

Univerza
v Ljubljani

Fakulteta za
*gradbeništvo in
geodezijo*

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



UNIVERZITETNI ŠTUDIJ
GRADBENIŠTVA
KONSTRUKCIJSKA SMER

Kandidat:

MATIJA BRECELJ

**ANALIZA UPOGIBNO OBREMENJENIH VZDOLŽNO
OJAČENIH POLNOSTENSKIH NOSILCEV**

Diplomska naloga št.: **3230/KS**

**LONGITUDINALLY STIFFENED PLATE GIRDERS
SUBJECTED TO BENDING MOMENTS**

Graduation thesis No.: **3230/KS**

Mentor:
prof. dr. Darko Beg

Somentor:
asist. dr. Franc Sinur

Predsednik komisije:
izr. prof. dr. Janko Logar

Ljubljana, 28. 6. 2012

IZJAVE

Podpisani Matija Brecelj izjavljam, da sem avtor diplomskega dela z naslovom »Analiza upogibno obremenjenih vzdolžno ojačenih polnostenskih nosilcev«.

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

Izjavljam, da dovoljujem objavo elektronske različice v repozitoriju UL FGG.

Ljubljana, 5.6.2012

Matija Brecelj

BIBLIOGRAFSKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK**UDK:** 624.014.2:624.072.2(043.2)**Avtor:** Matija Brecelj**Mentor:** prof. dr. Darko Beg**Somentor:** asist. dr. Franc Sinur**Naslov:** Analiza upogibno obremenjenih vzdolžno ojačenih polnostenskih nosilcev**Tip dokumenta:** Dipl. nal.-UNI**Obseg in oprema:** 106 str., 13 pregl., 104 sl., 63 en., 2 pril.**Ključne besede:** jeklene konstrukcije, vzdolžne ojačitve, polnostenski nosilci, izbočenje pločevin, metoda efektivnih širin, metoda reduciranih napetosti, ekstrapolacija elastičnih kritičnih napetosti**Izvleček:**

Diplomska naloga obravnava izračun upogibne nosilnosti vzdolžno ojačenih polnostenskih nosilcev po štirih predlaganih metodah. Dve izmed metod sta predlagani v standardu SIST EN 1993-1-5. To sta metoda reduciranih napetosti in metoda efektivnih širin, preostali dve metodi pa sta izpeljanki iz metode efektivnih širin. V prvem delu diplome so predstavljena pravila za upoštevanje vpliva izbočenja pločevine zaradi normalnih napetosti.

Drugi del diplomske naloge predstavlja primerjavo elastičnih kritičnih napetosti izbočenja pločevine določenih po poenostavljenih postopkih predlaganih v standardu, ter elastičnimi kritičnimi napetostmi določenimi s pomočjo programa EBPlate.

Zadnja dva dela diplomske naloge predstavljata primerjavo predlaganih metod na nivoju različnih geometrijskih parametrov, ter primerjavo vseh metod z numeričnimi simulacijami. Izračuni so opravljeni s pomočjo programa, razvitega v programskem jeziku Matlab. Izračunanih je več kot 5000 primerov, pri katerih je analiziran vpliv posameznih parametrov na rezultate. Parametri, ki smo jih obravnavali, so: položaj ojačitve, vitkost stojine, razmerje med dolžino in višino stojine, normirana togost ojačitve, razmerje med površinama pasnice in stojine, razmerje med površinama tlačene in natezne pasnice ter število ojačitev. Numerične simulacije upogiba so opravljene s pomočjo programa Abaqus.

BIBLIOGRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT

- UDK:** 624.014.2:624.072.2(043.2)
- Author:** Matija Brecelj
- Supervisor:** prof. Darko Beg, Ph.D
- Cosupervisor:** assist. Franc Sinur, Ph.D
- Title:** Longitudinally stiffened plate girders subjected to bending moments
- Document type:** Graduation Thesis – University studies
- Notes:** 106 p., 13 tab., 104 fig., 63 eq., 2 ann.
- Key words:** steel structures, longitudinal stiffeners, plate girders, plate buckling, effective width method, reduced stress method, extrapolation of elastic critical buckling stresses

Abstract:

This diploma thesis deals with resistance of plate girders subjected to stresses due to bending according to four proposed methods. Two of them are introduced in SIST EN 1993-1-5 standard. These are reduced stress method and effective width method. The other two proposed methods are effective width method derivatives. The first part of thesis introduces rules for determining bending resistance in respect of plate buckling due to direct stresses.

In the second part of the thesis the comparison between elastic critical plate-like buckling stresses calculated according to simplified analytical methods from SIST EN 1993-1-5 and elastic critical plate-like buckling stresses calculated with EBPlate software.

The final two parts of this diploma thesis contain comparison of suggested methods at the level of different geometric parameters and comparison of suggested methods with results of numerical simulations. Calculations were made with software developed with Matlab. Calculated and analyzed were more than 5000 cases of different plate girders. Parameters that we varied are: location of stiffener, web slenderness, ratio between width and height of web, stiffness of the stiffener, ratio between section area of web and section area of flange, ratio between section area of compression and tension flange, number of stiffeners. Numerical simulations were made with Abaqus software.

ZAHVALA

Zahvaljujem se mentorju prof. dr. Darku Begu za usmerjanje in vodenje pri izdelavi diplomske naloge.

Posebna zahvala gre tudi somentorju asist. dr. Francu Sinurju, ki mi je s svojimi nasveti vedno rad pomagal pri problemih na katere sem naletel. Zahvaljujem se mu tudi za vsakršno pomoč pri razvoju in dopolnjevanju računalniških programov ter sestavi numeričnih modelov. Hvala tudi vsem ostalim sodelavcem na Katedri za metalne konstrukcije, ki so karkoli prispevali k nastajanju diplomske naloge.

Zahvaljujem se svojim staršem, ki so mi v času študija in izdelave diplomske naloge nudili nujno potrebno finančno podporo.

Hvala tudi Tini, ki mi je vsa leta študija stala ob strani in mi v težkih trenutkih znala prisluhnti in pomagati.

Kazalo vsebine

IZJAVE	I
BIBLIOGRAFSKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK	II
BIBLIOGRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT	III
ZAHVALA	IV
1 UVOD	1
2 IZBOČENJE PLOČEVIN ZARADI DELOVANJA NORMALNIH NAPETOSTI	3
2.1. Metoda sodelujočega prereza	4
2.1.1. Splošne zahteve	4
2.1.2. Principi računa po metodi sodelujočega prereza	5
2.1.3. Splošen postopek določitve efektivnih širin.....	6
2.1.4. Različni načini izbočenja.....	6
2.1.4.1. Izbočenje pločevine.....	7
2.1.4.1.1. Neojačene pločevine	7
2.1.4.1.2. Vzdolžno ojačene pločevine.....	10
2.1.4.2. Določitev elastične kritične napetosti izbočenja pločevine oz. koeficienta k_{ϕ}	11
2.1.4.2.1. Uporaba diagramov	11
2.1.4.2.2. Poenostavljeni analitični postopki.....	12
2.1.4.2.3. Uporaba programske opreme oz. računalniških simulacij	16
2.1.4.2.4. Metoda računa kritičnih napetosti s programom EBPlate	16
2.1.4.3. Izbočenje podobno uklonu tlačene palice	17
2.1.4.3.1. Neojačene pločevine	17
2.1.4.3.2. Vzdolžno ojačene pločevine.....	18
2.1.4.4. Interpolacija med uklonom tlačene palice in izbočenjem pločevine.....	19

2.1.5.	Kontrola nosilnosti prereza.....	20
2.2.	Metoda reduciranih napetosti	20
2.3.	Analiza pločevin s pomočjo MKE programov (EN 1993-1-5 Dodatek C)	23
2.3.1.	Splošno	23
2.3.2.	Modeliranje.....	24
2.3.3.	Definiranje začetnih nepopolnost	24
2.3.4.	Modeliranje materialnih karakteristik.....	26
3	PRIMERJAVA ELASTIČNE KRITIČNE NAPETOSTI IZBOČENJA PLOČEVINE IZRAČUNANE S POENOSTAVLJENIM RAČUNSKIM PRISTOPOM (EN 1993-1-5, Dodatek A.2), TER S PROGRAMOM »EBPlate«.....	27
3.1.	Primer z eno ojačitvijo na sredini višine pločevine – čisti tlak	28
3.1.1.	Razmerje $\alpha=0,5$, $A_f/A_w=0,75$	28
3.1.2.	Razmerje $\alpha=1$, $A_f/A_w=0,75$	30
3.1.3.	Razmerje $\alpha=2$, $A_f/A_w=0,75$	31
3.2.	Primer z dvema ojačitvama enakomerno razporejenima – čisti tlak	33
3.2.1.	Razmerje $\alpha=0,5$, $A_f/A_w=0,75$	33
3.2.2.	Razmerje $\alpha=1$, $A_f/A_w=0,75$	34
3.2.3.	Razmerje $\alpha=2$, $A_f/A_w=0,75$	36
3.3.	Primer z eno ojačitvijo na petini višine pločevine – čisti upogib	37
3.3.1.	Razmerje $\alpha=0,5$, $A_f/A_w=0,5$	37
3.3.2.	Razmerje $\alpha=1$, $A_f/A_w=0,5$	39
3.3.3.	Razmerje $\alpha=2$, $A_f/A_w=0,5$	40
3.4.	Skupni komentar.....	41
4	PRIMERJAVA VARIANT ZNOTRAJ METODE EFektivNIH ŠIRIN	42
4.1.	I-profil z eno ojačitvijo pri čistem upogibu	43

4.1.1.	Primerjava variante 1 z varianto EC.....	44
4.1.1.1.	Vpliv razmerja med dolžino in višino panela α	47
4.1.1.2.	Vpliv vitkosti stojine h_w/t_w	49
4.1.1.3.	Vpliv togosti ojačitve γ	50
4.1.1.4.	Vpliv razmerja površin pasnice in stojine (A_f/A_w)	51
4.1.1.5.	Vpliv položaja ojačitve.....	52
4.1.2.	Primerjava variante 2 (nobena kritična napetost ni ekstrapolirana na rob) z varianto EC	54
4.1.2.1.	Vpliv razmerja med dolžino in višino panela α	56
4.1.2.2.	Vpliv vitkosti stojine h_w/t_w	58
4.1.2.3.	Vpliv togosti ojačitve	59
4.1.2.4.	Vpliv položaja ojačitve.....	60
4.1.2.5.	Vpliv razmerja površine med pasnico in stojino (A_f/A_w)	61
4.2.	I-profil z dvema ojačitvama pri čistem upogibu	63
4.2.1.	Primerjava variante 1 z varianto EC.....	64
4.2.2.	Primerjava variante 2 z varianto EC.....	66
4.3.	I-profil – razmerje površin pasnic 1:2	68
4.3.1.1.	Vpliv gradienta napetosti	69
4.3.1.2.	Vpliv položaja ojačitve.....	71
5	PRIMERJAVA METODE EFEKTIVNIH ŠIRIN IN METODE REDUCIRANIH NAPETOSTI.....	73
5.1.1.1.	Vpliv razmerja med dolžino in višino panela (α), ter vitkosti stojine (h_w/t_w).....	74
5.1.1.2.	Vpliv togosti ojačitve γ	75
5.1.1.3.	Vpliv razmerja površine med pasnico in stojino (A_f/A_w)	77
5.1.1.4.	Vpliv položaja ojačitve.....	79

6	PRIMERJAVA PREDLAGANIH METOD Z REZULTATI NUMERICĀNIH TESTOV	82
6.1.	Opis numeričnega modela	82
6.1.1.	Geometrija modela	82
6.1.2.	Mreža končnih elementov	83
6.1.3.	Upoštevanje nepopolnosti.....	84
6.1.3.1.	Globalne nepopolnosti.....	84
6.1.3.2.	Lokalne nepopolnosti	85
6.1.4.	Material.....	86
6.1.5.	Analiza modela	87
6.2.	Analiza rezultatov.....	87
6.2.1.	Upogibno obremenjeni I-profil z eno ojačitvijo	87
6.2.1.1.	Razmerje površin natezne in tlačene pasnice 1:1	87
6.2.1.1.1.	Ojačitev na četrtini višine stojine ($h_{w,1}/h_w=1/4$).....	87
6.2.1.1.2.	Ojačitev na petini višine stojine ($h_{w,1}/h_w=1/5$).....	92
6.2.1.2.	Razmerje površin tlačene in natezne pasnice 1:2	95
6.2.1.2.1.	Ojačitev na petini višine stojine ($h_{w,1}/h_w=1/5$).....	95
6.2.1.2.2.	Ojačitev na tretjini višine stojine ($h_{w,1}/h_w=1/3$)	96
6.2.2.	Upogibno obremenjeni I-profil z dvema ojačitvama.....	99
6.2.2.1.	Razmerje površin natezne in tlačene pasnice 1:1	100
6.2.2.2.	Razmerje površin tlačene in natezne pasnice 1:2	102
7	ZAKLJUČEK	103
VIRI		106

