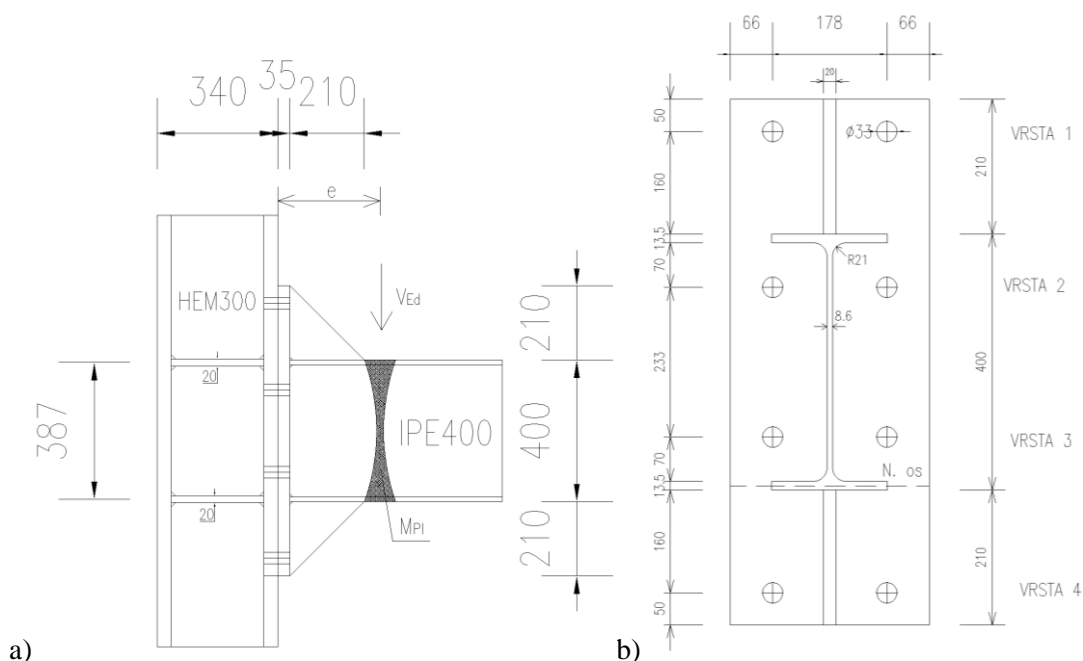
Izberemo konstrukcijsko jeklo S355 J2. Projektna napetost na meji tečenja $f_{y,d}$ znaša 355 MPa.

Vijaki, ki smo jih uporabili so bili M30 in M36 10⁹.

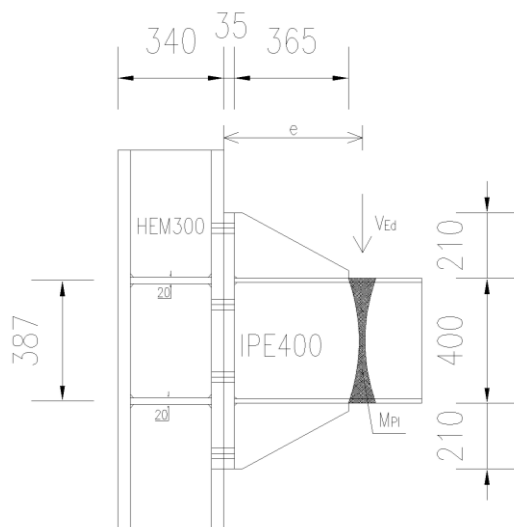
Posamezne variante spojev smo označevali kot SXRY. Črka »S« predstavlja Spoj, »X« predstavlja zaporedno številko variante spoja, medtem ko črka »R« predstavlja Rebro in »Y« naklon ojačitvenega rebra. Tako oznaka S1R45 pomeni varianto spoja ena z ojačitvenim rebrom pod naklonom 45°.

2.2 Spoj S1

Spoj smo skušali zasnovati tako, da bi polno nosilnost uspeli zadostiti z uporabo čim manjših vijakov. Vijaki, ki so uporabljeni pri S1 so M30 10*9. Z uvedbo ojačitvenega rebra smo predvideli tvorjenje plastičnega členka na koncu ojačitvenega rebra. Predvidena lokacija plastičnega členka in oddaljenost od mesta, kjer se pasnica stebra stikuje s čelno pločevino je prikazana na Slika 26a in je označena z oznako e . Pozicija nevtralne osi je predvidena v težišču tlačene pasnice. Njena lega je označena s črtkano črto (Slika 26b).



Slika 26: S1R45-stranski pogled (a) in čelni pogled (b)

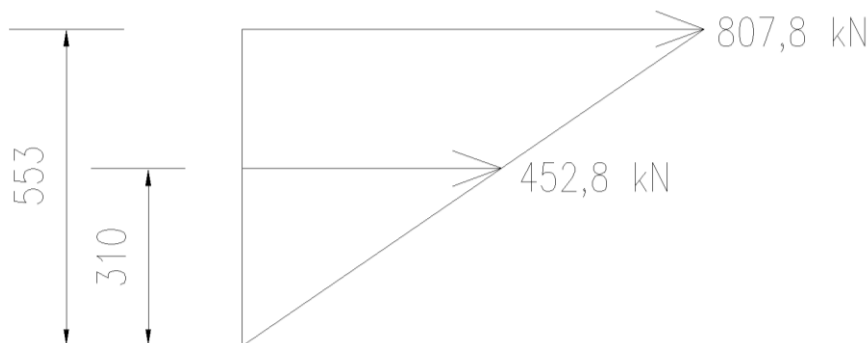


Slika 27: S1R30

Dimenzije posameznih elementov, razpored vijakov in ostale karakteristike prikazujeta Slika 26 in Slika 27.

2.3 Nosilnost komponent spoja

Predpostavimo linearen razpored sil. Vrednost sil v posamezni vrsti in njihova oddaljenost od nevtralne osi je prikazana na Slika 28.



Slika 28: Linearen razpored sil pri S1

Po spodnjem izrazu izračunamo nosilnost spoja S1.

$$\begin{aligned} M_{Rd}^{Spoj} &= \sum_{i=1}^2 r_i \cdot F_{T,Rd,i} = r_1 \cdot F_{T,Rd,1} + r_2 \cdot F_{T,Rd,2} = 0,55m \cdot 807,8kN + 0,31m \cdot 452,8kN = \\ &= 584,7kNm \geq 1,1 \cdot \gamma_{ov} \cdot (M_{Pl,Rd}^{IPE400} + V_{Ed} \cdot e) \\ &= 1,1 \cdot 1,25 \cdot (463,985kNm + 0,245m \cdot 202,6kN) = 706,3kNm \end{aligned}$$

Pri linearni razporeditvi sil spoj S1 ne zadošča kriteriju za polno nosilnost, zato za vrsto nad natezno pasnico ob ojačitvenem rebro smo aplicirali porušno linijo zraven ojačitve

2.3.1 Čelna pločevina v upogibu

Na Slika 26 so prikazane potrebne razdalje za izračun nosilnosti spoja S1.

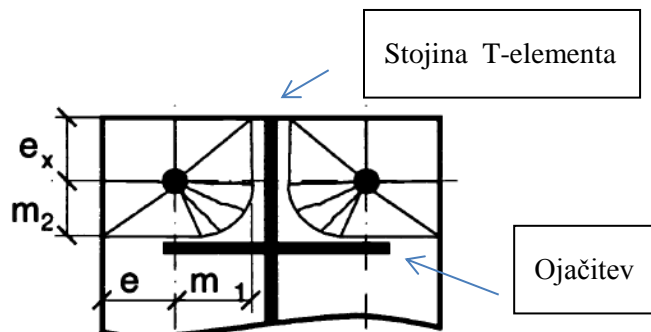
$$e = 2 \cdot d_0 = 2 \cdot 33 \text{ mm} = 66 \text{ mm}$$

$$\begin{aligned} m &= 0,5 \cdot (b_{\check{c}p} - 2 \cdot e - t_w - 2 \cdot 0,8 \cdot \sqrt{2} \cdot a_{zv,3}) \\ &= 0,5 \cdot (310 \text{ mm} - 2 \cdot 66 \text{ mm} - 8,6 \text{ mm} - 2 \cdot 0,8 \cdot \sqrt{2} \cdot 5 \text{ mm}) = 79 \text{ mm} \end{aligned}$$

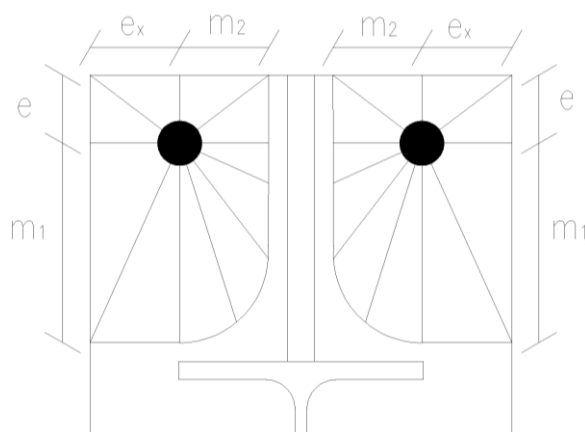
$$n = \min(e, 1,25 \cdot m) = \min(66 \text{ mm}, 1,25 \cdot 79 \text{ mm}) = 66 \text{ mm}$$

Prva vrsta nad natezno pasnico

Spoj je zasnovan tako, da je na prečko in čelno pločevino privarjeno ojačitveno rebro na spodnji in zgornji strani. Te komponente v EC ni, zato smo za nadomestni T-element privzeli porušno linijo zraven ojačitve (Slika 29). Da bi ustrezala našemu primeru, smo jo zarotirali za 90°.



Slika 29: Robna vrsta nad ojačitvijo (Allen, P. idr, 1997)



Slika 30: Aplicirana oblika porušitve ob ojačitvenem rebbru

$$m_1 = p_{zg} - 0,8 \cdot \sqrt{2} \cdot a_{zv,1} = 160 \text{ mm} - 0,8 \cdot \sqrt{2} \cdot 12 \text{ mm} = 146,4 \text{ mm}$$

$$m_2 = 0,5 \cdot (b_{\check{c}p} - 2 \cdot e - t_{reb} - 2 \cdot 0,8 \cdot \sqrt{2} \cdot a_{zv,1}) =$$

$$= 0,5 \cdot (310 \text{ mm} - 2 \cdot 66 \text{ mm} - 20 \text{ mm} - 2 \cdot 0,8 \cdot \sqrt{2} \cdot 12 \text{ mm}) = 65,4 \text{ mm}$$

$$e_x = 66 \text{ mm}$$

$$e = 50 \text{ mm}$$

$$L_{eff} = \alpha \cdot m_1 - (2 \cdot m_1 + 0,625 \cdot e) + e_x$$

Izračun faktorja α

$$\lambda_1 = \frac{m_1}{m_1 + e} = \frac{146,4 \text{ mm}}{146,4 \text{ mm} + 50 \text{ mm}} = 0,75$$

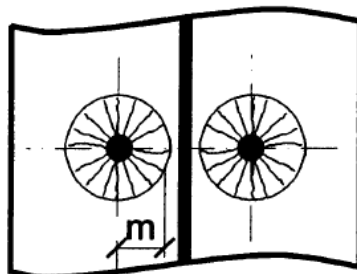
$$\lambda_2 = \frac{m_2}{m_1 + e} = \frac{65,4 \text{ mm}}{146,4 \text{ mm} + 50 \text{ mm}} = 0,33$$

Na podlagi izračunanih λ_1 in λ_2 določimo koeficient α .

$$\alpha = 5$$

$$l_{\text{eff}} = 5 \cdot 146,4 \text{ mm} - (2 \cdot 146,4 \text{ mm} + 0,625 \cdot 50 \text{ mm}) + 66 \text{ mm} = 474,0 \text{ mm}$$

Preverimo še krožno obliko porušitve (Slika 31).



Slika 31: Krožna oblika porušitve-stran prečke (Allen, P. idr, 1997)

$$l_{\text{eff,CP}} = 2 \cdot \pi \cdot m = 2 \cdot \pi \cdot 79 \text{ mm} = 496,4 \text{ mm}$$

$$l_{\text{eff,1}} = l_{\text{eff,2}} = 474,0 \text{ mm}$$

$$M_{\text{pl,1,Rd}} = \frac{0,25 \cdot l_{\text{eff,1}} \cdot t_f^2 \cdot f_{y,d}}{\gamma_{M0}} = \frac{0,25 \cdot 474,0 \text{ mm} \cdot (35 \text{ mm})^2 \cdot 355 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}}{1,0} = 5153,5 \text{ kNcm}$$

$$F_{\text{T,Rd,1}} = \frac{4 \cdot M_{\text{pl,1,Rd}}}{m_1} = \frac{4 \cdot 5153,5 \text{ kNcm}}{14,64 \text{ cm}} = 1408,1 \text{ kN}$$

$$F_{\text{T,Rd,2}} = \frac{2 \cdot M_{\text{pl,2,Rd}} + 2 \cdot n \cdot \sum F_{\text{t,Rd}}}{m + n} = \frac{2 \cdot 5153,5 \text{ kNcm} + 2 \cdot 6,6 \text{ cm} \cdot 403,9 \text{ kN}}{14,64 \text{ cm} + 6,6 \text{ cm}} = 736,3 \text{ kN}$$

$$F_{\text{T,Rd,3}} = \sum F_{\text{t,Rd}} = 2 \cdot 403,9 \text{ kN} = 807,8 \text{ kN}$$

Merodajen je drugi porušni mehanizem, kar pomeni, da pričakujemo plastifikacijo čelne pločevine in delno plastifikacijo vijaka.

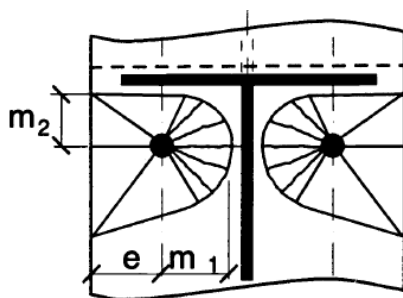
Prva vrsta pod natezno pasnico

Krožna oblika porušitve je prikazana na Slika 31.

$$l_{\text{eff,CP}} = 2 \cdot \pi \cdot m = 2 \cdot \pi \cdot 79 \text{ mm} = 496,4 \text{ mm}$$

Poligonalna oblika porušitve (a) je prikazana na Slika 32.

$$l_{\text{eff,NC}} = \alpha \cdot m$$



Slika 32: Poligonalna oblika (a) porušitve-stran prečke (Allen, P. idr, 1997)

$$\lambda_1 = \frac{m_1}{m_1 + e} = \frac{79 \text{ mm}}{79 \text{ mm} + 66 \text{ mm}} = 0,54$$

$$m_2 = p_{\text{spod}} - 0,8 \cdot \sqrt{2} \cdot a_{zv,2} = 70 \text{ mm} - 0,8 \cdot \sqrt{2} \cdot 8 \text{ mm} = 61 \text{ mm}$$

$$\lambda_2 = \frac{m_2}{m_1 + e} = \frac{61 \text{ mm}}{79 \text{ mm} + 66 \text{ mm}} = 0,42$$

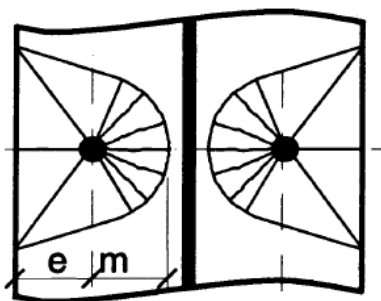
Na podlagi izračunanih λ_1 in λ_2 določimo koeficient α

$$\alpha = 5,5$$

$$l_{\text{eff,NC}} = \alpha \cdot m = 5,5 \cdot 79 \text{ mm} = 434,5 \text{ mm}$$

Poligonalna oblika porušitve (b) je prikazana na Slika 33.

$$l_{\text{eff,NC}} = 4 \cdot m + 1,25 \cdot e = 4 \cdot 79 \text{ mm} + 1,25 \cdot 66 \text{ mm} = 398,5 \text{ mm}$$



Slika 33: Poligonalna oblika (b) porušitve-stran prečke (Allen, P. idr, 1997)

$$l_{\text{eff},1} = l_{\text{eff,NC}} \quad \text{vendar} \quad l_{\text{eff},1} \leq l_{\text{eff,CP}}$$

$$l_{\text{eff},1} = 398,5 \text{ mm}$$

$$l_{\text{eff},2} = l_{\text{eff,NC}} = 398,5 \text{ mm}$$

$$M_{\text{pl},1,\text{Rd}} = M_{\text{pl},2,\text{Rd}}$$

$$\begin{aligned} M_{\text{pl},1,\text{Rd}} = M_{\text{pl},2,\text{Rd}} &= \frac{0,25 \cdot l_{\text{eff},1} \cdot t_f^2 \cdot f_{y,d}}{\gamma_{M0}} = \\ &= \frac{0,25 \cdot 398,5 \text{ mm} \cdot (35 \text{ mm})^2 \cdot 355 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}}{1,0} = 4332,4 \text{ kNcm} \end{aligned}$$

$$F_{\text{T,Rd},1} = \frac{4 \cdot M_{\text{pl},1,\text{Rd}}}{m_1} = \frac{4 \cdot 4332,4 \text{ kNcm}}{7,9 \text{ cm}} = 2193,6 \text{ kN}$$

$$F_{\text{T,Rd},2} = \frac{2 \cdot M_{\text{pl},2,\text{Rd}} + 2 \cdot n \cdot \sum F_{\text{t,Rd}}}{m + n} = \frac{2 \cdot 4332,4 \text{ kNcm} + 2 \cdot 6,6 \text{ cm} \cdot 403,9 \text{ kN}}{7,9 \text{ cm} + 6,6 \text{ cm}} = 965,3 \text{ kN}$$

$$F_{\text{T,Rd},3} = \sum F_{\text{t,Rd}} = 2 \cdot 403,9 \text{ kN} = 807,8 \text{ kN}$$

Pri prvi vrsti pod natezno pasnico na strani čelne pločevine je merodajen tretji porušni mehanizem, kar pomeni, da se plastificirajo vijaki.

2.3.2 Stojina prečke v nategu

Nosilnost stojine prečke izračunamo po spodnjem izrazu:

$$F_{\text{T,wd,Rd}} = \frac{b_{\text{eff},t,\text{wb}} \cdot t_{\text{wb}} \cdot f_{y,\text{wb}}}{\gamma_{M0}}$$

kjer je

$b_{\text{eff},t,\text{wb}}$ efektivna dolžina nadomestnega T-prereza, ki je enaka efektivni dolžini pri upogibu čelne pločevine,

t_{wb} debelina stojine prečke,

$f_{y,\text{wb}}$ meja tečenja materiala.

Kriterij ni merodajen saj $b_{\text{eff},t,\text{wb}} > 70 \text{ mm}$. Omejitev predstavlja razdaljo vrste do pasnice.

2.4 Stran stebra

2.4.1 Pasnica stebra v upogibu

$$e = 2 \cdot d_0 = 2 \cdot 33 \text{ mm} = 66 \text{ mm}$$

$$m = 0,5 \cdot (b_{\text{čp}} - 2 \cdot e - t_w - 2 \cdot 0,8 \cdot r_{st}) =$$

$$0,5 \cdot (310 \text{ mm} - 2 \cdot 66 \text{ mm} - 21 \text{ mm} - 2 \cdot 0,8 \cdot 27 \text{ mm}) = 56,9 \text{ mm}$$

$$n = \min(e, 1,25 \cdot m) = \min(66 \text{ mm}, 1,25 \cdot 56,9 \text{ mm}) = 66 \text{ mm}$$

Vrsta 1

Porušna linija krožne porušitve je prikazana na Slika 31.

$$l_{\text{eff,CP}} = 2 \cdot \pi \cdot m = 2 \cdot \pi \cdot 56,9 \text{ mm} = 357,5 \text{ mm}$$

Porušna linija poligonalne porušitve (a) je prikazana na Slika 32.

$$l_{\text{eff,NC}} = \alpha \cdot m$$

$$\lambda_1 = \frac{m_1}{m_1 + e} = \frac{56,9 \text{ mm}}{56,9 \text{ mm} + 66 \text{ mm}} = 0,46$$

$$m_2 = p_{zgor} - 0,8 \cdot \sqrt{2} \cdot a_{zv,1} = 160 \text{ mm} - 0,8 \cdot \sqrt{2} \cdot 12 \text{ mm} = 146,4 \text{ mm}$$

$$\lambda_2 = \frac{m_2}{m_1 + e} = \frac{146,4 \text{ mm}}{56,9 \text{ mm} + 66 \text{ mm}} = 1,19$$

$$\alpha = 5,5$$

$$l_{\text{eff,NC}} = \alpha \cdot m = 5,5 \cdot 56,9 \text{ mm} = 312,9 \text{ mm}$$

Porušna linija poligonalne porušitve (b) je prikazana na Slika 33.

$$l_{\text{eff,NC}} = 4 \cdot m + 1,25 \cdot e = 4 \cdot 56,9 \text{ mm} + 1,25 \cdot 66 \text{ mm} = 310,1 \text{ mm}$$

$$l_{\text{eff},1} = l_{\text{eff,NC}} \quad \text{vendar} \quad l_{\text{eff},1} \leq l_{\text{eff,CP}}$$

$$l_{\text{eff},1} = 310,1 \text{ mm}$$

$$l_{\text{eff},2} = l_{\text{eff,NC}} = 310,1 \text{ mm}$$

$$M_{\text{pl},1,\text{Rd}} = M_{\text{pl},2,\text{Rd}}$$

$$M_{\text{pl},1,\text{Rd}} = M_{\text{pl},2,\text{Rd}} = \frac{0,25 \cdot l_{\text{eff},1} \cdot t_{f,\text{st}}^2 \cdot f_{y,d}}{\gamma_{\text{Mo}}} =$$

$$= \frac{0,25 \cdot 310,1 \text{ mm} \cdot (39 \text{ mm})^2 \cdot 355 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}}{1,0} = 4186,0 \text{ kNcm}$$

$$F_{T,Rd,1} = \frac{4 \cdot M_{pl,1,Rd}}{m_1} = \frac{4 \cdot 4186,0 \text{ kNcm}}{5,69 \text{ cm}} = 2942,7 \text{ kN}$$

$$F_{T,Rd,2} = \frac{2 \cdot M_{pl,2,Rd} + 2 \cdot n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n} = \frac{2 \cdot 4186,0 \text{ kNcm} + 2 \cdot 6,6 \text{ cm} \cdot 403,9 \text{ kN}}{5,69 \text{ cm} + 6,6 \text{ cm}} = 1115,0 \text{ kN}$$

$$F_{T,Rd,3} = \sum F_{t,Rd} = 2 \cdot 403,9 \text{ kN} = 807,8 \text{ kN}$$

Na strani stebra je v vrsti 1 (Slika 18) merodajen tretji porušni mehanizem.

Vrsta 2

Nosilnost vrste 2 na strani stebra dobimo po istem postopku kot za vrsto 1, saj obe vrsti spadata v kategorijo »prava vrsta ob ojačitvi« (Slika 18). Celotni postopek izračuna je že prikazan na primeru vrste 1, zato bomo za vrsto 2 podali le končne vrednosti.

$$F_{T,Rd,1} = \frac{4 \cdot M_{pl,1,Rd}}{m_1} = \frac{4 \cdot 4186,0 \text{ kNcm}}{5,69 \text{ cm}} = 2942,7 \text{ kN}$$

$$F_{T,Rd,2} = \frac{2 \cdot M_{pl,2,Rd} + 2 \cdot n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n} = \frac{2 \cdot 4186,0 \text{ kNcm} + 2 \cdot 6,6 \text{ cm} \cdot 403,9 \text{ kN}}{5,69 \text{ cm} + 6,6 \text{ cm}} = 1115,0 \text{ kN}$$

$$F_{T,Rd,3} = \sum F_{t,Rd} = 2 \cdot 403,9 \text{ kN} = 807,8 \text{ kN}$$

Tudi v vrsti 2 je merodajen tretji porušni mehanizem.

2.4.2 Strižni panel stojine stebra

Preverimo kompaktnost stojine:

$$\frac{h_w}{t_w} \leq 72 \cdot \frac{\varepsilon}{\eta}$$

$$\frac{340 \text{ mm} - 2 \cdot 39 \text{ mm}}{21 \text{ mm}} = 12,5 \leq 72 \cdot \frac{\varepsilon}{\eta} = 72 \cdot \frac{0,81}{1,2} = 48,6$$

Plastična strižna nosilnost neojačanega prereza je tako določena z izrazom

$$V_{pl,Rd} = 0,9 \cdot \frac{A_{vc} \cdot f_{y,wc}}{\gamma_{M0} \cdot \sqrt{3}} = 0,9 \cdot \frac{90,45 \text{ cm}^2 \cdot 35,5 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2}}{1,0 \cdot \sqrt{3}} = 1688,5 \text{ kN}$$

$$A_{vc} = A - 2 \cdot b \cdot t_f + (t_w + 2 \cdot r) \cdot t_f =$$

$$= 303 \text{ cm}^2 - 2 \cdot 31 \text{ cm} \cdot 3,9 \text{ cm} + (2,1 \text{ cm} + 2 \cdot 2,7 \text{ cm}) \cdot 3,9 \text{ cm}$$

$$= 90,45 \text{ cm}^2 \geq \eta \cdot h_w \cdot t_w = 1,2 \cdot 26,2 \text{ cm} \cdot 2,1 \text{ cm} = 66,0 \text{ cm}^2$$

V stebri imamo dodatne prečne ojačitve tako v tlačni kot v natezni coni. Strižna nosilnost se zaradi tega poveča. Prispevek prečnih ojačitev je določen s spodnjim izrazom:

$$V_{wp,add,Rd} = \frac{4 \cdot M_{pl,fc,Rd}}{d_s}, \quad \text{vendar} \quad V_{wp,add,Rd} \leq \frac{2 \cdot M_{pl,fc,Rd} + 2 \cdot M_{pl,st,Rd}}{d_s}$$

kjer je:

d_s razdalja med težiščema prečnih ojačitev,

$M_{pl,fc,Rd} = \frac{b \cdot t_f^2}{4 \cdot \gamma_{M0}} \cdot f_{y,d}$ računski plastični odpornostni moment pasnice stebra,

$M_{pl,st,Rd} = \frac{b_{st} \cdot t_{f,st}^2}{4 \cdot \gamma_{M0}} \cdot f_{y,st,d}$ računski plastični odpornostni moment prečne ojačitve.

$$M_{pl,fc,Rd} = \frac{b \cdot t_f^2}{4 \cdot \gamma_{M0}} \cdot f_{y,d} = \frac{31 \text{ cm} \cdot (3,9 \text{ cm})^2}{4 \cdot 1,0} \cdot 35,5 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} = 4184,6 \text{ kNcm}$$

$$M_{pl,st,Rd} = \frac{b_{st} \cdot t_{f,st}^2}{4 \cdot \gamma_{M0}} \cdot f_{y,st,d} = \frac{(31 \text{ cm} - 2 \cdot 2,7 \text{ cm} - 2,1 \text{ cm}) \cdot (2,0 \text{ cm})^2}{4 \cdot 1,0} \cdot 35,5 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} = 834,3 \text{ kNcm}$$

$$V_{wp,add,Rd} = \frac{4 \cdot 4184,6 \text{ kNcm}}{38,65 \text{ cm}} = 433,1 \text{ kN} ,$$

vendar

$$V_{wp,add,Rd} \leq \frac{2 \cdot 4184,6 \text{ kNcm} + 2 \cdot 834,3 \text{ kNcm}}{38,65 \text{ cm}} = 259,7 \text{ kN}$$

Strižna nosilnost prereza stebra je tako določena z izrazom

$$V_{Rd} = V_{wp,Rd} + V_{wp,add,Rd} = 1688,5 \text{ kN} + 259,7 \text{ kN} = 1948,2 \text{ kN}.$$

Izkaže se, da je prispevek prečnih ojačitev k nosilnosti strižnega panela res relativno majhen in znaša:

$$\frac{V_{wp,add,Rd}}{V_{Rd}} = \frac{259,7 \text{ kN}}{1948,2 \text{ kN}} = 13,3\%$$

2.4.3 Stojina stebra v tlaku

Tlak prevzame spodnja prečna ojačitev. Nosilnost stebra na prečni tlak je določena z nosilnostjo ojačitve.

Najprej naredimo kontrolo kompaktnosti:

$$\frac{b_f - t_{w,c}}{2 \cdot t_{st}} = \frac{310 \text{ mm} - 21 \text{ mm}}{2 \cdot 20 \text{ mm}} = 7,23 < 10\varepsilon = 8,1 \rightarrow 2. \text{ razred kompaktnosti}$$

$$F_{c,wc,Rd} = A_{st} \cdot \frac{f_{y,d,st}}{\gamma_{M0}} = 2,0 \text{ cm} \cdot 31 \text{ cm} \cdot \frac{35,5 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2}}{1,0} = 2201,0 \text{ kN}$$

2.4.4 Stojina stebra v prečnem nategu

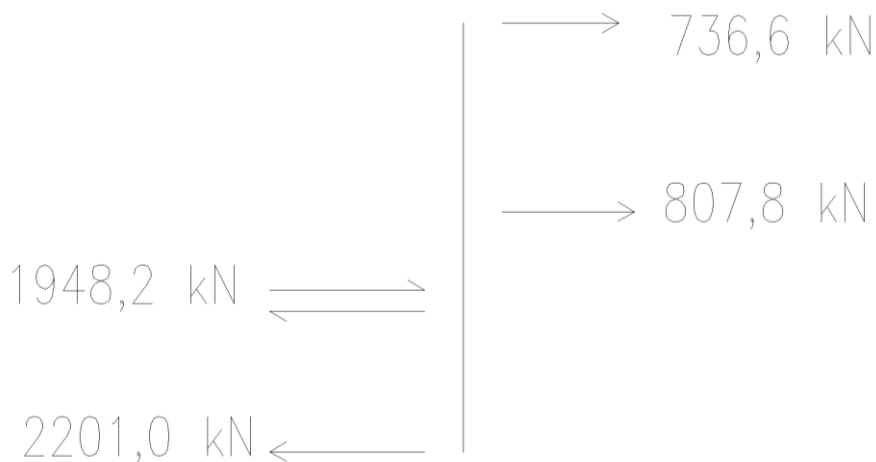
Kriterij ni mirodajen. Nateg prevzame zgornja prečna ojačitev.

2.4.5 Nosilnost spoja S1

Nosilnost posamezne vrste določimo na podlagi minimalne odpornosti, ki jo dobimo na tako, da primerjamo odpornosti na strani prečke in na strani stebra. Preveriti moramo tudi kriterij za linearno razporeditev sil:

$$F_{r1} = 736,6 \text{ kN} < 1,9 \cdot F_{T,rd,1} = 1,9 \cdot 403,9 \text{ kN} = 767,41 \text{ kN}$$

✓ Linearne razporeditve sil med vijaki ni



Slika 34: Nosilnosti posameznih komponent pri S1

$$F_{T,rd,1} = \min \begin{cases} 736,6 \text{ kN} \\ 807,8 \text{ kN} \end{cases} = 736,6 \text{ kN}$$

$$F_{T,rd,2} = \min \begin{cases} 807,8 \text{ kN} \\ 807,8 \text{ kN} \end{cases} = 807,8 \text{ kN}$$

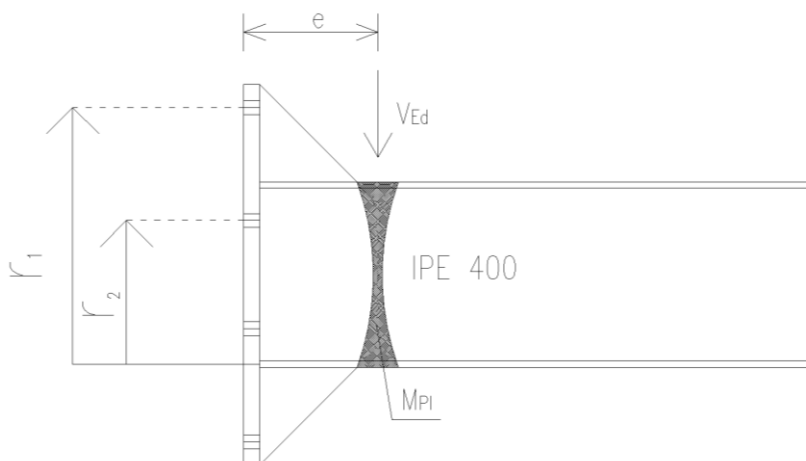
$$F_{T,rd,1} + F_{T,rd,2} = 736,6 \text{ kN} + 807,8 \text{ kN} = 1544,4 \text{ kN} \leq V_{Rd} = 1948,2 \text{ kN}$$

→ ojačitev strižnega panela ni potrebna

Izračunamo moment, ki ga je spoj sposoben prenesti

$$M_{Rd}^{Spoj} = \sum_{i=1}^2 r_i \cdot F_{T,rd,i} = r_1 \cdot F_{T,rd,1} + r_2 \cdot F_{T,rd,2}$$

Z oznako r_i označimo razdaljo do nevtralne osi. Predpostavimo, da lega nevtralne osi sovпада s težiščem tlačene pasnice. Pri prevzemu momenta sodelujeta samo zgornji 2 vrsti.



Slika 35: Razdalje do nevtralne osi

$$r_1 = h_{IPE400} - 0,5 \cdot t_f^{IPE400} + p_{zgor} = 400 \text{ mm} - 0,5 \cdot 13,5 \text{ mm} + 160 \text{ mm} = 553,3 \text{ mm}$$

$$r_2 = h_{IPE400} - 1,5 \cdot t_f^{IPE400} - p_{spod} = 400 \text{ mm} - 1,5 \cdot 13,5 \text{ mm} - 70 \text{ mm} = 309,8 \text{ mm}$$

Preverimo ali spoj zadošča kriteriju za polno nosilnost. Kriterij, kateri uvršča spoj med polno nosilne je določen z izrazom:

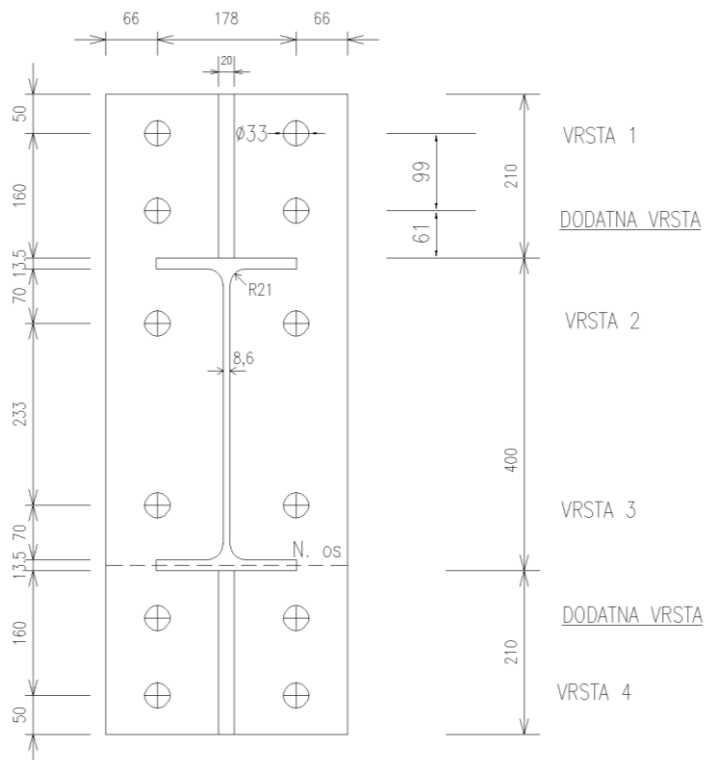
$$\begin{aligned} M_{Rd}^{Spoj} &\geq 1,1 \cdot \gamma_{ov} \cdot (M_{Pl,Rd}^{IPE400} + V_{Ed} \cdot e) = 1,1 \cdot 1,25 \cdot \left(\frac{W_{pl} \cdot f_{y,d}}{\gamma_{M0}} + V_{Ed} \cdot e \right) = \\ &= 1,1 \cdot 1,25 \cdot \left(\frac{1307 \text{ cm}^3 \cdot 35,5 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2}}{1,0} + 202,6 \text{ kN} \cdot 0,235 \text{ m} \right) = 706,2 \text{ kNm} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M_{Rd}^{Spoj} &= \sum_{i=1}^2 r_i \cdot F_{T,rd,i} = r_1 \cdot F_{T,rd,1} + r_2 \cdot F_{T,rd,2} = 0,55 \text{ m} \cdot 736,6 \text{ kN} + 0,31 \text{ m} \cdot 807,9 \text{ kN} \\ &= 655,8 \text{ kNm} \end{aligned}$$

Spoj kljub aplicirani porušni liniji ne zadošča kriteriju, ki ga uvršča med polno nosilne. Razmerje med nosilnostjo spoja in omejitvijo, ki bi spoj uvrstila med polno nosilne znaša 7,7%. Kljub temu smo se odločili, da bomo izvedli numerične analize in preučili rezultate na varianti S1.

2.5 Spoj S2

Zasnova spoja S2 temelji na spoju S1. Nad natezno pasnico smo umestili dodatno vrsto vijakov, dimenzije ojačitvenega rebra so ostale namenoma nespremenjene (Slika 36).



Slika 36: Razporeditev vijakov in lega nevtralne osi pri S2

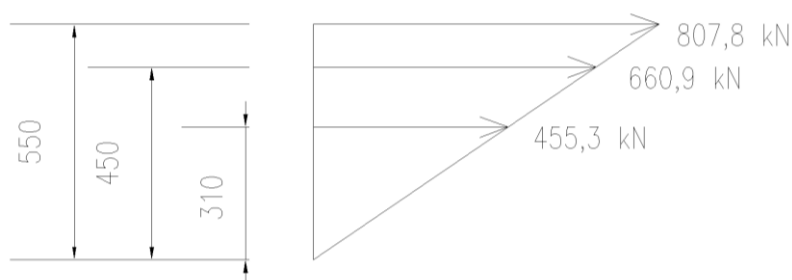
Paziti smo morali, da je bilo zadoščeno pogoju glede običajnih razmakov med vijaki. Običajni razmak med vijaki je enak $3 \cdot d_0$, pri čemer je d_0 premer standardne okrogle luknje.

