

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:

Stenko, R., 2014. Analiza potrebne togosti prečnih ojačitev pri polnostenskih nosilcih. Diplomaska naloga. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo. (mentor Korelc, J., somentor Sinur, F.): 97 str.

Datum arhiviranja: 09-06-2014

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:

Stenko, R., 2014. Analiza potrebne togosti prečnih ojačitev pri polnostenskih nosilcih. B.Sc. Thesis. Ljubljana, University of Ljubljani, Faculty of civil and geodetic engineering. (supervisor Korelc, J., co-supervisor Sinur, F.): 97 pp.

Archiving Date: 09-06-2014

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 ŠTUDIJSKI
PROGRAM GRADBENIŠTVO
KONSTRUKCIJSKA SMER

Kandidat:

ROK STENKO

**ANALIZA POTREBNE TOGOSTI PREČNIH OJAČITEV
PRI POLNOSTENSKIH NOSILCIH**

Diplomska naloga št.: 3390/KS

**STIFFNESS REQUIREMENTS FOR TRANSVERSE
STIFFENERS IN PLATE GIRDERS**

Graduation thesis No.: 3390/KS

Mentor:

prof. dr. Jože Korelc

Predsednik komisije:

izr. prof. dr. Janko Logar

Somentor:

doc. dr. Franc Sinur

Član komisije:

izr. prof. dr. Jože Lopatič
doc. dr. Vlado Stankovski

Ljubljana, 29. 05. 2014

POPRAVKI

Stran z napako

Vrstica z napako

Namesto

Naj bo

IZJAVA O AVTORSTVU

Podpisani Rok Stenko izjavljam, da sem avtor diplomskega dela z naslovom »**Analiza potrebne togosti prečnih ojačitev pri polnostenskih nosilcih.**«.

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

Izjavljam, da dovoljujem objavo elektronske različice v digitalnem repozitoriju.

Ljubljana, 12. 5. 2014

Rok Stenko

BIBLIOGRAFSKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK

UDK:	624.072.2(043.2)
Avtor:	Rok Stenko
Mentor:	prof. dr. Jože Korelc
Somentor	doc. dr. Franc Sinur
Naslov:	Analiza potrebne togosti prečnih ojačitev pri polnostenskih nosilcih
Tip dokumenta:	Diplomska naloga – univerzitetni študij
Obseg in oprema:	97 str., 157 slik., 2 pregl, 77 en.
Ključne besede:	jeklene konstrukcije, polnostenski nosilci, izbočenje pločevin, vitke pločevine, nepopolnosti, togost, vzdolžne ojačitve, prečne ojačitve, čisti tlak, strig

Izvleček

V diplomski nalogi smo obravnavali obnašanje polnostenskih nosilcev. Polnostenski nosilci so sestavljeni iz kompaktnih pasnic in vitke stojine, ki je običajno ojačena z vzdolžnimi in prečnimi ojačitvami. Osredotočili smo se na iskanje potrebne togosti prečne ojačitve, ki mora nuditi ustrezno podporo pločevini. V prvem delu diplomske naloge so predstavljena pravila za dimenzioniranje polnostenskih nosilcev, ki jih navaja standard EN-1993-1-5, v nadaljevanju pa sledijo rezultati numeričnih simulacij, ki so bili izvedeni v programu Abaqus, s katerimi smo želeli pokazati primernost izrazov za določitev togosti. V primeru vzdolžno ojačene in neojačene pločevine v čistem tlaku, smo za izračun potrebne togosti izhajali iz izrazov, ki jih predlaga standard EN-1993-1-5. Izkazalo se je, da pogoj pomika ni vedno izpolnjen, zato smo predlagali nov način določitve ustrezne togosti prečne ojačitve, s katerim smo dobili zadovoljive rezultate. Pri vzdolžno ojačeni pločevini v čistem strigu smo za izračun prečne ojačitve uporabili enačbe, ki so bile razvite za neojačene pločevine v čistem strigu. Te enačbe so se izkazale kot ustrezne tudi za primer ojačene pločevine.

BIBLIOGRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT

UDC: 624.072.2(043.2)

Author: Rok Stenko

Supervisor: prof. Jože Korelc, Ph. D.

Cosupervisor: assist. prof. Franc Sinur, Ph.D.

Title: Stiffness requirements for transverse stiffeners in plate girders

Document type: Graduation Thesis – University studies

Scope and tools: 97 p., 157 fig., 2 tab., 77 eq.

Key words: steel structures, plate girders, plate buckling, slender plates, type of imperfection, stiffness, longitudinal stiffeners, transverse stiffeners, direct stresses, shear

Abstract

This thesis deals with the behavior of plated girders, composed of compact flanges and slender webs, which are usually stiffened with longitudinal and transversal stiffeners. The main goal was to analyze transversal stiffeners, which have to provide a rigid support for the base plate. The first part of the thesis overviews the design rules for plate girders, which are included in the standard EN 1993-1-5. Numerical results from the finite element analysis are shown in the second part. Numerical simulations were performed to confirm or disprove the existing equation for the evaluation of stiffness. For longitudinally stiffened and unstiffened plates in compression the expressions from standard EN-1993-1-5 were used. It was shown, that the deflection criterion is not satisfied in all cases. A new design rule, which ensure the proper stiffness of the transversal stiffeners, was suggested. For longitudinally stiffened plates in shear solutions developed for unstiffened plates in shear were used. These equations yield a good approximation.

ZAHVALA

Hvala somentorju doc. dr. Franciju Sinurju, za ves njegov čas, za njegove koristne nasvete, za vse znanje, ki ga je delil z mano ter za spodbudne besede, iz katerih sem črpal energijo, da sem se potrudil po najboljših močeh.

Zahvalil bi se tudi dr. Jožetu Korelcu, ker je prevzel mentorstvo nad mojo diplomsko nalogo. Hvala tudi vsem na katedri za metalne konstrukcije za pomoč in prijetno delovno vzdušje.

Posebej bi se rad zahvalil Blažu, Borisu, Viktorju ter ostalim sošolcem in prijateljem, ki so mi vedno znali prisluhniti.

Hvala mami, očetu in sestri Ani, ki so mi omogočili študij ter me vseskozi podpirali in spodbujali.

KAZALO VSEBINE

1	UVOD	1
2	OBNAŠANJE PLOČEVIN	2
2.1	Izbočitev pločevine	2
2.1.1	Čisti tlak	2
2.1.2	Čisti strig	3
2.2	Pristop k dimenzioniranju po standardu EN-1993-1-5	4
2.2.1	Čisti tlak	4
2.2.2	Čisti strig	8
2.2.3	Prečne ojačitve	10
2.2.4	Vzdolžne ojačitve	15
3	NUMERIČNE SIMULACIJE	17
3.1	Izbira končnih elementov	17
3.2	Vrsta analize	17
3.3	Modeliranje materiala	18
3.4	Opis modelov	19
3.4.1	Vzdolžno neojačena pločevina v čistem tlaku	19
3.4.2	Vzdolžno ojačena pločevina v čistem tlaku	22
3.4.3	Vzdolžno ojačena pločevina v čistem strigu	23
3.5	Občutljivostna analiza	23
3.5.1	Tlačno obremenjene vzdolžno neojačene pločevine	24
3.5.2	Tlačno obremenjena vzdolžno ojačena pločevina	26
3.5.3	Strižno obremenjena vzdolžno ojačena pločevina	29
4	VZDOLŽNO NEOJAČENA PLOČEVINA V ČISTEM TLAKU	33
4.1	Kontrola nosilnosti	33
4.1.1	Model s preprečenim zasukom na obremenjenem robu	33
4.1.2	Model z možnim zasukom na obremenjenem robu	35
4.2	Pomiki prečne ojačitve	36
4.2.1	Model s preprečenim zasukom na obremenjenem robu	36

4.2.2	Model z možnim zasukom na obremenjenem robu	43
4.3	Obremenitev na mestu prečne ojačitve	48
4.3.1	Model s preprečenim zasukom na obremenjenem robu.....	48
4.3.2	Model z možnim zasukom na obremenjenem robu	51
4.4	Metoda z vzmetmi.....	52
4.5	Velikost prečne ojačitve	53
5	VZDOLŽNO OJAČENA PLOČEVINA V ČISTEM TLAKU.....	55
5.1.1	Uvod.....	55
5.1.2	Nosilnost vzdolžno ojačene pločevine	56
5.1.3	Pomiki na mestu prečne ojačitve	58
6	VZDOLŽNO OJAČENA PLOČEVINA V ČISTEM STRIGU	71
6.1.1	Nosilnost.....	73
6.1.2	Analiza pomikov	77
6.1.3	Analiza pomikov na razširjenem modelu.....	86
6.1.4	Vpliv položaja vzdolžne ojačitve.....	91
7	ZAKLJUČEK	95
VIRI	97

KAZALO PREGLEDNIC

Preglednica 1- Primerjava velikosti momenta, določenega z integriranjem napetosti po prerezu ojačitve z momentom izračunanim na podlagi reakcijskih sil v vzmeteh	53
Preglednica 2-Prikaz razmerja nosilnosti med EN in MKE za vzdolžno neojačeno pločevino	77

KAZALO SLIK

Slika 1- Ojačen škatlast nosilec mostne konstrukcije (http://www.yokogawa-bridge.co.jp/english/05_steelbridges/index6.html pridobljeno 4.4.2014)	1
Slika 2- Postkritični odziv vitkih pločevin v tlaku (Beg et al., 2010)	2
Slika 3-Razpored membranskih napetosti v mejnem stanju nosilnosti tlačene pločevine	3
Slika 4- Prikaz glavnih napetosti pred izbočitvijo in po izbočitvi po metodi rotirajočega napetostnega polja po Höglundu (Beg et al., 2010)	4
Slika 5- Model izbočitve po principu 2-D telesa (a) in po principu uklona tlačnega stebra (b) (Beg et al., 2010)	4
Slika 6- Prikaz vrednosti izbočitvenega koeficienta v odvisnosti od razmerja α	6
Slika 7- Ojačena pločevina v čistem tlaku (Beg et al., 2010)	6
Slika 8-Interpolacija med izbočitvijo kot 2-D telesa in izbočitvijo po principu uklona tlačnega stebra (Beg et al., 2010)	8
Slika 9- Funkcija redukcije za strižno izbočitev.....	10
Slika 10- Obremenitev prečne ojačitve z deviacijskimi silami, ki nastanejo kot posledica tlačne obremenitve na deformiranem modelu (Beg et al., 2010)	10
Slika 11- Obremenitev prečne ojačitev s sidrnimi silami, ki nastanejo pri strigu kot posledica razvoja nateznega polja (Beg et al., 2010)	11
Slika 12-Obremenitev prečne ojačitve zaradi dodatne zunanje obtežbe (Beg et al., 2010) ..	11
Slika 13-Efektivni prerez prečne ojačitve (Beg et al., 2010).....	11
Slika 14-Mehanski model za izračun potrebne togosti prečne ojačitve v tlačno obremenjeni pločevini (Beg et al., 2010)	12
Slika 15-Prikaz obremenitve prečne ojačitve z deviacijskimi silami	13
Slika 16-toga robna ojačitev (Beg et al., 2010).....	14
Slika 17-Mehanski model za izračun potrebne togosti prečne ojačitve v primeru strižno obremenejne pločevine (Beg et al., 2010).....	15
Slika 18-Obremenitev vzdolžne ojačitve zaradi osne sile N in upogibnega momenta M (Beg et al., 2010).....	15
Slika 19-Obremenitev vzdolžne ojačitve zaradi strižne sile V (Beg et al., 2010).....	15
Slika 20- Obremenitev vzdolžne ojačitve zaradi koncentrirane obtežbe q (Beg et al., 2010)	16
Slika 21-Prikaz detajla na primeru prekinjenih vzdolžnih ojačitev (Beg et al., 2010).....	16
Slika 22- Primer obtežne poti	18
Slika 23- Materialni model.....	19
Slika 24- Osnovna pločevina z razmerjem $\alpha=1$	19
Slika 25-Prikaz prve lastne izbočitvene oblike pločevine z razmerem $\alpha = 1$	20

Slika 26-Primerjava nosilnosti med MKE in Winterjevo krivuljo za model, za primer, ko rob 1 med obremenjevanjem ne ostane raven	20
Slika 27-Razmerje med nosilnostjo po MKE in nosilnostjo po Winterju za model, ko rob 1 med obremenjevanjem ne ostane raven	20
Slika 28- Primerjava nosilnosti med MKE in Winterjevo krivuljo za model, za primer, ko rob 1 med obremenjevanjem ostane raven	21
Slika 29- Primerjava nosilnosti med MKE in Winterjevo krivuljo za model, za primer, ko rob 1 med obremenjevanjem ostane raven	21
Slika 30-Osnovni model vzdolžno neojačene pločevine v tlaku	22
Slika 31- Numerični model	22
Slika 32-Numerični model	23
Slika 33- Obravnavane oblike začetne nepopolnosti za vzdolžno neojačeno pločevino v čistem tlaku.....	24
Slika 34-Prikaz pomikov pri različnih nepopolnostih, za primer, ko je zasuk okrog osi Y na tlačnem robu preprečen	25
Slika 35-prikaz pomikov pri različnih nepopolnostih, za primer, ko je zasuk okrog osi Y na tlačnem robu dovoljen.....	25
Slika 36- Začetna nepopolnosti imp_gm	26
Slika 37- Obravnavane oblike začetne nepopolnosti za panel v čistem tlaku z vzdolžnimi ojačitvami.....	27
Slika 38-Velikost pomikov za različne oblike nepopolnosti v primeru 4 podajnih ($\gamma=25$) vzdolžnih ojačitvah pri razmerju $\alpha=0,5$	28
Slika 39- Velikost pomikov za različne oblike nepopolnosti v primeru 4 togih ($\gamma=150$) vzdolžnih ojačitvah pri razmerju $\alpha=0,5$	28
Slika 40- Velikost pomikov za različne oblike nepopolnosti v primeru 4 podajnih ($\gamma=25$) vzdolžnih ojačitvah pri razmerju $\alpha=1,25$	28
Slika 41- Velikost pomikov za različne oblike nepopolnosti v primeru 8 podajnih ($\gamma=25$) vzdolžnih ojačitvah pri razmerju $\alpha=1,25$	29
Slika 42-Občutljivostna analiza pri velikosti prečne ojačitve $0,3 I_{st}$	29
Slika 43-Občutljivostna analiza pri velikosti prečne ojačitve $0,5 I_{st}$	30
Slika 44-Občutljivostna analiza pri velikosti prečne ojačitve $1,0 I_{st}$	30
Slika 45-Prikaz pomika prečne ojačitve pri izbranih nepopolnosti v primerjavi z nepopolnostjo, ki ustreza prvi lastni izbočitveni obliki	31
Slika 46-Levo prikaz pomika pri nepopolnosti tipa imp_buckle in desno pri nepopolnost tipa imp_gp.....	32
Slika 47-Prikaz pomika prečne ojačitve pri izbranih geometrijskih nepopolnosti po EN-1993-1-5 v primerjavi z nepopolnostjo imp_buckle, ki ustreza lastni izbočitveni obliki nosilca	32

Slika 48- Prikaz tipa nepopolnosti imp_gp, ki smo ga uporabili na razširjenem modelu pri čistem stigu.....	33
Slika 49-Nosilnost modela za primer nepopolnosti imp_gm	34
Slika 50-Nosilnost modela za primer nepopolnosti imp_4	34
Slika 51-Primerjava dejanske iz prve izbočitvene oblike za primer z vitkostjo $h_w/t_w=200$ in razmerjem $\alpha = 0,5$	35
Slika 52-Primerjava dejanske iz prve izbočitvene oblike za primer z vitkostjo $h_w/t_w=125$ in razmerjem $\alpha = 1,25$	35
Slika 53-Nosilnost modela za primer imp_gm	35
Slika 54-Nosilnost modela za primer imp_4	36
Slika 55-Diagrami pomikov za različna razmerja vitkosti pri nepopolnosti imp_gm.....	37
Slika 56-Primerjava dejanske deformacijske oblike in prve izbočitvene oblike za primer z vitkostjo $h_w/t_w = 200$ in razmerjem $\alpha = 1,41$	38
Slika 57-Primerjava dejanske deformacijske linije in prve izbočitvene oblike za primer z vitkostjo $h_w/t_w = 200$ in razmerjem $\alpha = 1,7$	38
Slika 58-Vrednost izbočitvenega koeficienta v odvisnosti od razmerja α	38
Slika 59-Velikost pomikov in tip deformacijske oblike za primer vitkosti $h_w/t_w = 200$ in razmerjem $\alpha = 0,5$ pri nepopolnosti imp_gm	39
Slika 60-Velikost pomikov in deformacijske oblike za primer vitkosti $h_w/t_w = 200$ in razmerjem $\alpha = 0,75$ pri nepopolnosti imp_gm.....	40
Slika 61-Velikost pomikov in deformacijska oblika (se ne spreminja s spremembo togosti prečne ojačitve) za primer vitkosti $h_w/t_w= 50$ in razmerjem stranic $\alpha = 0,75$ pri nepopolnosti imp_gm.....	40
Slika 62-Diagrami pomikov za različna razmerja vitkosti pri nepopolnosti imp_4.....	41
Slika 63-Velikost pomikov in deformacijske oblike za primer vitkosti $h_w/t_w = 150$ in razmerjem $\alpha = 0,5$ pri nepopolnosti imp_4.....	42
Slika 64-Velikost pomikov in deformacijske oblike za primer vitkosti $h_w/t_w = 150$ in razmerjem $\alpha = 1,41$ pri nepopolnosti imp_4.....	43
Slika 65- Velikost pomikov in deformacijske oblike za primer vitkosti $h_w/t_w = 200$ in razmerjem $\alpha = 2$ pri nepopolnosti imp_4.....	43
Slika 66-Diagrami pomikov za različna razmerja vitkosti pri nepopolnosti imp_gm.....	45
Slika 67- Velikost pomikov in deformacijske oblike za primer vitkosti 200 in razmerjem stranic 1,41 pri nepopolnosti imp_4.....	45
Slika 68-Primerjava deformacijske oblike za model z vitkostjo $h_w/t_w = 200$ in razmerjem $\alpha=0,75$. Slika a predstavlja model z možnim zasukom, slika b pa s preprečenim zasukom na robovih vsiljevanja obtežbe;	46

Slika 69- Primerjava deformacijske oblike za model z vitkostjo $h_w/t_w = 150$ in razmerjem $\alpha=1,41$. Slika <i>a</i> predstavlja model z možnim zasukom, slika <i>b</i> pa s preprečenim zasukom na robovih vsiljevanja obtežbe;	46
Slika 70- Primerjava deformacijske oblike za model z vitkostjo $h_w/t_w = 125$ in razmerjem $\alpha=1,25$. Slika <i>a</i> predstavlja model z možnim zasukom, slika <i>b</i> pa s preprečenim zasukom na robovih vsiljevanja obtežbe;	46
Slika 71-Diagrami pomikov za različna razmerja vitkosti pri nepopolnosti imp_4.....	48
Slika 72-Primer poteka napetosti po prerezu prečne ojačitve pri nepopolnosti imp_gp	48
Slika 73-Momentna obremenitev na mestu prečne ojačitve za imp_gp	49
Slika 74-Momentna obremenitev na mestu prečne ojačitve za imp_4	49
Slika 75-Primerjava dejanske deformacijske oblike za modele z največjo momentno obtežbo na prečno ojačitev z modelom, ki ga predlaga EN-1993-1-5	50
Slika 76- Levo: Mehanski model po EN-1993-1-5; Desno: Predlagana modifikacija mehanskega modela.....	50
Slika 77-Primer izbočitve, ki da manjšo obremenitev na mestu prečne ojačitve	51
Slika 78-Momentna obremenitev na mestu prečne ojačitve za imp_gp	51
Slika 79-Momentna obremenitev na mestu prečne ojačitve za imp_4	52
Slika 80-Primer z manjšo momentno obremenitvijo in primer z večjo momentno obremenitvijo na mestu prečne ojačitve	52
Slika 81-Prikaz modeliranja prečne ojačitve z vzmetmi	53
Slika 82-Primerjava potrebne širine prečne ojačitve med numeričnimi rezultati in rezultati po EN-1993-1-5	55
Slika 83- Prikaz obravnavanega prečnega prereza vzdolžno ojačene pločevine z vitkostjo $h_w/t_w=200$	55
Slika 84-Prikaz obravnavanega prečnega prereza vzdolžno ojačene pločevine z vitkostjo $h_w/t_w= 400$	56
Slika 85- Prikaz normirane (na največjo vrednost po MKE) nosilnosti za modele z različnimi začetnimi nepopolnostmi (za primer 4 zaprtih podajnih ojačitev pri razmerju α je 1,25) in z nosilnostjo določeno po EN-1993-1-5.	56
Slika 86-Prikaz normirane nosilnosti (na največjo vrednost po MKE) za modele z različnimi začetnimi nepopolnostmi (za primer 8 zaprtih podajnih ojačitev pri razmerju α je 1,25) in z nosilnostjo določeno po EN-1993-1-5.	56
Slika 87- Prikaz nosilnosti panela za različne α in togosti $\gamma=25$ na primeru 4 zaprtih ojačitvah	57
Slika 88-Prikaz nosilnosti panela za različne α in togosti $\gamma=25$ na primeru 8 zaprtih ojačitvah	57
Slika 89- Prikaz grafa sila-pomik in točk odčitavanja	58

Slika 90-Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w=200$ z zaprtimi prečnimi ojačitvami.....	58
Slika 91-Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w=200$ z odprtimi vzdolžnimi ojačitvami.....	59
Slika 92-Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w=400$ z zaprtimi vzdolžnimi ojačitvami.....	59
Slika 93-Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w=200$ z odprtimi vzdolžnimi ojačitvami.....	60
Slika 94- Oblika začetne nepopolnosti imp_10.....	61
Slika 95- Globalna nepopolnost, ki jo upošteva predpostavljen statični model	61
Slika 96-Shema statičnega modela za upoštevanje prispevka dodatne obremenitve na mestu prečne ojačitve zaradi lokalne nepopolnosti v posameznih panelih.....	61
Slika 97-Shema poenostavljenega statičnega modela	62
Slika 98-Oblika upogibnice	64
Slika 99-Prikaz primera dejanska deformacijske linije iz programa Abaqus	65
Slika 100-Prikaz statičnih modelov.....	65
Slika 101- Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w=200$ pri podajnih odprtih vzdolžnih ojačitvah in nepopolnosti imp_10 po statičnem modelu 1 ter 2...	66
Slika 102-Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w=200$ pri podajnih zaprtih vzdolžnih ojačitvah in nepopolnosti imp_10 po statičnem modelu 1 ter 2 ...	66
Slika 103-Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w=400$ pri podajnih zaprtih vzdolžnih ojačitvah in nepopolnosti imp_10 po statičnem modelu 1 ter 2 ...	67
Slika 104-Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w=400$ pri podajnih odprtih vzdolžnih ojačitvah in nepopolnosti imp_10 po statičnem modelu 1 ter 2...	67
Slika 105-Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w=400$ pri togih odprtih vzdolžnih ojačitvah in nepopolnosti imp_10 po statičnem modelu 1 ter 2.....	68
Slika 106- Deformacijska linija panela z vitkostjo $h_w/t_w=400$ in razmerjem stranic 1,5; a: model_1, b: model_2	68
Slika 107-Višina prečne ojačitve za panel vitkosti $h_w/t_w=200$ z zaprtimi podajnimi ($\gamma=25$) vzdolžnimi ojačitvami	69
Slika 108-Višina prečne ojačitve za panel vitkosti $h_w/t_w=200$ z odprtimi podajnimi ($\gamma=25$) vzdolžnimi ojačitvami	69
Slika 109-Višina prečne ojačitve za panel vitkosti $h_w/t_w=400$ z zaprtimi podajnimi ($\gamma=25$) vzdolžnimi ojačitvami	70
Slika 110-Višina prečne ojačitve za panel vitkosti $h_w/t_w=400$ z odprtimi podajnimi ($\gamma=25$) vzdolžnimi ojačitvami	70

Slika 111-Višina prečne ojačitve za panel vitkosti $h_w/t_w=400$ z odprtimi togimi ($\gamma=150$) vzdolžnimi ojačitvami	71
Slika 112-Nosilnosti polnostenskega nosilca pri vitkosti $h_w/t_w= 150$ in razmerju $\alpha = 1$	74
Slika 113-Prikaz nosilnosti polnostenskega nosilca pri vitkosti $h_w/t_w= 250$ in razmerju $\alpha = 1$	75
Slika 114-Prikaz nosilnosti polnostenskega nosilca pri vitkosti $h_w/t_w= 150$ in razmerju $\alpha = 2$	75
Slika 115-Prikaz nosilnosti polnostenskega nosilca pri vitkosti $h_w/t_w= 250$ in razmerju $\alpha = 2$	75
Slika 116-Prikaz nosilnosti polnostenskega nosilca pri vitkosti $h_w/t_w= 150$ in razmerju $\alpha = 0,5$	76
Slika 117-Prikaz nosilnosti polnostenskega nosilca pri vitkosti $h_w/t_w= 250$ in razmerju $\alpha = 0,5$	76
Slika 118-Grafi velikosti pomika v odvisnosti od togosti vzdolžnih ojačitev za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha = 1$	78
Slika 119- Prikaz deformacijske oblike (levo šibka, desno močna vzdolžna ojačitev) za primer nepopolnosti imp_gp.....	78
Slika 120- Prikaz sidranja tlačnih sil (levo šibka, desno močna vzdolžna ojačitev)	79
Slika 121-prikaz deformacijske oblike (levo šibka, desno močna vzdolžna ojačitev) za primer nepopolnosti imp_3.....	79
Slika 122-Prikaz sidranja tlačnih sil (levo šibka, desno močna vzdolžna ojačitev)	79
Slika 123-Prikaz pomikov v odvisnosti od velikosti prečne ojačitve Ist za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha=1$ pri nepopolnosti imp_gp	80
Slika 124-Prikaz pomikov v odvisnosti od velikosti prečne ojačitve Ist za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha=1$ pri nepopolnosti imp_3	80
Slika 125-Velikost pomika v odvisnosti od togosti vzdolžnih ojačitev za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha=2$	81
Slika 126-Prikaz deformacijske oblike (levo šibka, desno močna vzdolžna ojačitev)	82
Slika 127-Prikaz sidranja tlačnih sil (levo šibka, desno močna vzdolžna ojačitev)	82
Slika 128-Prikaz nesimetričnega odziva	82
Slika 129-Prikaz pomikov v odvisnosti od velikosti prečne ojačitve Ist za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha=2$ pri nepopolnosti imp_gp.....	83
Slika 130-Prikaz pomikov v odvisnosti od velikosti prečne ojačitve Ist za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha=2$ pri nepopolnosti imp_3.....	83
Slika 131- Prikaz odziva vzdolžno neojačene pločevine (levo z nepopolnostjo imp_gp in desno z nepopolnostjo imp_3)	84
Slika 132-Velikost pomika v odvisnosti od togosti vzdolžnih ojačitev za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha=0,5$	84
Slika 133--Prikaz deformacijske oblike.....	85

Slika 134-Velikost pomika v odvisnosti od togosti vzdolžnih ojačitev pri enaki sili obremenitve	85
Slika 135-Prikaz pomikov v odvisnosti od velikosti prečne ojačitve I_{st} za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha=0,5$ pri nepopolnosti imp_gp	86
Slika 136-Prikaz pomikov v odvisnosti od velikosti prečne ojačitve I_{st} za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha=0,5$ pri nepopolnosti imp_3	86
Slika 137-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=150$ in $\alpha=1$ pri nepopolnosti imp_gp	87
Slika 138-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=250$ in $\alpha=1$ pri nepopolnosti imp_gp	87
Slika 139-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=150$ in $\alpha=2$ pri nepopolnosti imp_gp	88
Slika 140-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=250$ in $\alpha=2$ pri nepopolnosti imp_gp	88
Slika 141-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=150$ in $\alpha=0,5$ pri nepopolnosti imp_gp	88
Slika 142-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=250$ in $\alpha=0,5$ pri nepopolnosti imp_gp	89
Slika 143-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=150$ in $\alpha=1$ pri nepopolnosti imp_3	89
Slika 144-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=250$ in $\alpha=1$ pri nepopolnosti imp_3	90
Slika 145-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=150$ in $\alpha=2$ pri nepopolnosti imp_3	90
Slika 146-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=250$ in $\alpha=2$ pri nepopolnosti imp_3	90
Slika 147-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=150$ in $\alpha=0,5$ pri nepopolnosti imp_3	91
Slika 148-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=250$ in $\alpha=0,5$ pri nepopolnosti imp_3	91
Slika 149-Prikaz pomikov za vitkost $h_w/t_w=150$ in $\alpha=1$	92
Slika 150-Prikaz pomikov za vitkost $h_w/t_w=250$ in $\alpha=1$	92
Slika 151- Deformacijska oblika za vitkost $h_w/t_w=250$ in $\alpha=1$ v primeru, ko se vzdolžna ojačitev nahaja v zgornjem delu stojine.....	92
Slika 152-Prikaz pomikov za vitkost $h_w/t_w=150$ in $\alpha=2$	93
Slika 153-Prikaz pomikov za vitkost $h_w/t_w=250$ in $\alpha=2$	93

Slika 154-Deformacijska oblika za vitkost 250 in $\alpha = 2$ v primeru, ko se vzdolžna ojačitev nahaja v zgornjem delu stojine.....	94
Slika 155-Prikaz pomikov za vitkost $h_w/t_w = 150$ in $\alpha = 0,5$	94
Slika 156-Prikaz pomikov za vitkost $h_w/t_w = 250$ in $\alpha = 0,5$	94
Slika 157-Deformacijska oblika pri 15 kratni povečavi za vitkost $h_w/t_w = 250$ in $\alpha = 0,5$ v primeru, ko se vzdolžna ojačitev nahaja v zgornjem delu stojine.....	95

1 UVOD

Dandanes nam tehnološki razvoj omogoča izgradnjo gradbenih konstrukcij velikih dimenzij in razponov. Delo na samem gradbišču je zaradi težavnosti terena, vremenskih pogojev in drugih vplivov zahtevno, zato je ugodno, če lahko posamezne dele glavnih nosilnih konstrukcijskih elementov naredimo v delavnici, jih pripeljemo na mesto gradnje, kjer jih nato sestavimo v celoto. Prednost takšnih nosilnih elementov je kljub mali lastni teži velika odpornost. V to kategorijo nosilnih sistemov uvrščamo tudi varjene tankostenske nosilce, ki so dodatno ojačeni z vzdolžnimi in prečnimi ojačitvami.



Slika 1- Ojačen škatlast nosilec mostne konstrukcije (http://www.yokogawa-bridge.co.jp/english/05_steelbridges/index6.html pridobljeno 4.4.2014)

V primerjavi z vročevaljenimi nosilci so varjeni polnostenski nosilci običajno občutljivi na lokalno izbočitev. Posebnost je, da zaradi lokalnega izbočenja ne izgubijo nosilnosti, kot to velja pri uklonu tlačene palice, ampak nosijo še v post-kritičnem območju, ko je elastična kritična napetosti že prekoračena. Druga lastnost, ki je pri vročevaljenih nosilcih ne srečamo je pomembnost izbire velikosti, tipa in položaja ojačitev.

Zaradi teh in drugih značilnosti obstajajo za dimenzioniranje varjenih polnostenskih nosilcev posebna pravila, ki so opisana v standardu EN-1993-1-5, ki projektantu omogočajo, da se izogne zahtevnim numeričnim simulacijam, ki so lahko zelo zamudne in zahtevne.

Tudi cilj te diplomske naloge je bil, da s pomočjo numeričnih simulacij poiščemo poenostavljeno rešitev za dimenzioniranje togih prečnih ojačitev, ki bo zadovoljila celoten spekter možnih variant, ki se pojavijo v dnevni praksi.

Podrobneje smo analizirali togost prečnih ojačitev, katerih naloga je, da nudijo zadostno podporo osnovni pločevini, ki je lahko dodatno ojačena z vzdolžnimi ojačitvami. Ojačitve so obremenjene z izbočenimi silami, ki nastanejo pri tlačni obremenitvi ter sidrnimi silami, ki so posledica razvoja nateznega polja pri strižni obremenitvi.

V prvem sklopu smo analizo izvajali za vzdolžno neojačene pločevine obremenjene v čistem tlaku, v nadaljevanju pa smo analizirali vzdolžno ojačene pločevine v čistem tlaku in v čistem strigu.

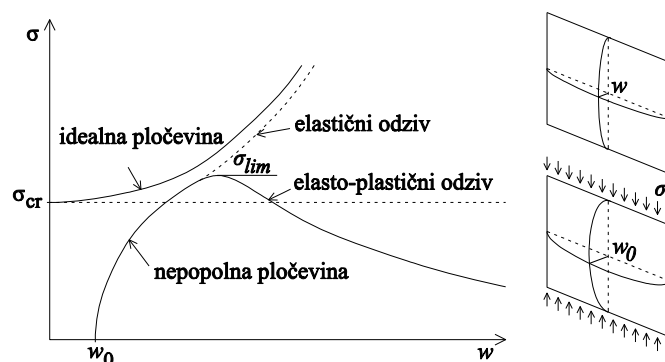
2 OBNAŠANJE PLOČEVIN

V naslednjem poglavju bomo podrobneje opisali glavne značilnosti tankostenskih nosilcev (pločevin). Poleg tega bomo predstavili temeljne postopke dimenzioniranja pločevin in ojačitev. Poglavje je delno povzeto po (Beg et al., 2010).

2.1 Izbočitev pločevine

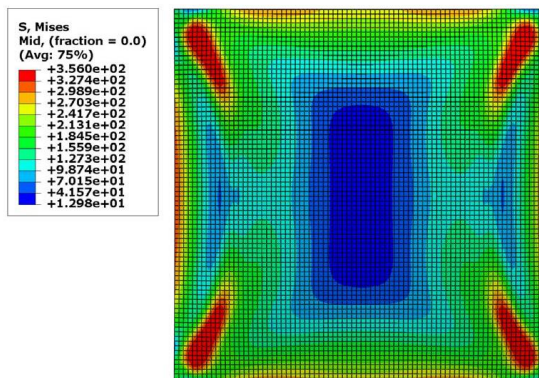
2.1.1 Čisti tlak

Vitke tlačno obremenjene pločevine izkazujejo veliko postkritično nosilnost. Ko je dosežena elastična kritična napetost σ_{cr} , to je napetost pri kateri pride do izbočitve idealno elastične pločevine, nosilnost pločevine še ni izčrpana; nosi dokler se ne pojavi porušitev zaradi plastifikacije. Pri idealnih pločevinah je meja pojava postkritične nosilnosti razvidna iz bifurkacijske točke. Dokler so napetosti manjše od σ_{cr} se pločevina ne izboči. A v praksi imamo vedno opraviti s pločevino, ki je v začetnem stanju rahlo deformirana. Njeno amplitudo odmika od sredinske osi označimo z w_0 (slika 2). Taka pločevina izkazuje postopen prehod v postkritično območje. Zaradi elasto-plastičnega materiala, pa pločevina pri dovolj velikem pomiku w doseže mejno nosilnost, (σ_{lim}).



Slika 2- Postkritični odziv vitkih pločevin v tlaku (Beg et al., 2010)

Za enakomerno tlačno obremenjene pločevine je značilen efekt, da se v postkritičnem področju napetosti iz osrednjega območja, kjer pride do izbočitve, prerazporedijo na robove (slika 3).



Slika 3-Razpored membranskih napetosti v mejnem stanju nosilnosti tlačene pločevine

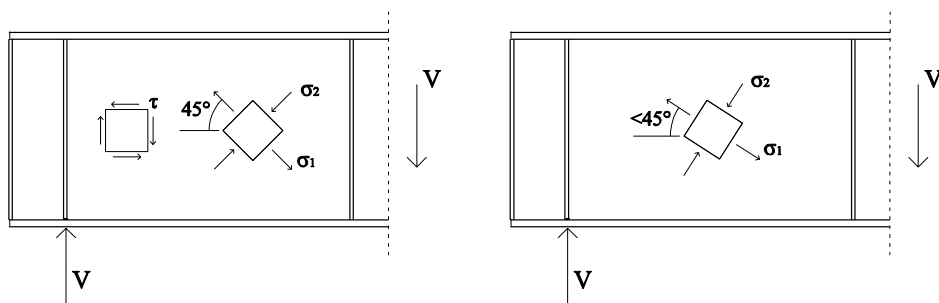
Opraviti imamo z nelinearnim potekom napetosti po prerezu, zato pri dimenzioniranju uporabljamo dve poenostavljeni metodi. Prva metoda, ki je v širši uporabi se imenuje metoda sodelujočih širin. Temelji na tem, da pri določanju nosilnosti zaradi izbočitve izločimo osrednji del pločevine, robove pa na dolžini b_{eff} upoštevamo kot polnosilne z mejo tečenja f_y . Druga metoda se imenuje metoda reducirane napetosti. V tem primeru se upošteva celoten bruto prerez z upoštevanjem povprečne napetosti σ_{lim} .

V našem primeru smo uporabljali metodo sodelujočih širin, ki jo bomo bolj podrobno predstavili v poglavju 2.2.

2.1.2 Čisti strig

Za razumevanje obnašanja strižno obremenjenih nosilcev moramo razložiti metodo rotirajočega napetostnega polja, katere avtor je Höglund (Höglund, 1997).

Pred izbočitvijo vlada v pločevini stanje čistega striga. Strižno napetost lahko razstavimo na glavno tlačno in glavno natezno napetost. Koordinatni sistem glavnih napetosti je glede na vzdolžno os nosilca zasukan za kot 45° (slika 4). Ko dosežemo kritično strižno napetost τ_{cr} , se pločevina ne poruši ampak nosi še naprej v postkritičnem območju. Izbočitev se zgodi le v smeri glavne natezne napetosti σ_1 . Zaradi izbočitve se glavna tlačna napetost ne povečuje več, saj doseže vrednost τ_{cr} , še naprej pa se lahko povečuje glavna natezna napetost σ_1 . Zaradi ohranjanja ravnotežja pride do zasuka napetostnega polja. Mejna nosilnost je dosežena, ko glavna natezna napetost doseže mejo tečenja.



Slika 4- Prikaz glavnih napetosti pred izbočitvijo in po izbočitvi po metodi rotirajočega napetostnega polja po Höglundu (Beg et al., 2010)

2.2 Pristop k dimenzioniranju po standardu EN-1993-1-5

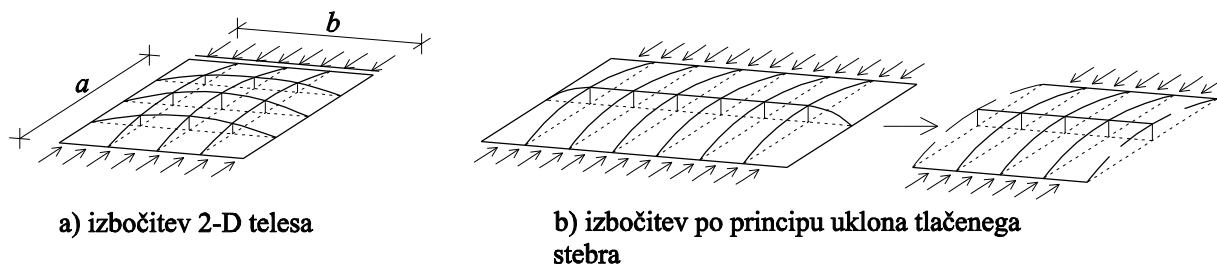
2.2.1 Čisti tlak

Enakomerno tlačno obremenjeno pločevino obravnavamo kot vitko, ko velja, da razmerje med višino in debelino preseže naslednjo vrednost:

$$\frac{b}{t} > 42 \varepsilon \quad (1)$$

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (2)$$

Razlikujemo med dvema različnima modeloma izbočitve. V prvem primeru obravnavamo princip izbočitve dvodimenzionalnega telesa (slika 5a) v drugem pa gledamo na izbočitev kot na uklon tlačnega stebra (slika 5b). Za vzdolžno neojačene pločevine je izbočitev po principu tlačnega stebra značilna za pločevine z razmerjem $\alpha \ll 1$, kjer je α definirana kot razmerje širine z višino stojine. Pri vzdolžno ojačenih pločevinah je model tlačnega stebra lahko merodajen tudi za razmerja $\alpha > 1$.



Slika 5- Model izbočitve po principu 2-D telesa (a) in po principu uklona tlačnega stebra (b) (Beg et al., 2010)

2.2.1.1 Izbočitev dvodimenzionalnega telesa

2.2.1.1.1 Neojačene pločevine

Efektiven prerez vitkih tlačnih vzdolžno neojačenih elementov $A_{c,eff}$ določimo tako, da bruto prerez pomnožimo z redukcijskim koeficientom ρ_{loc} :

$$b_{eff} = \rho_{loc} b \quad (3)$$

$$A_{c,eff} = \rho_{loc} A \quad (4)$$

Redukcijski koeficient ρ_{loc} je odvisen od relativne vitkosti pločevine $\bar{\lambda}_p$:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,p}}} \quad (5)$$

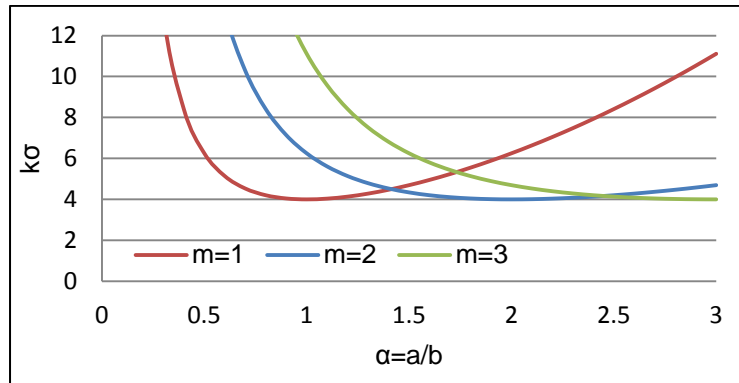
Relativno vitkost določimo na podlagi izračuna elastične kritične napetosti $\sigma_{cr,p}$:

$$\sigma_{cr,p} = k_\sigma \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (6)$$

kjer predstavlja E elastični modul, ν Poissonovo število, t debelino pločevine, b višino pločevine in k_σ koeficient izbočitve pločevine, ki je odvisen od robnih pogojev in razporeditve tlačnih napetosti po prerezu. Za enakomerno razporeditev napetosti vzdolžno neojačene pločevine velja naslednja zveza:

$$k_\sigma = \left(\frac{\alpha}{m} + \frac{m}{\alpha}\right)^2 \quad (7)$$

Vrednost α predstavlja razmerje razdalje med prečnima ojačitvama in višino pločevine ($\alpha=a/b$), medtem ko vrednost m predstavlja število izbočitvenih pol valov. Do razmerja $\alpha = \sqrt{2}$ tako velja, da se idealna členkasto podprta pločevina izboči v enem pol valu, s povečanjem razmerja α pa sledi izbočitev v enem celem valu.

Slika 6- Prikaz vrednosti izbočitvenega koeficienta v odvisnosti od razmerja α

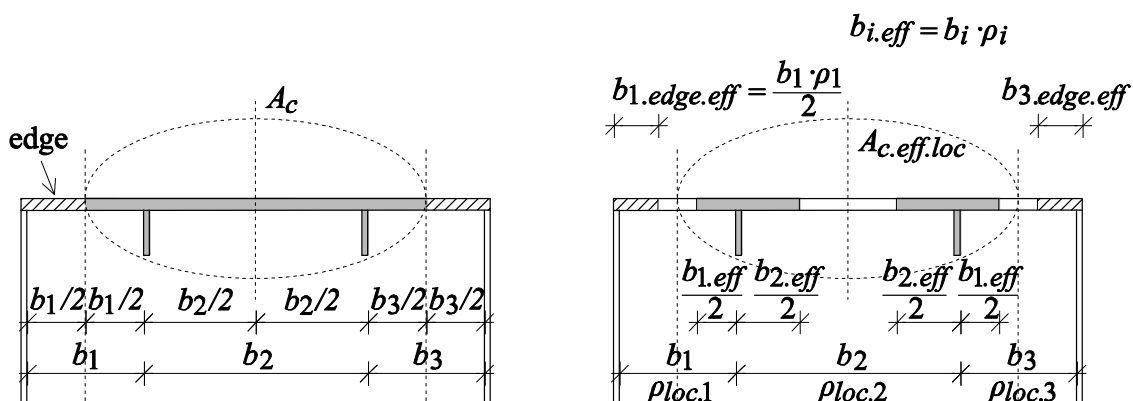
2.2.1.1.2 Vzdolžno ojačene pločevine

Razlika pri računu nosilnosti vzdolžno ojačene pločevine v primerjavi z neojačeno je v tem, da imamo poleg globalne izbočitve celotnega panela opraviti še z lokalno izbočitvijo posameznih vitkih podpanelov.

Interakcija med lokalno in globalno izbočitvijo je zajeta v enačbi računa relativne vitkosti panela:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{A_{c,eff,loc} f_y}{A_c \sigma_{cr,p}}} \quad (8)$$

$A_{c,eff,loc}$ predstavlja vsoto efektivnih presežkov podpanelov ter efektivnih presežkov vzdolžnih ojačitev, A_c pa predstavlja bruto prežek tlačene cone ojačenega panela zmanjšanega za robni del dolžine $b_{edge,eff}$ (glej sliko 7).



Slika 7- Ojačena pločevina v čistem tlaku (Beg et al., 2010)

Račun izbočitvenega koeficienta κ_{σ} za določitev elastične kritične napetosti $\sigma_{cr,p}$ je v primeru vzdolžno ojačene pločevine bolj zahteven. V EN-1993-1-5 sta predstavljena dva poenostavljena postopka.

2.2.1.2 Izbočitev kot uklon tlačnega stebra

2.2.1.2.1 Neojačene pločevine

Kot je razvidno iz slike 6, vrednost izbočitvenega koeficienta za razmerje $\alpha < 0,5$ narašča preko vseh meja. Posledično za ta razmerja α dobimo velike vrednosti elastične kritične napetosti. V tem primeru je pomembno upoštevati izbočitev pločevine po principu uklona tlačnega stebra.