KAZALO PREGLEDNIC

Preglednica 1: Tlačeni elementi, podprti ob obeh vzdolžnih robovih (Preglednica 4.1 v EN 1993-1-5)	9
Preglednica 2: Tlačeni elementi z enim prostim vzdolžnim robom (Preglednica 4.2 v EN 1993-1-5)...	9
Preglednica 3: Nadomestne geometrijske nepopolnosti (Preglednica C.2 v EN 1993-1-5, Dodatek C).	25
Preglednica 4: Ena ojačitev – čisti tlak, $\alpha=0,5$	29
Preglednica 5: Ena ojačitev – čisti tlak, $\alpha=1$	30
Preglednica 6: Ena ojačitev – čisti tlak, $\alpha=2$	32
Preglednica 7: Dve ojačitvi – čisti tlak, $\alpha=0,5$	33
Preglednica 8: Dve ojačitvi – čisti tlak, $\alpha=1$	34
Preglednica 9: Dve ojačitvi – čisti tlak, $\alpha=2$	36
Preglednica 10: Ena ojačitev – čisti upogib, $\alpha=0,5$	37
Preglednica 11: Ena ojačitev – čisti upogib, $\alpha=1$	39
Preglednica 12: Ena ojačitev – čisti upogib, $\alpha=2$	40
Preglednica 13: Razlike v redukcijskih faktorjih	58

KAZALO SLIK

Slika 1: Post-kritični odziv vitkih pločevin v tlaku (Beg idr., 2010: str. 23).....	3
Slika 2: Osnovna ideja metod reduciranih napetosti, ter učinkovitih prerezov (Beg idr., 2010: str. 24) ..	3
Slika 3: Polni in sodelujoči prerez v 4. razredu kompaktnosti	5
Slika 4: Določitev učinkovitega prereza z iterativnim postopkom.....	6
Slika 5: Globalno izbočenje vzdolžno ojačenega panela (Beg idr., 2010: str. 37)	10
Slika 6: Ojačena pločevina pri čistem tlaku (Beg idr., 2010: str. 38).....	10
Slika 7: Ojačena pločevina pri $\psi \neq 1$ (Beg idr., 2010: str. 39).....	11
Slika 8: Primer Klöpplovega diagrama (po Klöpplu).....	12
Slika 9: Stojina I nosilca z eno ojačitvijo v tlaku (Beg idr., 2010: str. 40).....	13
Slika 10: Model z dvema vzdolžnima ojačitvama v tlačeni coni (Beg idr., 2010: str. 42).....	15
Slika 11: Izbočenje in uklon panela v tlaku (Beg idr., 2010: str. 31)	17
Slika 12: Definicija razdalj e_1 in e_2 (Beg idr., 2010: str. 45)	19
Slika 13: Interakcija med uklonom tlačene palice in izbočenjem pločevine (Beg idr., 2010: str. 46) .	19
Slika 14: Razvoj učinkovitega prereza (Beg idr., 2010: str. 48).....	20
Slika 15: Modeliranje nadomestnih geometrijskih nepopolnosti (Slika C.1 v EN 1993-1-5, Dodatek C)	25
Slika 16: Modeliranje obnašanja materiala (Slika C.2 v EN 1993-1-5, Dodatek C).....	26
Slika 17: Preprečitev torzijskega uklona odprte I - ojačitve.....	27
Slika 18: Določitev geometrijskih karakteristik ojačitve.....	28
Slika 19: Ena ojačitev – čisti tlak, primerjava $\sigma_{cr,EC}/\sigma_{cr,EBPlate}$ za $\alpha=0,5$	29
Slika 20: Ena ojačitev – čisti tlak, primerjava $N_{eff,EC}/N_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=0,5$	30
Slika 21: Ena ojačitev – čisti tlak, primerjava $\sigma_{cr,p,EC}/\sigma_{cr,p,EBPlate}$ za $\alpha=1$	31
Slika 22: Ena ojačitev – čisti tlak, primerjava $N_{eff,EC}/N_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=1$	31
Slika 23: Ena ojačitev – čisti tlak, primerjava $\sigma_{cr,p,EC}/\sigma_{cr,p,EBPlate}$ za $\alpha=2$	32

Slika 24: Ena ojačitev – čisti tlak, primerjava $N_{eff,EC}/N_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=2$	33
Slika 25: Dve ojačitvi – čisti tlak, primerjava $\sigma_{cr,p,EC}/\sigma_{cr,p,EBPlate}$ za $\alpha=0,5$	34
Slika 26: Dve ojačitvi – čisti tlak, primerjava $N_{eff,EC}/N_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=0,5$	34
Slika 27: Dve ojačitvi – čisti tlak, primerjava $\sigma_{cr,p,EC}/\sigma_{cr,p,EBPlate}$ za $\alpha=1$	35
Slika 28: Dve ojačitvi – čisti tlak, primerjava $N_{eff,EC}/N_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=1$	35
Slika 29: Dve ojačitvi – čisti tlak, primerjava $\sigma_{cr,p,EC}/\sigma_{cr,p,EBPlate}$ za $\alpha=2$	36
Slika 30: Dve ojačitvi – čisti tlak, primerjava $N_{eff,EC}/N_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=2$	37
Slika 31: Ena ojačitev – čisti upogib, primerjava $\sigma_{cr,p,EC}/\sigma_{cr,p,EBPlate}$ za $\alpha=0,5$	38
Slika 32: Ena ojačitev – čisti upogib, primerjava $M_{eff,EC}/M_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=0,5$	38
Slika 33: Ena ojačitev – čisti upogib, primerjava $\sigma_{cr,p,EC}/\sigma_{cr,p,EBPlate}$ za $\alpha=1$	39
Slika 34: Ena ojačitev – čisti upogib, primerjava $M_{eff,EC}/M_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=1$	40
Slika 35: Ena ojačitev – čisti upogib, primerjava $\sigma_{cr,p,EC}/\sigma_{cr,p,EBPlate}$ za $\alpha=2$	40
Slika 36: Ena ojačitev – čisti upogib, primerjava $M_{eff,EC}/M_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=2$	41
Slika 37: Prikaz ekstrapolacije elastičnih kritičnih napetosti v treh variantah	43
Slika 38: Primerjava nosilnosti obeh variant pri vseh parametrih.....	44
Slika 39: Primerjava nosilnosti prereza variante 1 in variante EC v odvisnosti od vitkosti stojine h_w/t_w za različne togosti ojačitve γ ($A_f/A_w=0,33$; $h_{w1}/h_w=0,2$; S355)	46
Slika 40: Interakcijska koeficienta ζ_I in ζ_{EC} za skrajne vrednosti parametrov ($A_f/A_w=0,33$; $h_{w1}/h_w=0,2$; S355)	47
Slika 41: Primerjava nosilnosti v odvisnosti od razmerja α ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w1}/h_w=0,2$; S355).....	48
Slika 42: Vpliv razmerja α na nosilnost panela ($h_w/t_w=250$; $\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w1}/h_w=0,2$; S355)	49
Slika 43: Vpliv razmerja h_w/t_w na razmerje nosilnosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w1}/h_w=0,2$; S355)	49
Slika 44: Vpliv razmerja h_w/t_w na maksimalno razmerje nosilnosti ter faktor interakcije ζ – $\alpha=1,5$ ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w1}/h_w=0,2$; S355)	50

Slika 45: Vpliv togosti ojačitve γ na razmerje nosilnosti ($h_w/t_w=250$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355) .	50
Slika 46: Potek nosilnosti po varianti EC in varianti 1 v odvisnosti od razmerja α za različne togosti ojačitve γ ($h_w/t_w=250$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355).....	51
Slika 47: Vpliv razmerja površin pasnice in stojine ($\gamma=60$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355)	52
Slika 48: Vpliv položaja ojačitve na razmerje nosilnosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; S355)	53
Slika 49: Vpliv položaja ojačitve na a) elastične kritične napetosti uklona tlačene palice oz. b) interakcijski faktor ζ ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; S355).....	54
Slika 50: Primerjava nosilnosti prereza variante 2 in variante EC v odvisnosti od vitkosti stojine h_w/t_w za različne togosti ojačitve γ ($A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355)	56
Slika 51: Primerjava nosilnosti v odvisnosti od razmerja α ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355)	57
Slika 52: Vpliv razmerja α na nosilnost panela ($h_w/t_w=250$; $\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355)	57
Slika 53: Vpliv razmerja h_w/t_w na razmerje nosilnosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355).....	58
Slika 54: Vpliv togosti ojačitve γ na razmerje nosilnosti ($h_w/t_w=250$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355) .	59
Slika 55: Potek nosilnosti po varianti EC in varianti 2 v odvisnosti od razmerja α za različne togosti ojačitve γ ($h_w/t_w=250$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355).....	59
Slika 56: Vpliv položaja ojačitve na razmerje nosilnosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; $\alpha=1$; S355)...	60
Slika 57: Vpliv položaja ojačitve na redukcijski faktor ρ_c ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; $\alpha=1$; S355).	61
Slika 58: Vpliv položaja ojačitve na nosilnost panela ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; $\alpha=1$; S355)	61
Slika 59: Vpliv razmerja površin pasnice in stojine ($\gamma=60$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355)	63
Slika 60: Primerjava nosilnosti obeh variant pri vseh parametrih	63
Slika 61: Primerjava nosilnosti prereza variante 1 in variante EC v odvisnosti od vitkosti stojine h_w/t_w za različne togosti ojačitve γ ($A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,1667$; S355)	66
Slika 62: Interakcijska koeficienta ζ_l in ζ_{EC} za skrajne vrednosti parametrov ($A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,1667$; S355)	66
Slika 63: Primerjava nosilnosti prereza variante 2 in variante EC v odvisnosti od vitkosti stojine h_w/t_w za različne togosti ojačitve γ ($A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,1667$; S355)	68
Slika 64: Primerjava nosilnosti obeh variant pri vseh parametrih	68

Slika 65: Vpliv gradienta napetosti na ekstrapolacijski faktor pri različnih položajih ojačitve	69
Slika 66: Primerjava variante 1 in variante EC v odvisnosti od razmerja površin natezne in tlačene pasnice ($\gamma=60$; $h_w/t_w=250$; $A_{f,compression}/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,25$; S355)	70
Slika 67: Primerjava variante 2 in variante EC v odvisnosti od razmerja površin natezne in tlačene pasnice ($\gamma=60$; $h_w/t_w=250$; $A_{f,compression}/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,25$; S355)	71
Slika 68: Primerjava variante 1 in variante EC v odvisnosti od položaja ojačitve ($\gamma=60$; $h_w/t_w=250$; $A_{f,compression}/A_w=0,33$; S355)	72
Slika 69: Primerjava faktorjev redukcije ρ_c v odvisnosti od položaja ojačitve ($\gamma=60$; $h_w/t_w=250$; $A_{f,compression}/A_w=0,33$; S355)	72
Slika 70: Primerjava nosilnosti, ter faktorjev redukcije ρ_c po varianti 2 in varianti EC v odvisnosti od položaja ojačitve ($\gamma=60$; $h_w/t_w=250$; $A_{f,compression}/A_w=0,33$; S355)	73
Slika 71: Primerjava nosilnosti po obeh metodah pri vseh vrednostih parametrov	73
Slika 72: Vpliv razmerja med dolžino in višino panela in vitkosti na razmerje nosilnosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355)	74
Slika 73: Potek nosilnosti določen po obeh metodah v odvisnosti od razmerja med dolžino in višino panela ($h_w/t_w=250$; $\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355)	75
Slika 74: Vpliv togosti ojačitve γ na razmerje nosilnosti ($h_w/t_w=250$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355) ..	76
Slika 75: a) Potek nosilnosti po metodi efektivnih širin in metodi reduciranih napetosti v odvisnosti od razmerja α za različne togosti ojačitve γ , ter b) potek nosilnosti po metodi reduciranih napetosti za vse togosti ojačitve γ ($h_w/t_w=250$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355)	77
Slika 76: Vpliv razmerja površin pasnice in stojine ($\gamma=60$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355)	79
Slika 77: Vpliv položaja ojačitve na razmerje nosilnosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; $\alpha=1,5$; S355) ..	80
Slika 78: Vpliv položaja ojačitve na razmerje nosilnosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; $\alpha=1,5$; S355)	80
Slika 79: Vpliv položaja ojačitve na redukcijske koeficiente pri metodi reduciranih napetosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; $\alpha=1,5$; S355)	81
Slika 80: Vpliv položaja ojačitve na elastične kritične napetosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; $\alpha=1,5$; S355)	81