Za vijake M30 velja:

$$3 \cdot d_0 = 3 \cdot (30 \text{ mm} + 3 \text{ mm}) = 99 \text{ mm}$$

Na Slika 36 vidimo, da je omejitvam glede razmakov in robnih oddaljenosti zadoščeno. V nasprotnem primeru dodatne vrste ne bi mogli podati v spoj.

Ob predvidevanju linearnega razporeda velikosti sil, so sile v posameznih vrstah prikazane na Slika 37.



Slika 37: Linearen razpored sil pri spoju S2

$$F_{T,Rd,2} = \frac{r_2}{r_1} \cdot F_{T,Rd,1} = \frac{450 \text{ mm}}{550 \text{ mm}} \cdot 807,8 \text{ kN} = 660,9 \text{ kN}$$

$$F_{T,Rd,3} = \frac{r_3}{r_1} \cdot F_{T,Rd,1} = \frac{310 \text{ mm}}{550 \text{ mm}} \cdot 807,8 \text{ kN} = 455,3 \text{ kN}$$

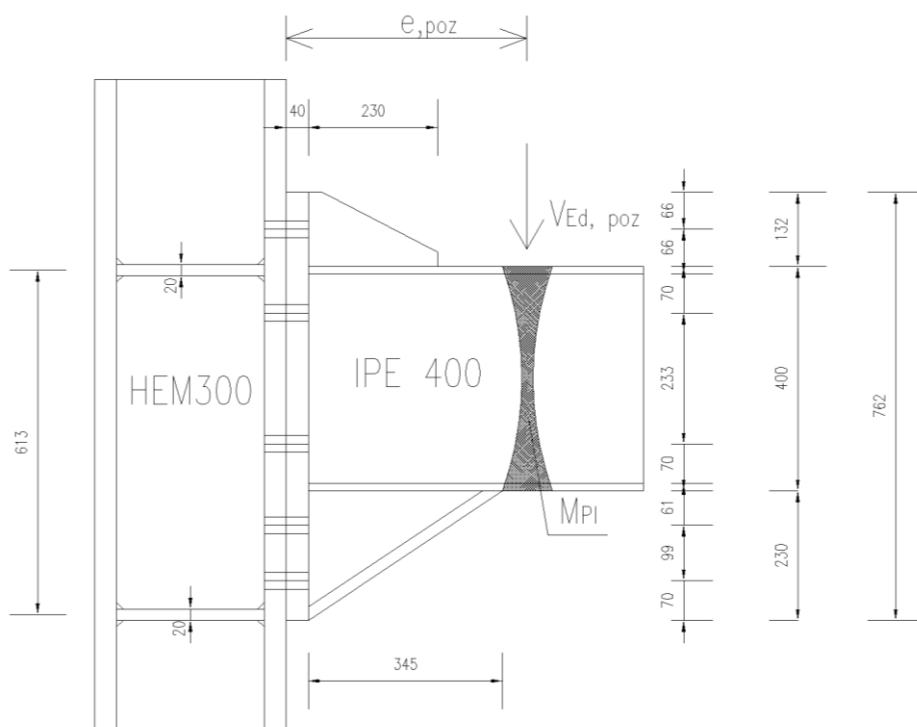
Nosilnost spoja je enaka:

$$\begin{aligned} M_{Rd}^{Spoj} &= \sum_{i=1}^3 r_i \cdot F_{T,Rd,i} = r_1 \cdot F_{T,Rd,1} + r_2 \cdot F_{T,Rd,2} + r_3 \cdot F_{T,Rd,3} = \\ &= 0,55 \text{ m} \cdot 807,8 \text{ kN} + 0,45 \text{ m} \cdot 660,9 \text{ kN} + 0,31 \text{ m} \cdot 455,3 \text{ kN} = 883,0 \text{ kNm} \\ &\geq 1,1 \cdot \gamma_{ov} \cdot (M_{Pl,Rd}^{IPE400} + V_{Ed} \cdot e) \\ &= 1,1 \cdot 1,25 \cdot (463,985 \text{ kNm} + 202,6 \text{ kN} \cdot 0,245 \text{ m}) = 706,2 \text{ kNm} \end{aligned}$$

Spoj S2 zadošča zahtevi za polno nosilnost.

2.6 Spoj S3

Čprav zahteve za projektiranje na potresne vplive predpisujejo, da mora biti spoj simetričen, smo se odločili, da bomo izvedli študijo na primeru spoja, kjer imamo na spodnji strani vuto, na zgornji strani pa ojačitveno rebro (Slika 38). Zahtevi za simetričen spoj bi zadostili tako, da bi obravnavani spoj obremenili tako, da bi bili enkrat natezno obremenjeni vijaki v vuti, drugač pa vijaki na območju ojačitvenega rebra. Analizirali bomo tudi vpliv spremembe debeline pasnice in stojine vute. Iz prvotnih 20 mm bomo zmanjšali debelino tako, da bo enaka debelini stojine prečke, tj 8,6 mm.

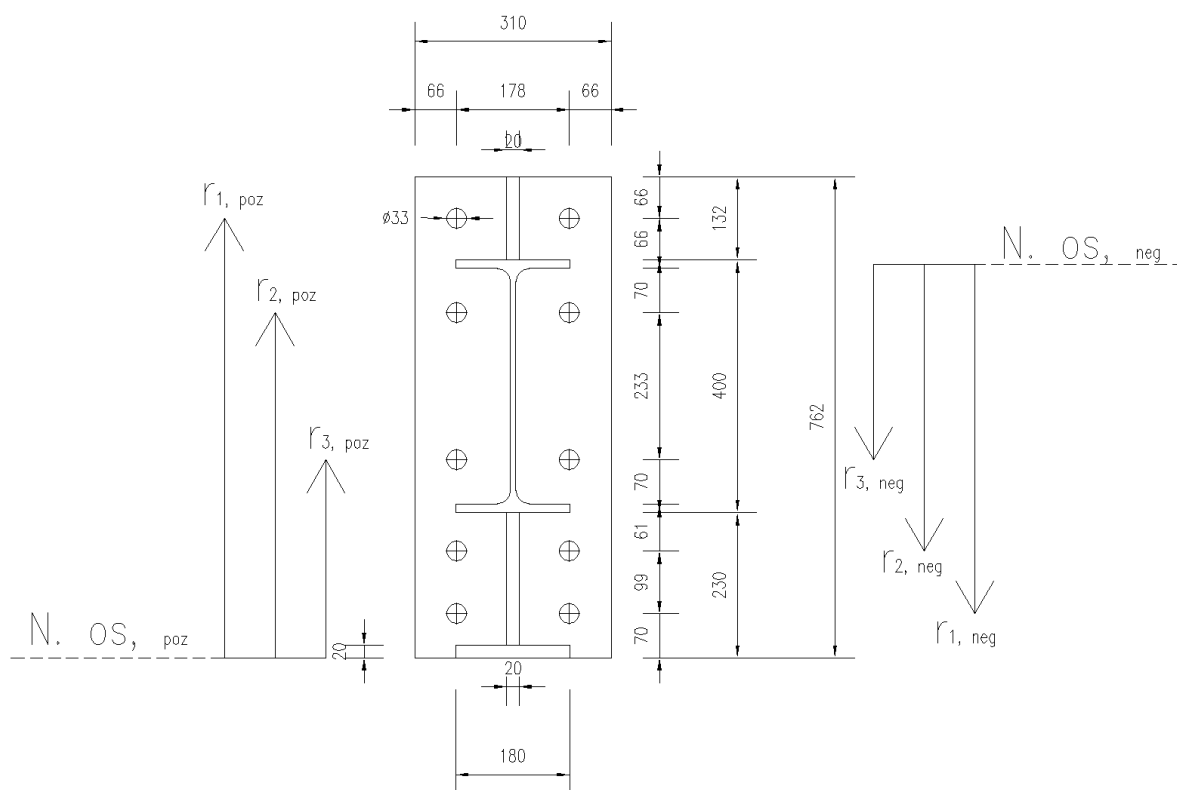


Slika 38: Spoj S3

Višina spoja nad prečko je 132 mm . Na spodnji strani spoja je sicer višina večja, vendar bi problem rešili z uvedbo spuščenega stropa, s katerim bi poskrbeli, da vute ne bi bilo videti.

Spodnjo prečno ojačitev v stebru smo iz težišča pasnice premaknili tako, da spodnji rob horizontalne ojačitve sovpada s spodnjim robom čelne pločevine. Predpostavili smo, da bi s premikom ojačitve dosegli premik nevtralne osi proti robu čelne pločevine.

Debelino čelne pločevine smo v primerjavi s spojem S1 povečali za 5 mm . S tem smo želeli povečati togost čelne pločevine.



Slika 39: Razporeditev vijakov in lega nevtralne osi pri S3

Z lažjo interpretacijo rezultatov bomo določili, da pozitivni moment povzroči natege v rebro, negativni pa natege v vuti. Razdalje od predpostavljenih nevtralnih osi so podane na Slika 39. V primeru pozitivnega momenta smo predpostavili lego nevtralne osi na spodnji rob pasnice vute, v primeru negativnega momenta pa je nevtralna os predpostavljena v težišče tlačene pasnice.

Predpostavimo linearni razpored sil. Razdalje do nevtralne osi so tako:

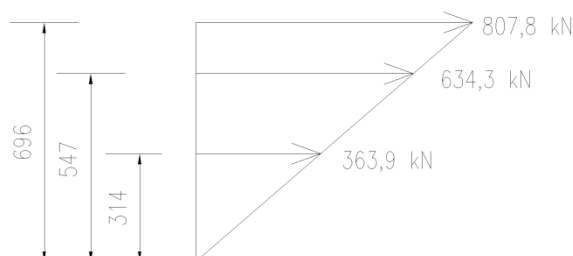
$$r_{1,poz} = 230\text{ mm} + 400\text{ mm} + 66\text{ mm} = 696\text{ mm}$$

$$r_{2,poz} = 230\text{ mm} + 13,5\text{ mm} + 70\text{ mm} + 233\text{ mm} = 546,5\text{ mm}$$

$$r_{3,poz} = 230\text{ mm} + 13,5\text{ mm} + 70\text{ mm} = 313,5\text{ mm}$$

$$F_{T,Rd,2} = \frac{r_{2,poz}}{r_{1,poz}} \cdot F_{T,Rd,1} = \frac{546,5 \text{ mm}}{696 \text{ mm}} \cdot 807,8 \text{ kN} = 634,3 \text{ kN}$$

$$F_{T,Rd,3} = \frac{r_{3,poz}}{r_{1,poz}} \cdot F_{T,Rd,1} = \frac{313,5 \text{ mm}}{696 \text{ mm}} \cdot 807,8 \text{ kN} = 363,9 \text{ kN}$$



Slika 40: Linearen razpored sil pri S3-Poz

Pri obremenitvi s pozitivnim momentom je nosilnost spoja enaka:

$$\begin{aligned} M_{Rd,poz}^{Spoj} &= \sum_{i=1}^3 r_{i,poz} \cdot F_{T,Rd,i} = r_{1,poz} \cdot F_{T,Rd,1} + r_{2,poz} \cdot F_{T,Rd,2} + r_{3,poz} \cdot F_{T,Rd,3} = \\ &= 0,696 \text{ m} \cdot 807,8 \text{ kN} + 0,546 \text{ m} \cdot 634,3 \text{ kN} + 0,313 \text{ m} \cdot 363,9 \text{ kN} = 1021,4 \text{ kNm} \\ &\geq 1,1 \cdot \gamma_{ov} \cdot (M_{PL,Rd}^{IPE400} + V_{Ed}^{Poz} \cdot e_{Poz}) \\ &= 1,1 \cdot 1,25 \cdot (463,985 \text{ kNm} + 265,3 \text{ kN} \cdot 0,385 \text{ m}) = 773,7 \text{ kNm} \end{aligned}$$

V primeru obremenitve z negativnim momentom so razdalje do nevtralne osi enake:

$$r_{1,neg} = 400 \text{ mm} - 0,5 \cdot 13,5 \text{ mm} + 160 \text{ mm} = 553,3 \text{ mm}$$

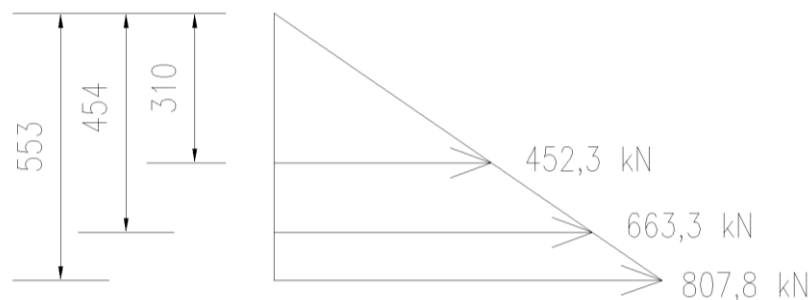
$$r_{2,neg} = r_{1,neg} - 99 \text{ mm} = 454,3 \text{ mm}$$

$$r_{3,neg} = r_{2,neg} - 61 \text{ mm} - 13,5 \text{ mm} - 70 \text{ mm} = 309,8 \text{ mm}$$

Predpostavimo linearen razpored sil:

$$F_{T,Rd,2} = \frac{r_{2,neg}}{r_{1,neg}} \cdot F_{T,Rd,1} = \frac{454,3 \text{ mm}}{553,3 \text{ mm}} \cdot 807,8 \text{ kN} = 663,3 \text{ kN}$$

$$F_{T,Rd,3} = \frac{r_{3,neg}}{r_{1,neg}} \cdot F_{T,Rd,1} = \frac{309,8 \text{ mm}}{553,3 \text{ mm}} \cdot 807,8 \text{ kN} = 452,3 \text{ kN}$$



Slika 41: Linearen razpored sil pri S3-Neg

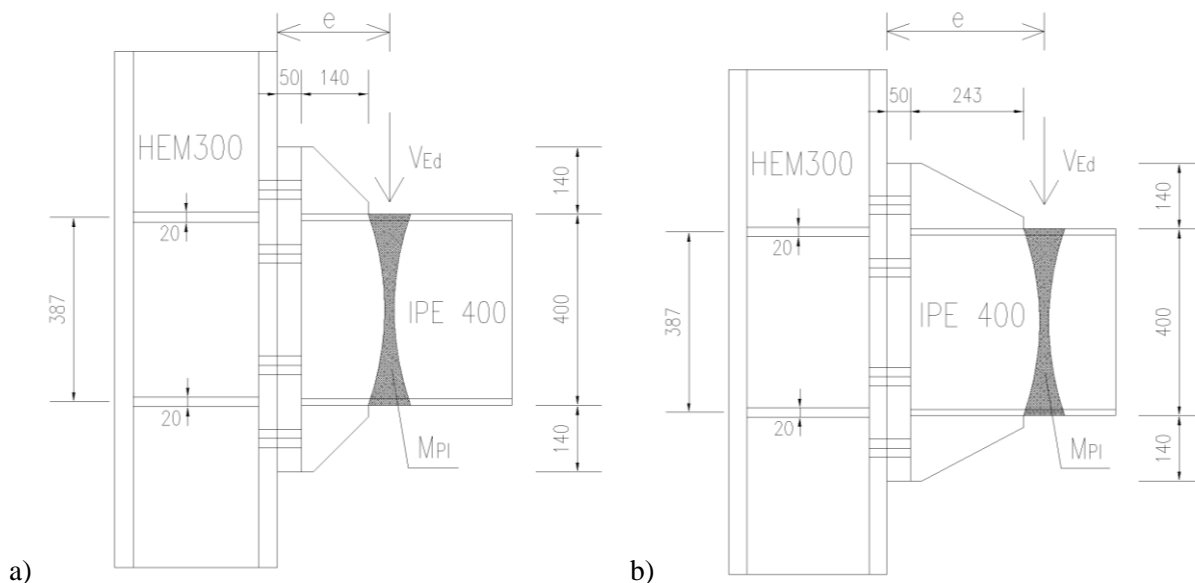
Nosilnost spoja pri obremenitvi z negativnim momentom je tako enaka:

$$\begin{aligned}
 M_{Rd}^{Spoj} &= \sum_{i=1}^3 r_{i,neg} \cdot F_{T,Rd,i} = r_{1,neg} \cdot F_{T,Rd,1} + r_{2,neg} \cdot F_{T,Rd,2} + r_{3,neg} \cdot F_{T,Rd,3} = \\
 &= 0,553 \text{ m} \cdot 807,8 \text{ kN} + 0,454 \text{ m} \cdot 663,3 \text{ kN} + 0,309 \text{ m} \cdot 452,3 \text{ kN} = 887,6 \text{ kNm} \\
 &\geq 1,1 \cdot \gamma_{ov} \cdot (M_{Pl,Rd}^{IPE400} + V_{Ed}^{Neg} \cdot e_{Neg}) \\
 &= 1,1 \cdot 1,25 \cdot (463,985 \text{ kNm} + 204,4 \text{ kN} \cdot 0,27 \text{ m}) = 713,9 \text{ kNm}
 \end{aligned}$$

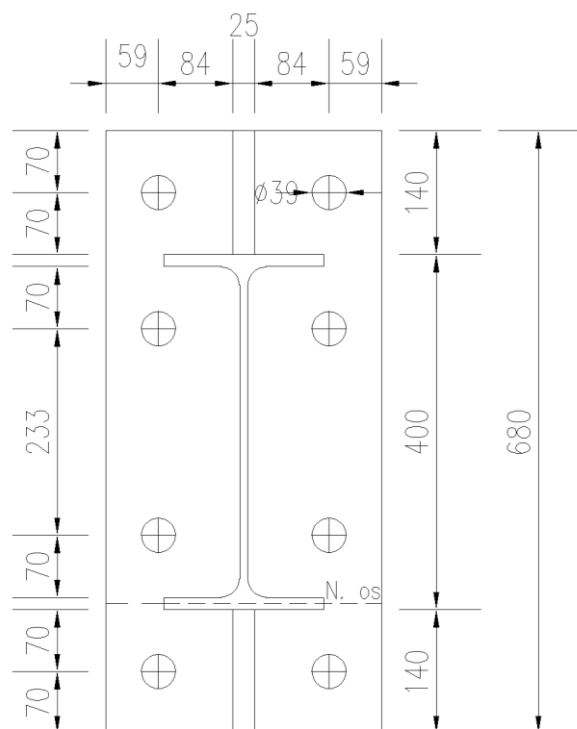
V obeh primerih je zahteva za polno nosilnost pri linearni razporeditvi sil izpolnjena.

2.7 Spoj S4

Spoj S4 je bil zasnovan z vijaki M36, ki imajo večjo natezno nosilnost. S povečanjem natezne nosilnosti vijakov smo skupno višino spoja znižali do te mere, da ob zadoščanju kriterija za polno nosilnost višina rebra ne presega 35% višine prečke. Debelina čelne pločevine je bila enaka 50 mm. Analizirali smo 2 modela spojev, ki sta se razlikovala v naklonu ojačitvenega rebra. Prvi je imel ojačitveno rebro pod naklonom 45° (Slika 42a), drugi pa pod naklonom 30° (Slika 42b).



Slika 42: S4R45 (a) in S4R30 (b)



Slika 43: Razporeditev vijakov in lega nevtralne osi pri S4

Predpostavimo, da je pozicija nevtralne osi v težišču tlačene pasnice. Ročice so tako enake:

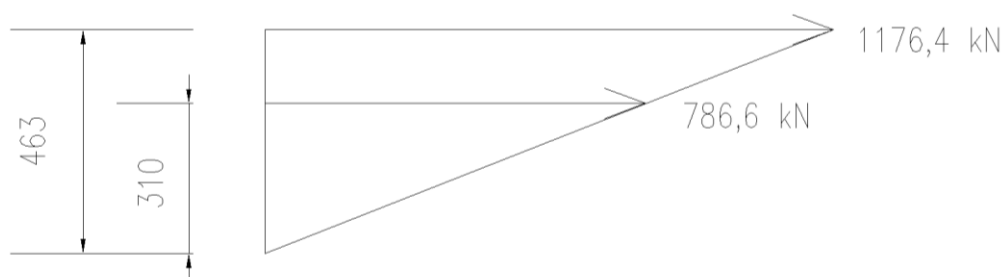
$$r_1 = 400 \text{ mm} - 13,5 \text{ mm} \cdot 0,5 + 70 \text{ mm} = 463,25 \text{ mm}$$

$$r_2 = 400 \text{ mm} - 13,5 \text{ mm} \cdot 0,5 - 13,5 \text{ mm} - 70 \text{ mm} = 309,75 \text{ mm}$$

Izračunamo nosilnost spoja po linearni razporeditvi sil v posamezni vrsti:

$$F_{T,Rd,1} = 588,2 \text{ kN} \cdot 2 = 1176,4 \text{ kN}$$

$$F_{T,Rd,2} = \frac{r_2}{r_1} \cdot F_{T,Rd,1} = \frac{309,75 \text{ mm}}{463,25 \text{ mm}} \cdot 1176,4 \text{ kN} = 786,6 \text{ kN}$$



Slika 44: Linearen razpored sil pri S4

S4R45

$$\begin{aligned}M_{Rd}^{Spoj} &= \sum_{i=1}^2 r_i \cdot F_{T,Rd,i} = r_1 \cdot F_{T,Rd,1} + r_2 \cdot F_{T,Rd,2} = 0,46 \text{ m} \cdot 1176,4 \text{ kN} + 0,31 \text{ m} \cdot 786,6 \text{ kN} = \\&= 786,9 \text{ kNm} \geq 1,1 \cdot \gamma_{ov} \cdot (M_{Pl,Rd}^{IPE400} + V_{Ed} \cdot e) \\&= 1,1 \cdot 1,25 \cdot (463,985 \text{ kNm} + 0,19 \text{ m} \cdot 196,6 \text{ kN}) = 689,3 \text{ kNm}\end{aligned}$$

S4R30

Zaradi daljšega ojačitvenega rebra preverimo tudi nosilnost spoja S4R30

$$\begin{aligned}M_{Rd}^{Spoj} &= \sum_{i=1}^2 r_i \cdot F_{T,Rd,i} = r_1 \cdot F_{T,Rd,1} + r_2 \cdot F_{T,Rd,2} = 0,46 \text{ m} \cdot 1176,4 \text{ kN} + 0,31 \text{ m} \cdot 786,6 \text{ kN} = \\&= 786,9 \text{ kNm} \geq 1,1 \cdot \gamma_{ov} \cdot (M_{Pl,Rd}^{IPE400} + V_{Ed} \cdot e) \\&= 1,1 \cdot 1,25 \cdot (463,985 \text{ kNm} + 0,293 \text{ m} \cdot 205,5 \text{ kN}) = 720,8 \text{ kNm}\end{aligned}$$

Oba spoja ustrezata zahtevi za polno nosilnost.

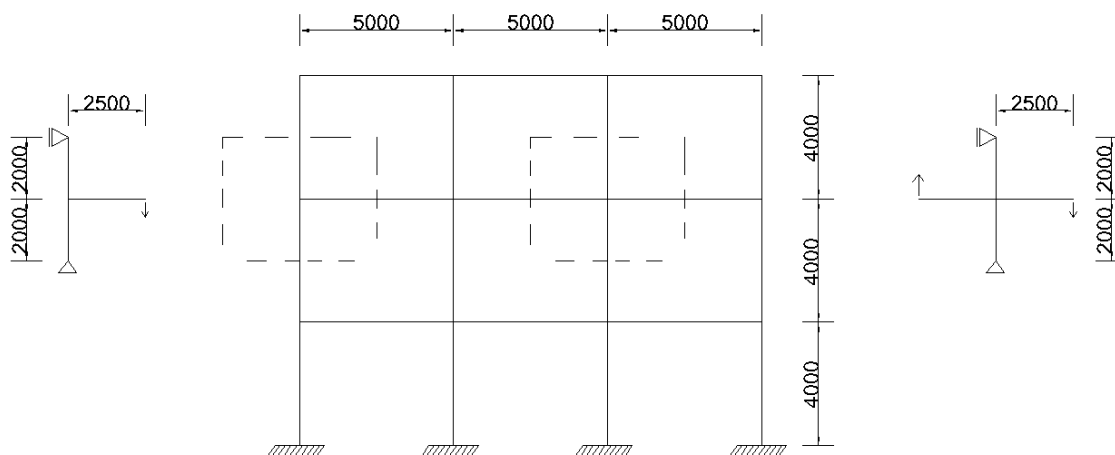
3 NUMERIČNI MODEL SPOJA

Analize obnašanja spojev so bile izvedene s pomočjo programskega paketa ABAQUS. Program omogoča numerične simulacije na podlagi metode končnih elementov.

Dolžine stebra in prečke smo določili na podlagi dimenzij okvirne jeklene konstrukcije (Slika 45). Načeloma bi lahko s prečko prevzeli večje razpone, vendar smo zaradi večjega gradienta prečne sile, ki neugodno vpliva na obremenitev v spoju privzeli dolžino 5 m. V model smo podali polovično višino etaže pod in nad spojem ter polovično dolžino celotne prečke. Sprva smo modelirali krajni steber, nato pa še vmesnega (Slika 45).

Interakcije moment-prečna sila ni, saj velja

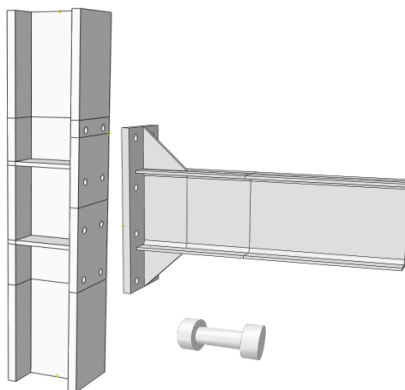
$$V_{Ed} = \frac{2 \cdot M_{pl}^{IPE400}}{l} = 232,0 \text{ kN} \leq 0,5 \cdot V_{pl,Rd} = 437,6 \text{ kN}.$$



Slika 45: Okvirna jeklena konstrukcija in linijska modela za krajni (levo) in vmesni (desno) steber

V programu ABAQUS smo modelirali:

- steber s horizontalnimi ojačitvami,
- prečko s čelno pločevino in ojačitvenimi rebri in
- vijake.



Slika 46: Posamezni deli spoja v programu Abaqus

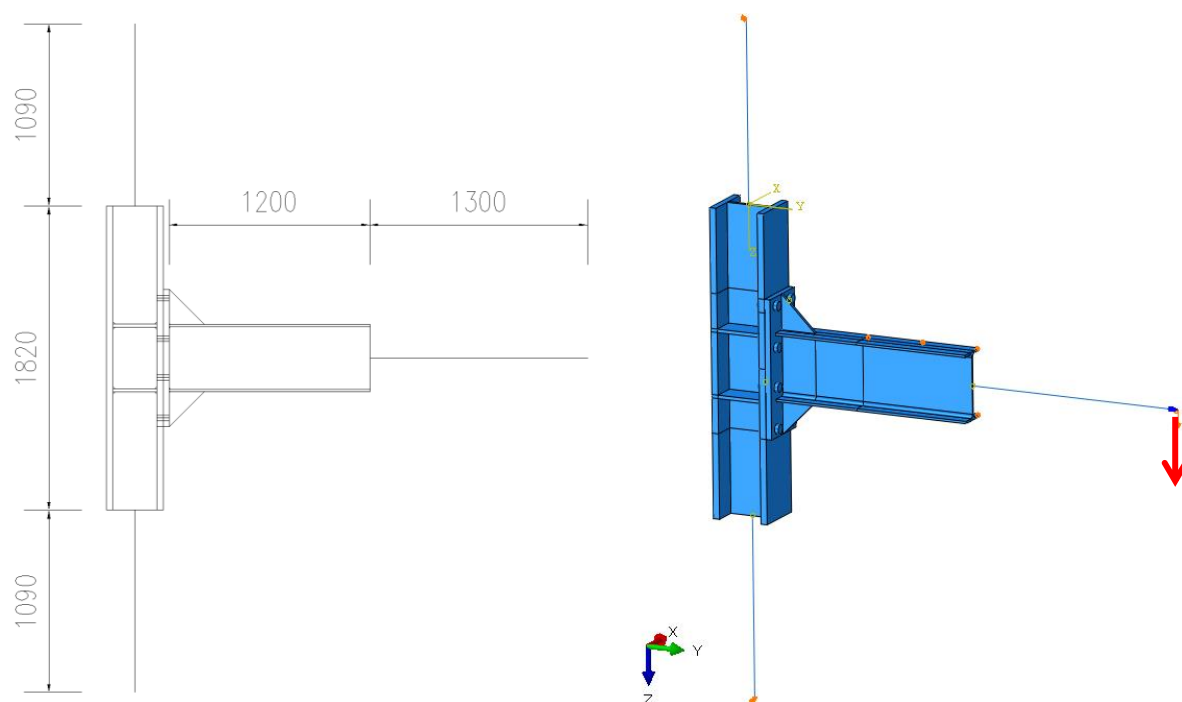
Posamezne elemente spoja, ki so v realnosti zvarjeni smo modelirali kot skupen del. To velja za primer čelne pločevine, prečke in ojačitvenega rebra ter prečnih ojačitvenih reber pri stebri (Slika 46).

Skupno debelino glave vijaka v modelu smo določili na podlagi debeline glave vijaka in debeline podloške, steblo vijaka pa smo modelirali kot polni prerez in ne prerez skozi navoj. Obliko glave vijaka nismo modelirali kot šestrobne, temveč kot okroglo.

Steber smo modelirali brez zaokrožitve.

Celoten model je bil sestavljen tako iz prostorskih kot iz linijskih elementov. Posamezne elemente, pri katerih nas je zanimalo podrobnejše obnašanje smo modelirali prostorsko, ostale pa linijsko. Razlog je bil v manjšem številu končnih elementov in posledično krajšemu času trajanja analize.

Posamezne dele je bilo potrebno povezati v celoto. Linijske elemente smo s prostorskimi združili tako, da smo krajni točki linijskega elementa pripisali povezavo prostostnih stopenj s celotnim prerezom prečke. Prav tako smo naredili povezavo prostostnih stopenj med linijskim in prostorskim delom stebra. S tem smo zagotovili kontinuiran potek prečke in stebra (Slika 47).



Slika 47: Model krajnega stebra

Pri dimenzioniranju spoja smo uporabili jeklo S355. Dejansko sta steber in prečka iz materiala iste kvalitete. Kontrolo spoja glede zahteve za polno nosilnost smo izvajali tako, da smo mejo elastičnosti materiala iz katerega je prečka zvišali za faktor dodatne nosilnosti. Potrebno je poudariti, da izbira jekla S355 predstavlja neugodno situacijo, saj je S355 jeklo z najvišjo napetostjo tečenja, ki je še priporočljivo za uporabo pri disipativnih elementih. Z izbiro jekla S235 oziroma S275 bi bile obremenitve v spoju manjše, saj so odvisne od napetosti tečenja disipativnega dela. Vrednost γ_{OV} je

izmed treh predstavljenih načinov določitve γ_{OV} najvišja, kar pomeni, da bo projektna vrednost meje tečenja disipativnega dela določena na najbolj neugoden način. Tako velja:

- $f_y^{STEBER} = 355 \text{ MPa}$,
- $f_y^{PREČKA} = \gamma_{OV} \cdot f_y$

kjer je:

f_y nominalna vrednost meje elastičnosti za izbrano kvaliteto jekla,

$\gamma_{OV} = 1,25$ faktor dodatne nosilnosti, uporabljen pri projektiranju,

$$f_y^{PREČKA} = \gamma_{OV} \cdot f_y = 1,25 \cdot 355 \text{ MPa} = 443,75 \text{ MPa} \rightarrow \text{vzamemo } 444 \text{ MPa}$$

Da bi se izognili morebitnim numeričnim nestabilnostim, smo material modelirali kot elasto-plastičen z majhno utrditvijo. Lastnosti materiala, ki smo jih definirali v programu ABAQUS:

- Elastični modul jekla $E = 210000 \text{ MPa}$,
- Poissonov količnik $\nu = 0.3$,

Za vijak 10^9 velja, da je meja elastičnosti 900 MPa , projektna vrednost natezne trdnosti pa 1000 MPa . Vijaki imajo oslabitve v navojih, kar pa ne moramo modelirati, zato ne izražajo dejanskega stanja, saj se začnejo prej plastificirati, kot v računskem modelu.

Eden izmed pomembnejših korakov modeliranja spoja je bilo podajanje oziroma definiranje medsebojnih kontaktov, ki so posledica stikovanja dveh površin. Stikovanje je potekalo na večih nivojih:

- steber-čelna pločevina,
- vijak-čelna pločevina,
- steber-vijak.

Kontakte smo definirali tako v normalni kot v tangencialni smeri. V tangencialni smeri smo definirali trenje, ki je prisotno pri neobdelanem jeklu. Na začetku analize imamo kinematično nestabilen sistem, zato je trenje potrebno, saj se morajo tvoriti kontakti. Koeficient trenja med površinami je bil enak $0,2$.

Steber je bil podprt tako v spodnji in zgornji točki linijskega dela. Spodnja podpora je preprečevala pomike v vseh smereh, zgornja pa le v X in Y smeri. Smeri koordinatnih osi so označene na Slika 47.

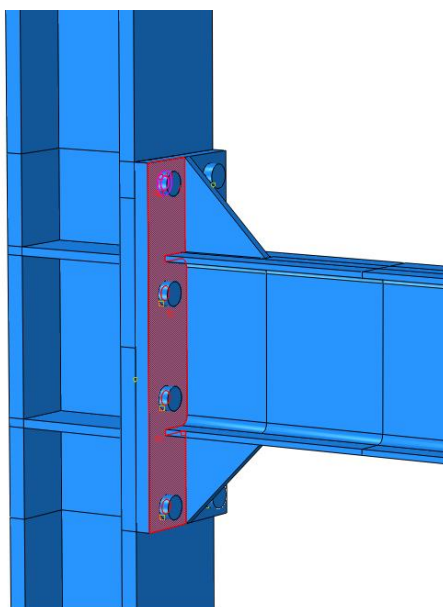
Podajanje obtežbe je bilo razdeljeno na dva dela. V prvem delu smo prednapeli vijake. Vijaku smo predpisali začetno napetost v vzdolžni smeri, katere posledica je bila sila prednapetja. V času prednapenjanja so bili vijaki podprti z ene strani, da ne bi prišlo do morebitnega zdrsa.

Po končanem prednapetju je sledil vertikalni pomik na koncu prečke. Paziti smo morali, da ne bi prišlo do globalnih nestabilnosti, zato smo prečko ustrezno bočno podprli. Velikost vertikalnega pomika je morala biti dovolj velika, da je prišlo do tvorjenja plastičnega členka v prečki. Pomik se je vršil z

maksimalnim prirastkom 1 mm ter bil omejen na 100 mm. Z omejitvijo maksimalnega prirastka pomika smo lahko spremljali odziv spoja med tvorjenjem plastičnega členka.

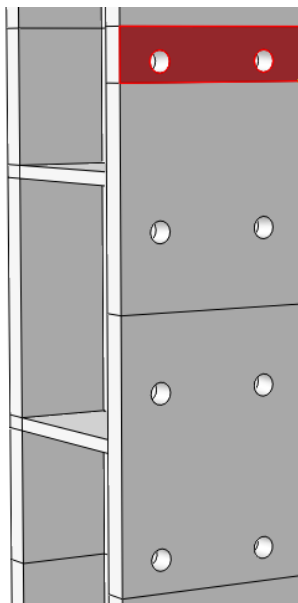
Skozi celotno analizo smo spremljali razvoj sil v vijakih, sile na mestu vsiljenega pomika, območje plastifikacije materiala ter kontaktne napetosti na tlačnem delu, iz katerih smo nato ocenili položaj nevtralne osi.

Silo v vijaku smo določili na podlagi izpisa kontaktnih napetosti med glavo vijaka in čelno pločevino, ki jih je program samodejno integriral po površini. Na podlagi prej definiranih medsebojnih kontaktov je program omogočil direkten izpis kontaktnih sil, ki jih je izračunal na podlagi kontaktnih napetosti med dvema površinama (Slika 48).



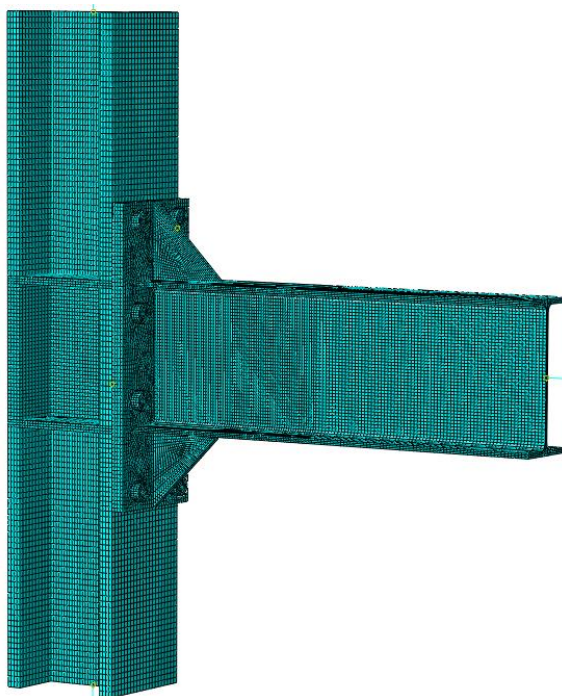
Slika 48: Kontakt med glavo vijaka in čelno pločevino

Na podoben način smo določili velikosti kontaktnih sil pri vrstah vijakov, ki so sodelovale pri prevzemu obtežbe. Prostorski model stebra smo razdelili tako, da smo posamezni vrsti vijakov na območju stebra pripisali svojo kontaktno površino s čelno pločevino. Na podlagi medsebojnih kontaktnih napetosti je program podal vrednosti kontaktnih sil, ki smo jih nato ročno preverili z integracijo napetosti po površini in se tako prepričali v točnost izpisanih kontaktnih sil (Slika 49).



Slika 49: Površine za določitev reakcijskih kontaktnih sil

Eden izmed zahtevnejših postopkov pri pripravljanju numeričnega modela je bila razdelitev delov na mrežo končnih elementov. Tako smo morali posamezne elemente razdeliti na manjše enote ter ponovno generirati mrežo končnih elementov. Maksimalna velikost končnega elementa je znašala približno 10mm. (Slika 50). Uporabili smo končne elemente C3D8R. Bolj primerni bi sicer bili C3D8i, pri katerih pa analiza traja dlje časa, zato smo se tudi odločili za C3D8R.