Elastična kritična napetost za uklon stebra se izračuna z izrazom:

$$\sigma_{cr,c} = \frac{\pi^2 Et^2}{12(1-\nu^2)a^2} \quad (9)$$

Relativna uklonska vitkost pa po enačbi:

$$\bar{\lambda}_c = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,p}}} \quad (10)$$

Ustrezen redukcijski faktor (χ_c) določimo kot v 6.3.1.2 v EN 1993-1-1 z izbiro uklonske krivulje a.

2.2.1.2.2 Vzdolžno ojačene pločevine

V primeru vzdolžno ojačene pločevine se elastična kritična napetost $\sigma_{cr,c}$ določi kot napetost, pri kateri se izboči najbolj obremenjena vzdolžna ojačitev:

$$\sigma_{cr,sl} = \frac{\pi^2 EI_{sl,1}}{A_{sl,1} a^2} \quad (11)$$

kjer $I_{sl,1}$ predstavlja vztrajnostni moment, $A_{sl,1}$ pa prečni prerez vzdolžne ojačitve s pripadajočim delom stojine (slika 13).

Vitkost ojačene pločevine je določena z enačbo:

$$\bar{\lambda}_c = \sqrt{\frac{\beta_{A,c} f_y}{\sigma_{cr,c}}} \quad (12)$$

$$\beta_{A,C} = \frac{A_{sl,1,eff}}{A_{sl,1}} \quad (13)$$

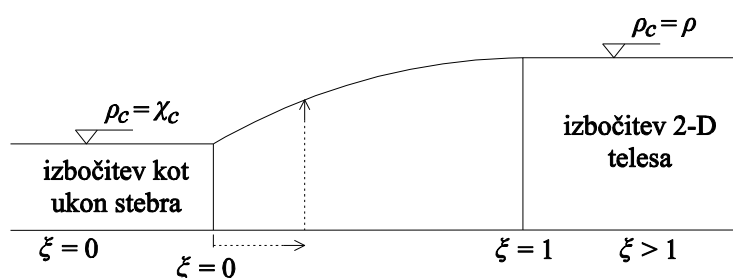
Kjer je $A_{sl,1}$ efektivni prerez ojačitve in pripadajočega dela pločevine z upoštevanjem lokalnega izbočenja podpanelov.

2.2.1.3 Interpolacija med uklonom tlačene palice in izbočenjem pločevine

Končna vrednost faktorja redukcije določimo z interpolacijsko enačbo, ki se glasi:

$$\rho_c = (\rho - \chi_c) \xi (2 - \xi) + \chi_c \quad (14)$$

Število ρ predstavlja redukcijski koeficient za izbočitev pločevine kot 2-D telesa, χ_c predstavlja redukcijski koeficient za uklon stebra, vrednost ξ pa je odvisna od razmerja obeh elastičnih kritičnih napetosti. Njena vrednost nam pove na kakšen tip se pločevina izboči (slika 8).



Slika 8-Interpolacija med izbočitvijo kot 2-D telesa in izbočitvijo po principu uklona tlačnega stebra (Beg et al., 2010)

Končen izraz za določitev efektivnega prereza je določen z izrazoma (15) in (16):

- za vzdolžno neojačeno pločevino:

$$A_{c,eff} = \rho_c b_{eff} \quad (15)$$

- za vzdolžno ojačeno pločevino:

$$A_{c,eff} = \rho_c A_{c,eff,loc} + \sum_i b_{i,edge,eff} t \quad (16)$$

2.2.2 Čisti strig

Nevarnost strižnega izbočenja je prisotno kadar je vitkost pločevine večja kot:

- za neojačeno stojino:

$$\frac{h_w}{t_w} > 72 \frac{\varepsilon}{\eta} \quad (17)$$

- za ojačeno stojino:

$$\frac{h_w}{t_w} > 31 \frac{\varepsilon}{\eta} \sqrt{\kappa_\tau} \quad (18)$$

Račun strižne odpornosti v EN-1993-1-5 temelji na Höglundovem pristopu po metodi rotirajočega napetostnega polja. Projektna strižna odpornost $V_{b,rd}$ se določi kot vsota prispevkov stojine $V_{bw,rd}$ in pasnic $V_{bf,rd}$ in mora biti manjša od polne nosilnosti kompaktne stojine.

$$V_{b,rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \leq \frac{h_w t_w \eta f_{yw}}{\sqrt{3} \gamma_{M,1}}, \quad (19)$$

kjer je h_w višina stojine, t_w debelina stojine, f_{yw} meja tečenja stojine, η faktor odvisen od kvalitete jekla in $\gamma_{M,1}$ delni varnostni faktor.

$$V_{bw,Rd} = \chi_w h_w t_w \frac{f_{yw}}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} \quad (20)$$

$$V_{bf,Rd} = \frac{b_f t_f^2}{c} \frac{f_{yf}}{\gamma_{M1}} \left[1 - \left(\frac{M_{Ed}}{M_{f,Rd}} \right)^2 \right] \quad (21)$$

Redukcijski faktor nosilnosti stojine χ_w določimo na podlagi relativne vitkosti $\bar{\lambda}_w$:

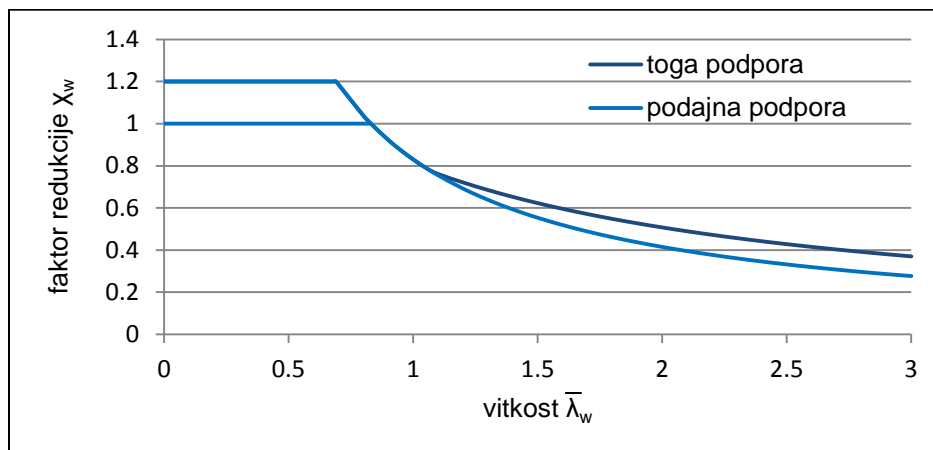
$$\bar{\lambda}_w = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\tau_{cr}}} \quad (22)$$

kjer je τ_{cr} elastične strižne napetosti, ki jo določimo kot produkt strižnega izbočitvenega koeficienta κ_τ in Eulerjeve napetosti σ_E :

$$\tau_{cr} = \kappa_\tau \sigma_E$$

$$\sigma_E = \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2 \quad (23)$$

Pri tvorjenju nateznega napetostnega polja pride na robu do sidranja tlačnih sil, katerih velikost je odvisna od togosti robne ojačitve. Boljše sidranje pomeni večjo postkritično nosilnost. Zato EN-1993-1-5 upošteva faktor redukcije posebej za togo in posebej za podajno podporo.



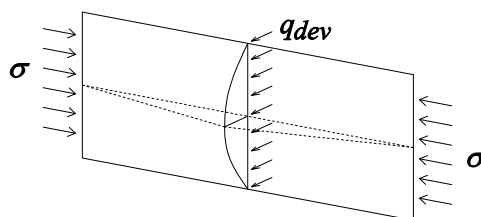
Slika 9- Funkcija redukcije za strižno izbočitev

Paziti je potrebno, da pri računu relativne vitkosti vzdolžno ojačenih nosilcev upoštevamo, da lahko pride prej do izbočitve posameznih podpanelov, kot do izbočitve celotnega panela. Merodajen je primer z večjo relativno vitkostjo.

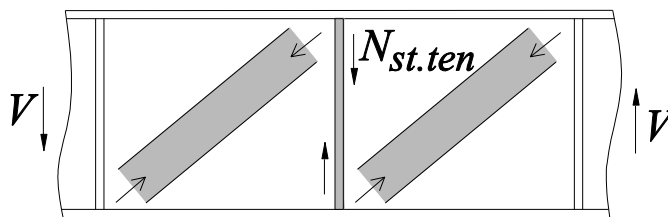
Za račun elastične kritične napetosti τ_{cr} obstaja več možnosti. V EN-1993-1-5 so navedeni analitični izrazi, lahko pa jo določimo še na druge načine. Takšen primer uporabe sta med drugim izračun s pomočjo Klöpplovih diagramov in izračun z računalniškim programom EBPlate.

2.2.3 Prečne ojačitve

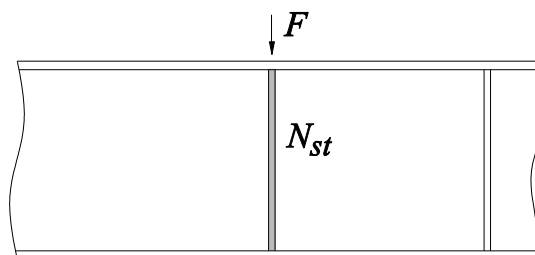
Prečne ojačitve predstavljajo podporo pločevini in s tem povečujejo njeno nosilnosti. Običajno jih dimenzioniramo kot toge, saj to predstavlja glavni pogoj, da lahko panela med ojačitvijo obravnavamo ločeno brez medsebojne interakcije. Slike 10-12 prikazujejo tipične primere obremenitve prečne ojačitve.



Slika 10- Obremenitev prečne ojačitve z deviacijskimi silami, ki nastanejo kot posledica tlačne obremenitve na deformiranem modelu (Beg et al., 2010)

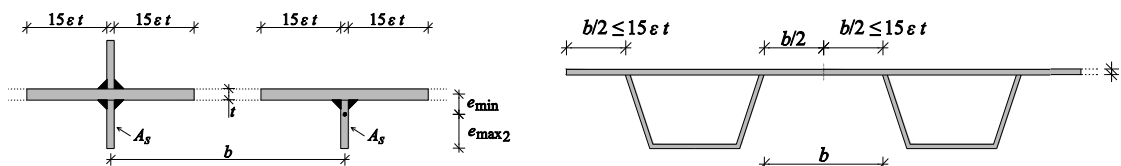


Slika 11- Obremenitev prečne ojačitve s sidrnimi silami, ki nastanejo pri strigu kot posledica razvoja nateznega polja (Beg et al., 2010)



Slika 12-Obremenitev prečne ojačitve zaradi dodatne zunanje obtežbe (Beg et al., 2010)

V polju uporabljamo enostranske ravne odprte I ali T profile, nad podporo pa dvostranske, z namenom, da se izognemo ekscentričnosti pri vnosu koncentriranih reakcijskih sil. Priporočljivo je, da ojačitve izpolnjujejo pogoj 3 razreda kompaktnosti in pogoj torzijske kompaktnosti. Pri računu karakteristik ojačitve upoštevamo, poleg prečnega prereza ojačitve, še prispevek stojine, kot je prikazano na sliki 13.



Slika 13-Efektivni prerez prečne ojačitve (Beg et al., 2010)

EN-1993-1-5 za dimenzioniranje prečne ojačitve navaja nekaj poenostavljenih modelov. V naših analizah so bile prečne ojačitve obremenjene s silami, ki so nastale kot posledica obremenjevanja modelov v čistem tlaku in čistem strigu. V nadaljevanju si pogledimo pristop k dimenzioniranju za ta dva primera.

2.2.3.1 Tlačno obremenjene pločevine

Prečne ojačitve v tlačno obremenjeni pločevini niso neposredno obremenjene, ampak posredno z izbočnimi silami. Da zagotovijo togo podporo pločevini morajo ustrezati tako pogoju napetosti kot pogoju pomika, ki ju zapišemo kot:

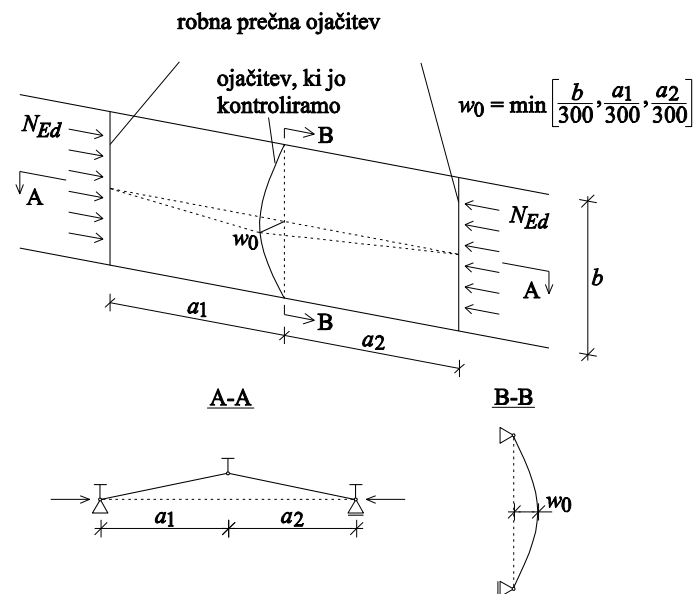
- največja napetost pri projektni obtežbi ne sme preseči:

$$\sigma_{max} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M,1}} \quad (24)$$

- največji maksimalni pomik ojačitve ne sme preseči:

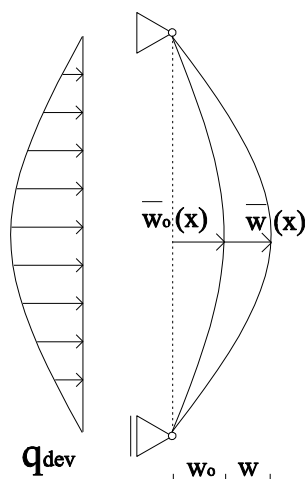
$$w \leq \frac{b}{300} \quad (25)$$

Mehanski model za izračun potrebne togosti prečne ojačitve temelji na izračunu po teoriji drugega reda in je prikazan na sliki 14. Prečna ojačitev je obravnavana kot prostoležeči nosilec z začetno nepopolnostjo sinusne oblike z amplitudo w_0 . Panel in vzdolžne ojačitve so privzete kot členkasto pritrjene v robne ojačitve.



Slika 14-Mehanski model za izračun potrebne togosti prečne ojačitve v tlačno obremenjeni pločevini (Beg et al., 2010)

V primer enakomerno razporejene tlačne obtežbe N_{ed} je prečna sila obremenjena le z izbočnimi silami q_{dev} (slika 15).



Slika 15-Prikaz obremenitve prečne ojačitve z deviacijskimi silami

Na podlagi izračuna po teoriji drugega reda je izpeljana enačba za določitev velikosti izbočenih sil po višini prečne ojačitve:

$$q_{dev}(x) = (\bar{w}_0(x) + \bar{w}(x)) \frac{N_{ed}}{b} \left(\frac{1}{a_1} + \frac{1}{a_2} \right) = (\bar{w}_0(x) + \bar{w}(x)) \sigma_m \quad (26)$$

Ko imamo enakomerno tlačno obremenitev in obliko začetne nepopolnosti sinusne oblike velja, da bodo tako deviacijske sile kot končni pomik prečne ojačitve tudi sinusne oblike. Iz pogoja maksimalne napetosti (24) in največjega pomika (25) je izpeljana enačba (26) za določitev potrebne togosti prečne ojačitve:

$$I_{st} \geq \frac{\sigma_m}{E} \left(\frac{b}{\pi} \right)^4 \left(1 + w_0 \frac{300}{b} u \right) \quad (27)$$

$$u = \frac{\pi^2 E e_{max} \gamma_{M,1}}{300 b f_y} \geq 1 \quad (28)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{cr,c}}{\sigma_{cr,p}} \frac{N_{ed}}{b} \left(\frac{1}{a_1} + \frac{1}{a_2} \right) \quad (29)$$

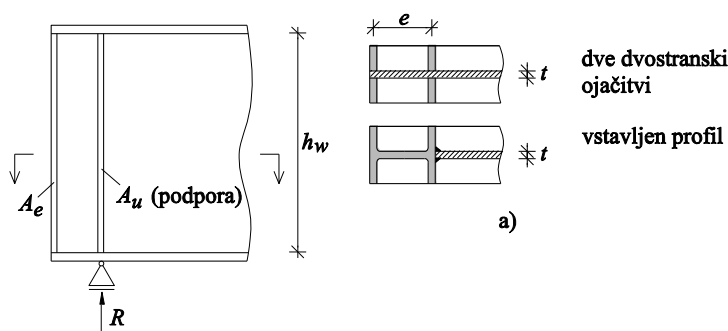
$\sigma_{cr,p}$ in $\sigma_{cr,c}$ sta elastični kritični napetosti za izbočitev 2-D telesa oziroma za izbočitev po principu uklona tlačnega stebra, N_{ed} je največja tlačna sila, ki jo lahko prevzame panel, e_{max} pa oddaljenost najbolj obremenjenega vlakna od težišča prereza (glej sliko 13). Razmerje $\sigma_{cr,c}/\sigma_{cr,p}$ vpliva na velikost izbočenih sil. Ko prevladuje tip izbočitve po principu 2-D telesa lahko pride do prevelike redukcije obtežbe q_{dev} na prečno ojačitev. Zaradi tega omejimo

razmerje na minimalno vrednost 0,5. Kot konzervativno vrednost se lahko privzame največja možna, torej $\sigma_{cr,c}/\sigma_{cr,p} = 1$.

2.2.3.2 Strižno obremenjene pločevine

V strižni obremenjeni pločevini imajo prečne ojačitve nalogo, da s svojo togostjo preprečijo pomik pločevine izven ravnine, ter da prevzamejo tlačne sile, ki se razvijejo v postkritičnem napetostnem stanju zaradi tvorjenja nateznega napetostnega pasu.

Kot smo že omenili je pomembno ali imamo na robu toge ali podajne prečne ojačitve. Da lahko govorimo o togi robni ojačitvi mora biti izpolnjen naslednji pogoj izdelave:



Slika 16-toga robna ojačitev (Beg et al., 2010)

$$e > 0,1h \quad (30)$$

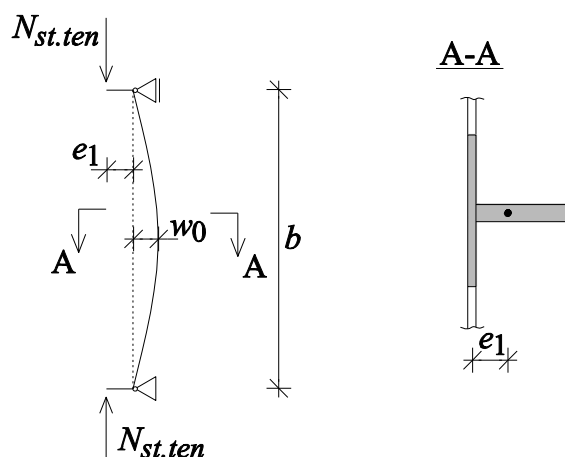
$$A_e > \frac{4h_w t^2}{e} \quad (31)$$

Za vmesne ojačitve v čistem strigu velja, da so toge, če sta izpolnjena pogoja napetosti (24) in pomikov (25) ter pogoja (32) in (33):

$$I_{st} \geq \frac{1,5h_w^3 t^3}{a^2} \text{ za } \alpha = \frac{a}{h_w} < \sqrt{2} \quad (32)$$

$$I_{st} \geq 0,75h_w t^3 \text{ za } \alpha = \frac{a}{h_w} \geq \sqrt{2} \quad (33)$$

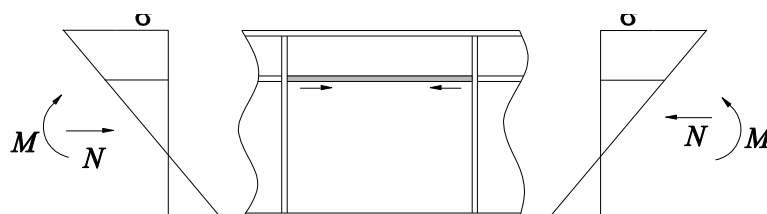
Na sliki 17 je prikazan mehanski model za izračun potrebne togosti prečne ojačitve v strižno obremenjeni pločevini. Osa sila $N_{st,ten}$ deluje v težišču stojine nosilca, ki je za razdaljo e_1 oddaljena od težišča prereza prečne ojačitve.



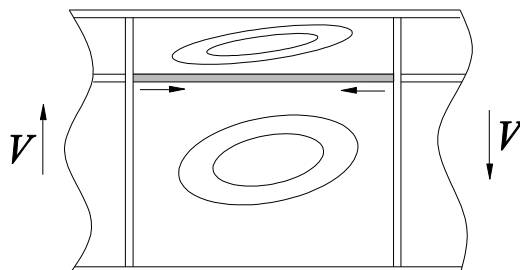
Slika 17-Mehanski model za izračun potrebne togosti prečne ojačitve v primeru strižno obremenejne pločevine (Beg et al., 2010)

2.2.4 Vzdolžne ojačitve

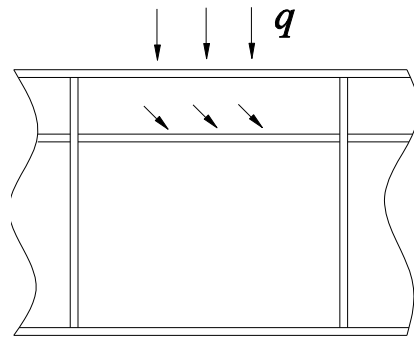
Vzdolžne ojačitve povečajo togost in nosilnost osnovne pločevine. Navadno jih dimenzioniramo tako, da so čim bolj učinkovite, kar pomeni, da večanje prečnega prereza ojačitve nima več doprinosa na odpornost celotnega panela. Slike 18-20 prikazujejo tipične primere obremenitve vzdolžnih ojačitev.



Slika 18-Obremenitev vzdolžne ojačitve zaradi osne sile N in upogibnega momenta M (Beg et al., 2010)



Slika 19-Obremenitev vzdolžne ojačitve zaradi strižne sile V (Beg et al., 2010)

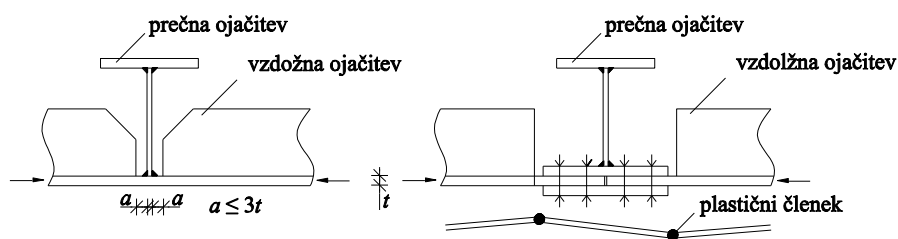


Slika 20- Obremenitev vzdolžne ojačitve zaradi koncentrirane obtežbe q (Beg et al., 2010)

Vzdolžne ojačitve so lahko prekinjene ali neprekinjene. O neprekinjenih govorimo, ko potekajo skozi odprtine v prečnih ojačitvah, oziroma ko so privarjene na zunanji rob prečne ojačitve. Prekinjene vzdolžne ojačitve povečajo upogibno togost in posledično delujejo ugodno v primeru izbočitve pločevine, vendar jih ne upoštevamo kot del prečnega prereza pri prevzemu tlačnih napetosti. EN-1993-1-5 navaja za prekinjene vzdolžne ojačitve naslednje omejitve:

- Uporabljajo se lahko le v stojinah (ni dovoljeno v pasnicah).
- Ne upoštevajo se v globalni analizi.
- Ne upoštevajo se pri računu napetosti.
- Upoštevajo se pri računu efektivne širine podpanelov.
- Upoštevajo se pri računu elastične kritične napetosti $\sigma_{cr,p}$ in $\sigma_{cr,c}$.

Da se izognemo nezaželenim lokalnim oblikam porušitve v pločevini, je potrebno, da se prekinitve končajo blizu prečne ojačitve.



Slika 21-Prikaz detajla na primeru prekinjenih vzdolžnih ojačitev (Beg et al., 2010)

V primeru čistega tlaka dodatna kontrola pri dimenzioniranju ni potrebna saj so le-te že zajete v enačbah za vzdolžno ojačen panel.

Tudi v primeru čistega striga ni potrebna dodatna kontrola. Vpliv vzdolžnih ojačitev je zajet v strižnem izbočitvenem koeficientu κ_r .

Posebno pozornost je potrebno posvetiti torzijskemu uklonu vzdolžnih ojačitev. Pravila projektiranja v EN-1993-1-5 predvidevajo, da je torzijski uklon ojačitve v celoti preprečen. Nanašajo se le na odprti tip ojačitve saj zaprti tipi zaradi svoje oblike na torzijo niso občutljivi.

3 NUMERIČNE SIMULACIJE

3.1 Izbira končnih elementov

Nelinearno analizo po metodi končnih elementov smo izvedli s programskim orodjem Abaqus. Pri modeliranju smo uporabili štiri vozliščne lupinaste končne elemente z reducirano integracijo (oznaka v Abaqusu je S4R). Uporabo smo upravičili na podlagi že opravljenih analiz (Pavlovčič, 2005). Integracija se reducira samo pri računu togosti elementa, medtem ko se pri določitvi masne matrike in razporeditvi obtežbe uporabi polna integracija.

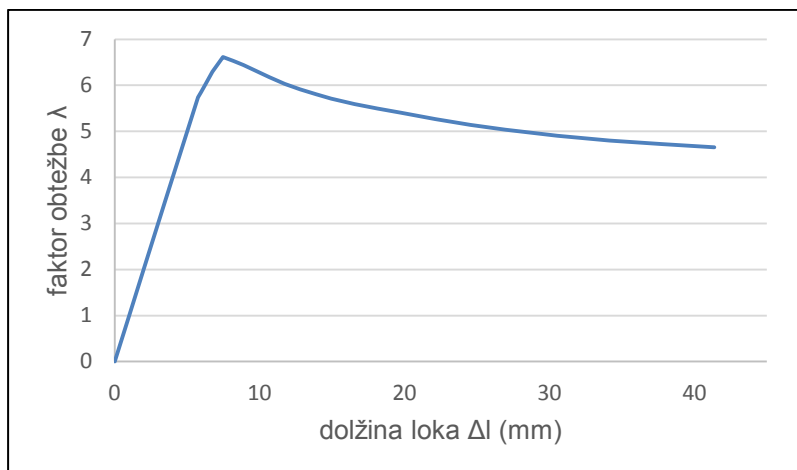
Zaradi lažje tvorbe mreže smo dopustili možnost, da program na nekaterih mestih uporabi tri vozliščne lupinaste končne elemente (S3R).

S konvergenčno študijo mreže končnih elementov smo pokazali, da za ustrezne rezultate zadostujejo elementi velikosti 50 mm (Piculin 2013).

Po debelini smo uporabili integracijo po Simpsonovem pravilu v petih integracijskih točkah.

3.2 Vrsta analize

Na splošno se za račun ravnotežnega stanja uporablja Newtonova metoda, ki integrira po eni spremenljivki (velikost pomika u). V našem primeru se lahko zgodi, da pride do vmesne lokalne nestabilnosti; konstrukcija med obremenjevanjem za kratek čas izgubi in nato ponovno najde stabilno lego. Nestabilna lega se na krivulji odziva pokaže tako, da pomik naraste obtežni faktor pa pade. Poleg tega želimo opazovati odziv tudi v postkritičnem območju. V teh primerih reševanje z Newtonovo metodo ni primerno, zato smo ravnotežno stanje iskali z metodo ločne dolžine (metoda »Static Riks«). Pri tej metodi imamo dve spremenljivki (pomik u in obtežni faktor λ). Rešitev iščemo vzdolž ravnotežne krivulje, ki jo tvorijo točke (u, λ) s pomočjo inkrementa, ki je v našem primeru ločna dolžina Δl . Osnovna predpostavka za iskanje naslednjega ravnotežnega stanja na obtežno deformacijski poti je, da izhajamo iz trenutnega ravnotežnega stanja pri nekem nivoju obtežbe



Slika 22- Primer obtežne poti

3.3 Modeliranje materiala

Vpliv materialne nelinearnosti smo upoštevali z bilinearnim elastično-plastičnim diagramom napetost-deformacija. Uporabili smo jeklo naslednjih karakteristik:

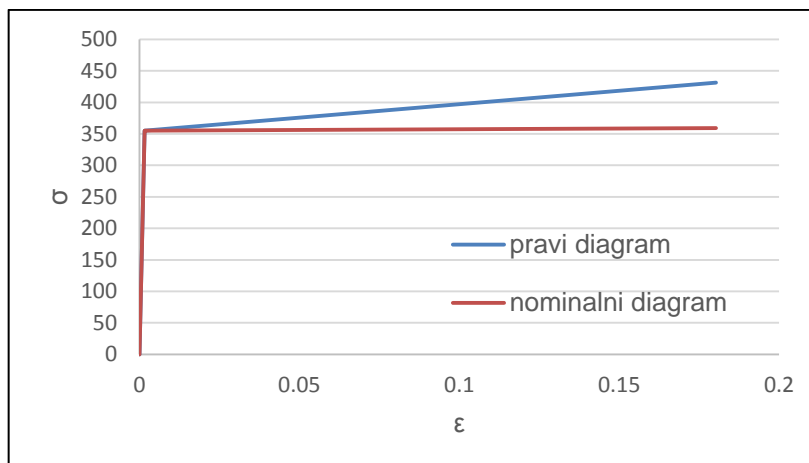
- Elastični modul E : 210000 Mpa
- Poissonov količnik ν : 0,3
- napetost na meji tečenja $f_y = 355$ Mpa

Da se izognemo numerični nestabilnosti smo upoštevali rahlo utrditev materiala velikosti $E/10000$.

V program smo vnesli prave napetosti (34) in logaritemske plastične deformacije (35). S tem zajamemo spremembo površine prečnega prereza preizkušanca med obremenjevanjem.

$$\sigma_{prave} = \sigma_{nom} (1 + \varepsilon_{nom}) \quad (34)$$

$$\varepsilon_{ln}^{pl} = \ln(1 + \varepsilon_{nom}) - \sigma_{prave} / E \quad (35)$$



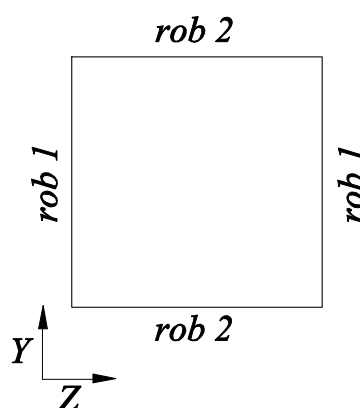
Slika 23- Materialni model

3.4 Opis modelov

3.4.1 Vz dolžno neojačena pločevina v čistem tlaku

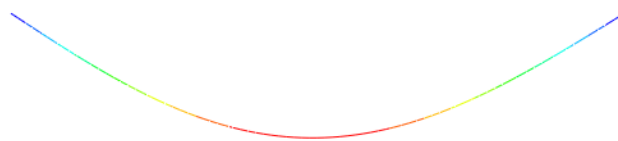
Za kontrolo našega numeričnega modela smo najprej preverili osnovno pločevino, saj so rešitve za ta primer že znane in podkrepljene s testi . Rezultate aproksimira tako imenovana Winterjeva krivulja, ki jo povzema tudi standard EN-1993-1-5.

Modelirali smo panel z razmerjem $\alpha = 1$ in mu vsiljevali enakomerno tlačno obtežbo na robu 1 (slika 24).

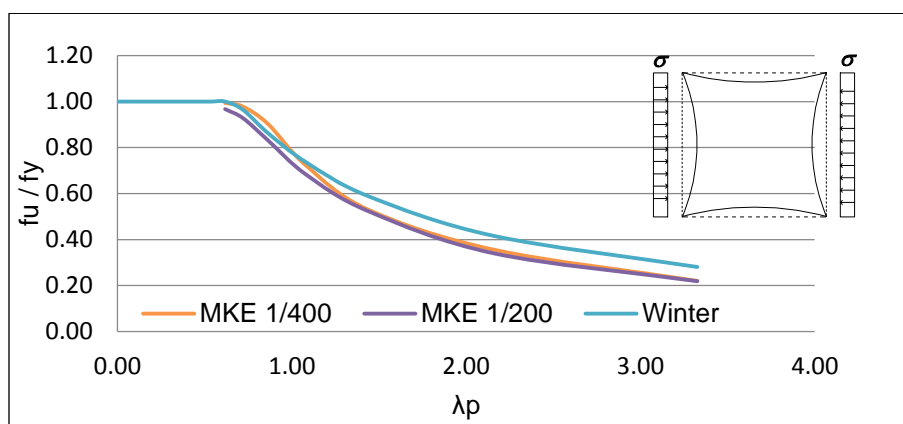


Slika 24- Osnovna pločevina z razmerjem $\alpha=1$

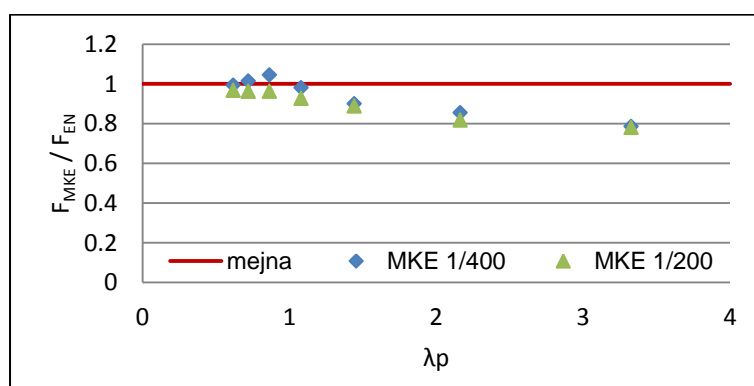
Opazovali smo nosilnost različno vitkih pločevin. Nepopolnost smo podali kot prvo lastno izbočitveno obliko (slika 25), z amplitudo $h_w/200$ in z amplitudo $h_w/400$.

Slika 25-Prikaz prve lastne izbočitvene oblike pločevine z razmerem $\alpha = 1$

V prvem primeru smo model podprli izven ravnine po vseh robovih. Rezultati so prikazani na sliki 26. Kot je razvidno se obe krivulji, ki sta rezultat numeričnih testov nahajata pod Winterjevo krivuljo, torej je dejanska nosilnost pločevine manjša kot nosilnost izračunana po EN-1993-1-5. To je posledica drugačnih robnih pogojev, saj Winterjeva krivulja upošteva, da ostanejo robovi na mestih obremenjevanja ravni.



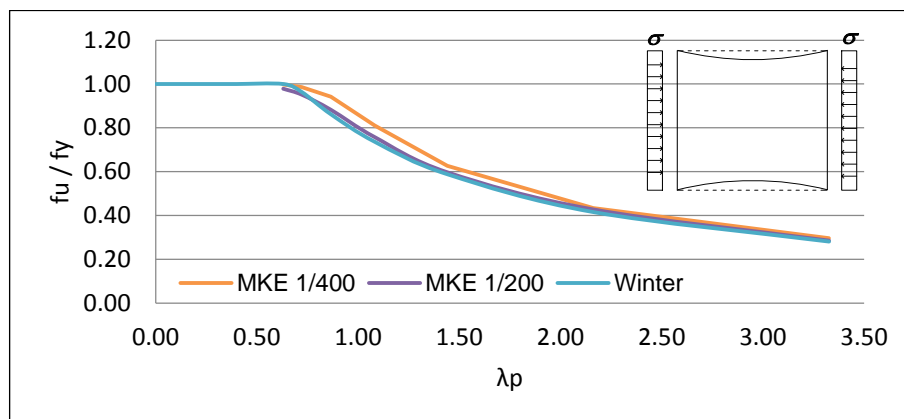
Slika 26-Primerjava nosilnosti med MKE in Winterjevo krivuljo za model, za primer, ko rob 1 med obremenjevanjem ne ostane raven



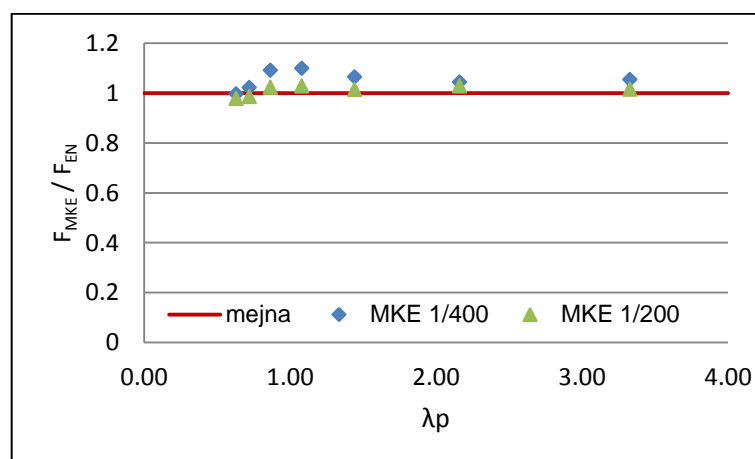
Slika 27-Razmerje med nosilnostjo po MKE in nosilnostjo po Winterju za model, ko rob 1 med obremenjevanjem ne ostane raven

Na sliki 28 so prikazani še rezultati za primer, kjer smo zagotovili, da rob 1 med obremenjevanjem ostane raven, kar ustreza predpostavki Winterjeve krivulje. Kot vidimo so numerično dobljeni rezultati podobni tistim, ki jih dobimo z Winterjevo krivuljo. Opazno je manjše odstopanje med modeloma z različnima amplitudama nepopolnosti. Z amplitudo

$1/200 \cdot h_w$ dobimo praktično enake rezultate kot po Winterjevi krivulji, amplituda $1/400 \cdot h_w$ pa da višjo nosilnost.



Slika 28- Primerjava nosilnosti med MKE in Winterjevo krivuljo za model, za primer, ko rob 1 med obremenjevanjem ostane raven



Slika 29- Primerjava nosilnosti med MKE in Winterjevo krivuljo za model, za primer, ko rob 1 med obremenjevanjem ostane raven

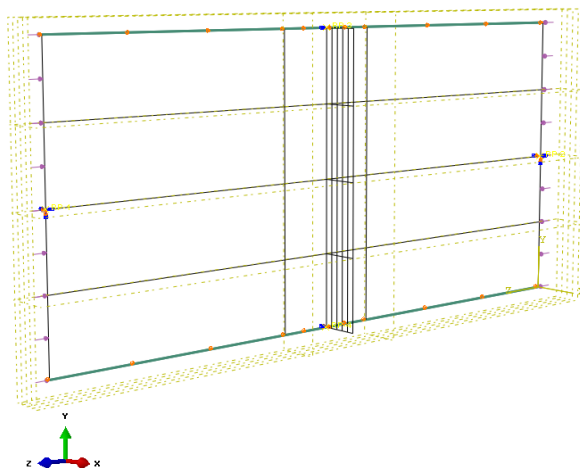
V nadaljevanju bomo pri modeliranju upoštevali model, ki upošteva predpostavko, da so za vse točke na robu 1 pomiki enaki. Analizirali bomo primera s preprečenim in dovoljenim zasukom okrog osi Y.

3.4.1.1 Osnovni model

V programu Abaqus smo naredili osnovni model (slika 30), ki je služil kot podlaga za nadaljnje analize. Model smo podprli izven ravnine po zgornjem in spodnjem robu ($U_x=0$) in točkovno na sredini levega in desnega robu, kjer smo preprečili vertikalni pomik in pomik izven ravnine ($U_x=0$, $U_y=0$) ter rotaciji okrog osi x in z ($R_x=0$, $R_z=0$). Pasnic nismo modelirali, saj s tem dobimo bolj neugodne robne pogoje za pomik prečne ojačitve.

V vseh primerih smo zadostili pogoju torzijske togosti prečne ojačitve. Velja, da je razmerje med višino in debelino enako:

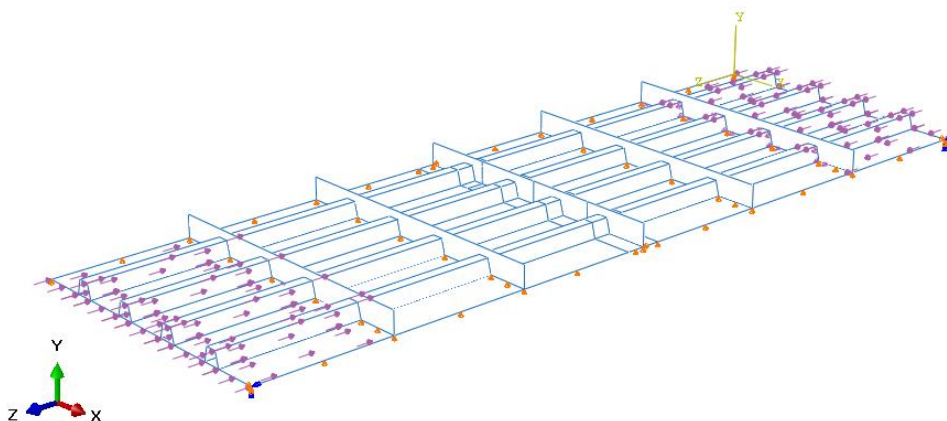
$$\frac{b_{st}}{t_{st}} = 10,6 \quad (36)$$



Slika 30-Osnovni model vzdolžno neojačene pločevine v tlaku

3.4.2 Vzdolžno ojačena pločevina v čistem tlaku

Numerični model za analizo vzdolžno ojačene pločevine v čistem tlaku je sestavljen iz šestih panelov (slika 31). Razlog, da smo modelirali več panelov je v tem, da se izognemo robnim motnjam. Model smo podprli izven ravnine po zgornjem in spodnjem robu ter na mestih tistih prečnih ojačitev, kjer nismo spremljali pomika. Na robu vsiljevanja obtežbe smo dopustili osni pomik ($U_z \neq 0$) in zasuk okrog osi x ($R_x \neq 0$). Za zagotovitev numerične stabilnosti smo model podprli v osni smeri na robovih sredinske prečne ojačitve. S funkcijo »coupling« smo na zunanjih robovih (levi in desni rob) poenotili prostostne stopnje, s čimer smo izpolnili predpostavko Winterjeve krivulje, da so pomiki na robu enaki.

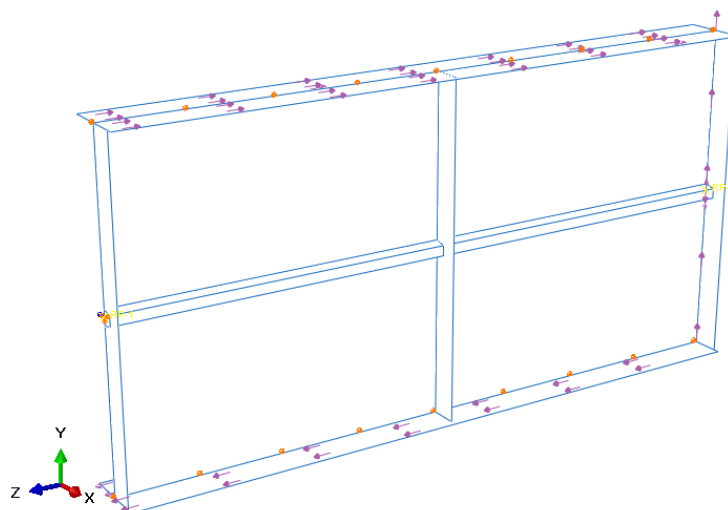


Slika 31- Numerični model

Kot je razvidno iz slike 31 smo del obremenitve nanесли na robu del pa na zunanje panele. Ta ukrep smo izvedli zato, ker je v nasprotnem primeru prihajalo do porušitve zunanjih panelov.

3.4.3 Vz dolžno ojačena pločevina v čistem strigu

Osnovni model za analizo vzdolžno ojačene pločevine v čistem strigu je sestavljen iz dveh panelov (slika 32). Stanje čistega striga smo vzpostavili tako, da smo model strižno obremenili po zgornji in spodnji pasnici ter vzdolž desnega robu. Model smo podprli točkovno na sredini levega robu, kjer smo preprečili pomike v vseh treh smereh ($U_x=0, U_y=0, U_z=0$) in rotacijo okrog osi x ($R_x=0$) ter točkovno na desnem robu, kjer smo preprečili pomik izven ravnine ($U_x=0$) in za zagotovitev simetrije še rotacijo okrog osi x ($R_x=0$). Po robu smo pomike poenotili s funkcijo coupling. Poleg tega smo model podprli izven ravnine na zgornjem in spodnjem robu ($U_x=0$).



Slika 32-Numerični model

3.5 Občutljivostna analiza

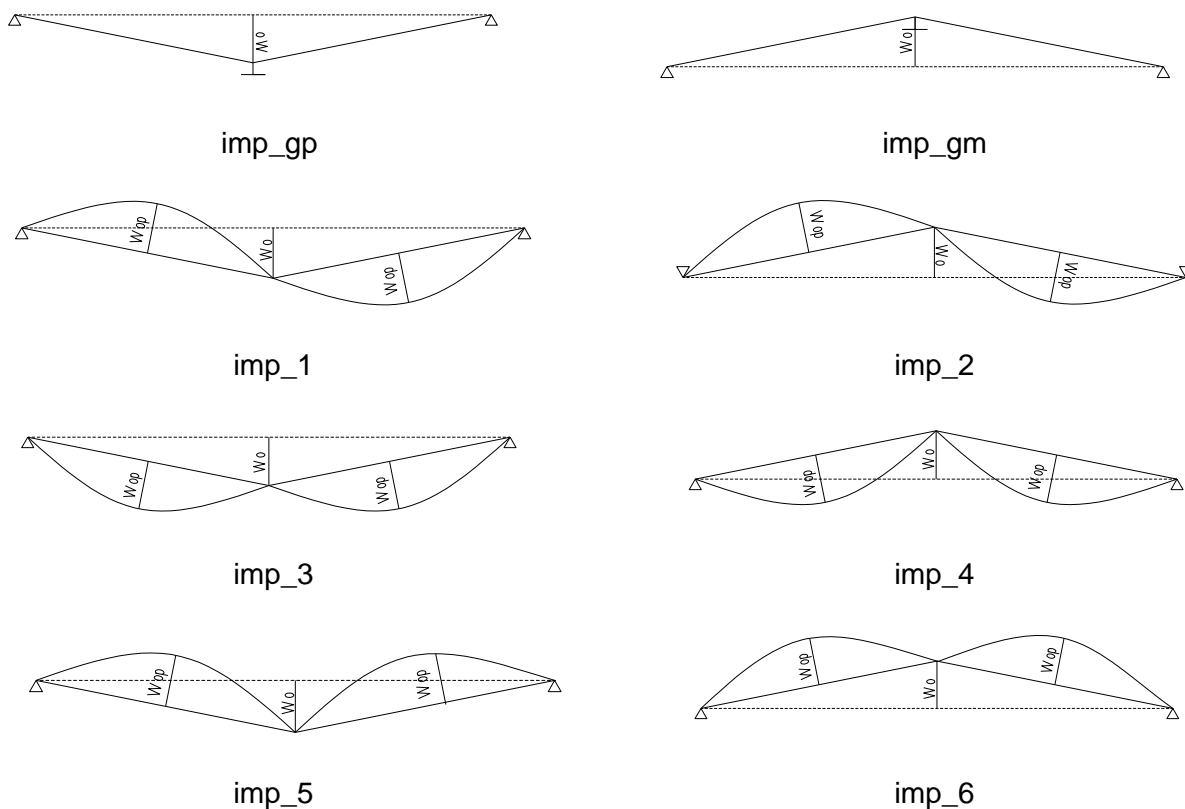
Nepopolnosti razdelimo v dve kategoriji. V prvo skupino uvrščamo geometrijske nepopolnosti, ki nastanejo kot posledica nenatančnosti pri izdelavi. Modeliramo jih z deformirano obliko idealne konstrukcije. V drugo skupino uvrščamo zaostale napetosti, ki nastanejo pri procesu obdelave elementov (rezanje, varjenje). V numerični analizi jih upoštevamo s povečanjem amplitude geometrijskih nepopolnosti.