Slika 81: Prikaz numeričnega modela	82
Slika 82: Geometrija numeričnega modela	83
Slika 83: Prikaz mreže končnih elementov	84
Slika 84: Shematičen in povečan prikaz globalnih nepopolnosti	85
Slika 85: Shematičen in povečan prikaz lokalnih nepopolnosti	86
Slika 86: Uporabljen materialni model.....	86
Slika 87: Vpliv togosti ojačitve na nosilnost panela ($h_w/t_w=250$; $\alpha=1,5$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,1}/h_w=0,25$; S355)	88
Slika 88: Vpliv togosti ojačitve na: a) redukcijske faktorje; b) faktorje interakcije ($h_w/t_w=250$; $\alpha=1,5$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,1}/h_w=0,25$; S355)	89
Slika 89: Primerjava med metodami – $h_{w,1}/h_w=1/4$	90
Slika 90: Primerjava med metodami pri skrajnih parametrih vitkosti stojine	91
Slika 91: Primerjava metode 1 z numeričnimi simulacijami za različne togosti ojačitve	92
Slika 92: Primerjava med metodami – $h_{w,1}/h_w=1/5$	93
Slika 93: Primerjava metode 1 z numeričnimi simulacijami – $h_{w,1}/h_w=1/5$	94
Slika 94: Redukcijski koeficienti po vseh predlaganih metodah ($h_w/t_w=300$)	95
Slika 95: Primerjava med metodami – $h_{w,1}/h_w=1/5$, $A_{comp. flange}/A_{tens. flange}=1:2$	96
Slika 96: Primerjava med metodami – $h_{w,1}/h_w=1/3$, $A_{comp. flange}/A_{tens. flange}=1:2$	97
Slika 97: Primerjava metode EC z numeričnimi simulacijami – $h_{w,1}/h_w=1/3$, $A_{comp. flange}/A_{tens. flange}=1:2$	98
Slika 98: Primerjava metode RSM z numeričnimi testi v odvisnosti od redukcijskih koeficientov – $h_{w,1}/h_w=1/3$, $A_{comp. flange}/A_{tens. flange}=1:2$	99
Slika 99: Primerjava metode RSM z numeričnimi testi za različne vrednosti koeficienta redukcijskih faktorjev – $h_{w,1}/h_w=1/3$, $A_{comp. flange}/A_{tens. flange}=1:2$	99
Slika 100: Primerjava metod z numeričnimi testi – $h_{w,1}/h_w=1/6$, $A_{comp. flange}/A_{tens. flange}=1:1$	100
Slika 101: Primerjava metode RSM z numeričnimi testi – $h_{w,1}/h_w=1/6$, $A_{comp. flange}/A_{tens. flange}=1:1$	101

Slika 102: Primerjava predlaganih metod z numeričnimi testi – $h_{w,l}/h_w=0,1875$, $A_{comp. flange}/A_{tens. flange}=1:2$	102
Slika 103: Primerjava predlaganih metod z numeričnimi testi pri vseh geometrijskih parametrih	104
Slika 104: Vpliv togosti ojačitve na nosilnost panela	105

1 UVOD

S spoznavanjem dobrih lastnosti jekla, se je njegova uporaba v preteklosti uveljavil v vseh panogah gradbeništva, od visokih gradenj do inženirskih objektov oz. mostov. Z razvojem različnih postopkov varjenja se je močno razširila tudi uporaba tankih pločevin. Tako jih dandanes ne uporabljamo le v gradbeništvo, temveč se uporabljajo tudi v strojništvu, ladjedelstvu, letalstvu, itn. Tanke pločevine z varjenjem sestavljamo v večje, v gradbeništvo predvsem I ali škatlaste nosilce. Ti so običajno visoki od 1m, pa tudi do 5m in več. Z višanjem nosilcev, drastično povečujemo upogibno nosilnost le teh. Ker bi bila uporaba debelih pločevin v sestavljenih prerezih največkrat nesmotrna (velika cena in lastna teža konstrukcije), se v prerezih uporabljajo tanke pločevine, pri katerih pa se pojavi problem stabilnosti. Da povečamo nosilnost takih prerezov, jih ojačamo z vzdolžnimi in/ali prečnimi ojačitvami, privarjenimi na osnovno pločevino.

Posebnost vitkih pločevin je, da izkazujejo veliko post-kritično nosilnosti. To element izkazuje potem, ko se pločevina zaradi tlačnih napetosti izboči. V preteklosti so zaradi pomanjkanja izkušenj ter teoretičnega znanja take elemente dimenzionirali le kot uklon linijskih elementov, ki pa post-kritične nosilnosti nimajo. Z razvojem teoretičnega znanja, matematičnih modelov ter v zadnjem času računalniške opreme je dimenzioniranje pločevin močno napredovalo. Pravila za dimenzioniranje ojačenih pločevin obravnava standard SIST EN 1993-1-5, ki problem rešuje s pomočjo elastičnih kritičnih napetosti, ki vplivajo na nosilnost. To so elastična kritična napetost kot efekt »enodimenzionalnega« izbočenja (v nadaljevanju uporabljen izraz »elastična kritična napetost uklona tlačene palice«), ter elastična kritična napetost kot efekt »dvodimenzionalnega« izbočenja (v nadaljevanju uporabljen izraz »elastična kritična napetost izbočenja pločevine«). Določamo jih z uporabo poenostavljenih računskih modelov, katerih uporaba je v določenih primerih vprašljiva. S pomočjo teh računskih modelov, dobimo elastične kritične napetosti na mestu ojačitve, ki jih je potrebno ekstrapolirati na najbolj tlačen rob pločevine. Elastične kritične napetosti lahko določimo tudi s pomočjo uporabe specializiranih programov, kot je EBPlate. V prvem delu diplomske naloge, je bila zato opravljena krajša parametrična analiza, kjer smo raziskovali razlike v elastičnih kritičnih napetostih določenih s pomočjo poenostavljenih postopkov ter programom EBPlate. Teoretična ozadja so predstavljena v prvem delu diplomske naloge (povzeto po Beg idr., 2010).

V drugem delu diplomske naloge je bila opravljena obsežna parametrična analiza, v kateri smo primerjali štiri metode določanja upogibne nosilnosti prerezov oz. panelov. Dve izmed metod sta predlagani v standardu SIST EN 1993-1-5. To sta metoda efektivnih širin ter metoda reduciranih napetosti, preostali dve pa sta izpeljanki iz prve metode, pri katerih je različno upoštevana ekstrapolacija kritičnih napetosti na rob pločevine. Pri eni izmed izpeljank ne opravimo ekstrapolacije elastičnih kritičnih napetosti tlačene palice na rob, pri drugi pa nobene elastične kritične napetosti ne

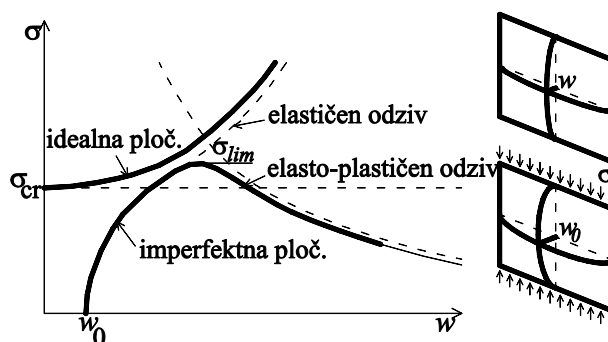
ekstrapoliramo na najbolj tlačeni rob pločevine. S pomočjo programa, napisanega v programskem jeziku Matlab, je bilo opravljenih več kot 5000 izračunov upogibne nosilnosti panelov.

V zadnjem delu diplomske naloge je opravljena primerjava predlaganih metod z numeričnimi testi. Za potrebe primerjave, je bilo s pomočjo programa Abaqus izračunanih 480 primerov panelov različnih geometrijskih lastnosti.

2 IZBOČENJE PLOČEVIN ZARADI DELOVANJA NORMALNIH NAPETOSTI

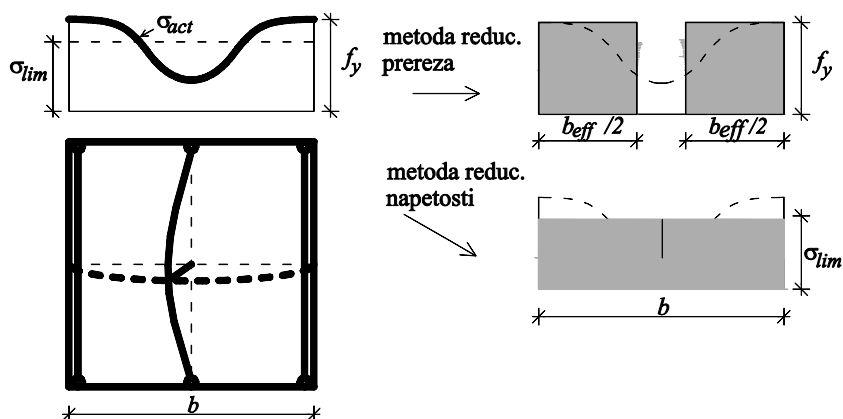
Poglavje je delno povzeto po Beg idr, 2010.

Vitke pločevine v tlaku lahko izkazujejo veliko post-kritično nosilnost, katero lahko s pridom izkoristimo pri dimenzioniranju pločevinastih elementov. Tipičen odziv vitkih pločevin je prikazan na spodnji sliki.



Slika 1: Post-kritični odziv vitkih pločevin v tlaku (Beg idr., 2010: str. 23)

Za idealne pločevine oz. pločevine brez geometrijskih in materialnih nepravilnosti, je razlika med pred-kritičnim in post-kritičnim odzivom jasno vidna (bifurkacijska točka), medtem ko je pri realnih pločevinah prehod v post-kritično območje postopen in pri velikih nepopolnostih težko opazen. Fenomen post-kritične nosilnosti je, da po doseženi elastični kritični napetosti σ_{cr} odpornost elementa še ni dosežena, ampak se povečuje do plastične porušitve. Ko je elastična kritična napetost presežena, pride do prerazporeditve tlačnih napetosti (zmanjšanja se osna togost izbočenega dela elementa in napetosti se tukaj zmanjšajo, hkrati pa se ob podprtih robovih elementa le te povečajo (Slika 2)). Mejna odpornost je dosežena, ko robne napetosti dosežejo napetost tečenja. Dejansko napetostno stanje oz. potek napetosti je torej nelinearen, zato določitev nosilnosti ni enostavna naloga. Tako sta se razvili dve poenostavljeni metodi določanja nosilnosti elementov, ki upoštevajo linearen potek napetosti ter deformacij. To sta metoda efektivnih širin, ter metoda reduciranih napetosti.



Slika 2: Osnovna ideja metod reduciranih napetosti, ter efektivnih prerezov (Beg idr., 2010: str. 24)

Metoda efektivnih širin ali metoda reduciranega prereza temelji na redukciji prečnega prereza elementa. Tako metoda upošteva efektivne širine b_{eff} neizbočenega dela elementa in le-te obravnava kot kompaktne oz. take, da v njih napetosti lahko dosežejo mejo tečenja f_y .

Metoda reduciranih napetosti temelji na redukciji maksimalne možne napetosti v prerezu v mejnem stanju.

Tako pri metodi reduciranih napetosti kot tudi pri metoda efektivnih širin je ustrezna redukcija taka, da je ohranjeno ravnotežje med potekom dejanskih napetosti v prerezu (enačba (2.1))

$$P_{ult} = \int_0^b \sigma_{act} dx = b_{eff} \cdot f_y = b \cdot \sigma_{lim} = \rho b \cdot f_y. \quad (2.1)$$

Redukcijski koeficient izbočenja pločevine ρ , je bil določen s testi (Winter, 1947) in se ga numerično določi po enačbi (2.2):

$$\rho = \frac{b_{eff}}{b} = \frac{\sigma_{lim}}{f_y}. \quad (2.2)$$

Obe metodi dajeta podobne rezultate za pločevine iz enega elementa, ter za sestavljene prereze iz več pločevin obremenjene s čistim tlakom. V primerih, kadar je element sestavljen iz pločevin različnih razredov kompaktnosti, je metoda reduciranih napetosti bolj konzervativna kot metoda sodelujočih širin.

