

# MATEJ TOPORIŠ

# VIHANJE PLOČEVIN PRI OBREMENITVI Z BOČNIM PRITISKOM

## MAGISTRSKO DELO

## MAGISTRSKI ŠTUDIJSKI PROGRAM DRUGE STOPNJE GRADBENIŠTVO

Ljubljana, 2020

Hrbtna stran: TOPORIŠ MATEJ

2020



## Kandidat/-ka: MATEJ TOPORIŠ

# VIHANJE PLOČEVIN PRI OBREMENITVI Z BOČNIM PRITISKOM

Magistrsko delo št.:

# **INFLUENCE OF PLATE CURLING ON BOLT BEARING RESISTANCE**

Master thesis No.:

Mentor/-ica: doc. dr. Primož Može Predsednik komisije:

Somentor/-ica:

Član komisije:

Ljubljana, \_\_\_\_\_

### STRAN ZA POPRAVKE

Stran z napako

Vrstica z napako

Namesto

Naj bo

#### BIBLIOGRAFSKA – DOKUMENTACIJSKA STRAN Z IZVLEČKOM

UDK:	006.3:624.014.2(497.4)(043.3)
Avtor:	Matej Toporiš, dipl. inž. grad. (UN)
Mentor:	doc. dr. Primož Može
Naslov:	Vihanje pločevin pri obremenitvi z bočnim pritiskom.
Tip dokumenta:	magistrsko delo
Obseg in oprema:	52 str., 39 sl., 7 pregl.,
Ključne besede:	vihanje pločevin, bočni pritisk, Abaqus, vijačeni preklopni spoji,
	visoko kvalitetno jeklo, geometrijske nepopolnosti

#### Izvleček:

Do vihanja, kot porušitve, običajno pride pri preklopnih vijačenih spojih s tankimi pločevinami, kjer se obremenitev med pločevinami prenaša preko bočnih pritiskov med vijaki in pločevino. Zaradi visokih bočnih pritiskov, se prosti del pločevine izboči izven svoje ravnine, kar zmanjšuje nosilnost na bočni pritisk. Ker vpliva vihanja trenutno ne zajema noben standard za projektiranje, je bil pojav numerično preučen, da bi razumeli mehansko obnašanje tega fenomena in razvili preprosto formulacijo, ki upošteva redukcijo nosilnosti. V nalogi je predlagan redukcijski faktor, ki upošteva padec nosilnosti zaradi vihanja. Podobno evrokodovem pristopu, je redukcijski faktor odvisen od izračunane relativne vitkosti. Elastična kritična sila, pri kateri se pojavi vihanje je bila izračunana preko numerične parametrične študije uklonskih analiz, izvedenih v programskem okolju za račun po metodi končnih elementov Abaqus. Rezultati študije so bili uporabljeni za razvoj preprostega analitičnega modela za določitev elastične kritične sile. Redukcijski faktor je bil določen na podlagi odvisnosti numeričnih nelinearnih analiz. Nosilnosti vijačnih preklopnih spojev so bile določene na podlagi geometrijsko in materialno nelinearnih analiz, z upoštevanjem začetne geometrijske nepopolnosti (GMNIA), pri katerih smo upoštevali različne spremenljive parametre, in sicer razmerje med premerom vijaka in debeline pločevine, robni razdalji e1 in e2, trdnostni razred materiala (S235, S690), amplitudo začetne nepopolnosti in različne robne pogoje.

#### **BIBLIOGRAPHIC – DOCUMENTIALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT**

UDC:	006.3:624.014.2(497.4)(043.3)
Author:	Matej Toporiš, dipl. inž. grad. (UN)
Supervisor:	assist. prof. Primož Može, Ph.D.
Title:	Influence of plate curling on bolt bearing resistance.
Document type:	Master thesis
Scope and tools:	52 p., 39 fig., 7 tab.
Keywords:	curling failure, bolt bearing, Abaqus, bolted lap connections, high
	strength steel, geometric imperfections

#### Abstract:

Curling failure typically appears in bolted connections with thin plates, where the force is transferred by bolt bearing. The curling phenomena is related to the high compressive stresses caused by bolt bearing, which cause the plates to buckle, reducing the bearing strength of connections. Since the reduction of the bearing strength due to curling is not considered in design codes, the curling phenomenon has been studied numerically to understand the mechanical behaviour and to develop simple design rules that take into account the reduction in bearing strength. The reduction factor was developed taking into account the Eurocode approach, i.e. by calculating the elastic critical force associated to curling and the associated relative slenderness. Therefore, the elastic critical force in relation to curling was obtained by parametric buckling analysis in finite element software Abaqus. These results were used to develop a simple analytical model for the calculation of the elastic critical curling force. The reduction factor was obtained from the relationship between the results of the parametric GMNIA and the relative slenderness. The strength of single bolt lap connections was determined by geometrical and material nonlinear analysis with imperfections (GMNIA) considering various parameters, namely ratio of the bolt diameter to plate thickness, end distance  $e_1$ , edge distance  $e_2$ , material grade (S235, S690), amplitude of imperfections and boundary conditions. The accuracy of the reduction factor for bearing strength is checked on the basis of experimental data given in the literature.

## ZAHVALA

Za vso strokovno pomoč, nasvete in za veliko mero potrpežljivosti pri izdelavi magistrske naloge se iskreno zahvaljujem mentorju doc. dr. Primožu Možetu.

Zahvaljujem se tudi družini, prijateljem in vsem, ki so me podpirali med študijem in pri izdelavi magistrske naloge.

Hvala Tjaši, za potrpežljivost tekom mojega študija.

## **KAZALO VSEBINE**

1	UV	'OD	1
2	PR	EGLED LITERATURE	3
	2.1	Določila standarda Evrokod 3	3
	2.2	Račun nosilnosti po Možetu (2018)	4
	2.	2.1 Model računa nosilnosti na bočni pritisk in spremljajoče porušitve	5
	2.	2.2 Model računa nosilnosti neto prereza in spremljajoče porušitve	6
	2.3	Vihanje	7
3	NU	JMERIČNE ANALIZE	11
	3.1	Numerični model	11
	3.2	Geometrija	12
	3.3	Material	12
	3.4	Vrste opravljenih analiz	13
	3.	4.1 Analize za račun nosilnosti pločevine – analize tipa A1, A2 in A4	14
	3.	4.2 Linearne uklonske analize – analize tipa A3	15
	3.5	Gostota mreže končnih elementov	16
	3.6	Začetne geometrijske nepopolnosti	18
4	РА	RAMETRIČNA ŠTUDIJA	21
	4.1	Parametri parametrične študije	21
	4.2	Potek parametrične študije	23
5	RE	ZULTATI	24
	5.1	Rezultati analiz za račun nosilnosti pločevin – analize tipa A1, A2 in A4	24
	5.2	Porušni mehanizem	29
	5.3	Rezultati linearnih uklonskih analiz – analize tipa A3	
	5.4	Izračun relativne vitkosti pločevin na bočni pritisk	

6	AN	ALITIČNI MODEL	37
	6.1	Analitičen izračun relativne vitkosti pločevin na bočni pritisk	
	6.2	Izračun redukcijskega faktorja	41
	6.3	Meja pri kateri ni nevarnosti vihanja	44
7	ZA	KLJUČEK	47
V	IRI		49
PI	RILO	GE	51

## KAZALO SLIK

Slika 1: Numerični model	1
Slika 2: Prerez preklopnega spoja z enim vijakom	2
Slika 3: Definicije geometrijskih karakteristik pločevine	4
Slika 4: Prikaz strižne porušitve	6
Slika 5: Prikaz porušitve z razkolom	6
Slika 6: Prikaz vihanja pločevine pri bočnem pritisku	7
Slika 7: Eksperimentalne nosilnosti v odvisnosti od teoretičnih	9
Slika 8: Primer preklopnega spoja cevastih profilov z dolgimi vijaki	10
Slika 9: Numerični model pločevine z vijakom	11
Slika 10: Geometrija pločevine	12
Slika 11: Odziv dejanske napetosti-deformacija materialnih modelov jekla S235 in S690	13
Slika 12: Ploskve s preprečenim pomikom izven ravnine	14
Slika 13: Robni pogoji uklonskih analiz	16
Slika 14: Kontrola gostote mreže preko robov	17
Slika 15: Primer izbrane gostote mreže	17
Slika 16: Odziv sila-pomik različnih gostot mrež (tip analize A1)	18
Slika 17: Primer deformacije pločevine pri pomiku 20 mm (GMNA) in prvih uklonskih oblik (LBA	A)19
Slika 18: Definicija amplitude začetne geometrijske nepopolnosti	20
Slika 19: Odziv sila-pomik analiz tipa A1, A2 in A4 primera A12-20	25
Slika 20: Odziv sila-pomik analiz tipa A1, A2 in A4 primera A15-20	26
Slika 21: Odziv sila-pomik analiz tipa A1, A2 in A4 primera A17-20	26
Slika 22: Odziv sila-pomik analiz tipa A1, A2 in A4 primera A20-20	27
Slika 23: Odziv sila-pomik analiz tipa A1, A2 in A4 primera A25-20	27
Slika 24: Odziv sila-pomik analiz tipa A1, A2 in A4 primera A30-20	28
Slika 25: Odziv sila-pomik analiz tipa A1, A2 in A4 primera A40-20	28
Slika 26: Glavne tlačne napetosti primera A25-20 z jeklom S235 pri mejni nosilnosti	29
Slika 27: Glavne natezne napetosti primera A25-20 z jeklom S235 pri mejni nosilnosti	29
Slika 28: Primerjava glavnih tlačnih napetosti	30
Slika 29: Redukcijski faktor v odvisnosti od vitkosti pločevine za jeklo S235 ( $e_0 = e_1/300$ )	34
Slika 30: Redukcijski faktor v odvisnosti od vitkosti pločevine za jeklo S235 ( $e_0 = e_1/200$ )	34
Slika 31: Redukcijski faktor v odvisnosti od vitkosti pločevine za jeklo S690 ( $e_0 = e_1/300$ )	35
Slika 32: Redukcijski faktor v odvisnosti od vitkosti pločevine za jeklo S690 ( $e_0 = e_1/200$ )	35
Slika 33: Redukcijski faktor v odvisnosti od vitkosti pločevine za jeklo S235 in S690 ( $e_0 = e_1/200$	))36
Slika 34: Prikaz uklona navidezne konzole	38

Slika 35: Kritične sile pridobljene numerično in analitično po enačbi (21)	39
Slika 36: Relativne vitkosti določene numerično po enačbi (17) in analitično po enačbi (23) za S235	40
Slika 37: Relativne vitkosti določene numerično po enačbi (17) in analitično po enačbi (23) za S690	41
Slika 38: Redukcijski faktor po enačbi (18) v odvisnosti od vitkosti pločevine po enačbi (23) za Si	235
$(e_0 = e_1/200)$	42
Slika 39: Primerjava reduciranih in ne reduciranih nosilnosti z eksperimentalnimi	44

## **KAZALO PREGLEDNIC**

Preglednica 1: Primerjava eksperimentalnih in teoretičnih nosilnosti	8
Preglednica 2: Materialna modela jekla S235 in S690	13
Preglednica 3: Povprečna razdalja med vozlišči na robovih območji posameznega modela [mm]	17
Preglednica 4: Računski čas modelov z različnimi gostotami mrež (tip analize A1)	18
Preglednica 5: Oznake vzorcev in geometrijske karakteristike	22
Preglednica 6: Vrednosti kritičnih uklonski sil pridobljenih z linearno uklonsko analizo [kN]	31
Preglednica 7: Primerjava eksperimentalnih in teoretičnih nosilnosti z upoštevanjem redukcije	43

## 1 UVOD

Namen magistrske naloge je preučiti vpliv vihanja pločevin, ki se pojavi pri vijačenih preklopnih spojih s tankimi pločevinami. Opišemo ga lahko kot izbočenje prostega konca pločevine izven svoje ravnine, ki je posledica visokih tlačnih bočnih napetosti, kot prikazuje slika 1. Vpliva vihanja pločevine ne zajema noben standard za projektiranje spojev te vrste, zato je razumevanje vihanja pomembno, saj vihanje zmanjšuje nosilnost spoja na bočni pritisk.

Izvedena je bila parametrična študija na poenostavljenem numeričnem modelu preklopnega spoja z enim vijakom, prikazanem na sliki 1. Študija je bila izvedena v programskem okolju Abaqus, parametri pa so bili razmerje med premerom vijaka in debelino pločevine, končna razdalja  $e_1$ , robna razdalja  $e_2$ , trdnostni razred jekla, robni pogoji in velikost začetne geometrijske nepopolnosti.





Vijačeni spoji so pogosta oblika spajanja jeklenih elementov konstrukcij, saj je pri varjenju na gradbišču zaradi številnih zunanjih vplivov, težje zagotoviti predpisano kvaliteto zvarov. Prav tako je težje zagotoviti zadostno protikorozijsko zaščito jeklenih elementov, kateri so v svoji življenjski dobi podvrženi različnim zunanjim vplivom. Zato se v praksi veliko uporabljajo montažni sistemi gradnje, pri kateri so posamezni elementi izdelani v delavnici, kjer so zunanji dejavniki pod nadzorom. Take, že protikorozijsko zaščitene prefabricirane elemente, se na gradbišču montira s pomočjo vijačenih spojev, ki nam omogočajo hitro in enostavno montažo jeklenih elementov brez varjenja.