V prvem koraku smo naredili občutljivostno analizo za posamezne primere, na podlagi katerih smo določili oblike in amplitude začetnih nepopolnosti. Oblike in amplitude nepopolnosti smo izbrali na podlagi priporočil, ki jih navaja standard EN-1993-1-5. Ker nas

je zanimal predvsem pomik na mestu prečne ojačitve, smo izbrali tiste nepopolnosti, pri katerih bo pomik največji.

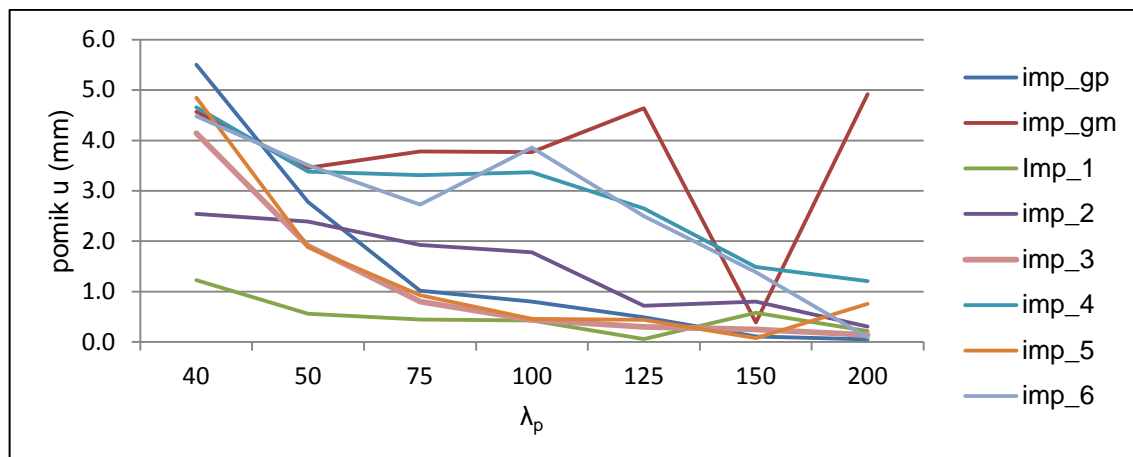
3.5.1 Tlačno obremenjene vzdolžno neojačene pločevine

Globalna nepopolnost ima po višini obliko sinusnega pol vala po dolžini pa je linearna. Vrh je na sredini prečne ojačitve. Za amplitudo smo upoštevali manjšo izmed vrednosti $h_w/300$ in $a/300$. Tudi lokalna nepopolnost ima obliko sinusnega pol vala. Amplituda je enaka manjši izmed vrednosti $h_w/200$ in $a/200$. Na sliki 33 so prikazane uporabljene oblike začetne nepopolnosti. Nepopolnosti *imp_gp* in *imp_gm* sta globalni, ostale oblike pa so kombinacije globalne in lokalne nepopolnosti.

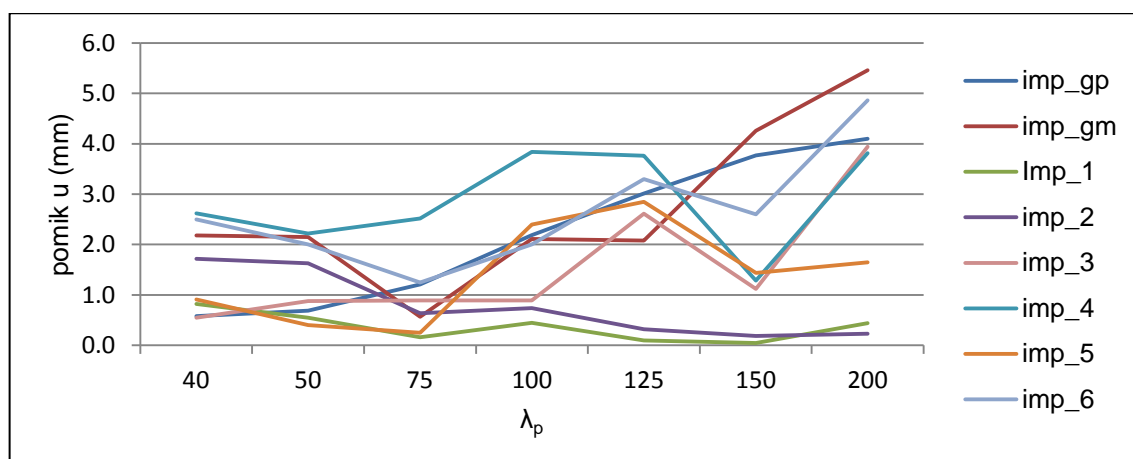


Slika 33- Obravnavane oblike začetne nepopolnosti za vzdolžno neojačeno pločevino v čistem tlaku

Študijo smo izvajali na različno vitkih polnostenskih nosilcih pri izbranem razmerju $\alpha = 0,5$. Rezultati so predstavljeni na slikah 34 in 35. Slika 34 prikazuje primer, ko je zasuk okrog osi Y na robu vsiljevanja obtežbe preprečen, slika 35 pa, ko je zasuk na tem mestu sproščen.



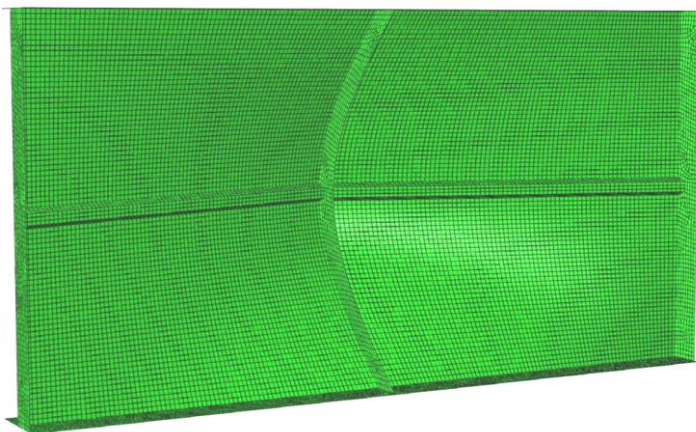
Slika 34-Prikaz pomikov pri različnih nepopolnostih, za primer, ko je zasuk okrog osi Y na tlačnem robu preprečen



Slika 35-prikaz pomikov pri različnih nepopolnostih, za primer, ko je zasuk okrog osi Y na tlačnem robu dovoljen

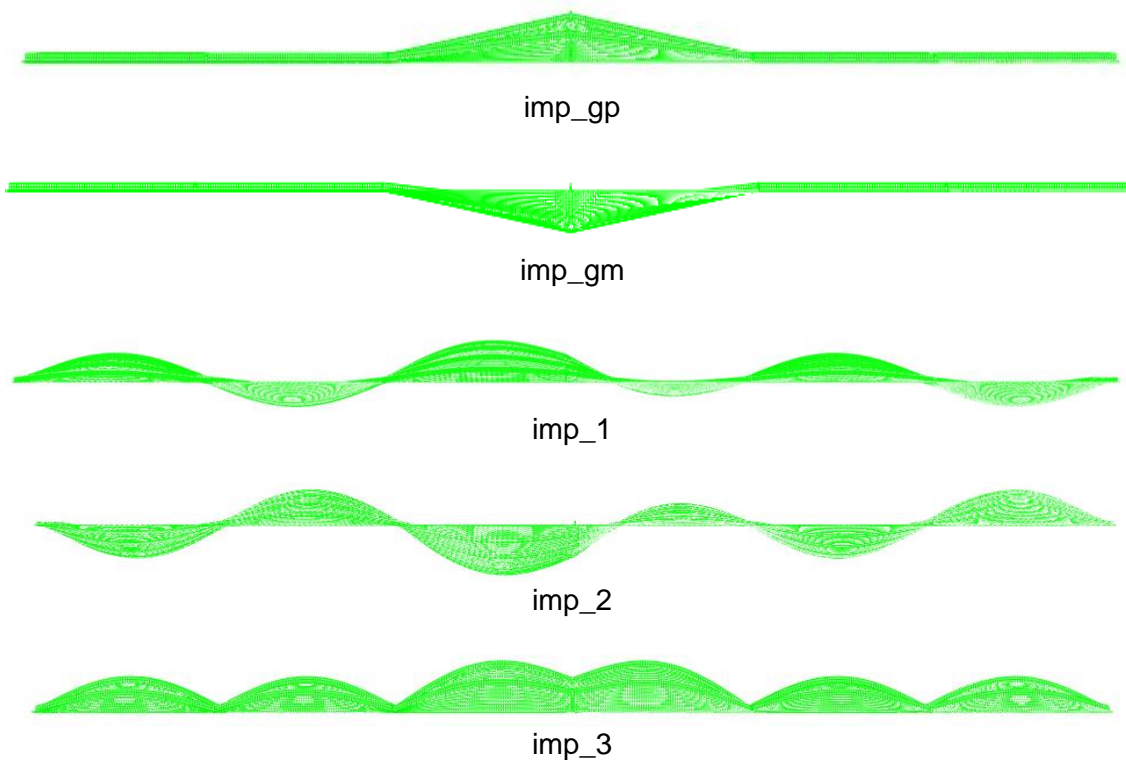
V primeru, ko so robovi sproščeno je iz slike 34 razvidno, da z upoštevanjem globalna nepopolnost *imp_gm* dobimo največje pomike, povsod razen pri manj vitkem modelu, kjer nam da merodajne rezultate uporaba začetne nepopolnosti *imp_gp*. Na sliki 35 dobimo pri manjši in srednji vitkosti največje pomike za izbrano nepopolnosti *imp_4*, medtem ko je pri večji vitkosti merodajna nepopolnost *imp_gm*.

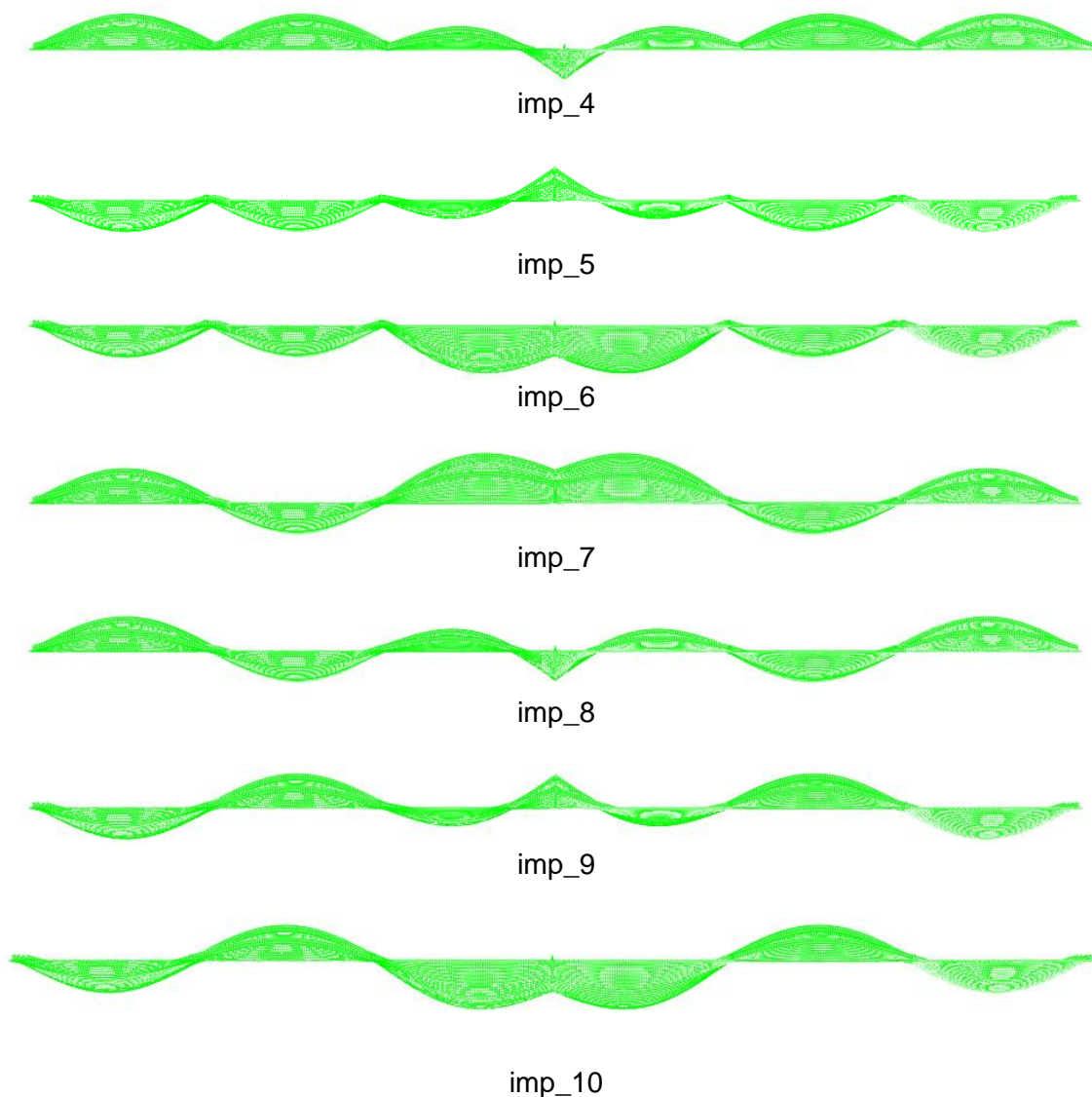
Odločimo se, da bomo v nadaljevanju upoštevali obliki nepopolnosti *imp_gm* in *imp_4* saj z njima dobimo najbolj neugodne rezultate za račun potrebne togosti prečne ojačitve.

Slika 36- Začetna nepopolnosti *imp_gm*

3.5.2 Tlačno obremenjena vzdolžno ojačena pločevina

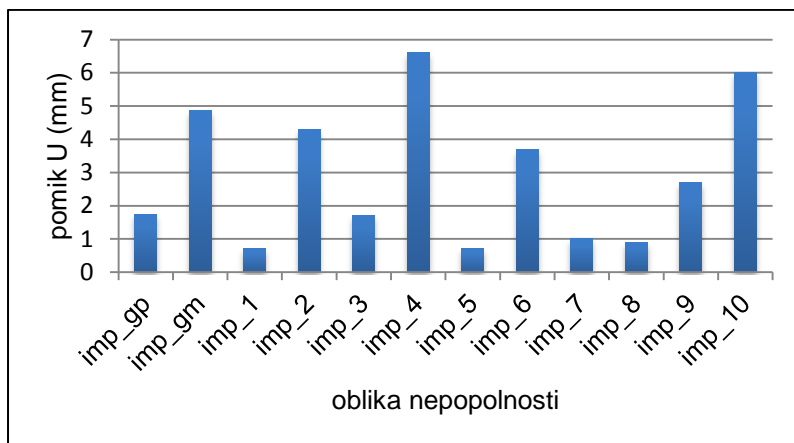
Občutljivostno analizo za tlačno obremenjeno vzdolžno ojačeno pločevino smo izvajali na podaljšanem modelu šestih panelov. Globalno nepopolnost z amplitudo $\min(h_w/300, a/300)$ smo upoštevali na sosednjih dveh panelih ob sredinski prečni ojačitvi, lokalno nepopolnost z amplitudo $\min(h_w/200, a/200)$ pa v vseh panelih. Oblike začetnih nepopolnosti so predstavljene na sliki 37. Nepopolnosti *imp_gp* in *imp_gm* sta globalni, ostale oblike pa so sestavljene iz kombinacij globalne in lokalne nepopolnosti.



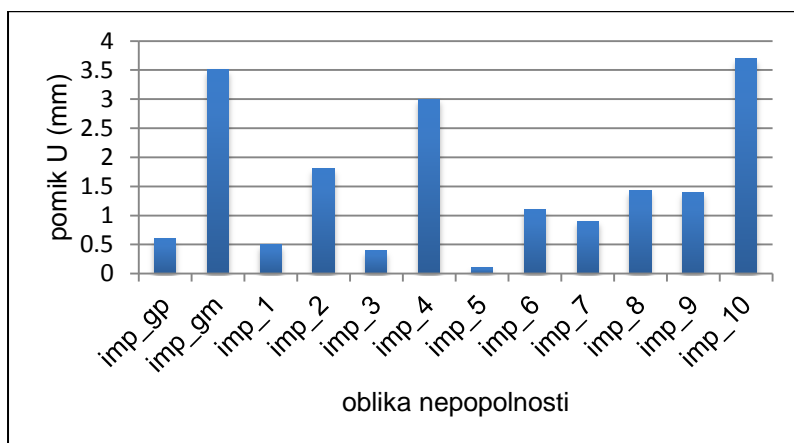


Slika 37- Obravnavane oblike začetne nepopolnosti za panel v čistem tlaku z vzdolžnimi ojačitvami

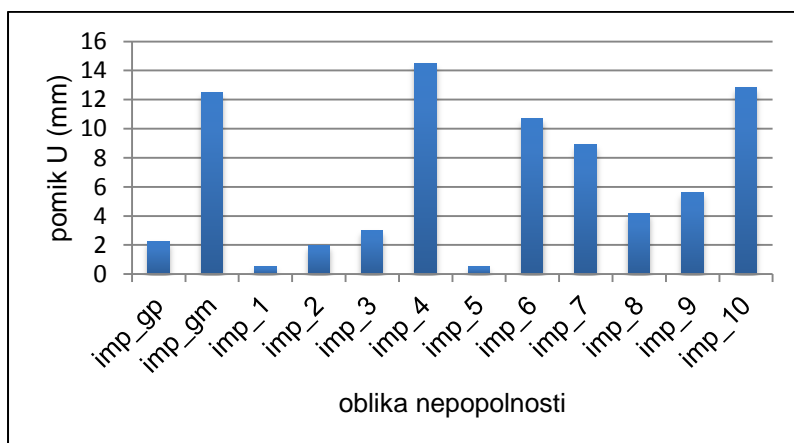
Analizo začetne nepopolnosti smo izvedli na primeru nosilca s 4 vzdolžnimi ojačitvami za razmerje $\alpha = 0,5$ ter na primeru 4 in 8 ojačitev pri razmerju $\alpha = 1,25$. Na slikah 38-41 so za izbrane primere prikazani velikosti pomikov na mestu prečne ojačitve pri največji doseženi nosilnosti.



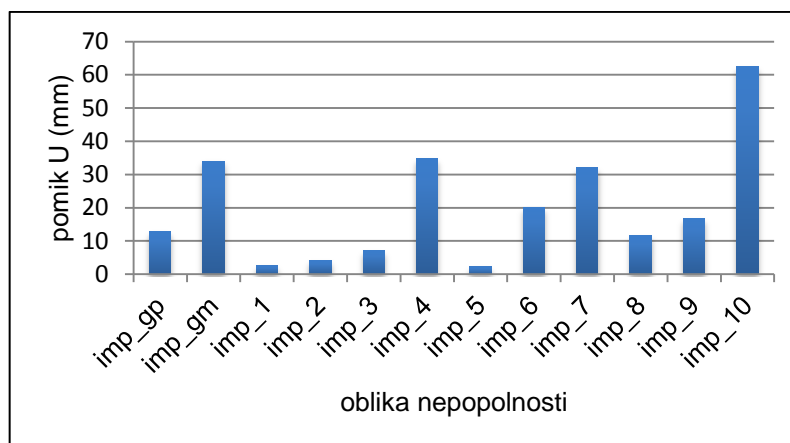
Slika 38- Velikost pomikov za različne oblike nepopolnosti v primeru 4 podajnih ($\gamma=25$) vzdolžnih ojačitev pri razmerju $\alpha=0,5$



Slika 39- Velikost pomikov za različne oblike nepopolnosti v primeru 4 togih ($\gamma=150$) vzdolžnih ojačitev pri razmerju $\alpha=0,5$



Slika 40- Velikost pomikov za različne oblike nepopolnosti v primeru 4 podajnih ($\gamma=25$) vzdolžnih ojačitev pri razmerju $\alpha=1,25$



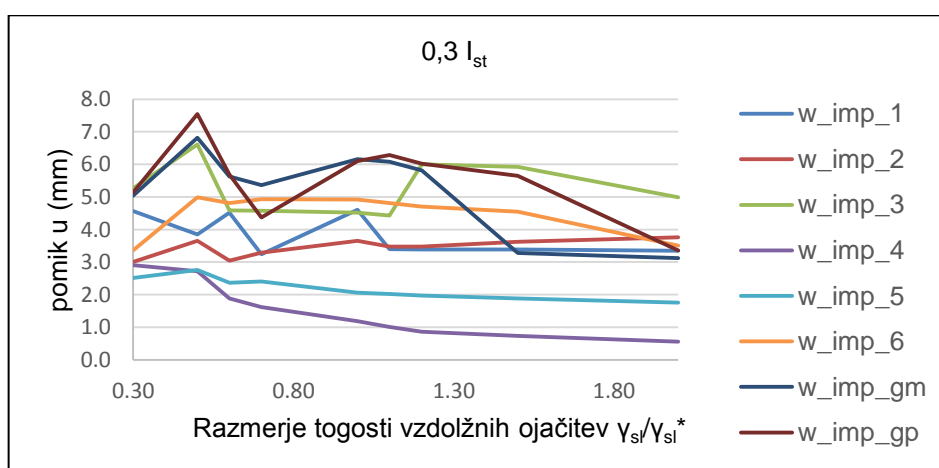
Slika 41- Velikost pomikov za različne oblike nepopolnosti v primeru 8 podajnih ($\gamma=25$) vzdolžnih ojačitvah pri razmerju $\alpha=1,25$

Največje pomike dobimo za oblike nepopolnosti, kjer se pločevina izboči na stran, kjer ni prečne ojačitve. Na podlagi rezultatov smo se odločili, da v nadaljnji študiji izberemo obliki začetne nepopolnosti *imp_4* in *imp_10*.

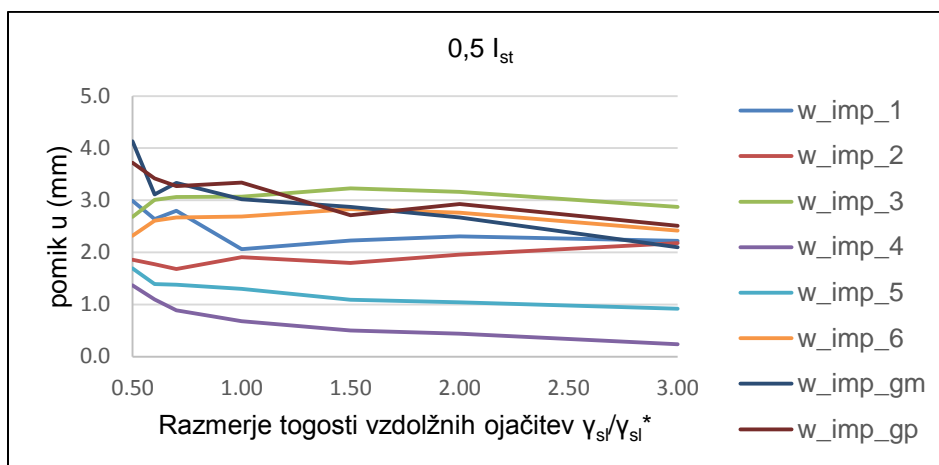
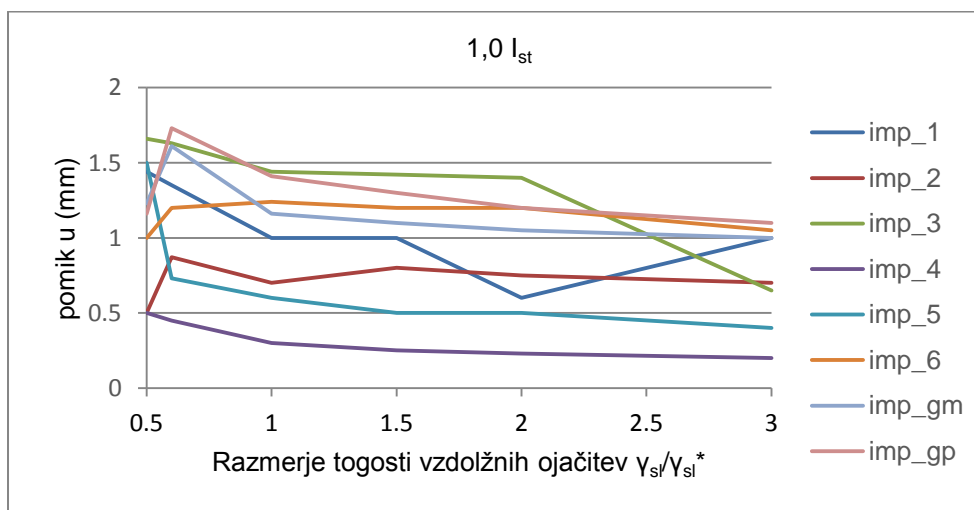
3.5.3 Strižno obremenjena vzdolžno ojačena pločevina

Pri analizi nepopolnosti v čistem strigu smo uporabili enake tipe in amplitude nepopolnosti kot pri vzdolžno neojačeni pločevini v čistem tlaku. Analizo smo izvajali za različna razmerja togosti prečne in vzdolžne ojačitve. Uporabljena razmerja togosti so podrobno opisana v poglavju 6.

Rezultati so predstavljeni na spodnjih grafih.

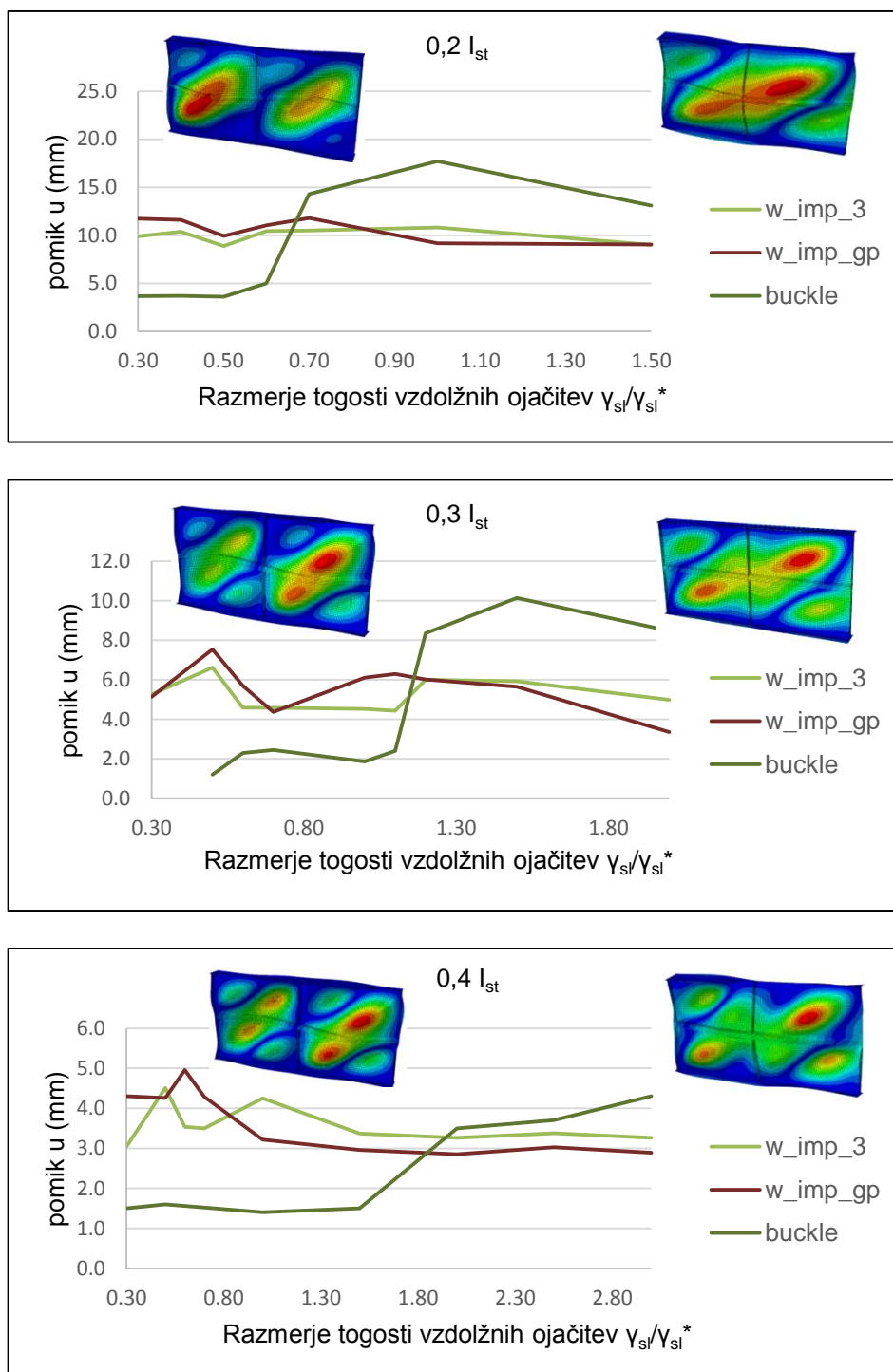


Slika 42-Občutljivostna analiza pri velikosti prečne ojačitve $0,3 I_{st}$

Slika 43-Občutljivostna analiza pri velikosti prečne ojačitve 0,5 I_{st} Slika 44-Občutljivostna analiza pri velikosti prečne ojačitve 1,0 I_{st}

Iz grafov je razvidno, da dobimo največje pomike pri pozitivni globalni nepopolnosti *imp_gp* in pri kombinaciji pozitivne globalne in pozitivne lokalne nepopolnosti *imp_3*. Ti dve obliki smo zato izbrali za nadaljnjo parametrično študijo.

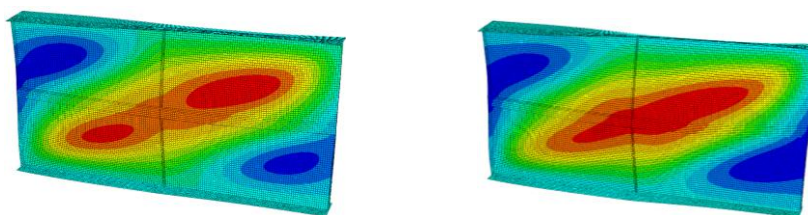
Naredili smo še primerjavo velikosti pomikov pri izbranih geometrijskih nepopolnostih v primerjavi s pomiki, ko za začetno nepopolnost izberemo prvo lastno izbočitveno obliko. To nepopolnost smo poimenovali *imp_buckle*. Uporabili smo amplitudo $h_w/400$. Rezultati so predstavljeni na sliki 45.



Slika 45-Prikaz pomika prečne ojačitve pri izbranih nepopolnosti v primerjavi z nepopolnostjo, ki ustreza prvi lastni izbočitveni obliki

V primeru uporabe nepopolnosti *imp_buckle* pri dovolj veliki togosti vzdolžne ojačitve opazimo skok pomika. Pri manjših vzdolžnih ojačitvah se pločevina izboči lokalno in v teh primerih na mestu prečne ojačitve ne pride do večjih pomikov. Pri bolj togih vzdolžnih ojačitvah pa je merodajen globalni tip izbočitve in amplituda pomikov je večja, kot pa pri modelih z analizo oblike nepopolnosti *imp_gp* in *imp_3*.

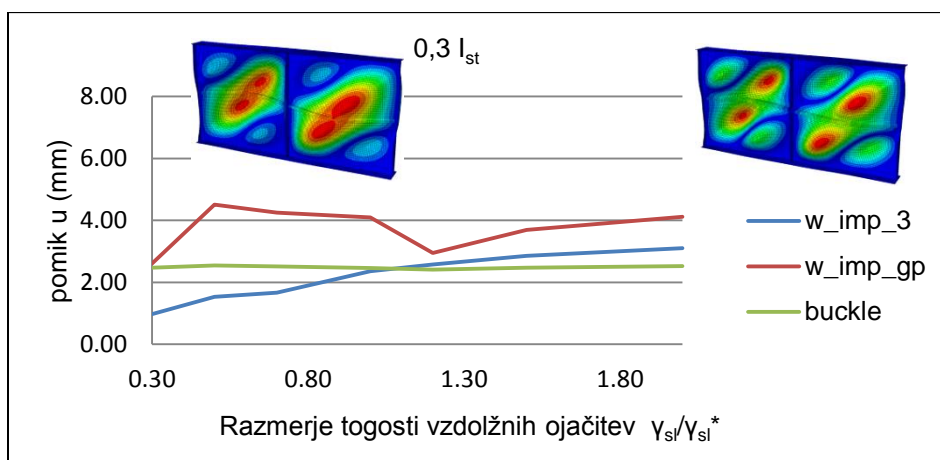
Pojav si razložimo s pomočjo slike 46, ki prikazujeta končno deformacijsko obliko v odvisnosti od izbire začetne nepopolnosti.



Slika 46-Levo prikaz pomika pri nepopolnosti tipa *imp_buckle* in desno pri nepopolnosti tipa *imp_gp*

Razvidno je, da v obeh primerih izbočitveni pas poteka po diagonali. Kot smo ugotovili je oblika nepopolnosti *imp_buckle* podobna končni deformacijski liniji, zato bomo v tem primeru potrebovali manj energije, da dosežemo mejno deformacijsko stanje, kot pa pri obliki nepopolnosti *imp_gp*. Pomiki bodo posledično hitreje začeli naraščati in bodo v končni fazi večji.

Na sliki 47 za primer $\lambda_p = 200$ preverimo ali dobimo podobno obnašanje tudi pri bolj vitkih pločevinah.



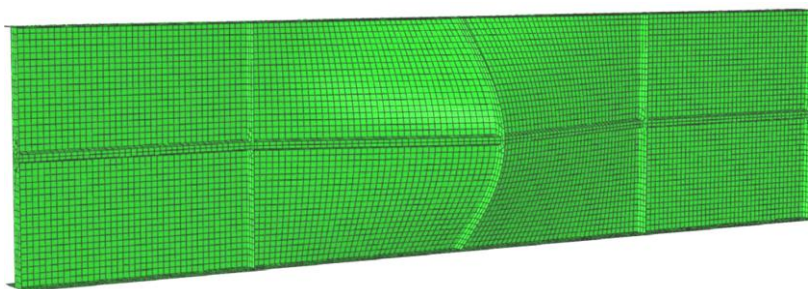
Slika 47-Prikaz pomika prečne ojačitve pri izbranih geometrijskih nepopolnosti po EN-1993-1-5 v primerjavi z nepopolnostjo *imp_buckle*, ki ustreza lastni izbočitveni obliki nosilca

Razvidno je, da so pomiki za primer *imp_buckle* v tem primeru manjši, kot če upoštevamo predlagane geometrijske nepopolnosti po EN 1993-1-5. Ugotovimo, da pri izbrani vitkosti pride do izbočenja posameznih panelov pločevine pri vseh obravnavanih togostih vzdolžnih ojačitev, zato na mestu prečne ojačitve ne dobimo večjih pomikov.

Zgornje ugotovitve kažejo, da za določene primere dobimo največje pomike pri nepopolnosti, ki je enaka prvi izbočitveni obliki. Do tega pride pri manj vitkih pločevinah in dovolj togih vzdolžnih ojačitvah. Vendar pa so nadaljnje simulacije pokazale, da z večanjem togosti

prečne ojačitve pomiki hitro padejo in se bistveno ne razlikujejo od pomikov dobljenih z nepopolnostjo *imp_gp*, zato v nadaljnjih analizah nepopolnosti *imp_buckle* nismo obravnavali.

Del analize v strigu smo izvajali na podaljšani pločevini. Tudi v tem primeru smo upoštevali tipa nepopolnosti *imp_gp* in *imp_3*.



Slika 48- Prikaz tipa nepopolnosti *imp_gp*, ki smo ga uporabili na razširjenem modelu pri čistem stigu

4 VZDOLŽNO NEOJAČENA PLOČEVINA V ČISTEM TLAKU

Parametrična študija za analizo neojačene pločevine v čistem tlaku je zahtevala veliko število različnih modelov, zato smo si pri izvajanju pomagali s programskim orodjem Matlab. Pripravili smo si vhodne podatke in definirali opazovane točke, nato pa s pomočjo programa izračunali modele in izpisali želene količine.

Predhodno smo na manjšem vzorcu izvedli analizo potrebne togosti prečne ojačitve. Enačba (27), ki jo predlaga EN-1993-1-5, se je izkazala kot neustrezna, saj smo dobili prevelike pomike na mestu prečne ojačitve. Kot ustrezna se je pokazala togost izračunana po enačbi:

$$I_{st} = \frac{h_w^2 t_w^2}{45} \quad (37)$$

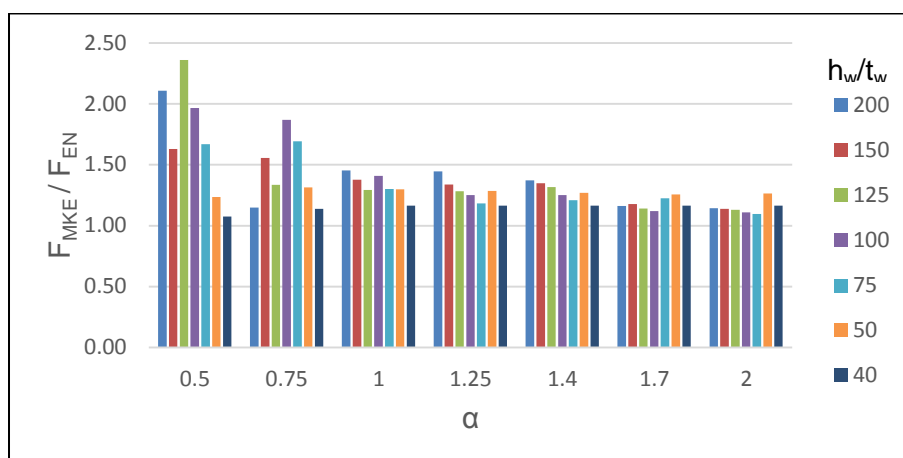
Ker je izraz preprost in omogoča takojšnjo določitev potrebne togosti prečne ojačitve, bi se v primeru, da izpolnjuje zahteve togosti izkazal kot zelo primeren za dimenzioniranje. Z obsežno parametrično študijo smo želeli potrditi zanesljivost zgornjega izraza.

4.1 Kontrola nosilnosti

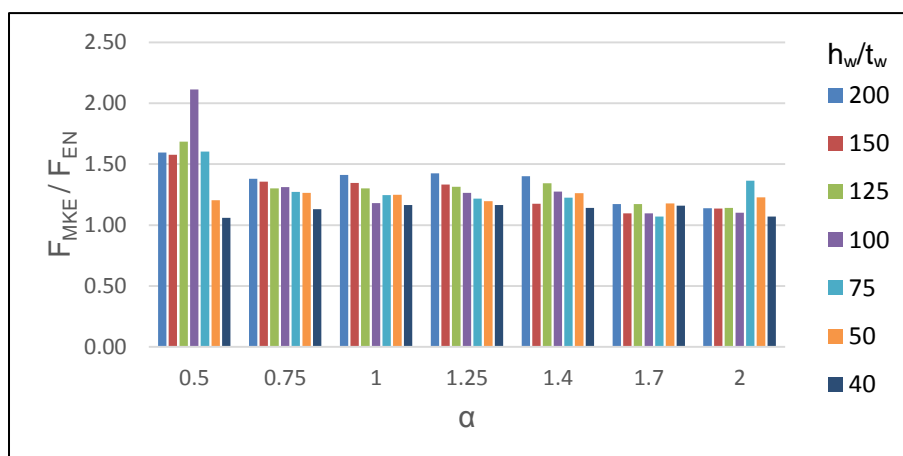
4.1.1 Model s preprečenim zasukom na obremenjenem robu

Najprej smo kontrolirali mejno nosilnost modela s preprečenim zasukom na robu. Rezultati so predstavljeni na slikah 49 in 50. Navpična os predstavlja razmerje izračuna nosilnosti v programu Abaqus, z nosilnostjo, ki jo dobimo po enačbah, ki jih navaja standard EN-1993-1-

5. Horizontalna os predstavlja različna razmerja α , medtem ko sklop stolpcev pri izbranem α predstavlja različne vitkosti panela.



Slika 49-Nosilnost modela za primer nepopolnosti *imp_gm*

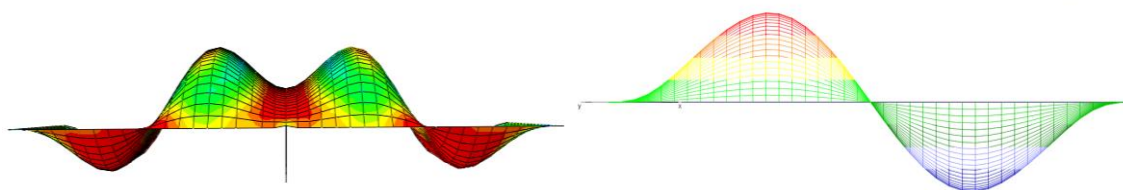


Slika 50-Nosilnost modela za primer nepopolnosti *imp_4*

Razvidno je, da za oba tipa nepopolnosti pri metodi končnih elementov, dobimo višjo nosilnost, kot po enačbah, ki jih predlaga EN-1993-1-5, kar smo tudi že vnaprej pričakovali saj izrazi v standardu upoštevajo členkasto vpetje na robu.

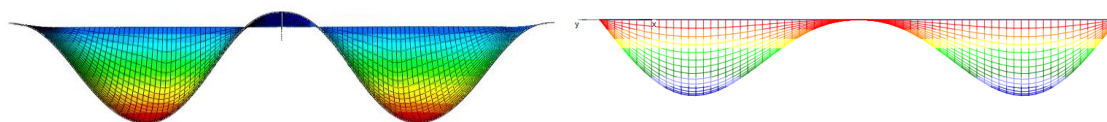
Nosilnost numeričnega modela je za večji del analiz za okoli 20 do 50% višja, za posamezne primere, pa dobimo še enkrat tolikšno nosilnost.

Na sliki 51 prikažemo deformacijsko obliko za model z vitkostjo $h_w/t_w = 200$ in razmerjem $\alpha = 0,5$ pri tipu nepopolnosti *imp_gm*. Iz slike 49 lahko razberemo, da je dejanska nosilnost za več kot faktor 2 višja od nosilnosti po EN 1993-1-5. Vidimo, da se na enem panelu ustvari cel val, medtem ko prva lastna izbočitvena oblika predvidi pol val v panelu. Torej se pločevina ne izboči po prvi izbočitveni obliki, ampak po neki drugi, ki da višjo nosilnost.



Slika 51-Primerjava dejanske iz prve izbočitvene oblike za primer z vitkostjo $h_w/t_w=200$ in razmerjem $\alpha = 0,5$

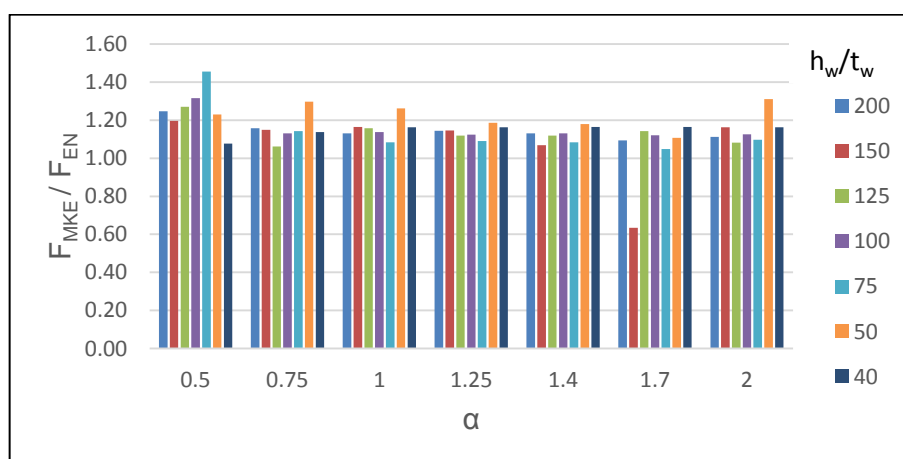
Poglejmo še primer z vitkostjo $h_w/t_w=125$ in razmerjem $\alpha = 1,25$. Na sliki 52 vidimo, da sta prva izbočitvena oblika in dejanska deforamcijska izbočitvena oblika podobni, zato lahko sklepamo, da se dejanska nosilnost modela ne razlikuje tako izrazito od nosilnosti, ki jo izračunamo po EN 1993-1-5. Iz zgornjih diagramov lahko razberemo, da znaša razmerje nosilnosti za ta primer 1,28.