2.1. Metoda sodelujočega prereza

2.1.1. Splošne zahteve

Metodo sodelujočega prereza lahko uporabimo, ko so izpolnjene naslednje zahteve:

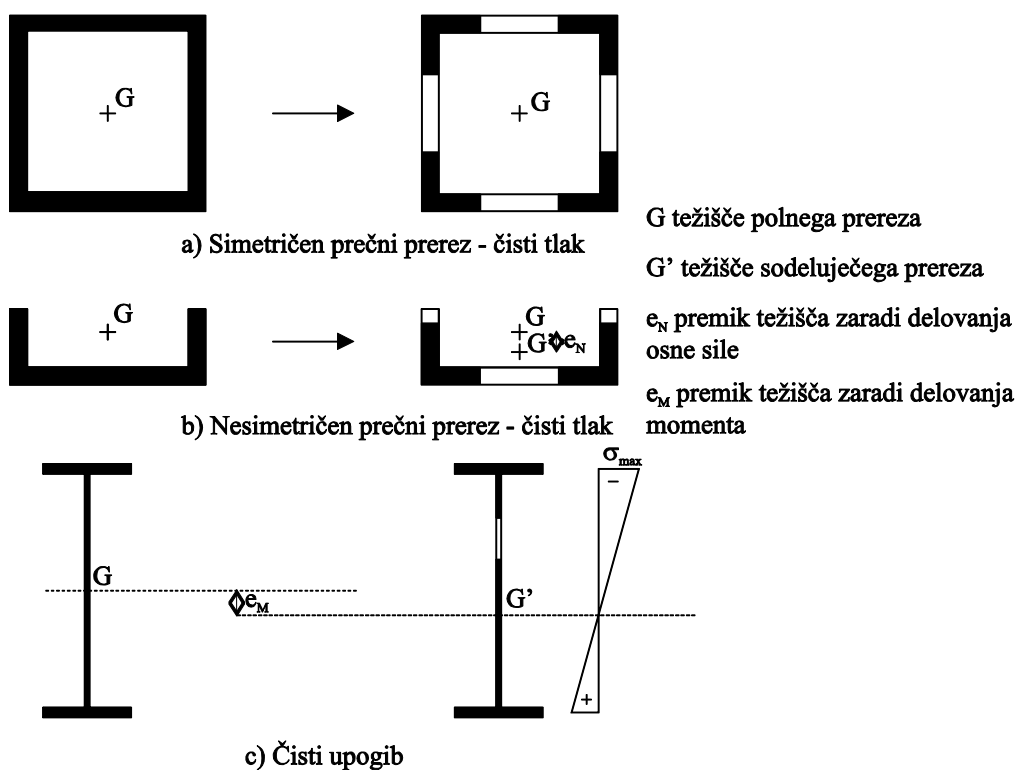
- Paneli in podpaneli so pravokotni oz. skoraj pravokotni z odklonom pasnic od horizontalne linije manj kot 10° .
- Paneli so lahko ojačeni ali neojačeni z vzdolžnimi ali prečnimi ojačitvami, lahko so ojačeni tudi v obeh smereh.
- Odprtine v panelih, ki niso dodatno ojačene, morajo biti majhne s premerom manjšim od $0,05b$, kjer b predstavlja širino elementa. Ustrezno ojačene odprtine so lahko tudi večje, vendar v tem primeru EN 1993-1-5 ne razpolaga s pravili za dimenzioniranje.
- Prerez je sestavljen iz elementov enakih debelin.
- Izbočenje stojine zaradi vpliva tlačnih pasnic je preprečeno.

2.1.2. Principi računa po metodi sodelujočega prereza

Za določitev odpornosti vitkih prerezov v 4. razredu kompaktnosti obremenjenih z normalnimi napetostmi postopamo tako, da najprej določimo sodelujoči prerez posameznih elementov sestavljenega prečnega prereza, ki jih nato uporabimo za določitev efektivnega prečnega prereza A_{eff} , efektivnega vztrajnostnega momenta I_{eff} , ter efektivnega odpornostnega momenta W_{eff} (pri določanju efektivnega prereza, je potrebno upoštevati še vplive strižne podajnosti). Tako sestavljen efektivni prerez obravnavamo kot prerez v 3. kompaktnostnem razredu, s predpostavko linearnega poteka deformacij ter napetosti po prerezu. Mejna nosilnost prereza je dosežena z začetkom plastifikacije v središču najbolj oddaljenega tlačnega elementa glede na težišče celotnega prečnega prereza.

Če na prečni prerez delujeta moment, ter osna sila istočasno, lahko za izračun efektivnega prereza upoštevamo rezultirajoči potek napetosti. EN 1993-1-5 omogoča uporabo poenostavljenega postopka, kjer A_{eff} določimo le glede na čisti tlak, W_{eff} pa le na napetosti zaradi čistega upogiba.

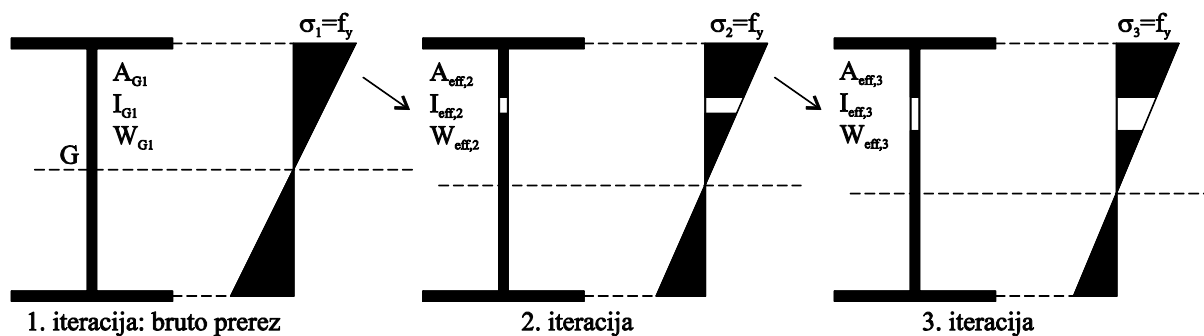
Pri nesimetričnih prerezih, na katerih deluje osna sila N_{Ed} , pride do premika težišča sodelujočega prereza za e_N glede na težišče polnega oz. bruto prereza (Slika 3b)). Zaradi tega premika, dobimo dodaten moment $\Delta M = e_N N_{Ed}$, katerega moramo upoštevati pri kontrolah nosilnosti.



Slika 3: Polni in sodelujoči prerez v 4. razredu kompaktnosti

2.1.3. Splošen postopek določitve efektivnih širin

V splošnem je določitev efektivnih širin iterativni postopek (Slika 4), ki se konča z zadovoljivo natančnostjo med dvema korakoma.



Slika 4: Določitev efektivnega prereza z iterativnim postopkom

V prvi iteraciji določimo potek napetosti glede na bruto prerez. S tem potekom določimo efektivni prerez druge iteracije. Določimo nove karakteristike prereza ($A_{eff,2}$, $I_{eff,2}$, $W_{eff,2}$), ter določimo nov potek napetosti. Z novim potekom napetosti nadaljujemo v naslednjo iteracijo, kjer ponovimo postopek iz prejšnje iteracije. To ponavljamo do zadovoljive natančnosti med dvema korakoma.

EN 1993-1-5 za I nosilce, ter škatlaste nosilce v upogibu, omogoča uporabo poenostavljenega postopka za določitev efektivnega prereza, ki se konča v dveh korakih:

- Najprej določimo efektivni prerez pasnic (če so v 4. razredu kompaktnosti) za potek napetosti določen na bruto prerezu.
- Določimo potek napetosti za prerez sestavljen iz efektivnega prereza pasnic, ter bruto prereza stojine, ter z upoštevanjem takega poteka napetosti določimo efektivni prerez stojine in postopek zaključimo.

2.1.4. Različni načini izbočenja

Postkritična nosilnost vitkih pločevin se z manjšanjem razmerja $\alpha=a/b$ postopno zmanjšuje, ker izbočenje pločevine preide v izbočenje podobno uklonu tlačene palice, ki pa ne izkazuje post-kritične nosilnosti.

Pri neojačenih pločevinah se to zgodi pri razmerju $\alpha=0,7$ (čisti tlak), medtem ko se pri vzdolžno ojačenih panelih z izrazito ortotropnostjo v eni smeri to lahko zgodi pri razmerju $\alpha>1,0$.

V EN 1993-1-5 je »enodimenzionalno« izbočenje obravnavano kot nepodprto po vzdolžnih robovih, zato je kritična napetost »dvodimenzionalnega« izbočenja vedno večja kot pri »enodimenzionalnem« izbočenju.

V splošnem ločimo dve skrajnosti: obnašanje pločevine kot tlačena palica ali obnašanje pločevine kot pločevina. Vmes pa je prehodno območje, kjer upoštevamo interakcijo med obema oblikama.

2.1.4.1. Izbočenje pločevine

Izbočenje pločevine obravnavamo kot izbočenje prostoležeče podprte pločevine na vseh robovih.

2.1.4.1.1. Neojačene pločevine

Efektivne širine b_{eff} oz. efektivni prerez $A_{c,eff}$ vitkih elementov v tlaku določimo s pomočjo redukcijskega koeficienta izbočenja $\rho = \rho_{loc}$, kjer se ρ_{loc} nanaša na en panel v primeru vzdolžno neojačene pločevine oz. na en podpanel v primeru vzdolžno ojačene pločevine.

$$b_{eff} = \rho_{loc} \cdot b \quad (2.3)$$

$$A_{c,eff} = \rho_{loc} \cdot A \quad (2.4)$$

Redukcijski koeficient ρ_{loc} je v EN 1993-1-5 določen kot modificirana Winterjeva formula (Winter, 1947) za račun efektivnih širin vitkih pločevin. Določimo ga po naslednjih izrazih:

- Notranji tlačeni elementi oz. elementi podprti na obeh vzdolžnih robovih (npr. stojina I nosilca)

$$\rho_{loc} = 1,0 \quad \text{za } \bar{\lambda}_p \leq 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055\psi}$$
$$\rho_{loc} = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055(3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} \quad \text{za } \bar{\lambda}_p > 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055\psi} \quad (2.5)$$

- Zunanji tlačeni elementi oz. elementi podprti vzdolž enega robu (npr. pasnica I nosilca)

$$\rho_{loc} = 1,0 \quad \text{za } \bar{\lambda}_p \leq 0,748$$
$$\rho_{loc} = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,188}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1 \quad \text{za } \bar{\lambda}_p > 0,748 \quad (2.6)$$

Kjer je relativna vitkost pločevine definirana kot:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,p}}} \quad (2.7)$$

in elastična kritična napetost izbočenja $\sigma_{cr,p}$ kot:

$$\sigma_{cr,p} = k_{\sigma} \sigma_E = k_{\sigma} \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (2.8)$$

Z upoštevanjem elastičnega modula $E=210000 \text{ N/mm}^2$, Poissonovega količnika $\nu=0,3$ in materialnega koeficienta $\varepsilon=\sqrt{235/f_y}$ dobimo:

$$\bar{\lambda}_p = \frac{b}{t} \frac{1}{28,4\varepsilon\sqrt{k_{\sigma}}} \quad (2.9)$$

Koeficient k_{σ} , ki nastopa v prejšnjih enačbah, predstavlja koeficient izbočenja, ki je odvisen od razmerja robnih napetosti ψ in robnih pogojev.

Za prostoležeče podprte neojačene pločevine pod vplivom enakomernega tlaka je koeficient izbočenja podan kot:

$$k_{\sigma} = \left(\frac{m}{\alpha} + n^2 \frac{\alpha}{m}\right)^2, \text{ kjer je } \alpha = \frac{a}{b} \quad (2.10)$$

V enačbi (2.10) nastopajoči koeficienti a, b, m in n predstavljajo dolžino (v smeri tlačnih napetosti) in širino neojačene pločevine (a, b), število sinusnih polvalov izbočenja v smeri tlaka (m) ter število sinusnih polvalov v prečni smeri (n).

V primeru, da prečne obremenitve ni, nastane v prečni smeri le en polval ($n=1$) in enačba za k_{σ} se preoblikuje v :

$$k_{\sigma} = \left(\frac{\alpha}{m} + \frac{m}{\alpha}\right)^2 \quad (2.11)$$

Če poiščemo minimum enačbe (2.11), dobimo $\alpha=m$ in vrednost $k_{\sigma}=4$.