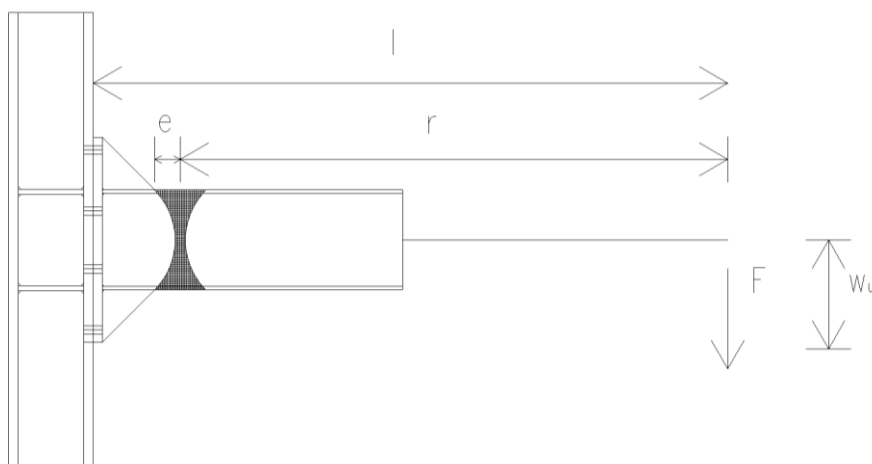


Slika 50: Numerični model, razdeljen na mrežo končnih elementov

4 REZULTATI NUMERIČNE ANALIZE

4.1 Preliminarna analiza

Pri analizi obnašanja spojev smo spremljali tudi parametre, označene na Slika 51.



Slika 51: Spremljane količine pri analizi obnašanja spojev

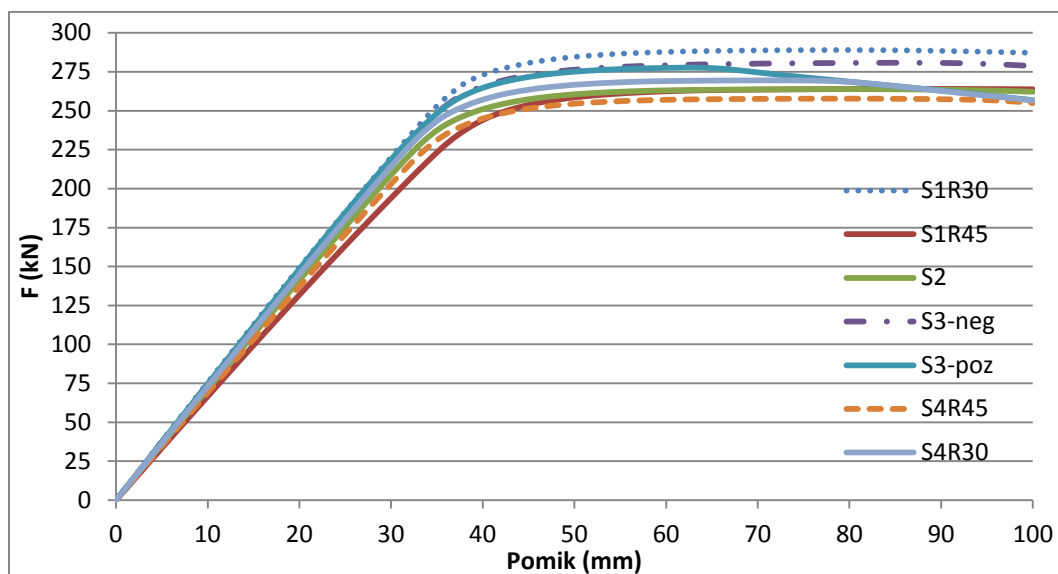
- e razdalja od roba ojačitvenega rebra do mesta polne plastifikacije prečke,
- r razdalja od mesta vsiljenega pomika do mesta polne plastifikacije prečke,
- l razdalja od mesta vsiljenega pomika do stika čelne pločevine in pasnice stebra ($2,5m + t_{\text{čp}}$),
- w_u pomik v trenutku polne plastifikacije prečke,
- F sila na koncu prečke.

Parameter e smo spremljali pri simetričnih spojih, tj S1R45, S1R30, S2, S4R45 in S4R30. Pri spoju S3 se je plastični členek tvoril nesimetrično, zato razdalje e pri analizi nismo upoštevali. Vrednosti parametra e so prikazane v Preglednica 1.

Preglednica 1: Parameter e

	S1R45	S1R30	S2	S4R45	S4R30
e (mm)	82,5	91,0	82,5	80,0	79,0

V primerjavi z višino prečke IPE400 in parametra e smo prišli do zaključka, da se sredina plastičnega členka tvori na razdalji od ojačitvenega rebra med $\frac{h^{IPE400}}{5}$ in $\frac{h^{IPE400}}{4}$. Širina plastičnega členka je enaka $2 \cdot e$ oziroma $h/2$, kar ustreza dosedanjim ugotovitvam.



Grafikon 1: Razvoj sile F

Zveza med silo F in pomikom na koncu prečke ni linearna. Analize smo izvajali z upoštevanjem materialne in geometrijske nelinearnosti. Na Grafikon 1 je razvidno, da sila linearno narašča do začetka plastifikacije prečke. Ko pride do pojava plastifikacije, se togost manjša in sila linearno več ne narašča, ampak začne konvergirati h končni vrednosti. Doseženi pomik na koncu prečke v trenutku polne plastifikacije je podan v Preglednica 2, označen z w_u .

Največja sila se za različne spoje razlikuje zato, ker lokacija plastičnega členka ni povsod enaka. V trenutku polne plastifikacije prečke se največja sila F pojavi pri S1R30, najmanjšo vrednost sile F pa zabeležimo v primeru S4R45.

Preglednica 2: Odziv spojev

	<i>S1R45</i>	<i>S1R30</i>	<i>S2</i>	<i>S3-poz</i>	<i>S3-neg</i>	<i>S4R45</i>	<i>S4R30</i>
F (kN)	261,5	286,4	262,0	276,6	279,7	256,5	267,6
r (m)	2,21	2,04	2,21	2,11	2,10	2,26	2,16
$F \cdot l$ (kNm)	662,9	726,0	664,2	702,6	710,4	654,1	682,4
$F \cdot r$ (kNm)	577,9	584,3	579,0	583,6	587,4	579,7	578,0
$F \cdot r / M_{pl}^{IPE400}$	0,996	1,006	0,998	1,006	1,013	0,999	0,997
$F \cdot l / M_{pl}^{IPE400}$	1,14	1,25	1,14	1,21	1,22	1,13	1,18
w_u (mm)	56,3	54,3	54,3	54,3	64,3	56,6	52,6

Z večanjem ojačitvenega rebra bo razdalja r manjša, kar pomeni, da bo za dosego polno plastičnega momenta potrebna večja sila F in obratno. V Preglednica 2 so zapisane vrednosti parametrov pri ostalih variantah spojev.

Primerjava parametra r med S1R45 in S2 nam pokaže, da sta vrednosti enaki. To je bilo tudi za pričakovati, saj se spoja razlikujeta le v dodatni vrsti vijakov, medtem ko je oblika in velikost ojačitvenega rebra ostala nespremenjena.

Ob upoštevanju dejstva, da imamo znano tako vrednost sile v trenutku polne plastifikacije, kot tudi razdaljo do plastičnega členka, lahko izračunamo vrednost polno plastičnega momenta in tako preverimo, če se vrednost ujema z našimi izračuni. Polno plastični moment prečke izračunamo na podlagi izraza:

$$M_{pl}^{IPE400} = \frac{W_{pl} \cdot f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{1307 \text{ cm}^3 \cdot 44,4 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2}}{1,0} = 580,3 \text{ kNm}$$

Polno plastični moment, dobljen na podlagi rezultatov iz programa Abaqus dobimo na podlagi spodnje zveze.

$$M_{pl}^{ABQ} = F \cdot r$$

V Preglednica 2 so zapisane vrednosti M_{pl}^{ABQ} in odstopanje od M_{pl}^{IPE400} . Lahko zaključimo, da rezultati odražajo dejansko stanje, saj so odstopanja minimalna.

Upogibno obremenitev v spoju smo računali na podlagi konzolnega računa momenta na podlagi spodnjega izraza.

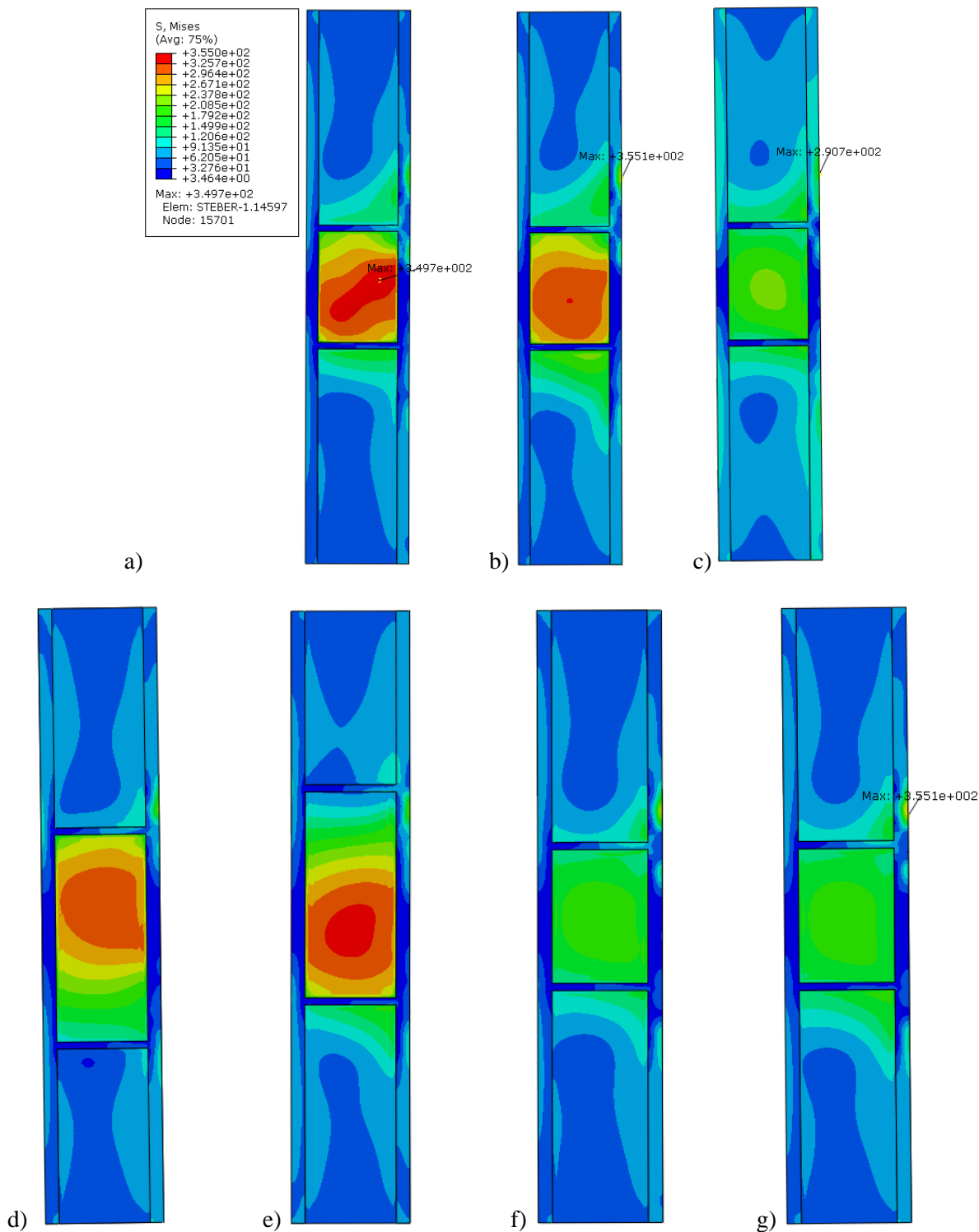
$$M^{Spoj} = F \cdot l$$

Zaključimo lahko, da je bolj ugodno stanje tisto, pri katerem dobimo manjšo vrednost sile F na mestu vsiljenega pomika. Sila F je odvisna od polno plastične vrednosti momenta in parametra r . Na splošno zato velja, da želimo mesto plastičnega členka spravi čim bližje spoju, vendar plastične deformacije ne smejo segati v spoj.

V stebri je bilo najbolj kritično območje strižnega panela. V Preglednica 3 so podane variante, pri katerih je bila potrebna ojačitev strižnega panela, saj je pri nanašanju obtežbe prišlo do plastifikacije strižnega panela. Lokacija plastičnega členka je daleč, zato se zahteva po strižni nosilnosti poveča. V numeričnem modelu smo strižni panel ojačali tako, da smo debelino stojine na območju panela povečali za t_w . Šele ko smo preprečili pojav plastifikacije materiala v stebri, smo lahko nadaljevali z analizo obnašanja spojev.

Preglednica 3: Ojačitev strižnega panela

	<i>S1R45</i>	<i>S1R30</i>	<i>S2</i>	<i>S3-poz</i>	<i>S3-neg</i>	<i>S4R45</i>	<i>S4R30</i>
<i>Strižni panel</i>	Neojačan	Neojačan	Ojačan	Neojačan	Neojačan	Ojačan	Ojačan



Slika 52: Missesove napetosti v stebri pri posamezni varianti spoja-S1R45 (a), S1R30 (b), S2 (c), S3-Poz (d), S3-Neg (e), S4R45 (f) in S4R30 (g)

Kljub temu, da steber ostane v elastičnem območju pri S1R45 (Slika 52a), so napetosti v strižnem panelu visoke. Maksimalna vrednost napetosti pri S1R45 v območju strižnega panela znaša $349,7\text{ MPa}$. Največje napetosti območju strižnega panela pri S1R30 (Slika 52b) so v primerjavi z S1R45 nižje in znašajo $326,2\text{ MPa}$. Lokacija največje dosežene napetosti pri S1R30 je sicer na območju luknje vijaka, vendar lahko to zanemarimo, saj je pojav lokaliziran na en končni element. Pri spoju S2 (Slika 52c) je bila potrebna ojačitev strižnega panela, kar je bilo tudi pričakovano. V primerjavi z S1R45 se sredina plastičnega členka tvori na isti razdalji, prav tako je enak polnoplastični moment prečke. Pri prevzemu obremenitve sodelujejo 3 vrste vijakov, kar pomeni, da bo obremenitev strižnega panela v primerjavi z S1R45 večja. Maksimalne napetosti v ojačanem strižnem panelu pri S2 so tako $177,9\text{ MPa}$.

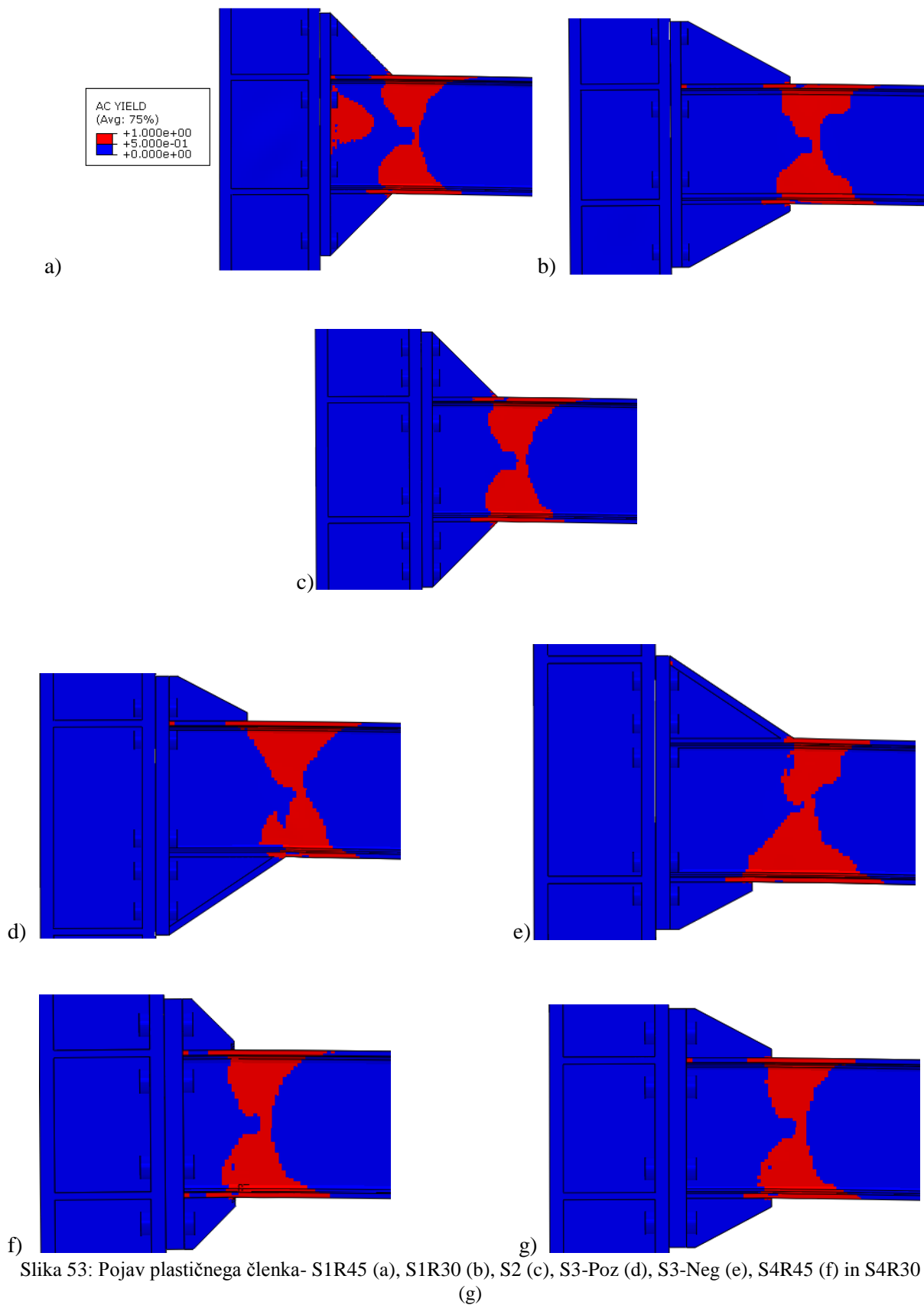
Pri S3-Poz (Slika 52d) in S3-Neg (Slika 52e) vrednost največjih napetosti ne preseže meje elastičnosti materiala, zato ojačitev strižnega panela ni potrebna. Medsebojna primerjava modela S3 nam pokaže, da so večje napetosti v strižnem panelu v primeru, ko je spoj obremenjen z negativnim momentom in dosežejo vrednost $337,0\text{ MPa}$. Največje napetosti v primeru obremenitve s pozitivnim momentom znašajo $323,0\text{ MPa}$. Na eni strani imamo večjo ročico, katere posledica so manjše sile, kar je ugodno, na drugi strani pa imamo večji panel, kar pa je neugodno.

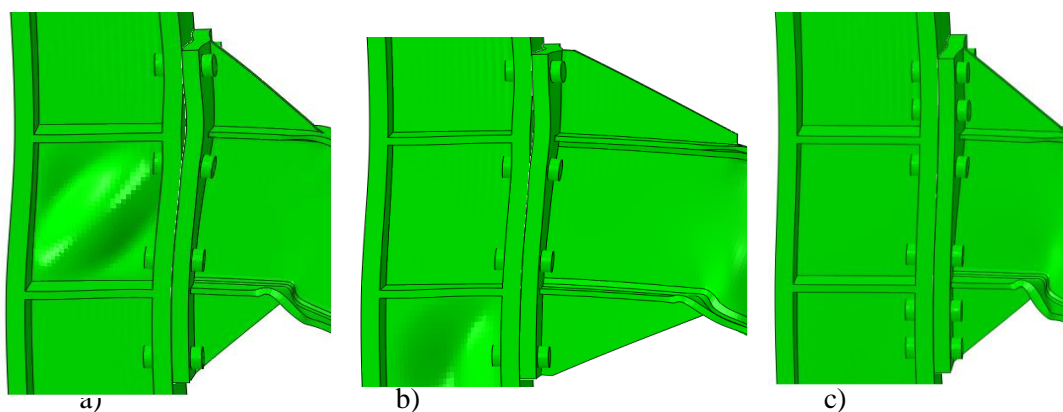
Pri modelu S4 so uporabljeni močnejši vijaki. Večja kot je sila v vijakih, bolj je strižni panel obremenjen. V primeru neojačanega strižnega panela je bila vsota sil v posameznih vrstah večja od nosilnosti strižnega panela, zato se je pojavila plastifikacija. Največje napetosti pri ojačanem strižnem panelu so v primeru S4R45 (Slika 52f) $203,2\text{ MPa}$, pri S4R30 (Slika 52g) pa $199,5\text{ MPa}$.

4.2 Odziv spoja

Slika 53 prikazuje območje plastifikacije materiala v prečki. Razvidno je, da oblika ojačitvenega rebra vpliva na lokacijo plastičnega členka. Pri S1R45 (Slika 53a) se plastični členek tvori na daljši razdalji, kot pri S1R30 (b), kar pomeni, da je v primeru S1R30 zahteva za spoj večja. Prav tako se pojavi plastifikacija stojine prečke pri S1R45. Na tem mestu se pojavijo visoke vzdolžne normalne napetosti, katerih posledica je plastifikacija materiala. V primeru S2 (c), kjer je oblika ojačitvenega rebra enaka kot pri S1R45 se v primerjavi z S1R45 plastični členek tvori na enaki razdalji, kar je tudi za pričakovati. Oblika plastičnega členka je tako v S1R45, S1R30 in S2 simetrična zaradi simetrije spoja. Oblika plastičnega členka pri S3 (d in e) je zaradi nesimetričnosti spoja nesimetrična. V primerjavi z S1R45 in S2 se ta v primeru, ko je spoj obremenjen s pozitivnim in negativnim momentom tvori na krajši razdalji od vsiljenega pomika.

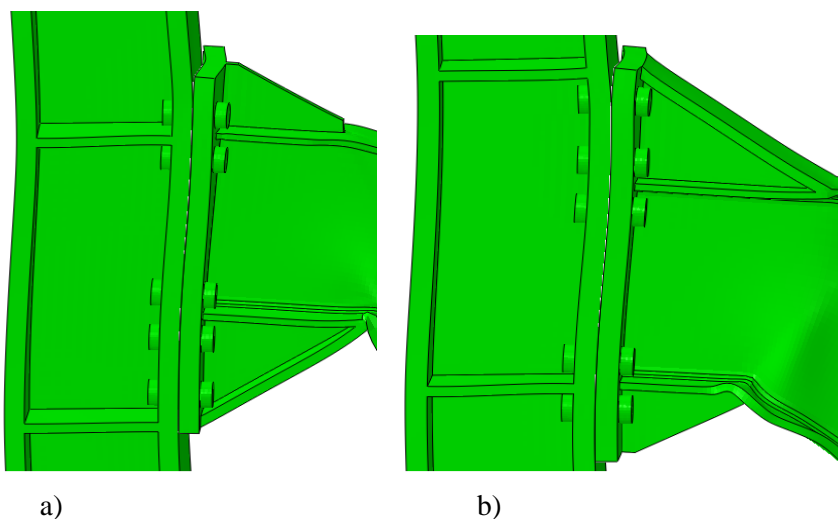
V primeru S4 imamo zaradi simetrije zopet simetrično območje plastifikacije prečke. Po predhodnih ugotovitvah glede mesta tvorjanja plastičnega členka so rezultati pričakovani, saj se pri S4R45 (f) plastični členek tvori na daljši razdalji kot pri S4R30 (g). V primerjavi z ostalimi variantami pridemo do ugotovitve, da se pri S4R45 plastični členek tvori na najdaljši razdalji od mesta vsiljenega pomika.





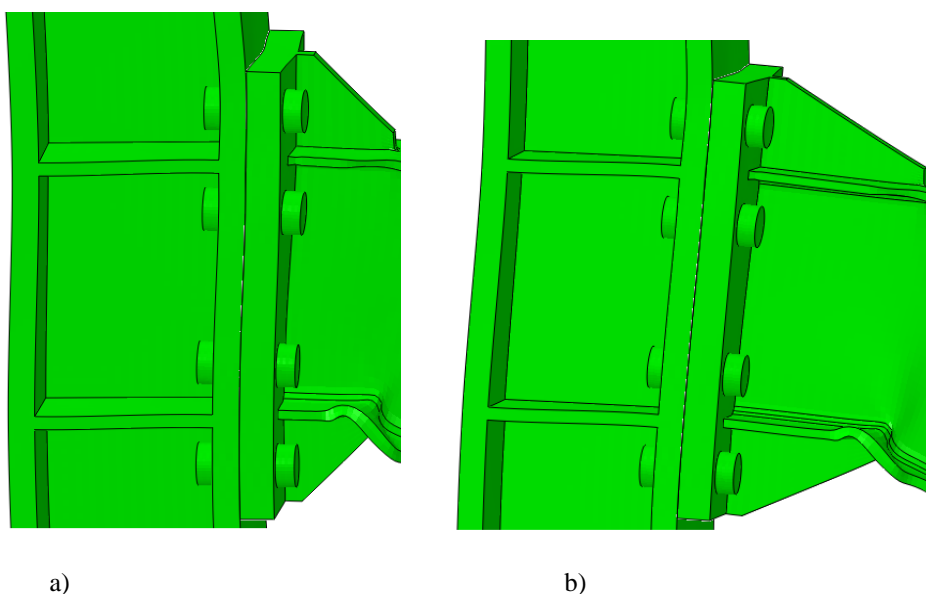
Slika 54: Deformacije pri 30-kratni povečavi-S1R45 (a), S1R30 (b) in S2 (c)

Medsebojna primerjava deformacij pokaže, da so deformacije strižnega panela stebra največje v primeru S1R45 (Slika 54a). Razlog je v tem, da so v primerjavi z S1R30 (b) obremenitve v strižnem panelu večje pri S1R45, kar privede do večjih deformacij. Pri SR45 se nakazuje izbočitev panela. Prisotne so velike napetosti, ki so blizu meji tečenja materiala. Strižni panel pri S2 (c) je ojačan, zato so deformacije najmanjše. V trenutku polne plastifikacije prečke se pri S1R45 in S1R30 čelna pločevina v območju natezno obremenjene pasnice prečke odlepi od stebra. Prevelika oddaljenost vrste 1 od natezne pasnice se kaže v deformiranju čelne pločevine. Razlago lahko potrdimo s primerjavo deformacij spoja S2. Dodatno umeščeni vijak preprečuje deformiranje čelne pločevine na način, ki je prisoten pri S1R45 in S1R30.



Slika 55: Deformacije pri 30-kratni povečavi-S3-Poz (a) in S3-Neg (b)

Tako pri S3-poz kot pri S3-neg so vijaki postavljeni blizu natezno obremenjeni pasnici, zato do deformiranja čelne pločevine na način, kot smo ga spoznali pri S1R45 in S1R30 ne pride. Prav tako je v primeru S3 čelna pločevina debelejša, kar poveča njeno togost. Pri S3-neg (Slika 55b), kjer imamo natezno obremenjeno vuto, se skrajni rob čelne pločevine odlepi od pasnice stebra. Razlog je v tem, da se del obremenitve prenese na pasnico vute, ki je po celi dolžini privarjena na čelno pločevino.



Slika 56: Deformacije pri 30-kratni povečavi-S4R45 (a) in S4R30 (b)

Pri S4R45 (Slika 56a) in S4R30 (b) imamo debelo čelno pločevino in močnejše vijake, kot v ostalih primerih. Deformacije čelne pločevine so majhne, saj so vijaki blizu natezno obremenjeni pasnici. Prav tako ima čelna pločevina v primerjavi z vsemi ostalimi variantami največjo togost.

4.3 Sile v vijakih

V vijakih je na začetku prisotna sila prednapetja. Sile v vijaki začnejo naraščati v trenutku, ko je ta sila presežena. Sila v posamezni vrsti narašča do trenutka plastifikacije prečke. Obremenitev v spoju po plastifikaciji prečke več ne narašča, kar se tudi odraža v razvoju sile v posamezni vrsti (Grafikon 2).

Sila prednapetja v posamezni vrsti je določena:

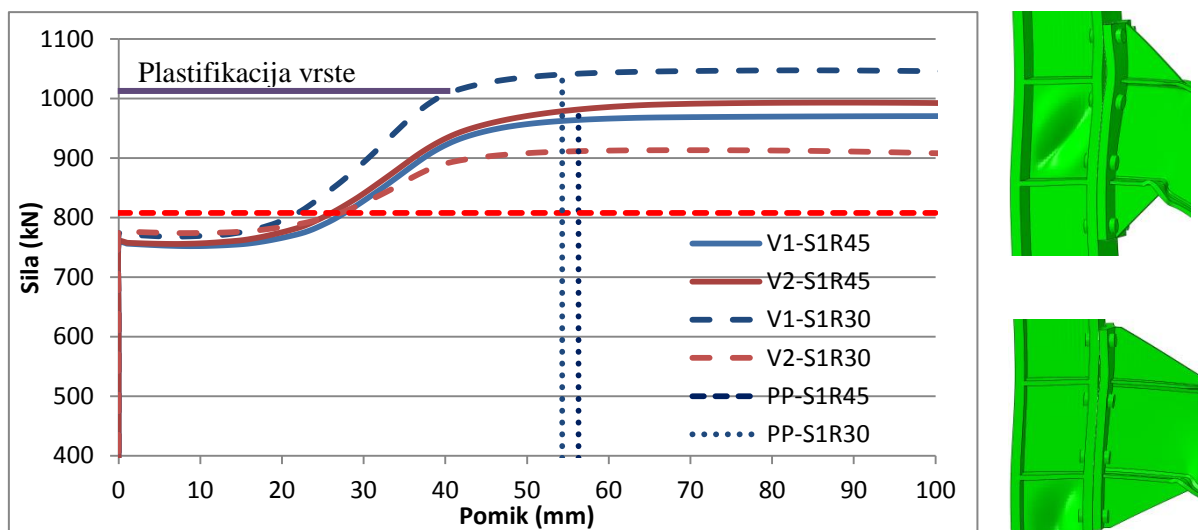
$$F_{p,C}^{M30} = 0,7 \cdot f_{ub} \cdot A_s^{M30} = 0,7 \cdot 100 \frac{kN}{cm^2} \cdot 5,61 cm^2 \cdot 2 = 785,4 kN$$

$$F_{p,C}^{M36} = 0,7 \cdot f_{ub} \cdot A_s^{M36} = 0,7 \cdot 100 \frac{kN}{cm^2} \cdot 8,17 cm^2 \cdot 2 = 1143,8 kN$$

Dejanska sila prednapetja, ki jo odčitamo iz rezultatov numerične analize pri spojih z vijaki M30 je 771,0 kN, kar predstavlja 98,2% $F_{p,C}$ (Grafikon 2), pri M36 pa je velikost sile 1112,0 kN, kar predstavlja 97,3% $F_{p,C}$ (Grafikon 3). Zaradi deformiranja čelne pločevine in pasnice stebra smo morali prilagoditi začetno napetost v numeričnem modelu v vijakih tako, da je po končanem prednapenjanju sila ustrezala izračunani sili prednapetja. Napetost, ki smo jo podali v numerični model je tako znašala 950 MPa.

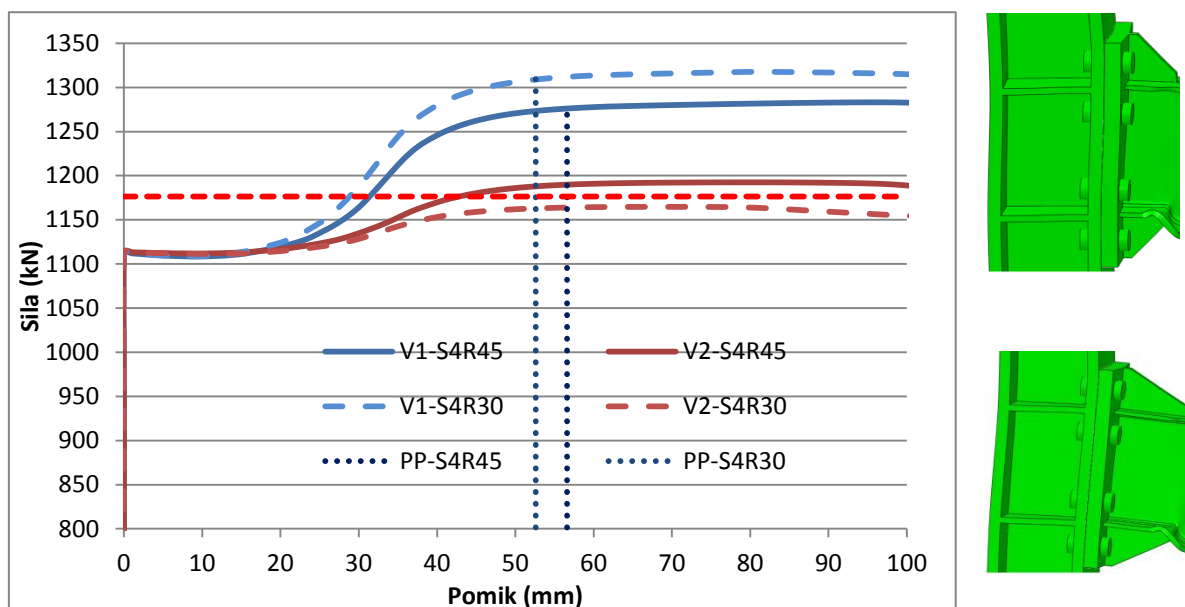
V grafikonih bomo prikazali le tiste vrste vijakov, ki sodelujejo pri prevzemu obremenitve. Sila v ostalih vrstah ne preseže sile prednapetja.

Na Grafikon 2 do Grafikon 5 je z vodoravno, črtkano črto prikazana projektna natezna nosilnost vrste vijakov. Za vrsto z vijaki *M30* je omejitev $807,8\text{ kN}$, pri vrsti z vijaki *M36* pa $1176,4\text{ kN}$.



Grafikon 2: Primerjava sil v posameznih vrstah med S1R45 in S1R30

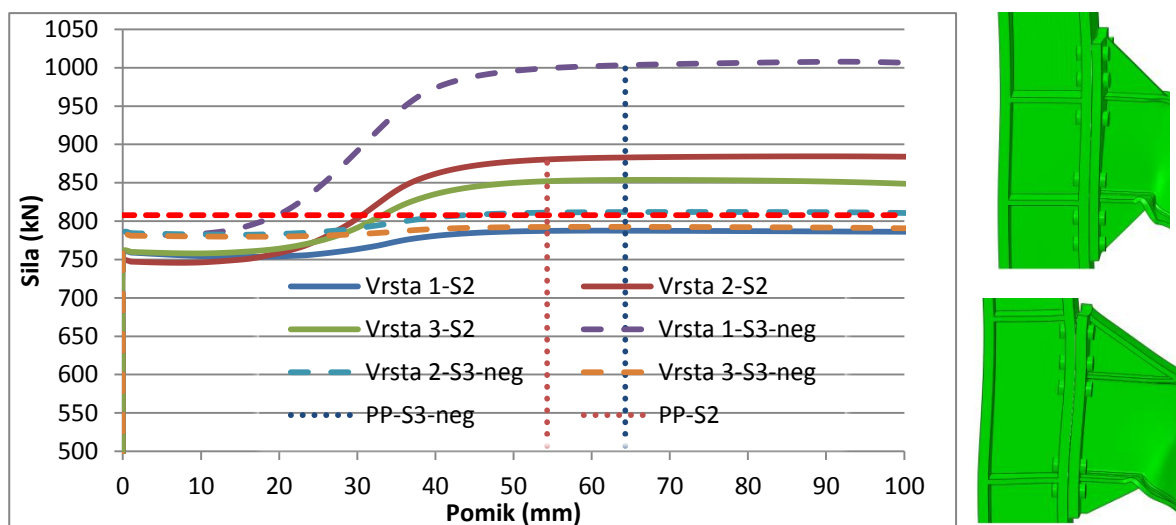
Primerjava S1R45 in S1R30 pokaže, da oblika ojačitvenega rebra vpliva na velikost sil v posameznih vrstah. V primeru S1R30 je sila v vrsti 1 višja kot pri S1R45. Njena vrednost se poveča za 7,9%. Nasprotno se zgodi pri vrsti 2, kjer vrednot sile pade za 7,3%. Iz izpisa sil v vijakih (Grafikon 2) in iz deformacij čelne pločevine pri spoju S1 (Slika 54a) lahko zaključimo, da je aplicirana porušna linija ob ojačitvenem rebu (Slika 30) ustrezna, saj se dejansko pride do hkratne plastifikacije vijakov in upogiba čelne pločevine.



Grafikon 3: Primerjava sil v posameznih vrstah med S4R45 in S4R30

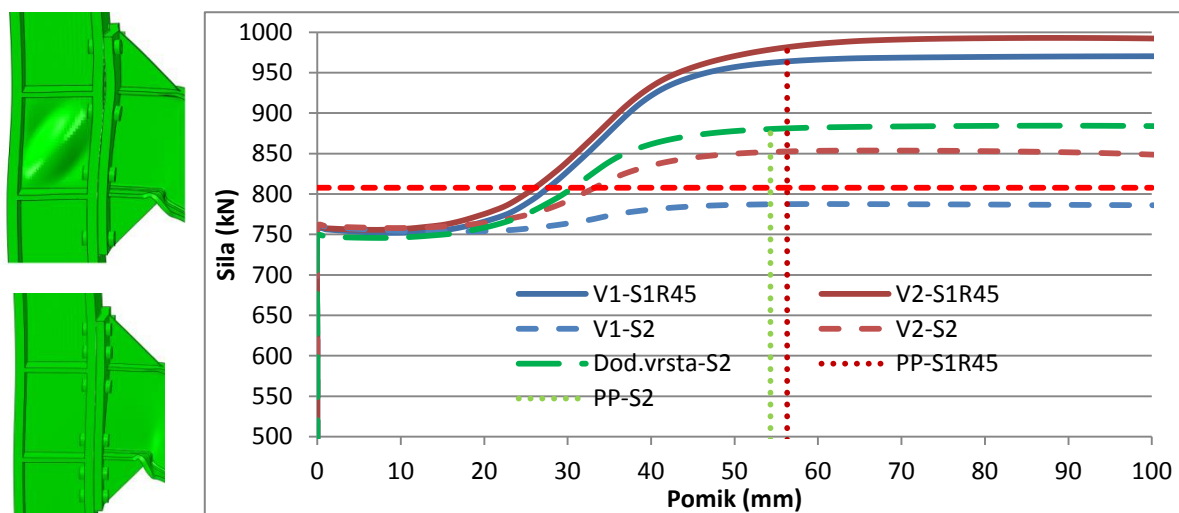
Potrditev glede vpliva ojačitvenega rebra na razporeditev sil v posameznih vrstah dobimo iz medsebojne primerjave spoje S1 in S4 (Grafikon 2 in Grafikon 3). V trenutku polne plastifikacije

prečke se sila v vrsti 1 pri S4R30 v primerjavi s S4R45 poveča za 2,6%, medtem ko vrednost sile v vrsti 2 pade za 2,3%.