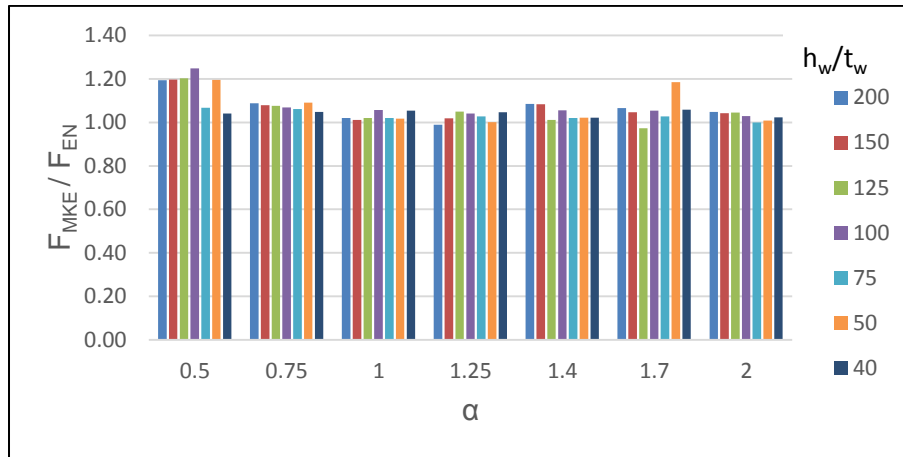
Slika 52-Primerjava dejanske iz prve izbočitvene oblike za primer z vitkostjo $h_w/t_w=125$ in razmerjem $\alpha = 1,25$

4.1.2 Model z možnim zasukom na obremenjenem robu

Primerjavo nosilnosti med numeričnimi modeli in izrazi po EN-1993-1-5 smo izvedli še za primer, ko smo sprostili zasuk okrog osi Y na obeh robovih vsiljevanja obtežbe. Rezultati so prikazani na slikah 53 in 54.



Slika 53-Nosilnost modela za primer imp_gm



Slika 54-Nosilnost modela za primer imp_4

Ko na robu sprostimo zasuk okrog osi Y, dobimo manjšo nosilnost kot pri vpetem modelu. Pogojev nosilnosti je tudi za ta primer izpolnjen. Numerični testi dajo do 20% višjo nosilnost.

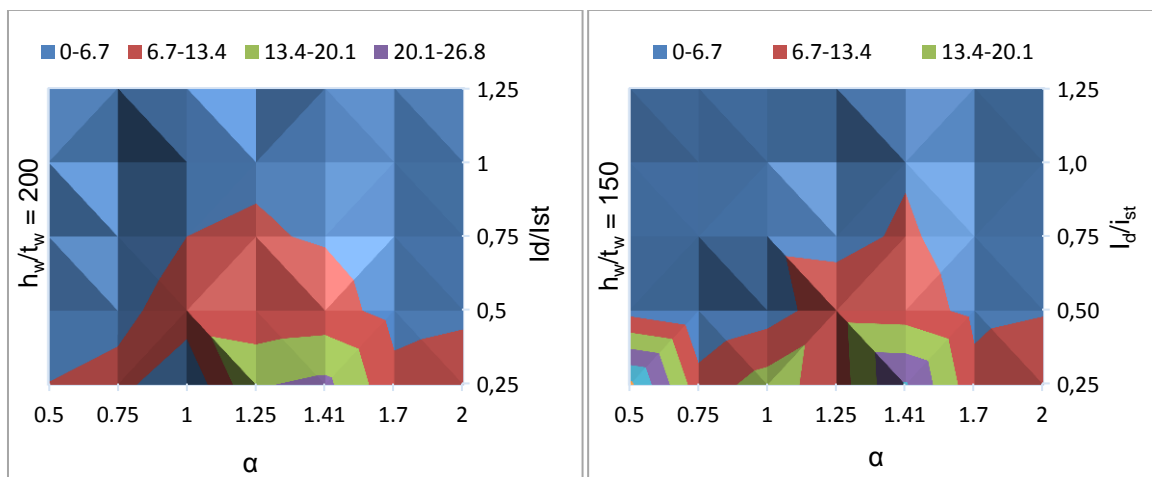
Na sliki 53 pri modelu z vitkostjo $h_w/t_w = 150$ in razmerjem $\alpha = 1,7$ rezultat ni reprezentativen saj model ni konvergirala k rešitvi.

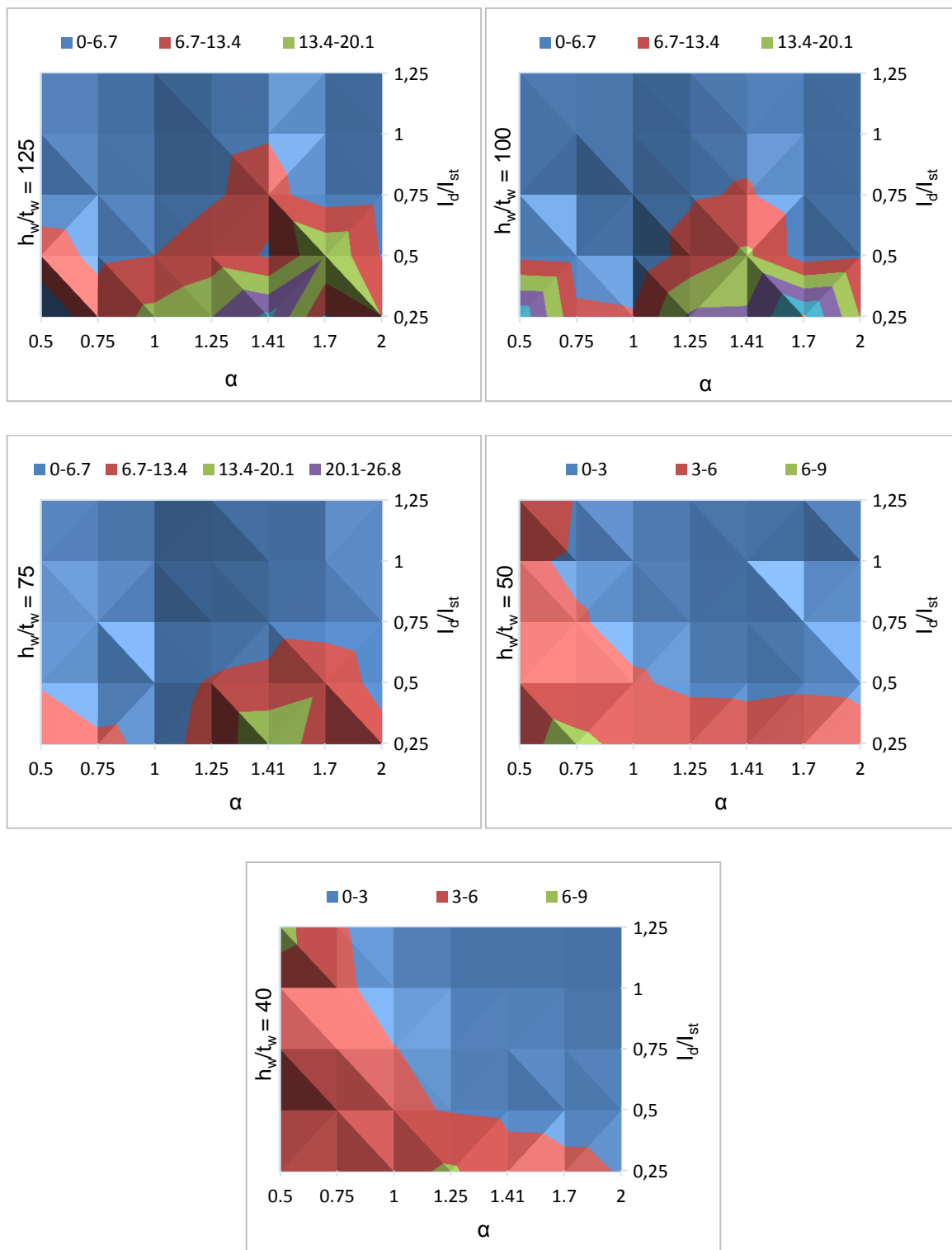
4.2 Pomiki prečne ojačitve

4.2.1 Model s preprečenim zasukom na obremenjenem robu

Na sliki 55 so prikazani diagrami največjih pomikov na mestu prečne ojačitve. Pomiki so prikazani v odvisnosti od razmerja stranic α ter od deleža togosti prečne ojačitve, ki smo jo določili po enačbi (37).

V prvem sklopu so prikazani rezultati pomikov, ki smo jih dobili pri uporabi nepopolnosti *imp_gm*, v drugem pa rezultati analiz z nepopolnostjo *imp_4*. Diagrami pomikov so razdeljeni glede na vitkost pločevine.

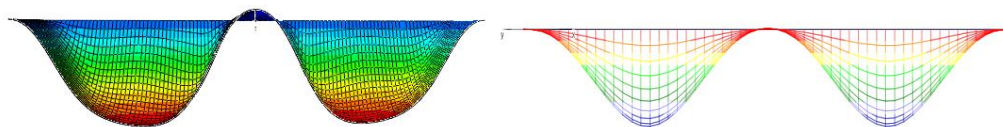




Slika 55-Diagrami pomikov za različna razmerja vitkosti pri nepopolnosti imp_{gm}

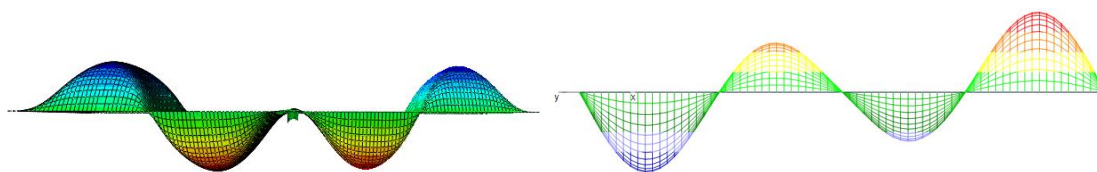
Iz diagramov je razvidno, da za vse primere pri togosti prečne ojačitve $l_d/l_{st} = 1$ velja, da so pomiki znotraj dovoljenih meja, torej so manjši od $h_w/300$. Pri bolj vitkih modelih opazimo, da pomiki naraščajo do razmerja $\alpha = 1,41$ in nato pri večjih α pričnejo padati.

Poglejmo si primer z vitkostjo $h_w/t_w = 200$ in razmerjem $\alpha = 1,41$. Temu razmerju stranic ustreza prva izbočitvena oblika (pol val na panel). Opazimo, da je dejanska deformacijska linija za izbran primer dokaj podobna (slika 56).

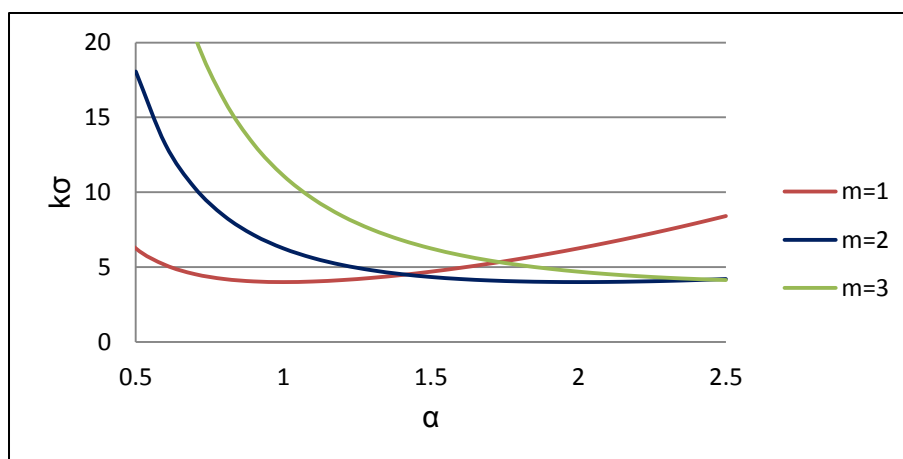


Slika 56-Primerjava dejanske deformacijske oblike in prve izbočitvene oblike za primer z vitkostjo $h_w/t_w = 200$ in razmerjem $\alpha = 1,41$

Pri večjem razmerju α dobimo glavno izbočitveno obliko, ki je prikazana desno na sliki 57. Na enem panelu dobimo cel val kar povzroči, da dobimo na mestu prečne ojačitve manjši pomik. Zaradi preskoka iz pol vala v cel val na panel ne pričakujemo, da bomo pri večjih α dobili bolj kritične pomike, zato smo v nadaljevanju pomike na mestu prečne ojačitve preverili le do velikosti razmerja $\alpha = 2$.



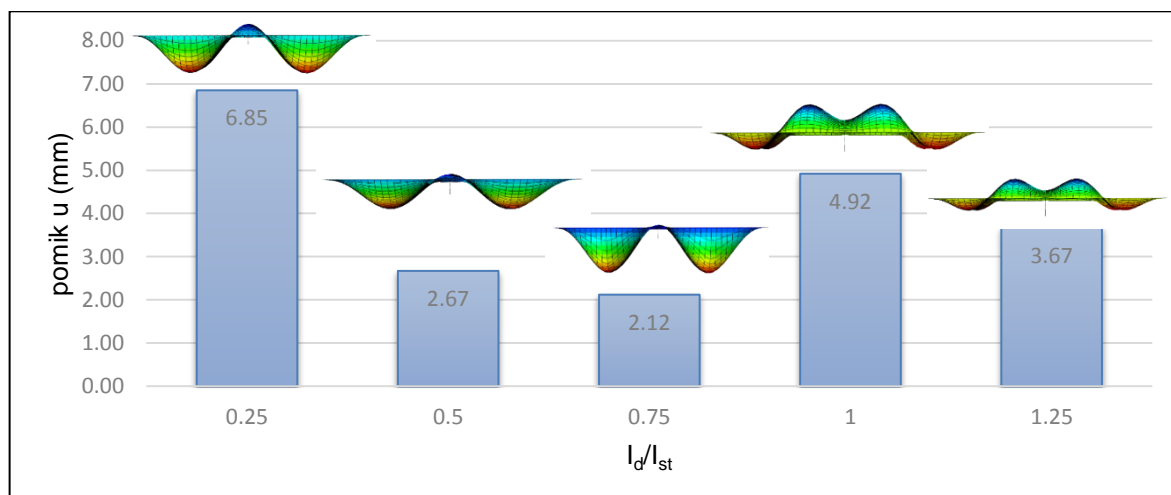
Slika 57-Primerjava dejanske deformacijske linije in prve izbočitvene oblike za primer z vitkostjo $h_w/t_w = 200$ in razmerjem $\alpha = 1,7$



Slika 58-Vrednost izbočitvenega koeficienta v odvisnosti od razmerja α

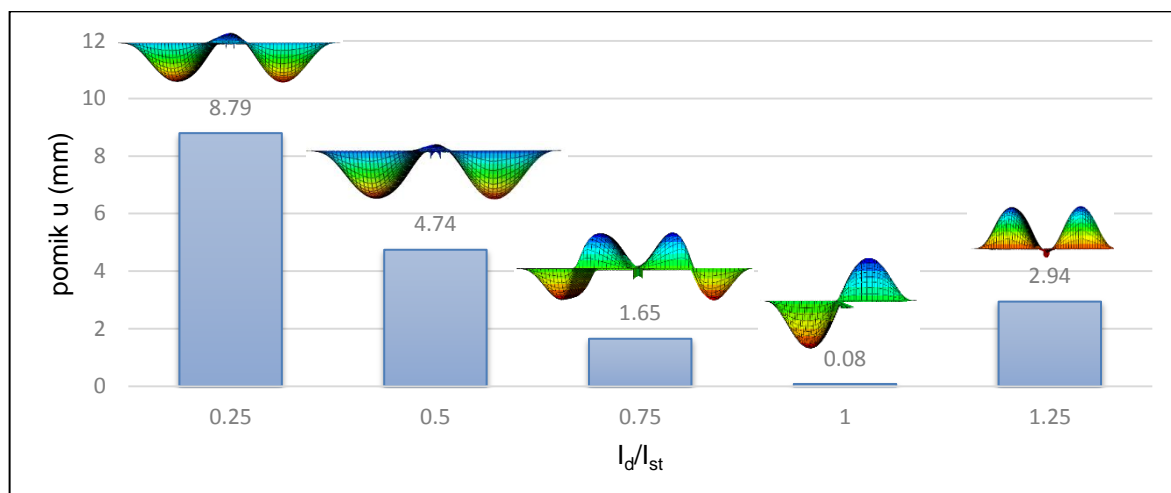
Praviloma pomiki z večanjem togosti prečne ojačitve padajo, vendar se to ne zgodi vedno, saj ima velik vpliv na velikost pomika dejanska deformacijska oblika. Preskoki med različnimi deformacijskimi oblikami so bolj izraziti pri bolj vitki pločevini. Podrobno si pogledjmo dogajanje za posamezne primere.

Najprej si pogledjmo primer z vitkostjo $h_w/t_w = 200$ in razmerjem $\alpha = 0,5$. Rezultati so predstavljeni na sliki 59. Pomiki so pri najmanjši obravnavani prečni ojačitvi največji, nato pa padajo do razmerja togosti $I_d/I_{st} = 1$. V teh korakih se deformacijska oblika ne spremeni. Nato pomiki narastejo. Razvidno je, da pride do spremembe deformacijske oblike panela. Pri razmerju $I_d/I_p = 1,25$ se pomiki spet manjšajo, saj ostaja deformacijska oblika enaka kot prej.



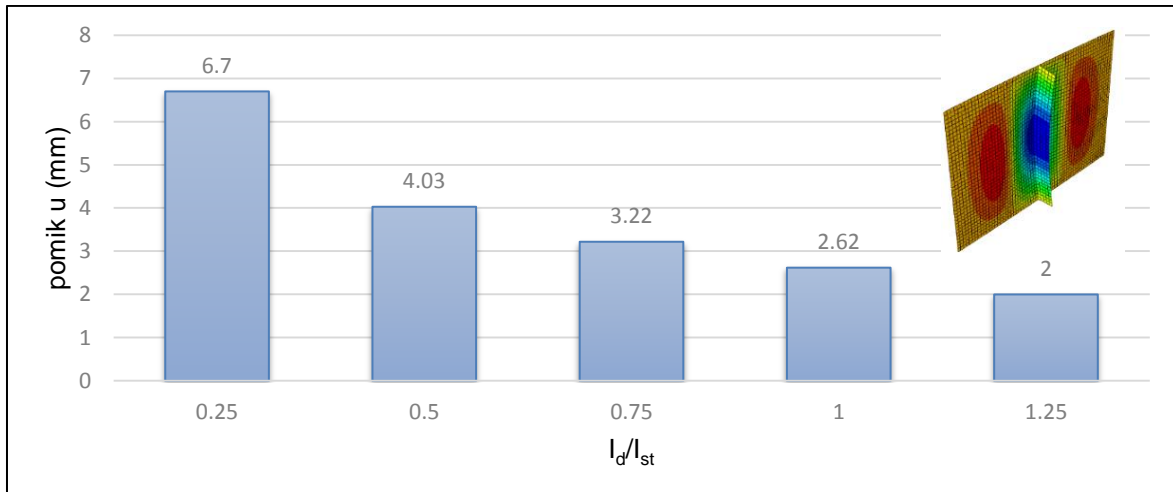
Slika 59-Velikost pomikov in tip deformacijske oblike za primer vitkosti $h_w/t_w = 200$ in razmerjem $\alpha = 0,5$ pri nepopolnosti `imp_gm`

Poglejmo si dogajanje pri modelu z vitkostjo $h_w/t_w = 200$ in razmerjem $\alpha = 0,75$. Iz slike 60 je razvidno, da se deformacijska oblika štirikrat spremeni. V primeru I_d/I_p je 0,25 in 0,5 je enaka, dobimo pol val na panel in pomik z večanjem togosti prečne ojačitve pada. V naslednjem koraku dobimo preskok, pojavi se cel izbočitveni val na panel. Pomiki so glede na prejšnjo deformacijsko obliko manjši. Zanimiva je deformacijska oblika pri razmerju $I_d/I_p = 1$. V tem primeru se prečna ojačitev le zasuče, pomika pa praktično ne dobimo. Pri naslednjem koraku ponovno dobimo drugačno deformacijsko obliko in pomiki narastejo.

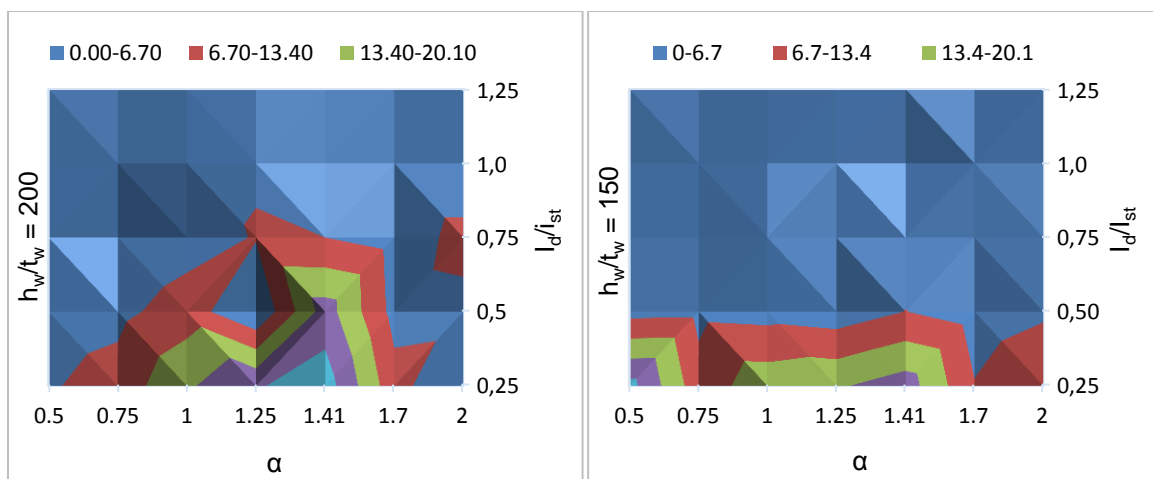


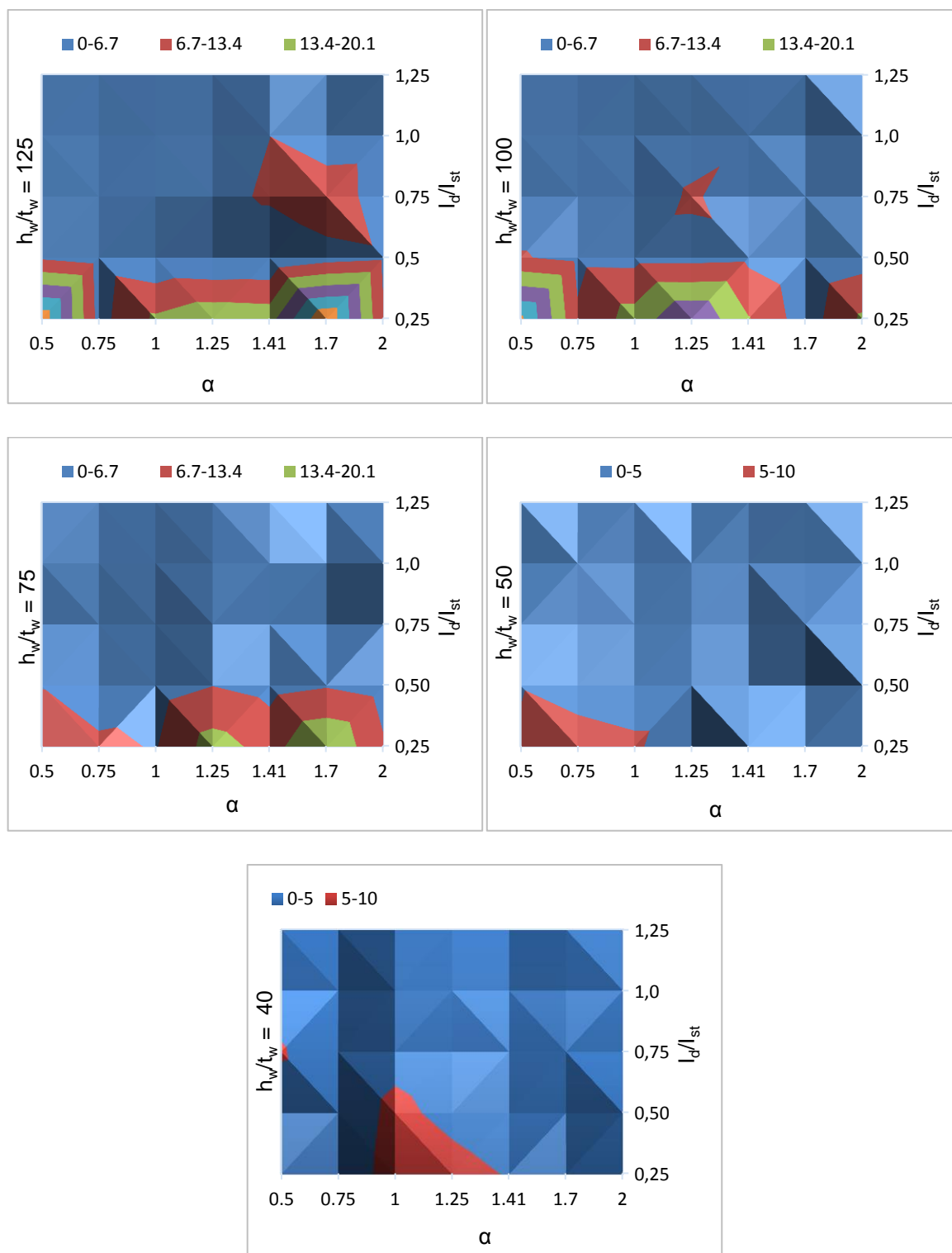
Slika 60-Velikost pomikov in deformacijske oblike za primer vitkosti $h_w/t_w = 200$ in razmerjem $\alpha = 0,75$ pri nepopolnosti imp_gm

Pri manj vitkih pločevinah ni izrazitega preskoka med tipom deformacijske oblike. Poglejmo si primer vitkosti $h_w/t_w = 50$ in razmerje $\alpha = 0,75$. Kot je razvidno iz slike 61, pomiki padajo z večanjem togosti prečne ojačitve. Deformacijska oblika se ne spreminja.



Slika 61-Velikost pomikov in deformacijska oblika (se ne spreminja s spremembo togosti prečne ojačitve) za primer vitkosti $h_w/t_w = 50$ in razmerjem stranic $\alpha = 0,75$ pri nepopolnosti imp_gm

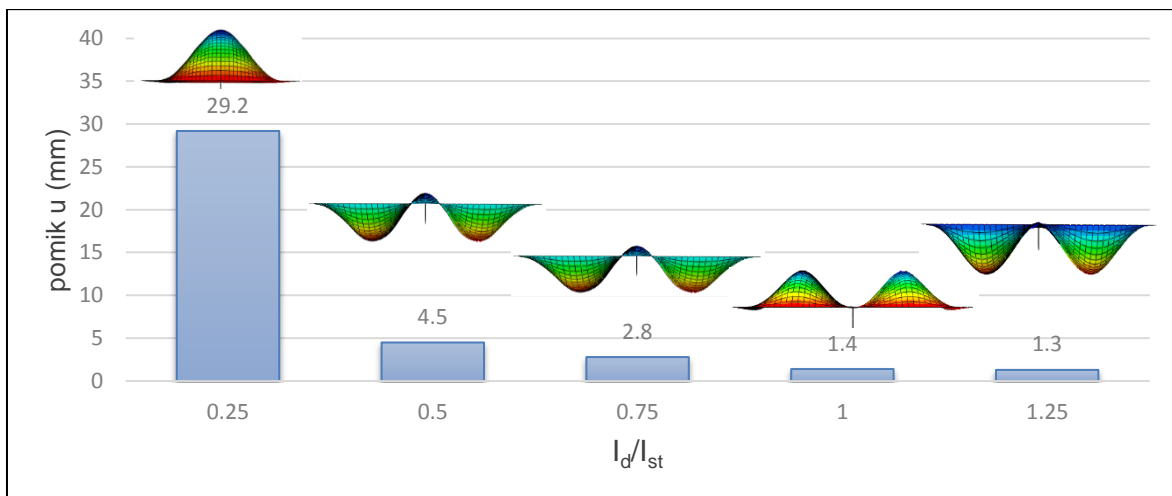




Slika 62-Diagrami pomikov za različna razmerja vitkosti pri nepopolnosti imp_4

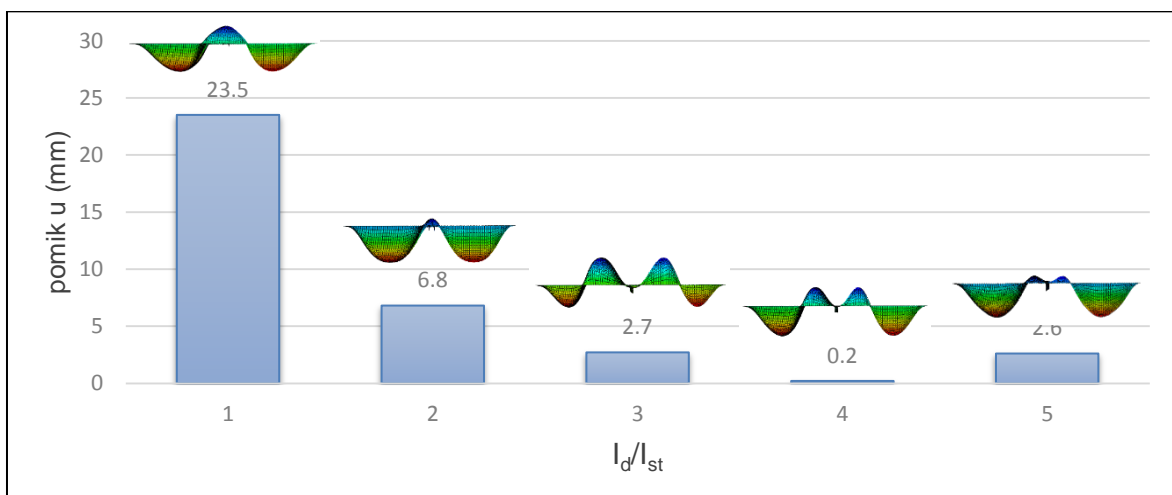
Tudi pri nepopolnosti imp_4 je iz slike 62 razvidno, da so pomiki pri razmerju togosti l_d/l_{st} vedno znotraj dovoljenih meja. Ravno tako opazimo, da pri različnih togostih prečne ojačitve pride do različnih deformacijskih oblik. Izbrali smo nekaj zanimivih primerov in jih predstavili v nadaljevanju.

Na sliki 63 so prikazane velikosti pomikov in deformacijske oblike za primer vitkosti $h_w/t_w = 150$ in razmerjem $\alpha = 0,5$. Razvidno je, da dobimo 3 različne deformacijske oblike. Pri najmanjši togosti je deformacijska oblika enaka pol valu preko celotnega panela in zato je pomik na mestu ojačitve največji. Z večanjem togosti prečne ojačitve se pločevina najprej deformira podobno kot pri najmanjši togosti prečne ojačitve, nato pa sledi preskok v drugačno deformacijsko obliko. Togost pri razmerju $I_d/I_{st} = 1$ povzroči, da se panela izbočita v drugo smer kot prej, nato pa pri togosti $I_d/I_p = 1,25$ ponovno dobimo podobno deformacijsko obliko kot pri $I_d/I_{st} = 0,5$ in $I_d/I_{st} = 0,75$.



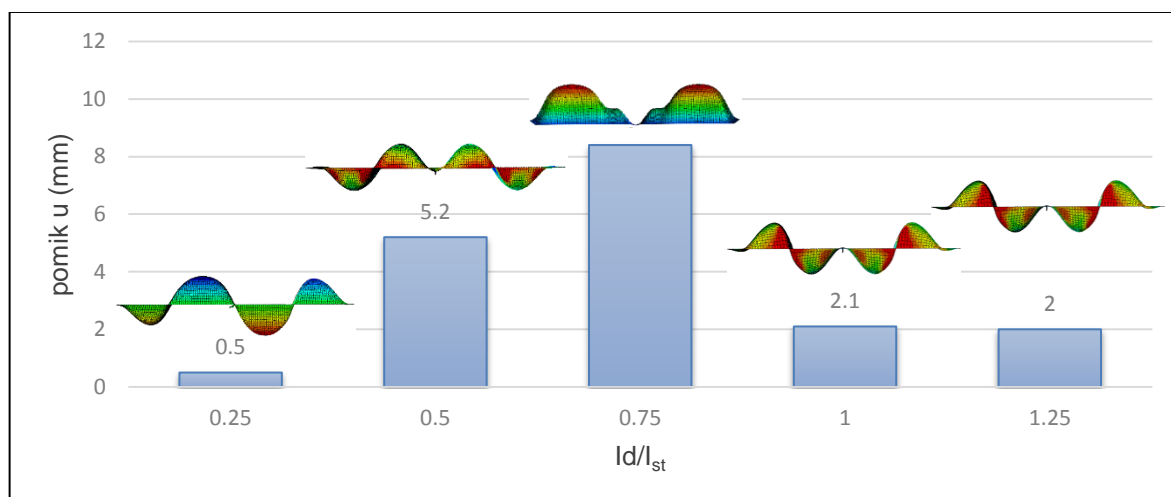
Slika 63-Velikost pomikov in deformacijske oblike za primer vitkosti $h_w/t_w = 150$ in razmerjem $\alpha = 0,5$ pri nepopolnosti imp_4

Slika 64 prikazuje primer z vitkostjo $h_w/t_w = 150$ in razmerje $\alpha = 1,41$. Izbočitev na sredini nosilca se z večanjem prečne ojačitve manjša in sledi preskok, kjer dobimo en val na panel. Obenem se manjšajo tudi pomiki. V nadaljevanju je razvidno, da se pri večji togosti prečne ojačitve ta oblika postopoma spreminja in dobimo pol val na panel.



Slika 64-Velikost pomikov in deformacijske oblike za primer vitkosti $h_w/t_w = 150$ in razmerjem $\alpha = 1,41$ pri nepopolnosti *imp_4*

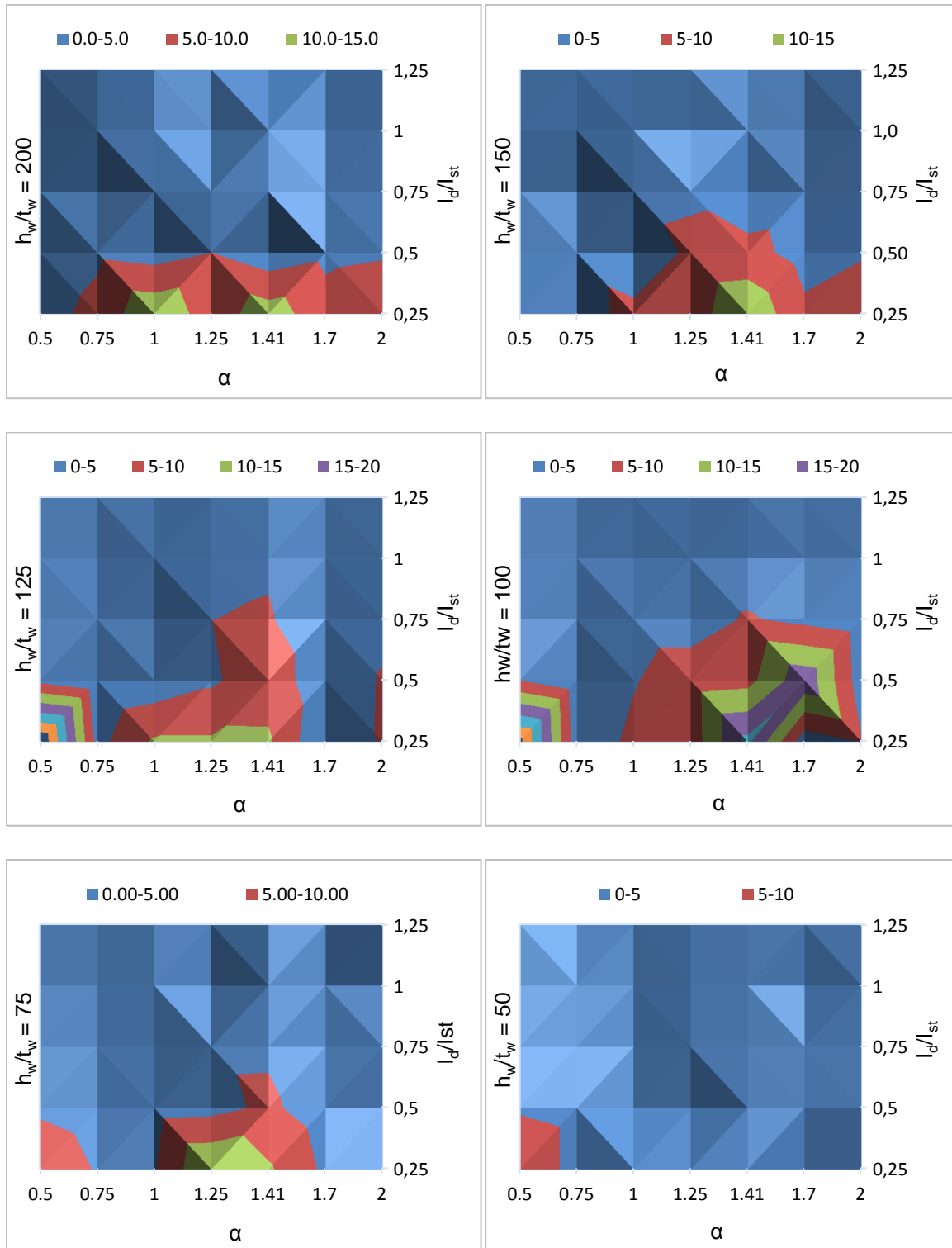
Poglejmo si še, kaj se dogaja v primeru vitkosti $h_w/t_w = 200$ in razmerju stranic 2 (slika 65). Kot prvo opazimo, da so pomiki pri razmerju togosti prečne ojačitve $I_d/I_{st} = 0,25$ najmanjši. To je posledica tega, da deformacijska oblika na mestu prečne ojačitve naredi prevoj. Pri razmerju $I_d/I_{st} = 0,5$ dobimo preskok v novo obliko saj dobimo cel val na panel. Zanimivo je, da se pri povečanju togosti prečne ojačitve za en korak deformacijska oblika spremeni v pol val na panel. V tem primeru dobimo največje pomike. Tak primer ni pričakovan, zato ni najbolj reprezentativen. Pri razmerju togosti I_d/I_{st} je 1 in 1,25 se ponovno pojavi deformacijska oblika z enim valom na panel, pri kateri so pomiki znotraj dovoljenih meja.

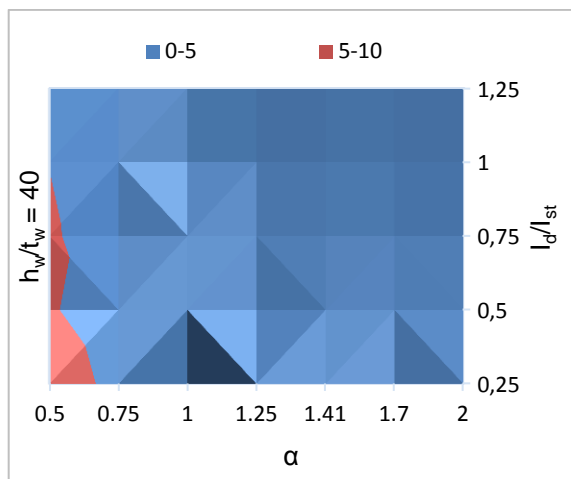


Slika 65- Velikost pomikov in deformacijske oblike za primer vitkosti $h_w/t_w = 200$ in razmerjem $\alpha = 2$ pri nepopolnosti *imp_4*

4.2.2 Model z možnim zasukom na obremenjenem robu

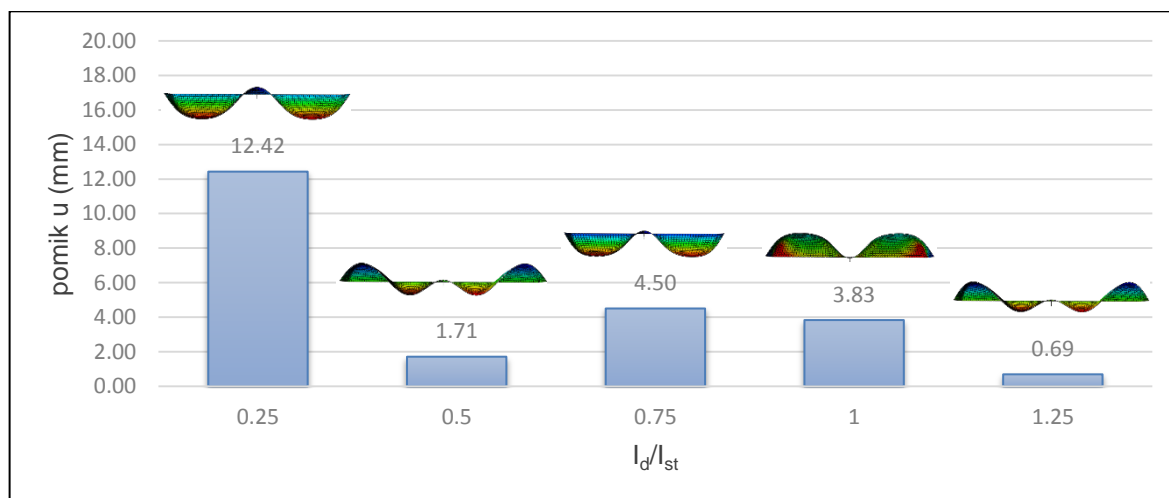
V nadaljevanju smo naredili analizo velikosti pomikov na mestu prečne ojačitve za primer, ko dopustimo zasuk okrog Y osi na obeh robovih vsiljevanja obtežbe. Rezultate smo predstavili na podoben način kot v prejšnjem primeru. Najprej so prikazani rezultati pomikov na mestu prečne ojačitve za nepopolnost *imp_gm* in komentar le-teh, nato pa sledijo še rezultati in komentarji za obliko nepopolnosti *imp_4*.





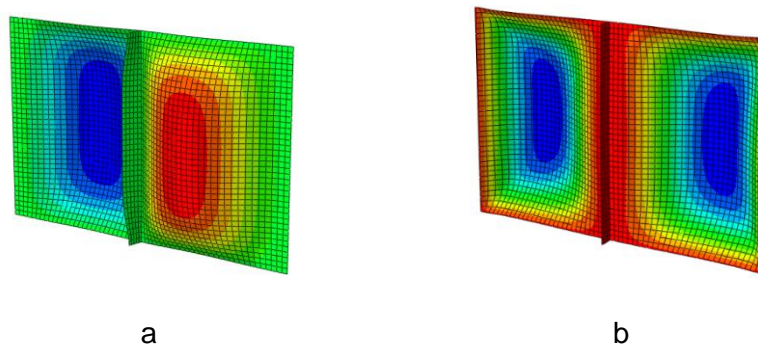
Slika 66-Diagrami pomikov za različna razmerja vitkosti pri nepopolnosti imp_gm

Kot je razvidno iz slike 66 so pomiki največji pri srednjih vitkosti pri razmerju $\alpha = 1,41$. Pomiki na sredini nosilca z večanjem togosti prečne ojačitve padajo, razen pri določenih primerih, kar si lahko podobno kot pri prejšnjem modelu razložimo s spremembami deformacijskih oblik.

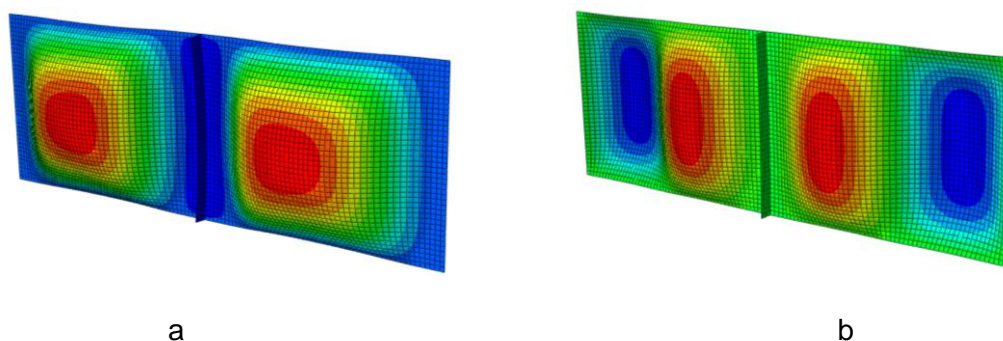


Slika 67- Velikost pomikov in deformacijske oblike za primer vitkosti 200 in razmerjem stranic 1,41 pri nepopolnosti imp_4

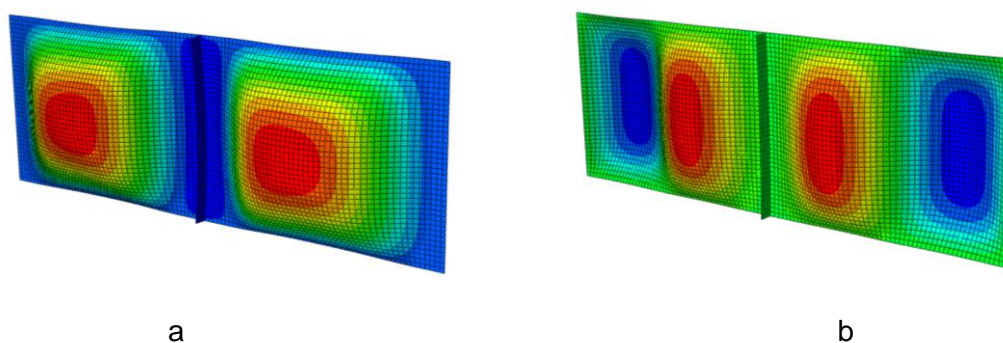
Pri togosti ojačitve $I_d/I_{st}=1$ smo v vseh primerih znotraj dovoljenih meja in vrednosti pomikov ne presežejo velikosti $h_w/300$. V primerjavi z modelom, kjer smo preprečili zasuk na robu dobimo sedaj manjše pomike. Na slikah 68-70 si na nekaj modelih pogloblje pogledjmo razliko v tvorjenju deformacijskih oblik.