Pri pločevinah z enim vzdolžnim robom vrtljivo podprtim, drugim robom pa prostim, je vrednost $k_{\sigma}=0,43$, ne glede na razmerje α .

Za vrtljivo podprte neojačene tlačene pločevine pod vplivom linearno razporejenih napetosti je koeficient izbočenja podan v preglednicah (Preglednica 1, Preglednica 2).

Preglednica 1: Tlačeni elementi, podprti ob obeh vzdolžnih robovih (Preglednica 4.1 v EN 1993-1-5)

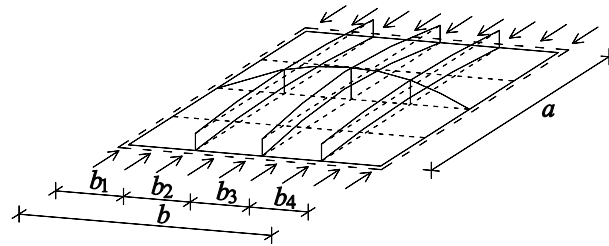
Potek napetosti (tlak pozitiven)		Efektivna širina b_{eff}				
		$\psi = 1:$ $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = \rho b_{eff}$ $b_{e2} = \rho b_{eff}$				
		$1 > \psi \geq 0:$ $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = 2 b_{eff} / (5 - \psi)$ $b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$				
		$\psi < 0:$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho \bar{b} (1 - \psi)$ $b_{e1} = 0,4 b_{eff}$ $b_{e2} = 0,6 b_{eff}$				
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1	$-1 > \psi > -3$
Izbočitveni koef. k_{σ}	4	$8,2 / (1,05 + \psi)$	7,81	$7,81 - 6,29\psi + 9,78\psi^2$	23,9	$5,98 (1 - \psi)^2$

Preglednica 2: Tlačeni elementi z enim prostim vzdolžnim robom (Preglednica 4.2 v EN 1993-1-5)

Potek napetosti (tlak pozitiven)		Efektivna širina b_{eff}			
		$1 > \psi \geq 0:$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho c / (1 - \psi)$			
		$\psi < 0:$ $b_{eff} = \rho c$			
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	0	-1	$1 \geq \psi \geq -3$	
Izbočitveni koef. k_{σ}	0,43	0,57	0,85	$0,57 - 0,21\psi + 0,07\psi^2$	
		$1 > \psi \geq 0:$ $b_{eff} = \rho c$			
		$\psi < 0:$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho c / (1 - \psi)$			
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1
Izbočitveni koef. k_{σ}	0,43	$0,578 / (\psi + 0,34)$	1,7	$1,7 - 5\psi + 17,1\psi^2$	23,8

2.1.4.1.2. Vzdolžno ojačene pločevine

Izbočenje vzdolžno ojačene pločevine pomeni globalno izbočenje celotnega panela sestavljenega iz pločevine in ojačitev (Slika 5). V primeru, ko so podpaneli širine b_i vitki, je potrebno upoštevati interakcijo med globalnim in lokalnim izbočenjem panela. To interakcijo upoštevamo v modificirani relativni vitkosti pločevine (enačba (2.12)).



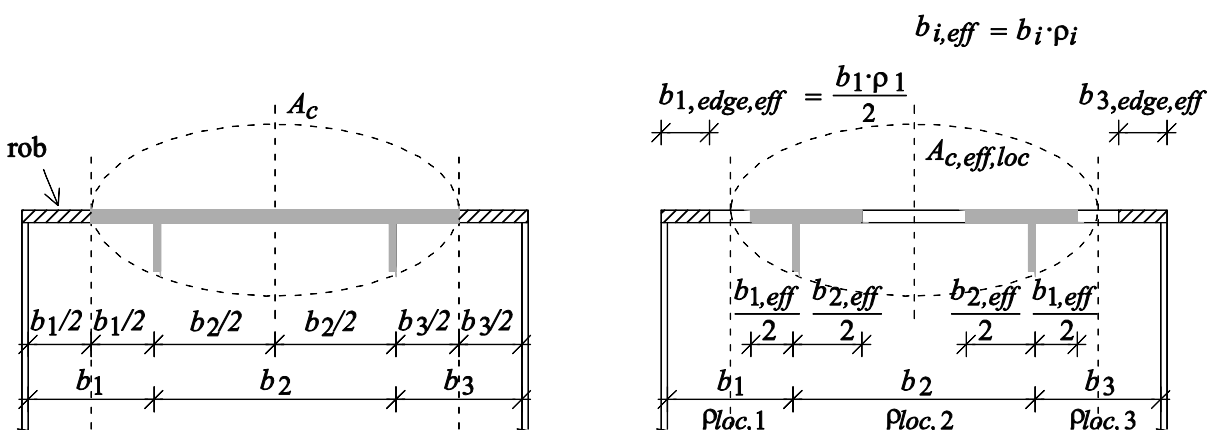
Slika 5: Globalno izbočenje vzdolžno ojačenega panela (Beg idr., 2010: str. 37)

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{N_y}{N_{cr}}} = \sqrt{\frac{A_{c,eff,loc} f_y}{A_c \sigma_{cr,p}}} = \sqrt{\frac{\beta_{A,c} f_y}{\sigma_{cr,p}}} \quad (2.12)$$

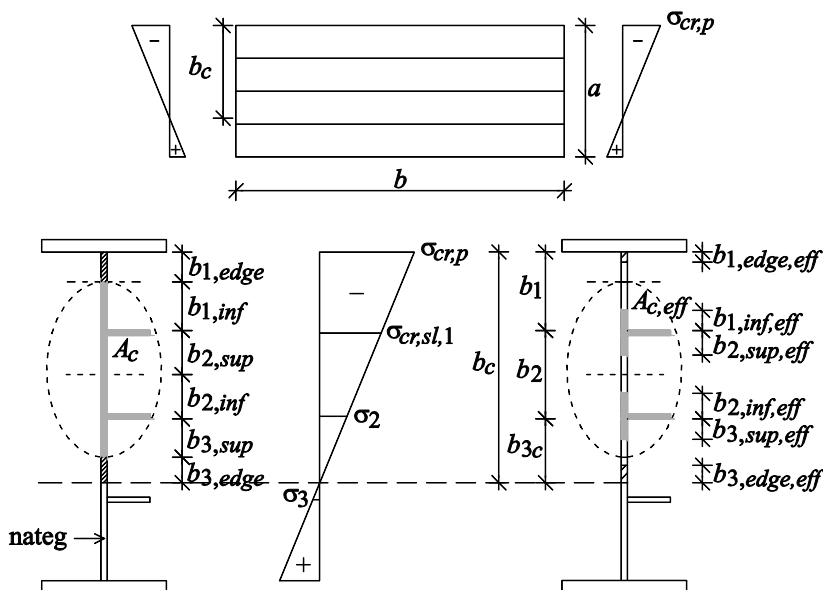
Redukcijski koeficient izbočenja pločevine ρ določimo analogno z enačbo (2.5) oz. (2.6).

V enačbi (2.12) $\beta_{A,c}$ predstavlja količnik med $A_{c,eff,loc}$ ter A_c . $A_{c,eff,loc}$ predstavlja vsoto efektivnih prerezov podpanelov ($\sum_i \rho_{loc,i} b_{loc,i} t$) ter efektivnih prerezov vzdolžnih ojačitev ($A_{sl,eff}$) in se določi po enačbi (2.13), A_c pa predstavlja bruto prerez tlačene cone ojačenega panela zmanjšanega za robna elementa $b_{edge,eff}$ (Slika 6).

$$A_{c,eff,loc} = A_{sl,eff} + \sum_i \rho_{loc,i} \cdot b_{loc,i} \cdot t \quad (2.13)$$



Slika 6: Ojačena pločevina pri čistem tlaku (Beg idr., 2010: str. 38)



Slika 7: Ojačena pločevina pri $\psi \neq 1$ (Beg idr., 2010: str. 39)

Pri različnem poteku napetosti ($\psi \neq 1$, Slika 7), se efektivne širine in bruto prerez tlačene cone določi po preglednicah (Preglednica 1 oz. Preglednica 2).

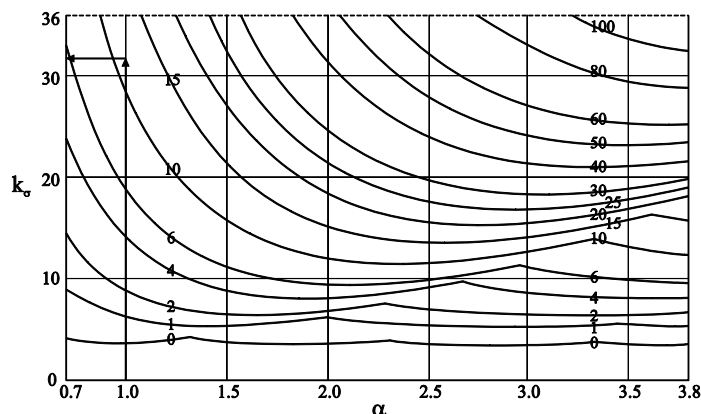
Določitev elastične kritične napetosti izbočenja ojačene pločevine je enaka kot za neojačen panel (enačba(2.8)) s tem, da je mnogo težje določiti koeficient izbočenja pločevine $k_{\sigma,p}$. Omenjeni koeficient lahko določimo na več načinov:

- Diagrami za diskretne ojačitve, ter ojačitve z enakomerno porazdeljeno togostjo po pločevini (Klöppel in Scheer, 1960 ter Klöppel in Möller, 1968),
- Poenostavljeni analitični postopki (dva postopka podana v EN 1993-1-5),
- Računalniške simulacije.

2.1.4.2. Določitev elastične kritične napetosti izbočenja pločevine oz. koeficienta k_{σ}

2.1.4.2.1. Uporaba diagramov

Uporaba diagramov za določitev koeficienta k_{σ} je zelo enostavna ampak omejena na točno določene primere. Najbolj razširjeni in uporabljeni so Klöppelovi grafi (Klöppel in Scheer, 1960 ter Klöppel in Möller, 1968). V njih najdemo podatke za koeficient izbočenja za diskretne ojačitve, ter za ojačitve z enakomerno porazdeljeno togostjo po pločevini, vendar so zaradi omejitev največkrat neuporabni v praksi. Navsezadnje so za pločevine ojačane s trapeznimi ojačtvami vrednosti za k_{σ} podane v Klöppelovih grafih konzervativne, saj ne upoštevajo torzijske togosti ojačitev.



Slika 8: Primer Klöpplövega diagrama (po Klöpplu)

2.1.4.2.2. Poenostavljeni analitični postopki

V SIST EN 1993-1-5 sta podana dva analitična postopka za različno število ojačitev.

- Primer s tri ali več enakomerno razporejenimi ojačitvami, pri razmerju $\alpha = a/b \geq 0,5$ (EN 1993-1-5, Dodatek A.1)

Pogoj za uporabo tega postopka je, da je celoten panel v tlaku z razmerjem $\psi = \sigma_2/\sigma_1 \geq 0,5$. Panel z diskretnimi ojačitvami »pretvorimo« v enakovredno ortotropno ploščo s koeficientom $k_{\sigma,p}$ določenim kot:

$$k_{\sigma,p} = \frac{2\left((1+\alpha^2)^2 + \gamma - 1\right)}{\alpha^2(\psi+1)(1+\delta)} \quad \text{pri } \alpha \leq \sqrt[4]{\gamma}$$

$$k_{\sigma,p} = \frac{4(1+\sqrt{\gamma})}{(\psi+1)(1+\delta)} \quad \text{pri } \alpha > \sqrt[4]{\gamma}$$
(2.14)

kjer je:

$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \geq 0,5$ največje napetostno razmerje po širini b;

$\gamma = \frac{I_{sl}}{I_p}$ relativna upogibna togost ojačitev;

$\delta = \frac{A_{sl}}{A_p}$ relativna osna togost ojačitev brez ojačitev;

$\alpha = \frac{a}{b} \geq 0,5$ razmerje dolžine in širine pločevine;

$I_p = \frac{bt^3}{12(1-\nu^2)}$ vztrajnostni moment neojačane pločevine;

A_{sl} vsota bruto prerezov vzdolžnih ojačitev;

A_p bruto prerez pločevine;

- Ena ali dve ojačitvi v tlačeni coni (EN 1993-1-5, Dodatek A.2)

Pri tej metodi, se ojačitve v natezni coni zanemari in elastična kritična napetost izbočenja pločevine $\sigma_{cr,p}$ se določi s pomočjo uklonske elastične kritične napetosti $\sigma_{cr,sl}$ osno obremenjene ojačitve s pripadajočim delom pločevine na elastični podlagi. To napetost je potrebno po enačbi (2.15) ekstrapolirati na najbolj tlačeni rob obravnavane pločevine.