Ločimo tri kategorije preklopnih spojev, in sicer kategorijo A - običajni strižni spoji, kategorijo B - torni spoji v mejnem stanju uporabnosti in kategorijo C - torni spoji v mejnem stanju nosilnosti [1].

Magistrska naloga je usmerjena v preklopne spoje, kjer se obremenitev med pločevinami prenaša preko kontaktnih napetosti med vijaki in pločevino. Na ta način se obremenitev prenaša v spojih kategorije A in v spojih kategorije B in C po preseženi torni nosilnosti. V vijaku so kontaktne napetosti uravnotežene s strižnimi napetostmi, ki potekajo po strižni ravnini vijaka kot je prikazano na sliki 2. Število strižnih ravnin je odvisno od konfiguracije spoja. V pločevini zaradi kontaktnih napetosti nastanejo bočni pritiski, ki so v ravnotežju z zunanjimi obremenitvami.



Slika 2: Prerez preklopnega spoja z enim vijakom

EN 1090-2 podaja dimenzije lukenj za vijake. Luknje so zaradi lažje montaže vedno večje od premera stebla vijaka [2]. Ob začetku obremenitve se v pločevini, v območju stika, pojavijo koncentracije kontaktnih napetosti, ki zaradi takojšnje plastifikacije in tečenja materiala pločevine otopijo. To povzroči ugnezdenje vijaka v pločevino. V primeru spoja z več vijaki, duktilnost materiala pločevine in posledična deformacija oziroma podaljšanje luknje, omogočata prerazporeditev obremenitev na vse vijake [3, 4, 5].

#### **2 PREGLED LITERATURE**

#### 2.1 Določila standarda Evrokod 3

EN 1993-1-1 in EN 1993-1-8 določa naslednje kontrole pri računu nosilnosti preklopnih spojev [1, 6]:

- kontrolo projektne nosilnosti oslabljenega prereza (EN 1993-1-1),
- kontrolo projektne nosilnosti v bočnem pritisku (EN 1993-1-8),
- kontrolo projektne nosilnosti polnega prereza (EN 1993-1-1),
- kontrolo projektne nosilnosti vijaka v strigu (EN 1993-1-8),
- kontrolo projektne nosilnosti pri strižnem iztrgu skupine vijakov EN (1993-1-8).

V nadaljevanju slednjih treh kontrol ne bomo obravnavali, saj niso tema naloge, oziroma ne pridejo v poštev, saj imamo opravka s preklopnim spojem z enim vijakom.

Mejna projektna nosilnost oslabljenega prereza:

$$F_{net,Rd} = \frac{0.9 A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} \tag{1}$$

Projektna nosilnost posameznega vijaka na bočni pritisk, za pločevine debelejše od 3 mm:

$$F_{b,Rd} = \frac{k_1 \alpha_b f_u dt}{\gamma_{M2}},\tag{2}$$

kjer je:

$$a_b = \min\left(\alpha_d; \quad \frac{f_{ub}}{f_u}; \quad 1, 0\right) \tag{3}$$

- v smeri delovanja obtežbe:

 $a_d = \frac{e_1}{3d_0} \longrightarrow$  za robni vijak (4)

$$a_d = \frac{p_1}{3d_0} - 1,4 \rightarrow za \text{ notranji vijak}$$
 (5)

- pravokotno na smer delovanja obtežbe:

$$k_1 = \min\left(2, 8\frac{e_2}{d_0} - 1, 7; 1, 4\frac{p_2}{d_0} - 1, 7; 2, 5\right) \rightarrow \text{za robni vijak}$$
 (6)

$$k_1 = \min\left(1, 4\frac{p_2}{d_0} - 1, 7; 2, 5\right) \longrightarrow$$
 za notranji vijak (7)

 $f_v$  ... napetost tečenja pločevine,

 $f_u$  ... natezna trdnost pločevine,

- $f_{ub}$  ... natezna trdnost vijaka,
- $A_{net}$  ... ploščina neto prereza pločevine,
- d ... premer vijaka,
- $d_0$  ... premer odprtine za vijak,
- *t* ... debelina pločevine.

Faktor  $k_1$  zajema smer delovanja obtežbe in omejuje povprečno napetost v pločevini na 2,5  $f_u$  v izogib prevelikemu podaljšanju luknje in preprečuje iztrg vijaka iz pločevine, kadar so razdalje  $e_1$  majhne. Mejna projektna nosilnost na bočni pritisk se lahko računa posebej za robne in notranje vijake. Nosilnost skupine vijakov lahko izračunamo kot nosilnosti v bočnem pritisku, če je zagotovljena duktilnost. Če je nosilnost vijaka v strigu večja od nosilnosti v bočnem pritisku je duktilnost zagotovljena. V nasprotnem primeru je nosilnost omejena s strižno nosilnostjo vijakovDefinicije geometrijskih karakteristik pločevine so prikazane na sliki 3.



Slika 3: Definicije geometrijskih karakteristik pločevine

#### 2.2 Račun nosilnosti po Možetu (2018)

Objavljenih je veliko raziskav, kjer se je avtor s sodelavci ukvarjal z nosilnostjo preklopnih spojev [3, 4, 5, 7, 8]. V nedavni raziskavi, iz leta 2018, pa je bila predlagana tudi nova formulacija za izračun nosilnosti v bočnem pritisku [4]. Predlagana kontrola je enostavnejša, konceptualno enaka kontroli iz EC3, manj konservativna in kaže boljše ujemanje z rezultati izvedenih testov. Predlagana je tudi nova kontrola nosilnosti oslabljenega prereza in strižnega iztrga skupine vijakov.

V obsegu preiskave je bilo narejeno večje število testov preklopnih spojev z enim in dvema vijakoma iz mehkega konstrukcijskega jekla (MKJ) S235. Preiskave so bile podkrepljene s parametrično numerično študijo spojev z enim vijakom. Na podlagi dobljenih rezultatov je bilo ugotovljeno, da se v več primerih kritična kontrola po EC3 ne ujema z dejansko porušitvijo spoja, predvsem pri porušitvah na bočni pritisk. Avtor natančno opiše mehanizme porušitev pločevine obremenjene na bočni pritisk, ki predstavlja poenostavljen model preklopnega spoja z enim vijakom. Dobljeni rezultati so bili primerjani tudi z rezultati študij iz preteklih raziskav, ki so bile opravljene na jeklu visoke trdnosti (JVT) [7, 8].

#### 2.2.1 Model računa nosilnosti na bočni pritisk in spremljajoče porušitve

Najopaznejša razlika predlaganega modela za izračun nosilnosti na bočni pritisk se od pristopa po EC3 razlikuje v odsotnosti faktorja  $k_1$ , saj nov model ne upošteva razdalj  $e_2$  in  $p_2$ . Avtor navaja, da je v EC3 faktor  $k_1$  verjetno upoštevan zaradi pomankanja eksperimentalnih rezultatov, saj nesmiselno znatno zniža nosilnost v bočnem pritisku. V predlaganem modelu je upoštevano, da je povprečna nosilnost v bočnem pritisku linearno odvisna le od razdalj  $e_1$  in  $p_1$ . Pri tem je povprečni bočni pritisk definiran kot količnik med silo in produktom premera vijaka in debelino pločevine. Modelu je dodan faktor  $k_m$ , ki je odvisen od trdnostnega razreda jekla pločevine. Nosilnost pločevine v bočnem pritisku je definirana z naslednjim izrazom:

$$F_b = k_m \,\alpha_d \, t \, d \, f_u \,, \tag{8}$$

kjer je:

$$a_d = \min\left(\frac{e_1}{d_0}; 3\right) \longrightarrow$$
 za robni vijak (9)

$$a_d = \min\left(\frac{p_1}{d_0} - \frac{1}{4}; 3\right) \rightarrow$$
 za notranji vijak (10)

$$k_m = \begin{cases} 1,0; &\le S460\\ 0,9; &> S460 \end{cases}$$
(11)

**Strižna porušitev pločevine** spada med porušitve zaradi bočnih pritiskov in se pojavi, ko je robna razdalja  $e_1$  relativno kratka, ponavadi ne več kot 1,5  $d_0$ . Na zunanjem robu pločevine se tvorita dve strižni ravnini pravokotni na rob pločevine, saj vijak potiska material proti prostemu robu. Porušitev nastane zaradi pretrga po strižnih ravninah [4, 5, 8]. Primer strižne porušitve je prikazan na sliki 4.



Slika 4: Prikaz strižne porušitve

**Porušitev pločevine z razkolom** se pojavi, ko je robna razdalja e<sub>2</sub> dovolj majhna, da delna plastifikacija neto prereza omogoči upogib pločevine v svoji ravnini proti zunanjem robu. Porušitev se pojavi na prostem robu pred vijakom. Ob porušitvi se, zaradi visokih nateznih napetosti na skrajnem robu, pločevina pred vijakom razkolje. Porušitev predstavlja spodnjo mejo nosilnosti na bočni pritisk. Kljub temu da porušitev z razkolom spada pod porušitve zaradi bočnih pritiskov, jo EC3 pogosto zajame v kontroli neto prereza [4, 5, 8]. Primer porušitve z razkolom je prikazan na sliki 5.



Slika 5: Prikaz porušitve z razkolom

#### 2.2.2 Model računa nosilnosti neto prereza in spremljajoče porušitve

V primeru, da je razdalja med vijakom in prostim robom dovolj velika se ob obremenitvi material začne kopičiti pred vijakom. Pri tem nastanejo visoki bočni pritiski, kar vodi v prestrig vijaka ali v **porušitev neto prereza** [3]. Avtor je nosilnosti in odzivu elementov iz JVT, kritičnih na porušitev oslabljenega prereza, že v preteklosti namenil ločeno raziskavo [7]. V raziskavi iz leta 2014 pa podaja nov model izračuna projektne nosilnosti oslabljenega prereza, tako za MKJ, kot tudi za JVT. V predlaganem modelu, je izpuščen koeficient 0,9, saj se je izkazalo, da je koeficient odveč in vrača konservativne rezultate. Kot že omenjeno, kontrola nosilnosti oslabljenega prereza po EC3 pogosto zajame tudi porušitve z razkolom, ki spadajo pod porušitve zaradi bočnega pritiska. S predlagano definicijo je kontrola kritična le v primerih, ko se po celotnem oslabljenem prerezu razvije napetost enaka natezni trdnosti pločevine:

$$N_{u,Rd} = \frac{A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} \tag{12}$$

#### 2.3 Vihanje

Pri tanjših in bolj vitkih pločevinah lahko nastane **porušitev zaradi vihanja pločevine** (slika 6). Ta vrsta porušitve zmanjšuje nosilnost na bočni pritisk zaradi izbočenja prostega dela pločevine pred vijakom.



Slika 6: Prikaz vihanja pločevine pri bočnem pritisku

Vihanje, kot možno porušitev pločevin pri bočnem pritisku vijaka, je omenjeno v literaturi [9], kjer avtor na podlagi izvedenih testov pločevine z enim vijakom preučuje togost in nosilnost pločevin obremenjenih na bočni pritisk. Predlagan je tudi računski model za račun odziva sila – pomik. Vsi vzorci so zasnovani na način, da pride do porušitve po bočnem pritisku. Avtor vzorce testa kategorizira glede na način porušitve na štiri kategorije, porušitev zaradi bočnega pritiska, porušitev zaradi vihanja, porušitev z razkolom in strižna porušitev. Definiciji slednjih dveh porušitev sta podrobneje opisani že v prejšnjem poglavju. S porušitvijo zaradi bočnega pritiska so kategorizirani vzorci, pri katerih pri podaljšanju luknje za 12,7 mm, ni bilo zabeleženega padca v nosilnosti [9]. Pozornost v raziskavi ni usmerjena v vzorce, pri katerih je prišlo do porušitve zaradi vihanja, vseeno pa so podane dosežene nosilnosti le-teh.

V preglednici 1 so prikazane eksperimentalne nosilnosti [9], teoretične nosilnosti po pristopu EC3 in po pristopu predlaganem v poglavju 2.2. Testi s poudarjeno pisavo predstavljajo vzorce, pri katerih je prišlo do porušitve zaradi vihanja. Prikazane so tudi primerjave eksperimentalnih in teoretičnih nosilnosti, iz katerih je razvidno, da oba teoretična pristopa, v primeru vihanja, podajata nosilnosti tudi do 175 % eksperimentalne nosilnosti. Pri testih 5 in 6, z enakim materialom in geometrijo, je opaziti, da ni prišlo do enake porušitve. Pri testu 6 je bilo ob porušitvi zaznano vihanje, medtem ko pri testu 5 avtor navaja porušitev po bočnem pritisku. Pri testih 19 in 20, prav tako z enakim materialom in geometrijo,

je opaziti relativno veliko razliko v nosilnosti kljub temu, da je bila pri obeh vzorcih zaznana porušitev zaradi vihanja. Iz tega lahko sklepamo, da je pojav vihanja stabilnostno zelo občutljiv.