Slika 68-Primerjava deformacijske oblike za model z vitkostjo $h_w/t_w = 200$ in razmerjem $\alpha=0,75$. Slika *a* predstavlja model z možnim zasukom, slika *b* pa s preprečenim zasukom na robovih vsiljevanja obtežbe;



Slika 69- Primerjava deformacijske oblike za model z vitkostjo $h_w/t_w = 150$ in razmerjem $\alpha=1,41$. Slika *a* predstavlja model z možnim zasukom, slika *b* pa s preprečenim zasukom na robovih vsiljevanja obtežbe;

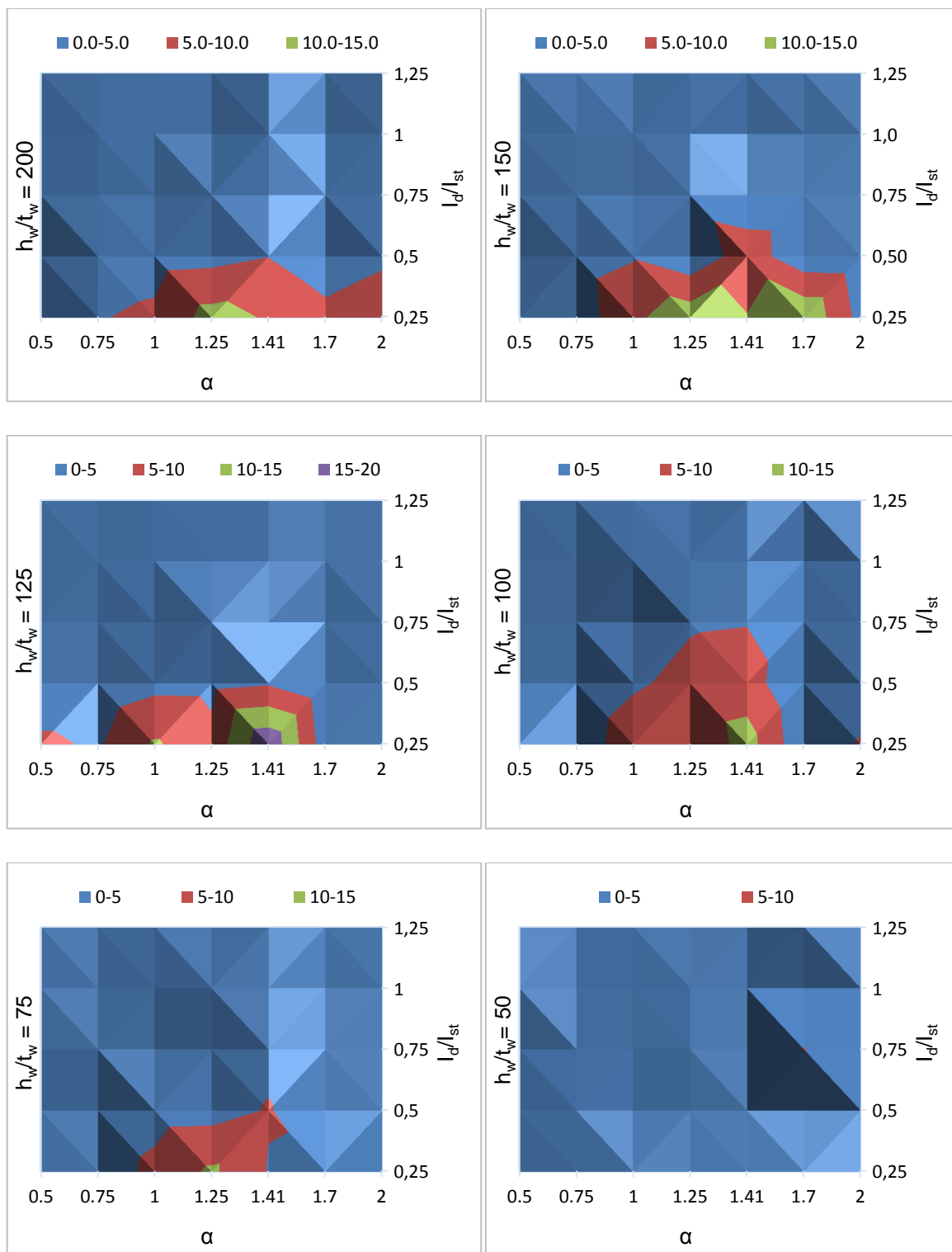


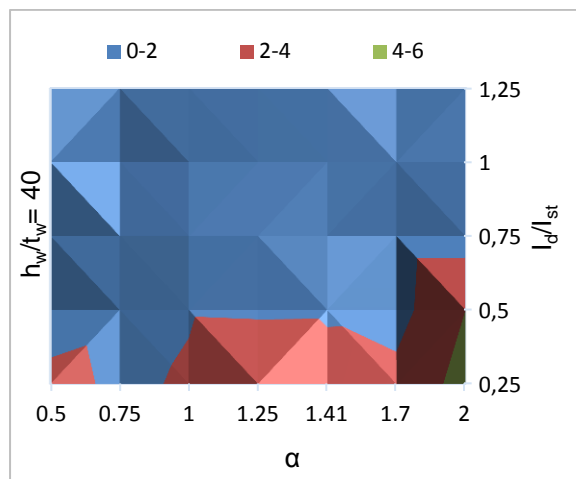
Slika 70- Primerjava deformacijske oblike za model z vitkostjo $h_w/t_w = 125$ in razmerjem $\alpha=1.25$. Slika *a* predstavlja model z možnim zasukom, slika *b* pa s preprečenim zasukom na robovih vsiljevanja obtežbe;

Razvidno je, da ima izbira robnih pogojev vpliv na nastanek deformacijske oblike in posledično na velikost pomika na mestu prečne ojačitve. V primerih, ko je zasuk na robu dovoljen, opazimo da se izbočitveni pol val pojavi bolj na sredini panela in ima zato manjši vpliv na področje kjer se nahaja prečna ojačitev. Pri večjih razmerjih α je za model z dovoljenim zasukom opazen hitrejši preskok iz pol vala v cel val, kar ponovno ugodno vpliva

na pomike prečne ojačitve. Poleg tega je razlog za manjše pomike tudi mejna nosilnost, ki je v tem primeru manjša, kot v primeru, ko so zasuki robov preprečeni.

Na sliki 71 so prikazane še vrednosti pomikov za tip nepopolnosti *imp_4*. Kot je razvidno smo tudi v tem primeru pri togosti prečne ojačitve $I_d/I_{st} = 1$ na varni strani.

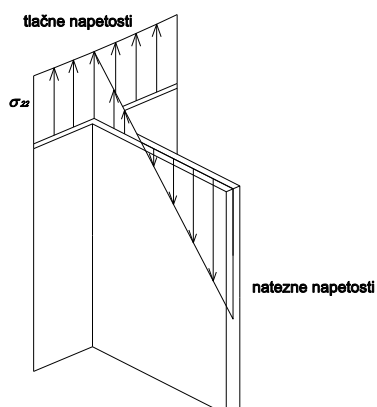




Slika 71-Diagrami pomikov za različna razmerja vitkosti pri nepopolnosti imp_4

4.3 Obremenitev na mestu prečne ojačitve

Opazovali smo velikost največjega momenta na mestu prečne ojačitve pri togosti $I_d/I_{st} = 1$. Upogibni moment smo določili tako, da smo integrirali napetosti po celotnem efektivnem prerezu prečne ojačitve (slika 72).

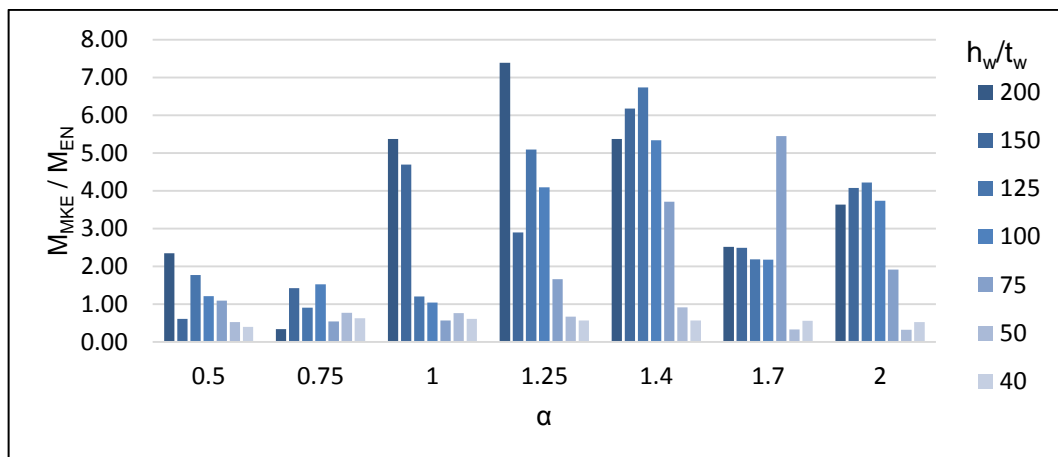


Slika 72-Primer poteka napetosti po prerezu prečne ojačitve pri nepopolnosti imp_gp

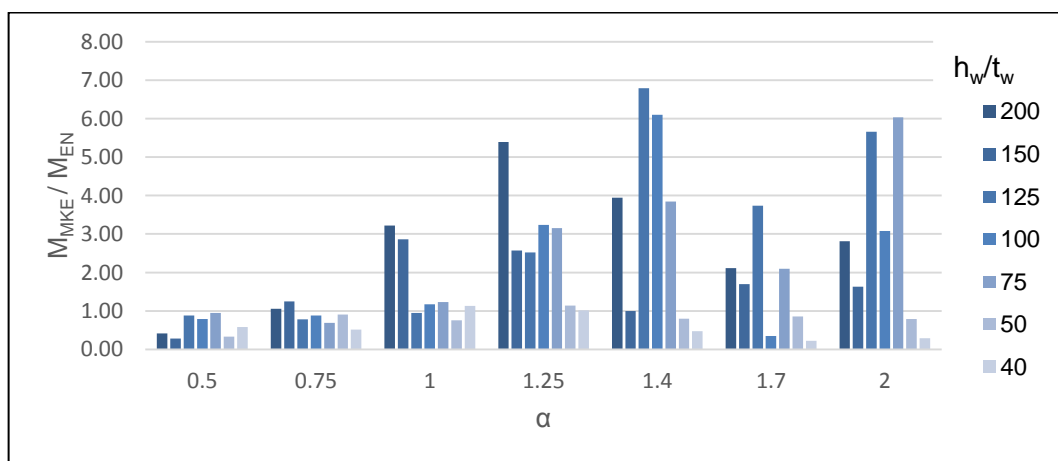
Dobljeno vrednost smo primerjali z momentom, ki smo ga določili na podlagi statičnega modela po predlogu iz standarda EN-1993-1-5 (glej sliko 14). Pri računu po EN-1993-1-5 smo vzeli konzervativno razmerje $\sigma_{cr,d} / \sigma_{cr,p} = 1$. S tem nismo dodatno reducirali izbočnih sil zaradi tipa uklona pločevine.

4.3.1 Model s preprečenim zasukom na obremenjenem robu

Rezultate smo prikazali na slikah 73 in 74. Navpična os predstavlja razmerje momentov po numerični analizi z momentom, ki ga predlaga EN-1993-1-5. Vodoravna os predstavlja različna razmerja α , medtem ko sklop stolpcev pri izbranem razmerju α predstavljajo različne vitkosti panelov h_w/t_w .



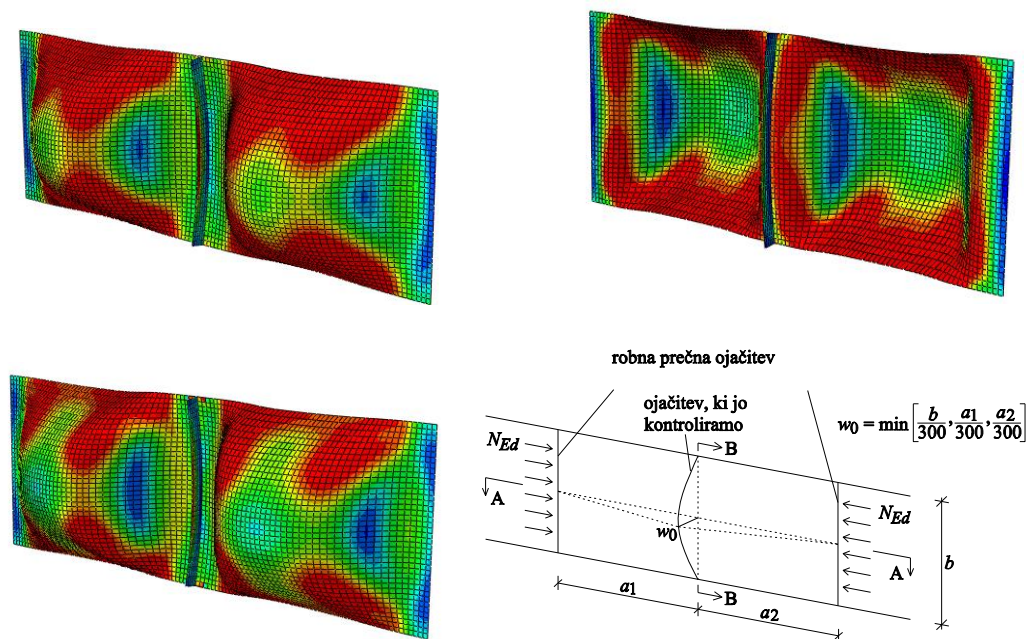
Slika 73-Momentna obremenitev na mestu prečne ojačitve za imp_gm



Slika 74-Momentna obremenitev na mestu prečne ojačitve za imp_4

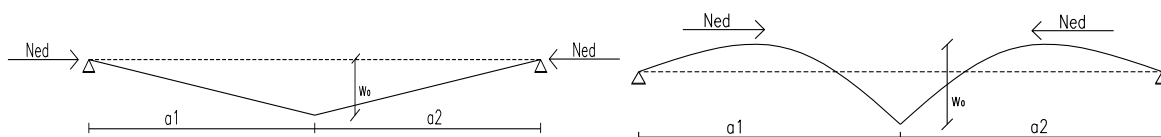
Iz grafov je razvidno, da pri razmerju $\alpha < 1$ in za vsa ostala razmerja α pri manj vitkih pločevinah ($h_w/t_w \leq 50$) dobimo dokaj dobro primerjavo med momentom iz numerične analize in momentom, ki je rezultat analitičnega izračuna. Vrednost momenta, ki smo ga izračunali numerično je lahko tudi manjša. Pri zelo vitkih in srednje vitkih pločevinah se velikost razmerja momentov spreminja od primera do primera. Razmerje je lahko blizu 1, v nekaterih primerih pa smo po numeričnem izračunu dobili tudi do sedemkrat večjo vrednost.

Poglejmo primere, pri katerih dobimo največja odstopanja med numerično izračunanimi momenti v primerjavi z momenti izračunanimi po analitičnih enačbah.



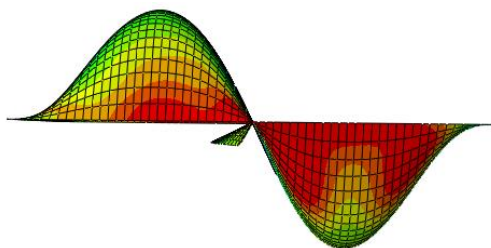
Slika 75-Primerjava dejanske deformacijske oblike za modele z največjo momentno obtežbo na prečno ojačitev z modelom, ki ga predlaga EN-1993-1-5

Pri numeričnih modelih z veliko momentno obremenitvijo dobimo deformacijsko obliko za katero velja, da se panela izbočita v nasprotno smer kot prečna ojačitev. Deformacijska oblika se torej razlikuje od primera, ki ga predpostavlja statični model. Ena od možnosti, da bi z mehanskim modelom bolje opisali dejansko obnašanje je ta, da bi v računu po teoriji drugega reda upoštevali povečano amplitudo w_0 , kot prikazuje desni primer na sliki 76. S tem bi dobili večjo obtežbo na mestu prečne ojačitve.



Slika 76- Levo: Mehanski model po EN-1993-1-5; Desno: Predlagana modifikacija mehanskega modela

Tudi ostale primere si lahko razložimo na podlagi poteka deformacijske izbočitvene oblike nosilca. Pri primeru vitkosti $h_w/t_w = 200$ in razmerju stranic $\alpha = 0,75$ ter tipu nepopolnosti *imp_gm* dobimo po numeričnem izračunu le 30 % velikosti vrednosti momenta, ki ga da izračun po EN-1993-1-5. Glavni razlog je v tem, da se v tem primeru na mestu prečne ojačitve pojavi prevoj med enim in drugim pol valom izbočitve.

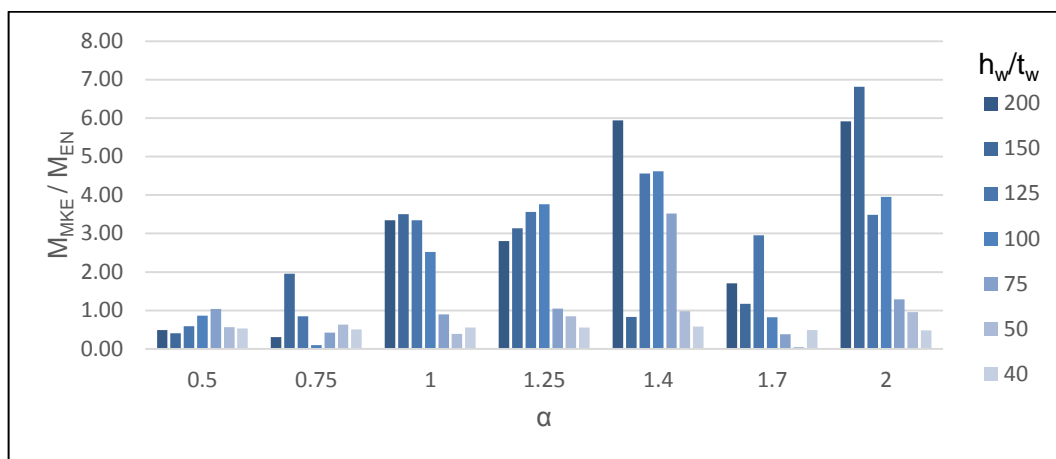


Slika 77-Primer izbočitve, ki da manjšo obremenitev na mestu prečne ojačitve

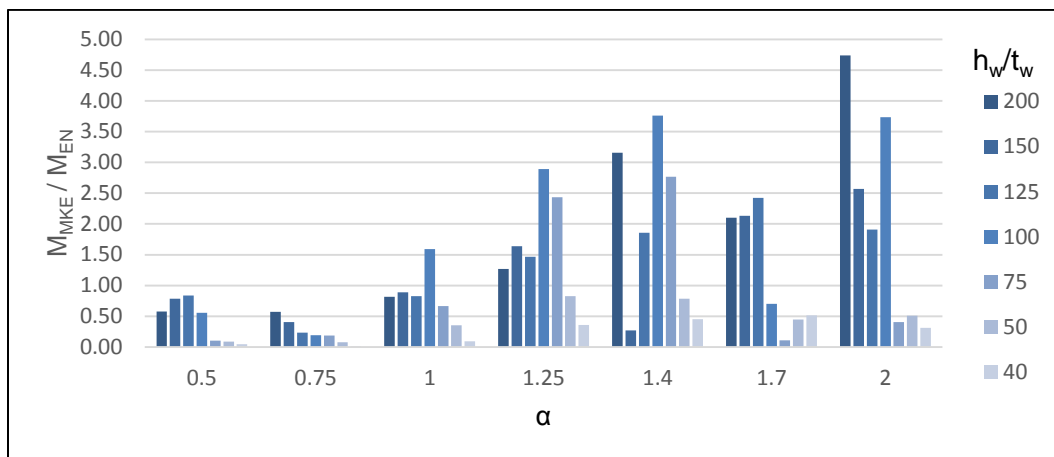
Pri manj vitkih pločevinah, kjer z numerično analizo po metodi končnih elementov dobimo manjše momente kot z uporabo analitičnih izrazov, gre glavni razlog iskati v tem, da pri izračunu momenta z analitičnimi izrazi nismo upoštevali redukcije izbočenih sil zaradi tipa izbočitve oziroma uklona pločevine. Poleg tega je izbočitev manj vitke pločevine bolj podobna mehanskemu modelu, ki ga predlaga EN-1993-1-5.

4.3.2 Model z možnim zasukom na obremenjenem robu

Na slikah 78 in 79 prikažemo še razmerje momenta, ki smo ga določili z numerično analizo, z momentom, ki ga podaja enačba v EN-1993-1-5 za model, kjer je zasuk na robu možen.

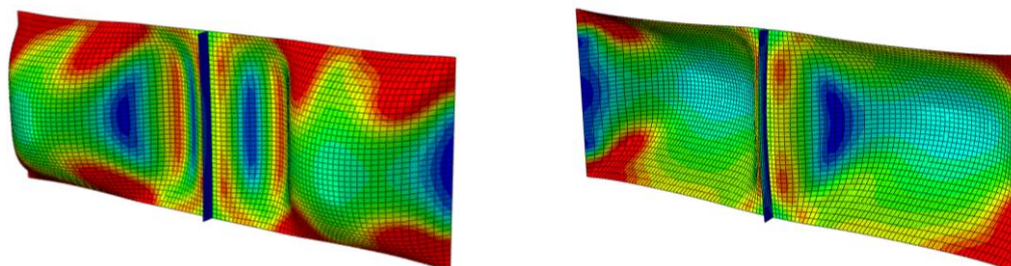


Slika 78-Momentna obremenitev na mestu prečne ojačitve za imp_gm



Slika 79-Momentna obremenitev na mestu prečne ojačitve za imp_4

Razvidno je, da dobimo podobno obnašanje kot pri modelu s preprečenim zasukom. Za razmerja $\alpha < 1$ in za manj vitke pločevine, nam da analitična enačba dokaj dobre vrednosti, medtem ko za srednje in zelo vitke pločevine pri razmerju $\alpha > 1$ rezultati odstopajo od primera do primera in so odvisni od tipa izbočitve.



Slika 80-Primer z manjšo momentno obremenitvijo in primer z večjo momentno obremenitvijo na mestu prečne ojačitve

4.4 Metoda z vzmetmi

Prečno ojačitev bi lahko modelirali tudi z vzmetmi in sicer na naslednji način:

Pomik na mestu i , zaradi enotske sile na mestu j lahko izrazimo z enačbo:

$$u_{ij} = \int \frac{M_i M_j}{EI_{st}} dx \quad (38)$$

Za pomik na mestu $i=1$ bi torej veljalo: $u_1 = u_{11} + u_{12} + u_{13} + \dots + u_{1j}$ ($j=1,2,3 \dots m$)

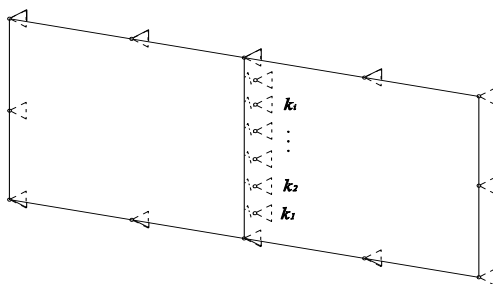
Vztrajnostni moment določimo po enačbi:

$$I_{st} = \frac{b_{st} t_{st}^3}{12} \quad (39)$$

Ker želimo dobiti potrebno togost vzmeti upoštevamo, da je togost na mestu i enaka:

$$k_i = \frac{1}{u_i} \quad (40)$$

Na tak način določimo potrebno togost vseh vzmeti, ki nadomestijo dano prečno ojačitev, kot je prikazano na sliki 81.



Slika 81-Prikaz modeliranja prečne ojačitve z vzmetmi

Naredili smo test obnašanja. Vzmeti smo modelirali v programu Abaqus in izpisali reakcije. Na podlagi reakcij smo določili maksimalni moment na mestu prečne ojačitve. Za primerjavo predstavimo moment v treh naključno izbranih modelih pri nepopolnostih tipa *imp_gm*.

Preglednica 1- Primerjava velikosti momenta, določenega z integriranjem napetosti po prerezu ojačitve z momentom izračunanem na podlagi reakcijskih sil v vzmeteh

	Model 1	Model 2	Model 3
M_{VZ} (Nmm)	$3,52 \cdot 10^7$	$2,08 \cdot 10^7$	$7,66 \cdot 10^7$
M_{INT} (Nmm)	$3,21 \cdot 10^7$	$2,26 \cdot 10^7$	$8,74 \cdot 10^7$
M_{VZ}/M_{INT}	1,10	0,92	0,88

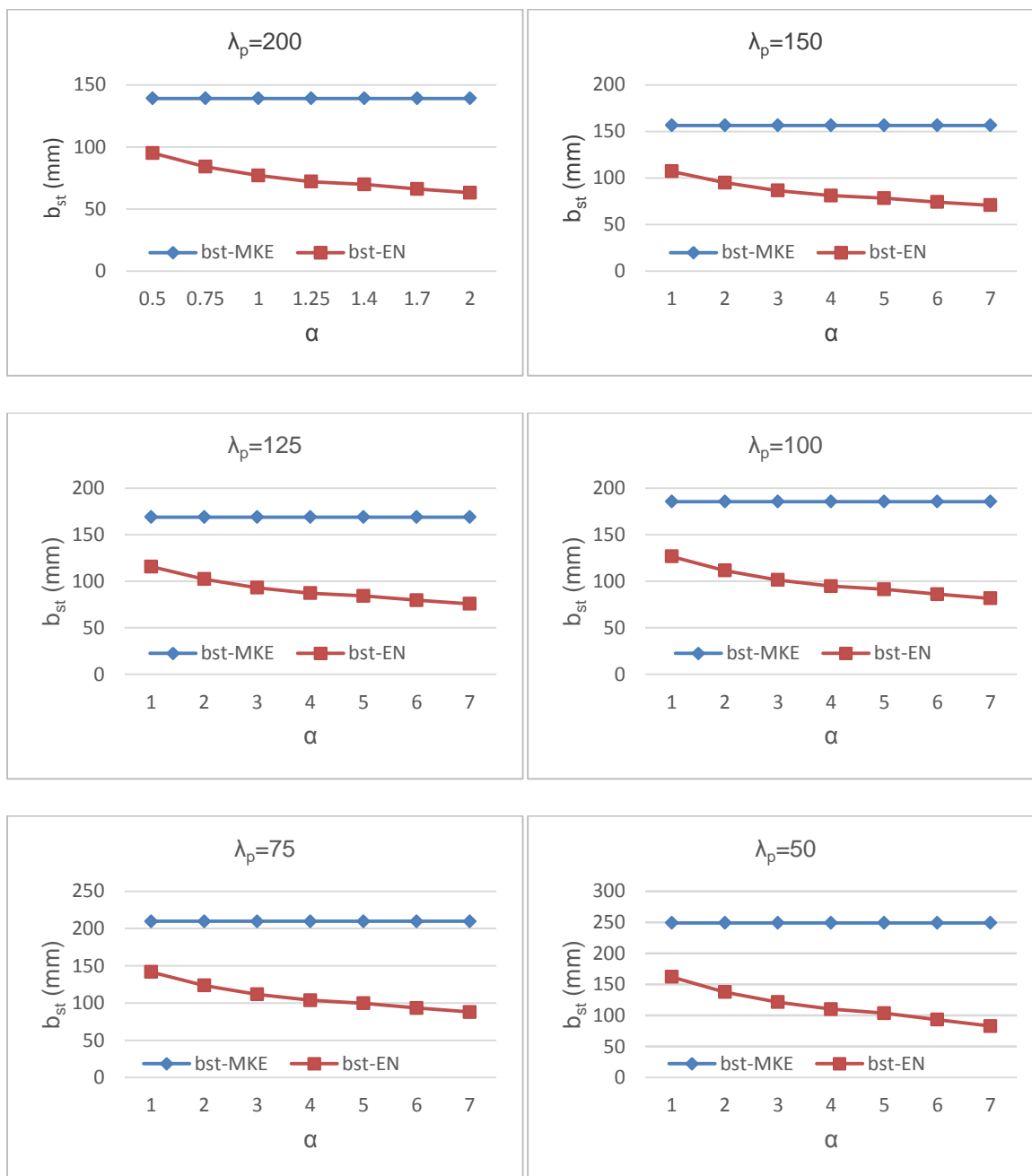
Kot vidimo, se rezultati med metodo z vzmetmi in metodo, kjer smo moment določili z integracijo po prerezu razlikujejo za okoli 10-15 %. Pri metodi z vzmetmi smo predpostavili sinusno obliko obtežbe, kar pa ni nujno res. Velja tudi, da vedno dobimo največje momente na sredini prečne ojačitve. Obenem pri tej metodi nismo zagotovili strižne povezave vzdolž prečne ojačitve.

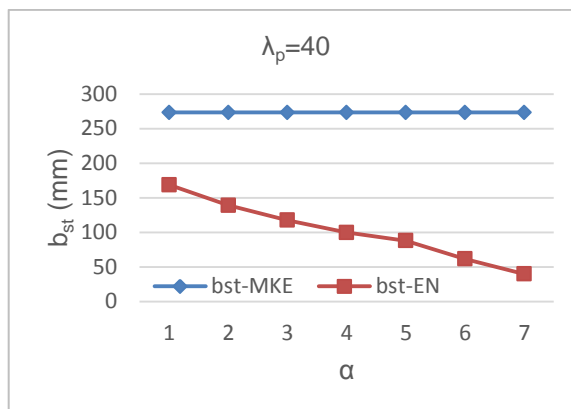
Sklenemo, da je metoda računa momenta z integracijo napetosti po prerezu boljša rešitev, izračun momentov s pomočjo modeliranja vzmeti pa nam lahko služi kot dobra kontrola.

4.5 Velikost prečne ojačitve

V zaključku študije smo prikazali še potrebno dimenzijo prečne ojačitve. Rezultate smo predstavili v odvisnosti od razmerja α za vsako vitkost pločevine posebej. Na sliki 82 smo za

primerjavo prikazali še višino prečne ojačitve, ki jo dobimo po enačbi togosti, ki jo predlaga EN-1993-1-5.





Slika 82-Primerjava potrebne širine prečne ojačitve med numeričnimi rezultati in rezultati po EN-1993-1-5

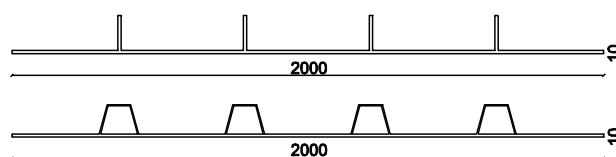
Enačba (37) za določitev togosti prečne ojačitve je neodvisna od α , torej se velikost prečne ojačitve ne spreminja s spremembo razmerja a/h_w . Na velikost vpliva le vitkost pločevine; pri bolj vitki pločevin potrebujemo manjše dimenzije prečne ojačitve. Kot je razvidno, naši izračuni za vse primere zahtevajo večjo dimenzijo prečne ojačitve v primerjavi z enačbo togosti po EN-1993-1-5.

Glede na dane rezultate predpostavljena enačba (37) zadošča kriterijem in je primerna za dimenzioniranje prečne ojačitve vzdolžno neojačenih pločevin v čistem tlaku.

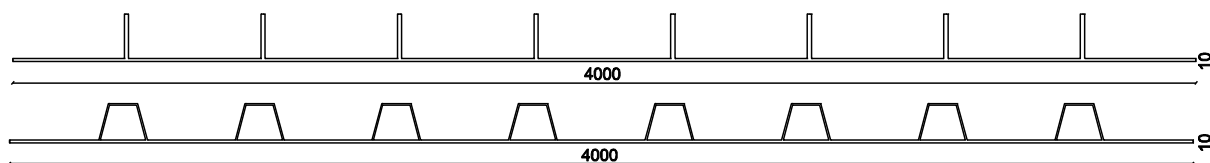
5 VZDOLŽNO OJAČENA PLOČEVINA V ČISTEM TLAKU

5.1.1 Uvod

V prejšnjem poglavju smo podrobneje izvedli analizo obnašanja pločevin v čistem tlaku sedaj pa študijo razširimo na vzdolžno ojačene pločevine. Za analizo smo izbrali prečne prereze z vitkostjo $h_w/t_w = 200$ in 400. Število prečnih ojačitev je takšno, da pločevina ni podvržena lokalni izbočitvi, torej so posamezni elementi med ojačitvami v 3 razredu kompaktnosti. Posebej smo analizirali obnašanje za zaprti in odprti tip ojačitve. Obravnavali smo dve različni togosti vzdolžnih ojačitev. V enem primeru smo imeli opravka s podajno ojačitvijo ($\gamma = 25$) v drugem pa s togo ($\gamma = 150$). Pri analizi smo si pomagali s programskima orodjema Abaqus in Matlab.



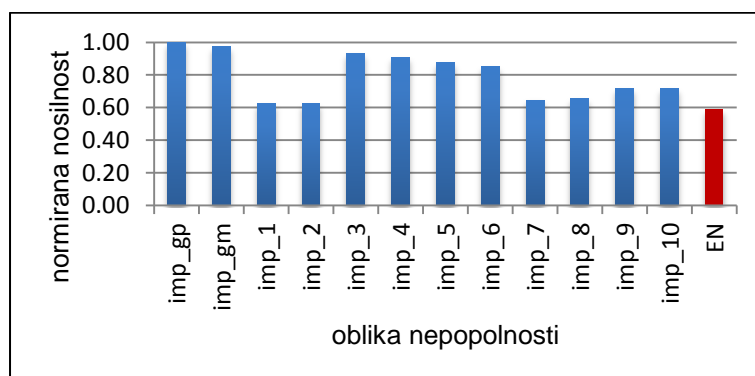
Slika 83- Prikaz obravnavanega prečnega prereza vzdolžno ojačene pločevine z vitkostjo $h_w/t_w = 200$



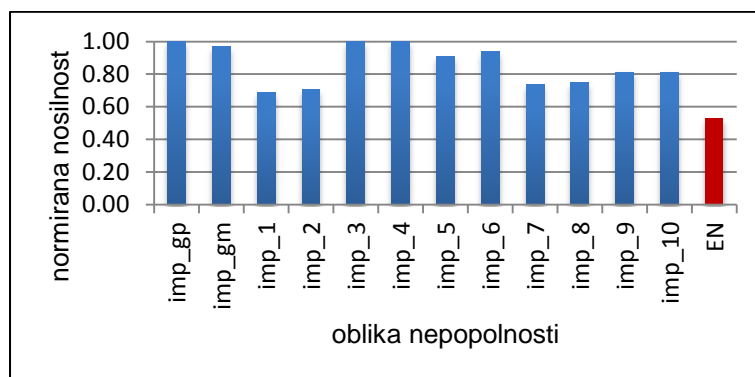
Slika 84-Prikaz obravnavanega prečnega prereza vzdolžno ojačene pločevine z vitkostjo $h_w / t_w = 400$

5.1.2 Nosilnost vzdolžno ojačene pločevine

Pri izvajanju analize smo naleteli na problem prevelike nosilnosti modelov. Iz že opravljenih analiz je znano, da je numerična določena nosilnost vzdolžno ojačenih pločevin za okoli 20 do 30 odstotkov višja, kot pa jo dobimo z izrazi, ki jih navaja EN-1993-1-5. V naših analizah pa smo pri določenih primerih numerično dobili tudi do dvakrat tolikšno nosilnost. Po premisleku smo ugotovili, da je to posledica dejstva, da izbira začetne nepopolnosti, pri kateri dobimo največje pomike, ne da hkrati tudi najmanjše nosilnosti. Nosilnost modelov glede na izbiro oblike nepopolnosti je prikazana na slikah 85 in 86.



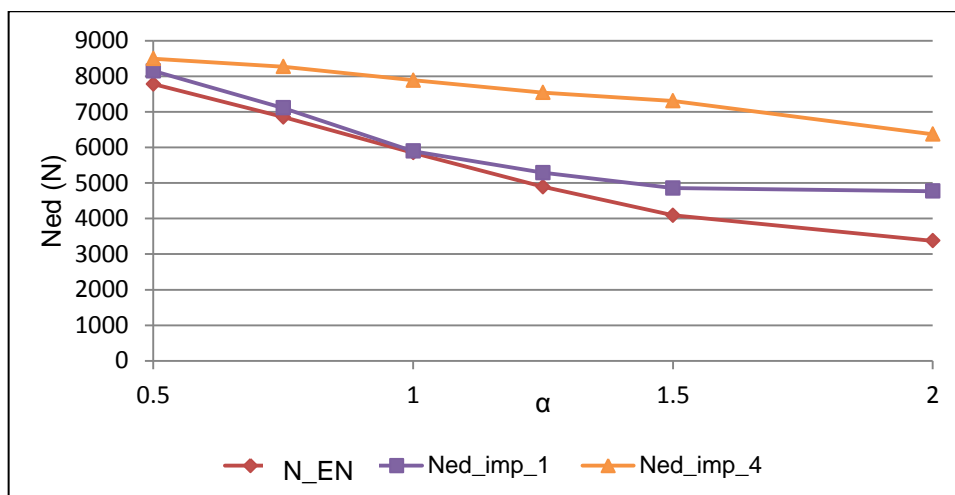
Slika 85- Prikaz normirane (na največjo vrednost po MKE) nosilnosti za modele z različnimi začetnimi nepopolnostmi (za primer 4 zaprtih podajnih ojačitev pri razmerju $\alpha = 1,25$) in z nosilnostjo določeno po EN-1993-1-5.



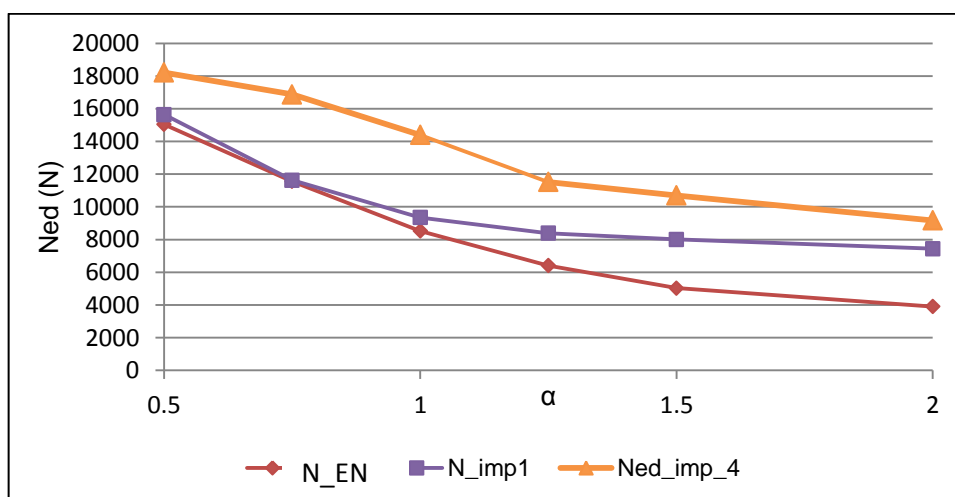
Slika 86-Prikaz normirane nosilnosti (na največjo vrednost po MKE) za modele z različnimi začetnimi nepopolnostmi (za primer 8 zaprtih podajnih ojačitev pri razmerju $\alpha = 1,25$) in z nosilnostjo določeno po EN-1993-1-5.

Kot smo omenili v občutljivostni analizi začetnih nepopolnosti, smo za iskanje največjih pomikov izbrali obliko nepopolnosti *imp_4* in *imp_10*. Razvidno je, da bi najmanjšo nosilnost dobili pri uporabi nepopolnosti *imp_1*.

Na slikah 87 in 88 so prikazani rezultati nosilnosti za različna razmerja α . Primerjali smo nosilnost, ki jo dobimo pri modelu z nepopolnostjo *imp_1* in *imp_4* ter nosilnost, ki jo dobimo po EN-1993-1-5.

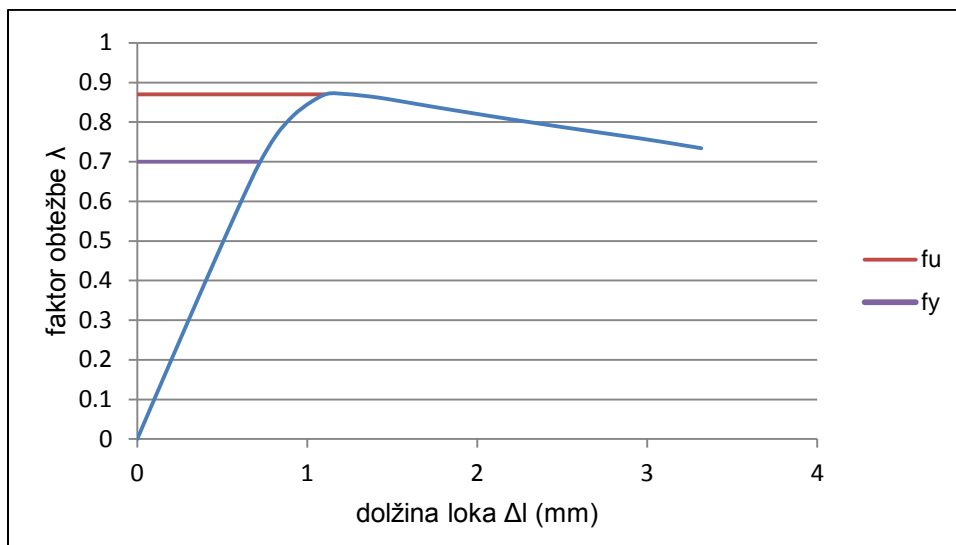


Slika 87- Prikaz nosilnosti panela za različne α in togosti $\gamma = 25$ na primeru 4 zaprtih ojačitvah



Slika 88-Prikaz nosilnosti panela za različne α in togosti $\gamma = 25$ na primeru 8 zaprtih ojačitvah

Merjenje pomikov v območju nosilnosti, ki presega nosilnost po EN-1993-1-5 ni smiselna, saj dobimo preveliko rezervo v togosti prečne ojačitve. Odločimo se, da pomike analiziramo pri uporabi začetne nepopolnosti *imp_4* in *imp_10* vendar jih ne odčitavamo pri numerično izračunani mejni nosilnosti panela, ampak pri obremenitvi, ko je dosežena mejna nosilnost po EN-19931-5.

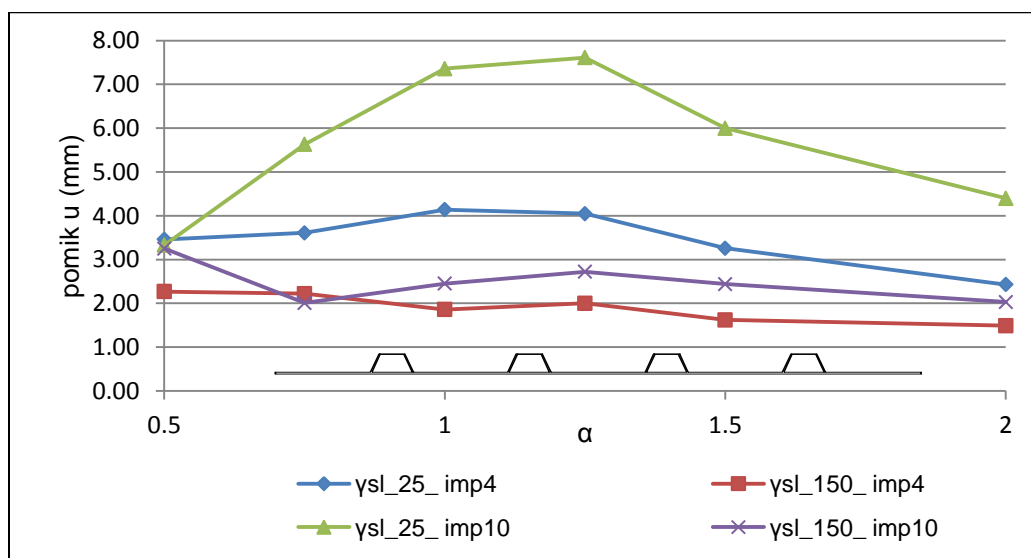


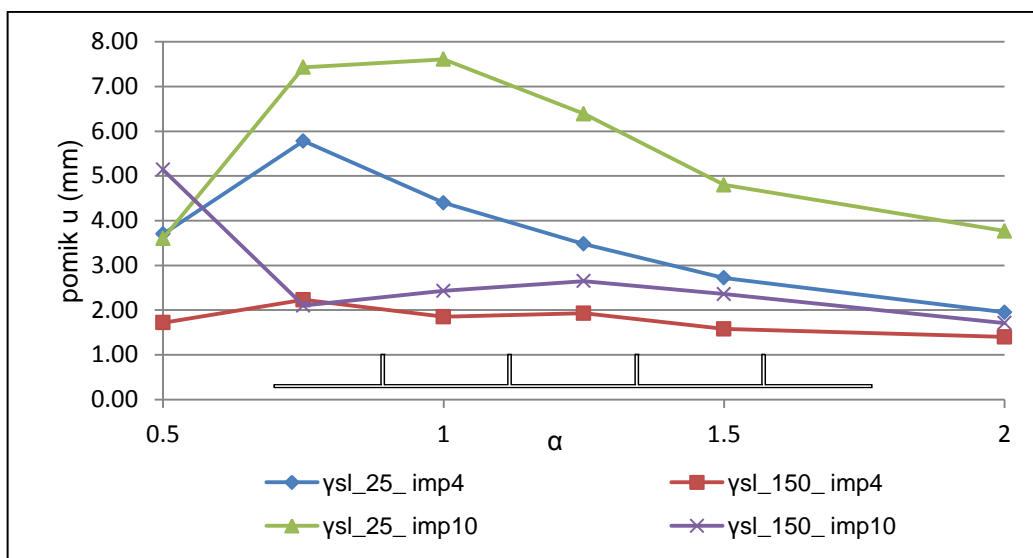
Slika 89- Prikaz grafa sila-pomik in točk odčitavanja

5.1.3 Pomiki na mestu prečne ojačitve

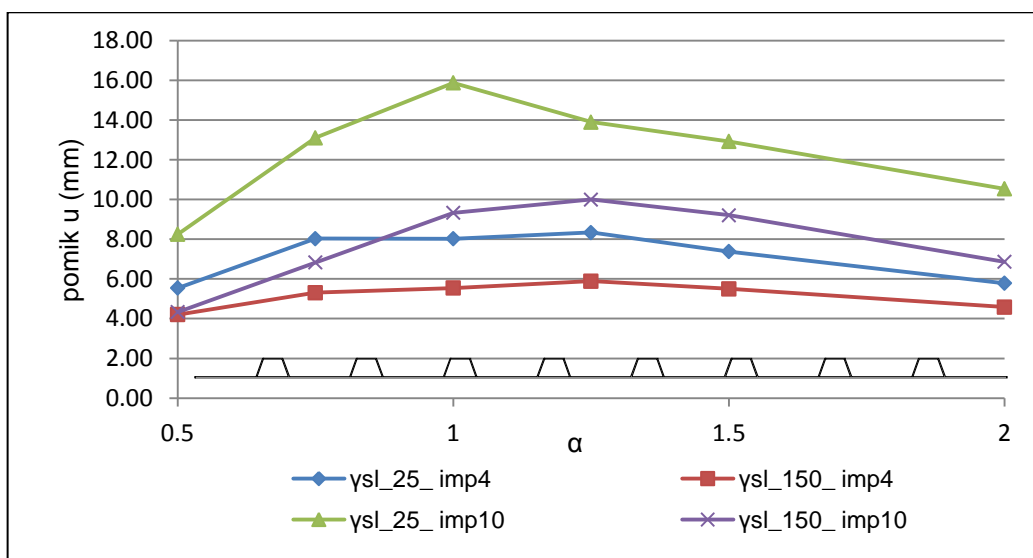
Izhodiščno togost prečne ojačitve smo izbrali na podlagi že znanega statičnega modela (slika 14), ki ga predlaga EN-1993-1-5. Na podlagi enačbe 27 smo določili potrebno togost prečne ojačitve. Zaradi konstrukcijskih pogojev smo pri modeliranju dodali pogoj, da je minimalna višina prečne ojačitve večja od višine vzdolžnih ojačitev.