Grafikon 4: Primerjava sil v posamezni vrsti med S2 in S3-Neg

Medsebojna primerjava variant, kjer pri prevzemu obtežbe sodelujejo tri vrste vijakov pokaže, da razpored in velikosti sil nista enaki (Grafikon 4). Pri S2 je najbolj obremenjena dodatno umeščena vrsta vijakov, medtem ko je pri S3-Neg najbolj obremenjena vrsta 1. Del obremenitve se prenese preko vute, ki je po celotni dolžini privarjena na čelno pločevino. Razlog za takšen odziv je večja togost vute v primerjavi s togostjo rebra. To lahko potrdimo z načinom deformiranja čelne pločevine pri S3-Neg (Slika 55).



Grafikon 5: Vpliv dodatnega vijaka na prerezporeditev sil

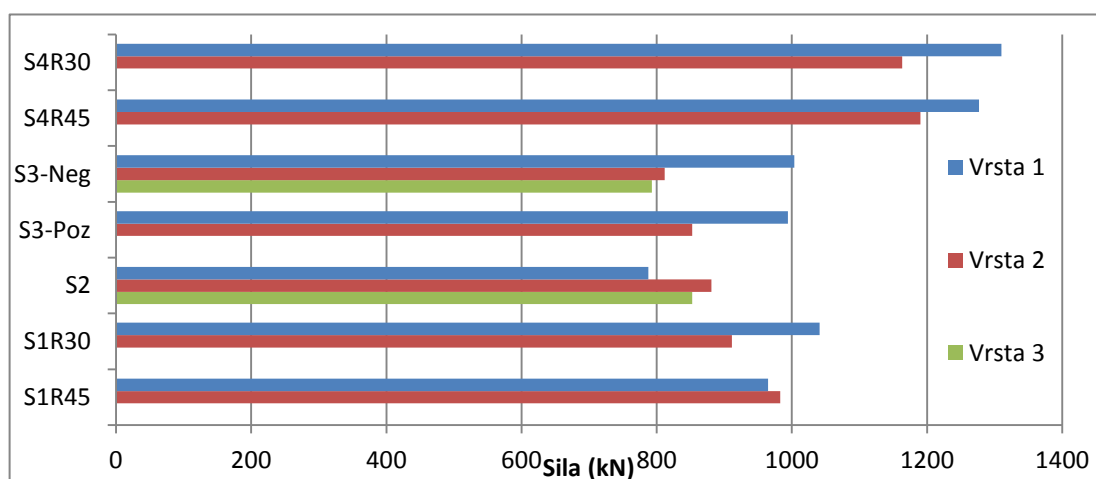
Primerjava S1R45 in S2 nam pokaže, da dodatna vrsta vijakov pomembno vpliva na prerezporeditev sil v ostalih vrstah, ki sodelujejo pri prevzemu obremenitve. Iz Grafikon 5 je razvidno, da je največja sila v vrsti pri S2 prisotna ravno v dodatni vrsti. To lahko podpremo z dejstvom, da je dodatna vrsta umeščena bližje natezni pasnici, preko katere se prenaša obremenitev. Sile v preostalih dveh vrstah so tako nižje kot pri S1R45, saj pri prevzemu obremenitve pomembno sodeluje dodatna vrsta vijakov.

Vrednosti sile v vrsti 1 pade za 18,4%, v vrsti 2 pa za 13,3%. Tako pri prevzemu obremenitve največ prispeva dodatna vrsta, nato vrsta pod natezno pasnico, medtem ko pri vrsti 1 sila komaj preseže silo prednapetja.

Iz podanih grafikonov je razvidno, da nobena izmed variant spojev ne ustreza zahtevam za polno nosilnost, saj so velikosti sil v vrstah v trenutku polne plastifikacije prereza višje od dovoljenih omejitev.

Preglednica 4: Vrednost sil v posamezni vrsti pri obravnavanih spojih v trenutku polne plastifikacije

	<i>Vrsta 1 (kN)</i>	<i>Vrsta 2 (kN)</i>	<i>Vrsta 3 (kN)</i>
<i>S1R45</i>	964,7	982,8	x
<i>S1R30</i>	1041,0	911,2	x
<i>S2</i>	787,4	880,8	852,4
<i>S3-Poz</i>	994,1	852,3	x
<i>S3-Neg</i>	1003,5	811,9	792,6
<i>S4R45</i>	1276,6	1190,2	x
<i>S4R30</i>	1309,8	1163,3	x

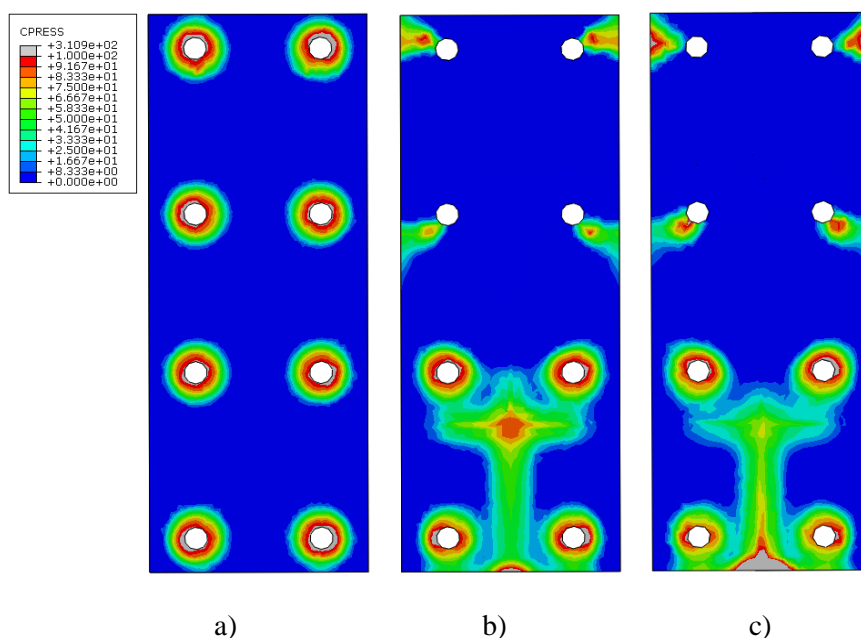


Grafikon 6: Vrednost sil v posamezni vrsti v trenutku polne plastifikacije prečke

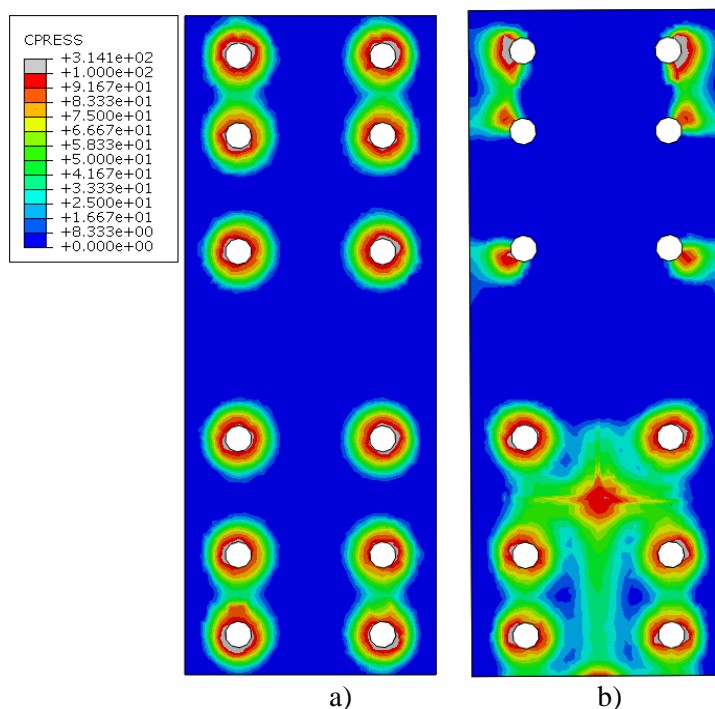
Iz Grafikon 6 je lepo razvidno, da sile v vijakih niso enake predpostavljenim. Prav tako predpostavka o linearni razporeditvi sil ne drži. Pri spoju S2 in S3-Neg je to razvidno takoj. Pri ostalih spojih je sicer vrsta 1 v primerjavi z vrsto 2 bolj obremenjena, vendar kljub temu ne pride do linearnega manjšanja sil. Pri spoju S1R45 je sicer vrsta 1 bolj obremenjena kot vrsta 2, vendar so sile tako v vrsti 1 kot vrsti 2 večje od predvidenih.

4.4 Kontaktne napetosti

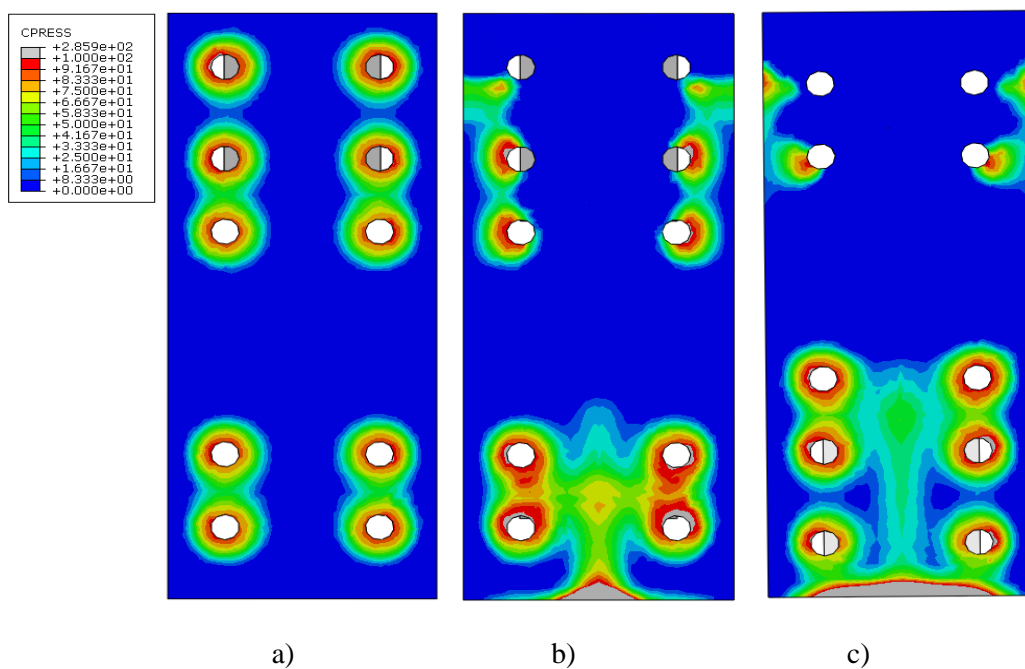
Slika 57, Slika 58, Slika 59 in Slika 60 prikazujejo kontaktne napetosti med čelno pločevino in pasnico stebra. Po prednapetju vijakov so v vseh variantah spojev največje kontaktne napetosti skoncentrirane na območju ob luknjah vijakov. Sila prednapetja v vijakih ustvari pritiske med glavo vijaka in čelno pločevino, ki so enakomerno razporejeni okoli lukenj za vijake (Slika 57a). V trenutku polne plastifikacije prečke se kontaktne napetosti prerazporedijo med čelno pločevino in pasnico stebra. Na tlačnem delu so razporejene na območje pasnice prečke in ojačitvenega rebra. Prav tako se spremenijo kontaktne napetosti med čelno pločevino in pasnico stebra pri vrstah, ki sodelujejo pri prevzemu obtežbe. Vzrok je v deformiranju čelne pločevine. Kontakt se delno odlepi, zaradi česar pride do prerazporeditve kontaktnih napetosti na območju luknje vijaka (Slika 57 b in c). Zaradi upogiba čelne pločevine se ustvarijo dodatne napetosti na robu, ki povečajo sile v vijakih. Rezultante teh napetostih se imenujejo reakcijske kontaktne sile, ki so prikazane na Slika 24.



Slika 57: Kontaktne napetosti po prednapetju (a) in v trenutku polne plastifikacije prečke S1R45 (b) in S1R30 (c) Medsebojna primerjava S1R45 in S1R30 pokaže (Slika 57 b in c), da so na območju tlačene pasnice višje kontaktne napetosti prisotne pri S1R45 (b). Te so skoncentrirane v težišču tlačene pasnice. Na območju ojačitvenega rebra so v obeh primerih najvišje kontaktne napetosti prisotne na spodnjem robu čelne pločevine. Pri S1R30 (c) je območje najvišjih kontaktnih napetosti na spodnjem robu večje kot pri S1R45.

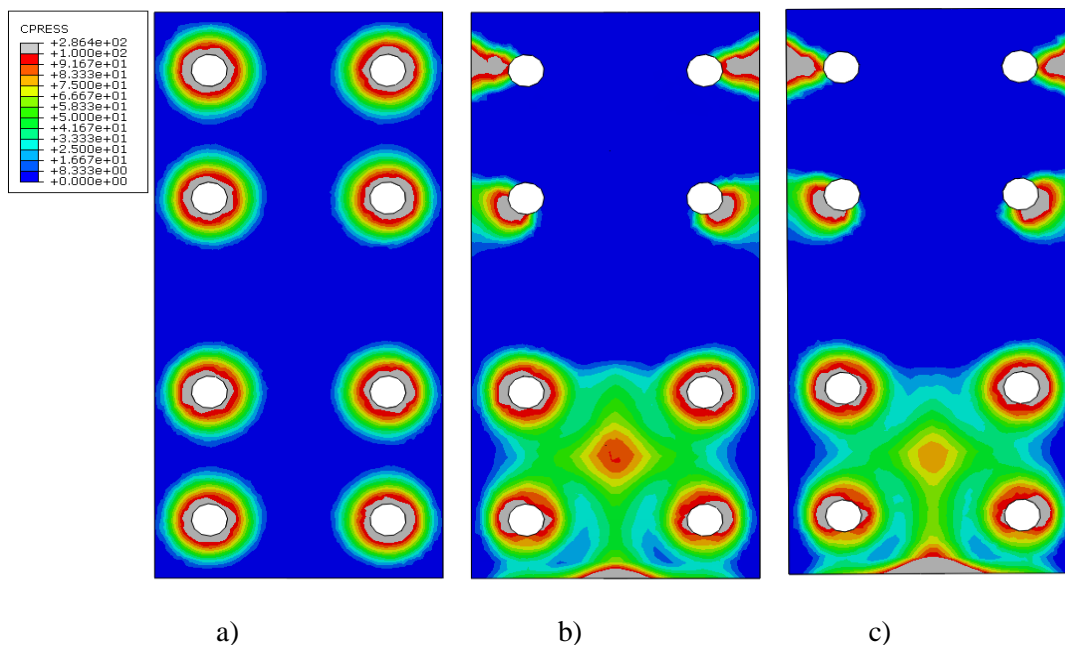


Slika 58: Kontaktne napetosti po prednapetju (a) in v trenutku polne plastifikacije (b) prečke pri S2
Reakcijske kontaktne sile so pri S2 prisotne v vseh treh vrstah, ki sodelujejo pri obremenitvi, kar je tudi za pričakovati, saj pride do upogiba čelne pločevine. Prerazporedijo se tudi kontaktne napetosti okoli luknje vijakov, saj se kontakt delno odlepi (Slika 58b). V primerjavi z S1R45 so pri S2 višje vrednosti kontaktnih napetosti v težišču tlačene pasnice, medtem ko so te na spodnjem robu čelne pločevine nižje (Slika 57b in Slika 58b).



Slika 59: Kontaktne napetosti po prednapetju (a) in v trenutku polne plastifikacije prečke-S3-Neg(b)in S3-Poz (c)

Pri S3-Poz je območje največjih kontaktnih napetosti na mestu pasnice vute (Slika 59c). Reakcijske kontaktne sile se pojavijo pri vrsti 1 in 2, kateri tudi sodelujeta pri prevzemu obremenitve. Pri S3-Neg je območje največjih kontaktnih napetosti skoncentrirano proti robu čelne pločevine (Slika 59b). Najvišje kontaktne napetosti na območju tlačene pasnice se pojavijo na robovih in ne v težišču.



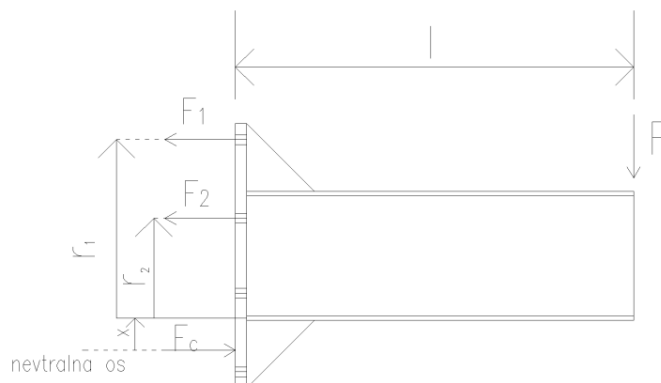
Slika 60: Kontaktne napetosti po prednapetju (a) in v trenutku polne plastifikacije prečke-S4R45 (b) in S4R30 (c)

Medsebojna primerjava S4R45 in S4R30 (Slika 60 b in c) pokaže isto situacijo kot pri medsebojni primerjavi S1R45 in S1R30. Zaključimo lahko, da oblika ojačitvenega rebra pomembno vpliva na razpored kontaktnih napetosti.

Kontaktne napetosti v posamezni vrsti niso posledica zgolj upogiba čelne pločevine, ampak tudi prednapetja vijakov, zato nismo mogli uporabiti spodnje ravnotežne enačbe na nevtralno os.

$$F_1 \cdot (x + r_1) + F_2 \cdot (x + r_2) = F \cdot l \rightarrow x = \frac{F \cdot l - F_1 \cdot r_1 - F_2 \cdot r_2}{F_1 + F_2}$$

Razdalje x , r_1 in r_2 so prikazane na Slika 61.

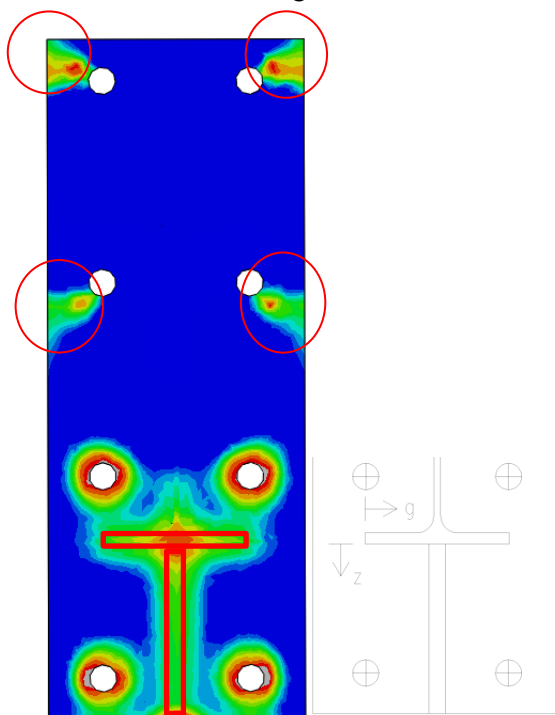


Slika 61: Položaj nevtralne osi

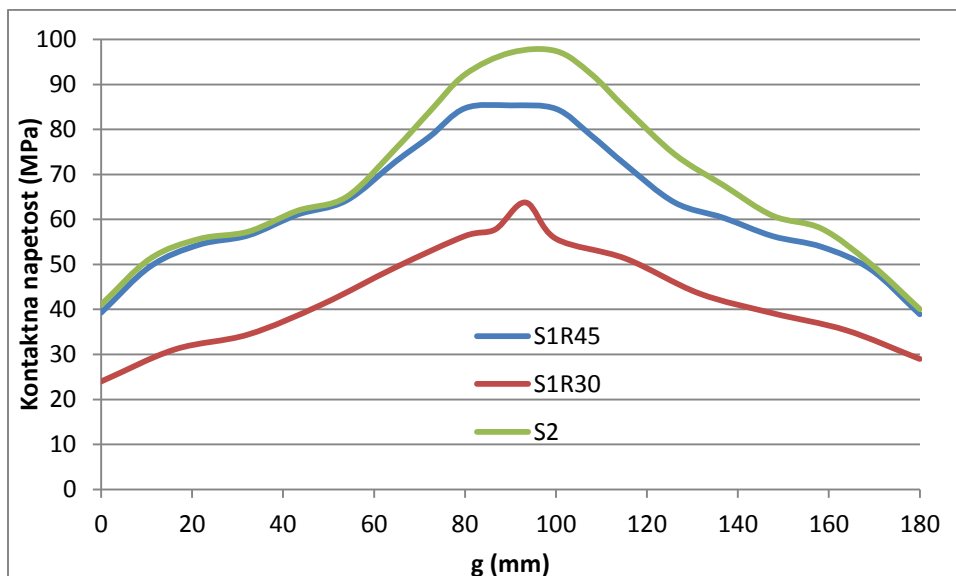
Iz slik kontaktnih napetosti lahko sklepamo, da položaj nevtralne osi ne bo sovpadal s težiščem tlačene pasnice, kot je bilo predvideno v izračunu nosilnosti spojev. Pričakovano je, da se bo zaradi kontaktnih napetosti na mestu ojačitvenega rebra premaknil nižje. Večja kot je razdalja nevtralne osi od težišča tlačene pasnice, bolj ugodno bo to vplivalo na sile v vijakih, saj večja kot je ročica, manjša sila bo potrebna pri prevzemu obremenitve pri upogibu.

Območje integracije kontaktnih napetosti je prikazano na Slika 49. Iz dejanskih kontaktnih napetosti je razvidno, da so pri integraciji upoštevane tako kontaktne napetosti, ki so posledica upogiba čelne pločevine, kot kontaktne napetosti, ki so skoncentrirane ob luknjah vijakov zaradi odlepljanja kontakta med čelno pločevino in pasnico stebra. Kontaktne napetosti med čelno pločevino in pasnico stebra v posamezni vrsti so označene na Slika 62.

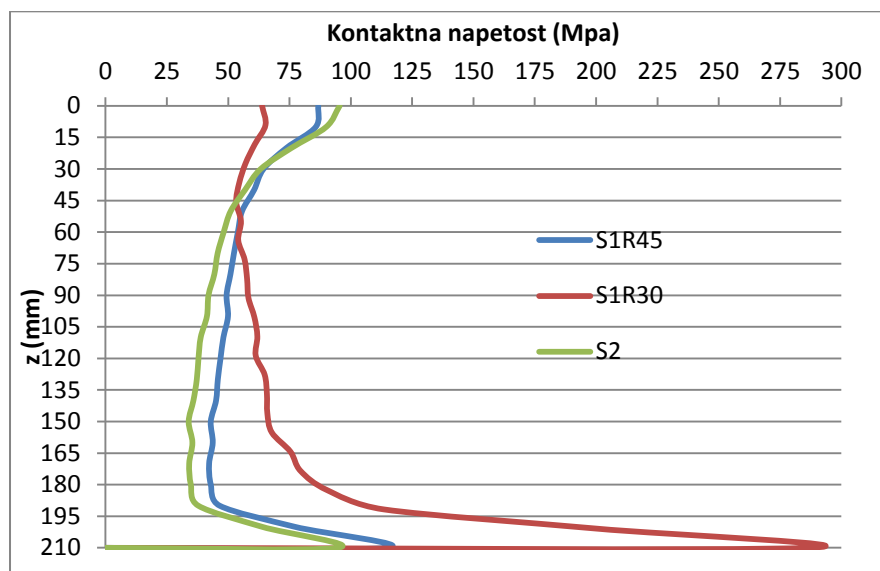
Položaj nevtralne osi smo ocenili tako, da smo na območju tlačene pasnice in ojačitvenega rebra, ki ga označuje lik (Slika 62) določili povprečno vrednost kontaktnih napetosti v vozliščih končnih elementov v trenutku polne plastifikacije prečke. Za izračunan potek napetosti smo iz vrednotili težišče, ki predstavlja ravnotežno točko oziroma lego nevtralne osi.



Slika 62: Prikaz območja kontaktnih napetosti za izračun nevtralne osi (S1R45)

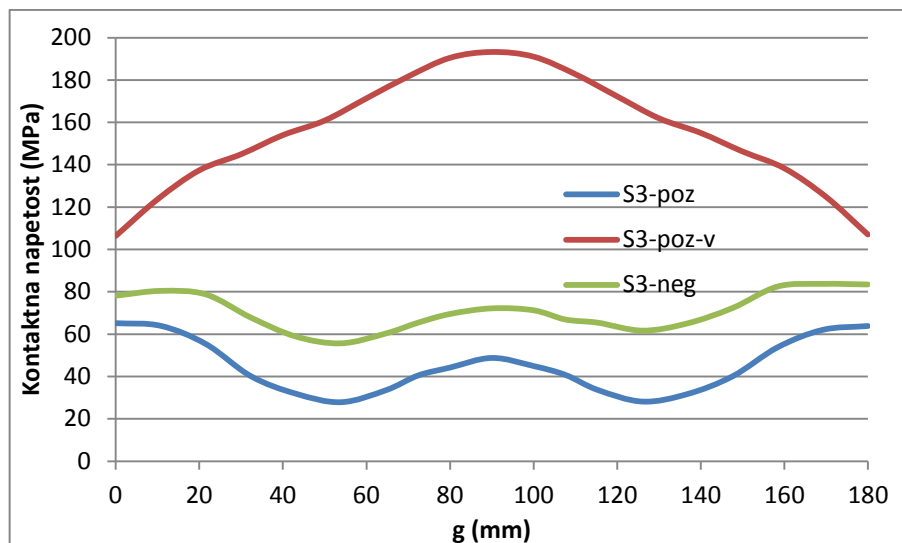


Grafikon 7: Povprečne kontaktne napetosti v pasnici-S1R45, S1R30 in S2

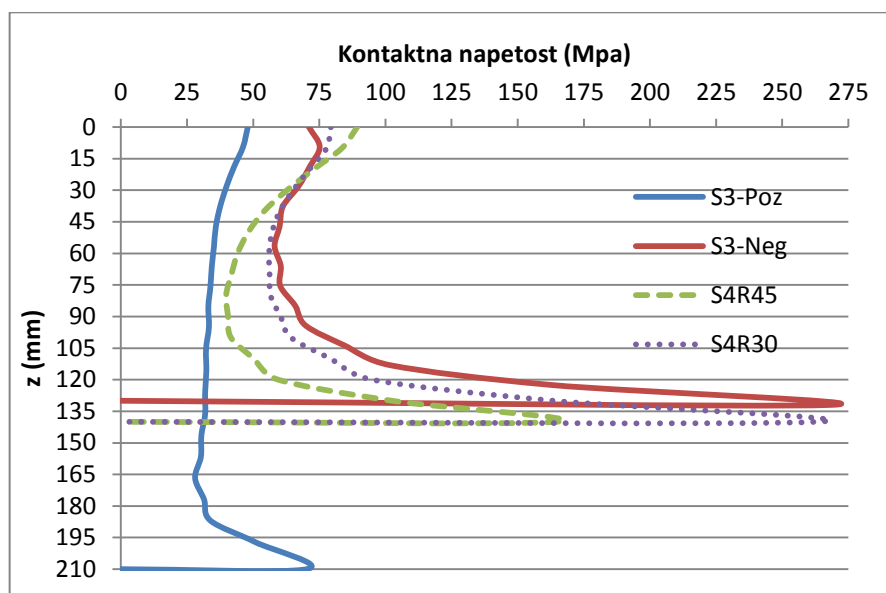


Grafikon 8: Povprečne kontaktne napetosti v ojačitvenem rebru-S1R45, S1R30 in S2

Najvišje vrednosti kontaktnih napetosti v tlačeni pasnici so v težišču tlačene pasnice, kar je razvidno iz Grafikon 7. Grafikon 8 poda primerjavo med povprečnimi vrednostmi kontaktnih napetosti v ojačitvenem rebru. Vidimo, da najvišje vrednosti kontaktnih napetosti dosežemo pri S1R30. Iz zgornjih podatkov lahko sklepamo, da bo pri S1R30 razdalja nevtralne osi od težišča tlačene pasnice večja kot pri S1R45. Primerjava kontaktnih napetosti med S1R45 in S2 pokaže, da bi morala biti nevtralna os v primeru S2 bližje težišču tlačene pasnice kot pri S1R45.

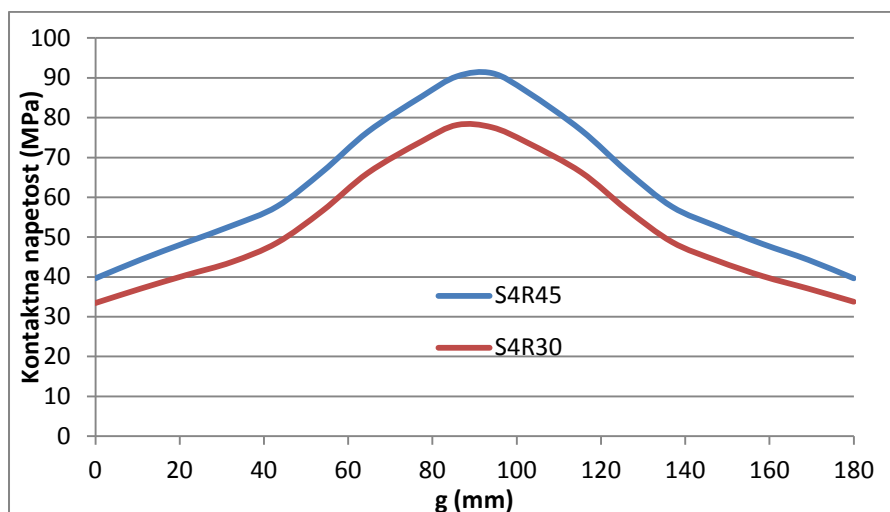


Grafikon 9: Povprečne kontaktne napetosti v pasnici pri S3



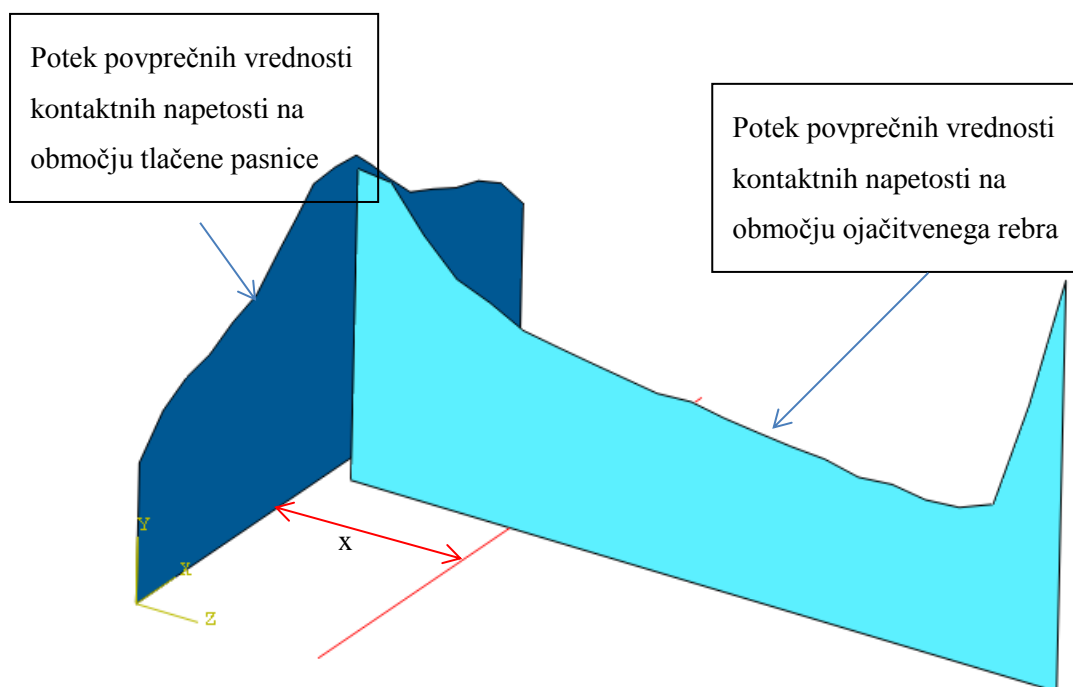
Grafikon 10: Povprečne kontaktne napetosti v stojini vute in ojačitvenem rebu-S3 in S4

V primeru S3-Neg ima pomembno vlogo pri premiku nevtralne osi pasnica vute, saj so po celotni dolžini skoncentrirane največje kontaktne napetosti. Tudi pri S3-poz pričakujemo premik nevtralne osi, saj so največje kontaktne napetosti v območju rebra skoncentrirane na robu čelne pločevine (Grafikon 10). Podobna zgodba glede pozicije nevtralne osi kot v primeru S1R45 in S1R30 je tudi pri S4R30 in S4R45. Pričakovano je, da bo razdalja od nevtralne osi večja v primeru S4R30 (Grafikon 10 in Grafikon 11).



Grafikon 11: Povprečne kontaktne napetosti v pasnici-S4R45 in S4R30

Način določitve položaja nevtralne osi je bil v vseh primerih enak, zato ga bomo prikazali samo na enem primeru. Slika 63 prikazuje model za izračun položaja nevtralne osi z dobljenimi povprečnimi vrednostmi kontaktnih napetosti tako na tlačeni pasnici kot na ojačitvenem rebri pri S1R45. V program Abaqus smo vnesli vrednost kontaktnih napetosti v vozlišču posameznega končnega elementa in tako dobili potek kontaktnih napetosti po posameznem obravnavanem delu. Z rdečo črto je označen položaj nevtralne osi (Slika 63). Oddaljenost nevtralne osi od težišča tlačene pasnice je za posamezne variante prikazana v Preglednica 5.



Slika 63: Model za izračun položaja nevtralne osi v programu Abaqus (S1R45)

Preglednica 5: Ocena položaja nevtralne osi glede na težiščno os tlačene pasnice

	<i>S1R45</i>	<i>S1R30</i>	<i>S2</i>	<i>S3-Poz</i>	<i>S3-Neg</i>	<i>S4R45</i>	<i>S4R30</i>
<i>x (mm)</i>	54,1	89,4	46,4	165,1	39,3	34,2	47,7

Rezultati potrdijo naše domneve glede pozicije nevtralne osi. Izkaže se, da je nevtralna os pri medsebojni primerjavi S1R45 in S1R30 bolj oddaljena od težišča tlačene pasnice v primeru S1R30. Primerjava S1R45 in S2 pokaže, da se v primeru S2 nevtralna os premakne bližje tlačeni pasnici. Pri izračunu nosilnosti S3-Poz smo predpostavili nevtralno os na spodnji rob čelne pločevine. Izkaže se, da smo s to predpostavko na nevarni strani, saj je dejanska oddaljenost nevtralne osi od težišča tlačene manjša od predpostavljene. Nevtralna os je pri primerjavi spojev S4R45 in S4R30 bolj oddaljena pri S4R30. Lahko trdimo, da oblika ojačitvenega rebra pomembno vpliva na pozicijo nevtralne osi.

Prav tako nas je zanimal pojav in vpliv reakcijskih sil na obnašanje spojev. Podrobnejša analiza vpliva reakcijskih kontaktnih sil je podana v poglavju **Vpliv prednapetja vijakov**.

4.5 Prenos obremenitve iz prečke v čelno pločevino

Podana je razlaga za primer spoja S2 in S4. Pri izračunu nosilnosti zvarov predpostavimo, da prečno silo prevzamejo zvari ob ojačitvenem rebro in stojini prečke. Predpostavimo linearen razpored napetosti (Slika 64 in Slika 65-črtkana črta). Dimenzije zvarov podaja Slika 64 in Slika 65.

Zvare smo razdelili v 4 skupine:

- zvari ob rebro,
- zvari ob stojini prečke,
- zvari na spodnjem robu pasnice prečke,
- zvari na zgornjem robu pasnice prečke.

Ker so zvari obremenjeni s prečno silo in momentom moramo zadostiti pogoju:

$$\sqrt{\left(\frac{V_{Ed}}{A_w}\right)^2 + \left(\frac{M_{Ed}}{W_{el}}\right)^2} \leq f_{v,wd}$$

kjer je:

V_{Ed} prečna sila,

A_w prerez zvarov, ki prevzame strižno silo,

M_{Ed} projektna vrednost momenta,

W_{el} elastični odpornostni moment zvarov,

$f_{v,wd}$ projektna strižna trdnost zvara.

Prikazana je kontrola nosilnosti zvarov za primer spoja S2. Zvare smo razdelili v skupine z namenom, da bomo izračunali za vsako skupino zvarov elastični odpornostni moment in jih nato sešteli ter dobili skupni elastični odpornostni moment.

$$I_{y,Skupni}^T = 97473,6 \text{ cm}^4 + 3022 \text{ cm}^4 + 6896,8 \text{ cm}^4 + 8990,4 \text{ cm}^4 = 116382,2 \text{ cm}^4$$

Elastični odpornostni moment zvarov izračunamo po spodnjem izrazu:

$$W_{el} = \frac{I_{y,Skupni}^T}{Z_{max}}$$

kjer je:

Z_{max} razdalja od težišča do najbolj oddaljenega vlakna zvara.

$$W_{el} = \frac{I_{y,Skupni}^T}{Z_{max}} = \frac{116382,2 \text{ cm}^4}{41,0 \text{ cm}} = 2838,6 \text{ cm}^3$$

Predpostavimo, da prečno silo prevzamejo zvari ob rebro in stojini, zato velja:

$$A_w = 4 \cdot A_{zv,1} + 2 \cdot A_{zv,3} = 4 \cdot 25,2 \text{ cm}^2 + 2 \cdot 16,55 \text{ cm}^2 = 133,9 \text{ cm}^2.$$

$$V_{Ed} = 262,0 \text{ kN}$$

$$M_{Ed} = 262,0 \text{ kN} \cdot 250 \text{ cm} = 65500,0 \text{ kNcm}$$

Projektno strižno trdnost zvara izračunamo po spodnjem izrazu:

$$f_{v,wd} = \frac{f_u}{\sqrt{3} \cdot \beta_w \cdot \gamma_{M2}},$$

kjer je:

f_u natezna trdnost material,

β_w korelacijski faktor,

γ_{M2} delni varnostni faktor.