Test	h	t	61	62	fv	f.,	Fmax	F <sub>b</sub> (EC3)	F <sub>b</sub> (EC3)	Fr (Može)	F <sub>b</sub> (Može)
1050	u	t	UI	02	Iy	Iu	I max	10(ECC)	F <sub>max</sub>	1 0 (101020)	F <sub>max</sub>
[/]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[Mpa]	[Mpa]	[kN]	[kN]	[/]	[kN]	[/]
1	25	6,5	25	57	414	690	108,1	86,5	0,80	103,8	0,96
2	25	6,5	25	57	414	690	99,2	86,5	0,87	103,8	1,05
3	25	6,5	38	57	414	690	152,1	131,5	0,86	157,8	1,04
4	25	6,5	38	57	414	690	150,3	131,5	0,87	157,8	1,05
5	25	6,5	51	57	414	690	192,2	176,5	0,92	211,8	1,10
6	25	6,5	51	57	414	690	202,8	176,5	0,87	211,8	1,04
7	25	6,5	64	57	507	752	185,5	241,4	1,30	260,7	1,41
8	25	6,5	64	57	390	655	187,7	210,2	1,12	252,3	1,34
9	25	6,5	76	57	414	690	185,5	263,0	1,42	315,6	1,70
10	25	6,5	76	57	414	690	180,1	263,0	1,46	315,6	1,75
11	25	6,5	25	57	407	665	105,9	83,4	0,79	100,1	0,94
12	25	6,5	25	57	407	665	98,3	83,4	0,85	100,1	1,02
13	25	6,5	51	57	407	665	184,1	170,1	0,92	204,1	1,11
14	25	6,5	51	57	407	665	190,8	170,1	0,89	204,1	1,07
17	25	6,5	51	68,5	507	752	189,9	192,4	1,01	207,7	1,09
18	25	6,5	51	68,5	507	752	196,2	192,4	0,98	207,7	1,06
19	25	6,5	51	44,5	507	752	168,6	192,4	1,14	207,7	1,23
20	25	6,5	51	44,5	507	752	158,8	192,4	1,21	207,7	1,31
29	25	9,5	38	63,5	301	439	144,6	122,3	0,85	146,7	1,01
30	25	9,5	38	63,5	301	439	136,6	122,3	0,90	146,7	1,07
37	25	9,5	44	63,5	299	441	157,5	142,2	0,90	170,7	1,08
39	25	6,5	38	63,5	307	452	113,4	86,1	0,76	103,4	0,91
40	25	6,5	38	63,5	307	452	115,2	86,1	0,75	103,4	0,90
41	25	6,5	38	63,5	307	452	114,3	86,1	0,75	103,4	0,90
42	25	6,5	25	63,5	307	452	72,5	56,7	0,78	68,0	0,94
43	25	6,5	25	63,5	307	452	72,5	56,7	0,78	68,0	0,94
44	22	6,5	25	63,5	307	452	71,6	56,1	0,78	67,3	0,94
45	22	6,5	25	63,5	307	452	71,2	56,1	0,79	67,3	0,95
46	22	6,5	33	63,5	307	452	100,1	74,1	0,74	88,9	0,89
47	22	6,5	33	63,5	307	452	100,5	74,1	0,74	88,9	0,88
48	25	6,5	25	63,5	307	452	77	56,7	0,74	68,0	0,88

Preglednica 1: Primerjava eksperimentalnih in teoretičnih nosilnosti

Na sliki 7, je primerjava eksperimentalnih in teoretičnih nosilnosti prikazana grafično. Zapolnjene oznake predstavljajo teste, pri katerih je prišlo do porušitve zaradi vihanja, prazne oznake pa vse ostale. Pri primerih, kjer vihanja ni bilo zaznati, je razvidna boljša točnost predlaganega modela v primerjavi s pristopom po EC3. Skrb vzbujajoče pa so zapolnjene oznake, saj jih večina leži globoko na nevarnem območju. Kljub temu, da teoretični pristop EC3 podaja konservativnejše rezultate, je v primeru vihanja na nevarni strani.



Slika 7: Eksperimentalne nosilnosti v odvisnosti od teoretičnih

Upoštevanje vihanja, pri računu nosilnosti pločevine na bočni pritisk, je možno najti v različni literaturi. V [10] so predlagani novi izrazi za bočno nosilnost pločevin iz nerjavečega jekla, posebej za debele in tanke pločevine. V parametrični študiji je bilo ugotovljeno, da pri debelejših pločevinah (8 in 10 mm) ni zaznati vihanja pločevine. Do vihanja je prišlo pri tanjših pločevinah (1 in 2 mm), avtor podaja naslednjo enačbo za izračun bočne nosilnosti tankih pločevin:

$$F_b = \alpha_3 t d f_u, \tag{13}$$

kjer je:

$$\alpha_3 = 1, 6 \left( \frac{e_1}{2 \, d_0} \right) \le 1, 6 \tag{14}$$

V raziskavi [11] je bila opravljena parametrična študija na vzorcih s štirimi vijaki (2 x 2). Spremenljivke v študiji so bile debelina pločevine in robne razdalje, medtem ko so bile razdalje med vijaki, premer vijaka in material pločevine konstantni. Na podlagi numerične študije avtor predlaga redukcijski faktor, ki zaradi vihanja ustrezno zmanjša nosilnost preklopnih spojev s štirimi vijaki. Faktor je odvisen od debeline pločevine in je podan v kombinaciji z računom nosilnosti, ki ga je predlagal Kuwamura [12]. Omejen je za uporabo pri preklopnih spojih s štirimi vijaki, s pločevinami debeline od 1,5 do 6 mm, robno razdaljo od 12 do 60 mm, razdaljo med vijaki 30 mm in premerom vijaka 12 mm. Avtor poudarja, da so potrebne nadaljnje raziskave, ki bi zajemale tudi druge spremenljivke.

Izbočenje pločevine pred vijakom je podobno efektu vihanja, saj negativno vpliva na nosilnost pločevine na bočni pritisk [13, 14]. Pri preklopnih spojih cevi z dolgimi vijaki, so stene cevi ob vijaku navzven podprte s preklopnimi pločevinami, lahko pa se izbočijo navznoter. Primer takega preklopnega spoja je prikazan na sliki 8.



Slika 8: Primer preklopnega spoja cevastih profilov z dolgimi vijaki

V raziskavah [13, 14] je narejena eksperimentalna in numerična parametrična študija nosilnosti preklopnih spojev cevi z dolgimi vijaki. Na podlagi izračuna post-kritične uklonske nosilnosti stene cevi ob vijaku, v kombinaciji z Winterjevo enačbo, sta predlagana redukcijska faktorja nosilnosti na bočni pritisk pločevine, ki temeljita na računu nosilnosti po enačbi (8), ki jo je predlagal Može.

## **3** NUMERIČNE ANALIZE

Ena glavnih prednosti numeričnih simulacij, glede na laboratorijske preiskave, je možnost generiranja večjega števila testov za manjšo ceno. Omogoča nam vpogled v deformacijsko-napetostno stanje numeričnih modelov, katerega se s fizičnimi preiskavami težko izmeri [3].

Da bi bolje razumeli obnašanje porušnih mehanizmov pločevin pri bočnem obremenjevanju z vijakom, predvsem vpliv vihanja pločevin, je bila izvedena obsežna parametrična numerična študija. Numerične analize so bile izvedene v programskem okolju Abaqus 6.14 [15]. Programsko okolje, s svojim grafičnim vmesnikom, omogoča pregledno in enostavno numerično modeliranje, kot je definiranje geometrijskih karakteristik modela, materialnih lastnosti, mreže in tipa končnih elementov, robnih pogojev, tipa analize, skratka, vse kar je potrebno za izvedbo natančnega numeričnega modela. Grafični vmesnik omogoča tudi široko paleto možnosti prikaza rezultatov simulacij.

Ker je grafični vmesnik za modeliranje osnovan na programskem jeziku Python, lahko modeliramo tudi preko skript napisanih v tem jeziku. Modeliranje na ta način je zahtevnejše in nepregledno, vendar s pomočjo avtomatizacije lahko v zelo kratkem času generiramo večje število modelov. Tak pristop je primernejši pri uporabi parametričnih študij, saj prihranimo veliko časa in ob predpostavki pravilno napisane skripte izničimo možnost vnosa napak pri klasičnem modeliranju. S pomočjo programskih skript lahko v programskem okolju Abaqus tudi urejamo in izvažamo rezultate numeričnih simulacij.

### 3.1 Numerični model

Za večino preklopnih spojev avtorji verjamejo, da se njihovo obnašanje lahko aproksimira z obnašanjem pločevine obremenjene s pritiskom vijaka [3, 9]. Tudi v tej nalogi smo uporabili tak pristop, saj je bil za numerične analize uporabljen relativno preprost model pločevine z enim vijakom, prikazan na sliki 9.



Slika 9: Numerični model pločevine z vijakom

Celoten model sestavljata deformabilna jeklena pločevina in tog cilinder, ki predstavlja vijak. Pri pločevini smo uporabili osem-vozliščne prostorske končne elemente s polno integracijo (C3D8). Izkazalo se je, da ti elementi bolje konvergirajo od elementov z reducirano integracijo (C3D8R) in od elementov z inkompatibilnimi prostostnimi stopnjami (C3D8I), predvsem pri uporabi materialnega modela za jeklo visoke trdnosti. Za dopolnitev mreže pločevine smo uporabili šest-vozliščne prostorske končne elemente (C3D6).

Med vijakom in pločevino smo definirali kontakt z uporabo formulacije 'surface-to-surface'. Kontakt smo definirali med zunanjim delom plašča vijaka in odprtino v pločevini z uporabo možnosti 'hard contact' v normalni smeri. Trenja med površinama nismo definirali, saj smo predpostavili, da ne bi bistveno vplivalo na rezultate.

#### 3.2 Geometrija

Na sliki 10 je prikazana geometrija pločevine, kjer  $e_1$  in  $e_2$  predstavljata robni razdalji, *d* premer vijaka in  $d_0$  premer standardne odprtine vijaka. Na podlagi preliminarnih testov je bilo ugotovljeno, da je pločevina za vijakom z dolžino 6  $d_0$  dovolj dolga, da izbrani robni pogoji na robu ne vplivajo na rezultate. Pločevina je razdeljena na več območij z razlogom pripisovanja različnih robnih pogojev in različnih gostot mrež (glej poglavje 3.4.2 in 3.5).



Slika 10: Geometrija pločevine

#### 3.3 Material

Spremenljiv parameter v študiji je bil med drugim tudi material deformabilne pločevine. Opravili smo analize z materialnim modelom mehkega konstrukcijskega jekla S235 in jekla visoke trdnosti S690. Vhodne podatke materialnih modelov smo vzeli iz preteklih raziskav [3, 5], kjer so bile mehanske lastnosti določene s standardnim nateznim preizkusom. Dejanski izmerjeni napetosti tečenja sta bili  $f_y = 313$  MPa za S235 in  $f_y = 796$  MPa za S690, dejanski natezni trdnosti pa  $f_u = 425$  MPa za S235 in  $f_u = 844$  MPa za S690. Oba materialna modela sta bila definirana z elasto-plastičnim odzivom z Misesovim pogojem izotropnega tečenja. Za elastičen del odziva je bila vzeta vrednost elastičnega modula 210 GPa in vrednost 0,3 za koeficient prečne kontrakcije. Materialni model je bil kalibriran na rezultate standardnega nateznega testa [5]. Materialna modela sta grafično prikazana na sliki 11, vrednosti vnesene v program pa v preglednici 2.

#### Preglednica 2: Materialna modela jekla S235 in S690

#### jeklo S235

dejanska napetost [MPa]	313	423.5	508.4	700
dejanska plastična deformacija	0	0,0047	0,18	0,68

dejanska napetost	700	876	802	028	004
[MPa]		820	095	928	<u>,,,,</u>
dejanska plastična deformacija	0	0,009	0,053	0,09	0,7

jeklo S690





b) Materialni model jekla S690

Slika 11: Odziv dejanske napetosti-deformacija materialnih modelov jekla S235 in S690

#### 3.4 Vrste opravljenih analiz

Na podlagi štirih različnih tipov numeričnih analiz je bila izvedena obsežnejša parametrična študija:

- analize tipa A1 geometrijsko in materialno nelinearne analize brez upoštevanja začetnih nepopolnosti (GMNA),
- analize tipa A2 geometrijsko in materialno nelinearne analize brez upoštevanja začetnih nepopolnosti, s preprečenimi pomiki izven ravnine pločevine (GMNA s preprečenim vihanjem),
- analize tipa A3 linearne uklonske analize (LBA), z upoštevanjem različnih robnih pogojev in
- analize tipa A4 geometrijsko in materialno nelinearne analize z različnima amplitudama začetnih nepopolnosti (GMNIA).

Opravljene analize delimo na dva sklopa, na analize za račun nosilnosti pločevine (analize A1, A2 in A4) in na linearne uklonske analize (analize A3).