Rezultati velikosti pomikov so predstavljeni na slikah 90-93.

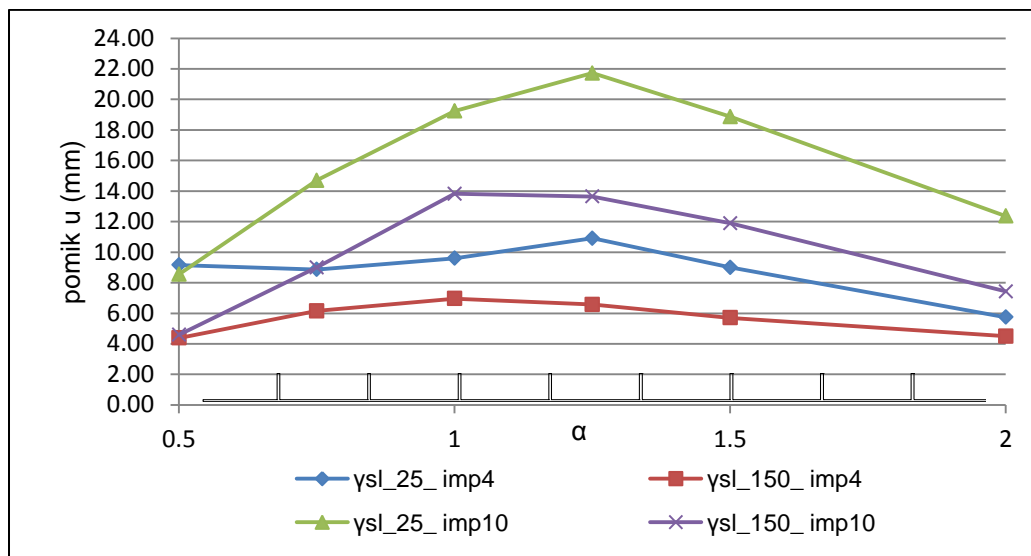
Slika 90-Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w = 200$ z zaprtimi prečnimi ojačitvami



Slika 91-Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w = 200$ z odprtimi vzdolžnimi ojačitvami



Slika 92-Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w = 400$ z zaprtimi vzdolžnimi ojačitvami



Slika 93-Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w = 200$ z odprtimi vzdolžnimi ojačitvami

Paneli z vitkostjo 200 v naši analizi merijo po višini 2000 mm. Pogoj pomika je torej izpolnjen, ko velja:

$$u_{max} \leq \frac{b}{300} = \frac{2000\text{ mm}}{300} = 6,67\text{ mm}. \quad (41)$$

Razvidno je, da so pomiki največji za razmerje α med 1 in 1,5. Z večanjem razmerja α pomiki začnejo padati. Glavni razlog padanja pomikov je ta, da je za dimenzioniranje višine stojine pri večjih α merodajen konstrukcijski pogoj (minimalna višina prečne ojačitve je večja od višine vzdolžne ojačitve).

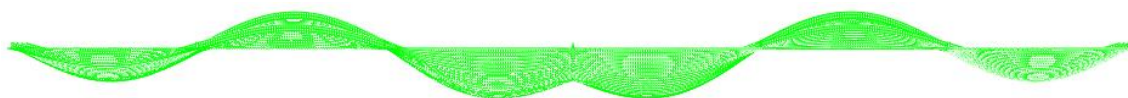
Iz slike 90, kjer so predstavljeni rezultati za zaprti tip ojačitve, razberemo, da je pogoj pomika izpolnjen za oba primera toge vzdolžne ojačitve, ter za model s podajnimi vzdolžnimi ojačitvami z začetno nepopolnostjo *imp_4*, pri istem modelu z nepopolnostjo *imp_10* pa so pomiki preseženi. Podobno opazimo na sliki 91, kjer so prikazani rezultati analize modelov z odprtimi ojačitvami; pogoj pomikov ni izpolnjen za primer podajne ojačitve pri modelu z nepopolnostjo *imp_10*.

Za panel z višino 4000 mm in vitkostjo 400 velja, da bo pogoj pomika izpolnjen, ko bo veljalo:

$$u_{max} \leq \frac{b}{300} = \frac{4000\text{ mm}}{300} = 13,34\text{ mm}. \quad (42)$$

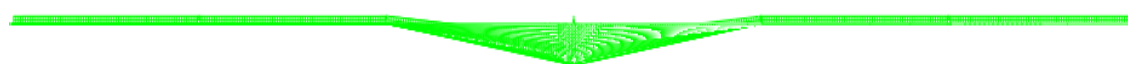
Pri analizi modelov z zaprtimi ojačitvami pogoj pomika ni izpolnjen na primeru modela z podajnimi vzdolžnimi ojačitvami pri uporabi začetne nepopolnostjo *imp_10*. Pri modelih z odprtimi ojačitvami pa pogoj ni izpolnjen pri nepopolnosti *imp_10*, tako za primer podajne, kot za primer toge vzdolžne ojačitve.

Ugotovimo torej, da pogoj pomika ni izpolnjen pri modelih, kjer smo uporabili obliko začetne nepopolnosti *imp_10*, ki je prikazana na sliki 94.



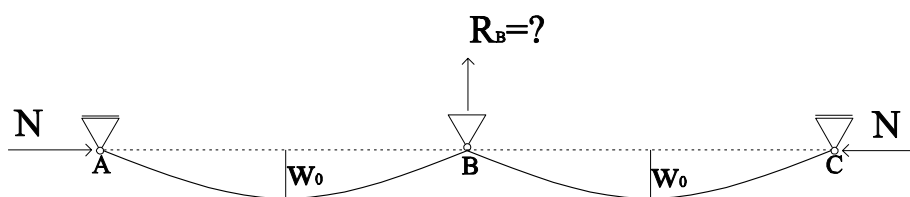
Slika 94- Oblika začetne nepopolnosti *imp_10*

Statični model, ki ga predlaga EN-1993-1-5 (slika 95) na podlagi katerega smo določili potrebno togost vzdolžno ojačenih pločevin, upošteva prispevek globalne nepopolnosti z največjo amplitudo na mestu prečne ojačitve, ne upošteva pa prispevek lokalnih nepopolnosti posameznih panelov.



Slika 95- Globalna nepopolnost, ki jo upošteva predpostavljen statični model

Želeli smo upoštevati vpliv dodatne obremenitve zaradi lokalnih nepopolnosti. Izhajali smo iz sheme statičnega modela, ki je prikazan na sliki (96).



Slika 96-Shema statičnega modela za upoštevanje prispevka dodatne obremenitve na mestu prečne ojačitve zaradi lokalne nepopolnosti v posameznih panelih

Zaradi predpostavljene začetne lege dobimo pri tlačni obremenitvi reakcijo v podpori B. V našem primeru predstavlja podpora v točki B togo prečno ojačitev.

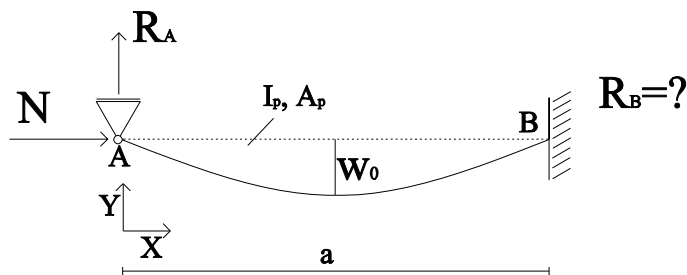
Zgornji model lahko ob upoštevanju robnih pogojev poenostavimo (simetrija). V točkah A in C sta pomik in moment enaka 0, v točki B pa velja, da sta pomik in zasuk enaka 0. Tem robnim pogojem ustreza poenostavljeni statični model, na sliki 97.

točka A, točka C:

$$y = 0$$
$$\frac{\partial^2 y}{\partial x^2} = 0$$

točka B:

$$y = 0$$
$$\frac{\partial y}{\partial x} = 0$$



Slika 97-Shema poenostavljenega statičnega modela

Če prerežemo model na razdalji x od leve podpore, lahko zapišemo ravnotežno enačbo kot:

$$EI_p \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} = -Ny(x) + R_A x = Nw_0 \sin\left(\frac{\pi x}{a}\right) + R_A x \quad (43)$$

Upoštevali smo začetna deformirano lego kot funkcijo sinusa: $y(x) = -w_0 \sin\left(\frac{\pi x}{a}\right)$.

Ravnotežno enačbo dvakrat integrirajmo po spremenljivki x :

$$EI_p \frac{\partial y}{\partial x} = -N \frac{a}{\pi} w_0 \cos\left(\frac{\pi x}{a}\right) + R_A \frac{x^2}{2} + C_1 \quad (44)$$

$$EI_p y = -N \frac{a^2}{\pi^2} w_0 \sin\left(\frac{\pi x}{a}\right) + R_A \frac{x^3}{6} + C_1 x + C_2 \quad (45)$$

Ob upoštevanju robnih pogojev v točkah A in B določimo neznanki C_1 in C_2 :

$$C_1 = -R_A \frac{a^2}{6} \quad (46)$$

$$C_2 = 0 \quad (47)$$

Iz pogoja

$$EI_p \frac{\partial y}{\partial x}(x=a) = 0, \quad (48)$$

lahko sedaj določimo neznanu reakcijo v točki A:

$$R_A = -\frac{3Nw_0}{\pi a} \quad (49)$$

Iz ravnotežnega pogoja vsote vseh sil v smeri osi $Y = 0$ sledi:

$$R_A = -R_B = \frac{3Nw_0}{\pi a} \quad (50)$$

Glede na predpostavljeno shemo (glej sliko 96) bo končna vrednost reakcije R_B za faktor 2 večja:

$$R_B = \frac{6Nw_0}{\pi a} \quad (53)$$

Enačba upogibnice se tako glasi:

$$EI_p y = -N \frac{a^2}{\pi^2} w_0 \sin\left(\frac{\pi x}{a}\right) - \frac{Nw_0 x^3}{2\pi a} + \frac{Nw_0 ax}{2\pi} \quad (54)$$

Zanima nas, kako velik bo odmik od ravnovesne lege, v trenutku, ko se začne pločevina plastificirati. Če predpostavimo, da je največja ukrivljenost na mestu $a/2$ lahko iz enačbe 43 določimo upogibni moment na tem mestu:

$$EI_p \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} \left(x = \frac{a}{2}\right) = M\left(\frac{a}{2}\right) = Nw_0 \left(1 - \frac{3}{2\pi}\right) \quad (55)$$

Iz pogoja napetosti:

$$\frac{N}{A} + \frac{M}{W} \leq f_y \quad (56)$$

in ob upoštevanju enačbe 55 izrazimo obremenitev N (oznaka N_{pl}) pri kateri bo prišlo do plastifikacije na sredini panela:

$$N_{pl} = \frac{f_y}{\frac{1}{A_p} + \frac{w_0 \left(1 - \frac{3}{2\pi}\right) z}{I_p}}, \quad (57)$$

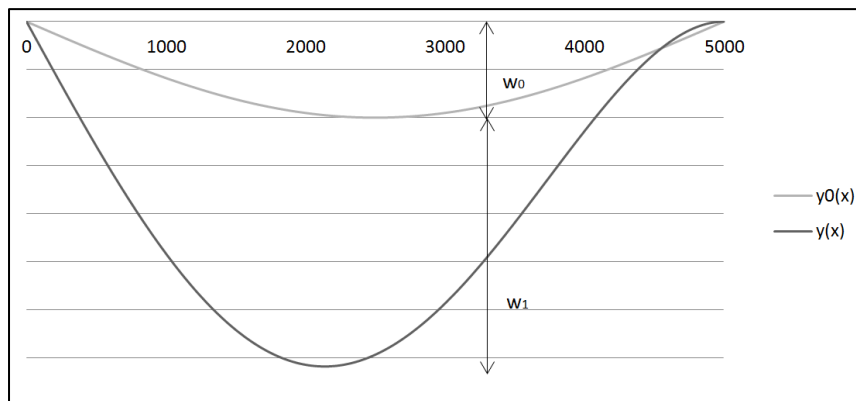
kjer je z razdalja med težiščem prereza ojačene pločevine in najbolj oddaljenim vlaknom;

Če vstavimo izraz 57 v enačbo upogibnice (54) lahko določimo kakšen bo pomik nosilca na mestu $a/2$ pri tej obremenitvi:

$$y\left(x = \frac{a}{2}\right) = w_1 = \frac{-N_{pl} w_0 a^2 \left(\frac{1}{\pi^2} + \frac{1}{16\pi} - \frac{1}{4\pi}\right)}{EI_p} \quad (58)$$

Predpostavimo, da je največji pomik kar na sredini polja nosilca. Končno amplitudo w_{loc} na razdalji $a/2$ lahko potem zapišemo kot vsoto začetnega odmika w_0 in amplitude pomika w_1 :

$$w_{loc} = w_0 + w_1 \quad (59)$$



Slika 98-Oblika upogibnice

V enačbi 55 smo zapisali reakcijo v točki B za nedeformirano stanje. V obravnavanih primerih imamo opravka z večjimi amplitudami pomika izven ravnine, kar vpliva na velikost reakcijske sile. Pri določitvi reakcijske sile R_B smo tako upoštevali končno vrednost odmika izven ravnovesne lege w_{loc} :

$$R_B = \frac{6N_{pl} w_{loc}}{\pi a} \quad (60)$$

Sedaj imamo vse potrebno, da določimo obtežbo na prečno ojačitev zaradi globalne in lokalne nepopolnosti:

Prispevek zaradi globalne nepopolnosti:

$$q_{dev}(x) = (\bar{w}_0(x) + \bar{w}(x)) \frac{N_{ed}}{b} \left(\frac{1}{a_1} + \frac{1}{a_2} \right) = (\bar{w}_0(x) + \bar{w}(x)) \sigma_m = w_{glob}(x) \sigma_m \quad (61)$$

Prispevek zaradi lokalne nepopolnosti:

$$q_{loc}(x) = \frac{6N_{ed} w_{loc}(x)}{\pi ab} \quad (62)$$

Upoštevali smo kombinacijo globalne in lokalne nepopolnosti:

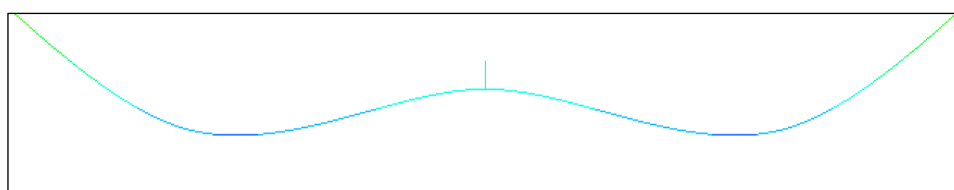
$$q(x) = q_{dev}(x) + 0,7q_{loc}(x) \quad (63)$$

Iz enačbe upogibnice za primer sinusne obtežbe (pri največji vrednosti; torej ko velja $x=0,5 h_w$) tako določimo novo potrebno togost prečne ojačitve.

$$I_{st} = \frac{(q_{dev} + 0,7q_{loc})b^4}{\pi^4 Ew}, \quad (64)$$

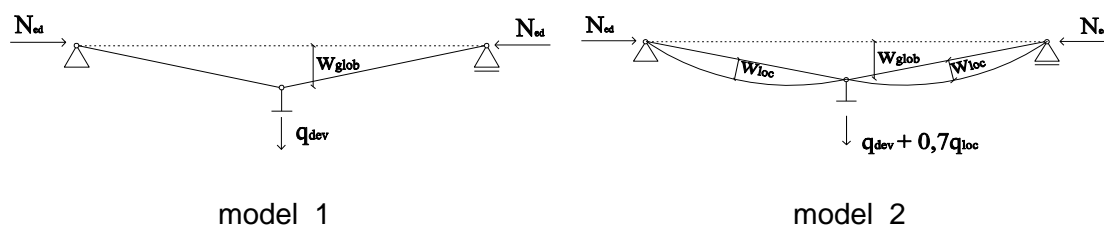
kjer je w največji dovoljeni pomik ($h_w/300$).

(65)



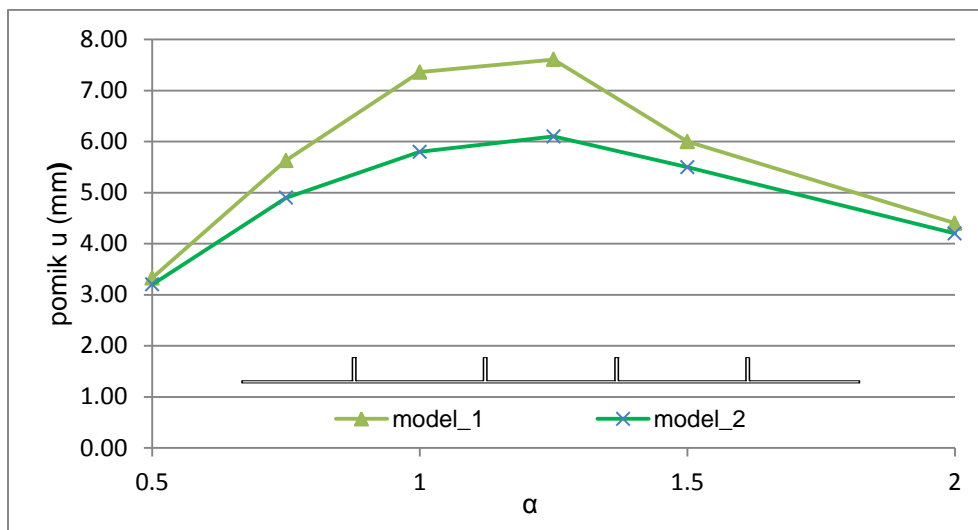
Slika 99-Prikaz primera dejanska deformacijske linije iz programa Abaqus

V nadaljevanju so prikazani rezultati pomikov za primere, kjer smo prej presegli dovoljene vrednosti. Svetlo zelena barva označuje primer, ko smo togost prečne ojačitve določili s statičnim modelom, ki upošteva samo globalne nepopolnosti (*model_1*), temno zelena pa označuje primer, ko smo togost prečne ojačitve določili z modificiranim statičnim modelom, ki upošteva kombinacijo globalne in lokalne nepopolnosti (*model_2*).

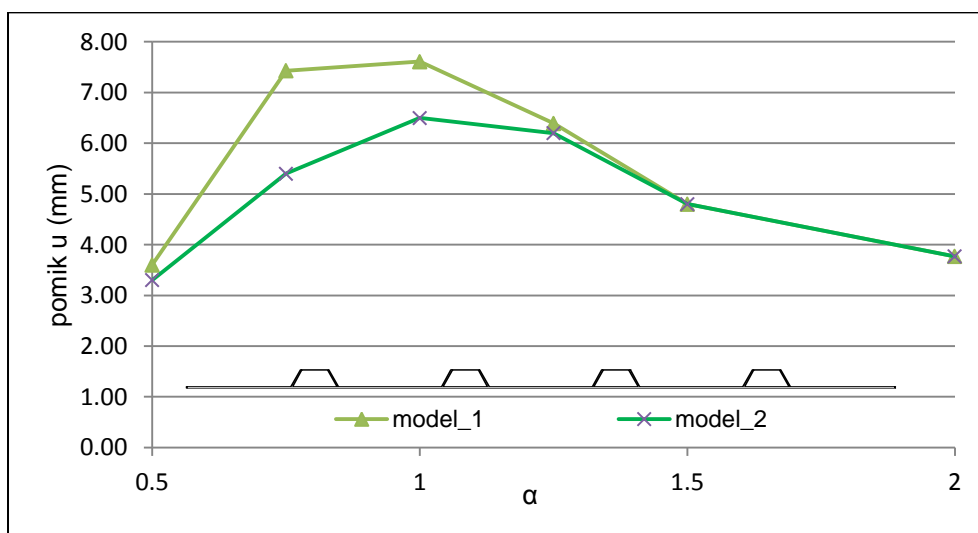


Slika 100-Prikaz statičnih modelov

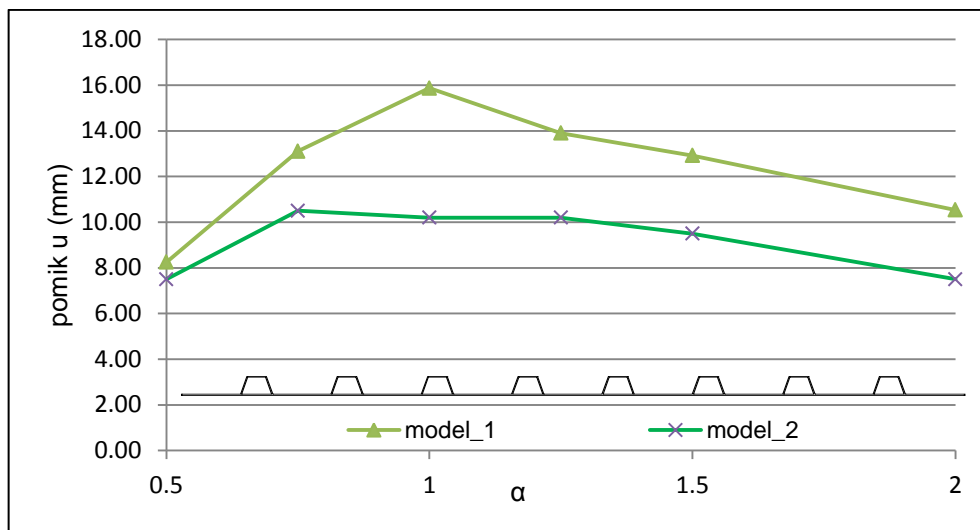
Rezultati pomikov so sledeči:



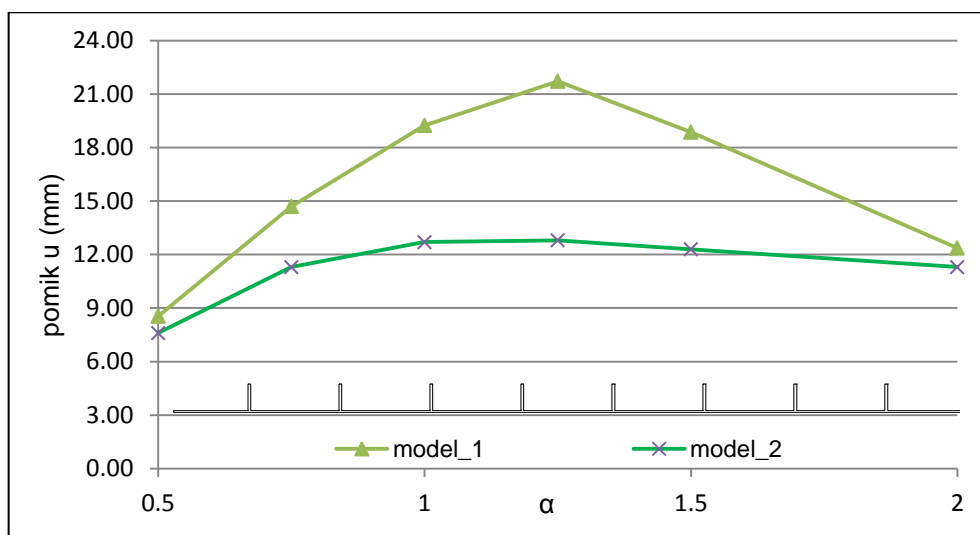
Slika 101- Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w = 200$ pri podajnih odprtih vzdolžnih ojačitvah in nepopolnosti imp_{10} po statičnem modelu 1 ter 2



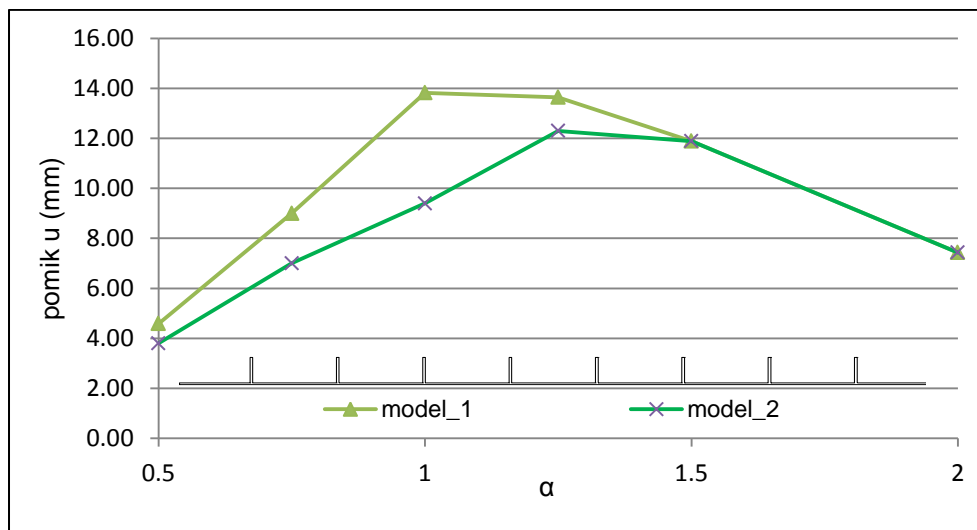
Slika 102- Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w = 200$ pri podajnih zaprtih vzdolžnih ojačitvah in nepopolnosti imp_{10} po statičnem modelu 1 ter 2



Slika 103-Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w = 400$ pri podajnih zaprtih vzdolžnih ojačitvah in nepopolnosti imp_{10} po statičnem modelu 1 ter 2

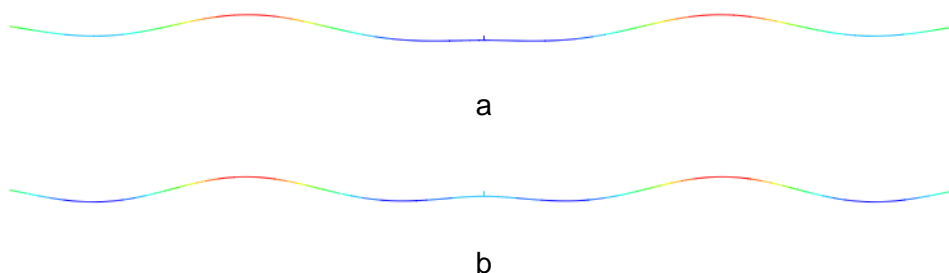


Slika 104-Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w = 400$ pri podajnih odprtih vzdolžnih ojačitvah in nepopolnosti imp_{10} po statičnem modelu 1 ter 2



Slika 105-Pomik prečne ojačitve v odvisnosti od razmerja α za element vitkosti $h_w/t_w = 400$ pri togih odprtih vzdolžnih ojačitvah in nepopolnosti imp_{10} po statičnem modelu 1 ter 2

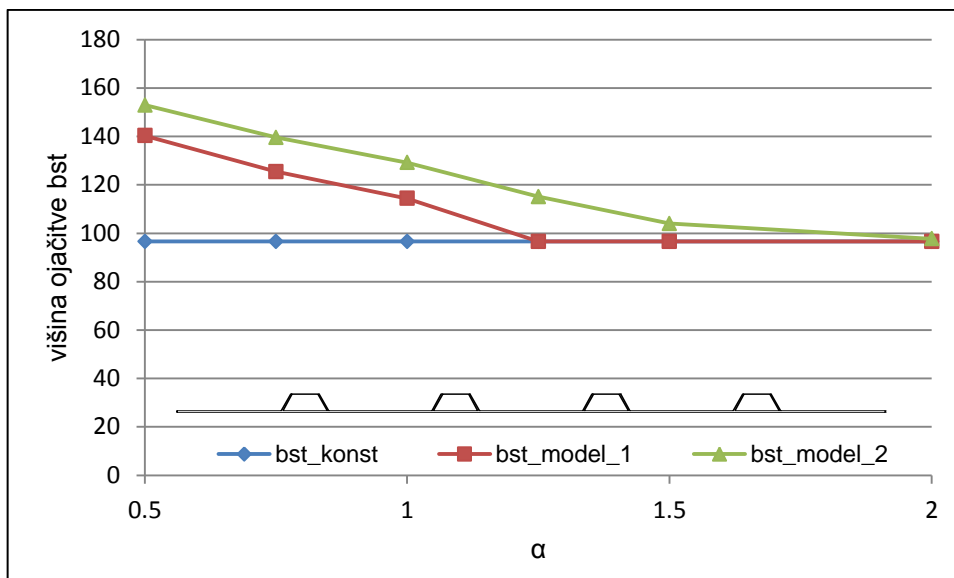
Razvidno je, da z uporabo *modela_2* dobimo manjše pomike na mestu prečne ojačitve. Močnejša ojačitev vodi do tega, da se pomiki hitreje večajo v polju panela, na mestu prečne ojačitve pa ostanejo manjši, kot prikazuje slika 106-b.



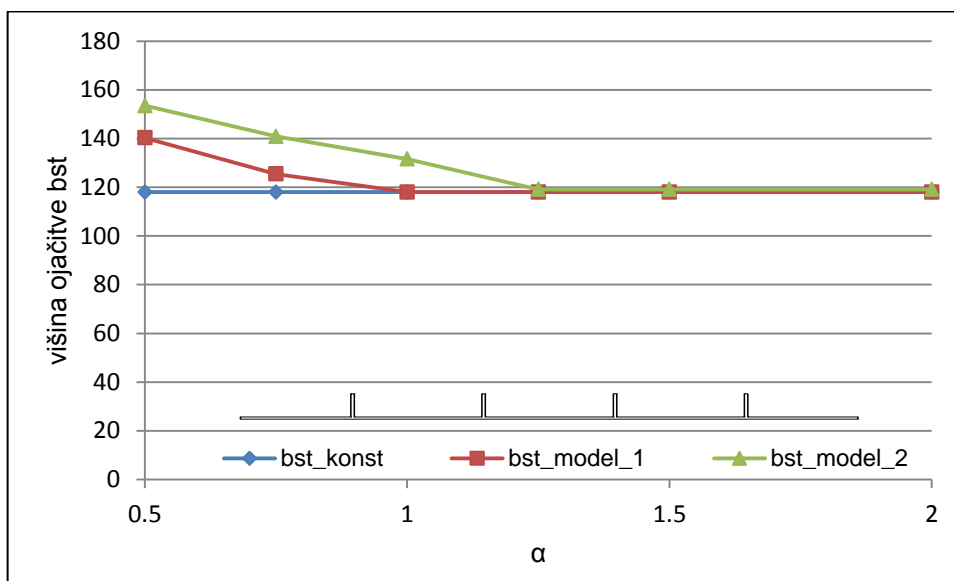
Slika 106- Deformacijska linija panela z vitkostjo $h_w/t_w = 400$ in razmerjem stranic 1,5; a: model_1, b: model_2

Pri večjih α opazimo, da se krivulji pomikov za nekatere primere prekrivajo. To se zgodi, ker je pri določitvi potrebne višine prečne ojačitve merodajen konstrukcijski pogoj, da je višina prečne ojačitve večja kot višina vzdolžne ojačitve.

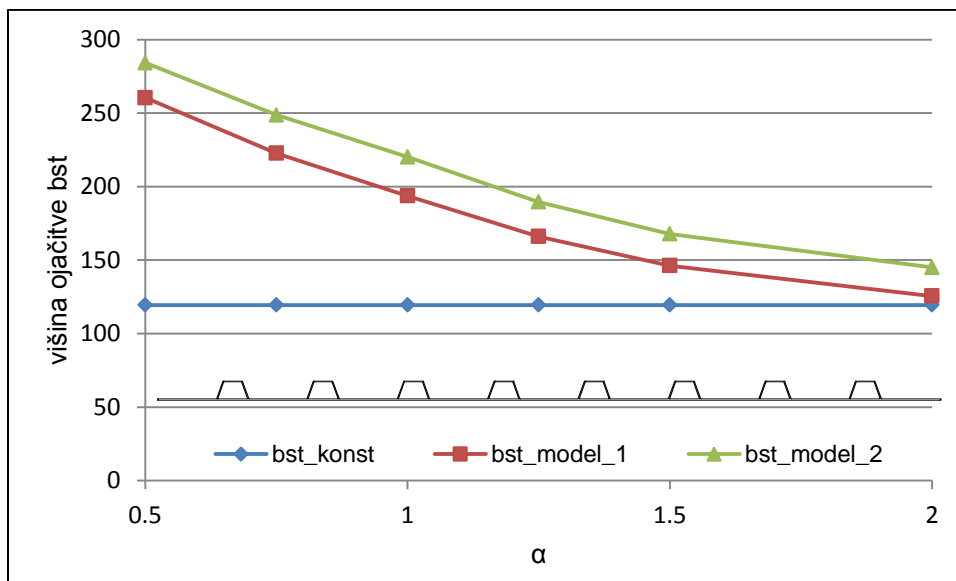
Slike 107-111 prikazujejo višino prečne ojačitve, ki ustrezajo prej predstavljenim pomikom.



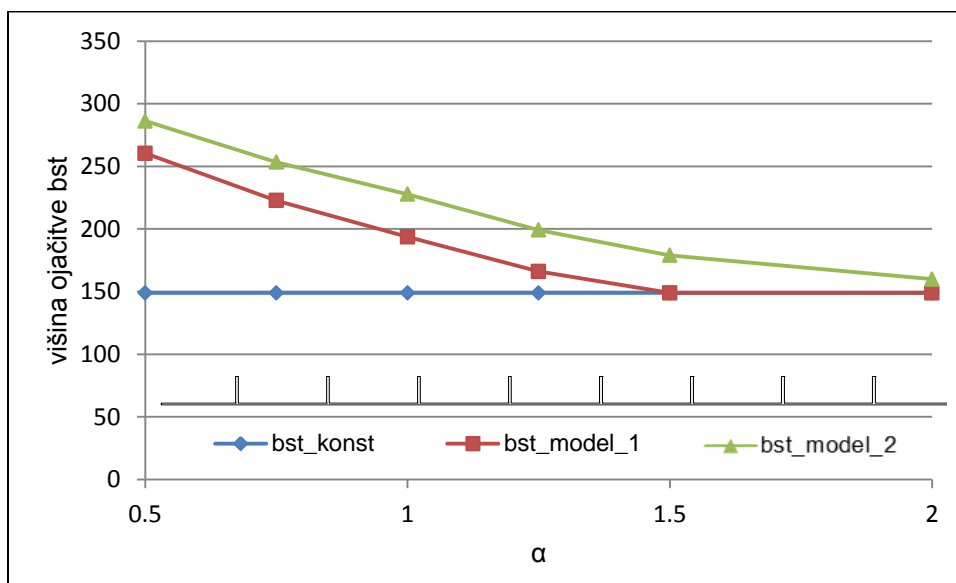
Slika 107-Višina prečne ojačitve za panel vitkosti $h_w/t_w = 200$ z zaprtimi podajnimi ($\gamma = 25$) vzdolžnimi ojačitvami



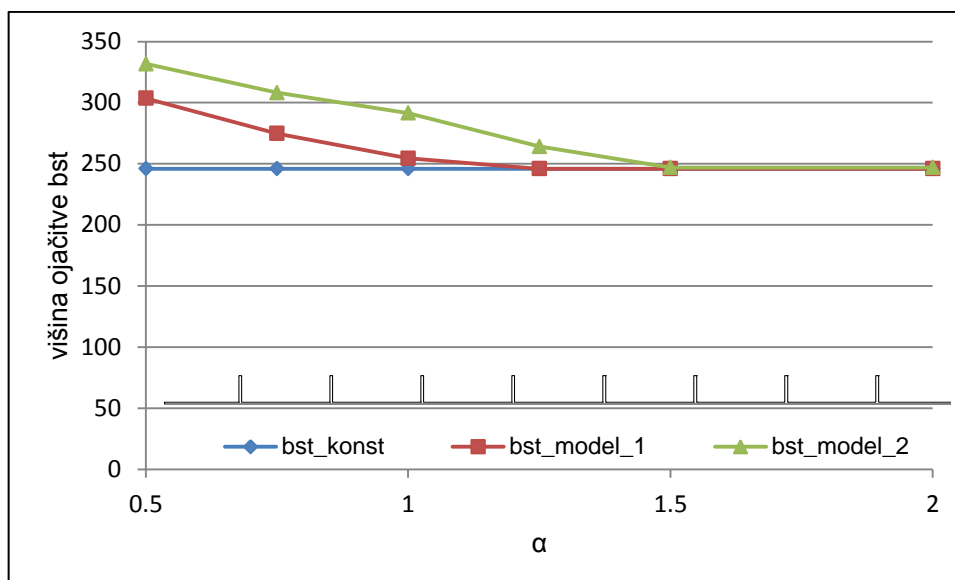
Slika 108-Višina prečne ojačitve za panel vitkosti $h_w/t_w = 200$ z odprtimi podajnimi ($\gamma = 25$) vzdolžnimi ojačitvami



Slika 109-Višina prečne ojačitve za panel vitkosti $h_w/t_w = 400$ z zaprtimi podajnimi ($\gamma = 25$) vzdolžnimi ojačitvami



Slika 110-Višina prečne ojačitve za panel vitkosti $h_w/t_w = 400$ z odprtimi podajnimi ($\gamma = 25$) vzdolžnimi ojačitvami



Slika 111-Višina prečne ojačitve za panel vitkosti $h_w/t_w = 400$ z odprtimi togimi ($\gamma = 150$) vzdolžnimi ojačitvami

Iz slik 107-111 je razvidno, da dobimo pri *modelu_2*, kjer smo zajeli vpliv globalnih in lokalnih nepopolnosti na potrebno togost prečne ojačitve, večjo višino ojačitve b_{st} kot pri *modelu_1*, ki upošteva le vpliv globalne nepopolnosti. Višina ni izrazito večja, vendar dovolj, da so pomiki v mejah dovoljenih območij. Pri večjih razmerjih α je običajno prišlo do tega, da sta potrebi višini prečne ojačitve za *model_1* in *model_2* enaka, saj je merodajen konstrukcijski pogoj, ki zahteva, da je višina prečne ojačitve večja kot višina vzdolžne ojačitve.

6 VZDOLŽNO OJAČENA PLOČEVINA V ČISTEM STRIGU

V študiji smo spreminjali naslednje parametre:

- vitkost pločevine λ_p ,
- razmerje stranic α ,
- razmerje togosti vzdolžnih ojačitev,
- razmerje togosti prečnih ojačitev,

Prereza pasnice med posameznimi modeli nismo spreminjali; razmerje med prečnim prerezom stojine in pasnice je za primer vitkosti $h_w/t_w=150$ znašal $A_f/A_w = 0,38$, za primer z vitkostjo $h_w/t_w=250$ pa $A_f/A_w = 0,23$ (več o vplivu razmerja A_f/A_w na nosilnost je razloženo v Piculin 2013).

Za izbiro togosti prečnih ojačitev smo uporabili predlagane enačbe iz diplomske naloge (Piculin, 2013). Enačbe veljajo za splošen primer nosilca ojačenega z enostransko ploščato prečno ojačitvijo. Izbira prave enačbe je odvisna od razmerja α ter od vitkosti stojine λ_p . Velja:

- za $\alpha \leq 1,0$:

$$I_{st} = \frac{2 \left(\frac{h_w}{20} \right)^4 \sqrt{\frac{\alpha}{5}}}{\left(\frac{h_w}{t_w} \right)^{\frac{1}{3}}} \quad za \quad \frac{h_w}{t_w} \leq 25 \quad (66)$$

$$I_{st} = \frac{25 \left(\frac{h_w}{10} \right)^4 \sqrt{\frac{\alpha}{5}}}{\left(\frac{h_w}{t_w} \right)^{\frac{1}{3}}} \quad za \quad \frac{h_w}{t_w} > 25 \quad (67)$$

- za $\alpha > 1,0$:

$$I_{st} = \frac{h_w^4}{20^3 \left(\frac{h_w}{t_w} \right)} \quad za \quad \frac{h_w}{t_w} \leq 250 \quad (68)$$

$$I_{st} = \frac{h_w^4}{400 \sqrt{\alpha} \left(\frac{h_w}{t_w} \right)^{\frac{3}{2}}} \quad za \quad \frac{h_w}{t_w} > 250 \quad (69)$$

Vzdolžne ojačitve smo modelirali kot zaprte prereze trapeznih oblik. Izhodiščno togost smo določili na podlagi predpostavke, da je elastična kritična napetost podpanela enaka elastični kritični napetosti vzdolžno ojačenega panela. Najprej smo izračunali potrebni strižni izbočitveni faktor k_τ na primeru porušitve podpanela po enačbah:

$$k_\tau = 4.00 + 5.35 \left(\frac{h_{wi}}{a} \right)^2 \quad za \quad \frac{a}{h_{wi}} < 1 \quad (70)$$

$$k_\tau = 5.34 + 4.00 \left(\frac{h_{wi}}{a} \right)^2 \quad za \quad \frac{a}{h_{wi}} \geq 1 \quad (71)$$

V nadaljevanju smo uporabili enačbo za vitkost pločevine iz EN 1993-1-5:

$$\lambda_w = \sqrt{\frac{f_y}{\tau_{cr}}} 0,76 = \frac{h_{wi}}{37,4 \varepsilon \sqrt{k_\tau}} \quad (72)$$

Iz enačbe (71) smo izrazili strižno napetost τ_{cr} in v programu EBPlate poiskali takšno togost vzdolžne ojačitve, da smo dobili enako strižno napetost kot pri izbočitvi podpanela. Vztrajnostni prerez vzdolžne ojačitve na meji med lokalno in globalno izbočitvijo smo označili z Y_{sl}^* .

Velikost potrebne togosti vzdolžne ojačitve za katero velja predpostavka, da sta elastični kritični napetosti panela in podpanela enaki je odvisna od karakteristik pločevine, zato smo jo določili za vsak primer posebej.

6.1.1 Nosilnost

Nosilnost numeričnega modela smo preverjali na modelih z vitkostjo $h_w/t_w=150$ in 250 in za razmerja $\alpha = [0,5 \ 1 \ 2]$. Pri vsakem modelu smo izračun nosilnosti izvedli za 3 različno toge vzdolžne ojačitve. Za primerjavo rezultatov smo nosilnost izračunali na več načinov in sicer:

- A. Račun po MKE s programom Abaqus. Oznaka: V_MKE_3
- B. Račun po EN 1993-1-5. Oznaka: V_EN
- C. Račun nosilnosti z uporabo programa EBPlate. Oznaka: $V_EBP (I_{sl})$
- D. Račun nosilnosti z uporabo programa EBPlate pri čemur smo zreducirali togost vzdolžnih ojačitev za 1/3. Oznaka: $V_EBP (I_{sl}/3)$
- E. Račun s pomočjo Klöpplovih diagramov. Oznaka: $V_Kl\ddot{o}ppel (I_{sl})$

Pri metodi končnih elementov (A) smo upoštevali rezultate pri obliki začetne nepopolnosti, kjer dobimo manjšo nosilnost. Točke B, C, D, E smo računali po enakem postopku in sicer z enačbami, ki jih predlaga EN-1993-1-5, le strižni izbočitveni koeficient κ_τ smo določili po drugačni metodi.

V primeru B smo strižni izbočitveni koeficient določili z enačbo, ki jo podaja EN-1995-1-5 za vzdolžno ojačene pločevine za razmerje stranic $\alpha < 3,0$:

$$\kappa_\tau = 4,1 + \frac{6,3 + 0,18 \frac{I_{sl}}{t^3 h_w}}{\alpha^2} + 2,2 \sqrt[3]{\frac{I_{sl}}{t^3 h_w}} \quad (73)$$

V primeru C in D smo uporabili program EBPlate.

V (Pavlovčič, 2005) je navedeno, da je za uporabo strižne redukcijske funkcije $\chi_w(\bar{\lambda}_w)$ potrebno pri računu strižnega izbočitvenega faktorja reducirati vztrajnostni moment vzdolžnih ojačitev za 1/3. Razlog je ta, da je postkritična rezerva neojačenih panelov večja, kot pri vzdolžno ojačenih, saj vzdolžne ojačitve povečujejo celotno strižno nosilnost, omejujejo pa

razvoj nateznega pasu. Raziskave so pokazale, da je ta redukcija potrebna le za torzijsko bolj podajne vzdolžne ojačitve.

V našem modelu smo uporabili trapezne ojačitve, zato redukcija vztrajnostnega momenta ni potrebna. Kljub temu smo naredili analizo nosilnosti še za ta primer (*D*).