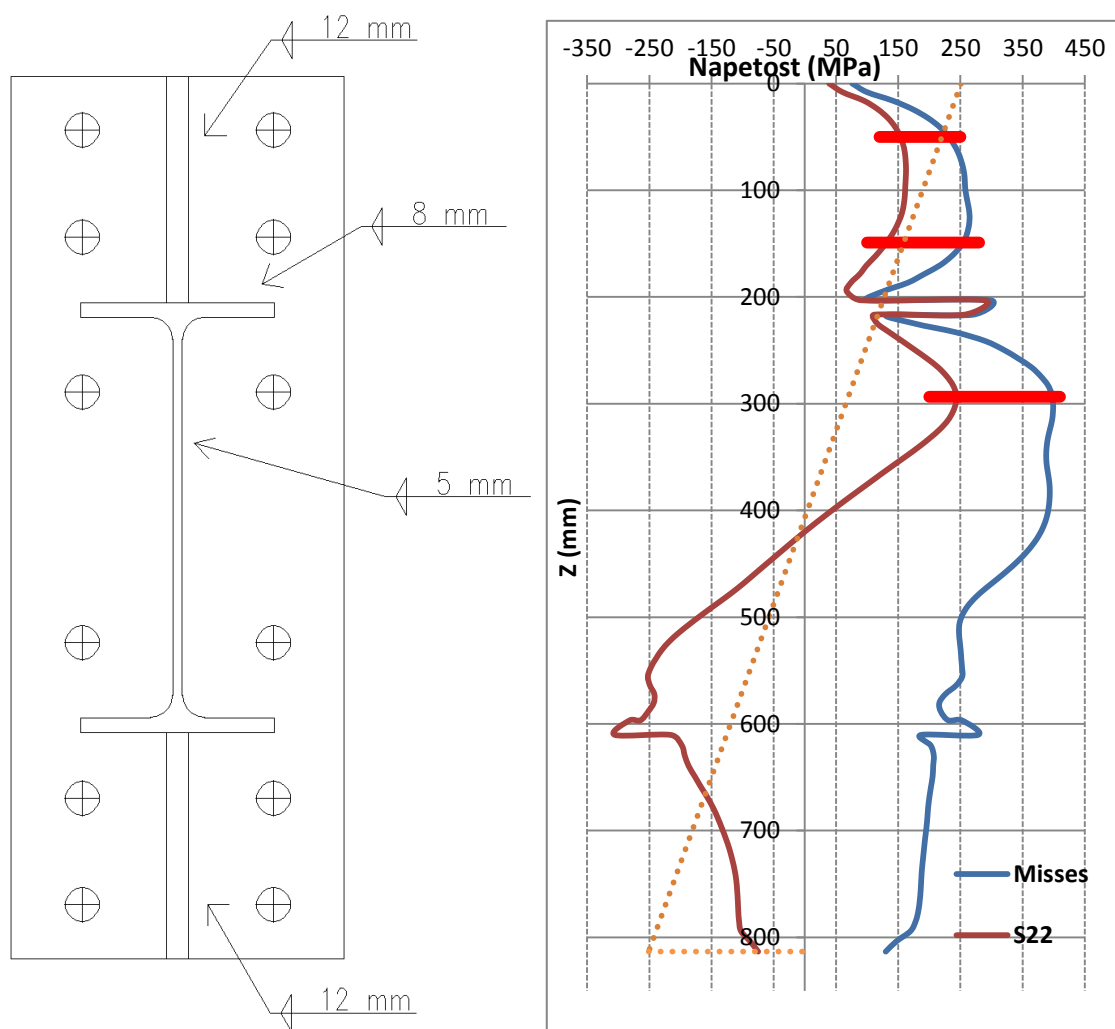
$$\sqrt{\left(\frac{V_{Ed}}{A_w}\right)^2 + \left(\frac{M_{Ed}}{W_{el}}\right)^2} \leq f_{v,wd}$$

$$\sqrt{\left(\frac{V_{Ed}}{A_w}\right)^2 + \left(\frac{M_{Ed}}{W_{el}}\right)^2} = \sqrt{\left(\frac{262,0 \text{ kN}}{133,9 \text{ cm}^2}\right)^2 + \left(\frac{65500,0 \text{ kNcm}}{2838,6 \text{ cm}^3}\right)^2} = 23,2 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2}$$

$$f_{v,wd} = \frac{f_u}{\sqrt{3} \cdot \beta_w \cdot \gamma_{M2}} = \frac{49 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2}}{\sqrt{3} \cdot 0,9 \cdot 1,25} = 25,1 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2}$$

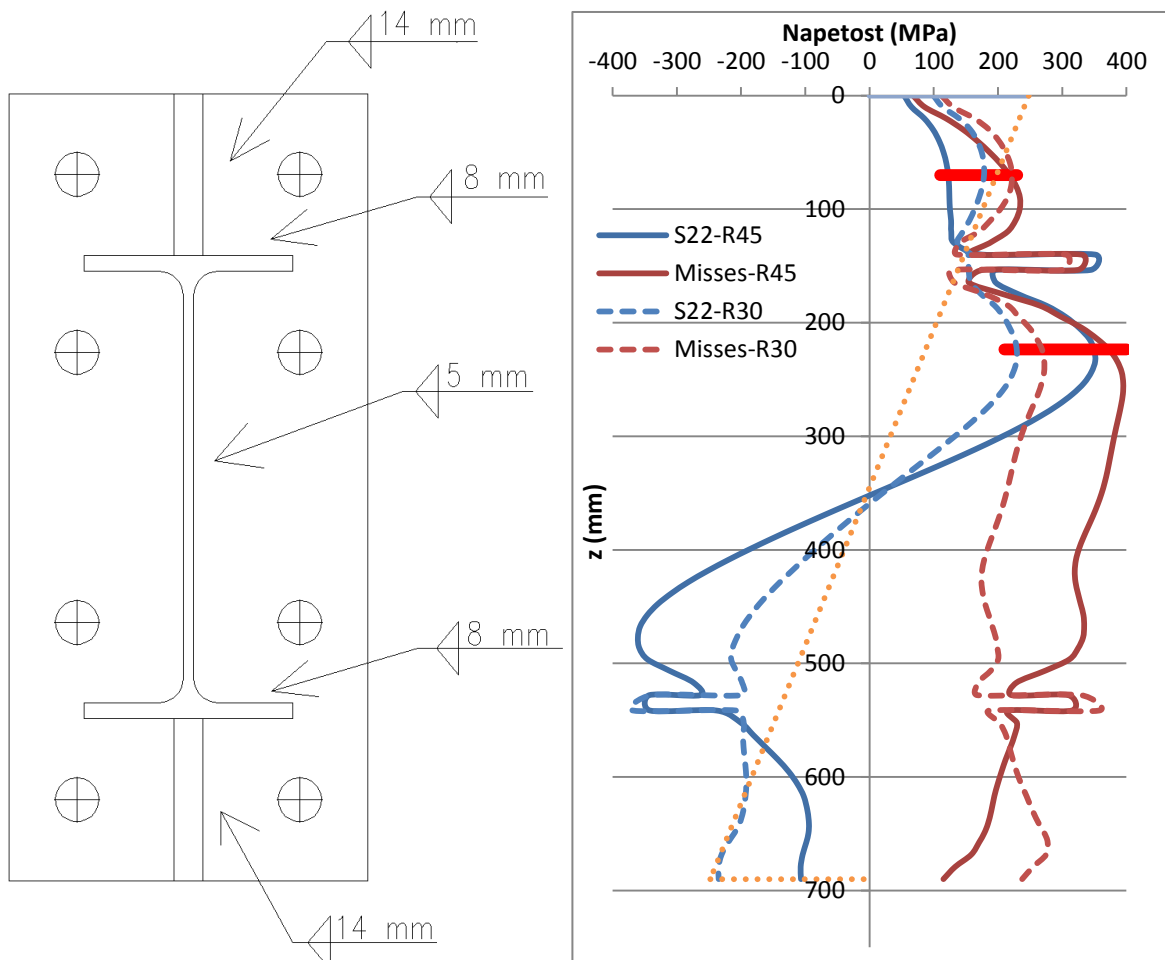
$$\checkmark \quad 23,2 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \leq 25,1 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2}$$

Slika 64 prikazuje dejanske Missesove in vzdolžne normalne napetosti (S22) na stiku čelne pločevine s prečko in ojačitvenimi rebri. Dejanski potek napetosti ne ustreza predpostavljenemu. Največje Missesove napetosti se pojavijo v nateznem delu stojine prečke, medtem ko se največje normalne napetosti pojavijo v pasnicah. Razdalja Z je definirana kot razdalja od najbolj oddaljenega vozlišča na zgornjem rebri. Največja dosežena napetost pri dejanskem razporedu je 397 MPa , medtem ko je pri linearni predpostavki največja napetost enaka 232 MPa . Do koncentracij napetosti prihaja na območju nateznih vrst vijakov, ki so označene z vodoravnimi rdečimi črtami (Slika 64). Napetosti so nižje od meje tečenja materiala, vendar se približajo materialni odpornosti prečke. Iz tega sledi, da morajo biti rebra in zvari projektirani na γ_{OV} , ter zasnovani kot polno nosilni.



Slika 64: Potek napetosti med prečko z ojačitvenim rebrom ter čelno pločevino za primer S2

Tudi v primeru spoja S4 se največje Missesove napetosti pojavijo v nateznem delu stojine, medtem ko se največje normalne napetosti pojavijo v pasnicah. Koncentracija napetosti se pojavi območju nateznih vrst vijakov. Iz medsebojne primerjave spojev S4 lahko zaključimo, da rebro pod naklonom 30° bolj ugodno vpliva na velikost napetosti kot rebro pod kotom 45° , saj so tako Missesove kot vzdolžne normalne napetosti nižje (Slika 65).



Slika 65: Potek napetosti med prečko z ojačitvenim rebrom ter čelno pločevino za primer S4

4.6 Vpliv prednapetja vijakov

Zanimal nas je vpliv prednapetja vijakov na odziv spojev. Izvedli smo analize, kjer smo vijake delno prednapeli, ter analize, kjer vijaki niso bili prednapeti. Pri delnem prednapetju smo vijake prednapeli tako, da je sila prednapetja znašala 70% $F_{p,C}$. V primeru analiz brez prednapetja smo vijake prednapeli do te mere, da smo preprečili numerične nestabilnosti v modelu. Začetna sila prednapetja je bila zanemarljivo majhna.

Pomen okrajšav v razlagah je naslednji:

PP polno prednapetje,

DP delno prednapetje in

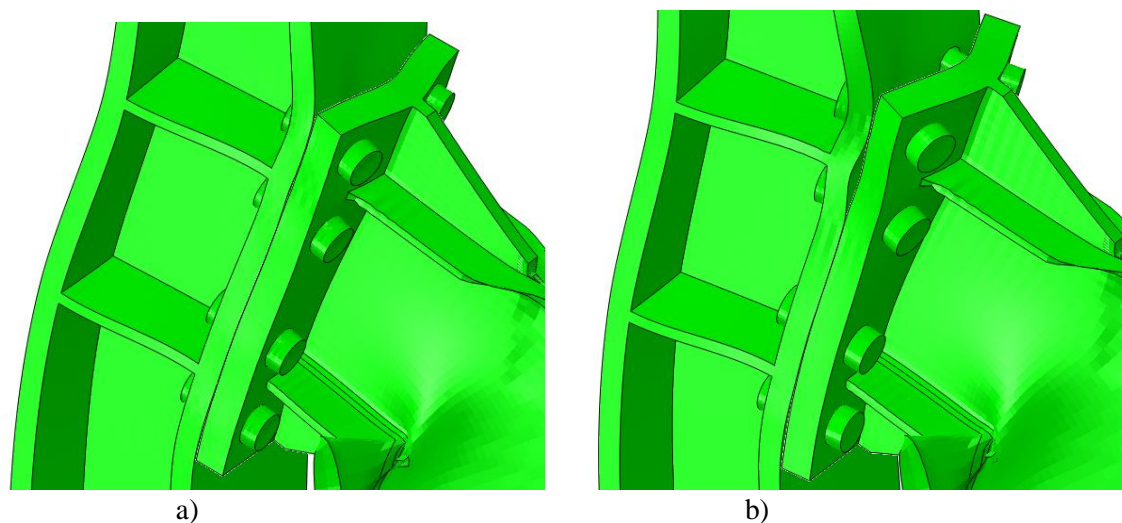
BP brez prednapetja.

Spremembe vrednosti sile F so glede na stopnjo prednapetja zanemarljivo majhne. Rezultat je pričakovan, saj sila F ni odvisna od stopnje prednapetja, pač pa od materialnih lastnosti, če privzamemo isto geometrijo spoja (Preglednica 6).

S stopnjo prednapetja je prišlo do razlike v pomiku na koncu prečke v trenutku polne plastifikacije prečke. Pri polnem prednapetju vijak ustvarja pritiske med čelno pločevino in pasnico stebra, medtem ko v primeru brez prednapetja teh pritiskov ni. To se odraža v pomiku na koncu prečke v trenutku polne plastifikacije prečke. Največje pomike zabeležimo v primerih brez prednapetja, najmanjše pa pri polnem prednapetju. Pomiki v primeru delnega prednapetja so po večini enaki kot pri polnem prednapetju (Preglednica 6). Razlika v pomikih je sicer minimalna in je posledica elastičnosti vijakov.

Preglednica 6: Pomik in sila F na koncu prečke v trenutku polne plastifikacije v odvisnosti od stopnje prednapetja

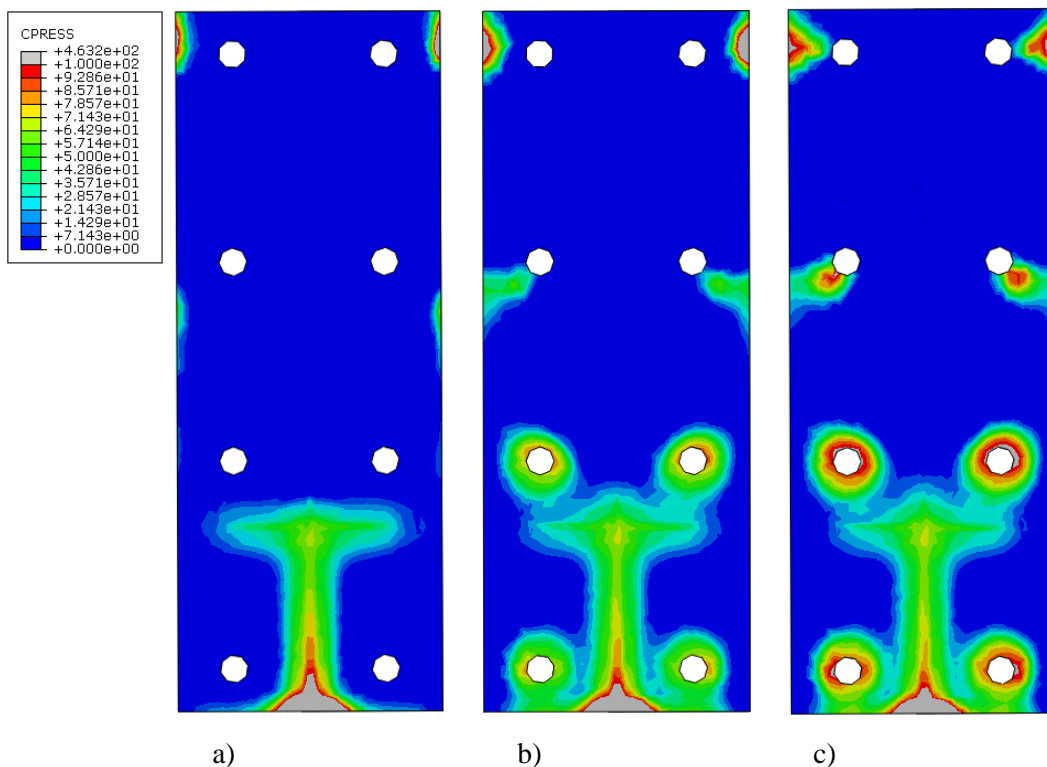
		<i>S1R45</i>	<i>S1R30</i>	<i>S2</i>	<i>S3-Poz</i>	<i>S3-Neg</i>	<i>S4R45</i>	<i>S4R30</i>
<i>PP</i>	w_u (mm)	56,3	54,3	54,3	54,3	64,3	56,6	52,6
	F (kN)	261,5	286,4	262,0	276,6	279,7	256,5	267,6
<i>DP</i>	w_u (mm)	56,3	54,3	54,3	55,3	64,3	56,6	52,6
	F (kN)	261,7	286,3	261,6	276,7	279,8	255,9	267,1
<i>BP</i>	w_u (mm)	57,3	55,3	55,3	56,2	66,3	56,6	53,6
	F (kN)	261,9	286,3	261,7	276,0	279,7	255,9	267,2



Slika 66: Primerjava deformacij čelne pločevine in vijakov glede stopnje prednapetja-polno prednapetje (a) in brez prednapetja (b)

Čelna pločevina se od pasnice stebra odlepi prej v primeru brez prednapetja (Slika 66b), kar pomeni, da so kontaktne napetosti med čelno pločevino in pasnico stebra zgolj posledica deformiranja čelne pločevine. Tako lahko določimo reakcijske kontaktne sile.

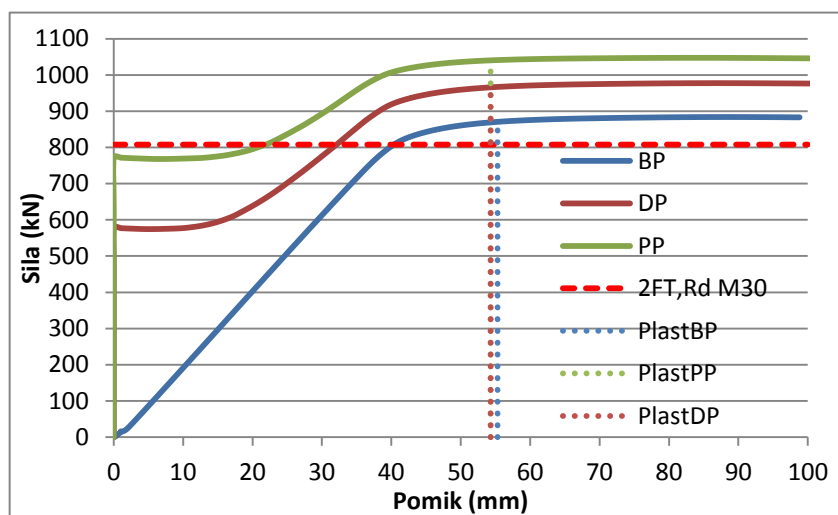
Pri izvedenih analizah smo spremljali tudi velikosti reakcijskih kontaktnih sil. Sile smo skušali čim bolj natančno iz vrednotiti in analizirati vpliv prednapetja na razvoj teh sil.



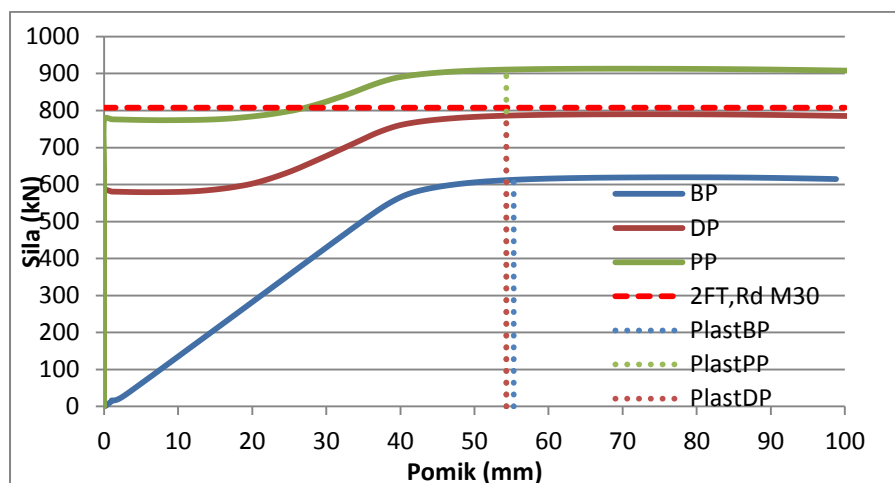
Slika 67: Kontaktne napetosti med pasnico stebra in čelno pločevino glede stopnje prednapetja v trenutku polne plastifikacije prereza-brez prednapetja (a), delno prednapetje (b) in polno prednapetje (c)

Način razvoja kontaktnih napetosti v odvisnosti od prednapetja je pri vseh variantah spojev enak, zato bomo prikazali podrobnejšo analizo kontaktnih napetosti pri S1R30 v trenutku polne plastifikacije prečke. Razvidno je, da so kontaktne napetosti v območju vrste 1 in vrste 2 v primeru brez prednapetja posledica zgolj pritiskov med čelno pločevino in pasnico stebra, ki se ustvarijo zaradi deformiranja čelne pločevine (Slika 67a). Ker ni prisotne sile prednapetja so kontaktne napetosti na območju luknje vijakov med čelno pločevino in pasnico stebra nične. Primerjava območja kontaktnih napetosti v posameznih vrstah pokaže, da je območje večje pri delnem prednapetju in se s stopnjo prednapetja tudi večja. Rezultati so smiselni, saj v primeru polnega prednapetja sila v vijakih preprečuje odkim čelne pločevine od pasnice stebra. Skupne kontaktne napetosti med pasnico stebra in čelno pločevino so tako posledica prerazporeditve kontaktnih napetosti okoli luknje vijaka zaradi njegovih deformacij in kontaktnih napetosti zaradi upogiba čelne pločevine in pasnice stebra. Reakcijske kontaktne sile so za vse primere prednapetja enake, medtem ko se v odvisnosti od stopnje prednapetja spreminja vrednost kontaktnih napetosti na območju okoli luknje vijaka.

Stopnja prednapetja pomembno vpliva na velikost sile v posamezni vrsti vijakov v trenutku polne plastifikacije prečke. Tako je v primeru polnega kot delnega prednapetja vijakov pred začetkom obremenjevanja spoja prisotna natezna sila v vijakih, ki je posledica prednapetja. V posamezni vrsti se pri prevzemu obremenitve sila povečuje dokler ne doseže neke vrednosti v trenutku polne plastifikacije prečke. V primeru, kjer prednapetja ni, ima razvoj sile v posamezni vrsti enak trend naraščanja kot sila F na koncu prečke.

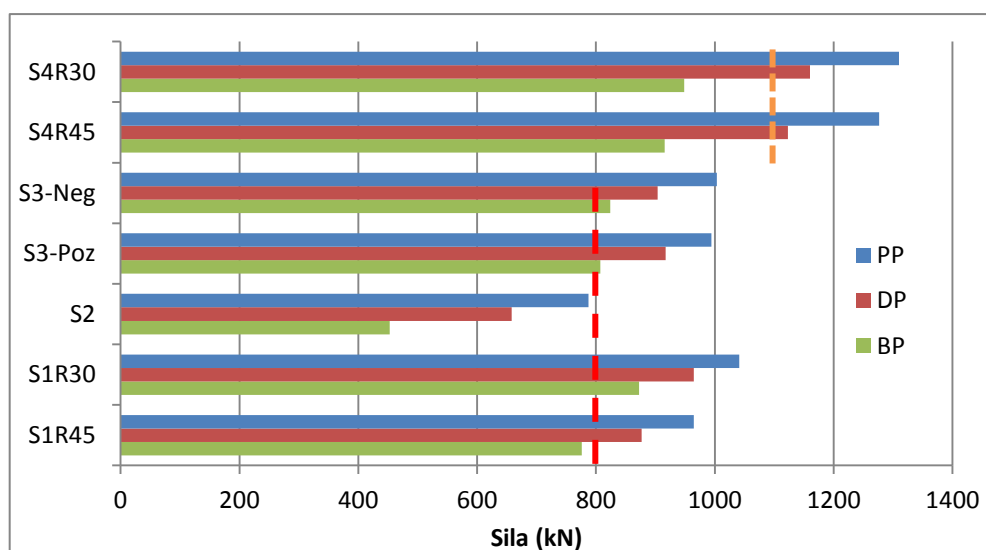


Grafikon 12: Primerjava razvoja velikosti sil v vrsti 1 glede na stopnjo prednapetja-S1R30

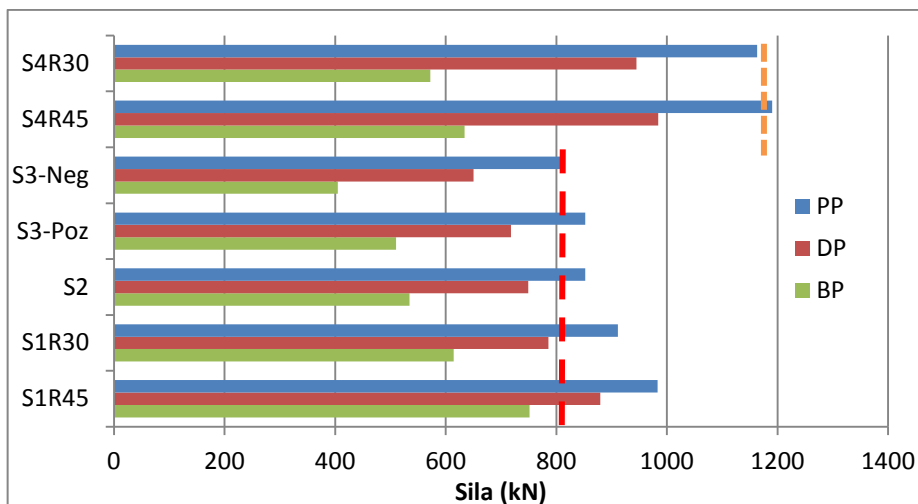


Grafikon 13: Primerjava razvoja velikosti sil v vrsti 2 glede na stopnjo prednapetja-S1R30

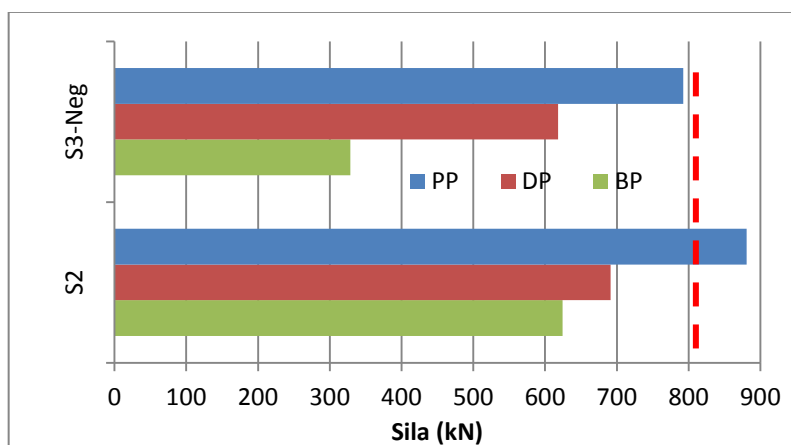
V trenutku polne plastifikacije prečke je najnižja sila v posamezni vrsti vijakov prisotna v primeru brez prednapetja, saj ni na začetku prisotne nobene natezne sile v vijakih. Najvišje sile so prisotne v primeru polnega prednapetja (Grafikon 12 in Grafikon 13). Enak trend razvoja sil za obravnavane spoje je prikazan na Grafikon 14, Grafikon 15 in Grafikon 16. Opazimo, da je razlika v velikosti sil v posamezni vrsti v odvisnosti od prednapetja manjša pri tistih vrstah, ki so bolj obremenjene pri prevzemu obtežbe v primeru polnega prednapetja. V primerih S1R30, S3-Poz, S3-Neg, S4R45 in S4R30, kjer je pri prevzemu obtežbe bolj obremenjena vrsta 1, je padec sile manjši kot v primerjavi z vrsto 2. V primeru S1R45, kjer sta sili v posamezni vrsti približno enaki, je padec sile relativno enakomeren. Tudi pri S2 je najmanjši padec sile v dodatno umeščeni vrsti vijakov, ki najbolj sodeluje pri prevzemu obtežbe, večji padec zabeležimo pri vrsti 2, največji pa pri vrsti 1, ki pri prevzemu obtežbe sodeluje najmanj.



Grafikon 14: Vpliv prednapetja na velikost sil v trenutku polne plastifikacije prečke-vrsta 1



Grafikon 15: Vpliv prednapetja na velikost sil v trenutku polne plastifikacije prečke -vrsta 2



Grafikon 16: Vpliv prednapetja na velikost sil v trenutku polne plastifikacije prečke v dodatni vrsti oz vrsti 3

Z navpično črtkano črto so na zgornjih grafikonih označene vrednosti, ki predstavljajo projektno natezno nosilnost posamezne vrste vijakov, ki je za vijake *M30* označena z rdečo, za vijake *M36* pa z oranžno barvo. Spoji pri katerih sila v posamezni vrsti vijakov ne preseže prej podane omejitve se lahko uvrstijo med polno nosilne spoje. V primeru brez prednapetja so to spoji *S1R45*, *S2*, *S3 – Poz*, *S4R45* in *S4R30*, medtem ko pri delnem prednapetju zadoščajo pogoju le *S2*, *S4R45* in *S4R30*.

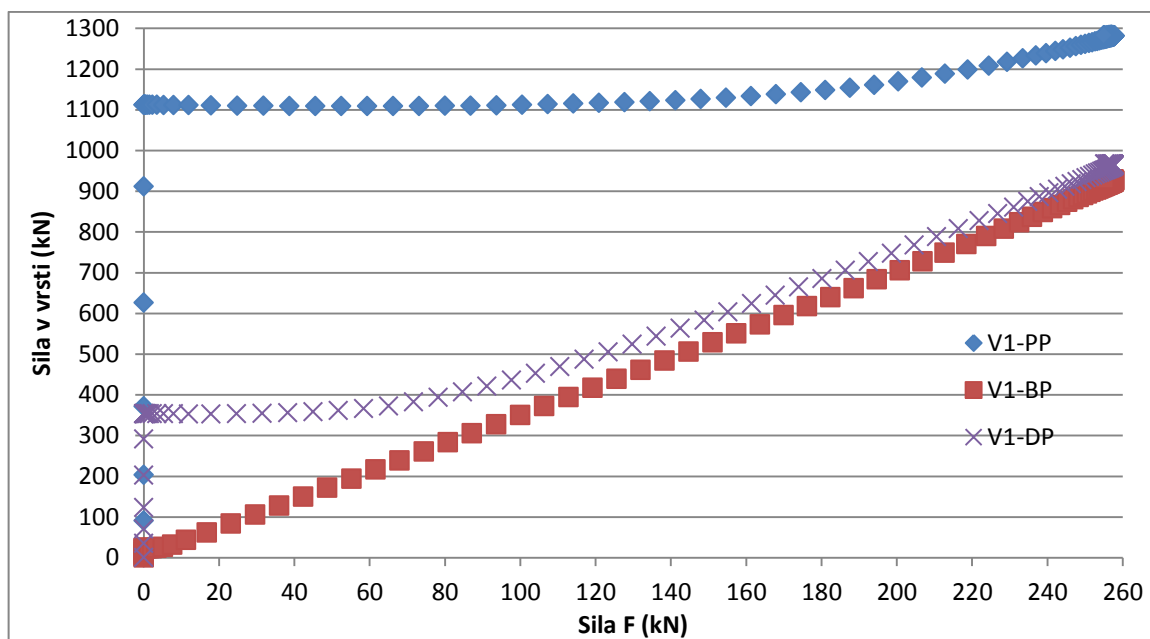
Pri znanih silah, ki se razvijejo v trenutku polne plastifikacije v primeru brez prednapetja in znanih reakcijskih kontaktnih silah, ki so posledica izključno kontaktov zaradi deformiranja čelne pločevine (Slika 67a) lahko na podlagi ravnotežne enačbe (Slika 61) določimo lego nevtralne osi za posamezno varianto spoja (Preglednica 7).

Preglednica 7: Vrednost sil v posamezni vrsti v primeru brez prednapetja in pripadajoče reakcijske kontaktne sile

	<i>S1R45</i>	<i>S1R30</i>	<i>S2</i>	<i>S3-Poz</i>	<i>S3-Neg</i>	<i>S4R45</i>	<i>S4R30</i>
<i>V1 (kN)</i>	776,0	872,4	452,8	801,3	824,0	915,6	948,4
<i>Q1 (kN)</i>	110,3	131,3	102,1	6,0	30,0	25,3	25,1
<i>V2 (kN)</i>	751,3	614	624,5	509,9	404,7	634,2	572,2
<i>Q2 (kN)</i>	55,0	50,2	77,9	44,5	125,7	37,2	39,7
<i>V3 (kN)</i>	/	/	534,4	/	328,8	/	/
<i>Q3 (kN)</i>	/	/	37,0	/	67,4	/	/
<i>X (mm)</i>	60,1	109,8	50,4	149,2	50,3	38,9	62,9

Q_i reakcijska kontaktna sila v i -ti vrsti v primeru brez prednapetja.

Razvoj sile v vrsti 1 za primer S4R45 v odvisnosti od zunanje obtežbe, ki jo predstavlja sila F na koncu prečke prikazuje Grafikon 17. Primerjamo ga lahko z razlago razvoja sil, ki je prikazana na Slika 13. V trenutku polne plastifikacije prečke vrednost sil neha naraščati, saj sila F doseže svojo končno vrednost. Povišanje vrednosti sile v vrsti v primerjavi z začetno silo prednapetja v primeru polnega prednapetja znaša 15,3 %. Skupna sila v posamezni vrsti se ob odpiranju kontakta poveča zaradi različnih togosti vijaka in kontakta. Poleg tega so prisotne še kontaktne napetosti na robu čelne pločevine zaradi upogiba, ki še dodatno povečajo silo v vijakih. Razvoj sile se v primeru delnega prednapetja približa razvoju sile v primeru, kjer prednapetja ni. Vidimo, da sta vrednosti čedalje bolj skupaj, vendar se ne izenačita, saj prej kot odmik kontakta nastopi plastifikacija prečke. Teoretično bi se pri nadaljnjem naraščanju sile kontakt tako v primeru polnega kot delnega prednapetja ločil in sila v vrsti bi bila enaka zunanji obremenitvi.



Grafikon 17: Razvoj sile v vrsti 1 v odvisnosti od zunanje obremenitve-S4R45

Vrednost reakcijskih kontaktnih sil se s stopnjo prednapetja ne spreminja. Razlika je v tem, da se kontakt v primeru, kjer prednapetja ni odlepi takoj, medtem ko se v primeru polnega prednapetja začne odpirati, vendar se ne odlepi v celoti, zato ne moremo trditi, da so kontaktne napetosti posledica izključno deformiranja čelne pločevine (Slika 67c). Lega nevtralne osi se prav tako v odvisnosti od prednapetja ne spremeni, temveč ostane ista.

Zaključimo lahko, da prednapetje pomembno vpliva na vrednosti sil v posamezni vrsti v primeru polne plastifikacije prečke. Najbolj ugodno stanje se pojavi v primeru, kjer prednapetja ni, vendar samo takrat, ko so kritični vijaki. Sile so v trenutku polne plastifikacije takrat najmanjše in se s stopnjo prednapetja večajo. Dokler je sila zaradi obremenitve manjša od začetne sile prednapetja, se v spoju nič ne dogaja. Problem se pojavi, ko sila preseže začetno silo in se začne kontakt odpirati. Zaradi različne togosti vijaka in kontakta se sila v vijaku poveča do te mere, da preseže natezno nosilnost. Vpliv prednapetja ne vpliva na vrednost reakcijske kontaktne sile, ki je posledica upogiba čelne pločevine in pasnice stebra. Prav tako se ne spremeni lega nevtralne osi.

4.7 Vpliv debeline čelne pločevine

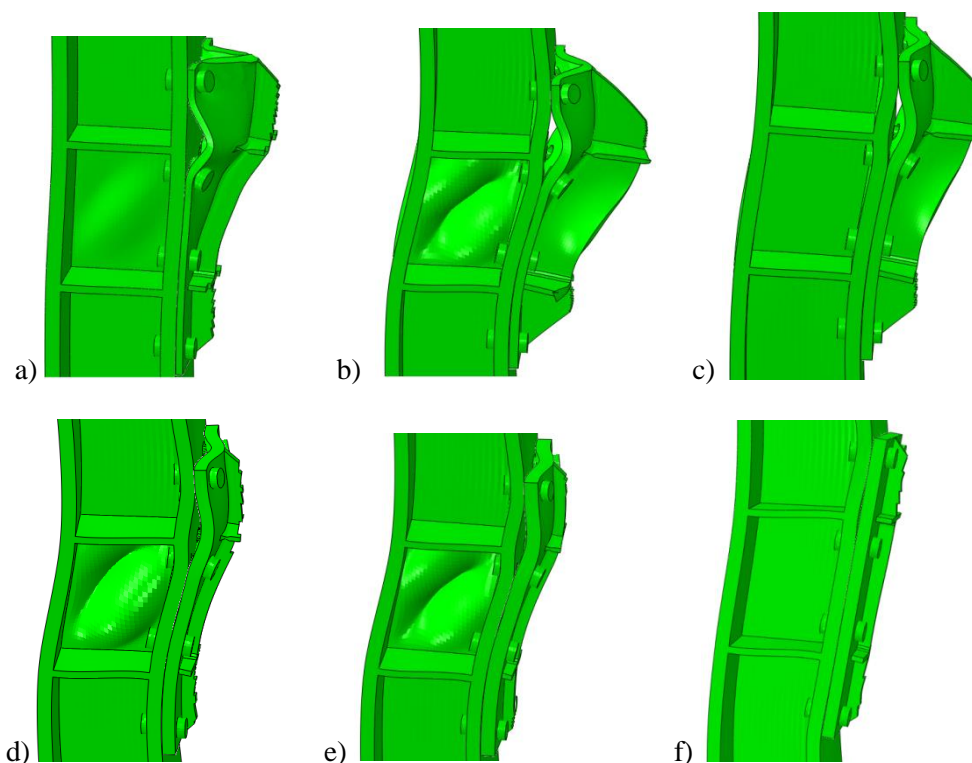
Analiza vpliva debeline čelne pločevine je namenjena predvsem preučevanju kontaktnih sil, ki imajo velik vpliv na skupno silo v vijakih. Njihov vpliv je neugoden, saj povečujejo skupno silo v vijakih.