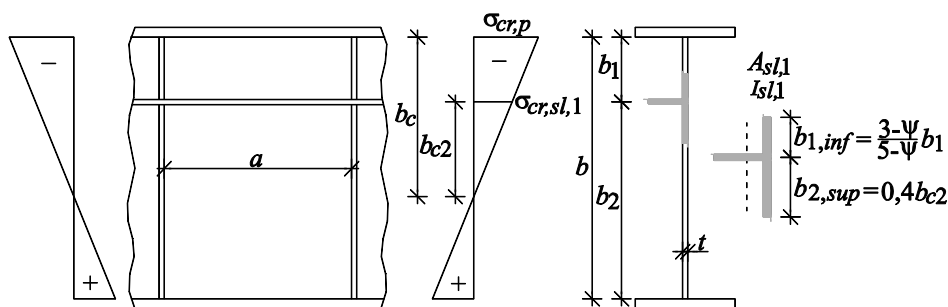
$$\sigma_{cr,p} = \frac{b_c}{b_{c2}} \sigma_{cr,sl} \quad (2.15)$$

Elastično kritično napetost $\sigma_{cr,sl}$ določimo po naslednjih enačbah:

$$\begin{aligned} \sigma_{cr,sl} &= \frac{1,05E}{A_{sl,1}} \frac{\sqrt{I_{sl,1} t^3 b}}{b_1 b_2} && \text{pri } a \geq a_c \\ \sigma_{cr,sl} &= \frac{\pi^2 EI_{sl,1}}{A_{sl,1} a^2} + \frac{Et^3 b a^2}{4\pi^2 (1-\nu^2) A_{sl,1} b_1^2 b_2^2} && \text{pri } a < a_c \end{aligned} \quad (2.16)$$

$$a_c = 4,33 \sqrt[4]{\frac{I_{sl,1} b_1^2 b_2^2}{t^3 b}}$$

kjer sta $A_{sl,1}$, ter $I_{sl,1}$ bruto prečni prerez oz. bruto vztrajnostni moment ojačitve s pripadajočim delom pločevine (Slika 9).



Slika 9: Stojina I nosilca z eno ojačitvijo v tlaku (Beg idr., 2010: str. 40)

Rešitev je izpeljana iz ravnotežja diferencialne enačbe (enačba (2.17)) osno obremenjenega nosilca (ojačitve s pripadajočim delom pločevine) dolžine a , upogibne togosti $EI_{sl,1}$ in prereza $A_{sl,1}$ na elastični podlagi togosti k_f , ki predstavlja sodelovanje pločevine pri uklonu ojačitve.

$$EI_{sl,1} \frac{d^4 v}{dx^4} + N \frac{d^2 v}{dx^2} + k_f v = 0 \quad (2.17)$$

kjer N predstavlja tlačno osno silo, v pa je pomik iz ravnovesne lege pri uklonu. Enačbo (2.17) rešujemo z nastavkom:

$$v = A \sin\left(\frac{m\pi x}{a}\right) \quad (2.18)$$

Z upoštevanjem robnih pogojev pridemo do enačbe za N_{cr} :

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI_{sl,1}}{a^2} \left(m^2 + \frac{k_f a^4}{m^2 \pi^4 EI_{sl,1}} \right) \quad (2.19)$$

Enačba (2.19) pokaže, da je kritična osna sila funkcija koeficienta m , ki je odvisen tako od ojačitve kot tudi od pločevine, ki nudi elastično podlago.

Togost k_f , ki jo nudi elastična podlaga (pločevina) s svojo togostjo izven ravnine, je določena kot recipročna vrednost prečnega pomika pasu pločevine enotske širine, debeline t ter dolžine $(b_1 + b_2)$ obremenjena z enotsko linijsko obtežbo, ki predstavlja reakcijo ojačitve na pločevino. Določi se jo kot:

$$k_f = \frac{(b_1 + b_2) Et^3}{3,64 b_1^2 b_2^2} \quad (2.20)$$

Če je togost elastične podlage zelo majhna, moramo izbrati $m=1$. To pomeni, da je podlaga toliko podajna, da pride do uklona brez infleksijske točke (en polval). Takrat je osna kritična sila:

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI_{sl,1}}{a^2} + \frac{Et^3 (b_1 + b_2) a^2}{35,92 b_1^2 b_2^2} \quad (2.21)$$

Z večanjem togosti k_f postane kritična osna sila manjša pri $m=2$ kot pri $m=1$. Takrat pride do uklona z eno infleksijsko točko (dva polvala). Z nadaljnjim povečevanjem togosti elastične podlage, pride do uklona z več infleksijskimi točkami (m polvalov, $(m-1)$ infleksijskih točk). Tako lahko pri dani togosti elastične podlage določimo dolžino \bar{a} pri kateri je za vsak $m>1$ kritična sila najmanjša (poiščemo minimum enačbe (2.19)). Dobimo izraz:

$$\bar{a} = m\pi \sqrt[4]{\frac{EI_{sl,1}}{k_f}} \quad (2.22)$$

Če v enačbi za kritično silo N_{cr} a nadomestimo z zgornjim izrazom, dobimo:

$$N_{cr, \min} = 2\sqrt{k_f EI_{sl,1}} = \frac{1,05E}{b_1 b_2} \sqrt{I_{sl,1} t^3 (b_1 + b_2)} \quad (2.23)$$

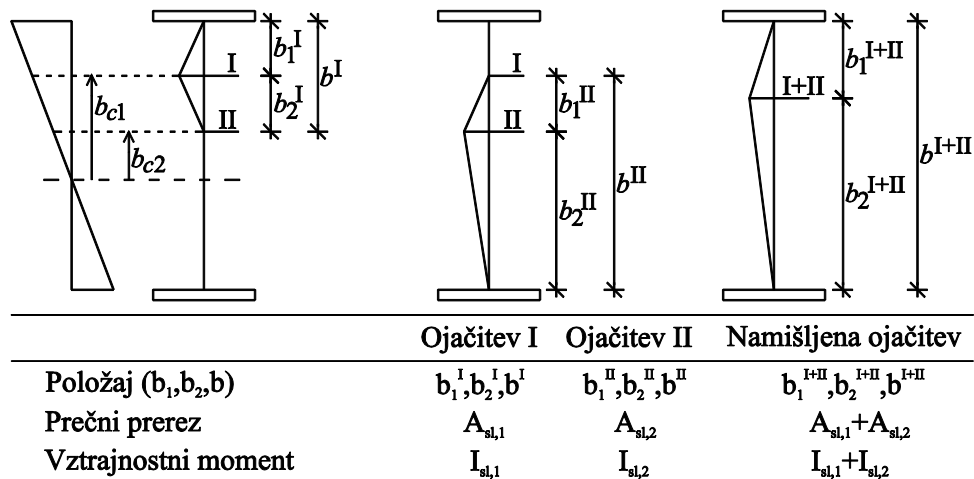
Vidimo, da je minimalna sila neodvisna od m in konstantna. Vzamemo jo za kritično silo, ko je $m>1$, t.j. ko je $a>a_c$, kjer je a_c vrednost \bar{a} za $m=1$ (enačba (2.22)). Tako je potrebno ločiti primera:

- $a_c < a$, ko se ojačitev ukloni v več polvalih ($m > 1$),
- $a_c > a$, ko se ojačitev ukloni v enem polvalu ($m = 1$).

Razlika v elastični kritični uklonski napetosti ojačitve s pripadajočim delom pločevine je razvidna v enačbi (2.16).

Zgoraj opisani postopek za določitev elastične uklonske kritične napetosti za eno ojačitev v tlačeni coni, lahko razširimo na primer z dvema ojačitvama v tlačeni coni (Slika 10):

- za obe ojačitvi ločeno določimo $\sigma_{cr,p}$ po zgornjem postopku tako da predpostavimo, da druga ojačitev nudi togo podporo ojačitvi, ki se ukloni,
- nato uporabimo konzervativni pristop, ko določimo $\sigma_{cr,p}$ po zgornjem postopku za namišljeno ojačitev, z nadomestnimi geometrijskimi karakteristikami (Slika 10).
- Merodajna je najnižja izmed treh vrednost $\sigma_{cr,p}$.



Slika 10: Model z dvema vzdolžnima ojačitvama v tlačeni coni (Beg idr., 2010: str. 42)

Položaj namišljene ojačitve je v točki delovanja rezultante notranjih sil v posameznih ojačitvah in se določi po izrazu:

$$b_1^{I+II} = \frac{A_{sl,2} b_{c,2}}{A_{sl,1} b_{c,1} + A_{sl,2} b_{c,2}} b_2^I + b_1^I, \quad (2.24)$$

2.1.4.2.3. Uporaba programske opreme oz. računalniških simulacij

Poznamo dve glavni možnosti za izračun izbočitvenega koeficienta k_σ :

- Uporaba programske opreme, ki deluje na principu končnih elementov (npr. ABAQUS, ANSYS, ...).
- Uporaba specializirane programske opreme (npr. EBPlate).

2.1.4.2.4. Metoda računa kritičnih napetosti s programom EBPlate

Program računa minimalni kritični faktor ϕ_{cr} , ki v povezavi z delujočimi napetostmi v pločevini (σ_x, σ_y, τ) določa elastično kritično napetost izbočenja:

$$\begin{aligned}\sigma_{x,cr} &= \phi_{cr} \cdot \sigma_x \\ \sigma_{y,cr} &= \phi_{cr} \cdot \sigma_y \\ \tau_{cr} &= \phi_{cr} \cdot \tau\end{aligned}\quad (2.25)$$

Kritični faktor se določi s pomočjo Rayleigh-Ritzove energijske metode. Obliko izbočenja pločevine lahko opišemo s Fourierjevo vrsto:

$$w(x, y) = \sum_{m=1}^{m_{\max}} \sum_{n=1}^{n_{\max}} \left(a_{mn} \sin\left(\frac{m\pi x}{a}\right) \sin\left(\frac{n\pi y}{a}\right) \right), \quad (2.26)$$

kjer je: m_{\max} maksimalno število pol valov v x smeri,
 n_{\max} maksimalno število pol valov v y smeri,
 a_{mn} parametri pomika oz. prostostne stopnje sistema.

Tako se lahko določi sprememba energije in pri pojavu nestabilnosti se lahko zapiše:

$$\Delta U - \Delta W_{int}(S_{cr}) = 0 = \text{minimum.} \quad (2.27)$$

kjer je: ΔU sprememba deformacijske energije;

$\Delta W_{int}(S_{cr})$ sprememba notranjega dela kritičnih napetosti;

$S_{cr} = \phi_{cr} S$ kritična napetost.

To vodi v reševanje problema lastnih vrednosti:

$$\det[R_0 - \phi_{cr} \cdot R_G(S)] = 0$$

kjer je: R_0 matrika začetne togosti (iz deformacijske energije),
 R_G geometrijska togosta matrika (iz notranjega dela napetosti). (2.28)

V splošnem z zgornjim postopkom dobimo kritični faktor ϕ_{cr} , ki pa ni nujno da se nanaša na globalno izbočenje panela. $\sigma_{cr,p}$ se nanaša na globalni odziv panela, zato avtorji programa EBPlate ponujajo metodo, pri kateri s pomočjo programa direktno pridemo do globalnega odziva pločevine in s tem do ϕ_{cr} , ki se nanaša na ta odziv (Galéa, Y., Martin, P. 2006).