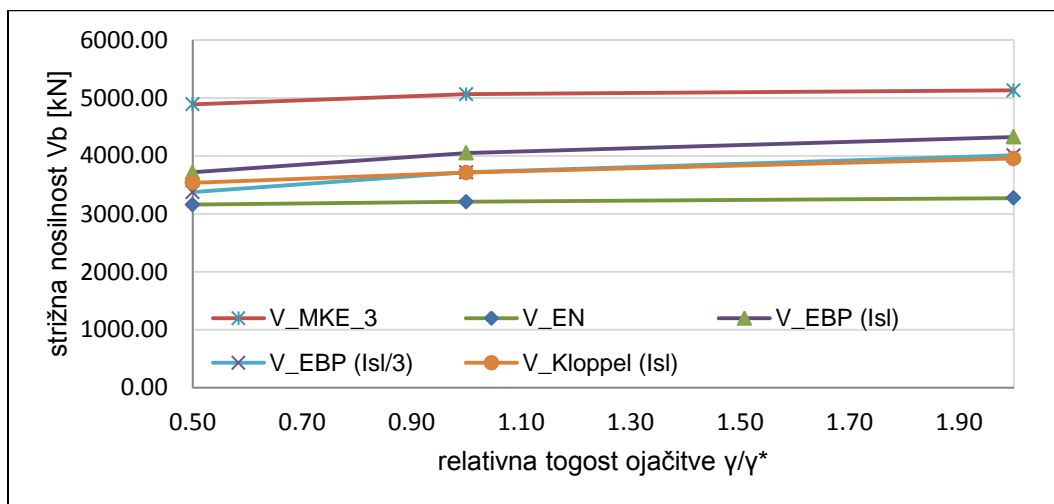
V primeru *E* smo uporabili Klöpplove diagrame. Strižni izbočitveni koeficient je izražen v odvisnosti od razmerja stranic $\alpha = a/h_w$ in relativne upogibne togosti vzdolžne ojačitve γ , ki se izračuna kot:

$$\gamma = \frac{EI_{sl}}{Dh_w} = \frac{12(1-\nu^2)I_{sl}}{h_w t_w^3} \quad (74)$$

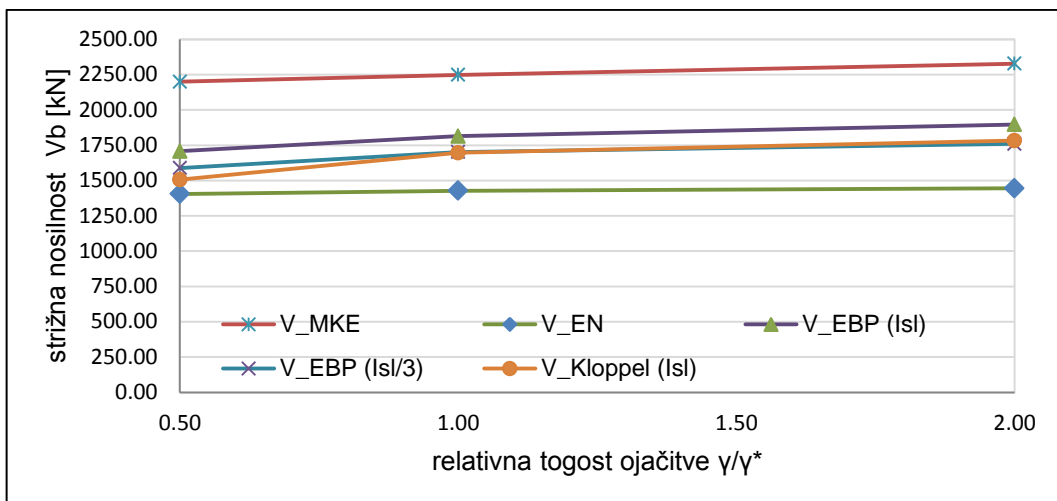
Diagrami so izrisani od razmerja $\alpha = 0,7$ dalje, zato nosilnost pri razmerju $\alpha = 0,5$ iz Klöpplovih diagramov nismo uspeli določiti.

V primeru pristopa izračuna strižnega izbočitvenega koeficienta κ_r pod točko *B* in *E* smo preverili tudi parameter vitkosti podpanela in ga v primeru, da je večji od vitkosti celotnega panela privzeli kot merodajnega.

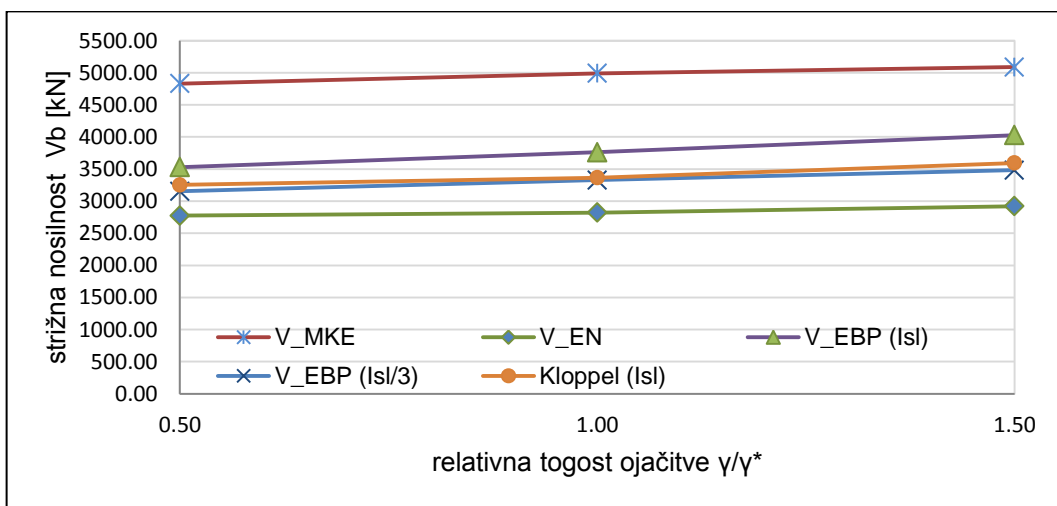
Rezultati nosilnosti so sledeči:



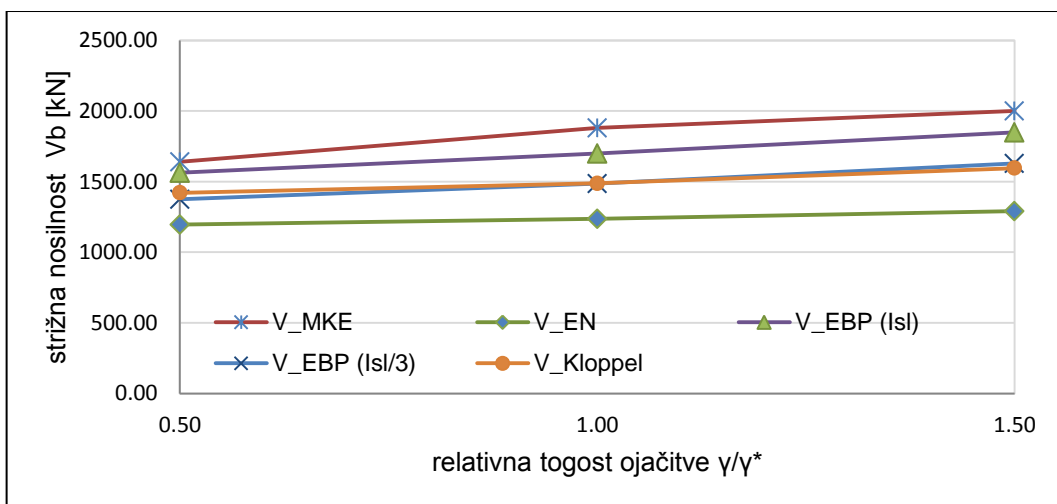
Slika 112-Nosilnosti polnostenskega nosilca pri vitkosti $h_w/t_w = 150$ in razmerju $\alpha = 1$



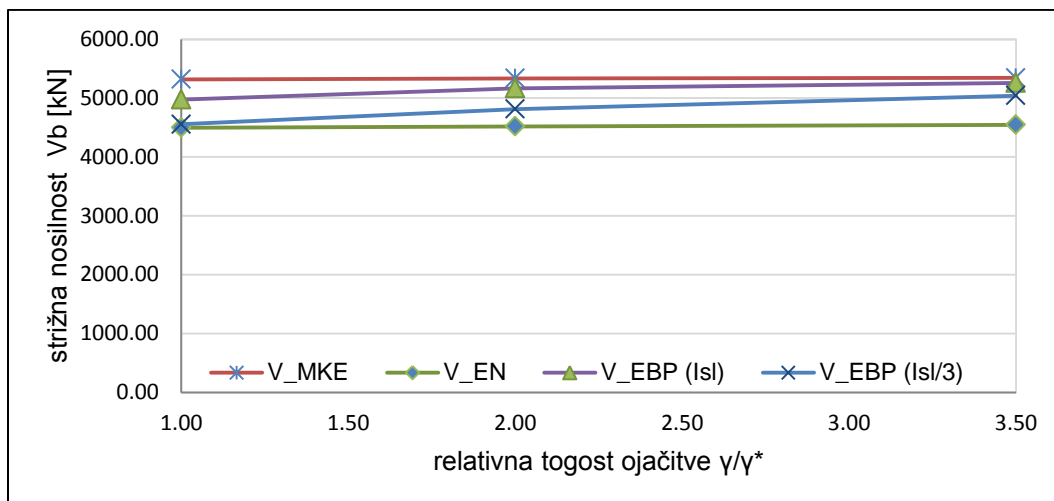
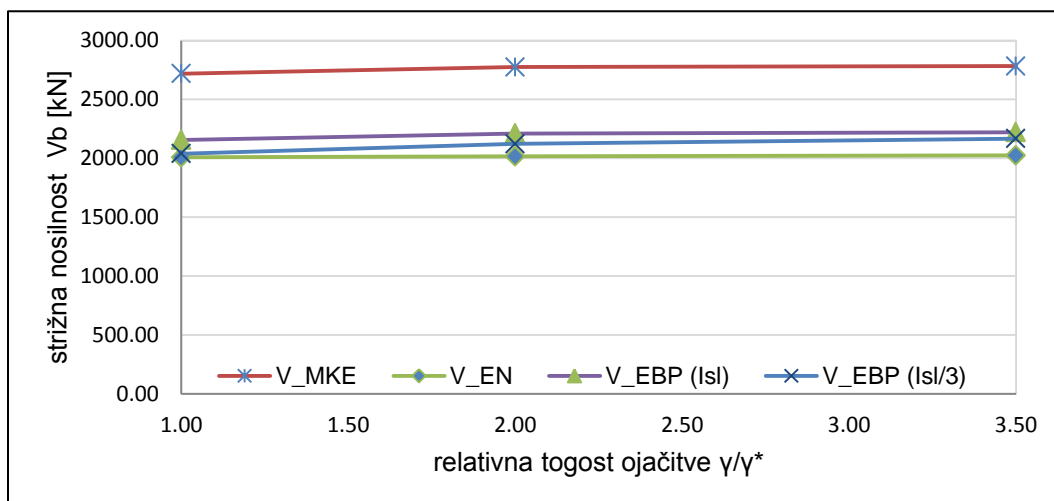
Slika 113-Prikaz nosilnosti polnostenskega nosilca pri vitkosti $h_w/t_w = 250$ in razmerju $\alpha = 1$



Slika 114-Prikaz nosilnosti polnostenskega nosilca pri vitkosti $h_w/t_w = 150$ in razmerju $\alpha = 2$



Slika 115-Prikaz nosilnosti polnostenskega nosilca pri vitkosti $h_w/t_w = 250$ in razmerju $\alpha = 2$

Slika 116-Prikaz nosilnosti polnostenskega nosilca pri vitkosti $h_w/t_w = 150$ in razmerju $\alpha = 0,5$ Slika 117-Prikaz nosilnosti polnostenskega nosilca pri vitkosti $h_w/t_w = 250$ in razmerju $\alpha = 0,5$

Razvidno je, da v vseh obravnavanih primerih dobimo najvišjo nosilnost pri računu z MKE, sledi pa nosilnost, kjer smo strižni izbočitveni koeficient določili s pomočjo programa EBPlate. Nekaj manjše vrednosti dobimo za primer izračuna z redukcijo togosti vzdolžne ojačitve za 1/3 in z uporabo Klöpplovih diagramov. Po enačbah, ki jih navaja EN-1993-1-5 dobimo najmanjšo nosilnost pločevin.

Vrednosti na sliki 113 in 115 lahko primerjamo z že znanimi rezultati po (Pavlovčič, 2005). V navedenem viru je za primer $\lambda_p = 250$ in $\alpha = 1$ pri podobnih togosti vzdolžne ojačitve, kot smo jo uporabili v naših primerih, nosilnost po EN za 20 do 25 % manjša glede na vrednosti dobljenih po MKE. V našem primeru znaša razlika približno 35 %. Če si pogledamo še graf nosilnosti za $\lambda_p = 250$ in $\alpha = 2,5$ in ga primerjamo z našim primerom za $\lambda_p = 250$ in $\alpha = 2$ lahko razberemo da je pri našem primeru odstopanje med 25 in 35 %, v navedenem viru pa je

manjša kot 20 %. Nekaj večjo rezervo v nosilnosti si lahko razlagamo s tem, da smo v našem primeru obravnavali stanje čistega striga v navedenem viru pa gre za interakcijo med strižno in upogibno obremenitvijo.

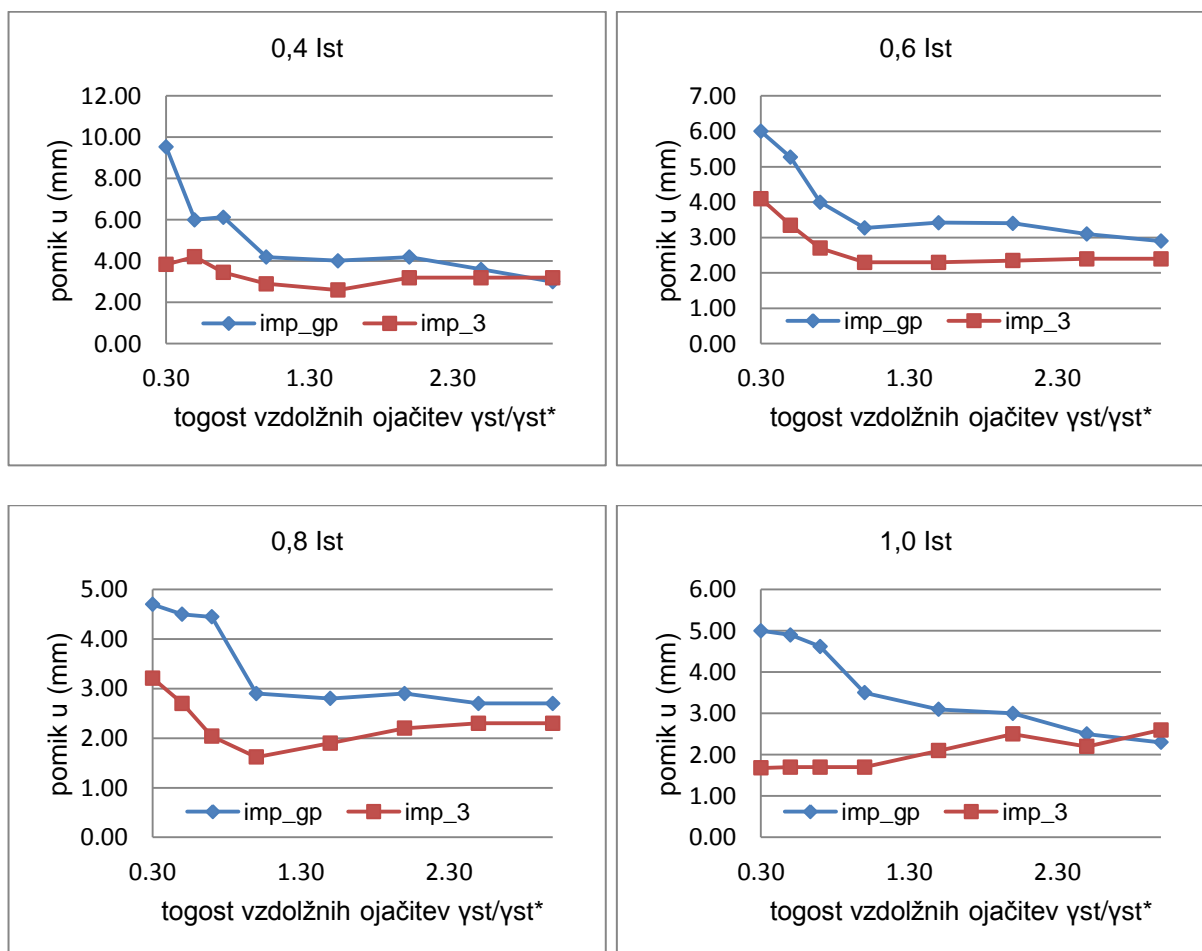
Samo za predstavbo si pogledjmo še rezerve v nosilnosti za vzdolžno neojačeno pločevino v čistem strigu (Piculin, 2013). Iz tabele je razvidno, da so vrednosti določene po EN med 25 in 15 % manjše od izračunanih po MKE.

Preglednica 2-Prikaz razmerja nosilnosti med EN in MKE za vzdolžno neojačeno pločevino

$\lambda_p \backslash \alpha$	0,5	1	2
150	0,86	0,74	0,84
250	0,75	0,69	0,82

6.1.2 Analiza pomikov

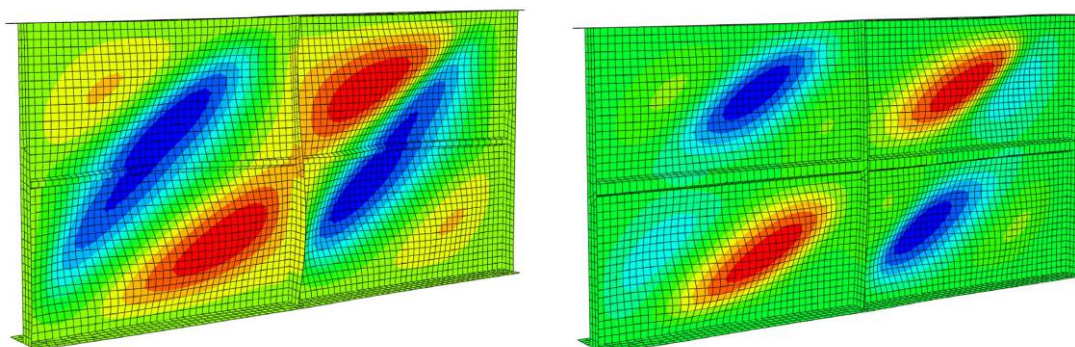
Na sliki 118 so prikazani grafi pomikov za model z vitkostjo $h_w/t_w = 250$ in razmerjem $\alpha = 1$. Rezultati so prikazani tako, da je na izbranem grafu togost prečne ojačitve I_{st} konstantna, spreminja pa se togost vzdolžnih ojačitev. Na enem grafu smo predstavili vrednosti za obe obravnavani obliki začetne nepopolnosti.



Slika 118-Grafi velikosti pomika v odvisnosti od togosti vzdolžnih ojačitev za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha = 1$

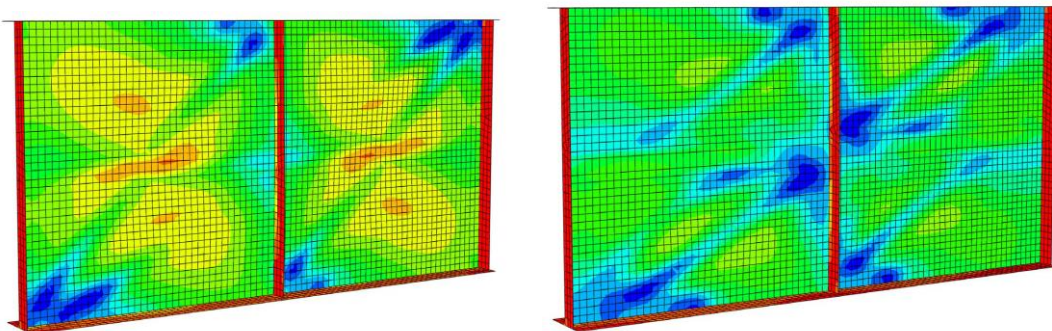
Pri analizi modelov z začetno nepopolnostjo *imp_gp* velja, da se pomiki z večanjem togosti vzdolžne ojačitve zmanjšujejo. Iz rezultatov pri uporabi začetne nepopolnostjo *imp_3* pa je razvidno, da pomiki nekaj časa padajo, pri bolj togi vzdolžni ojačitvi pa začnejo naraščati. Amplitude pomikov so sicer za primer začetne nepopolnosti *imp_3* manjše.

Modeli, kjer smo uporabili začetno nepopolnost *imp_gp* se izbočijo kot je prikazano na sliki 119. Pri bolj podajni vzdolžni ojačitvi poteka izbočitveni pas diagonalno iz spodnjega podpanela preko vzdolžne ojačitve v zgornji podpanel, kar na sliki prikazuje modra barva. Ob enem se ustvari še en izbočitveni pas, ki poteka iz spodnjega podpanela preko sredine prečne ojačitve diagonalno na nasprotno stran v zgornji podpanel. Izbočitev tega pasu je označena z rdečo barvo. Z večanjem togosti vzdolžne ojačitve se manjša medsebojna interakcija med paneloma in pride do lokalnih izbočitev v podpanelih.



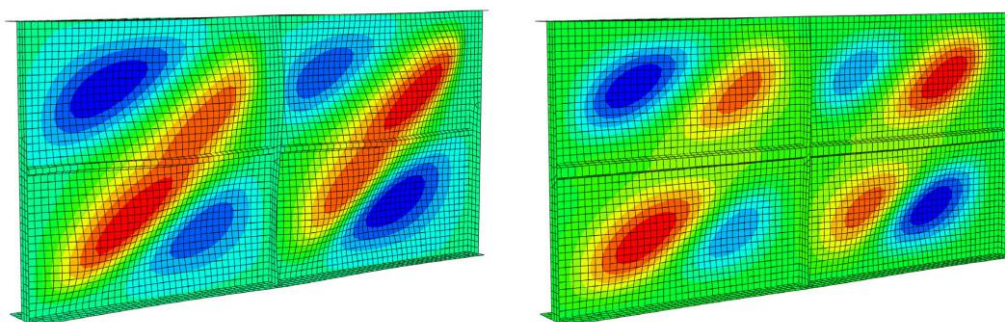
Slika 119- Prikaz deformacijske oblike (levo šibka, desno močna vzdolžna ojačitev) za primer nepopolnosti *imp_gp*

Interakcijo med levim in desnim panelom si lahko bolje razložimo s pomočjo slike 120, kjer so izrisane tlačne membranske napetosti. Modra barva označuje absolutno največje vrednosti. Na teh mestih prihaja do sidranja tlačnih sil. Pri šibkejši vzdolžni ojačitvi pride do sidranja tlačnih sil na zunanjih robovih in na robu prečne ojačitve. Pri močnejši vzdolžni ojačitvi pa je razvidno, da pride do sidranja tako na robu kot v okolici sredine prečne ojačitve. Interakcija med paneloma se manjša. Posledično dobimo manjše pomike na mestu prečne ojačitve.

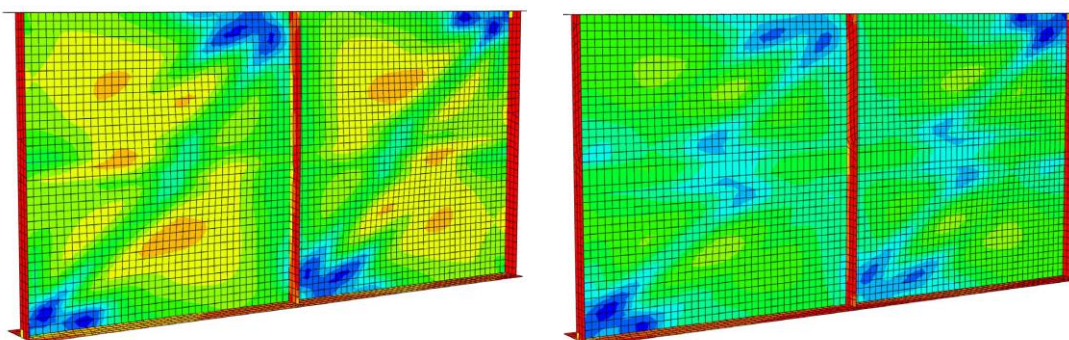


Slika 120- Prikaz sidranja tlačnih sil (levo šibka, desno močna vzdolžna ojačitev)

Začetna nepopolnost *imp_3* prisili panel, da se izboči na način kot je prikazano na sliki 121. Pri bolj podajnih vzdolžnih ojačitvah je razvidno, da poteka izbočitev iz spodnjega podpanela preko vzdolžne ojačitve v zgornji podpanel. Z večanjem togosti vzdolžne ojačitve prihaja do lokalne izbočitve v podpanelih. Iz grafov smo razbrali, da z večanjem togosti vzdolžnih ojačitev velikosti pomikov sprva padajo. Velikost amplitude pomikov pada, dokler ne prevladuje lokalna izbočitev v podpanelih. Z nadaljnjim večanjem togosti vzdolžnih ojačitev običajno pride do globalnega učinka; pomik vzdolžne ojačitve v polju vpliva na pomik celotne vzdolžne ojačitve, zato se povečajo tudi vrednosti na mestu prečne ojačitve.

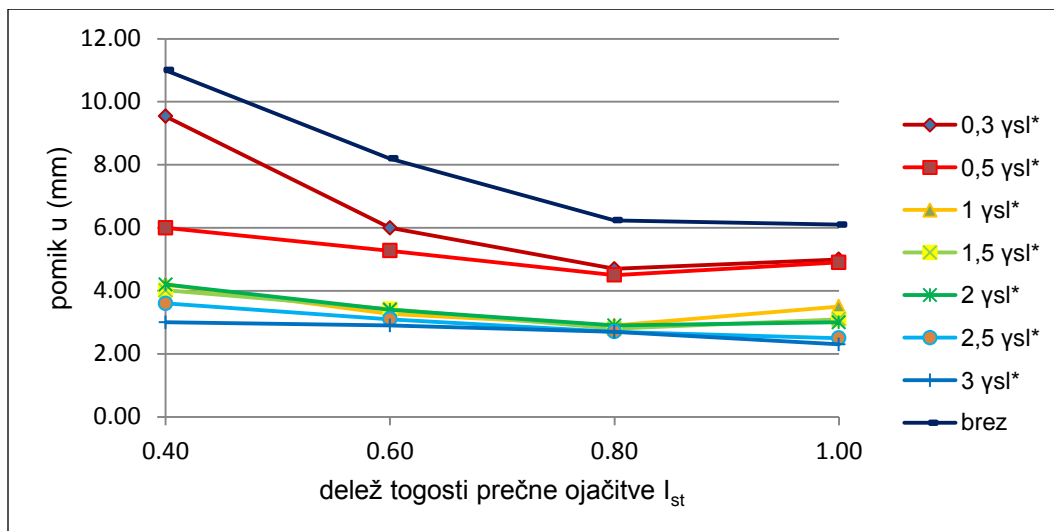


Slika 121-prikaz deformacijske oblike (levo šibka, desno močna vzdolžna ojačitev) za primer nepopolnosti *imp_3*

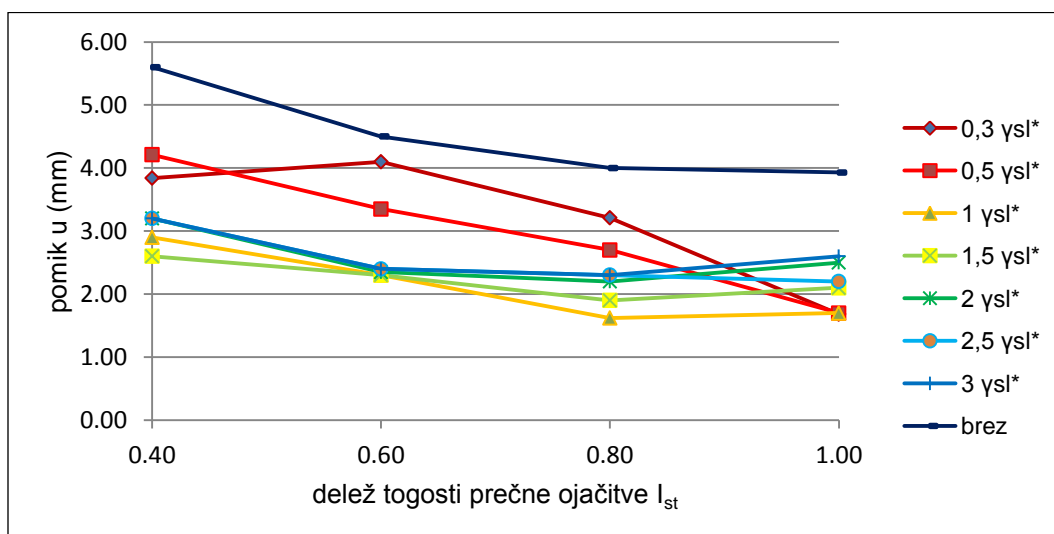


Slika 122-Prikaz sidranja tlačnih sil (levo šibka, desno močna vzdolžna ojačitev)

Na slikah 123 in 124 je za isti model prikazano, kako se pomiki za različno toge vzdolžne ojačitve obnašajo z večanjem togosti prečne ojačitve. Za primerjavo je dodana še velikost pomikov za vzdolžno neojačen model.



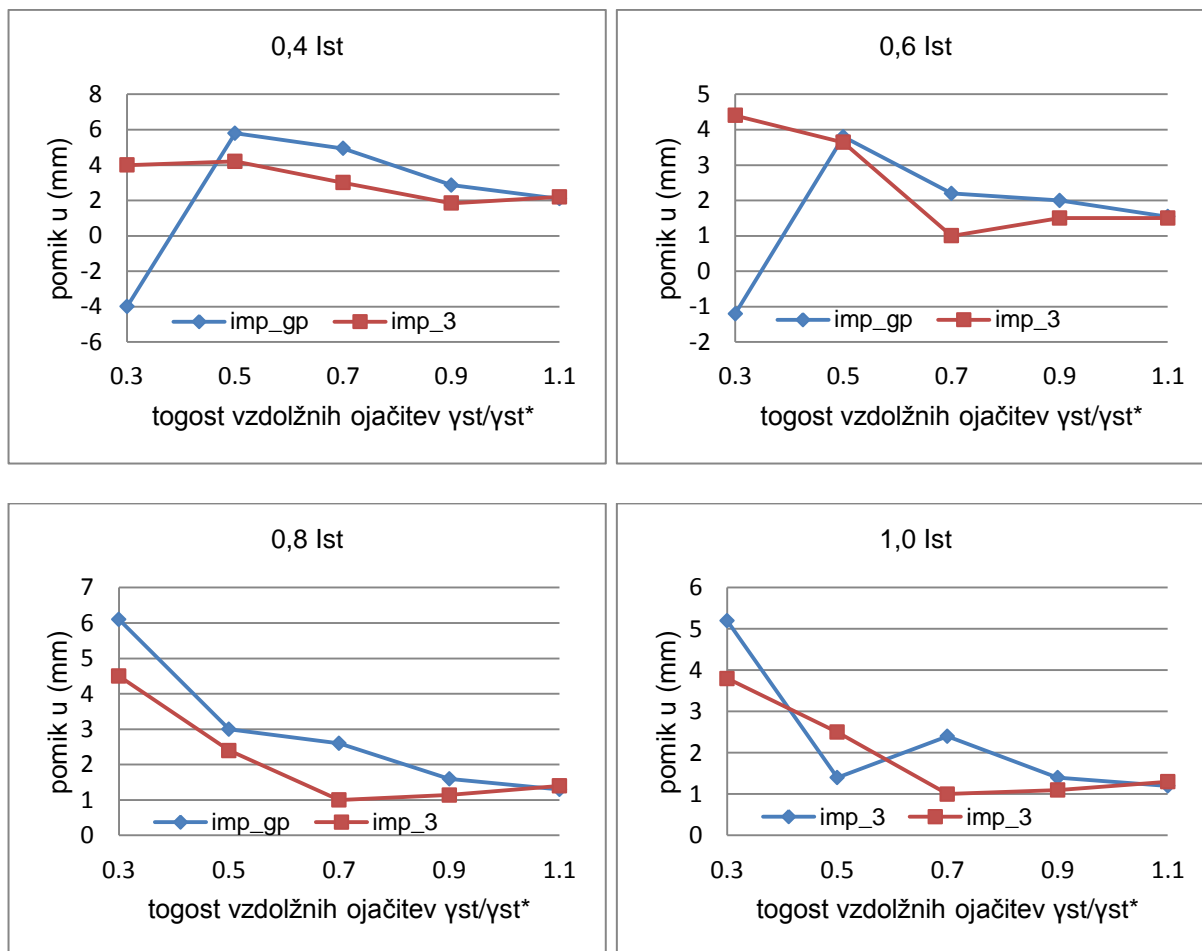
Slika 123-Prikaz pomikov v odvisnosti od velikosti prečne ojačitve I_{st} za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha=1$ pri nepopolnosti imp_gp



Slika 124-Prikaz pomikov v odvisnosti od velikosti prečne ojačitve I_{st} za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha=1$ pri nepopolnosti imp_3

Z večanjem togosti prečne ojačitve pomiki v splošnem padajo. Razvidno je, da za vzdolžno ojačeno pločevino dobimo manjše velikosti, kot pa v pločevini brez vzdolžne ojačitve. Za vse primere smo znotraj dovoljenih amplitud pomika, saj pri togosti prečne ojačitve 1,0 I_{st} ne presežemo maksimalne dovoljene vrednosti, ki znaša $h_w/300$.

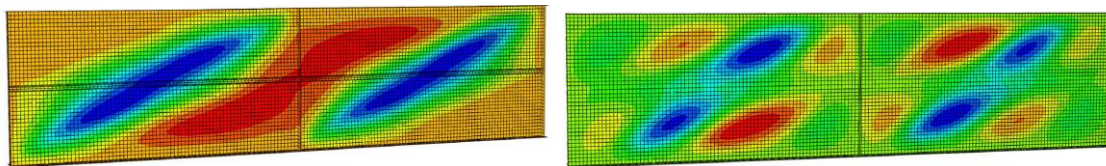
Poglejmo si rezultate pomikov za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha=2$.



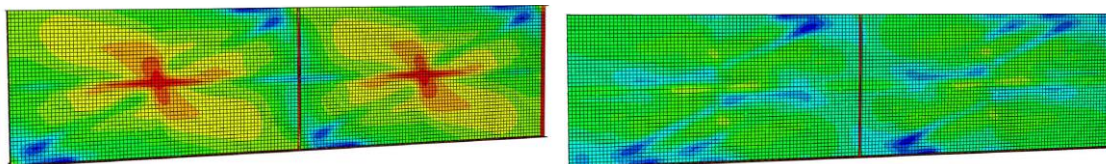
Slika 125-Velikost pomika v odvisnosti od togosti vzdolžnih ojačitev za model vitkosti $h_w/t_w = 250$ in razmerjem $\alpha=2$

Analiza z nepopolnostjo *imp_gp* pokaže, da večja togost vzdolžne ojačitve v splošnem zmanjšuje pomike. Tipičen odziv je prikazan na sliki 127. Podobna deformacijska oblika nastane tudi pri uporabi nepopolnosti *imp_3*.

Pri šibkejši vzdolžni ojačitvi se pojavi globalni izbočitveni pas iz spodnjega roba podpanela po diagonali v zgornji rob podpanela. Pojavi se še en izbočitveni pas, ki poteka iz levega panela po diagonali preko prečne ojačitve v desni panel. Pomiki z večanjem togosti vzdolžne ojačitve izrazito padajo vse dokler ne pride do togosti, kjer se pojavijo lokalne izbočitve v podpanelih. Nato se padanje pomikov upočasni oziroma kot smo opisali že pri primeru $\alpha=1$ se pomiki z večanjem togosti vzdolžne ojačitve povečujejo (značilno predvsem za obliko začetne nepopolnosti *imp_3*).

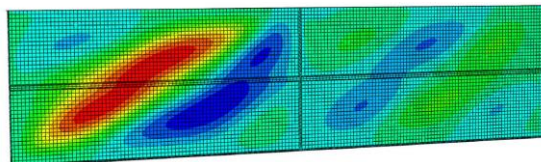


Slika 126-Prikaz deformacijske oblike (levo šibka, desno močna vzdolžna ojačitev)



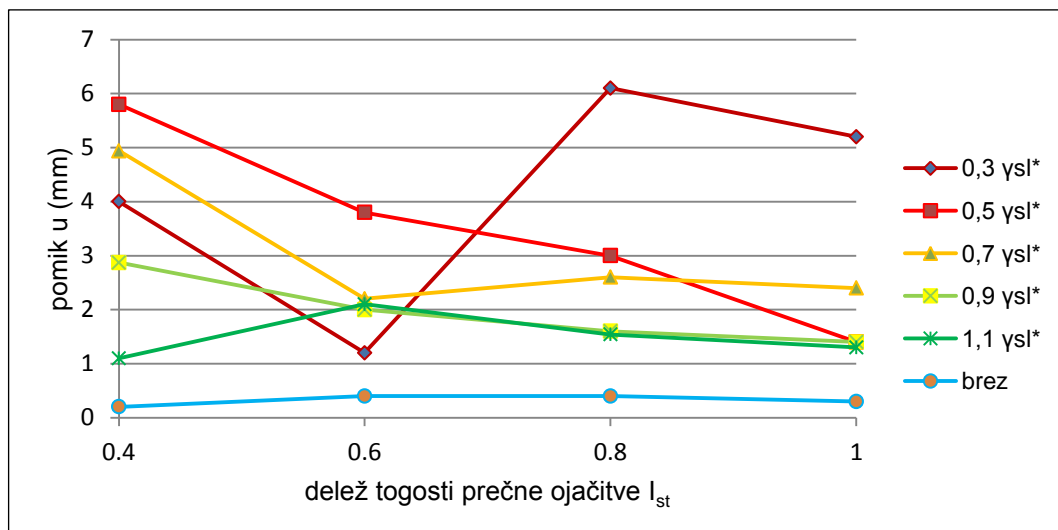
Slika 127-Prikaz sidranja tlačnih sil (levo šibka, desno močna vzdolžna ojačitev)

Za primer začetne nepopolnosti *imp_gp* pri togosti prečne ojačitve 0,4 in 0,6 I_{st} opazimo, da se pločevina v opazovani točki izboči v nasprotno smer kot bi pričakovali. Ugotovimo, da je to posledica nesimetričnega odziva. Na določeni stopnji obremenitve se amplituda pomika začne občutno povečevati le v levem panelu. Tak odziv je v realnih primerih pričakovan, če bi bila amplituda lokalne nepopolnosti enega panela izrazito večja od amplitude drugega panela. Na mestu prečne ojačitve sicer ne pride do prevelikih pomikov, zato ti primeri niso problematični.

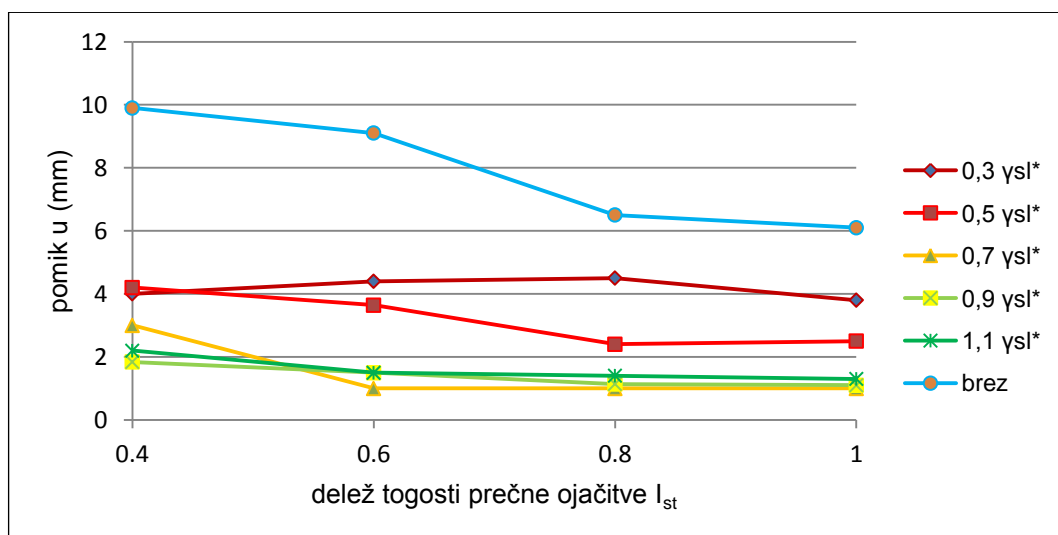


Slika 128-Prikaz nesimetričnega odziva

Na spodnjih slikah prikažemo še obnašanje pri različnih korakih togosti prečne ojačitve. Z večanjem togosti pomiki v splošnem padajo. Pri togosti 1,0 I_{st} velja, do so amplitude znotraj dovoljenih vrednosti.

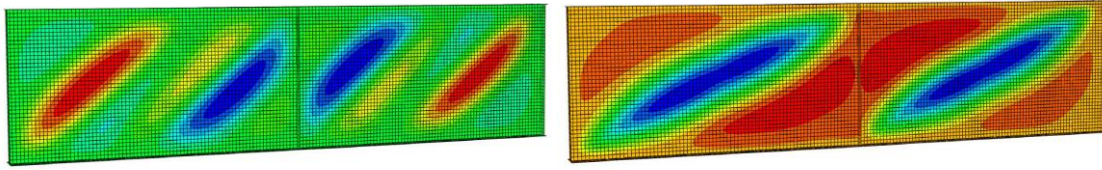


Slika 129-Prikaz pomikov v odvisnosti od velikosti prečne ojačitve I_{st} za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha=2$ pri nepopolnosti imp_gp



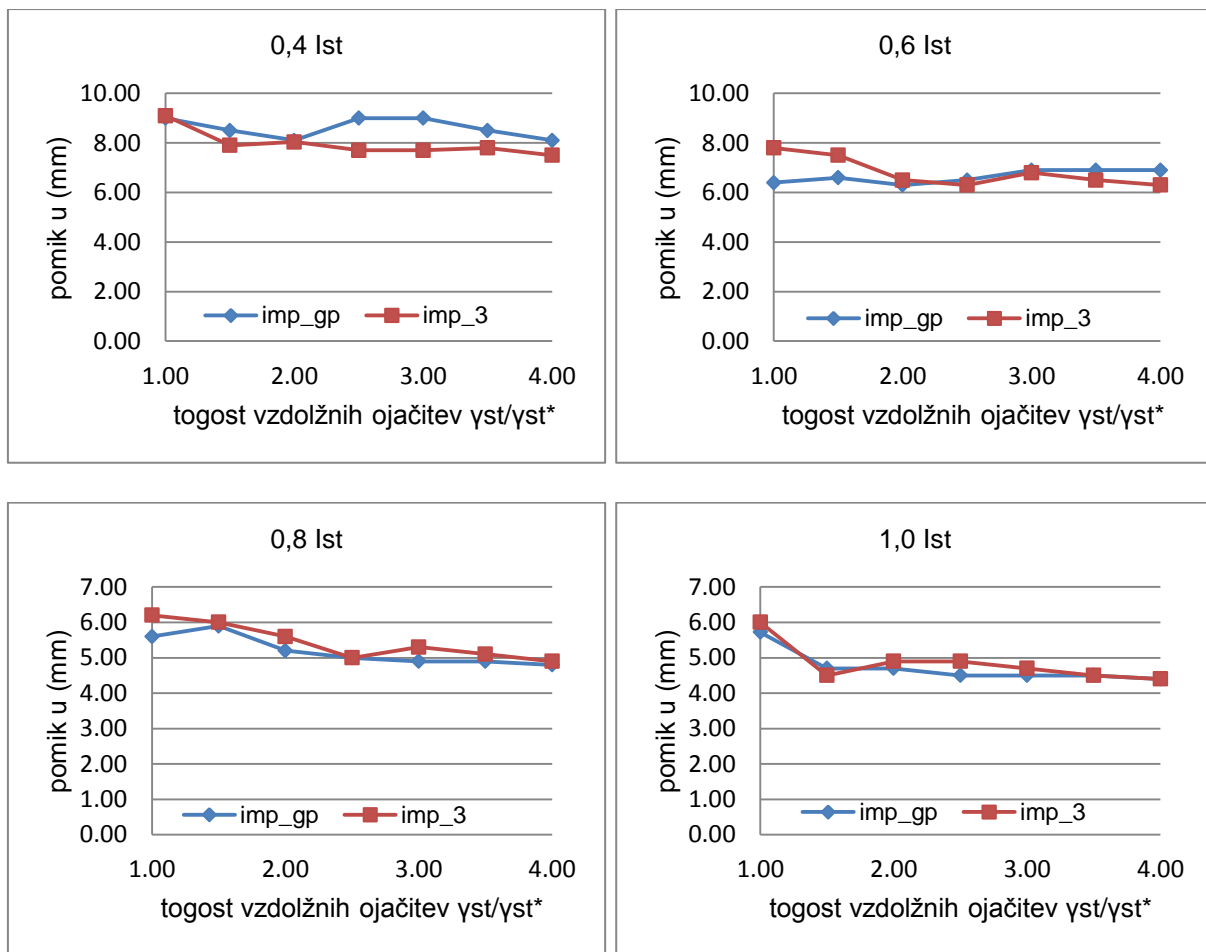
Slika 130-Prikaz pomikov v odvisnosti od velikosti prečne ojačitve I_{st} za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha=2$ pri nepopolnosti imp_3

Opazimo, da pri primeru nepopolnosti imp_gp v vzdolžno neojačenem modelu praktično ne dobimo pomikov, v primeru nepopolnosti imp_3 pa velikosti pomikov presežejo vrednosti, ki smo jih dobili pri vzdolžno ojačenih pločevinah. Kot vidimo na sliki 131 pri analizi z nepopolnostjo imp_gp dobimo dva izrazita izbočitvena pasova v enem panelu, pri nepopolnosti imp_3 pa se pojavi en izbočitveni pas po diagonali v panelu, ter pas ki poteka iz enega panela preko prečne ojačitve diagonalno v drugi panel in posledično povečuje pomike v opazovani točki.