#### 3.4.1 Analize za račun nosilnosti pločevine – analize tipa A1, A2 in A4

Kot že omenjeno, model, uporabljen pri analizah za račun nosilnosti pločevine, sestavljata deformabilna jeklena pločevina in tog vijak. V težišču ploskve zadnjega roba pločevine je bila definirana referenčna točka. Vsem vozliščem končnih elementov na tej ploskvi smo predpisali toge vezi z referenčno točko, kateri smo v prvem koraku preprečili vse prostostne stopnje. V koraku obremenjevanja smo tej točki predpisali pomik v smeri delovanja obtežbe kot je prikazano na sliki 12. Velikost vsiljenega pomika smo določili enako premeru vijaka, ki je bil pri vseh analizah konstanten d = 20 mm, saj smo pričakovali, da bo pri takem pomiku večina vzorcev dosegla polno nosilnost. V težišču valja, ki predstavlja vijak, smo prav tako definirali referenčno točko, katera je imela poenotene prostostne stopnje z vozlišči končnih elementov modela vijaka. Tej referenčni točki smo v obeh korakih preprečili vse prostostne stopnje. Kot odziv vsiljevanja pomika referenčni točki na pločevini smo merili reakcijo pri referenčni točki vijaka.

Namen analiz s preprečenimi pomiki izven ravnine (analize tipa A2) je bil izračun nosilnosti pločevin ob predpostavki, da vihanje prostega dela pločevine ni možno. Te nosilnosti smo kasneje uporabili kot referenčne pri izračunu redukcije nosilnosti pločevin, pri katerih je do vihanja prišlo. Pomike izven ravnine pločevine, smo preprečili vsem vozliščem, ki ležijo na srednji ploskvi pločevine pred vijakom. Srednja ploskev je na sliki 12 obarvana zeleno.



Slika 12: Ploskve s preprečenim pomikom izven ravnine

Pri nelinearnih analizah se obremenitev razdeli na manjše inkremente, z namenom lažjega sledenja nelinearni ravnotežni poti. Za izračun smo uporabili avtomatsko inkrementacijo, z omejitvijo na 1000 inkrementov. Ob preseženem številu le-teh, program prekine analizo. Začetnemu inkrementu smo predpisali velikost vsiljenega pomika 0,01 mm, najmanjšemu  $2 \cdot 10^{-4}$  mm in največjemu 0,2 mm. Pomen najmanjše vrednosti je prekinitev analize v primeru slabe konvergence, z vrednostjo največjega inkrementa pa želimo čim bolj optimalno zajeti celotno obtežno pot.

### 3.4.2 Linearne uklonske analize – analize tipa A3

Pri modeliranju modela za uklonsko analizo je bil vijak odstranjen, vpliv kontakta med plaščem vijaka in pločevino pa je bilo potrebno nadomestiti z ustreznimi robnimi pogoji. Zaradi prisotnosti plastičnih deformacij je obnašanje pločevine v območju pred vijakom nelinearno, zato je težko določiti robne pogoje, ki bi popolno opisali kontakt z vijakom. Pri rezultatih analiz za račun nosilnosti pločevine (analize tipa A1), je bilo opaziti, da je pri vseh primerih nosilnost dosežena, ko je vijak polno ugnezden v pločevino. Zato je bila širina območja, kjer se predpišejo robni pogoji, enaka premeru vijaka.

Uklonske analize smo izvedli s tremi različnimi robni pogoji, s katerimi smo analizirali njihov vpliv oziroma ustreznost. Modele z različnimi robnimi pogoji smo poimenovali BUCK1, BUCK2 in BUCK3. Definicija robnih pogojev je prikazana na sliki 13.

Modelom z oznako BUCK1 je bil preprečen pomik v smeri delovanja obtežbe vsem točkam končnih elementov, ki ležijo na srednji liniji pred vijakom (srednja linija je na sliki 13 prikazana z rdečo prekinjeno črto). S tako izbiro robnih pogojev je bil namen simulirati členkasto podporo. Modelom z oznako BUCK2 je bil preprečen pomik v smeri delovanja obtežbe vsem točkam končnih elementov po ploskvi pred vijakom (rdeče obarvana ploskev na sliki 13). S takimi robnimi pogoji je bil namen simulirati togo vpetje pločevine pred vijakom. Robni pogoji modelov z oznako BUCK3 so podobni kot v BUCK2, za razliko, da je pomik vozlišč preprečen v radialni smeri vijaka, oziroma v smeri pravokotni na njegov plašč.

Referenčni točki pločevine smo sprostili pomik v smeri obremenjevanja in isti v točki definirali osno silo 1 kN. Rezultat analize je kritični uklonski faktor, ki je v našem primeru že enak vrednosti kritične uklonske sile v kN. Prva pozitivna uklonska oblika je bila v nadaljevanju uporabljena kot začetna geometrijska nepopolnost v analizah tipa A4 (GMNIA).



Slika 13: Robni pogoji uklonskih analiz

#### 3.5 Gostota mreže končnih elementov

Z zgoščevanjem mreže končnih elementov se povečuje natančnost rezultatov, hkrati pa analize z gostimi mrežami potrebujejo več časa za izračun. Namen konvergenčne študije je zagotoviti optimalno izbiro gostote. Konvergenčna študija je bila izvedena za vsak tip analize posebej, ker pa smo uklonske oblike linearnih uklonskih analiz uporabili kot začetne nepopolnosti pri GMNIA analizah, so morale biti mreže analiz za posamezen primer enake. Da bi čim bolj zmanjšali računski čas, smo model pločevine razdelili na več delov, katerim smo predpisali različno gostoto mreže. Največje deformacije je pričakovati v območju stika vijaka in pločevine, ter v preostalem delu pločevine pred vijakom. Tem delom smo predpisali manjše končne elemente kot območju za vijakom. Gostoto mreže posameznega območja smo določili s povprečno razdaljo med vozlišči na robovih območij. Območja z robovi so označena na sliki 14. Za voljo študije je bilo modeliranih pet modelov z različnimi gostotami. Gostote mreže posameznega območja za posamezne model so prikazane v preglednici 3. Za bolj konsistentno formiranje mreže smo
območju pred vijakom (rumeno območje na sliki 14) predpisali tehniko mreženja 'Sweep', vsem ostalim območjem pa 'Structured'.



Slika 14: Kontrola gostote mreže preko robov

Preglednica 3: Povprečna razdalja med vozlišči na robovih območji posameznega modela [mm]

	območje 1	območje 2	območje 3	po debelini
model 1	6	9	30	1,8
model 2	4	6	20	1,2
model 3	3	4,5	15	0,9
model 4	2	3	10	0,6
model 5	1,6	2,5	8	0,4

Kot že omenjeno, smo konvergenčno študijo izvedli za vsak tip analize posebej. Na sliki 16 je prikazan odziv sila-pomik različnih gostot mrež za analizo tipa A2 (GMNA s preprečenim vihanjem), v preglednici 4 pa so prikazani računski časi posamezne analize. Opaziti je, da med rezultati modelov 4 in 5 praktično ni razlike, razlika v računskem času pa je velika. Posledično smo se odločili, da pri vseh analizah uporabimo gostoto mreže enako gostoti modela 4. Primer izbrane gostote mreže je prikazan na sliki 15.



Slika 15: Primer izbrane gostote mreže



Slika 16: Odziv sila-pomik različnih gostot mrež (tip analize A1)

Preglednica 4: Računski čas modelov z različnimi gostotami mrež (tip analize A1)

	računski čas
model 1	1 min 40 s
model 2	3 min 22 s
model 3	5 min 46 s
model 4	20 min 39 s
model 5	1 h 21min 57 s

Omeniti je potrebno, da je bila za sprejemljivo točnost rezultatov analiz tipa A1 (GMNA) potrebna gostejša mreža kot pri analizah ostalih tipov. Pri redkejših mrežah je vrednost pomika, pri kateri se pločevina zaviha in upade njena nosilnost, počasneje konvergirala k enotni vrednosti. Kljub temu smo z gostoto enako modelu 4 dosegli zadovoljivo točnost rezultatov. Pomik pri katerem je prišlo do vihanja je variiral tudi pri različnih oblikah redkejših mrež z enako gostoto. Takšno obnašanje je pokazatelj, kako zelo stabilnostno občutljiv je efekt vihanja pločevine. Ta ugotovitev je bila glavni povod za odločitev izvedbe analiz z začetno geometrijsko nepopolnostjo – tip analiz A4 (GMNIA). V parametrični študiji težav s konvergenco rezultatov nismo imeli.

#### 3.6 Začetne geometrijske nepopolnosti

Začetne geometrijske nepopolnosti modeliramo z določeno amplitudo deformirane oblike idealnega elementa. Poenostavljeno, za deformirano obliko upoštevamo kar prvo pozitivno uklonsko obliko linearne elastične analize. Iz rezultatov uklonskih analiz in analiz GMNA se izkaže, da so deformirane oblike idealnega elementa zelo podobne prvim uklonski oblikam, kar je razvidno na sliki 17. Kot že omenjeno, smo zaradi dvoma o pravilni izbiri robnih pogojev linearnih uklonski analiz, za vsak primer izvedli tri analize z različnimi robnimi pogoji. Naredili smo preliminarne analize, da bi preverili vpliv na nosilnost pločevine, glede na to katera prva uklonska oblika je bila izbrana za definiranje začetne geometrijske nepopolnosti. Izkazalo se je, da sta odziv in nosilnost pločevine praktično neodvisna od oblike začetnih nepopolnosti, ki so določene z različnimi robnimi pogoji (BUCK1, BUCK2 in BUCK3)

z analizo tipa A3. Odločili smo se, da bomo za začetno geometrijsko nepopolnost upoštevali prvo pozitivno uklonsko obliko modela BUCK2.



Slika 17: Primer deformacije pločevine pri pomiku 20 mm (GMNA) in prvih uklonskih oblik (LBA)

Ker smo v parametrični študiji želeli preveriti tudi vpliv izbire velikosti začetne geometrijske nepopolnosti smo upoštevali dve različni amplitudi  $e_0$ . Kot je razvidno na sliki 18, smo amplitudo definirali z razdaljo prostega robu deformirane pločevine glede na nedeformirano pločevino. Velikost amplitude smo določili z naslednjo enačbo:

$$e_0/L = 1/300$$
 (15)  
 $e_0/L = 1/200$ 



Slika 18: Definicija amplitude začetne geometrijske nepopolnosti

# 4 PARAMETRIČNA ŠTUDIJA

V parametrični študiji smo analizirali efekt vihanja pločevine, ki se pojavi pri vijačenih preklopnih spojih s tankimi pločevinami. Da bi razumeli, kateri so kritični parametri, ki povzročijo, da do vihanja sploh pride in kako ta vpliva na nosilnost, je pomembno, da v študijo vključimo čim večje število različnih parametrov. Parametrično študijo smo v večji meri avtomatizirali, na kritičnih mestih pa smo vključili kontrole, ki so bile izvedene ročno. Pri generiranju vhodnih podatkov in branju rezultatov smo si pomagali z programom Microsoft Excel, znotraj katerega smo s pomočjo programskega jezika Visual Basic for Applications (VBA) ustvarili makre za izvajanje različnih ukazov. Za generacijo numeričnih modelov in izvoz rezultatov iz programa Abaqus smo si pomagali s programskimi skriptami napisanimi v programskem jeziku Python.

#### 4.1 Parametri parametrične študije

V parametrični študiji smo spreminjali naslednje geometrijske in materialne parametre pločevine:

- robni razdalji  $e_1$  in  $e_2$ ,
- debelino pločevine t,
- trdnostni razred jekla S235 in S690.

Premer vijaka (d = 20 mm) in luknje v pločevini ( $d_0 = 22 \text{ mm}$ ) sta tekom vseh analiz konstantna. Za vsak vzorec je bilo izvedenih več različnih analiz (glej poglavje 3.4). Del parametrične študije so bile tudi linearne uklonske analize (analize tipa A3), pri katerih smo upoštevali tri različne robne pogoje (glej poglavje 3.4.2). Pri analizah z upoštevanjem začetne geometrijske nepopolnosti (GMNIA) smo upoštevali tudi dve različni amplitudi začetne nepopolnosti (glej poglavje 3.6).