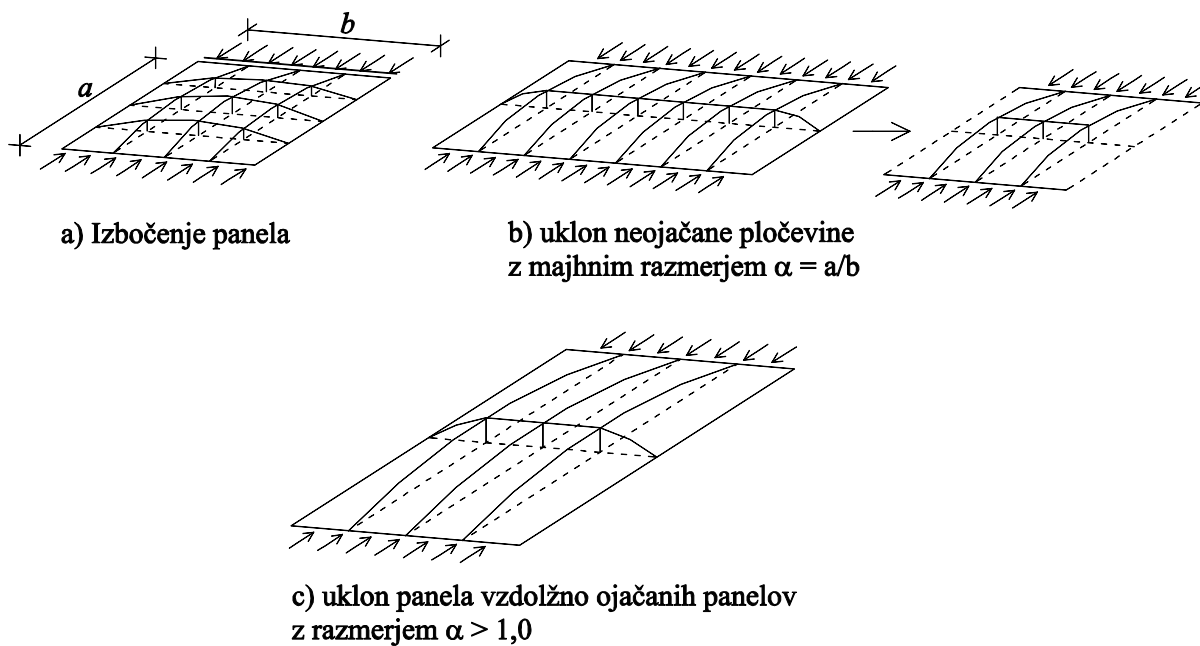
2.1.4.3. Izbočenje podobno uklonu tlačene palice

V nadaljnjem besedilu je za tako izbočenje uporabljen izraz »uklon tlačene palice«.

2.1.4.3.1. Neojačene pločevine

Pri določitvi elastične kritične napetosti uklona tlačene palice $\sigma_{cr,c}$ obravnavamo pločevino kot nepodprto na vzdolžnih robovih (Slika 11b). Določimo jo po enačbi:

$$\sigma_{cr,p} = \frac{\pi^2 Et^2}{12(1-\nu^2)a^2} \quad (2.29)$$



Slika 11: Izbočenje in uklon panela v tlaku (Beg idr., 2010: str. 31)

Ustrezen redukcijski koeficient (χ_c) določimo kot v 6.3.1.2 v EN 1993-1-1 z izbiro uklonske krivulje a. Relativno uklonsko vitkost določimo kot:

$$\bar{\lambda}_c = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,c}}} \quad (2.30)$$

2.1.4.3.2. Vzdolžno ojačene pločevine

Elastična kritična napetost uklona tlačene palice $\sigma_{cr,c}$ je definirana kot elastična kritična uklonska napetost $\sigma_{cr,sl}$ vzdolžne ojačitve najbližje najbolj tlačnemu robu pločevine, ekstrapolirana na tlačni rob pločevine:

$$\sigma_{cr,sl} = \frac{\pi^2 EI_{sl,1}}{A_{sl,1} a^2} \quad (2.31)$$

kjer $I_{sl,1}$ predstavlja bruto vztrajnostni moment ojačitve (okrog osi izven ravnine izbočenja pločevine) s pripadajočim delom pločevine določenim s pomočjo preglednic (Preglednica 1 oz. Preglednica 2), $A_{sl,1}$ predstavlja bruto prerez ojačitve in pripadajočega dela pločevine, ter a uklonsko dolžino ojačitve (Slika 9).

Vitkost ojačene pločevine je določena kot:

$$\bar{\lambda}_c = \sqrt{\frac{\beta_{A,c} f_y}{\sigma_{cr,c}}} \quad (2.32)$$

$$\beta_{A,c} = \frac{A_{sl,1,eff}}{A_{sl,1}}$$

kjer $A_{sl,1,eff}$ predstavlja efektivni prerez ojačitve in pripadajočega dela pločevine z upoštevanjem lokalnega izbočenja podpanelov (Slika 6).

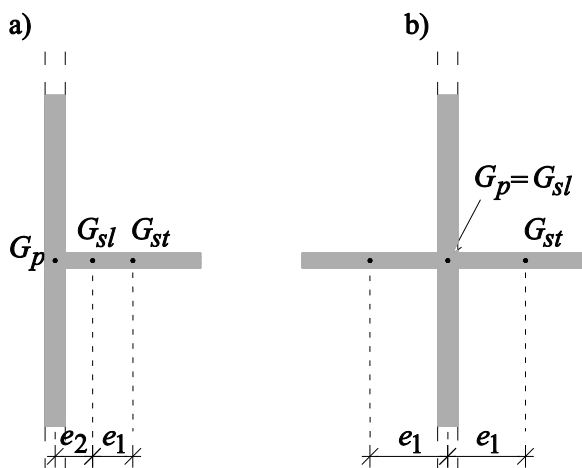
Ustrezen redukcijski koeficient se določi kot za neojačene pločevine z upoštevanjem večjega koeficienta nepopolnosti:

$$\alpha_e = \alpha + \frac{0,09}{i / e} \quad (2.33)$$

V enačbi (2.33) nastopajoči koeficient i predstavlja vztrajnostni polmer definiran kot:

$$i = \sqrt{\frac{I_{sl,1}}{A_{sl,1}}} \quad (2.34)$$

Za α veljata vrednosti 0,34 za zaprte ojačitve (uklonska krivulja b) oz. 0,49 za odprte ojačitve (uklonska krivulja c). Koeficient e pa je definiran kot $e = \max(e_1, e_2)$, kjer e_1 predstavlja razdaljo med težiščem same ojačitve G_{st} ter težiščem ojačitve s pripadajočim delom pločevine G_{sl} (Slika 12a), e_2 pa razdaljo med težiščem pločevine brez ojačitve G_p ter težiščem ojačitve s pripadajočim delom pločevine G_{sl} . Pri dvojnosiometričnih ojačitvah velja $e_1 = e_2$ (Slika 12b).



Slika 12: Definicija razdalj e_1 in e_2 (Beg idr., 2010: str. 45)

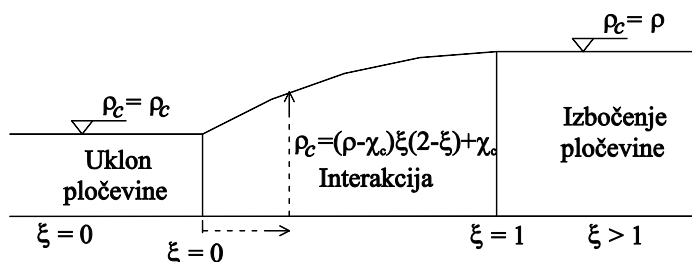
2.1.4.4. Interpolacija med uklonom tlačene palice in izbočenjem pločevine

Kot omenjeno v 2.1.4 je odziv pločevine interpolacija med uklonom tlačene palice ter izbočenjem pločevine, zato EN 1993-1-5 podaja naslednjo formulo za določitev končnega redukcijskega faktorja ρ_c :

$$\rho_c = (\rho - \chi_c) \xi (2 - \xi) + \chi_c \text{ kjer je} \quad (2.35)$$

$$\xi = \frac{\sigma_{cr,p}}{\sigma_{cr,c}} - 1, \text{ ampak } 0 \leq \xi \leq 1.$$

Ker je po definiciji $\sigma_{cr,p}$ vedno večji kot $\sigma_{cr,c}$ ($\sigma_{cr,c}$ je določen pri predpostavki, da so vzdolžni robovi pločevine nepodprti), ξ ne more biti manjši od 0. Pri kratkih pločevinah prevladuje uklon kot tlačena palica in je $\xi = 0$, pri dolgih pa izbočenje pločevine in je koeficient $\xi = 1$. Potek interpolacije je prikazan na spodnji sliki.



Slika 13: Interakcija med uklonom tlačene palice in izbočenjem pločevine (Beg idr., 2010: str. 46)

Končen efektivni prerez je torej:

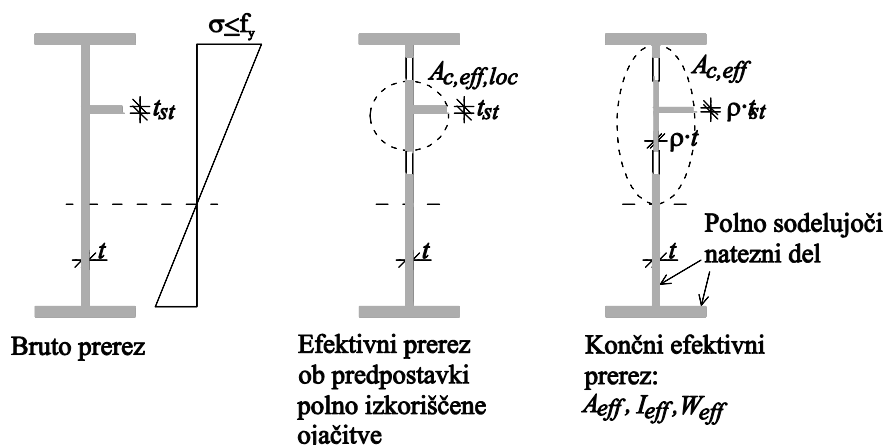
- Neojačene pločevine:

$$A_{c,eff} = \rho_c b_{eff} t. \quad (2.36)$$

- Ojačene pločevine:

$$A_{c,eff} = \rho_c A_{c,eff,loc} + \sum_i b_{i,edge,eff} t. \quad (2.37)$$

Ko določamo efektivne karakteristike prereza (A_{eff} , I_{eff} , W_{eff}), lahko s faktorjem ρ_c reduciramo le debelino ojačitev ter ojačitvam pripadajoči del pločevine (Slika 14).



Slika 14: Razvoj efektivnega prereza (Beg idr., 2010: str. 48)

2.1.5. Kontrola nosilnosti prereza

Pri enoosnem upogibu mora biti izpolnjen pogoj:

$$\eta_1 = \frac{N_{Ed}}{f_y A_{eff}} + \frac{M_{Ed} + N_{Ed} e_N}{f_y W_{eff}} \leq 1. \quad (2.38)$$

Pri določanju notranjih sil je potrebno ustrezno upoštevati teorijo drugega reda.

Enačba (2.38) zglada kot navadna kontrola nosilnosti prečnega prereza a se dejansko nanaša na celoten panel dolžine a med dvema togima prečnima ojačitvama.

2.2. Metoda reduciranih napetosti

Poleg metode efektivnih širin EN 1993-1-5 ponuja na izbiro še drugo metodo, metodo reduciranih napetosti. Ta metoda se ne nanaša samo na standardne prereze sestavljene iz pločevin (npr. I in

škatlasti nosilci), ampak je bolj splošna in jo lahko uporabimo tudi pri določanju nosilnosti elementov sestavljenih iz geometrijsko nepravilnih oblik.

Pri metodi reduciranih napetosti predpostavimo linearen potek napetosti do mejne napetosti podpanela, ki se prvi izboči. Dokler ta napetost ni dosežena, se prerez obravnava kot polno efektiven oz. prerez v 3. razredu kompaktnosti. Za prereze sestavljene le iz ene pločevine, dajeta metodi (metoda efektivnih širin in metoda reduciranih napetosti) podobno nosilnost, medtem ko pri prerezih sestavljenih iz več pločevin metoda reduciranih napetosti ne omogoča prerazporejanja napetosti iz bolj obremenjenih delov na manj. Tako metoda reduciranih napetosti daje nižje vrednosti nosilnosti prereza kot metoda efektivnih širin (najšibkejši del prereza narekuje odpornost celotnega prereza).

Metoda reduciranih napetosti uporablja modificiran von Misesov kriterij in zato ni potrebna nobena dodatna interakcija med različnimi tipi napetosti (normalne napetosti, strig), ki se zapiše kot:

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{\rho_x \cdot f_y / \gamma_{M1}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{\rho_z \cdot f_y / \gamma_{M1}}\right)^2 - \left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{\rho_x \cdot f_y / \gamma_{M1}}\right) \cdot \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{\rho_z \cdot f_y / \gamma_{M1}}\right) + 3 \cdot \left(\frac{\tau_{Ed}}{\chi_w \cdot f_y / \gamma_{M1}}\right)^2} \leq 1, \quad (2.39)$$

kjer: $\sigma_{x,Ed}$; $\sigma_{z,Ed}$; τ_{Ed} predstavljajo projektne napetosti (obtežbo),

f_y mejo elastičnosti,

ρ_x ; ρ_z ; χ_w redukcijske faktorje,

γ_{M1} delni materialni varnostni faktor.