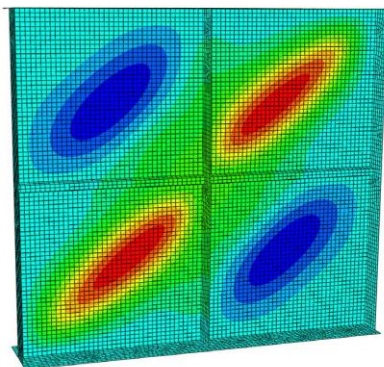
Slika 131- Prikaz odziva vzdolžno neojačene pločevine (levo z nepopolnostjo imp_gp in desno z nepopolnostjo imp_3)

Poglejmo si še rezultate pomikov za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha=0,5$:



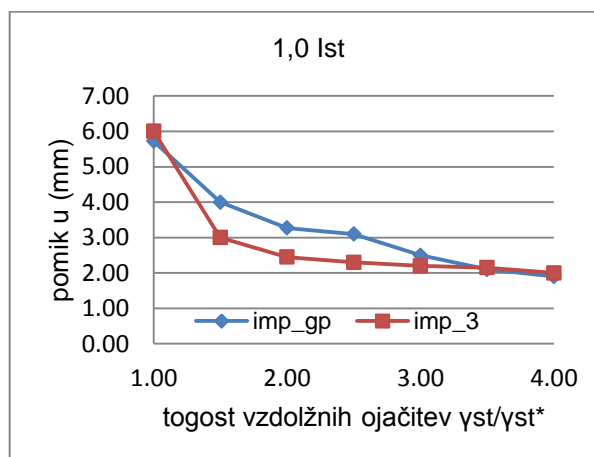
Slika 132-Velikost pomika v odvisnosti od togosti vzdolžnih ojačitev za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha=0,5$

Iz slike 132 razberemo, da dobimo podobne velikosti pomikov za obe oblike začetne nepopolnosti. V modelih se pojavi globalni izbočitveni pas, ki poteka iz enega panela v drugega po diagonali preko prečne ojačitve, kot je prikazano na sliki 133. Togost vzdolžnih ojačitev nima takšnega vpliva na velikost pomikov kot v prejšnjih primerih saj ne spremeni deformacijske oblike.



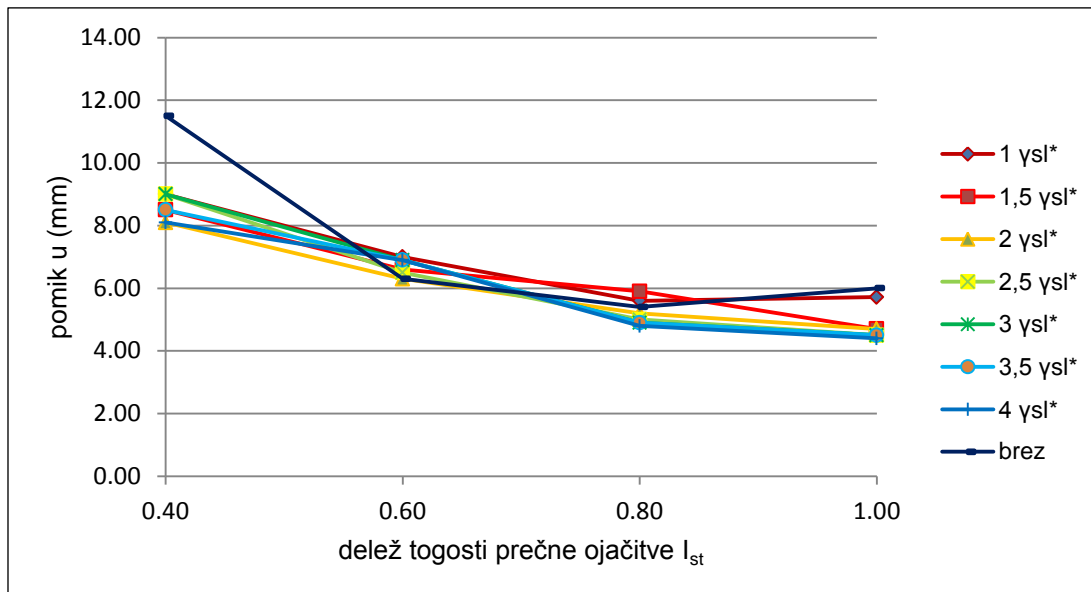
Slika 133--Prikaz deformacijske oblike

Če bi odčitavali pomike v opazovani točki pri enaki obtežbi bi ugotovili, da pomiki z večanjem togosti vzdolžne ojačitve padajo. Ker pa s togostjo narašča tudi nosilnost panela, pomiki ne padajo izrazito oziroma v nekaterih primerih pri bolj togih vzdolžnih ojačitvah narastejo.

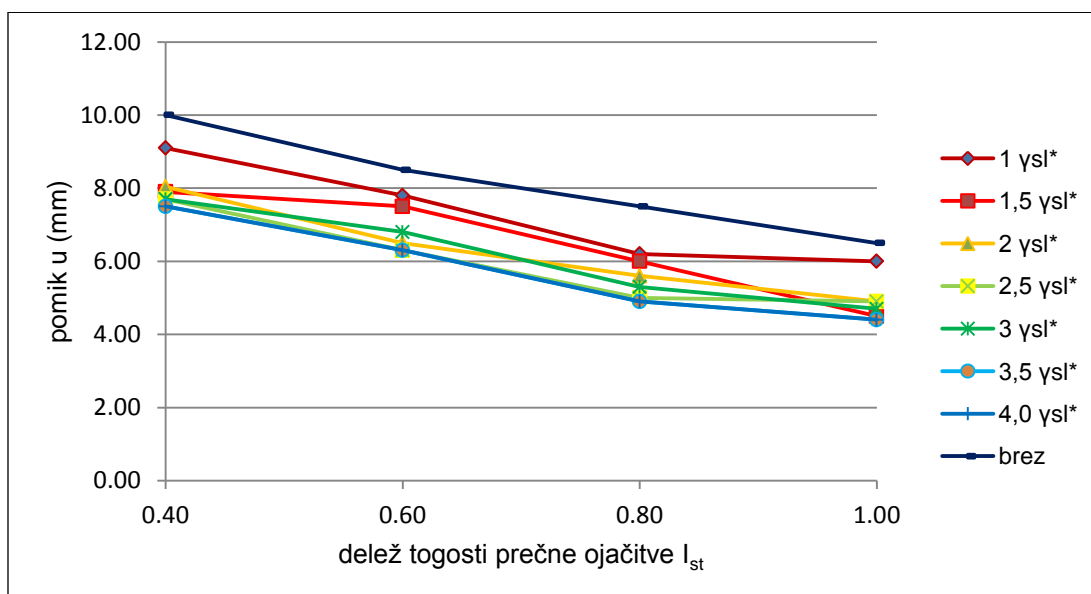


Slika 134-Velikost pomika v odvisnosti od togosti vzdolžnih ojačitev pri enaki sili obremenitve

Na slikah 135 in 136 so prikazane še velikosti pomikov za različne korake togosti prečne ojačitve. Razvidno je da smo znotraj dovoljenih vrednosti, saj amplitude pomikov ne presežejo vrednosti $h_w/300$.



Slika 135-Prikaz pomikov v odvisnosti od velikosti prečne ojačitve I_{st} za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha=0,5$ pri nepopolnosti imp_{gp}

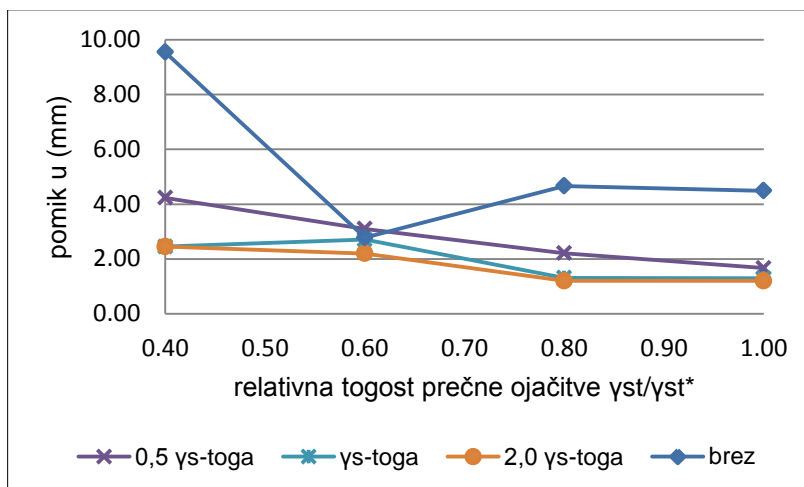


Slika 136-Prikaz pomikov v odvisnosti od velikosti prečne ojačitve I_{st} za model vitkosti $h_w/t_w=250$ in razmerjem $\alpha=0,5$ pri nepopolnosti imp_3

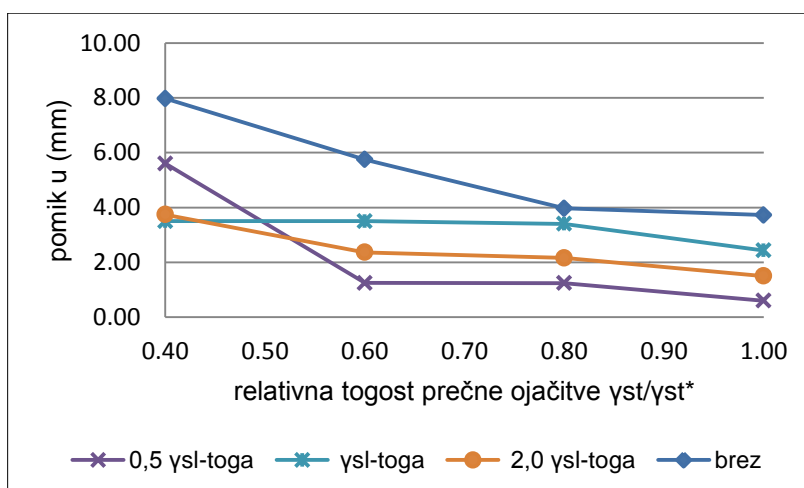
6.1.3 Analiza pomikov na razširjenem modelu

Analizo pomikov smo nadaljevali na razširjenem modelu. Na vsako stran smo dodali po en panel s ciljem, da dobimo bolj realne robne pogoje. Za vsak primer smo izbrali tri različno toge vzdolžne ojačitve. Togost prečnih ojačitev smo spreminjali po korakih: $[0.4 I_{st}, 0.6 I_{st}, 0.8 I_{st}, I_{st}]$. Analizirali smo pri vitkosti pločevine $h_w/t_w = 150$ in 250 za razmerja stranic $\alpha = 0,5, 1$ in 2 . Rezultate smo predstavili na grafih, kjer vodoravna os predstavlja razmerje togosti prečne ojačitve, navpična os pa največje pomike.

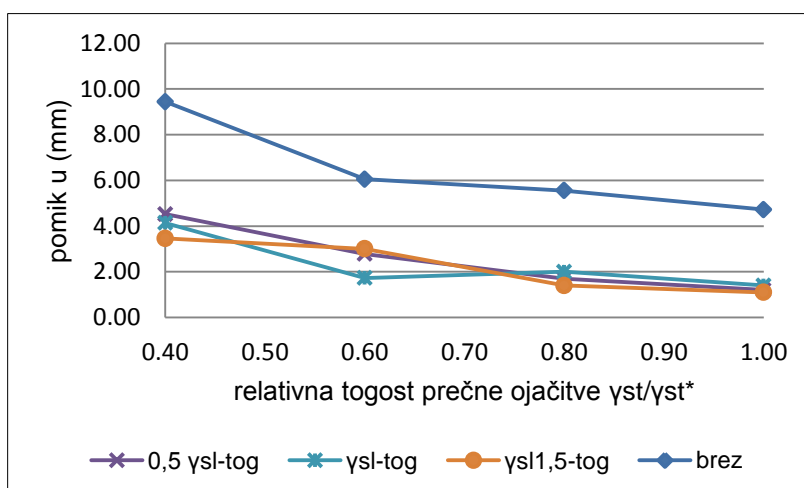
Na slikah 137-142 so prikazani rezultatov za tip nepopolnosti *imp_gp*.



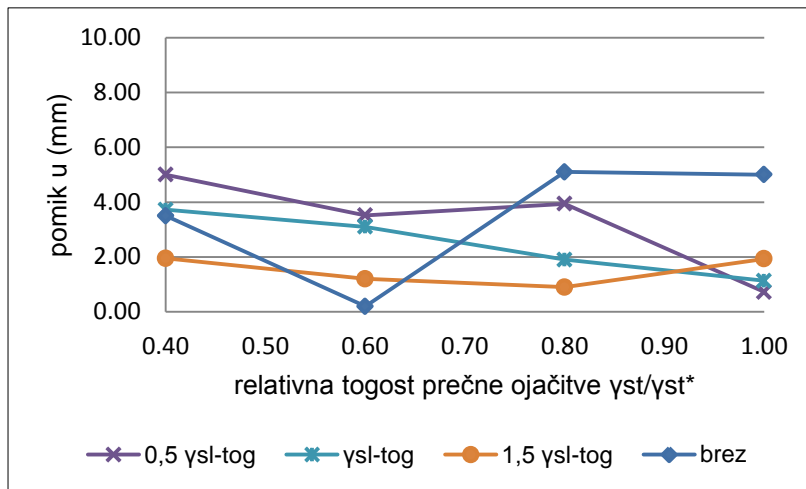
Slika 137-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=150$ in $\alpha=1$ pri nepopolnosti *imp_gp*



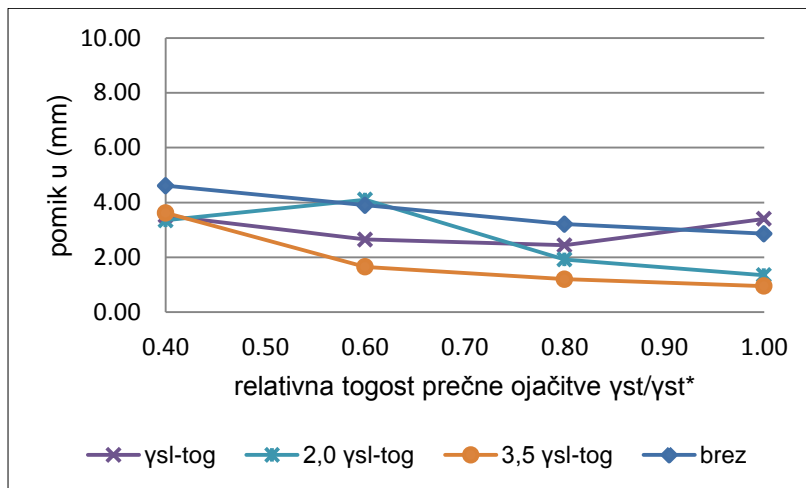
Slika 138-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=250$ in $\alpha=1$ pri nepopolnosti *imp_gp*



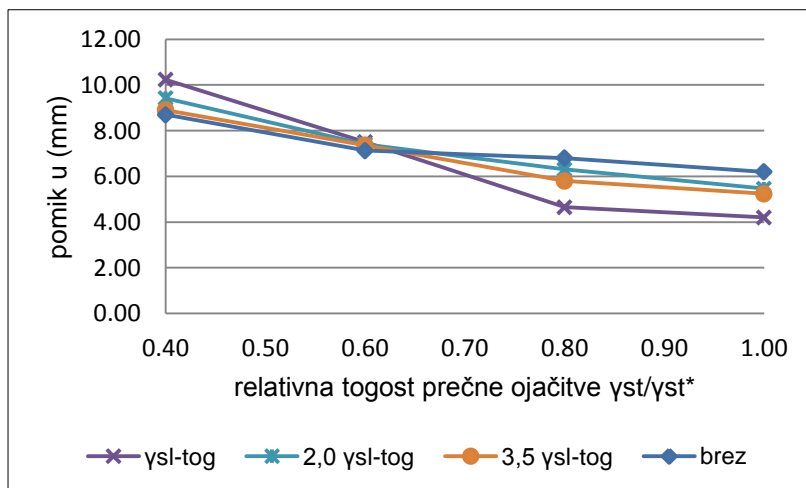
Slika 139-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=150$ in $\alpha=2$ pri nepopolnosti imp_gp



Slika 140-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=250$ in $\alpha=2$ pri nepopolnosti imp_gp



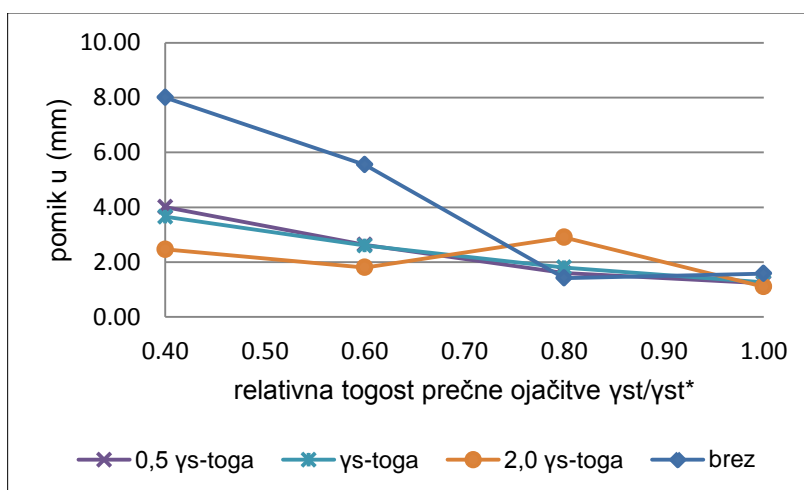
Slika 141-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=150$ in $\alpha=0,5$ pri nepopolnosti imp_gp



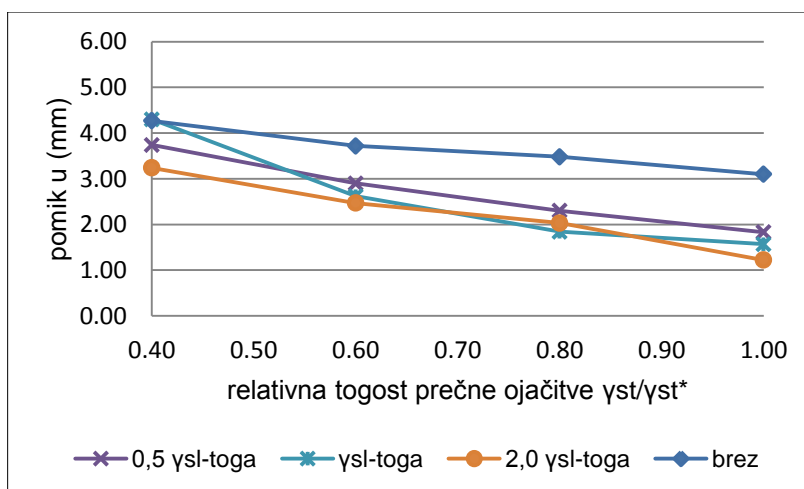
Slika 142-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=250$ in $\alpha=0,5$ pri nepopolnosti *imp_gp*

V splošnem velja, da z večanjem togosti prečne ojačitve pomiki padajo. Pri vzdolžno neojačeni pločevini pride v nekaterih primerih do večjih padcev pomikov. To se zgodi, ker pride do preskoka med deformacijama, ki sta prikazani na sliki 131. Za večino primerov pa velja, da se krivulja amplitude pomikov za vzdolžno ojačene modele nahaja pod krivuljo, ki predstavlja neojačeno pločevino. Pomiki pri vitkosti $h_w/t_w=250$ so primerljivi z vrednostmi, ki smo jih dobili predhodno pri analizi na dveh panelih.

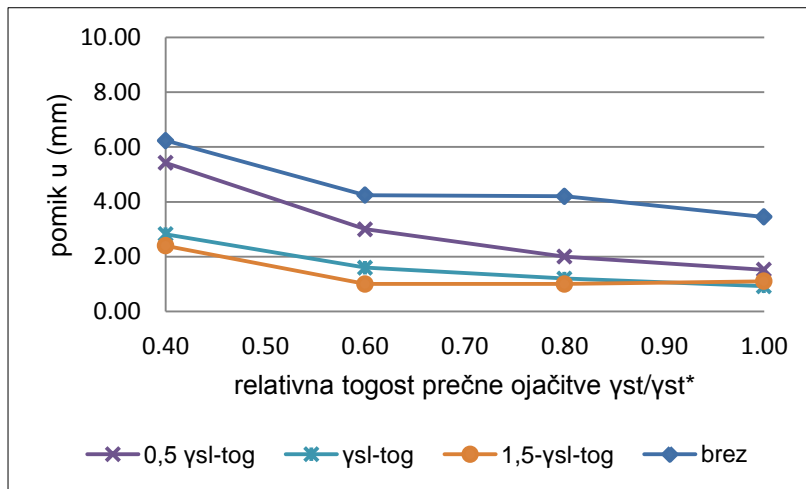
Iz zgornjih grafov razberemo, da so pomiki tako za vse obravnavane primere znotraj dovoljenih meja. Na slikah 143-148 prikažemo še velikost razvoja pomikov pri nepopolnosti *imp_3*:



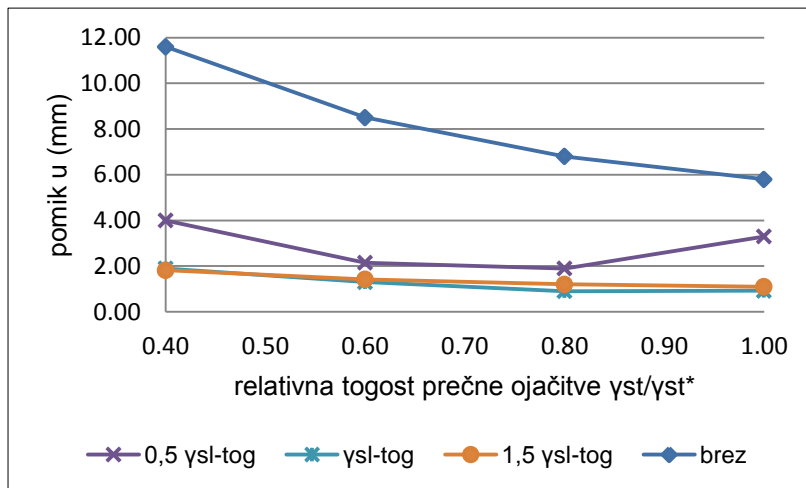
Slika 143-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=150$ in $\alpha=1$ pri nepopolnosti *imp_3*



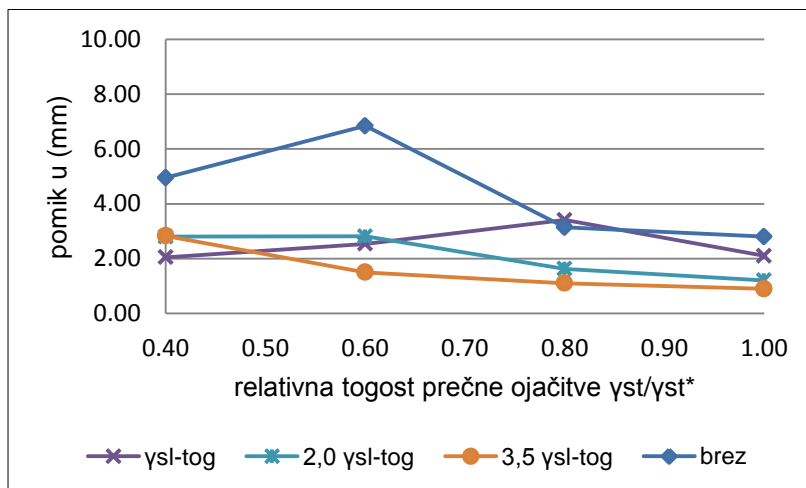
Slika 144-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=250$ in $\alpha = 1$ pri nepopolnosti imp_3



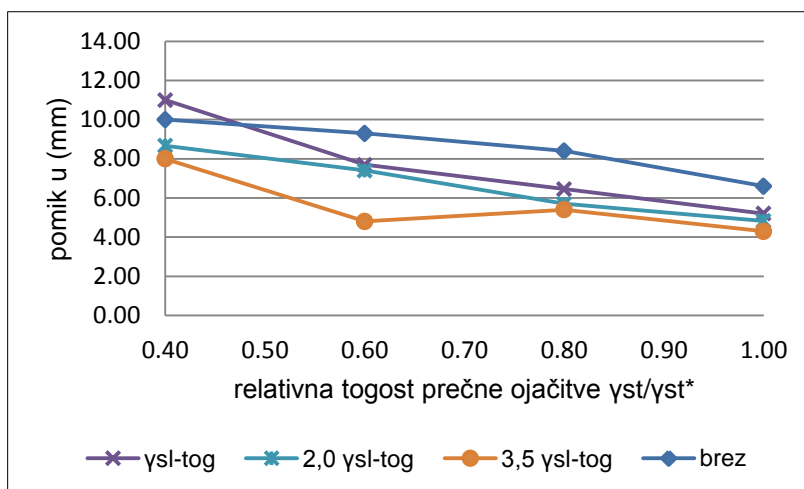
Slika 145-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=150$ in $\alpha = 2$ pri nepopolnosti imp_3



Slika 146-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=250$ in $\alpha = 2$ pri nepopolnosti imp_3



Slika 147-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=150$ in $\alpha = 0,5$ pri nepopolnosti imp_3



Slika 148-Prikaz pomikov v odvisnosti od relativne togosti prečne ojačitve za vitkost $h_w/t_w=250$ in $\alpha = 0,5$ pri nepopolnosti imp_3

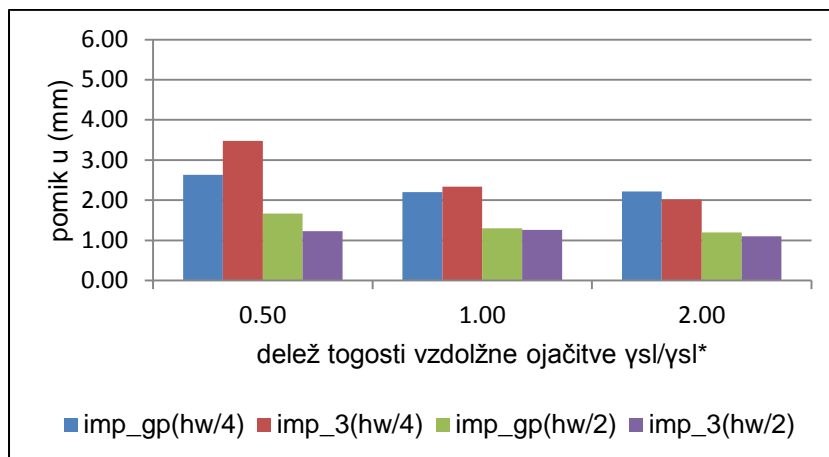
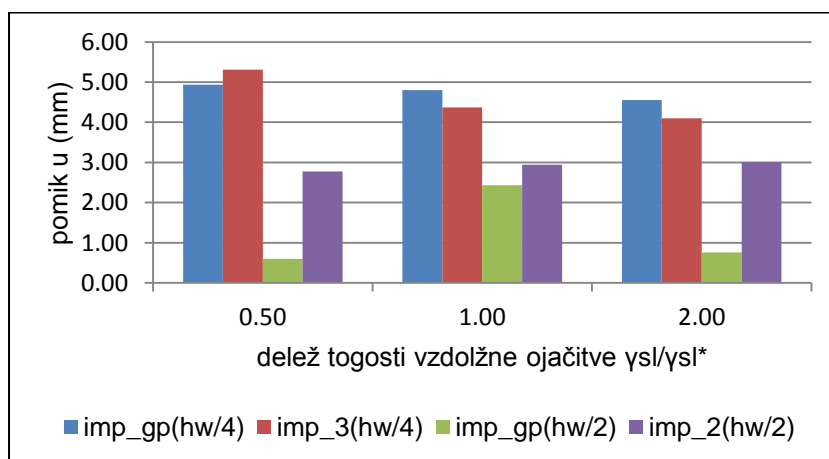
Pri analizi z začetno nepopolnostjo imp_3 lahko uporabimo podobne zaključke kot pri primeru začetne nepopolnosti imp_gp . Pomiki v splošnem padajo z večanjem togosti prečne ojačitve. Amplitude pomikov vzdolžno neojačenih pločevin so manjše kot pri vzdolžno ojačeni pločevini. Pri togosti prečne ojačitve 1,0 I_{st} je pogoj pomika za vse primere izpolnjen.

6.1.4 Vpliv položaja vzdolžne ojačitve

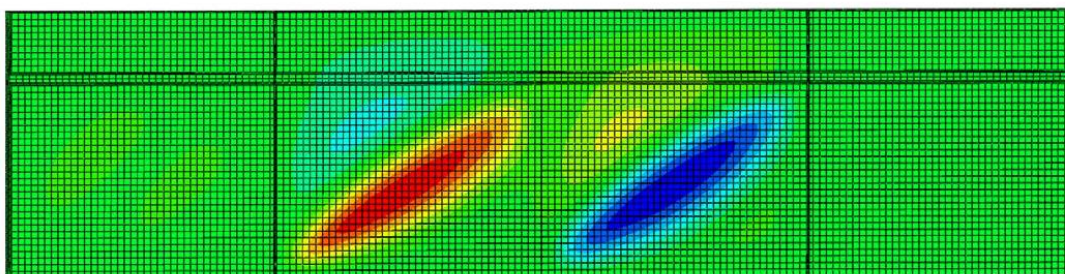
Do sedaj smo obravnavali primere, kjer smo modelirali vzdolžno ojačitev na sredini nosilca. Zanimalo nas je ali so pomiki na mestu prečne ojačitve znotraj dovoljenih meja tudi pri spremenjeni poziciji vzdolžne ojačitve. Tako smo se odločili, da preverimo obnašanje pločevin z ojačitvijo na mestu $\frac{1}{4}$ višine stojine.

Opomba: Za izhodiščno togost vzdolžne ojačitve y_{sl}^* ko se le ta nahaja na $\frac{1}{4}$ višine stojine smo uporabili togost, za katero velja, da sta elastični kritični sili panela in podpanela enaki, ko se vzdolžna ojačitev nahaja na $\frac{1}{2}$ višini stojine. Posledično bo vedno merodajna izbočitev podpanela. Če bi želeli poiskati togost, kjer sta elastični kritični napetosti panela in podpanela enaki v primeru, da je ojačitev na $\frac{1}{4}$ višine stojine bi morali uporabiti dosti manjše prereze vzdolžnih ojačitev, ki iz geometrijskega stališča niso smiselne.

Dobljene rezultate smo prikazali na spodnjih diagramih. Vodoravna os predstavlja razmerje togosti vzdolžne ojačitve, navpična os pa velikost pomika pri togosti prečne ojačitve $I_{st}=1,0$. Hkrati smo prikazali rezultate za oba tipa nepopolnosti. Za lažjo primerjavo smo dodali dobljene pomike, ki ustrezajo modelu z vzdolžno ojačitvijo na sredini višine stojine.

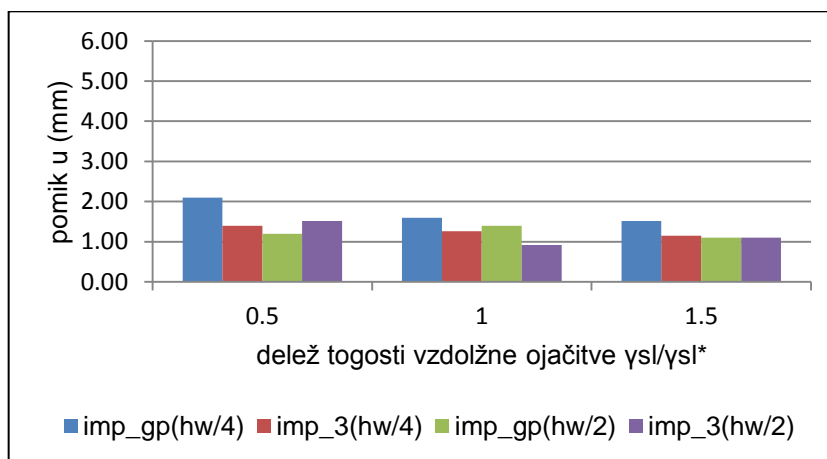
Slika 149-Prikaz pomikov za vitkost $h_w/t_w = 150$ in $\alpha = 1$ Slika 150-Prikaz pomikov za vitkost $h_w/t_w = 250$ in $\alpha = 1$

V primeru položaja vzdolžne ojačitve na $\frac{1}{4}$ višine stojine, dobimo odziv, ki ga prikazuje slika 151. Natezni pas in posledično pas izbočitve izven ravnine se ustvarita po diagonali iz spodnjega robu podpanela in potekata do mesta, kjer se stikata vzdolžna in prečna ojačitev.

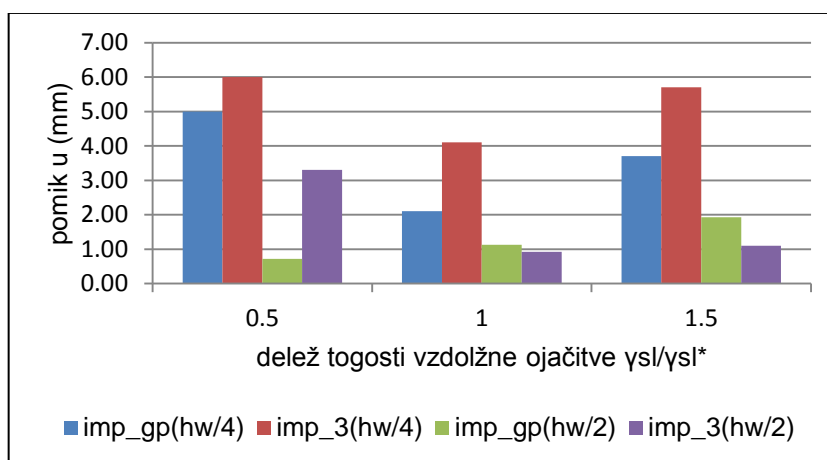
Slika 151- Deformacijska oblika za vitkost $h_w/t_w = 250$ in $\alpha = 1$ v primeru, ko se vzdolžna ojačitev nahaja v zgornjem delu stojine

Z večanjem togosti vzdolžne ojačitve se pomiki manjšajo. Razlog je v tem, da toga ojačitev preprečuje interakcijo med zgornjim in spodnjim podpanelom; vse sidrne sile, ki nastanejo

kot posledica razvoja nateznega polja se sidrajo na stiku vzdolžne in prečne ojačitve. V takem primeru pričakujemo, da se panel obnaša podobno kot vzdolžno neojačen panel z razmerjem $\alpha = 0,75$. Razvidno je, da v primeru ojačitve v zgornjem delu stojine dobimo večje pomike, kot pri pločevini z ojačitvijo na sredini višine stojine. Največja razlika nastane zaradi tega, ker pri ojačitvi na sredini le ta s svojo togostjo oteži izbočitev izven ravnine.

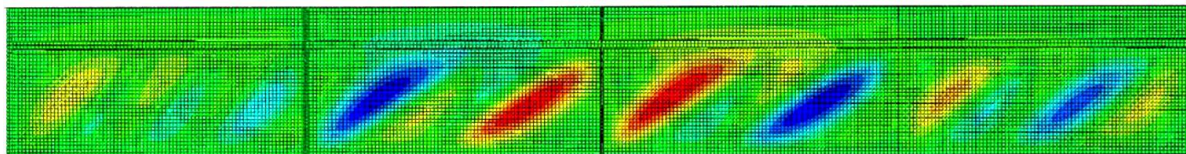


Slika 152-Prikaz pomikov za vitkost $h_w/t_w = 150$ in $\alpha = 2$

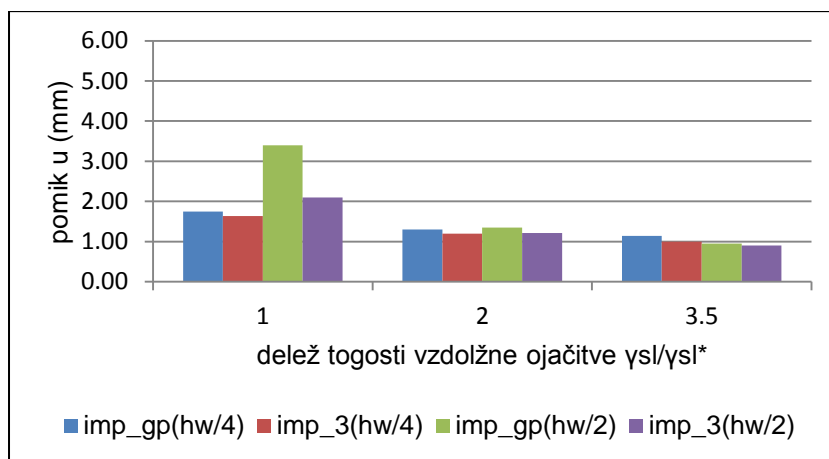


Slika 153-Prikaz pomikov za vitkost $h_w/t_w = 250$ in $\alpha = 2$

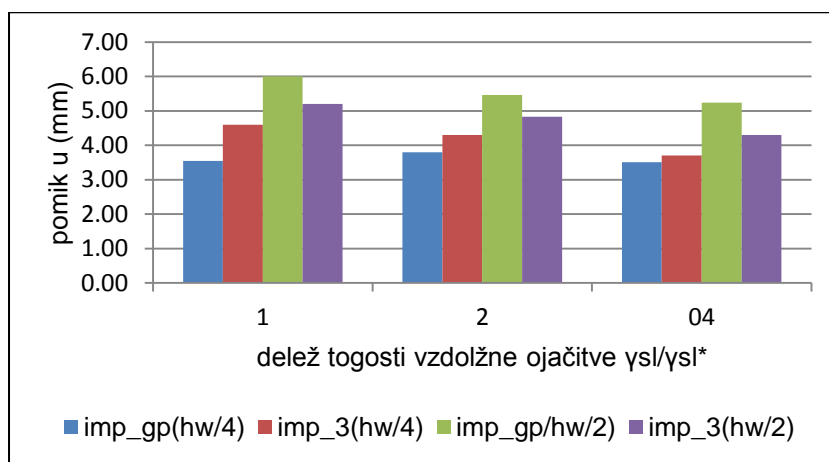
V primeru razmerja stranic $\alpha = 2$ se na panelu ustvarita dva izbočitvena pasova (slika 154). En pas poteka iz spodnjega levega robu podpanela po diagonali in se konča na mestu vzdolžne ojačitve, drug pas pa poteka iz sredine spodnjega robu in poteka diagonalno do mesta stika vzdolžne in prečne ojačitve. Podoben odziv pričakujemo za neojačen panel z razmerjem $\alpha = 2,5$. Razvidno je, da so pomiki večji kot pri ojačitvi na sredini panela, a še vedno v dovoljenih mejah.



Slika 154-Deformacijska oblika za vitkost 250 in $\alpha = 2$ v primeru, ko se vzdolžna ojačitev nahaja v zgornjem delu stojine

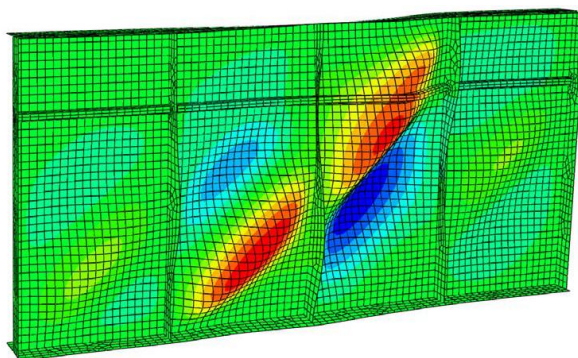


Slika 155-Prikaz pomikov za vitkost $h_w/t_w = 150$ in $\alpha = 0,5$



Slika 156-Prikaz pomikov za vitkost $h_w/t_w = 250$ in $\alpha = 0,5$

Ugotovimo, da pri razmerju $\alpha = 0,5$ izbočitveni pas poteka iz spodnjega robu podpanela diagonalno preko prečne ojačitve v zgornji podpanel na drugi strani; torej na enak način kot, če se vzdolžna ojačitev nahaja na sredini. Pomiki so pri prestavljeni ojačitvi malenkost manjši. Vzdolžna ojačitev na $\frac{1}{4} h_w$ omeji razvoj pomikov izven ravnine v zgornjem podpanelu (slika 157), in s tem zmanjša pomike na mestu prečne ojačitve, kar ima očitno večji vpliv, kot pa če se vzdolžna ojačitev nahaja na sredini. Z večanjem togosti vzdolžne ojačitve bo pomik v zgornjem podpanelu manjši in posledično se zmanjšajo tudi pomiki na mestu prečne ojačitve.



Slika 157-Deformacijska oblika pri 15 kratni povečavi za vitkost $h_w/t_w=250$ in $\alpha = 0,5$ v primeru, ko se vzdolžna ojačitev nahaja v zgornjem delu stojine

7 ZAKLJUČEK

V diplomski nalogi smo analizirali obnašanje polnostenskih nosilcev. Zanimalo nas je predvsem, pri kakšni upogibni togosti prečna ojačitev nudi zadostno podporo stojini nosilca. V prvem delu diplomske naloge smo predstavili pravila za dimenzioniranje polnostenskih nosilcev, ki jih navaja standard EN 1993-1-5, v nadaljevanju pa sledijo rezultati numeričnih simulacij, ki so bili izvedeni v programu Abaqus. Obravnavani so trije različni primeri: V prvem sklopu so predstavljeni rezultati za vzdolžno neojačeno pločevino obremenjeno v čistem tlaku, sledijo rezultati za vzdolžno ojačeno pločevino v čistem tlaku, v zadnjem delu pa še rezultati za vzdolžno ojačeno pločevino v čistem strigu.

V primeru vzdolžno neojačene pločevine v čistem tlaku smo za določitev togosti prečne ojačitve uporabili preprost izraz, ki je odvisen od debeline in višine pločevine:

$$I_{st} = \frac{h_w^2 t_w^2}{45} \quad (75)$$

Izvedli smo obsežno parametrično študijo, v kateri smo spreminjali geometrijske karakteristike modelov in robne pogoje. Ustrezno nosilnost modelov smo dokazali s primerjavo numeričnih rezultatov z izrazi, ki jih navaja standard EN-1993-1-5. Pri analizi velikosti pomikov na mestu prečne ojačitve smo ugotovili, da pomiki naraščajo do nekega razmerja α , nato pa pride do tvorjenju take deformacijske linije, kjer amplituda pomikov na mestu prečne ojačitve pade. Izkaže se, da s predpostavljenim izrazom v vseh primerih dobimo dovolj veliko togost prečne ojačitve.

Pri vzdolžno ojačeni pločevini v čistem tlaku smo ob izvajanju občutljivostne analize opazili, da največje pomike dobimo pri obliki začetne nepopolnosti, ki nam da višjo nosilnost od

pričakovane. Posledično smo pomike odčitavali pri nivoju obtežbe, ki zadosti pogoju nosilnosti po EN-1993-1-5. Kot izhodišče za izračun potrebne togosti prečne ojačitve smo uporabili izraz za togost, ki je izpeljan na podlagi elastične teorije drugega reda in ga predlaga standard EN-1993-1-5. Numerične simulacije so pokazale, da z izrazom dobimo smiselne rezultate, vendar je amplituda pomikov v nekaterih primerih prekoračena. Na podlagi opazovanj modelov smo ugotovili, da je pri računu togosti prečne ojačitve smiselno upoštevati tudi prispevek lokalne nepopolnosti v panelu, zato smo v nadaljevanju predlagali postopek, kako ta vpliv računsko zajeti. Končen izraz za togost smo razvili iz zahteve o omejitvi pomika:

$$I_{st} = \frac{(q_{dev} + 0,7q_{loc})b^4}{\pi^4 Ew} \quad (76)$$

Upoštevali smo še konstrukcijski pogoj, da je višina prečne ojačitve večja od višine vzdolžne ojačitve. Numerične simulacije so pokazale, da z upoštevanjem vpliva tako globalne kot lokalne nepopolnosti dobimo dovolj togo prečno ojačitev.

Enačbi (76) in (77) lahko združimo v zahtevo, ki velja tako za ojačeno kot neojačeno pločevino v čistem tlaku:

$$I_{st} = \max\left(\frac{h_w^2 t_w^2}{45}, \frac{(q_{dev} + 0,7q_{loc})b^4}{\pi^4 Ew}, \text{konstr. pogoj}\right) \quad (77)$$

V zadnjem sklopu smo analizirali obnašanje vzdolžno ojačene pločevine v čistem strigu. Za izračun togosti prečne ojačitve smo uporabili izraze, ki so bili predhodno razviti za strižno obremenjeno vzdolžno neojačeno pločevino. Nosilnost numeričnih modelov smo preverili s primerjavo rezultatov drugih metod. V vseh primerih se je izkazalo, da so numerični izračuni na varni strani. Opazili smo, da na velikost pomika med drugim vpliva potek dejanske deformacijske linije, ki je odvisna predvsem od oblike začetne nepopolnosti ter razmerja širine in višine panela. Izkaže se, da amplitude pomikov ne presežejo dovoljene mejne vrednosti, zato lahko sklenemo, da izrazi za določitev togosti prečne ojačitve izpolnijo zahtevane kriterije.

VIRI

Beg, D., Kuhlmann, U., Davaine, L., Braun, B. 2010. Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1-5-Design of Plated Structures. 1st edition, Brussels, ECCS- European Conventional for Constructional Steelwork, Berlin, Ernst & Sohn Wiley Company: 271 str.

Beg, D. 2012. Design of plated structures according to EN 1993-1-5 with the emphasis on longitudinal compression. Stalhbau 81: 304-314.

Braun, B. 2010. Stability of steel plates under combined loading. Doctoral Thesis. Stuttgart, Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf: 226 str.

Brecelj, M. 2012. Analiza upogibno obremenjenih vzdolžno ojačenih polnostenskih nosilcev. Diplomaska naloga. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo (samozaložba M. Brecelj): 107 str.

Höglund, T. 1997. Shear buckling resistance of steel and aluminium plate girders. Thin-Walled Structures 29: 13-30.

Johansson, B., Maquoi, R., Sedlacek G., Müller, C. & Beg, D. 2007. Commentary and worked examples to EN 1993-1-5 "Plated Structural Elements". 1st edition, Luxembourg, Office for Official Publications of the European Communities, Joint Research Centre European Commission: 226 str.

Klöppel, K. & Möller, K. H. 1968. Beulwerte ausgesteifer Rechteckplatten. Band II. Berlin Ernst & Sohn Verlag.

Pavlovčič, L. 2005. Strižna nosilnost vzdolžno ojačenih stojin polnostenskih nosilcev. Doktorska disertacija. Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, (samozaložba L. Pavlovčič): 203 str.

Piculin, S. 2013. Vpliv togosti prečnih ojačitev na obnašanje polnostenskih nosilcev. Diplomaska naloga. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo (samozaložba S. Piculin): 101 str.

Winter, G. 1947. Strength of Thin Steel Compression Flanges. Transaction ASCE 112: 527-544.

Standardi:

EN 1993-1-5:2006. Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-5: Plated structural elements. Brussels, European Committee for Standardisation.