Glede na izbrane spremenljive parametre je bilo, za potrebe parametrične študije, izvedenih 392 analiz tipa A1 (GMNA), 392 analiz tipa A2 (GMNA s preprečenim vihanjem), 588 analiz tipa A3 (LBA) in 784 analiz tipa A4 (GMNIA), skupaj 2156 numeričnih analiz. Za lažjo organizacijo smo vzorcem pripisali oznake, katere so odvisne od geometrije pločevine (preglednica 5). Zasnovane so tako, da je že iz same oznake možno razbrati geometrijske karakteristike posameznega vzorca:

## S XX – YY,

kjer je:

	A = 3  mm
$S \rightarrow oznaka za debelino pločevine:$	B = 4  mm
	C = 5  mm
	D = 6  mm

<b>XX</b> $\rightarrow$ oznaka za robno razdaljo $e_1$ :	$\begin{cases} 12 \rightarrow e_1/d_0 = 1, 2\\ 15 \rightarrow e_1/d_0 = 1, 5\\ 17 \rightarrow e_1/d_0 = 1, 7\\ 20 \rightarrow e_1/d_0 = 2, 0\\ 25 \rightarrow e_1/d_0 = 2, 5 \end{cases}$
	$\begin{array}{rrrr} 30 & \rightarrow & e_1/d_0 = 3,0 \\ 40 & \rightarrow & e_1/d_0 = 4,0 \end{array}$
<b>YY</b> $\rightarrow$ oznaka za robno razdaljo $e_2$ :	$\begin{cases} 12 \rightarrow e_2/d_0 = 1,2 \\ 15 \rightarrow e_2/d_0 = 1,5 \\ 17 \rightarrow e_2/d_0 = 1,7 \\ 20 \rightarrow e_2/d_0 = 2,0 \end{cases}$
	$\begin{vmatrix} 25 \rightarrow e_2/d_0 = 2,5 \\ 30 \rightarrow e_2/d_0 = 3,0 \\ 40 \rightarrow e_2/d_0 = 4,0 \end{vmatrix}$

t	= 3 mm		t	= 4 mm		t	= 5 mm		t	= 6 mm	
oznaka	<b>e</b> <sub>1</sub> / <b>d</b> <sub>0</sub>	e <sub>2</sub> /d <sub>0</sub>	oznaka	<b>e</b> <sub>1</sub> / <b>d</b> <sub>0</sub>	e <sub>2</sub> /d <sub>0</sub>	oznaka	<b>e</b> <sub>1</sub> / <b>d</b> <sub>0</sub>	e <sub>2</sub> /d <sub>0</sub>	oznaka	<b>e</b> <sub>1</sub> / <b>d</b> <sub>0</sub>	e <sub>2</sub> /d <sub>0</sub>
A12-12	1,20	1,20	B12-12	1,20	1,20	C12-12	1,20	1,20	D12-12	1,20	1,20
A12-15	1,20	1,50	B12-15	1,20	1,50	C12-15	1,20	1,50	D12-15	1,20	1,50
A12-17	1,20	1,70	B12-17	1,20	1,70	C12-17	1,20	1,70	D12-17	1,20	1,70
A12-20	1,20	2,00	B12-20	1,20	2,00	C12-20	1,20	2,00	D12-20	1,20	2,00
A12-25	1,20	2,50	B12-25	1,20	2,50	C12-25	1,20	2,50	D12-25	1,20	2,50
A12-30	1,20	3,00	B12-30	1,20	3,00	C12-30	1,20	3,00	D12-30	1,20	3,00
A12-40	1,20	4,00	B12-40	1,20	4,00	C12-40	1,20	4,00	D12-40	1,20	4,00
A15-12	1,50	1,20	B15-12	1,50	1,20	C15-12	1,50	1,20	D15-12	1,50	1,20
A15-15	1,50	1,50	B15-15	1,50	1,50	C15-15	1,50	1,50	D15-15	1,50	1,50
A15-17	1,50	1,70	B15-17	1,50	1,70	C15-17	1,50	1,70	D15-17	1,50	1,70
A15-20	1,50	2,00	B15-20	1,50	2,00	C15-20	1,50	2,00	D15-20	1,50	2,00
A15-25	1,50	2,50	B15-25	1,50	2,50	C15-25	1,50	2,50	D15-25	1,50	2,50
A15-30	1,50	3,00	B15-30	1,50	3,00	C15-30	1,50	3,00	D15-30	1,50	3,00
A15-40	1,50	4,00	B15-40	1,50	4,00	C15-40	1,50	4,00	D15-40	1,50	4,00
A17-12	1,70	1,20	B17-12	1,70	1,20	C17-12	1,70	1,20	D17-12	1,70	1,20
A17-15	1,70	1,50	B17-15	1,70	1,50	C17-15	1,70	1,50	D17-15	1,70	1,50
A17-17	1,70	1,70	B17-17	1,70	1,70	C17-17	1,70	1,70	D17-17	1,70	1,70
A17-20	1,70	2,00	B17-20	1,70	2,00	C17-20	1,70	2,00	D17-20	1,70	2,00
A17-25	1,70	2,50	B17-25	1,70	2,50	C17-25	1,70	2,50	D17-25	1,70	2,50
A17-30	1,70	3,00	B17-30	1,70	3,00	C17-30	1,70	3,00	D17-30	1,70	3,00
A17-40	1,70	4,00	B17-40	1,70	4,00	C17-40	1,70	4,00	D17-40	1,70	4,00
A20-12	2,00	1,20	B20-12	2,00	1,20	C20-12	2,00	1,20	D20-12	2,00	1,20
A20-15	2,00	1,50	B20-15	2,00	1,50	C20-15	2,00	1,50	D20-15	2,00	1,50
A20-17	2,00	1,70	B20-17	2,00	1,70	C20-17	2,00	1,70	D20-17	2,00	1,70
A20-20	2,00	2,00	B20-20	2,00	2,00	C20-20	2,00	2,00	D20-20	2,00	2,00
A20-25	2,00	2,50	B20-25	2,00	2,50	C20-25	2,00	2,50	D20-25	2,00	2,50

Toporiš, M. 2020. Vi	hanje pločevin pri obre	menitvi z bočnim	pritiskom.		
Mag. delo. Ljubljana,	UL FGG, Magistrski	studijski program (	druge stopnje Grad	beništvo, Gradbene	e konstrukcije

A20-30	2,00	3,00	B20-30	2,00	3,00	C20-30	2,00	3,00	D20-30	2,00	3,00
A20-40	2,00	4,00	B20-40	2,00	4,00	C20-40	2,00	4,00	D20-40	2,00	4,00
A25-12	2,50	1,20	B25-12	2,50	1,20	C25-12	2,50	1,20	D25-12	2,50	1,20
A25-15	2,50	1,50	B25-15	2,50	1,50	C25-15	2,50	1,50	D25-15	2,50	1,50
A25-17	2,50	1,70	B25-17	2,50	1,70	C25-17	2,50	1,70	D25-17	2,50	1,70
A25-20	2,50	2,00	B25-20	2,50	2,00	C25-20	2,50	2,00	D25-20	2,50	2,00
A25-25	2,50	2,50	B25-25	2,50	2,50	C25-25	2,50	2,50	D25-25	2,50	2,50
A25-30	2,50	3,00	B25-30	2,50	3,00	C25-30	2,50	3,00	D25-30	2,50	3,00
A25-40	2,50	4,00	B25-40	2,50	4,00	C25-40	2,50	4,00	D25-40	2,50	4,00
A30-12	3,00	1,20	B30-12	3,00	1,20	C30-12	3,00	1,20	D30-12	3,00	1,20
A30-15	3,00	1,50	B30-15	3,00	1,50	C30-15	3,00	1,50	D30-15	3,00	1,50
A30-17	3,00	1,70	B30-17	3,00	1,70	C30-17	3,00	1,70	D30-17	3,00	1,70
A30-20	3,00	2,00	B30-20	3,00	2,00	C30-20	3,00	2,00	D30-20	3,00	2,00
A30-25	3,00	2,50	B30-25	3,00	2,50	C30-25	3,00	2,50	D30-25	3,00	2,50
A30-30	3,00	3,00	B30-30	3,00	3,00	C30-30	3,00	3,00	D30-30	3,00	3,00
A30-40	3,00	4,00	B30-40	3,00	4,00	C30-40	3,00	4,00	D30-40	3,00	4,00
A40-12	4,00	1,20	B40-12	4,00	1,20	C40-12	4,00	1,20	D40-12	4,00	1,20
A40-15	4,00	1,50	B40-15	4,00	1,50	C40-15	4,00	1,50	D40-15	4,00	1,50
A40-17	4,00	1,70	B40-17	4,00	1,70	C40-17	4,00	1,70	D40-17	4,00	1,70
A40-20	4,00	2,00	B40-20	4,00	2,00	C40-20	4,00	2,00	D40-20	4,00	2,00
A40-25	4,00	2,50	B40-25	4,00	2,50	C40-25	4,00	2,50	D40-25	4,00	2,50
A40-30	4,00	3,00	B40-30	4,00	3,00	C40-30	4,00	3,00	D40-30	4,00	3,00
A40-40	4,00	4,00	B40-40	4,00	4,00	C40-40	4,00	4,00	D40-40	4,00	4,00

### 4.2 Potek parametrične študije

Avtomatizacija parametrične študije je bila zasnovana na način, da smo skoraj celoten potek študije kontrolirali preko grafičnega vmesnika, narejenega v programu Excel. Predhodno smo s pomočjo programskega jezika Python ustvarili več programskih skript, ki so služile za generiranje numeričnih modelov in datotek za zagon analiz, branje in izvažanje rezultatov ter strukturirano shranjevanje vmesnih datotek in končnih rezultatov. S pomočjo makrov, ustvarjenih v programskem jeziku VBA, smo iz Excel-a določene skripte zaganjali znotraj programa Abaqus, določene pa samostojno v programskem orodju Python shell. Preko ustvarjenih programskih skript, smo si med posameznimi analizami izvozili začasne rezultate, ki smo jih ročno prekontrolirali preden smo jih uporabljali v nadaljnjih analizah. Po končanih analizah, smo rezultate avtomatizirano uvozili v Excel, kjer smo s pomočjo makrov ustvarili poročilo dobljenih rezultatov, ki je priloženo v prilogi A.

#### 5 REZULTATI

#### 5.1 Rezultati analiz za račun nosilnosti pločevin – analize tipa A1, A2 in A4

Nosilnosti pridobljene z analizami tipa A2 (GMNA s preprečenim vihanjem) smo uporabili kot referenčne pri izračunu redukcije nosilnosti pločevin, pri katerih je prišlo do vihanja. S tem smo imeli boljšo predstavo, kolikšen vpliv ima vihanje na nosilnost. Nosilnosti tega tipa analiz smo v nadaljevanju uporabili tudi pri izračunu relativne vitkosti pločevin (glej poglavje 5.4).

Slike 19 do 25 prikazujejo odzive sila-pomik analiz tipov A1 do A4, za pločevine z jeklom S235 in S690. Ostali rezultati so prikazani v prilogi A. Črtkana črta na slikah predstavlja odziv analize A2, analize s preprečenim vihanjem. Rdeča odziv analize A1, zelena in modra črta odziv analize A4 z različno amplitudo začetne nepopolnosti. Slike prikazujejo pločevine debeline t = 3 mm, kjer je robna razdalja  $e_2$  konstantna, spreminja pa se robna razdalja  $e_1$ . Namen takega izbora pločevin je prikaz vpliva robne razdalje  $e_1$  na nosilnost pločevine in velikost redukcije zaradi vihanja.

Pri rezultatih analiz tipa A1 (GMNA) z jeklom S235 je opaziti, da se vihanje pojavi pri relativno veliki robni razdalji  $e_1$ . Vihanje je zaznati le pri tankih pločevinah. Pri pločevinah debeline t = 3 mm se vihanje pojavi pri robnih razdaljah  $e_1 \ge 2,5 d_0$ , pri pločevinah debeline t = 4 mm pa šele pri  $e_1 \ge 3,0 d_0$ . Do vihanja pri debelejših pločevinah ni prišlo (analize brez upoštevanja začetnih nepopolnosti). Izkaže se, da spreminjanje robne razdalje  $e_2$  nima bistvenega vpliva na pojav vihanja. Pločevine z jeklom S690 so se začele vihati že pri robni razdalji  $e_1 \ge 2,0 d_0$ , prav tako pa vihanja pri debelejših pločevinah ni opaziti. Poudariti je potrebno, da je pri analizah tipa A1 in A4 opaziti vihanje tudi pri pločevinah, katere so se pri analizi A2 porušile v oslabljenem prerezu. Iz tega lahko sklepamo, da do vihanja pride že pri relativno nizkih bočnih pritiskih.

Naša predpostavka, da je efekt vihanja stabilnostno zelo občutljiv, se je izkazala za pravilno. Opaziti je, da imajo začetne nepopolnosti izrazit vpliv na redukcijo nosilnosti pločevine, okrog 40 %, medtem ko sama velikost začetne nepopolnosti nima bistvenega vpliva. Pri analizah z začetnimi geometrijskimi nepopolnostmi se vihanje pojavi že pri pločevinah s kratko robno razdaljo  $e_1$ , vendar je redukcija nosilnosti zaradi vihanja pri teh pločevinah nižja kot pri tistih z daljšo. Do vihanja je prišlo tudi pri pločevinah debeline t = 5 mm in t = 6 mm.

Iz slik 19 do 25 je razvidno, da je vihanje kot porušitev, zelo neduktilnega značaja, saj je padec sile izrazit, brez plastičnega platoja nosilnosti, kar je še posebej očitno pri pločevinah z daljšo robno razdaljo  $e_1$ .

Vrh krivulje oziroma mejna nosilnost pri nekaterih primerih ni bila dosežena, saj so se pojavile težave s konvergenco. Slabo so konvergirali predvsem vzorci s kratko robno razdaljo  $e_2$  pri analizah tipa A1 in A2. Prav tako nosilnost ni bila dosežena pri debelejših pločevinah z dolgo robno razdaljo  $e_1$ , saj pri vsiljenem pomiku u = 20 mm, še ni bilo zabeleženega padca v nosilnosti. Ti primeri so pri nadaljnjem preučevanju vihanja izvzeti, vendar to bistveno ne vpliva na natančnost naše študije, saj pri teh primerih v večini ni bilo zabeleženega vihanja.