Da bi iz numeričnih simulacij čim bolj izluščili njihov vpliv, smo velikost ojačitvenega rebra in pozicijo vijakov pustili nespremenjeno, ter spreminjali le debelino čelne pločevine pri modelu S1R45. V analizah vpliva debeline čelne pločevine smo vijake le delno prednapeli.

S spreminjanjem debeline čelne pločevine posegamo v njeno togost. S tanjšanjem pločevine se njena togost zmanjšuje in obratno, kar vpliva na njihovo deformiranje. Debelino čelne pločevine smo spreminjali s korakom 5 mm. Prav tako smo debelino čelne pločevine določili na podlagi pogoja iz Evrokoda 3, ki določa največjo debelino čelne pločevine pri spoju za katerega predpostavi zadostno rotacijsko kapaciteto. Pogoj se glasi

$$t \leq 0,36 \cdot d \cdot \sqrt{\frac{f_{ub}}{f_y}}, \text{ kjer je } d \text{ premer vijaka.}$$

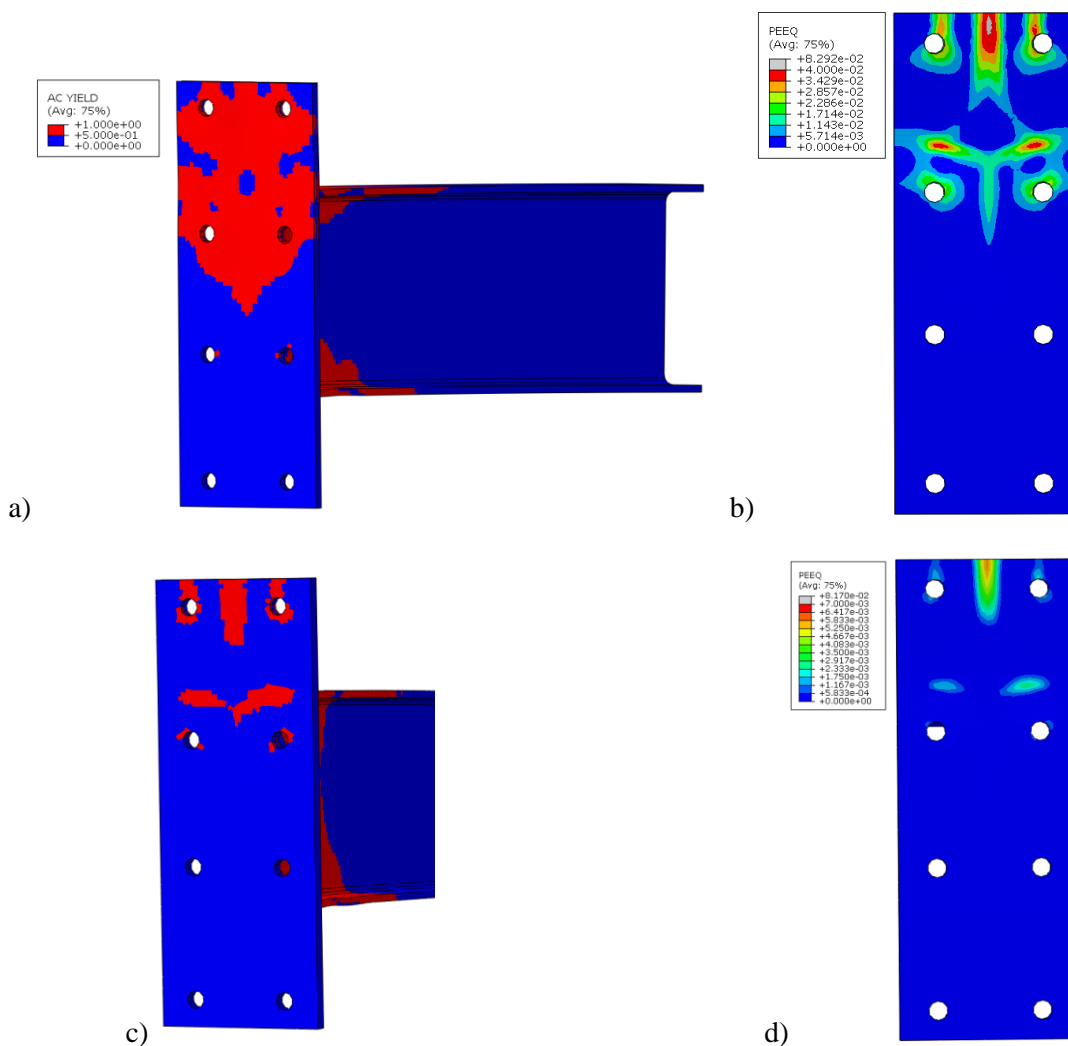
Tako so debeline čelne pločevine znašale 18 mm, 25 mm, 30 mm, 35 mm in 40 mm. Analizirali smo tudi odziv spoja z neskončno togo pločevino.



Slika 68: Deformacije čelne pločevine-18 mm (a), 25 mm (b), 30 mm (c), 35 mm (d), 40 mm (e) in toga (f)

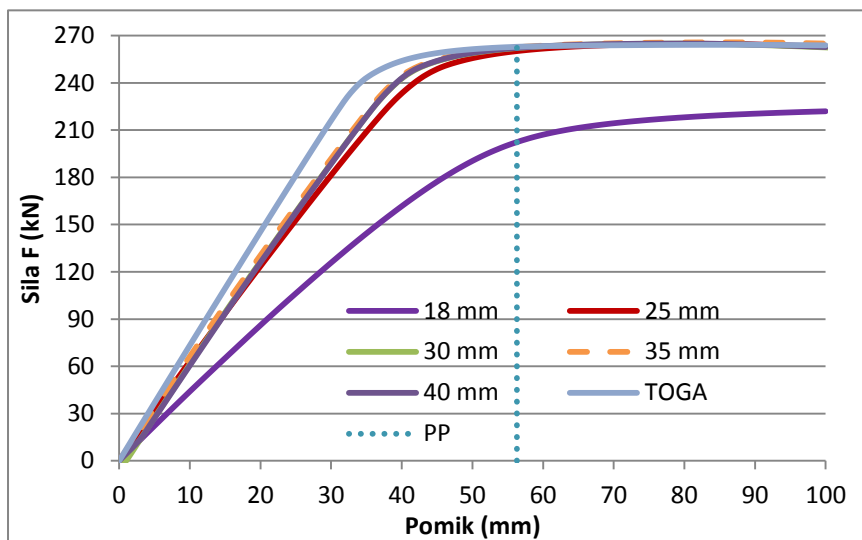
Deformacije čelne pločevine so prikazane v povečanem merilu. Razvidno, da se deformacije čelne pločevine s večanjem debeline manjšajo, kar je skladno s prej izpostavljeno zvezo med togostjo in debelino čelne pločevine (Slika 68). Prav tako je razviden kontakt med čelno pločevino in pasnico

stebra, katerega posledica so prej omenjene kontaktne sile. S spreminjanjem debeline čelne pločevine vplivamo na način porušitve T-elementa. Paziti moramo, da ne pride do plastifikacije čelne pločevine, kar privede do delno nosilnega spoja. Z manjšanjem debeline čelne pločevine nižamo nosilnost samega spoja, saj je v prvem in drugem načinu porušitve pri nadomestnem T-elementu zajeta debelina pasnic. Tanka čelna pločevina privede do plastifikacije materiala. Pri spoju, kjer je debelina čelne pločevine enaka 18 mm (Slika 68a) se plastični členek ne tvori v prečki, pač pa se plastificira čelna pločevina, kar uvrsti spoj med delno nosilne. Največje plastične deformacije so v čelni pločevini prisotne na stiku čelne pločevine z ojačitvenim rebrom in so enake 4,3 %. Na stiku čelne pločevine s pasnico prečke so plastične deformacije enake 2,6 % (Slika 69b). V primeru debeline čelne pločevine 25 mm se prečka polno plastificira, prav tako se plastificira material v čelni pločevini (Slika 69c). Največje plastične deformacije so prisotne na stiku ojačitvenega rebra s čelno pločevino in so manjše kot v primeru debeline 18 mm. Enake so 0,6% (Slika 69d).

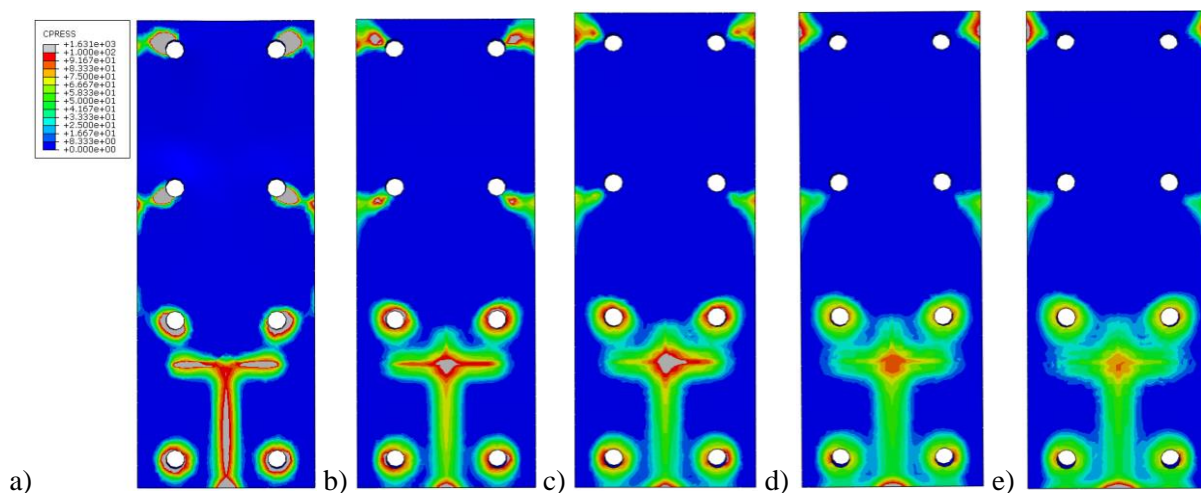


Slika 69: Plastifikacija čelne pločevine in nivo plastičnih deformacij pri debelini 18mm (a,b) in 25 mm (c,d)

Sprememba debeline čelne pločevine na vrednost sile F pri polni plastifikaciji prečke ne vpliva, dokler se plastični členek tvori v prečki. Vrednost sile F je v primerjavi z S1R45 nespremenjena (Grafikon 18). Razlog je preprost. Razdalja do mesta plastičnega členka je v vseh primerih enaka, zato za tvorjenje plastičnega členka potrebujemo isto silo.



Grafikon 18: Vpliv debeline čelne pločevine na silo F

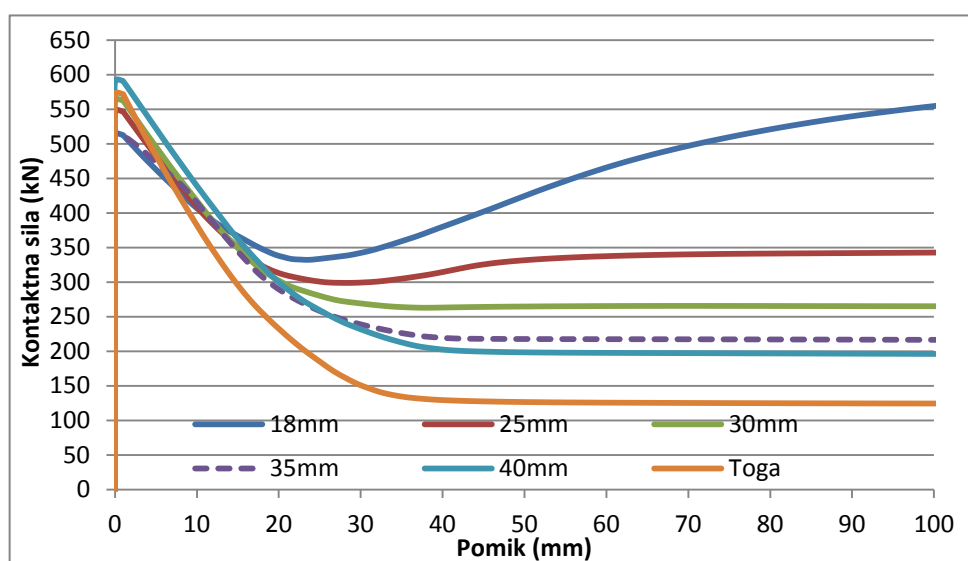


Slika 70: Kontaktne napetosti pri debelini čelne pločevine 18mm (a), 25mm (b), 30mm (c), 35mm (d) in 40 mm (e)

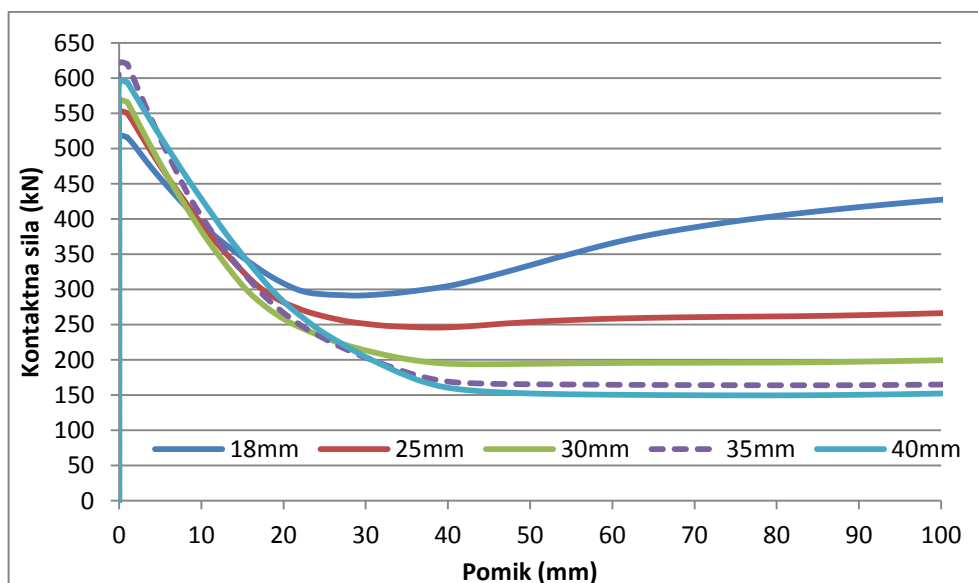
Pri S1R45 je bila debelina čelne pločevine enaka 35 mm, ki je označena s črtkano črto. Razvidno je, da se z manjšanjem debeline čelne pločevine vrednost kontaktnih napetosti viša tako v vrsti 1, kot v vrsti 2 (Grafikon 19 in Grafikon 20). Razlog je v pojavu reakcijskih kontaktnih napetosti in napetosti, katere se pojavijo pri odpiranju kontakta zaradi različne togosti komponent. Pri tanjših pločevinah so tako skupne kontaktne napetosti večje, kar posledično pomeni večje kontaktne sile (Slika 70a). Območje kontaktnih napetosti se z večanjem debeline čelne pločevine manjša, kar pomeni, da bo prirastek k silam v vrsti vijakov manjši, saj se kontakt odlepi (Slika 70d in e). Potek kontaktnih napetosti je zanimiv v primeru, kjer imamo debelino čelne pločevine enako 18 mm. Najprej se

kontaktne sile z deformiranjem čelne pločevine in pasnice stebra zmanjšujejo, nato pa se zaradi delnega odpiranja kontakta zopet povečujejo (Grafikon 19).

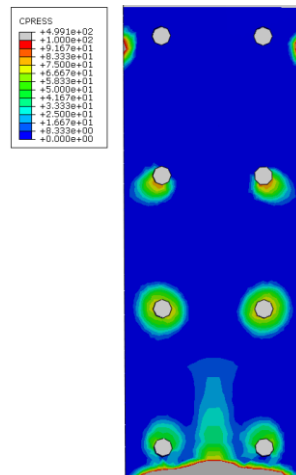
Ravno obratno je pri večanju debeline čelne pločevine. Kontaktne sile so tako nižje, kar je za skupno silo v vijakih bolj ugodno, vendar se vrednosti ne znižujejo enakomerno. Razlog je v upogibu pasnice stebra, katerega posledica so prav tako kontaktne sile. Kot dokaz je prikazana analiza spoja z absolutno togo čelno pločevino. Tudi v tem primeru se pojavijo kontaktne napetosti, ki so posledica prej omenjenega deformiranja pasnice stebra zaradi upogiba (Slika 71). Pojavijo se samo pri vrsti 1, ki tudi sodeluje pri prevzemu obremenitve, medtem, ko se pri vrsti 2 ne pojavijo, saj sila v vrsti ne preseže začetne sile prednapetja.



Grafikon 19: Kontaktne sile v odvisnosti od debeline čelne pločevine-vrsta 1

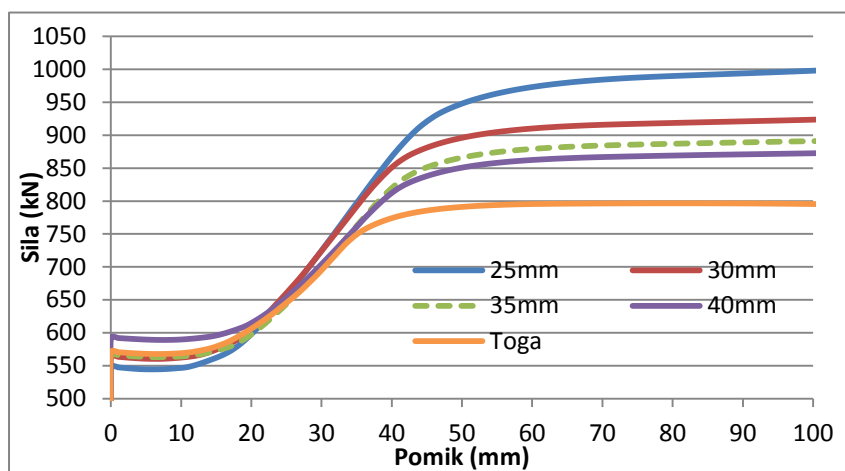


Grafikon 20: Kontaktne sile v odvisnosti od debeline čelne pločevine-vrsta 2

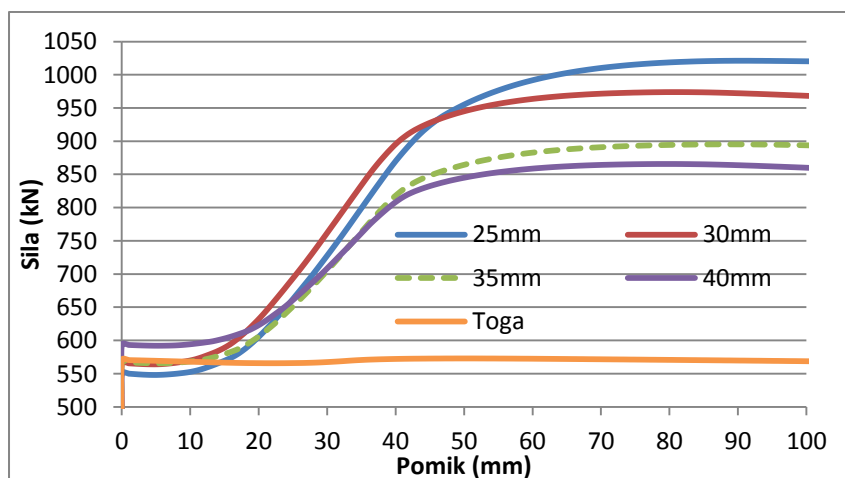


Slika 71: Kontaktne napetosti na pasnici stebra v primeru toge čelne pločevine

Na Grafikon 21 in Grafikon 22 vidimo, da je skupna sila v posamezni vrsti v primeru tanjšanja debeline čelne pločevine večja, saj vsebuje večjo kontaktno silo. Ravno nasprotno se dogaja s silo pri večanju debeline čelne pločevine. Zaradi nižje kontaktne sile je skupna sila v vrsti nižja.

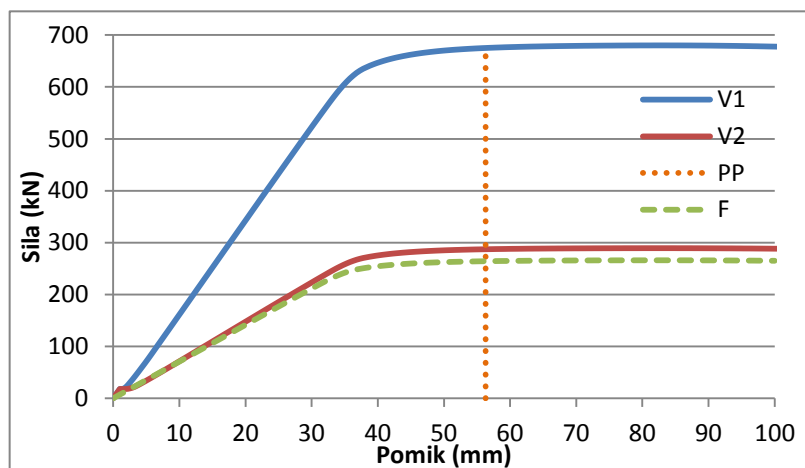


Grafikon 21: Vpliv debeline čelne pločevine na velikosti sil v vrsti 1



Grafikon 22: Vpliv debeline čelne pločevine na velikost sil v vrsti 2

Obratno kot pri vrednosti sile F , je pri legi nevtralne osi. Bolj kot je pločevina toga, večja je oddaljenost nevtralne osi od težišča tlačene pasnice. Kot dokaz smo izvedli analizo s togo čelno pločevino debeline 35 mm , kjer vijaki niso bili prednapeti. Čelna pločevina se odlepi od pasnice stebra, tako da so bile reakcijske kontaktne sile nične.



Grafikon 23: Razvoj sil v posamezni vrsti v primeru toge čelne pločevine

Na primeru odziva spoja s togo čelno pločevino lahko preverimo ali je predpostavka o legi nevtralne osi prava. Zapišemo ravnotežno enačbo:

$$F_{t,Rd,1} \cdot (x + r_1) + F_{t,Rd,2} \cdot (x + r_2) = F \cdot l,$$

Izrazimo spremenljivko x in tako dobimo:

$$x = \frac{F \cdot l - F_{t,Rd,1} \cdot r_1 - F_{t,Rd,2} \cdot r_2}{F_{t,Rd,1} + F_{t,Rd,2}}$$

Sile v posamezni vrsti so v trenutku polne plastifikacije prereza enake:

$$F_{t,Rd,1} = 675,0\text{ kN},$$

$$F_{t,Rd,2} = 287,3\text{ kN}.$$

Vrednost sile F je:

$$F = 264,0\text{ kN}.$$

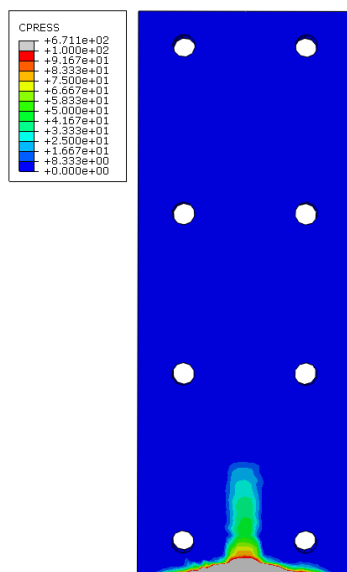
$$x = \frac{F \cdot l - F_{t,Rd,1} \cdot r_1 - F_{t,Rd,2} \cdot r_2}{F_{t,Rd,1} + F_{t,Rd,2}} =$$

$$= \frac{264,0\text{ kN} \cdot 2,535\text{ m} - 675,0\text{ kN} \cdot 0,55\text{ m} - 287,3\text{ kN} \cdot 0,31\text{ m}}{675,0\text{ kN} + 287,3\text{ kN}} \approx 217,1\text{ mm}$$

Dejanska oddaljenost težišča tlačene pasnice od spodnjega roba čelne pločevine je:

$$x_{dej} = \frac{t_f}{2} + p_{spod} + 50\text{ mm} = \frac{13,5\text{ mm}}{2} + 160\text{ mm} + 50\text{ mm} = 216,75\text{ mm}$$

Do minimalne razlike pride zaradi zaokroževanja pri izpisu rezultatov numerične analize. Vidimo, da ravnotežje velja, zato je predpostavka pravilna.



Slika 72: Kontaktne napetosti pri togi čelni pločevini

Dejansko so kontaktne napetosti skoncentrirane na spodnjem robu čelne pločevine (Slika 72).

4.8 Vpliv tlačne osne sile in etažnega pomika

V realnih situacijah so v stebrih prisotne tudi osne sile. Pri obremenjevanju prečk pride pri prenosu obtežbe preko spoja do določenih zasukov oziroma rotacij. Z namenom simuliranja čim bolj realnega stanja v obravnavanih primerih, smo v steber podali tlačno osno silo. Prav tako smo z dodano vzmetjo v zgornji podpori omogočili rotacijo obravnavanih modelov. Analize smo izvajali na varianti S1R45.

Obravnavali smo dva primera, katera se razlikujeta v nivoju osne sile.

$$Pr. 1: \frac{N_{Ed}}{N_{Pl,Rd}} = 0,30$$

$$Pr. 2: \frac{N_{Ed}}{N_{Pl,Rd}} = 0,50$$

$$N_{Pl,Rd} = \frac{f_y \cdot A_{HEM300}}{\gamma_{M0}} = \frac{35,5 \frac{kN}{cm^2} \cdot 303 \text{ cm}^2}{1,0} = 10756,5 \text{ kN}$$

Tlačna osna sila je tako:

$$N_{Ed,N30} = 0,30 \cdot N_{Pl,Rd} = 0,30 \cdot 10756,5 \text{ kN} = 3226,95 \text{ kN}$$

$$N_{Ed,N50} = 0,50 \cdot N_{Pl,Rd} = 0,50 \cdot 10756,5 \text{ kN} = 5378,25 \text{ kN}$$

Togost podanih vzmeti smo določili na podlagi največjega dovoljenega raztezka. Upoštevali smo, da bo pomik na mestu zgornje podpore enak 4% višine etaže, ki predstavlja pomik v mejnem stanju.

Maksimalni dovoljeni raztezek vzmeti je tako:

$$U_{Max} = 4 \% \cdot H = 4\% \cdot 4000 \text{ mm} = 160 \text{ mm}$$

Približek togosti vzmeti smo dobili relativno preprosto. Na mestu vzmeti smo s pomočjo momentnega ravnotežja na spodnjo podporo dobili reakcijsko silo v vzmeti.

$$F \cdot l + N_{Ed,N30} \cdot U_{Max} = R_x \cdot H \rightarrow R_x = \frac{F \cdot l + N_{Ed,N30} \cdot U_{Max}}{H} =$$
$$= \frac{261,5 \text{ kN} \cdot 2,5 \text{ m} + 3226,95 \text{ kN} \cdot 0,16 \text{ m}}{4 \text{ m}} = 292,5 \text{ kN}$$

S pomočjo Hookov-ega zakona smo določili togost vzmeti:

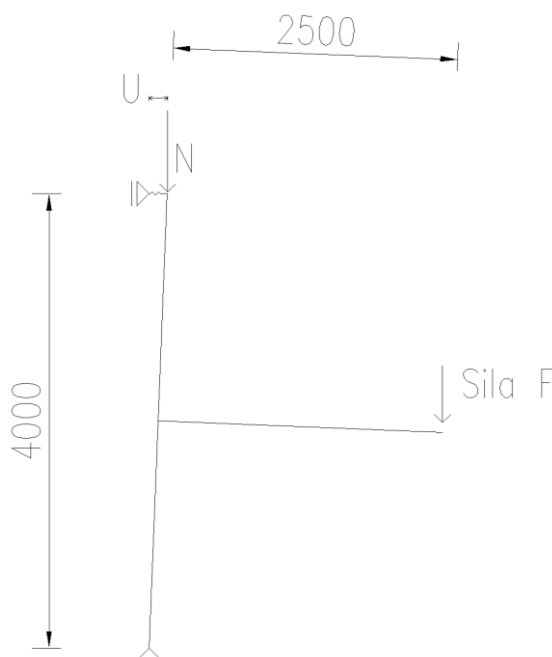
$$R_x = k_{VZMET} \cdot U_{Max} \rightarrow k_{VZMET} = \frac{R_x}{U_{Max}} = \frac{292,5 \text{ kN}}{0,16 \text{ m}} = 1828,8 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Na podlagi nelinearne analize smo z linijskim modelom ob upoštevanju največjega raztezka določili togosti vzmeti (Slika 73).

Dobljene togosti vzmeti so tako:

$$k_{N30} = 1900 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$k_{N50} = 2400 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$



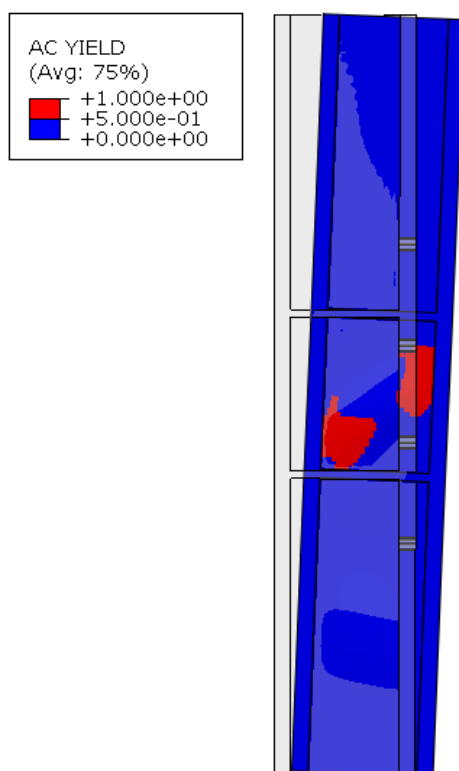
Slika 73: Linijski model za določitev togosti vzmeti

Zaradi dodatnih napetosti, ki so posledica osne sile v stebru so napetosti že pred začetkom vsiljevanja pomika višje kot pri S1R45. Ob upoštevanju dejstva, da se napetosti v strižnem panelu v izhodiščnem primeru približajo meji tečenja materiala lahko predpostavimo, da bo ob prisotnosti osne sile prišlo do plastifikacije neojačanega strižnega panela.

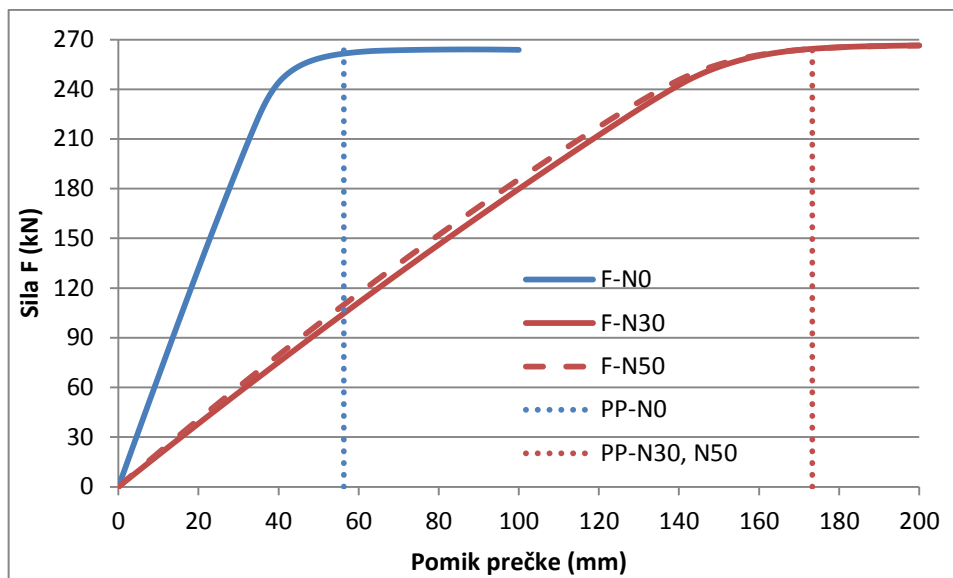
Huber-Mises-Henckyeve pogoja tečenja se glasi:

$$\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2] = \sigma_Y^2.$$

V območju strižnega panela se material dejansko plastificira, medtem ko na območju pasnice napetosti ne presežejo meje tečenja (Slika 74). Potrebna je strižna ojačitev, pri kateri upoštevamo vse zahteve glede njenega dimenzioniranja. V nadaljnih obravnavanih primerih je v strižnem panelu podana ojačitev.



Slika 74: Plastifikacija strižnega panela stebra ob prisotnosti osne sile-N30



Grafikon 24: Razvoj sile F

Vrednost sile F na koncu prečke v primeru, kjer imamo v modelu vzmet, narašča počasneje, kot v modelu, kjer etažnega pomika ne upoštevamo. Vzrok takega obnašanja je ravno v prisotnosti vzmeti. Ob vsiljevanju pomika na koncu prečke se del sile prenese na vzmet, ki se ob tem tudi raztegne, del sile pa prevzame spoj. Vrednost sile na koncu prečke je v vseh obravnavanih primerih enaka, kar je tudi smiselno, saj vzmet v numeričnem modelu ne vpliva na polno plastično vrednost momenta prečke (Grafikon 24).

Pričakovan pomik v trenutku polne plastifikacije prečke lahko izračunamo na podlagi superpozicije. Sestavljen je iz pomika, ki ga potrebujemo za polno plastifikacijo in pomika, ki je posledica raztezka vzmeti-princip toge šipe (Slika 75).

Zapišemo lahko:

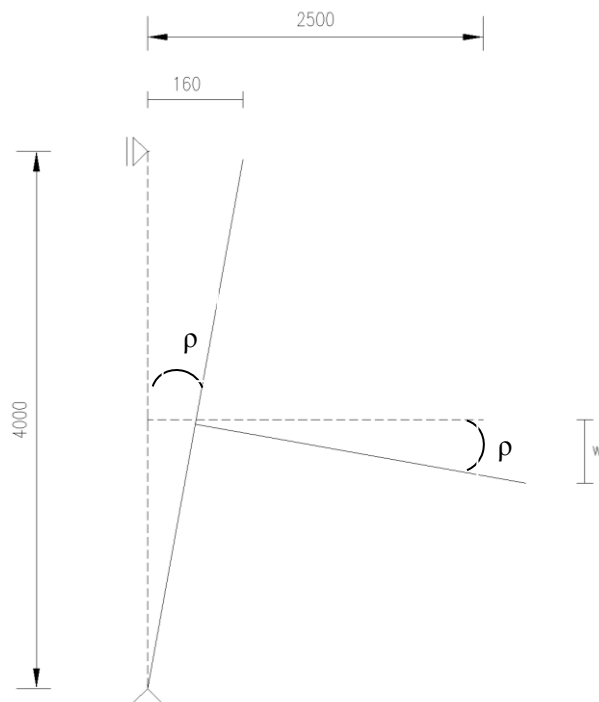
$$w_u^{N30,N50} = w_u^{N30,N50} + w,$$

kjer je

$w_u^{N30,N50}$ pričakovan pomik v trenutku polne plastifikacije prečke,

w_u^{N0} pomik v trenutku polne plastifikacije pri N0,

w pomik, ki je posledica zasuka zaradi raztezka vzmeti-princip toge šipe.

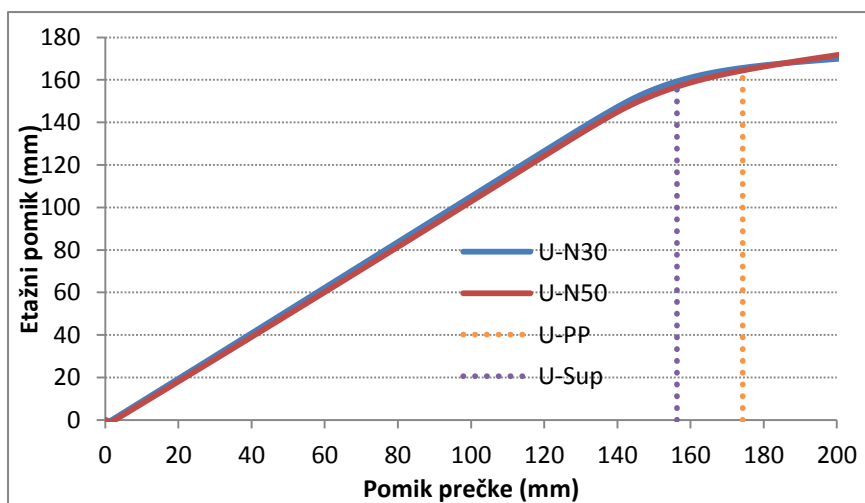


Slika 75: Princip toge šipe

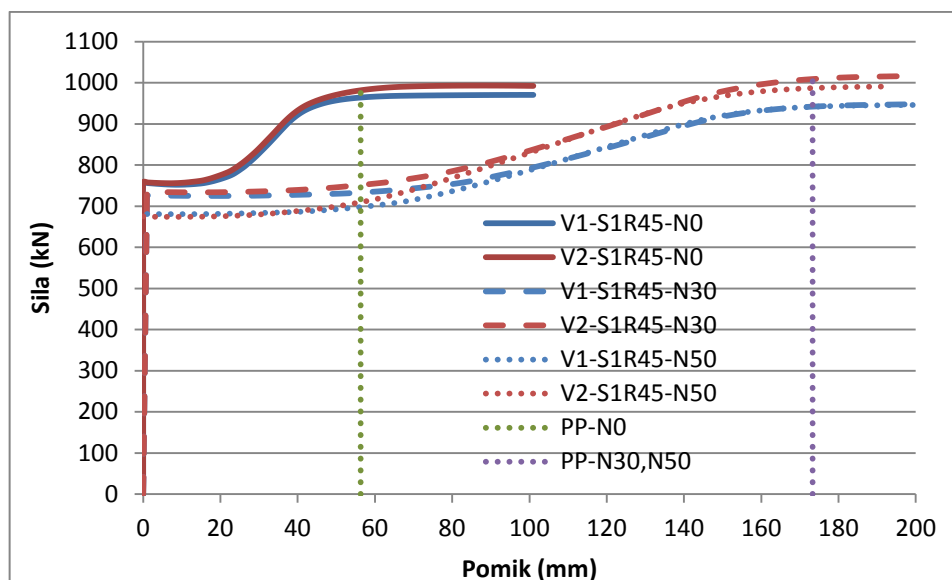
$$w = \frac{160 \text{ mm}}{4000 \text{ mm}} \cdot 2500 \text{ mm} = 100 \text{ mm}$$

$$w_u^{N30,N50} = w_u^{N0} + w = 56,3 \text{ mm} + 100 \text{ mm} = 156,3 \text{ mm}$$

Dejanski pomik, ki je potreben za tvorjenje polne plastifikacije prereza znaša v primeru upoštevanja etažnega pomika 173,3 mm. Razlika v pomikih se pojavi zaradi nelinearnosti (Grafikon 25).