Slika 19: Odziv sila-pomik analiz tipa A1, A2 in A4 primera A12-20



Slika 20: Odziv sila-pomik analiz tipa A1, A2 in A4 primera A15-20



Slika 21: Odziv sila-pomik analiz tipa A1, A2 in A4 primera A17-20



Slika 22: Odziv sila-pomik analiz tipa A1, A2 in A4 primera A20-20



Slika 23: Odziv sila-pomik analiz tipa A1, A2 in A4 primera A25-20



Slika 24: Odziv sila-pomik analiz tipa A1, A2 in A4 primera A30-20



Slika 25: Odziv sila-pomik analiz tipa A1, A2 in A4 primera A40-20

#### 5.2 Porušni mehanizem

Porušni mehanizem lahko bolje razumemo, če napetostno polje v pločevini prikažemo vektorsko z glavnimi napetostmi. Na sliki 26 so v nedeformirani legi prikazane smeri najmanjših glavnih napetosti (tlak). Vektorji napetosti so izrisani pri mejni nosilnosti za primer A25-20 z začetno nepopolnostjo  $e_0 = e_1/200$ , kjer je vihanje izrazito.



Slika 26: Glavne tlačne napetosti primera A25-20 z jeklom S235 pri mejni nosilnosti



Slika 27: Glavne natezne napetosti primera A25-20 z jeklom S235 pri mejni nosilnosti

Pri bočnem pritisku vijaka se v pločevini pred njim ustvari polje tlačnih napetosti, oziroma tlačen pas. Iz slike 26 je razvidno, da napetosti niso konstantne v celotnem območju pred vijakom. Največje vrednosti je zaznati tik ob kontaktu, ko pa se premikamo proti prostemu robu, le-te hitro upadejo. Usmerjenost vektorjev glavnih tlačnih napetosti je normalna glede na plašč vijaka. Iz tega lahko sklepamo, da sta širina in dolžina tlačnega pasu, odvisni od povprečnega bočnega pritiska vijaka  $\overline{\sigma_b}$ :

$$\bar{\sigma}_b = \frac{F_b}{d t} \longrightarrow \text{povprečni bočni pritisk}$$
 (16)

Sledi, da sta širina in dolžina tlačnega pasu, ob upoštevanju enačbe (8), posredno odvisni od robne razdalje  $e_1$ . To je prikazano tudi na sliki 28, kjer grafično primerjamo glavne tlačne napetosti pločevin z enako robno razdaljo  $e_1$  in različno robno razdaljo.



Slika 28: Primerjava glavnih tlačnih napetosti

Iz slike 28 vidimo, da so vrednosti glavnih tlačnih napetosti tik ob vijaku približno enake pri vseh štirih modelih. To verjetno lahko pripišemo polni plastifikaciji pločevine tik ob kontaktu z vijakom. Razvidna pa je razlika v dolžini, na kateri napetosti upadejo. Glede na to, da je robna razdalja  $e_1$  edini parameter, ki se razlikuje, lahko potrdimo, da sta velikost tlačnega pasu in robna razdalja  $e_1$  medsebojno odvisni.

Na sliki 27, ki prikazuje glavne natezne napetosti, vidimo, da le-te tvorijo natezni lok, ki zadržuje tlačne napetosti in je sidran v oslabljenem prerezu pločevine. Iz opisanih ugotovitev lahko sklepamo, da vihanje oziroma izbočenje pločevine povzročijo tlačene napetosti.

### 5.3 Rezultati linearnih uklonskih analiz – analize tipa A3

Zaradi razlogov razloženih v poglavju 3.4.2, je bila za vsak vzorec narejena linearna uklonska analiza z upoštevanjem treh različnih robnih pogojev (BUCK1, BUCK2 in BUCK3). Rezultat opravljenih analiz so elastične kritične sile, prikazane v preglednici 6 in pripadajoče uklonske oblike.

Kot smo že omenili v poglavju 3.6, so si uklonske oblike, glede na izbiro robnih pogojev, precej podobne. Pri primerjavi uklonskih kritičnih sil pa so vrednosti precej različne. Kot je bilo pričakovati smo pri analizah z robnimi pogoji BUCK1 dobili najnižje vrednosti, saj smo simulirali členkasto podporo. Precej manjša razlika je med vrednostmi analiz z robnimi pogoji BUCK 2 in BUCK 3.

Razmerje med vrednostmi analiz BUCK2 in BUCK1 variira med 1,8 in 3,7. Razviden je tudi vzorec variacije razmerja, ki je enak pri vseh debelinah pločevin. V preglednici 6, pri vzorcih z enako robno razdaljo  $e_1$ , opazimo skoraj enako razmerje ne glede na debelino pločevine. Vrednost razmerja je največja pri kratkih robnih razdaljah in najmanjša pri dolgih. Enako velja za razmerja med vrednostmi analiz BUCK3 in BUCK1, le da v tem primeru razmerje variira med 1,6 in 3,5.

eı/do	e2/d0	t = 3 mm			t = 4 mm			t = 5 mm			t = 6 mm		
		BUCK1	BUCK2	BUCK3									
	1,2	258	879	790	543	1889	1756	963	3408	3272	1516	5406	5377
	1,5	273	917	784	576	1952	1732	1022	3500	3221	1615	5535	5298
	1,7	295	987	818	612	2061	1784	1077	3654	3295	1695	5746	5398
1,2	2,0	309	1020	846	631	2107	1824	1107	3719	3354	1737	5829	5482
	2,5	296	1007	834	617	2107	1824	1090	3730	3372	1718	5838	5525
	3,0	298	1043	856	618	2165	1859	1094	3823	3430	1727	5966	5611
	4,0	301	1108	888	628	2295	1917	1116	4043	3525	1766	6299	5755

Preglednica 6: Vrednosti kritičnih uklonski sil pridobljenih z linearno uklonsko analizo [kN]

	1,2	222	645	634	470	1418	1416	840	2631	2659	1337	4323	4416
	1,5	229	649	589	485	1416	1308	870	2615	2456	1391	4285	4086
	1,7	245	680	595	511	1464	1307	910	2683	2439	1450	4374	4048
1,5	2,0	253	693	594	524	1484	1300	931	2708	2422	1483	4404	4017
	2,5	248	689	588	518	1480	1292	925	2704	2413	1477	4396	4006
	3,0	245	696	592	516	1498	1305	925	2738	2438	1483	4453	4049
	4,0	246	726	613	522	1562	1347	941	2854	2514	1513	4638	4169
	1,2	212	579	591	450	1279	1320	807	2385	2485	1289	3944	4138
	1,5	214	559	528	454	1227	1174	818	2283	2210	1313	3773	3690
1,7	1,7	226	575	522	473	1248	1150	847	2306	2153	1356	3796	3588
	2,0	232	580	512	483	1252	1122	861	2305	2098	1379	3784	3494
	2,5	227	575	499	475	1242	1099	853	2287	2058	1370	3754	3432
	3,0	222	576	499	470	1249	1100	850	2302	2064	1371	3781	3445
	4,0	225	601	518	478	1300	1138	866	2392	2129	1401	3924	3548
	1,2	208	542	568	440	1194	1264	789	2230	2380	1262	3700	3968
	1,5	202	491	481	430	1082	1072	777	2023	2021	1253	3362	3383
	1,7	209	489	462	440	1068	1020	791	1986	1915	1273	3292	3201
2,0	2,0	211	482	440	442	1047	966	794	1940	1812	1278	3210	3030
	2,5	203	469	416	429	1019	918	776	1889	1724	1255	3126	2889
	3,0	199	466	410	424	1016	906	770	1885	1705	1251	3120	2859
	4,0	200	481	422	428	1047	928	781	1940	1743	1273	3208	2918
	1,2	202	523	554	433	1159	1241	779	2172	2342	1249	3612	3911
	1,5	195	451	455	417	997	1014	755	1871	1914	1220	3121	3211
	1,7	198	434	425	419	950	937	756	1774	1762	1220	2953	2952
2,5	2,0	195	409	387	411	890	850	740	1657	1597	1197	2757	2678
	2,5	184	382	350	390	831	769	707	1548	1447	1150	2576	2430
	3,0	177	370	334	378	808	735	691	1507	1385	1129	2509	2328
	4,0	175	374	333	376	815	731	691	1517	1375	1134	2524	2309
	1,2	208	529	562	440	1166	1250	788	2182	2353	1260	3625	3925
	1,5	194	443	451	415	981	1004	752	1841	1898	1215	3075	3184
	1,7	195	418	415	414	916	915	747	1713	1722	1207	2857	2888
3,0	2,0	190	381	368	399	831	809	721	1552	1521	1168	2587	2552
	2,5	175	341	319	370	743	701	674	1386	1320	1098	2314	2220
	3,0	165	321	294	353	701	648	646	1309	1221	1060	2186	2055
	4,0	159	314	282	344	684	619	633	1277	1165	1043	2131	1961
	1,2	204	522	555	436	1159	1244	784	2174	2347	1255	3618	3919
	1,5	195	446	453	416	985	1009	754	1847	1905	1218	3083	3194
	1,7	195	414	413	413	909	912	746	1702	1718	1206	2840	2881
4,0	2,0	188	371	362	395	809	795	715	1511	1496	1159	2522	2511
	2,5	169	315	301	359	686	661	653	1283	1244	1067	2145	2094
	3,0	155	282	265	332	614	581	610	1149	1095	1004	1924	1844
	10	1/2	256	235	309	556	513	571	1039	964	945	1739	1624

Zgolj na podlagi vrednosti kritičnih uklonski sil se ne moremo odločiti, kateri robni pogoji so najbolj ustrezni, zato v naslednjem poglavju izračunamo vitkosti pločevin z upoštevanjem vseh treh robnih pogojev.

# 5.4 Izračun relativne vitkosti pločevin na bočni pritisk

Iz rezultatov analiz za račun nosilnosti pločevin se je izkazalo, da vihanje močno zmanjša nosilnost pločevine. V poglavju 5.2 smo ugotovili, da je vihanje stabilnostni problem, iz tega lahko sklepamo, da je velikost redukcije nosilnosti, ki jo povzroči vihanje, odvisna od relativne vitkosti pločevine na bočni pritisk.

Na podlagi rezultatov analiz tipa A2 (analize s preprečenim vihanjem) in vrednosti kritičnih uklonski sil (analize tipa A3) izračunamo relativne vitkosti pločevin. V prejšnjih poglavjih smo pokazali, da že zelo majhna začetna geometrijska nepopolnost zelo vpliva na redukcijo nosilnosti pločevine. Zato se pri izračunu redukcij nosilnosti usmerimo zgolj na analize tipa A4. Relativne vitkosti pločevin na bočni pritisk in redukcije nosilnosti smo izračunali z enačbama (17) in (18):

$$\overline{\lambda} = \sqrt{\frac{F_b^{A4}}{F_{b,crit}^{A4}}} \longrightarrow \text{ relativna vitkost pločevine na bočni pritisk}$$
(17)

$$\chi = \frac{F_b^{A4}}{F_b^{A2}} \longrightarrow$$
redukcija nosilnosti pločevine (18)

 $F_b^{A^2}$  ... nosilnost pločevine določena z analizo A2  $F_b^{A^4}$  ... nosilnost pločevine določena z analizo A4  $F_b^{A^3}$  ... kritična uklonska sila določena z analizo A3

Numerične analize, ki niso konvergirale oziroma padec nosilnosti pri predpisanem vsiljenem pomiku u = 20 mm ni bil zaznan, niso upoštevane pri izračunih relativne vitkosti in redukcije nosilnosti.

Odvisnost med redukcijo in relativno vitkostjo najlažje prikažemo grafično. Na slikah 29 do 32 so prikazane odvisnosti z upoštevanje različnih robnih pogojev, posebej za primere z jeklom S235 in S690 ter posebej za velikosti začetnih geometrijskih nepopolnosti  $e_0 = e_1/300$  in  $e_0 = e_1/200$ .



Slika 29: Redukcijski faktor v odvisnosti od vitkosti pločevine za jeklo S235 ( $e_0 = e_1/300$ )



Slika 30: Redukcijski faktor v odvisnosti od vitkosti pločevine za jeklo S235 ( $e_0 = e_1/200$ )



Slika 31: Redukcijski faktor v odvisnosti od vitkosti pločevine za jeklo S690 ( $e_0 = e_1/300$ )



Slika 32: Redukcijski faktor v odvisnosti od vitkosti pločevine za jeklo S690 ( $e_0 = e_1/200$ )

Iz prikazanih odvisnosti je razvidno, da točke na diagramih tvorijo obliko, ki močno spominja na uklonsko krivuljo. Največji raztros je opaziti v primerih, kjer so bili za račun kritične uklonske sile uporabljeni robni pogoji BUCK1. Kot je bilo pričakovati, so rezultati z robnimi pogoji BUCK2 in BUCK3 zelo podobni, saj so bile podobne že vrednosti kritičnih uklonski sil. Pri vseh štirih diagramih je opaziti, da imajo rezultati z robnimi pogoji BUCK2 najmanjši raztros in zelo lepo opišejo navidezno redukcijo nosilnosti. Sklepamo lahko, da so ti robni pogoji najbolj ustrezni. Ob upoštevanju teh robnih pogojev vidimo, da vihanje znižuje nosilnost na bočni pritisk, ko je presežena določena meja vitkosti. Za pločevine iz jekla S235 je vrednost te meje  $\overline{\lambda} = 0,17$ , za pločevina iz jekla S690 pa  $\overline{\lambda} = 0,23$ .

Kot smo opazili že pri nosilnostih pločevin, ni bistvene razlike glede na izbiro velikosti začetne geometrijske nepopolnosti. Redukcije se pri obeh materialih, glede na izbiro velikosti geometrijske začetne nepopolnosti, razlikujeta le za 2 % ali manj. Zaradi tako majhne razlike v nadaljevanju upoštevamo le rezultate GMNIA analiz z začetno nepopolnostjo  $e_0 = e_1/200$ . Slika 33 prikazuje odvisnost med redukcijskimi faktorji in relativno vitkostjo za pločevine z jeklom S235 in S690, kjer smo za izračun uporabili robni pogoj BUCK2 in začetno geometrijsko nepopolnost  $e_0 = e_1/200$ . Na podlagi teh podatkov v nadaljevanju razvijemo analitični model za izračun redukcijskega faktorja nosilnosti v bočnem pritisku, ki upošteva vihanje pločevine.



Slika 33: Redukcijski faktor v odvisnosti od vitkosti pločevine za jeklo S235 in S690 ( $e_0 = e_1/200$ )

# 6 ANALITIČNI MODEL

Cilj magistrske naloge je preučiti vpliv vihanja pločevin in na podlagi rezultatov parametrične študije razviti analitičen model za izračun redukcijskega faktorja, ki bi zajel padec nosilnosti zaradi vihanja. V poglavju 5.4 smo ugotovili, da je redukcija nosilnosti odvisna od relativne vitkosti pločevine na bočni pritisk. Račun vitkosti na podlagi enačbe (17) je neprimeren za praktično uporabo, saj temelji na kompleksnih numeričnih analizah. Iz slike 33 je razvidno, da je redukcija nosilnosti glede na vitkost pločevine zelo občutljiva, saj pri zelo majhni razliki v relativni vitkosti beležimo velik padec v nosilnosti. Iz tega razloga bi moral izračun relativne vitkosti temelji na preprostih enačbah, s katerimi bi izračunali podobne vrednosti tistim, ki smo jih izračunali po enačbi (17).

#### 6.1 Analitičen izračun relativne vitkosti pločevin na bočni pritisk

Relativno vitkost se v splošnem izračuna kot koren količnika med nosilnostjo in elastično kritično uklonsko silo:

$$\overline{\lambda} = \sqrt{\frac{F_u}{F_{crit}}}$$
(19)

Pri pločevinah z enim vijakom je nosilnost definirana kot:

$$F_u = \min\left(F_b; F_{net}\right),\tag{20}$$

kjer je:

$$F_b$$
 $\rightarrow$ nosilnost pločevine na bočni pritisk, po enačbi (8) $F_{net}$  $\rightarrow$ nosilnost pločevine v oslabljenem prerezu, po enačbi (12)

V poglavju 2.2 je opisana formulacija za račun nosilnosti pločevin z enim vijakom, ki jo je predlagal Može [4]. Kot že omenjeno, predlagana formulacija v primerjavi s pristopom po EC3, kaže boljše ujemanje z laboratorijskimi testi, zato za račun nosilnosti pločevine uporabimo enačbi (8) in (12).

Izračun kritične sile, pri kateri pride do vihanja, temelji na preprostem analitičnem modelu uklona konzole v tlaku, ki jo predstavlja tlačen pas pločevine pred vijakom, prikazan na sliki 34.



Slika 34: Prikaz uklona navidezne konzole

Prerez navidezne konzole sestavljata debelina pločevine t in sodelujoča širina b' (glej sliko 34). Dolžina konzole predstavlja razdaljo, pri kateri so tlačne napetosti približno enakomerno razporejene. To dolžino smo določili na podlagi rezultatov analiz A4, ki so pokazali, da se znatne tlačne napetosti pojavijo približno na dolžini 0,16  $e_1$ , nato pa hitro izzvenijo. Kritično silo navidezne konzole s pravokotnim prerezom  $b' \times t$  in uklonsko dolžino enako dvokratniku dolžine konzole, lahko zapišemo kot:

$$F_{b,crit} = \frac{\pi^2 E \frac{b' t^3}{12}}{\left(0,32 e_1\right)^2},$$
(21)

kjer je:

$$b' = \min \begin{cases} 0.35 e_1 \\ 2 e_2 - d_0 \end{cases}$$
(22)

 $\begin{array}{ccc} E & \rightarrow & \text{elastični modul} \\ b' & \rightarrow & \text{sodelujoča širina} \end{array}$ 

Vrednost sodelujoče širine b' je bila določena iterativno tako, da je odstopanje med numerično kritično silo čim manjše. Izkaže se, da je odstopanje najmanjše pri širini  $b' = 0,35 e_1$ . Sodelujočo širino navzgor omejuje širina pločevine, vrednost 2  $e_2 - d_0$  predstavlja širino neto prereza.

Ob upoštevanju enačb za račun nosilnosti pločevine (8) in (12) ter predlagane enačbe za izračun kritične sile (21), lahko analitično izračunamo relativno vitkost pločevine na bočni pritisk.

Če v enačbo (19) vstavimo enačbe (8), (12), (21) in (22) dobimo:

$$\overline{\lambda}_{b} = \sqrt{\frac{\min\left(k_{B} \alpha_{d} t \ d \ f_{u}; A_{net} \ f_{u}\right)}{\frac{\pi^{2} E \frac{\min\left(0,35 \ e_{1}; 2 \ e_{2} - d_{0}\right) t^{3}}{\left(0,32 \ e_{1}\right)^{2}}}}$$
(23)

Slika 35 prikazuje primerjavo med kritičnimi silami izračunanimi analitično po enačbi (21) in kritičnimi silami pridobljenimi z numeričnimi analizami. Opazimo, da predpostavljen analitični model za izračun kritične sile, pri kateri se pojavi vihanje, dobro zajame spodnjo mejo analitično pridobljenih vrednosti. Pločevine z veliko robno razdaljo  $e_2$ , ki dosegajo višje kritične sile, niso natančno zajete v predlaganem analitičnem modelu, saj je model, iz razloga preprostosti izraza, odvisen le od robne razdalje  $e_1$ . To se odraža v točkah, ki odstopajo od simetrijske osi.



Slika 35: Kritične sile pridobljene numerično in analitično po enačbi (21)

Sliki 36 in 37 prikazujeta primerjavo relativnih vitkosti izračunanih po predlaganem analitičnem modelu in relativnih vitkosti izračunanih po enačbi (17) na podlagi rezultatov numeričnih analiz. Slika 36 prikazuje primerjavo za pločevine iz jekla S235, slika 37 pa za pločevine iz jekla S690. Iz obeh primerjav je razvidno, da se analitično izračunane vitkosti dobro ujemajo z vitkostmi pridobljenimi preko numeričnih analiz. Vrednosti izračunane po enačbi (23) vedno vrnejo enako ali večjo vrednost relativne vitkosti v primerjavi z vrednostnimi izračunanimi po enačbi (17). Ker se večja vitkost odraža v večji redukciji nosilnosti, je narejena napaka na varni strani.



Slika 36: Relativne vitkosti določene numerično po enačbi (17) in analitično po enačbi (23) za S235



Slika 37: Relativne vitkosti določene numerično po enačbi (17) in analitično po enačbi (23) za S690

### 6.2 Izračun redukcijskega faktorja

Na sliki 38 so prikazani redukcijski faktorji izračunani na podlagi rezultatov numeričnih analiz v odvisnosti od relativnih vitkosti izračunanih po predlaganem analitičnem modelu. Pri primerjavi s sliko 33, opazimo da raztros ostaja približno enak.

Na sliki 38 sta prikazani tudi predlagani funkciji za izračun redukcijskega faktorja. Kot že omenjeno, je redukcija nosilnosti zelo občutljiva na velikost relativne vitkosti, zato je predlagana enačba za izračun redukcijskega faktorja enostavna in temelji na linearni funkciji. Enačba je zasnovana ob predpostavki, da pri pločevinah z vitkostjo manjšo od 0,2 ni nevarnosti vihanja:

$$\chi = \begin{cases} 1,0; \quad \overline{\lambda_b} \le 0,2 \\ -2,5 \,\overline{\lambda_b} + 1,5; \quad \text{za S235} \\ -1,25 \,\overline{\lambda_b} + 1,25; \quad \text{za S690} \end{cases}$$
(24)

kjer je:

 $\overline{\lambda_b}$   $\rightarrow$  relativna vitkost pločevine na bočni pritisk, po enačbi (23)



Slika 38: Redukcijski faktor po enačbi (18) v odvisnosti od vitkosti pločevine po enačbi (23) za S235 ( $e_0 = e_1/200$ )

Nosilnost pločevine z upoštevanjem vpliva vihanja, torej izračunamo z upoštevanjem enačbe (8) za račun pločevine na bočni pritisk, katero je predlagal Može [4], v kombinaciji s predlagano enačbo (24) za izračun redukcijskega faktorja.

$$F_c = \chi F_b, \qquad (25)$$

kjer je:

 $\chi \longrightarrow$  redukcijski faktor vihanja, po enačbi (24)  $F_b \longrightarrow$  nosilnost pločevine na bočni pritisk, po enačbi (8)

V preglednici 7 so prikazane eksperimentalne nosilnosti iz [9], teoretične nosilnosti po pristopu predlaganem v poglavju 2.2 in reducirane teoretične nosilnosti po predlagani enačbi (25), ki prav tako temelji na predlaganem pristopu iz poglavja 2.2. Redukcijski faktor  $\chi$  je izračunan po enačbi (24). Pri pločevinah, ki imajo mejo tečenja višjo od 460 MPa je upoštevan redukcijski koeficient za material  $k_m = 0.9$ .

Enako kot v preglednici 1, so vzorci, pri katerih je prišlo do vihanja, označeni s poudarjeno pisavo. Zanimivo je, da je vrednost redukcijskega faktorja  $\chi$  manjša od 1,0 le v primerih, ko je do vihanja dejansko prišlo. Prikazana je tudi primerjava eksperimentalnih in teoretičnih reduciranih nosilnosti, iz katerih je razvidno, da predlagan model za redukcijo nosilnosti dobro opiše dejanske eksperimentalne nosilnosti.

Test	kB	Fb (Može)	<b>F</b> <sub>b,crit</sub>	$\overline{\lambda_b}$	X	$\chi F_b(Mo\check{z}e)$	Fmax	$\frac{F_{max}}{\chi F_{h}(\text{Može})}$
[/]	[/]	[kN]	[kN]	[/]	[/]	[kN]	[kN]	[/]
1	1,0	103,8	6485	0,127	1,00	103,82	108,1	1,04
2	1,0	103,8	6485	0,127	1,00	103,82	99,2	0,96
3	1,0	157,8	4266	0,192	1,00	157,81	152,1	0,96
4	1,0	157,8	4266	0,192	1,00	157,81	150,3	0,95
5	1,0	211,8	3179	0,258	0,85	181,02	192,2	1,06
6	1,0	211,8	3179	0,258	0,85	181,02	202,8	1,12
7	0,9	260,7	2533	0,321	0,70	181,97	185,5	1,02
8	1,0	252,3	2533	0,316	0,71	179,39	187,7	1,05
9	1,0	315,6	2133	0,385	0,54	169,92	185,5	1,09
10	1,0	315,6	2133	0,385	0,54	169,92	180,1	1,06
11	1,0	100,1	6485	0,124	1,00	100,06	105,9	1,06
12	1,0	100,1	6485	0,124	1,00	100,06	98,3	0,98
13	1,0	204,1	3179	0,253	0,87	176,87	184,1	1,04
14	1,0	204,1	3179	0,253	0,87	176,87	190,8	1,08
17	0,9	207,7	3179	0,256	0,86	178,85	189,9	1,06
18	0,9	207,7	3179	0,256	0,86	178,85	196,2	1,10
19	0,9	207,7	3179	0,256	0,86	178,85	168,6	0,94
20	0,9	207,7	3179	0,256	0,86	178,85	158,8	0,89
29	1,0	146,7	13320	0,105	1,00	146,74	144,6	0,99
30	1,0	146,7	13320	0,105	1,00	146,74	136,6	0,93
37	1,0	170,7	11503	0,122	1,00	170,68	157,5	0,92
39	1,0	103,4	4266	0,156	1,00	103,37	113,4	1,10
40	1,0	103,4	4266	0,156	1,00	103,37	115,2	1,11
41	1,0	103,4	4266	0,156	1,00	103,37	114,3	1,11
42	1,0	68,0	6485	0,102	1,00	68,01	72,5	1,07
43	1,0	68,0	6485	0,102	1,00	68,01	72,5	1,07
44	1,0	67,3	6485	0,102	1,00	67,33	71,6	1,06
45	1,0	67,3	6485	0,102	1,00	67,33	71,2	1,06
46	1,0	88,9	4913	0,135	1,00	88,87	100,1	1,13
47	1,0	88,9	4913	0,135	1,00	88,87	100,5	1,13
48	1,0	68,0	6485	0,102	1,00	68,01	77	1,13

Preglednica 7: Primerjava eksperimentalnih in teoretičnih nosilnosti z upoštevanjem redukcije

Primerjava eksperimentalnih in teoretičnih reduciranih nosilnosti je na sliki 39 prikazana tudi grafično. Modri trikotniki prikazujejo nosilnosti izračunane po pristopu, ki ga je predlagal Može [4], rdeči kvadratki pa prikazujejo te iste nosilnosti z upoštevanjem redukcije po enačbi (24). Razvidno je, da redukcijski faktor  $\chi$  dovolj ustrezno zmanjša nosilnosti v primerih, ko je prisotno vihanje.