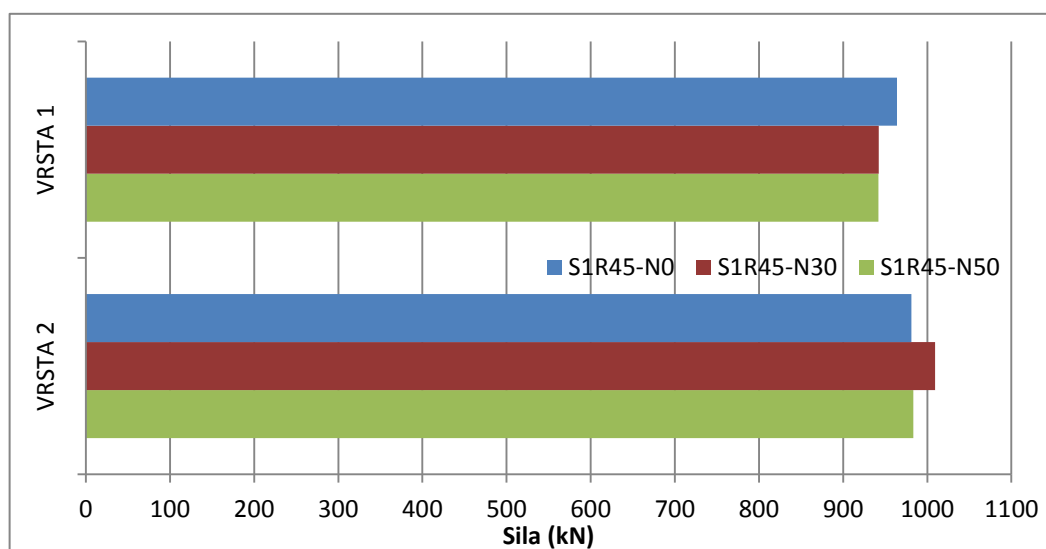


Grafikon 25: Raztezek vzmeti v odvisnosti od pomika na koncu prečke



Grafikon 26: Vpliv etažnega pomika in tlačne osne sile na razvoj sil v posamezni vrsti

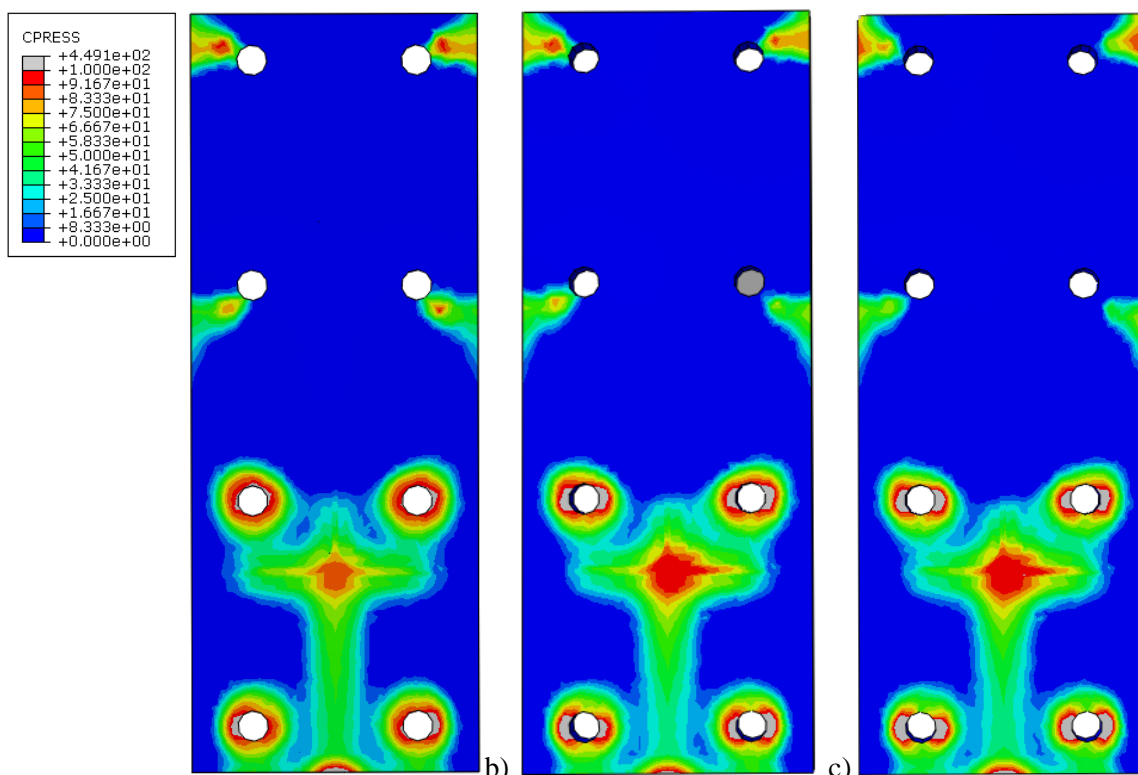
Razvoj sil v posameznih vrstah vijakov sovpada z razvojem sile F v odvisnosti od doseženega pomika na koncu prečke, kar je tudi za pričakovati. Obremenitev v spoju je odvisna od velikosti sile F , zato razvoj pri vsiljevanju pomika sovpada s potekom sile F . V posameznih vrstah vijakov vpliva nelinearnosti ni (Grafikon 26).



Grafikon 27: Sila v vrsti vijakov glede na stopnjo tlačne sile

Vrednost sil v posameznih vrstah v trenutku polne plastifikacije prereza v odvisnosti od etažnega pomika in tlačne osne sile se bistveno ne spremeni (Grafikon 27).

Položaj nevtralne osi v medsebojni primerjavi nivoja tlačne sile se bistveno ne spremeni. Kontaktne napetosti na tlačnem delu dosežejo enake vrednosti (Slika 76).



Slika 76: Kontaktne napetosti pri N0 (a), N30 (b) in N50 (c) v trenutku polne plastifikacije prereza

Zaključimo lahko, da vpliv tlačne osne sile v stebru na obnašanje spoja ni tako pomemben. Z njeno prisotnostjo se pojavijo dodatne napetosti, ki lahko privedejo do plastifikacije strižnega panela, če je nivo začetnih napetosti blizu meji tečenja materiala. Etažni pomik in tlačna osna sila na silo F , velikost sil v vijakih in na lego nevtralne osi ne vpliva, medtem ko ima etažni pomik vpliv na potek razvoja sile F in posledično sil v posamezni vrsti.

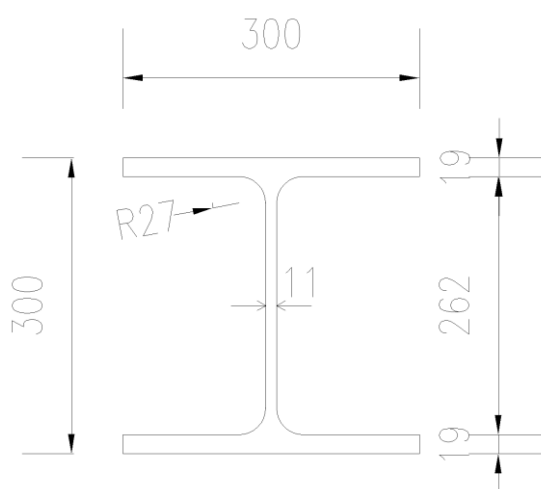
4.9 Vpliv togosti pasnice stebra

Odločili smo se, da bomo preverili, kakšen vpliv na obnašanje spoja ima zamenjava stebra s prvotno izbranim stebrom v spoju S1R45.

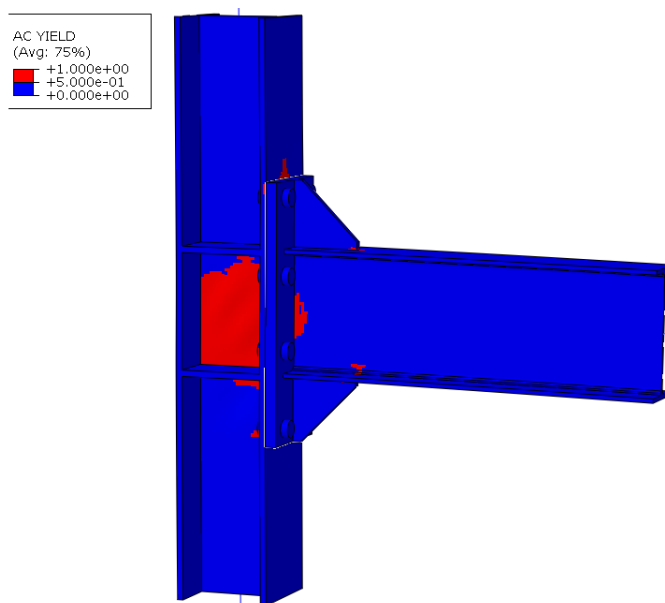
Steber vzamemo **HEB300** (Slika 77). Ta še vedno zagotavlja globalno duktilnost, saj za vmesni steber velja

$$\Sigma W_{Rc,el} \geq 1,3 \cdot \Sigma W_{Rb,el} = 1,3 \cdot 1160 \text{ cm}^3 = 1508 \text{ cm}^3 \rightarrow (W_{Rc,HEB300} = 1680 \text{ cm}^3) \text{ OK} .$$

Manjši profil stebra ne izberemo, saj potrebujemo zadosti nosilen strižni panel. Zanima nas, kaj se zgodi pri tanjši pasnici z dodanimi ojačitvami.

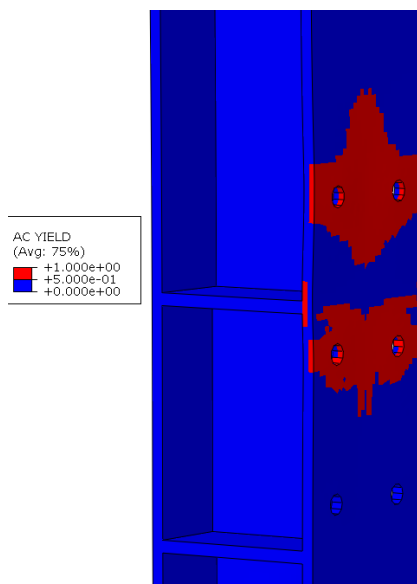


Slika 77: Profil HEB300



Slika 78: Plastifikacija strižnega panela pri stebru HEB300

Kot je bilo pričakovano, dobimo pri zamenjavi stebra plastifikacijo v strižnem panelu (Slika 78). Razlog je v tanjši stojini, kar posledično privede do nižje strižne nosilnosti. V model smo dodali strižno ojačitev po zahtevah standarda in pognali analizo.



Slika 79: Plastifikacija pasnic pri stebru HEB300

Z dodano strižno ojačitvijo nam uspe preprečiti plastifikacijo strižnega panela. Območje plastifikacije se premakne na pasnice stebra (Slika 79). Ena izmed možnih rešitev je namestitev podložnih ploščic na območje, kjer je prišlo do plastifikacije. Podložne ploščice uporabljamo takrat, kadar želimo ojačati pasnice stebra v primeru upogiba.

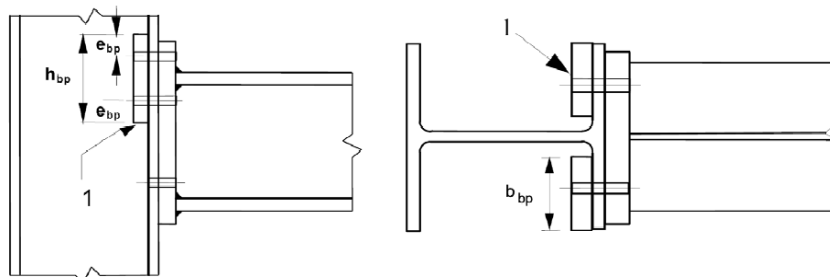
Pri dimenzioniranju podložnih ploščic moramo paziti, da bo zadoščeno zahtevam, ki nam jih podaja standard:

- Vsaka podložna ploščica mora segati vsaj do roba pasnice stebra in do roba zvara ali zaokrožitve od stojine stebra. Rob podložne ploščice je lahko od roba zvara ali zaokrožitve oddaljen največ 3mm.
- Podložna ploščica mora segati preko zadnje aktivne natežno obremenjene vrste vijakov za razdaljo, ki je določena na Slika 80.
- Pri uporabi podložnih ploščic je potrebno projektno nosilnost T-elementa določiti s spodnjim izrazom

$$F_{T,1,Rd} = \frac{4 \cdot M_{pl,1,Rd} + 2 \cdot M_{bp,Rd}}{m},$$

kjer je

$$M_{bp,Rd} = \frac{1}{4} \cdot \frac{l_{eff,1} \cdot t_{bp}^2 \cdot f_{y,bp}}{\gamma_{M0}}.$$



Slika 80: Podložna ploščica

$$h_{bp} \geq \sum l_{eff,1} = 310,1 \text{ mm} \rightarrow \text{Izberemo } h_{bp} = 311 \text{ mm}$$

$$e_{bp} \geq 2 \cdot d = 2 \cdot 30 \text{ mm} = 60 \text{ mm} \rightarrow \text{Izberemo } e_{bp} = 60 \text{ mm}$$

Iz spodnjega pogoja za ekvivalentno nosilnost vrste dobimo potrebno debelino podložnih ploščic.

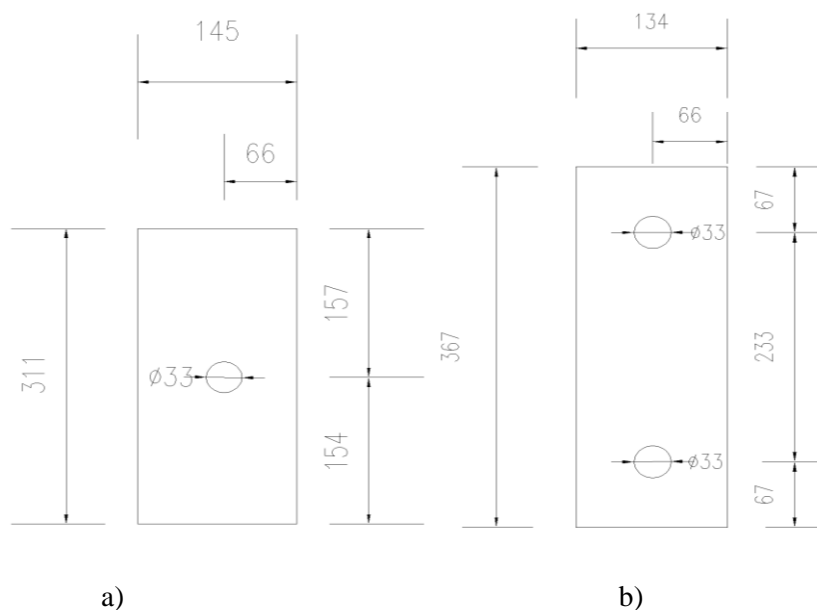
$$\frac{4 \cdot M_{pl,1,Rd}^{HEM300}}{m_1} \leq \frac{4 \cdot M_{pl,1,Rd}^{HEB300} + 2 \cdot M_{bp,Rd}}{m_2}; \quad m_1 \cong m_2$$

$$\frac{4 \cdot l_{eff}^{HEM300} \cdot t_{HEM300}^2}{4} \leq \frac{4 \cdot l_{eff}^{HEB300} \cdot t_{HEB300}^2}{4} + \frac{2 \cdot l_{eff} \cdot t_{bp}^2}{4}$$

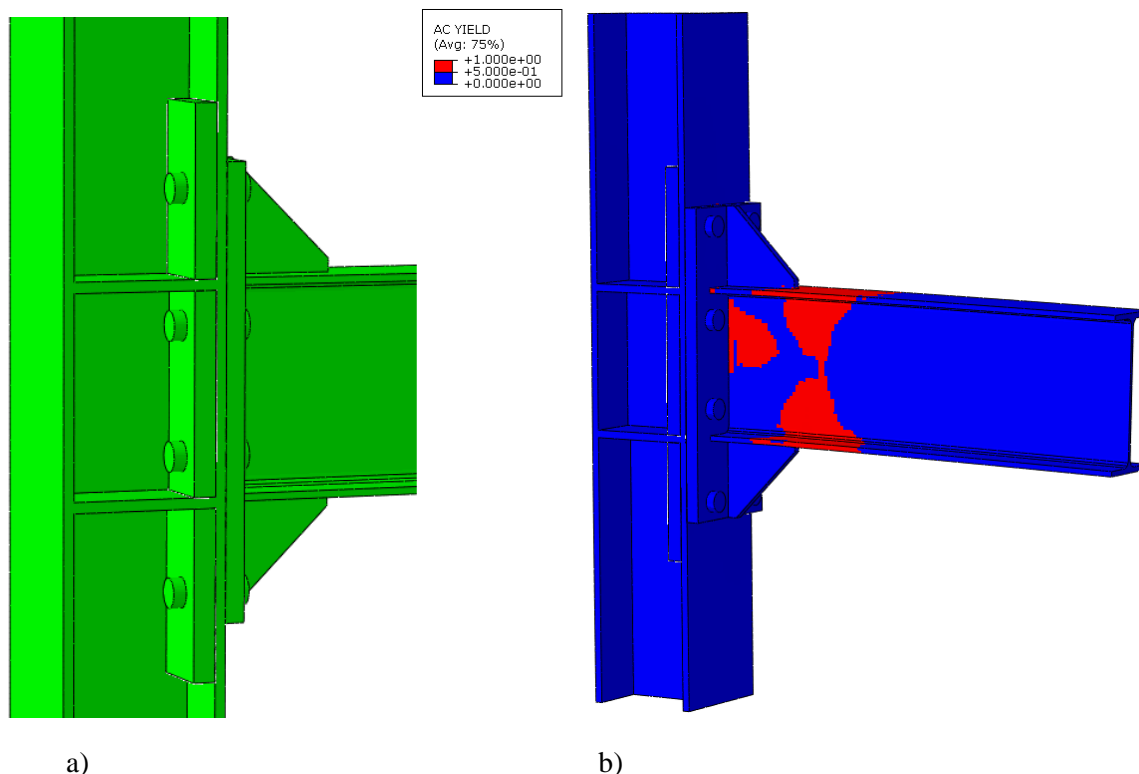
$$t_{HEM300}^2 \leq t_{HEB300}^2 + \frac{t_{bp}^2}{2} \rightarrow t_{bp} \geq \sqrt{(t_{HEM300}^2 - t_{HEB300}^2) \cdot 2}$$

$$t_{bp} \geq \sqrt{2 \cdot ((39 \text{ mm})^2 - (19 \text{ mm})^2)} = 48 \text{ mm}$$

Debelina podložnih ploščic znaša 48 mm. Skupna debelina pasnice stebra in podložnih ploščic je tako 67 mm (Slika 81).



Slika 81: Geometrija podložnih ploščic nad natezno pasnico (a) in pod natezno pasnico (b)



Slika 82: Numerični model (a) in območje plastifikacije ob prisotnosti podložnih ploščic (b)

Pasnico stebra uspemo ojačati do te mere, da ne pride do plastifikacije materiala. Plastifikacija materiala je prisotna le v prečki (Slika 82b). Material se plastificira na istih mestih, kot v primeru S1R45 (Slika 53a).

Zaključimo lahko, da za globalno duktilnost ne potrebujemo tako močnega stebra kot je *HEM300*, vendar so zahteve glede močne pasnice in stojine stebra v območju spoja. To pomeni, da lahko ojačamo del spoja s podložnimi ploščicami in strižno ojačitvijo ali pa na mestu spoja dodamo močnejši profil.

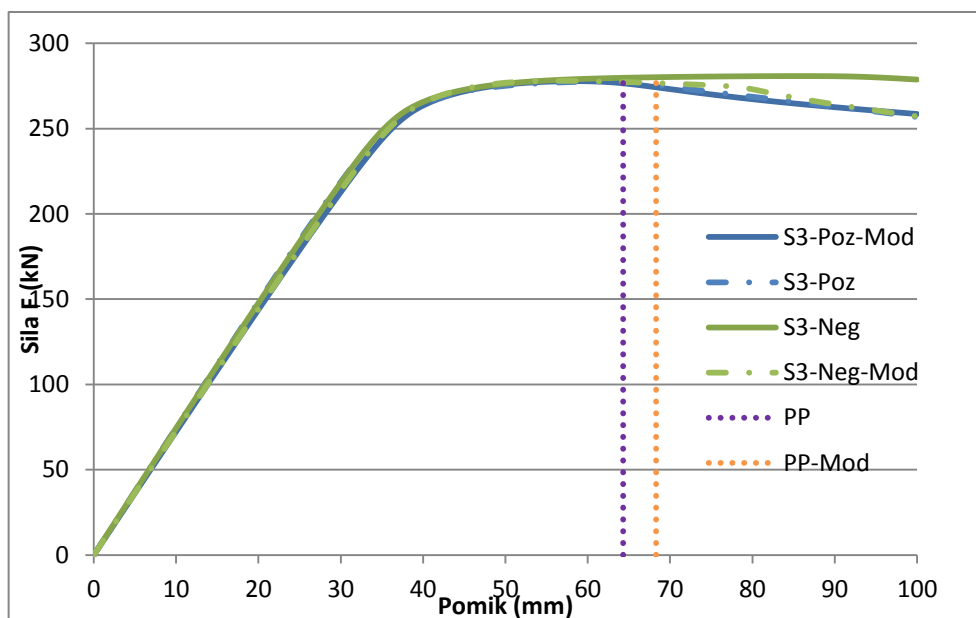
4.10 Vpliv togosti vute pri S3

Odločili smo se, da bomo analizirali vpliv debeline stojine in pasnice vute na obnašanje spoja. Prvotna debelina pasnice in stojine vute je znašala 20 mm . Novo določena debelina tako stojine kot pasnice vute je enaka debelini stojine prečke, torej enaka $8,6\text{ mm}$. S spremembo debelin se spremeni togost vute.

Spoj s spremenjeno debelino vute smo označili s končnico »Mod«.

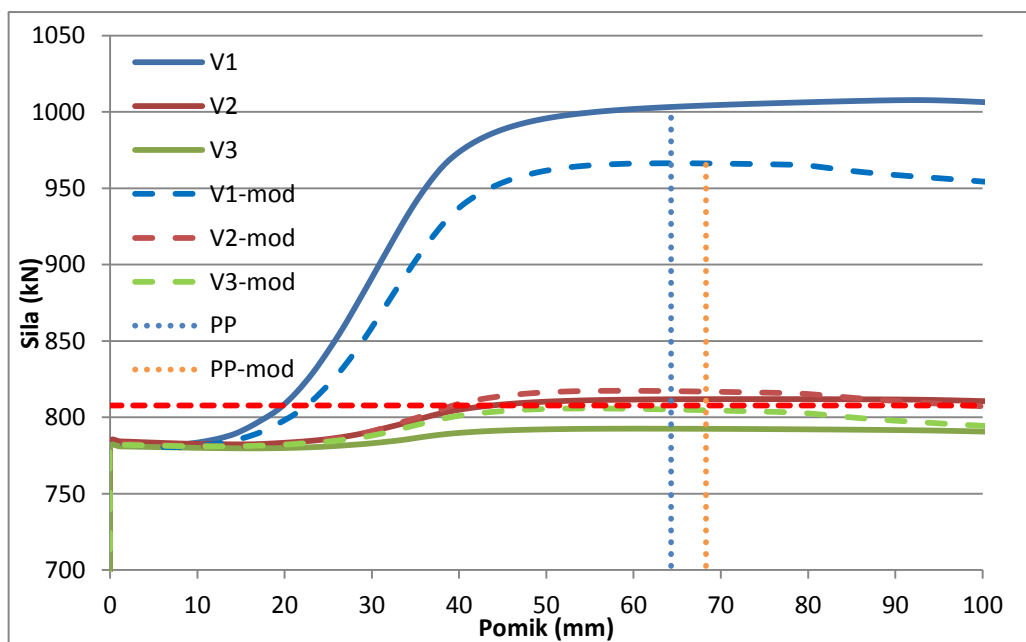
Pomik, ki je potreben za polno plastifikacijo prečke se v primerjavi z S3 poveča tako v primeru S3-Poz-Mod kot S3-Neg-Mod. Sprememba pomika je v obeh primerih enaka 4 mm (Grafikon 28)

S spreminjanjem dimenzij vute dosežemo prerazporeditev sil v vijakih. Z manjšanjem debelin stojine in pasnice postane vuta manj toga, kar privede do padca sile v vrsti 1, saj z zmanjšanjem togosti pasnice vute le ta prevzame manjšo obremenitev. V ostalih vrstah, ki sodelujejo pri prevzemu obtežbe se sile povečajo, saj je obremenitev v spoju enaka zaradi enake sile F in se ohrani ravnotežje (Grafikon 28).

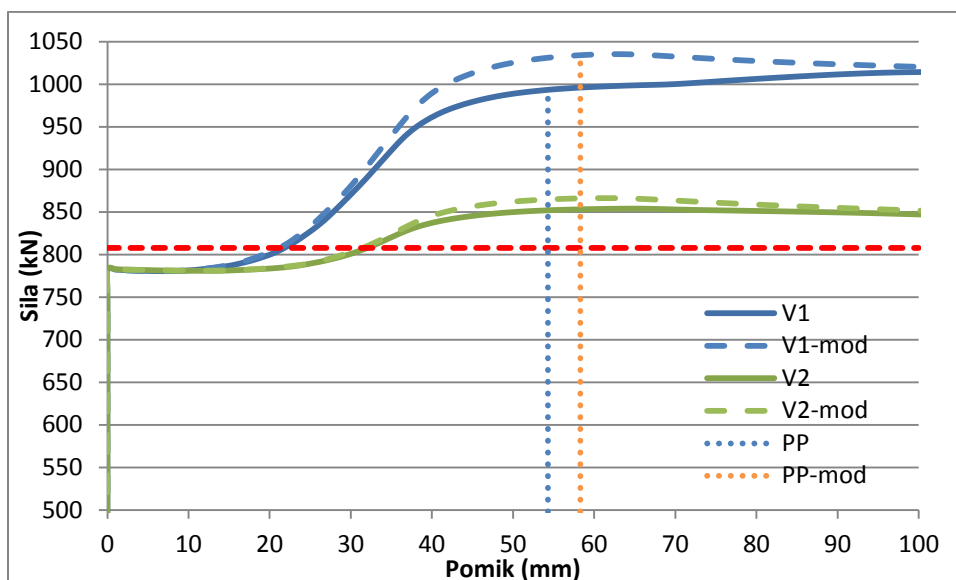


Grafikon 28: Vpliv togosti vute na silo F

Rezultat je smiseln, saj morajo ob padcu sile v vrsti 1 obremenitev prevzeti ostale vrste.

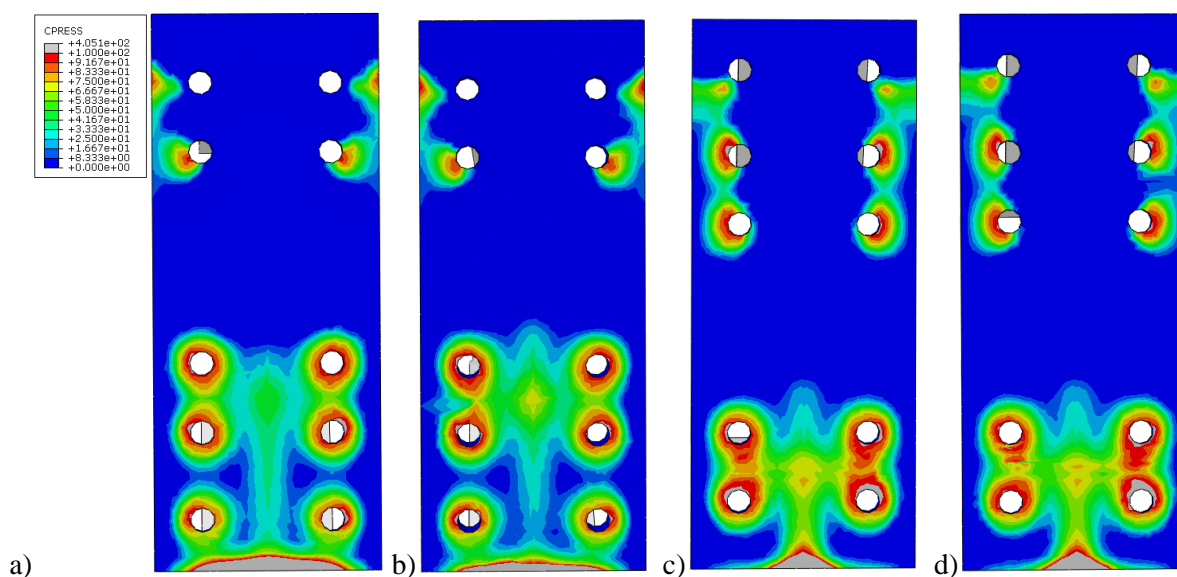


Grafikon 29: Vpliv togosti vute na sile v vrsti-S3-Neg



Grafikon 30: Vpliv togosti vute na sile v vrsti-S3-Poz

V primeru S3-Poz se sile v vrsti 1 povišajo. Sile v vrsti 2 ostanejo praktično nespremenjene. Do povišanja sil v vrsti 1 pride zaradi spremembe v položaju nevtralne osi. Iz kontaktnih napetosti je razvidno, da se nevtralna os premakne v primeru pozitivnega momenta bližje tlačeni pasnici, kar je neugodno, saj se ročica zmanjša in povzroči povečanje sil (Slika 83 a in b).

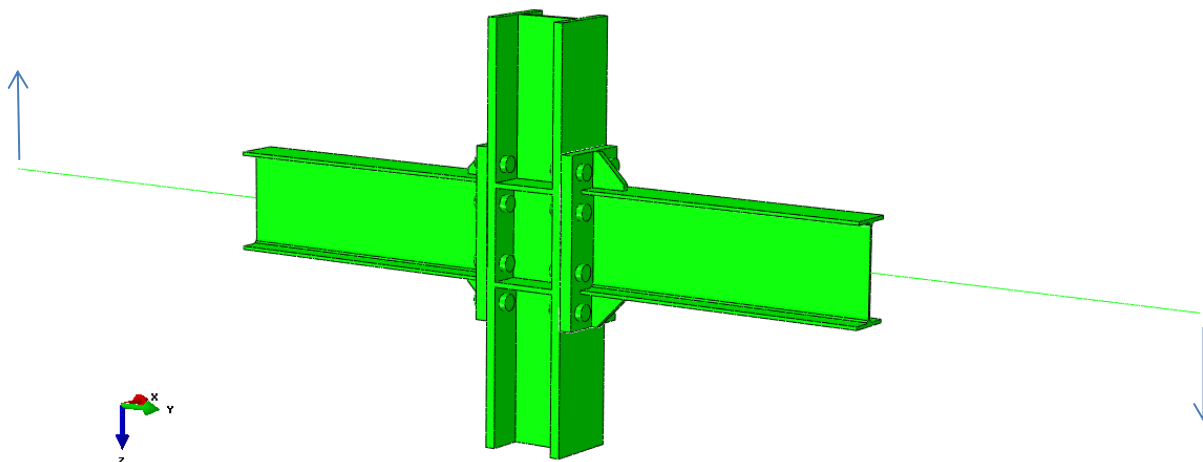


Slika 83: Vpliv togosti vute na prazporeditev kontaktnih napetosti - S3-Poz (a), S3-Poz-Mod (b), S3-Neg (c) in S3-Neg-Mod (d)

Pri obremenitvi spoja S3 s negativnim momentom razlike v prazporeditvi kontaktnih napetosti niso tako očitne (Slika 83 c in d). Na podlagi metode za izračun lege nevtralne osi s povprečnimi vrednostmi kontaktnih napetosti dobimo rezultate, ki potrjujejo našo domnevo o premiku. V primeru S3-Poz-Mod se je razdalja zmanjšala za 5,2 mm in znaša 159,9 mm. Lega nevtralne osi pri S3-Neg-Mod se premakne za 0,9 mm. Razdalja je majhna, vendar razlog za povišanje sil tako v vrsti 1 kot vrsti 2.

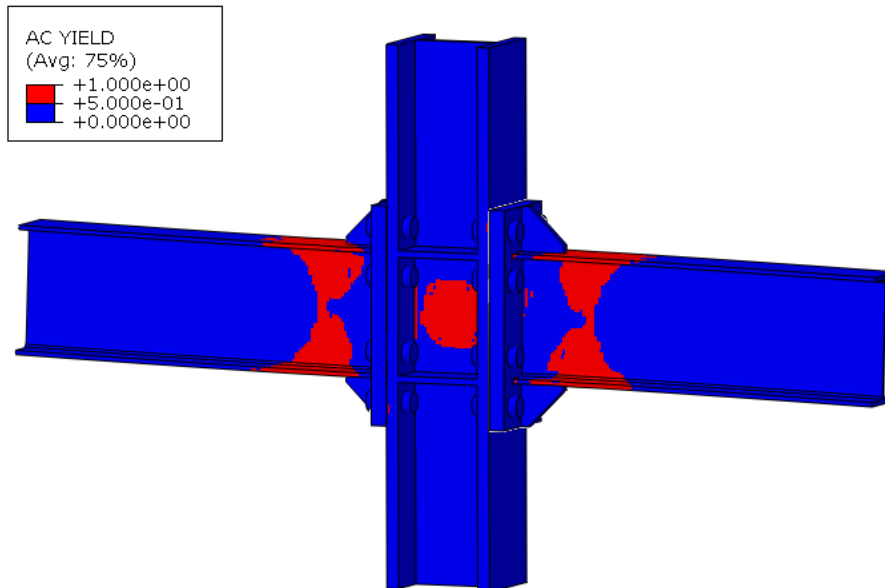
4.11 Vmesni steber

Konfiguracija spoja vmesnega stebra temelji na S4R45 (Slika 84).



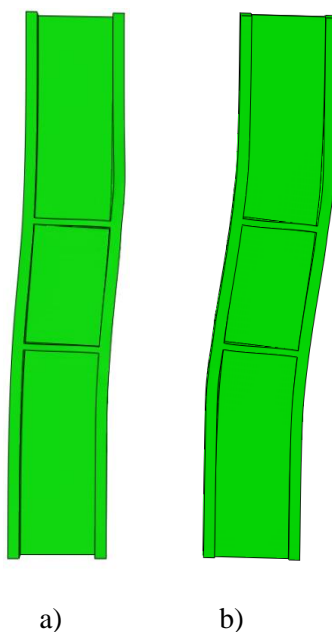
Slika 84: Vmesni steber S4R45

Vmesni steber smo obremenili tako, da smo na konec prečke na eni strani vsiljevali pomik v pozitivni »z« smeri, na drugi strani pa v negativni »z« smeri. V primerjavi s krajnim stebrom se v primeru vmesnega stebra pojavijo večje obremenitve v strižnem panelu, enojna strižna ojačitev ne zadošča, kar privede do plastifikacije (Slika 85). Strižni panel smo ojačali z dodatno strižno ojačitvijo.



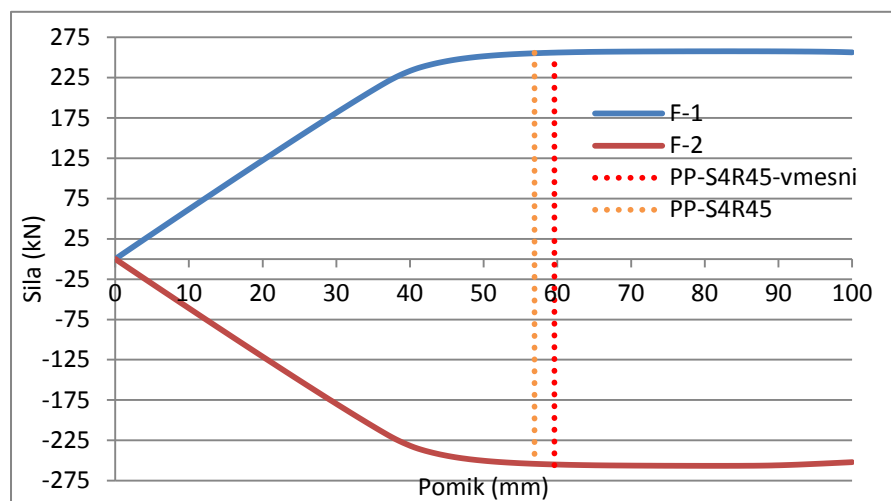
Slika 85: Plastifikacija strižnega panela pri vmesnem steburu

Deformacije vmesnega stebra so v primerjavi z deformacijami krajnega stebra večje, kar je bilo za pričakovati (Slika 86).



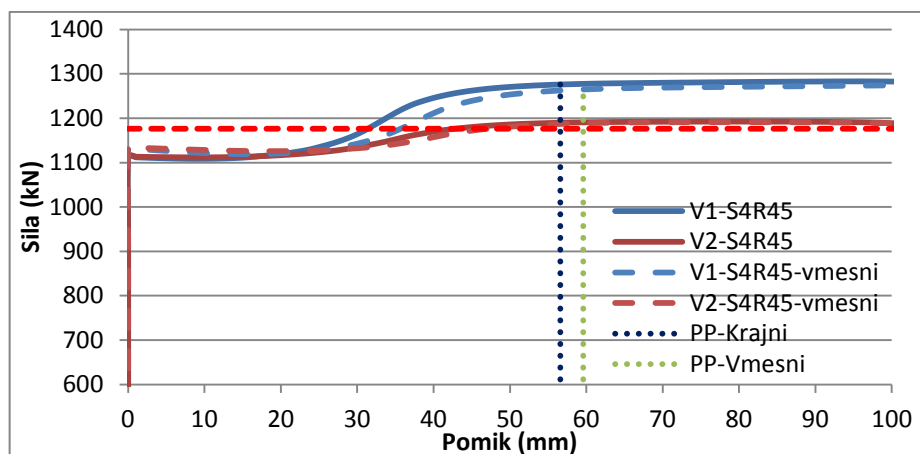
Slika 86: Deformacije pri krajnem (a) in vmesnem (b) stebri pri 30-kratni povečavi

Zaradi večje rotacije stebra (Slika 86b) je pomik na koncu prečke v trenutku polne plastifikacije v primerjavi s krajnim stebrom večji za 3 mm in znaša 59,6 mm.