Slika 39: Primerjava reduciranih in ne reduciranih nosilnosti z eksperimentalnimi

## 6.3 Meja pri kateri ni nevarnosti vihanja

Če upoštevamo predpostavko iz enačbe (24), da pri pločevinah z vitkostjo manjšo od 0,2 ni nevarnosti vihanja, lahko iz enačbe (23) izrazimo meje, pri kateri redukcija nosilnosti ni potrebna.

$$\overline{\lambda}_{b} = \sqrt{\frac{\frac{\min(k_{B} \alpha_{d} t d f_{u}; A_{net} f_{u})}{\frac{\pi^{2} E \frac{\min(0, 35 e_{1}; 2 e_{2} - d_{0})t^{3}}{(0, 32 e_{1})^{2}}} \leq 0, 2$$
(26)

Iz enačbe (26) vidimo, da obstajajo štiri scenariji za izračun relativne vitkosti pločevine na bočni pritisk:

-  $\min(F_b; F_{net}) = F_b; \quad \min(0, 35 \ e_1; 2 \ e_2 - d_0) = 0, 35 \ e_1 \longrightarrow 1.$  scenarij

- 
$$\min(F_b; F_{net}) = F_b; \min(0, 35 e_1; 2 e_2 - d_0) = 2 e_2 - d_0 \longrightarrow 2.$$
 scenarij

- $\min(F_b; F_{net}) = F_{net}; \quad \min(0, 35 e_1; 2 e_2 d_0) = 0, 35 e_1 \longrightarrow 3.$  scenarij
- $\min(F_b; F_{net}) = F_{net}; \quad \min(0, 35 e_1; 2 e_2 d_0) = 2 e_2 d_0 \longrightarrow 4.$  scenarij

Scenarija 2 in 4 sta merodajna, ko velja  $b' = 2 e_2 - d_0$ . To velja ob zelo kratki robni razdalji  $e_2$  in zelo dolgi robni razdalji  $e_1$ . EC3 za spodnjo mejo robne razdalje  $e_2$  podaja omejitev  $e_2 = 1,2 d_0$ . Iz tega sledi:

$$\begin{array}{l} 0,35 \ e_{1} \geq 2 \ e_{2} - d_{0} \\ 0,35 \ e_{1} \geq 1,4 \ d_{0} \\ \hline e_{1} \ d_{0} \geq 4 \end{array}$$

$$(27)$$

Ob upoštevanju scenarijev 2 in 4 se vihanje pojavi, ko je končna razdalja večja od 4  $d_0$ . Ker so v praksi primeri, ko bi bila robna razdalja  $e_2 = 1,2 d_0$  in hkrati  $e_1 \ge 4,0 d_0$ , neobičajni, lahko bolj smiseln kriterij izpeljemo ob upoštevanju scenarijev 1 in 3:

$$\overline{\lambda}_{b} = \sqrt{\frac{k_{B} \alpha_{d} t d f_{u}}{\frac{\pi^{2} E \frac{0,35 e_{1} t^{3}}{12}}{\left(0,32 e_{1}\right)^{2}}}} \leq 0,2 \qquad \rightarrow \qquad 1. \text{ scenarij}$$

$$\overline{\lambda}_{b} = \sqrt{\frac{\left(2 e_{2} - d_{0}\right) t f_{u}}{\left(\frac{\pi^{2} E \frac{0.35 e_{1} t^{3}}{12}}{\left(0.32 e_{1}\right)^{2}}} \le 0,2 \qquad \longrightarrow \qquad 3. \text{ scenarij}$$

Ob upoštevanju predpostavke, da je premer vijaka približno 0,9 kratnik običajne luknje za vijak  $d/d_0 = 0,9$ , iz scenarija 1 izrazimo mejo, pri kateri redukcija ni potrebna:

$$\frac{e_1}{t} \le \frac{0.2 \pi}{0.32} \sqrt{\frac{E \, 0.35}{k_B \, f_u \, 12 \cdot 0.9}} \tag{28}$$

V primeru scenarija 1 opazimo, da je izračun meje odvisen le od materialnih karakteristik, zato lahko zapišemo na naslednji način:

$$\frac{e_1}{t} \leq \begin{cases} 8,5 \to S235; \quad f_u = 350 \text{ MPa}; \quad k_b = 1,0 \\ 6,4 \to S690; \quad f_u = 710 \text{ MPa}; \quad k_b = 0,9 \end{cases}$$
(29)

Na podoben način izrazimo mejo, tudi iz scenarija 3:

$$\frac{e_1}{t} \le \frac{0, 2^2 \pi^2 \ 0, 35 \ E \ t}{0, 32^2 \cdot 12 \ (2 \ e_2 - d_0) \ f_u}$$

$$\frac{e_1}{t} \le 0, 11 \cdot \frac{E \ t}{(2 \ e_2 - d_0) \ f_u}$$
(30)

Ker je v primeru scenarija 3 izračun meje poleg materialnih karakteristik odvisen tudi od geometrijskih, izraz ni najbolj praktičen. Če upoštevamo izračunane meje po enačbi (28) tudi v primerih, ko je min ( $F_b$ ;  $F_{net}$ ) =  $F_{net}$ , je izraz (28) na varni strani, saj je v izrazu upoštevana nosilnost na bočni pritisk  $F_b$ , ki je večja od  $F_{net}$ , in zato izraz vrne večjo relativno vitkost pločevine na bočni pritisk  $\overline{\lambda_b}$ . Izraz (28) je torej precej na varni strani in je zato primeren za hitro oceno. V primeru, da pogoj (28) ni izpolnjen, izračunamo relativne vitkosti  $\overline{\lambda_b}$  po enačbi (23) in potrebno redukcijo  $\chi$  po enačbi (24).

# 7 ZAKLJUČEK

Pri vijačenih preklopnih spojih s tankimi pločevinami obstaja možnost vihanja pločevin. Vihanje zmanjšuje nosilnost spoja na bočni pritisk, njegovega vpliva pa trenutno standardi za projektiranje jeklenih konstrukcij ne zajemajo neposredno. Da bi bolje razumeli porušne mehanizme vihanja pločevin pri bočnem pritisku vijaka, je bila izvedena obsežna parametrična študija, zasnovana na spoju z enim vijakom. Študija je obsegala preko 2000 analiz, izvedena pa je bila na podlagi štirih različnih tipov numeričnih analiz:

- geometrijsko in materialno nelinearnih analiz brez upoštevanja začetnih nepopolnosti (GMNA)
   za določitev mejne nosilnosti pločevine pri bočnem pritisku vijaka,
- geometrijsko in materialno nelinearnih analiz brez upoštevanja začetnih nepopolnosti, s preprečenimi pomiki izven ravnine pločevine, ki podaja informacijo o mejni nosilnosti, kjer redukcija zaradi vihanja ni prisotna,
- linearnih uklonskih analiz (LBA) z upoštevanjem različnih robnih pogojev, ki smo jo uporabili za razvoj analitičnega modela za izračun elastične kritične sile in
- geometrijsko in materialno nelinearnih analiz z različnima amplitudama začetnih nepopolnosti (GMNIA), s katero smo analizirali vpliv začetnih nepopolnosti.

Parametrična študija zajema naslednje spremenljive parametre:

- razmerje med premerom vijaka in debelino pločevine (d/t),
- robni razdalji  $e_1$  in  $e_2$ ,
- duktilnost jekla, ki je zajeta v materialnih modelih za jeklo S235 in S690,
- velikostni red začetne geometrijske nepopolnosti  $(e_0 = e_1/200 \text{ in } e_0 = e_1/300)$  in
- robne pogoje pri linearnih uklonski analizah.

Rezultati študije so pokazali, da se pri bočnem pritisku vijaka v pločevini pred njim ustvari polje tlačnih napetosti, ki povzroči nestabilnosti in s tem vihanje pločevine. Tlačnim napetostim se upira natezni lok z vrhom ob prostem robu, pravokotnem na smer delovanja obremenitve. Natezni lok je sidran v neto prerez. Izrazit vpliv na redukcijo nosilnosti pločevine imajo začetne geometrijske nepopolnosti. Razliko v nosilnosti idealno ravne pločevine in pločevine z začetno nepopolnostjo so okoli 40 %, medtem, ko amplituda začetne nepopolnosti nima bistvenega vpliva. Pokazali smo, da vihanje močno zmanjša nosilnost spoja, kjer so prisotni visoki bočni pritiski.

Rezultati parametrične študije so bili v nadaljevanju uporabljeni za izpeljavo in kalibracijo analitičnega modela, za izračun relativne vitkosti pločevine na bočni pritisk, preko katere izračunamo redukcijski faktor nosilnosti. Predlagana enačba redukcijskega faktorja temelji na linearni funkciji, ki je osnovana na podlagi rezultatov numeričnih analiz. Iz rezultatov je razvidno, da je redukcija nosilnosti glede na

vitkost pločevine zelo občutljiva, kar se odraža tudi v strmem naklonu funkcije predlaganega redukcijskega faktorja. Kljub temu, ob primerjavi po predlaganem analitičnem modelu izračunanih nosilnosti in nosilnosti dobljenih v laboratorijskih eksperimentih, opazimo dobro ujemanje.

Preklopni spoji z enim vijakom so zelo redki, zato je potrebno z nadaljnjimi raziskavami preučiti vpliv vihanja pri spojih z več vijaki. Vihanje pločevine med vijaki, v smeri obremenjevanja ni prisotno, saj pločevina med vijaki deluje kot obojestransko vpet nosilec in ne kot konzola. Pločevina med vijaki se sicer lahko izboči, kar pa je zajeto v standardu EN 1993-1-8. Vihanje pločevine pa se v spojih z več vijaki lahko pojavi pri vijakih, ki so postavljeni ob prosti rob, ki je pravokoten na smer obremenitve.

#### VIRI

- [1] EN 1993-1-8:2005. Eurocode 3: Design of steel structures Part 1-8: Design of joints.
- [2] EN 1090-2:2008 Execution of steel structures and aluminium structures Part 2: Technical requirements for steel structures.
- [3] Može, P. and Beg, D. 2014. A complete study of bearing stress in single bolt connections. Journal of Constructional Steel Research 95: 126-140.
- [4] Može, P. 2018. Bearing strength at bolt holes in connections with large end distance and bolt pitch. Journal of Constructional Steel Research 147: 132-144.
- [5] Može, P.; Beg, D. 2011. Investigation of high strength steel connec-tions with several bolts in double shear. Journal of Constructional Steel Research. 67(3):333-347.
- [6] EN 1993-1-1:2005. Eurocode 3: Design of steel structures Part 1-8: General rules and rules for buildings.
- [7] Može, P., Beg, D., Lopatič, J. 2007. Net cross-section design resistance and local ductility of elements made of high strength steel. Journal of Constructional Steel Research 63(11): 1431-1441.
- [8] Može, P., Beg, D. 2010. High strength steel tension splices with one or two bolts. Journal of Constructional Steel Research 66(8-9): 1000-1010.
- [9] Rex, C.O. and Easterling, W.S. 2003. Behavior and modeling of a bolt bearing on a single plate. Journal of Structural Engineering-Asce 129(6): 792-800.
- [10] Salih, E.L., Gardner, L. and Nethercot, D.A. 2011. Bearing failure in stainless steel bolted connections. Engineering Structures 33(2): 549-562.
- [11] Kim, T.S., Kuwamura, H. and Cho, T.J. 2008. A parametric study on ultimate strength of single shear bolted connections with curling. Thin-Walled Structures, 46(1): 38-53.
- [12] Kuwamura, H. and Isozaki, A. 2002. Ultimate behavior of fastener connections of thnin stainless steel plates: Study on light-weight stainless steel structures Part4. Journal of Structural and Construction Engineering, 67(556): 159-166.

- [13] D'Antimo, M., Demonceau, J. F., Jaspart, J. P., Latour, M. and Rizzano, G. 2017. Experimental and theoretical analysis of shear bolted connections for tubular structures. Journal of Constructional Steel Research, 138(Supplement C): 264-282.
- [14] Latour M., R. G., D'Antimo M., Demonceau J.F., Jaspart J.P., Armenante V. 2018. Bearing strength of shear connections for tubular structures: An analytical approach. Thin-Walled Structures, 127: 180-199.
- [15] Abaqus 6.14, Dassault Systemes, računalniški program za račun po metodi končnih elementov.

## PRILOGE

PRILOGA A: Rezultati parametrične študije

»Ta stran je namenoma prazna.«