Grafikon 31: Potek sile F pri vmesnem stebri

Potek sil F na koncu prečke je enak kot v primeru krajnega stebra. Vrednost sile F pri polni plastifikaciji prečke znaša 255,9 kN. Sili se razlikujeta le v predznaku, njuna velikost in razvoj z večanjem pomika sta enaki, kar je bilo tudi za pričakovati (Grafikon 31).

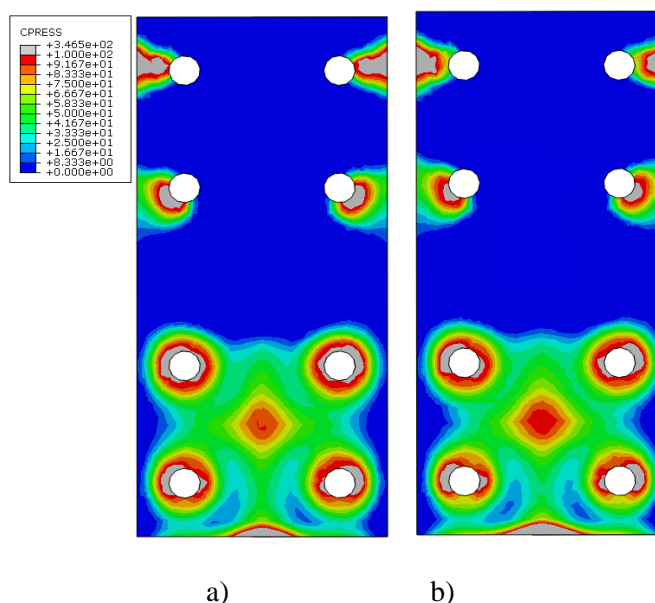


Grafikon 32: Primerjava sil v posamezni vrsti-krajni in vmesni steber

Za lepši prikaz razvoja sil v odvisnosti od pomika podpore smo odstranili del, ki prikazuje celotno prednapetje vijakov (Grafikon 32). Sile v posamezni vrsti vijakov v primeru vmesnega stebra so v času polne plastifikacije prečke enake kot v primeru krajnega stebra. Funkcija naraščanja sile v posamezni vrsti je ista v obeh primerih, razlikuje se le v vrednosti pomikov. Lahko zaključimo, da gre pri funkciji naraščanja sile pri vmesnem stebru za translatorsen premik funkcije naraščanja sile pri krajnem stebru, kar je posledica večje rotacije stebra v območju spoja. Tako kot pri krajnem stebru S4R45 so projektne vrednosti v vijakih presežene tudi pri vmesnem stebru S4R45.

V območju tlačnega dela so kontaktne napetosti v primeru vmesnega stebra višje tako na območju težišča tlačene pasnice, kot na spodnjem robu čelne pločevine, kar je razvidno tudi iz Slika 87.

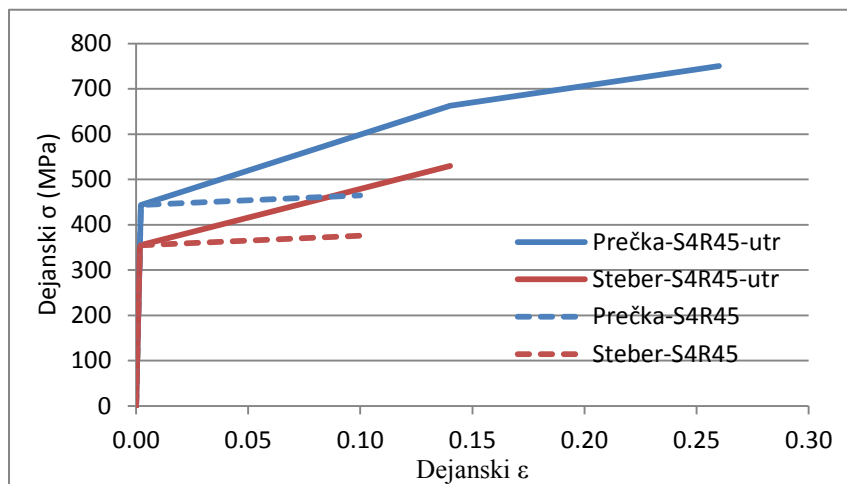
Območje največjih kontaktnih napetosti na tlačnem delu je v primeru vmesnega stebra nekoliko večje, zato domnevamo, da ne bo prišlo do razlike v legi nevtralne osi (Slika 87b).



Slika 87: Primerjava kontaktnih napetosti med krajnim (a) in vmesnim stebrom (b)

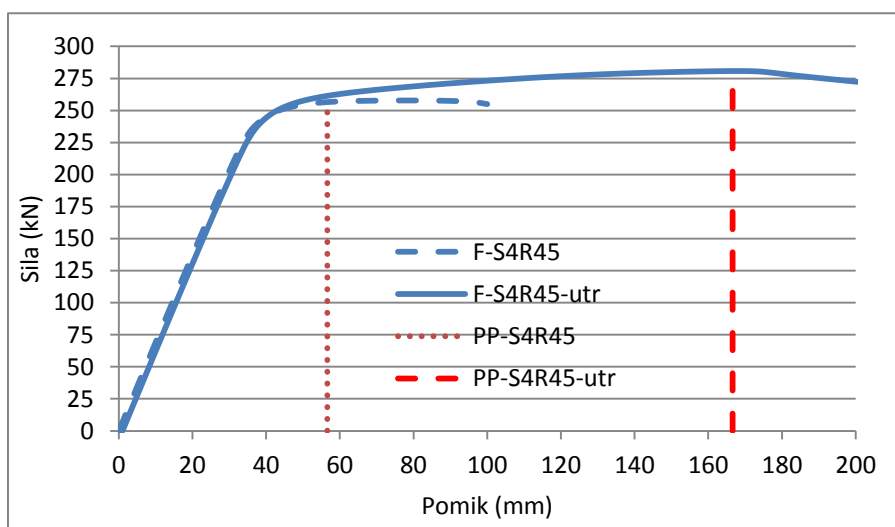
4.12 Vpliv utrjevanja materiala

Vpliv utrjevanja smo analizirali na primeru enostranskega spoja S4R45. Utrjevanje smo podali tako v steber, kot v prečko. Materialni model je prikazan na Grafikon 33.



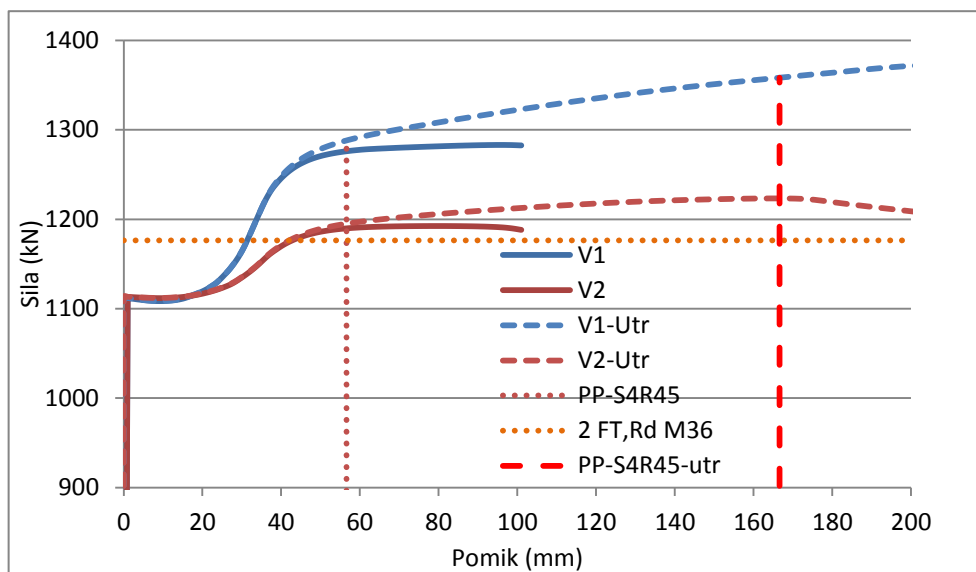
Grafikon 33: Materialni model prečke in stebra pri utrjevanju

Trend naraščanja sile F se nadaljuje tudi po polni plastifikaciji prečke, kar je tudi za pričakovati, saj to lahko sklepamo iz same definicije utrjevanja materiala. Da bi dobili maksimalno vrednost sile F smo morali v numeričnem modelu povečati pomik na koncu prečke, saj je po prvotnem pomiku 100 mm sila F še vedno naraščala. V model smo predpisali pomik 200 mm . Velikost pomika je bila zadosti velika, da je sila F dosegla najvišjo vrednost in začela tudi padati. Polno plastifikacijo pri S4R45-utr dosežemo pri pomiku $166,6\text{ mm}$. Vrednost sile F je v trenutku polne plastifikacije enaka $280,8\text{ kN}$. V primerjavi z modelom brez utrjevanja je višja za $9,5\%$. Utrjevanje materiala vpliva tudi na vertikalni pomik, ki je potreben za polno plastifikacijo prečke. Iz prvotnih $56,6\text{ mm}$ se poveča na $166,6\text{ mm}$. Primerjava sile F in vertikalnega pomika, potrebnega za polno plastifikacijo prečke je prikazana na Grafikon 34.



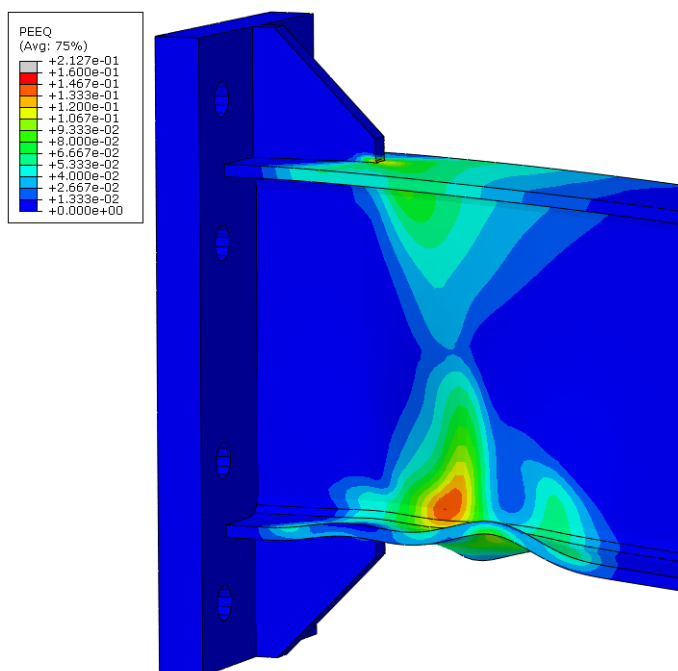
Grafikon 34: Vpliv utrjevanja na razvoj sile F

Podobno je s silami v posameznih vrstah vijakov. Pri S4R45 se sile po polni plastifikaciji prečke bistveno ne spremenijo, kar je tudi pričakovano. Ravno nasprotno se dogaja pri S4R45-Utr. Trend naraščanja sil v posameznih vrstah se nadaljuje tudi po polni plastifikaciji prečke. Maksimalna sila v vrsti 1 pri S4R45-Utr je v primerjavi z S4R45 večja za 6,4 %, v vrsti 2 pa 2,7 %. Vzrok je v naraščanju obremenitve, ki je odvisna od velikosti sile F . Ker je ta v primeru utrjevanja višja lahko zaključimo, da je višja vrednost sil v vijakih posledica naraščanja sile F . Primerjava sil je prikazana na Grafikon 35.

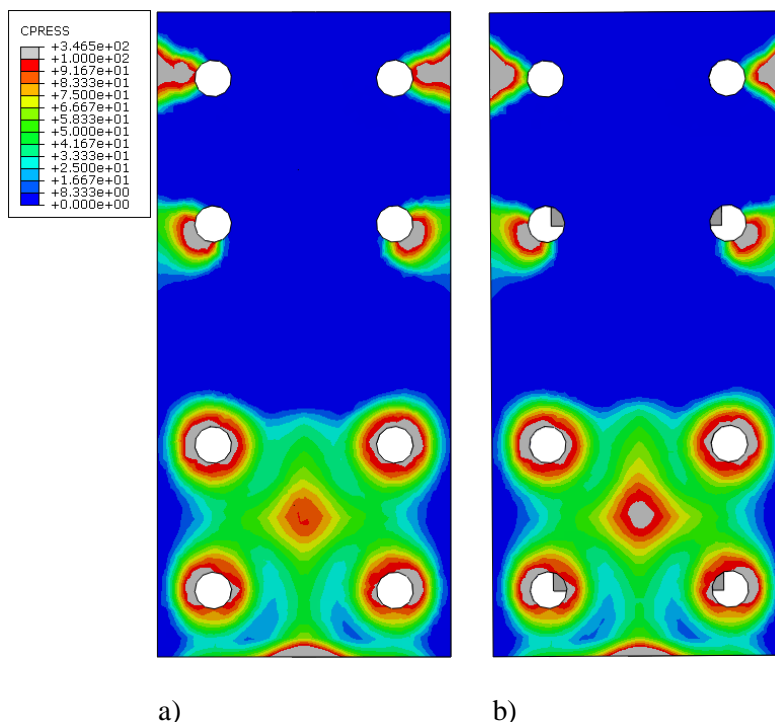


Grafikon 35: Vpliv utrjevanja materiala na velikost sil v posamezni vrsti vijakov

Največje plastične deformacije se pojavijo na mestu, kjer je pasnica prečke privarjena na ojačitveno rebro. V času polne plastifikacije so enake 15,4 % (Slika 88).



Slika 88: Plastične deformacije pri modelu z utrjevanjem



Slika 89: Vpliv utrjevanja na velikost kontaktnih napetosti-brez utrjevanja (a) in z utrjevanjem (b)

Slika 89 prikazuje vpliv utrjevanja na kontaktne napetosti med čelno pločevino in pasnico stebra. V trenutku polne plastifikacije prereza so kontaktne napetosti na območju težišča tlačene pasnice višje pri modelu z utrjevanjem (Slika 89b). Območje največjih kontaktnih napetosti na ojačitvenem rebro se bistveno ne spremeni.

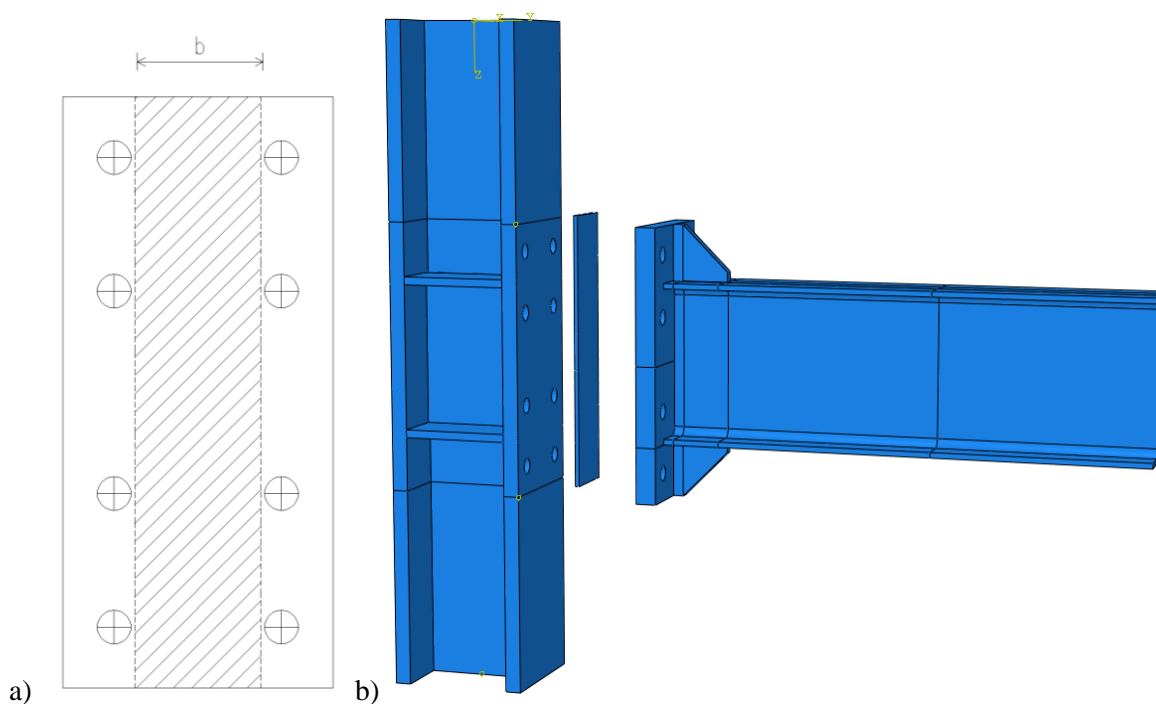
Analiza vpliva utrjevanja materiala je pokazala, da vpliv utrjevanja ni zanemarljiv. Medsebojna primerjava z modelom, kjer utrjevanja nismo upoštevali pokaže, da je za polno plastifikacijo prečke potreben večji pomik na koncu prečke. Vrednost sile F na koncu prečke v trenutku polne plastifikacije je v primerjavi z modelom, kjer utrjevanja nismo upoštevali višja. Posledično naraščajo tudi sile v vijakih, saj se obremenitev v spoju z večanjem sile F povečuje.

Zaključimo lahko, da faktor 1,1, ki zajame vpliv utrjevanja materiala pri izračunu $f_{y,max}$ zadošča, saj pri analizi modela z upoštevanim utrjevanjem povečanje sil ni preseglo meje 10%. V nasprotnem primeru bi morali faktor povišati. Pri vijakih si utrjevanja ne moremo privoščiti, saj so krhki. Silo v vijakih omejuje njihova natezna trdnost.

5 PREDLAGANO PRIPOROČILO

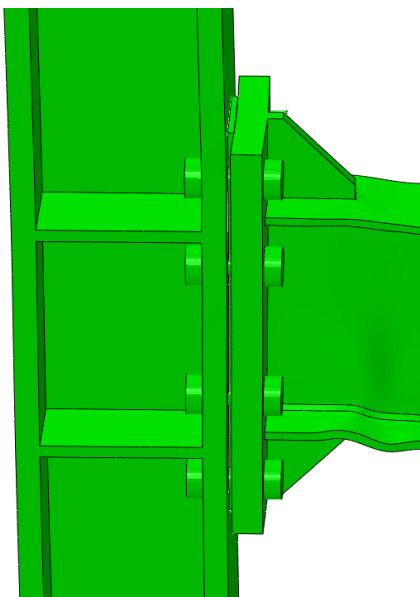
Predlagano priporočilo pri projektiranju vijachenih spojev temelji na načinu, kako preprečiti pojav reakcijskih kontaktnih sil in posledičnega povečanja sil v vijakih. V primeru stikovanja pasnice stebra in čelne pločevine se ob deformiranju tako čelne pločevine kot pasnice stebra sile pojavijo, zato smo rešitev iskali v umestitvi dodatne pločevine oziroma distančne plošče med pasnico stebra in čelno pločevino. Na ta način se pasnica stebra in čelna pločevina na robovih ne stikujeta in ob deformiranju se kontaktne napetosti ne tvorijo, kar pomeni, da reakcijskih kontaktnih sil ni.

Geometrijo dodatne pločevine smo določili na podlagi razvoja kontaktnih napetosti. Širina distančne plošče b med vijakoma v isti vrsti mora biti zadostna, da preprečimo deformacije čelne pločevine pri postopku prednapetja. Določili smo jo tako, da oddaljenost od roba do luknje vijaka enaka 5 mm (Slika 90). Distančna plošča ne sme biti pretanka, da ne bi ob deformiranju čelne pločevine prišlo do kontakta med čelno pločevino in pasnico stebra. Tako smo privzeli debelino distančne plošče 10 mm .

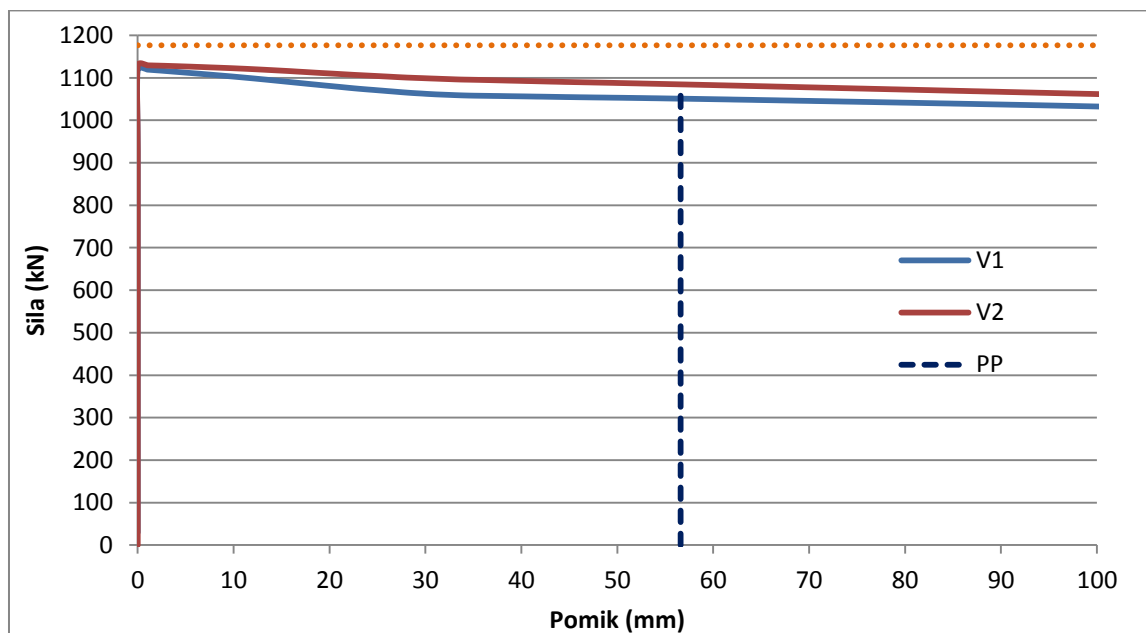


Slika 90: Distančna plošča (a) in njen položaj v spoju (b)

Primer distančne plošče smo aplicirali na spoj S4R45. Izkaže se, da v primeru polnega prednapetja sile v posamezni vrsti v trenutku polne plastifikacije prečke ne presežejo projektne natezne nosilnosti vrste vijakov, kar uvrsti spoj med polno nosilne. Ob deformiranju čelne pločevine vrednost sil celo pade, saj se čelna pločevina upogne (Grafikon 36). Kontaktnih napetosti med pasnico stebra in čelno pločevino ni, kar pomeni, da reakcijske kontaktne sile niso prisotne (Slika 91).



Slika 91: Vpliv distančne plošče na deformacije spoja (S4R45)



Grafikon 36: Vpliv distančne plošče na sile v vijakih (S4R45)

Zaključimo lahko, da z uvedbo distančne plošče zadostimo zahtevam, ki uvrstijo spoj med polno nosilne.

6 ZAKLJUČEK

Jeklene konstrukcije so vse do potresov v Kaliforniji (Northridge, 1994) in na Japonskem (Kobe, 1995) veljale za neproblematične glede potresne varnosti. Del zaslug za tako stanje gre pripisati dobri potresni odpornosti solidno projektiranih in zgrajenih jeklenih konstrukcij, del zaslug pa dejstvu, da v nerazvitih območjih, ki so jih prizadeli močni potresi, večetažnih jeklenih konstrukcij skoraj ni bilo. V prej omenjenima državama se ustrezno projektirane konstrukcije niso rušile. Opazen je bil relativno velik obseg poškodb, predvsem na območju spojev. Razlog za takšno obnašanje so bili neustrezno dimenzioniranje spojev, slabša kakovost zvarov od predpostavljene, premalo žilavo jeklo, prav tako ni bilo upoštevano utrjevanje materiala.

Zaradi posledic, ki sta jih pustila prej omenjena potresa so stekle številne raziskave na področju projektiranja potresno odpornih jeklenih konstrukcij. Velik poudarek je bil na projektiranju spojev. Priporočila, ki so sledila na podlagi raziskav so stremela k temu, da se porušitev zgodi v prečki, medtem ko spoj in steber ostaneta nepoškodovana. V ta namen je bil pri projektiranju vpeljan faktor dodatne nosilnosti in razne ojačitve spojev, ki jih dosežemo z ojačitvenimi rebri, kratkimi vutami ter reduciranim prerezom prečke, ki bi zagotavljali porušitev prečke.

V diplomski nalogi smo zasnovali 4 vrste spojev kot polno nosilne. Vse spoje smo ojačali z uporabo ojačitvenega rebra. Z ojačitvenim rebrom preprečimo upogib čelne pločevine nad natezno pasnico prečke. Posledično se lokacija plastičnega členka odmakne od spoja. S spreminjanjem naklona ojačitvenega rebra posegamo tudi na lokacijo plastičnega členka, kar pomeni, da se spremeni tudi zahteva za spoj. Na splošno zato velja, da želimo mesto plastičnega členka spraviti čim bližje spoju, vendar plastične deformacije ne smejo segati v spoj. Najbolj kritičen je strižni panel stebra. V stebri moramo preprečiti plastične deformacije, zato je nujna ojačitev strižnega panela. Ojačitev strižnega panela dosežemo tudi z dodanimi prečnimi ojačitvami, vendar je relativno majhna.

Porušne linije za primer porušitve ob ojačitvenem rebri Evrokod ne podaja, zato smo v primeru S1R45 in S1R30 aplicirali porušno linijo zraven ojačitve, kjer se izkaže, da je merodajna hkratna plastifikacija čelne pločevine in vrste vijakov. Rezultati numerične analize so potrdili predpostavljeno porušitev. Z umestitvijo rebra ne uspemo zagotoviti togega obnašanja čelne pločevine, saj je razdalja od natezno obremenjene pasnice do prve vrste vijakov relativno velika, kar se odraža v upogibu čelne pločevine tako v primeru S1R45 kot S1R30.

Pri ostalih variantah spojev smo predpostavili linearen razpored velikosti sil. Izkaže se, da v nobenem primeru ne dobimo predpostavljene velikosti sil. Pri S2 največjo silo dobimo v vrsti nad natezno pasnico, sledi sila v vrsti pod natezno pasnico, najmanjšo silo pa dobimo v prvi vrsti, za katero predpostavimo, da bo največja. Razlog za takšen razpored sil je v tem, da z ojačitvenim rebrom ne uspemo zagotoviti togega obnašanja čelne pločevine, zato se tudi največje sile pojavijo pri vrstah, ki sta zraven natezno obremenjene pasnice. Tretji izmed spojev, ki smo ga zasnovali kot polno nosilnega

je bil spoj, ojačan z vuto in kratkim ojačitvenim rebrom. Izkaže se, da je posledica večje togosti vute višja obremenitev prve vrste za 20 % v primerjavi z ostalimi vrstami v primeru, ko je vuta v nategu. Kot zadnjega smo zasnovali spoj v močnejšimi vijaki in nižjim ojačitvenim rebrom. Tudi v tem primeru se izkaže, da predpostavka o linearni razporeditvi sil ne ustreza.

Posledica prednapetja je natezna sila v vijakih, ki je prisotna pred obremenitvijo spoja. Pri obremenjevanju se sile v vijakih ne povečujejo, dokler je sila v vijakih manjša od začetne sile prednapetja. Ko se kontakt med čelno pločevino in pasnico stebra odpira, se komponente neenakomerno deformirajo, kar privede do povečanja sil zaradi različne togosti vijaka in kontakta. V primeru absolutne togosti komponent bi se kontakt ločil v trenutku, ko bi bila presežena sila prednapetja. Sila v vijaku bi bila enaka zunanji obremenitvi. Pri tankih pločevinah se pojavijo še reakcijske kontaktne napetosti, ki dodatno povečujejo sile v vijakih. Numerične analize pokažejo, da velikosti sil v vijakih presežejo projektno natezno nosilnost posamezne vrste, kar pomeni, da nobena varianta spojev ne zadosti kriteriju za polno nosilnost v primeru polnega prednapetja. V ta namen smo preučili obnašanje spoja v primeru, ko vijaki niso prednapeti in ko so delno prednapeti. Študija vpliva prednapetja pokaže, da so sile v posameznih vrstah vijakov v trenutku polne plastifikacije prečke najmanjše v primeru, kjer prednapetja ni, saj pred začetkom prevzema obremenitve ni prisotne nobene natezne sile v vijakih. Največje sile so prisotne v primeru polnega prednapetja. Vrednost reakcijskih kontaktnih sil se s stopnjo prednapetja ne spreminja. Razlika je v tem, da se kontakt v primeru, kjer prednapetja ni odlepi takoj, medtem ko se v primeru polnega prednapetja začne odpirati, vendar se ne odlepi v celoti in zaradi različne togosti vijaka in kontakta dobimo prirastek k silam v posamezni vrsti. Tako v primerih brez prednapetja spoji S1R45, S2, S3 – Poz, S4R45 in S4R30 izpolnjujejo zahteve za polno nosilnost, medtem ko pri delnem prednapetju zahteve izpolnjujejo le S2, S4R45 in S4R30.

Pri izračunu upogibne nosilnosti spoja predpostavimo lokacijo nevtralne osi v težišču tlačene pasnice. Izkaže se, da uspemo z uporabo ojačitvenih reber nevtralno os premakniti bolj proti spodnjemu robu čelne pločevine, kar je ugodno za upogibno nosilnost spoja, saj se ročica od nevtralne osi do posamezne vrste vijakov poveča. V primeru S3-Poz, kjer smo predpostavili premik nevtralne osi na spodnji rob čelne pločevine se izkaže, da kljub velikim kontaktnim napetostim v pasnici vute nevtralna os ni na predpostavljene mestu, kar pomeni, da smo s predpostavko na nevarni strani.

Linearna predpostavka o poteku napetosti pri izračunu nosilnosti zvarov ne ustreza. Največje Missesove napetosti se v obravnavanem spoju S2 pojavijo v nateznem delu stojine prečke, medtem ko se največje normalne napetosti pojavijo v pasnicah. Največja dosežena napetost pri dejanskem razporedu je 397 MPa , medtem ko je pri linearni predpostavki največja napetost enaka 232 MPa . Do koncentracij napetosti prihaja na območju vrst vijakov, ki sodelujejo pri prevzemu obremenitve. Napetosti so nižje od meje tečenja materiala, vendar se približajo materialni odpornosti prečke. Iz tega sledi, da morajo biti rebra in zvari projektirani na γ_{OV} , ter zasnovani kot polno nosilni. Iz medsebojne

primerjave spojev S4 lahko zaključimo, da rebro pod naklonom 30° bolj ugodno vpliva na velikost napetosti kot rebro pod kotom 45°, saj so tako Missesove kot vzdolžne normalne napetosti nižje.

Analiza vpliva debeline čelne pločevine na primeru S1R45 pokaže, da se z večanjem debeline vrednost kontaktnih sil znižuje neenakomerno. Razlog je v upogibu pasnice stebra, katerega posledica so prav tako kontaktne sile. Kot dokaz smo izvedli analizo spoja z absolutno togo čelno pločevino. Tudi v tem primeru se kontaktne napetosti pojavijo in so posledica prej omenjenega deformiranja pasnice stebra zaradi upogiba.

Vpliv tlačne osne sile v stebru na obnašanje spoja ni tako pomemben. Z njeno prisotnostjo se pojavijo le dodatne napetosti, ki lahko privedejo do plastifikacije strižnega panela, zato je potrebno panel dodatno ojačati. Etažni pomik in tlačna osna sila na silo na koncu prečke, velikost sil v vijakih in na lego nevtralne osi ne vpliva, medtem ko ima etažni pomik vpliv na potek razvoja sile F in posledično sil v posamezni vrsti.

Pogoj globalne duktilnosti poda priporočen profil stebra, na podlagi katerega zagotavljamo duktilnost konstrukcije na globalnem nivoju. Preverili smo, kakšen vpliv ima na obnašanje spoja zamenjava stebra s prvotno izbranim stebrom v spoju S1R45. Pri obremenjevanju se pojavi plastifikacija strižnega panela in pasnic stebra. Za ojačitev pasnic stebra smo uporabili podložne ploščice, katerih debelina mora biti relativno velika, da zagotovimo enako nosilnost kot v prvotno izbranem stebru. Zaključimo lahko, da za globalno duktilnost ne potrebujemo tako močnega stebra kot je *HEM300*, vendar so zahteve glede močne pasnice in stojine stebra v območju spoja. To pomeni, da lahko ojačamo del spoja s podložnimi ploščicami in strižno ojačitvijo ali pa na mestu spoja dodamo močnejši profil. To bi bilo ugodno tudi iz ekonomskega vidika, saj bi bila cena konstrukcije nižja.

S spremembo togosti vute v modelu S3 se sile v posamezni vrsti prerazporedijo. Tanjša debelina stojine in pasnice pomeni, da je vuta manj toga, kot v izhodiščnem primeru. Posledica je sprememba v legi nevtralne osi, ki se v primerjavi z izhodiščnim modelom pomakne bolj proti težišču tlačene pasnice, kar se odraža v povečanju sil v vijakih, kar je seveda neugodno. V primeru, ko je ojačitveno rebro na tlačeni strani se zaradi manjše togosti vute nevtralna os premakne stran od težišča tlačene pasnice, kar je za spoj ugodno.

V primeru vmesnega stebra se pri obremenjevanju pojavi večja zahteva po strižni nosilnosti, kot v primeru krajnega, zato je potrebna dodatna strižna ojačitev vmesnega stebra. Deformacije vmesnega stebra so zaradi narave obremenjevanja večje kot pri krajnem stebru. Razlik v vrednosti sil v vrsti v trenutku polne plastifikacije na koncu prečke, legi nevtralne osi in kontaktnih napetosti ni.

Analiza vpliva utrjevanja materiala je pokazala, da vpliv utrjevanja ni zanemarljiv. Zaključimo lahko, da faktor 1,1, ki zajame vpliv utrjevanja materiala pri izračunu $f_{y,max}$ zadošča, saj pri analizi modela z upoštevanim utrjevanjem povečanje sil ni preseglo meje 10%.

Na podlagi spoznanj celotnega odziva spojev smo podali predlagano priporočilo pri projektiranju vijachenih spojev, ki temelji na načinu, kako preprečiti pojav reakcijskih kontaktnih sil in posledičnega povečanja sil v vijakih. V primeru stikovanja pasnice stebra in čelne pločevine se ob deformiranju tako čelne pločevine kot pasnice stebra sile pojavijo, zato smo rešitev iskali v umestitvi dodatne pločevine oziroma distančne plošče med pasnico stebra in čelno pločevino. Na ta način se pasnica stebra in čelna pločevina na robovih ne stikujeta in ob deformiranju se kontaktne napetosti ne tvorijo, kar pomeni, da reakcijskih kontaktnih sil ni. Analize z distančno ploščo smo izvedli na spoju S4R45. Izkaže se, da v primeru polnega prednapetja sile v posamezni vrsti v trenutku polne plastifikacije prečke ne presežejo projektne natezne nosilnosti vrste vijakov, kar uvrsti spoj med polno nosilne. Ob deformiranju čelne pločevine vrednost sil celo pade, saj se čelna pločevina upogne. Kontaktnih napetosti med pasnico stebra in čelno pločevino ni, kar pomeni, da reakcijske kontaktne sile niso prisotne.

VIRI

Uporabljeni viri

Allen, P., Brown D., Fewster M., idr. 1997. Joints in steel construction. Moment connections. Berkshire, The steel construction institute: 233 p.

Beg, D. 2011/2012a. Projektiranje potresno odpornih jeklenih in sovprežnih konstrukcij. Neobjavljeno študijsko gradivo: loč. pag.

Beg, D. 2011/2012b. Spoji. Neobjavljeno študijsko gradivo: loč. pag.

Beg, D. 2011/2012c. Vezna sredstva. Neobjavljeno študijsko gradivo: loč. pag.

Ostali viri

Beg, D. 2010. Projektiranje jeklenih konstrukcij v skladu z Evrokodom 3 – kratek povzetek. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo: 111 str.

Coelho, A.M.G., Bijlaard, F.S.K., Silva, L.S. 2004. Experimental assessment of the ductility of extended end plate connections. *Journal of constructional steel research* 26: 1185–1206.

Dessouki, K.A., Youssef, A.H., Ibrahim, M.M. 2013. Behaviour of I bolted extended end-plate moment connections. *Ain Shams Engineering Journal*: 1–15.

Demonceau, J.F., Jaspard, J.P., Weynand, K., Oerder, R., Muller, C. 2011. Connections with four bolts per horizontal row. V: Dunai, L. (ur.), Ivanyi, M. (ur.), Jarmai, K. (ur.), Kovacs, N. (ur.), Vigh, G.L. (ur.). Eurosteel 2011. 6th European conference on steel and composite structures. Budapest, European convention for constructional steelwork, August 31-September 2, 2011. Budapest, European Convention for Constructional Steelwork: p. 567–572.

Hamburger, R.O., Moore, K., Apple, R., idr. 2011. Prequalified connections for special and intermediate steel moment frames for seismic applications. Chicago, American institute of steel construction: p. 19–39.

Kulak, G.M., Fisher, J.W., Struik, J.H.A. 2001. Guide to design criteria for bolted and riveted joints. Chicago, American institute of steel construction: p. 263–288.

Piluso, V., Rizzano, G. 2007. Random material variability effects on full-strength end plate beam-to-column joints. *Journal of constructional steel research* 63: 658–666.

Popov, P.E., Takhirov, S.M. 2002. Bolted large seismic steel beam-to-column connections Part 1: experimental study. *Journal of constructional steel research* 24: 1523–1534.

Zupančič, E. 2004. Rotacijska kapaciteta vijačenih spojev. Doktorska disertacija. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo (samozaložba E. Zupančič): str. 1–75.

Standardi:

SIST EN 1993-1-1: 2005. Evrokod 3: Projektiranje jeklenih konstrukcij - 1-1. Del: Splošna pravila in pravila za stavbe. Ljubljana, Slovenski inštitut za standardizacijo.

SIST EN 1993-1-8: 2005. Evrokod 3: Projektiranje jeklenih konstrukcij - 1-8. Del: Projektiranje spojev. Ljubljana, Slovenski inštitut za standardizacijo.

SIST EN 1998-1-1: 2005. Evrokod 8: Projektiranje potresnoodpornih konstrukcij - 1. Del: Splošna pravila, potresni vplivi in pravila za stavbe. Ljubljana, Slovenski inštitut za standardizacijo.