Konzervativno, se lahko kot redukcijski faktor privzame najnižji izmed redukcijskih faktorjev (enačba (2.41)). Tako se enačba (2.39) poenostavi v:

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{f_y / \gamma_{M1}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{f_y / \gamma_{M1}}\right)^2 - \left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{f_y / \gamma_{M1}}\right) \cdot \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{f_y / \gamma_{M1}}\right) + 3 \cdot \left(\frac{\tau_{Ed}}{f_y / \gamma_{M1}}\right)^2} \leq \rho \quad (2.40)$$

$$\text{sledi } \alpha_{Rd} = \frac{\rho \cdot \alpha_{ult,k}}{\gamma_{M1}} \geq 1,$$

kjer je:

$$\rho = \min(\rho_x; \rho_z; \chi_w), \quad (2.41)$$

$\alpha_{ult,k}$ minimalni amplifijski faktor projektne obtežbe, s katerim pomnožimo primerljivo napetost $\sigma_{eq,Ed}$ da ta doseže f_y . Definiran je v enačbi (2.44) oz. enačbi (2.45).

Vsi redukcijski faktorji so določeni glede na sistemsko vitkost (enačba (2.42)). Pri določanju redukcijskih faktorjev je potrebno ustrezno upoštevati interakcijo med uklonom tlačene palice izbočenjem pločevine. Sistemska vitkost je določena kot:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{\alpha_{ult,k}}{\alpha_{cr}}} \quad (2.42)$$

kjer je α_{cr} minimalni amplifijski faktor projektne obtežbe, da ta doseže elastično kritično vrednost, definiran v enačbi (2.46) oz. (2.47).

Za enostavne primere lahko amplifijska faktorja $\alpha_{ult,k}$ in α_{cr} določimo z enostavnimi izračuni. Ob predpostavki ravninskega napetostnega stanja, je primerljiva napetost $\sigma_{eq,Ed}$:

$$\sigma_{eq,Ed} = \sqrt{\sigma_{x,Ed}^2 + \sigma_{z,Ed}^2 - \sigma_{x,Ed} \cdot \sigma_{z,Ed} + 3 \cdot \tau_{Ed}^2} \quad (2.43)$$

in $\alpha_{ult,k}$:

$$\frac{1}{\alpha_{ult,k}^2} = \left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{f_y} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{f_y} \right)^2 - \left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{f_y} \right) \cdot \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{f_y} \right) + 3 \cdot \left(\frac{\tau_{Ed}}{f_y} \right)^2 \quad (2.44)$$

OZ.:

$$\alpha_{ult,k} = \frac{f_y}{\sigma_{eq,Ed}} \quad (2.45)$$

Amplifijski faktor α_{cr} predstavlja najmanjši faktor s katerim moramo povečati primerljivo napetost $\sigma_{eq,Ed}$, da dosežemo elastično kritično primerljivo napetost $\sigma_{eq,cr}$. Določimo ga kot:

$$\alpha_{cr} = \frac{1}{\frac{1+\psi_x}{4 \cdot \alpha_{cr,x}} + \frac{1+\psi_z}{4 \cdot \alpha_{cr,z}} + \sqrt{\left(\frac{1+\psi_x}{4 \cdot \alpha_{cr,x}} + \frac{1+\psi_z}{4 \cdot \alpha_{cr,z}} \right)^2 + \frac{1-\psi_x}{4 \cdot \alpha_{cr,x}^2} + \frac{1-\psi_z}{4 \cdot \alpha_{cr,z}^2} + \frac{1}{\alpha_{cr,\tau}^2}}} \quad (2.46)$$

OZ.

$$\alpha_{cr} = \frac{\sigma_{eq,cr}}{\sigma_{eq,Ed}}, \quad (2.47)$$

kjer je:

$$\alpha_{cr,x} = \frac{\sigma_{cr,x}}{\sigma_{x,Ed}}; \alpha_{cr,z} = \frac{\sigma_{cr,z}}{\sigma_{z,Ed}}; \alpha_{cr,\tau} = \frac{\tau_{cr}}{\tau_{Ed}}$$

$\sigma_{cr,x}$; $\sigma_{cr,z}$; τ_{cr} elastične kritične napetosti izbočenja,

ψ_x ; ψ_y razmerje napetostni vzdolž vzdolžnega in prečnega robu,

$\sigma_{eq,cr}$ ekvivalentna oz. primerljiva elastična kritična napetost.

Prednost metode reduciranih napetosti je v tem, da lahko minimalna amplifacijska faktorja določimo v enem koraku s pomočjo ustreznih računalniških programov (EBPlate), ter tako enostavno obravnavamo tudi bolj kompleksne oblike prerezov.

2.3. Analiza pločevin s pomočjo MKE programov (EN 1993-1-5 Dodatek C)

2.3.1. Splošno

Z razvojem računalniške opreme (tako strojne kot tudi programske), se v projektiranju vedno bolj uporabljajo programi za analizo konstrukcij s pomočjo metode končnih elementov (MKE). Programska oprema je uporabniku vedno bolj prijazna (razvoj grafičnih vmesnikov), ter na ta način k uporabi privablja ne več samo raziskovalce, temveč tudi projektante. Ker je v splošnem modeliranje elementov v takih programih dokaj poljubno, EN 1993-1-5 v dodatku C podaja nekaj priporočil za modeliranje pločevinastih konstrukcij.

Izbira metode analize je odvisna od narave problema in temelji na naslednjih predpostavkah:

- Linearna elastična analiza prvega reda:
Konstrukcija je modelirana kot idealna, brez kakršnihkoli nepopolnosti. Material je linearno elastičen in vpliv deformacij na spremembo notranjih sil ni upoštevan.
- Linearno-plastična analiza prvega reda:
V primerjavi s prejšnjo alinejo je sprememba le v materialu. Ta je modeliran tako, da upošteva vpliv trdnosti materiala. Tak pristop se uporabi, ko računamo plastično odpornost konstrukcij v mejnem stanju nosilnosti.
- Določitev kritičnih uklonskih oblik:
Konstrukcija je modelirana brez upoštevanja nepopolnosti, material pa je linearno elastičen. Cilj analize je pridobitev uklonskih oblik konstrukcije pod določenimi obremenitvami.
- Linearno elastična analiza drugega reda:

Razlika z metodo opisano v prvi alineji je v tem, da upošteva spremembo notranjih sil s spremembo deformacij. Analiza se izvaja korak za korakom (rezultat prejšnjega koraka je vhodni podatek za naslednji korak).

- **Nelinearna analiza:**

Ta je najbolj splošna analiza, kjer so lahko upoštevane vse nepopolnosti (geometrijske in materialne). Material je modeliran nelinearno in analiza se izvaja kot pri analizi drugega reda (korak za korakom).

2.3.2. Modeliranje

Postopki modeliranja v dodatku C standarda EN 1993-1-5 niso podrobno podani. Standard navaja le dejstvo, da izbira končnih elementov (lupinasti elementi ali 3D elementi) ter gostota in velikost končnih elementov bistveno vplivata na natančnost računa. Pri izbiri modeliranju končnih elementov mora uporabnik sam presoditi primernost vrste, gostote ter velikosti končnih elementov.

Na natančnost in ustreznost modela imajo velik vpliv tudi robni pogoji, sodelovanje pločevin ter vnos sile. Vse karakteristike morajo biti izbrane tako, da je rezultat računa na varni strani oz. se čim bolj približa dejanskemu stanju v konstrukciji.

2.3.3. Definiranje začetnih nepopolnost

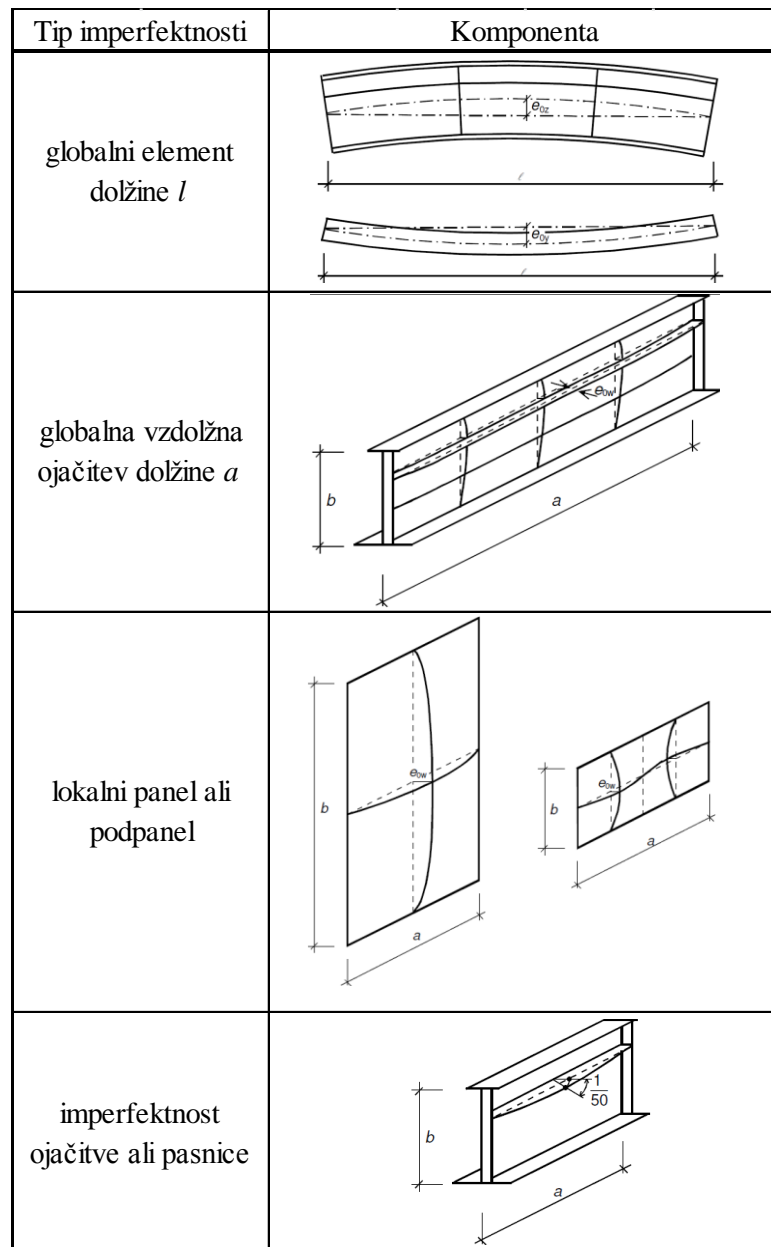
Pri polnostenskih nosilcih se srečamo z dvema vrstama začetnih nepopolnosti:

- *Geometrijske nepopolnosti*, ki so posledica izdelave konstrukcije in so omejene. Modeliramo jih kot deformirano obliko idealne konstrukcije z določeno velikostjo amplitude. Dodatek C priporoča modeliranje geometrijskih nepopolnosti kot kombinacijo različnih uklonskih oblik konstrukcije, kjer so amplitude enake 80% tolerance pri izvedbi konstrukcije. Te so definirane z evropskim standardom EN1090 Del 2.
- *Zaostale napetosti*, ki so posledica izdelave oz. obdelave konstrukcij (vroče valjanje, plamensko rezanje, varjenje,...). Zaostale napetosti so v elementu v medsebojnem ravnotežju. V MKE analizi jih je natančno težko upoštevati, zato se uporablja poenostavljen postopek, kjer namesto napetostnega stanja (ki bi ustrezal zaostalim napetostim) elementom raje podamo dodatno geometrijsko nepopolnost.

Kombinacijo obeh nepopolnosti upoštevamo kot nadomestne geometrijske nepopolnosti, ki so enake geometrijskim nepopolnostim s povečano amplitudo. Vplivi zaostalih napetosti se v veliko primerih zelo razlikujejo od vplivov geometrijskih nepopolnosti, zato so v spodnji preglednici in sliki (Slika 15) podana priporočila za oblike in amplitude nadomestnih geometrijskih nepopolnosti.

Preglednica 3: Nadomestne geometrijske nepopolnosti (Preglenica C.2 v EN 1993-1-5, Dodatek C)

Tip imperfektnosti	Komponenta	Oblika	Magnituda
globalna	Element dolžine l	lok	Tabela 5.1 v EN 1993-1-5
globalna	Vzdolžna ojačitev dolžine a	lok	$\min (a/400, b/400)$
lokalna	Panel ali podpanel s krajšim razponom a ali b	uklonska oblika	$\min (a/200, b/200)$
lokalna	Imperfektna ojačitev ali pasnica	lok	1/50



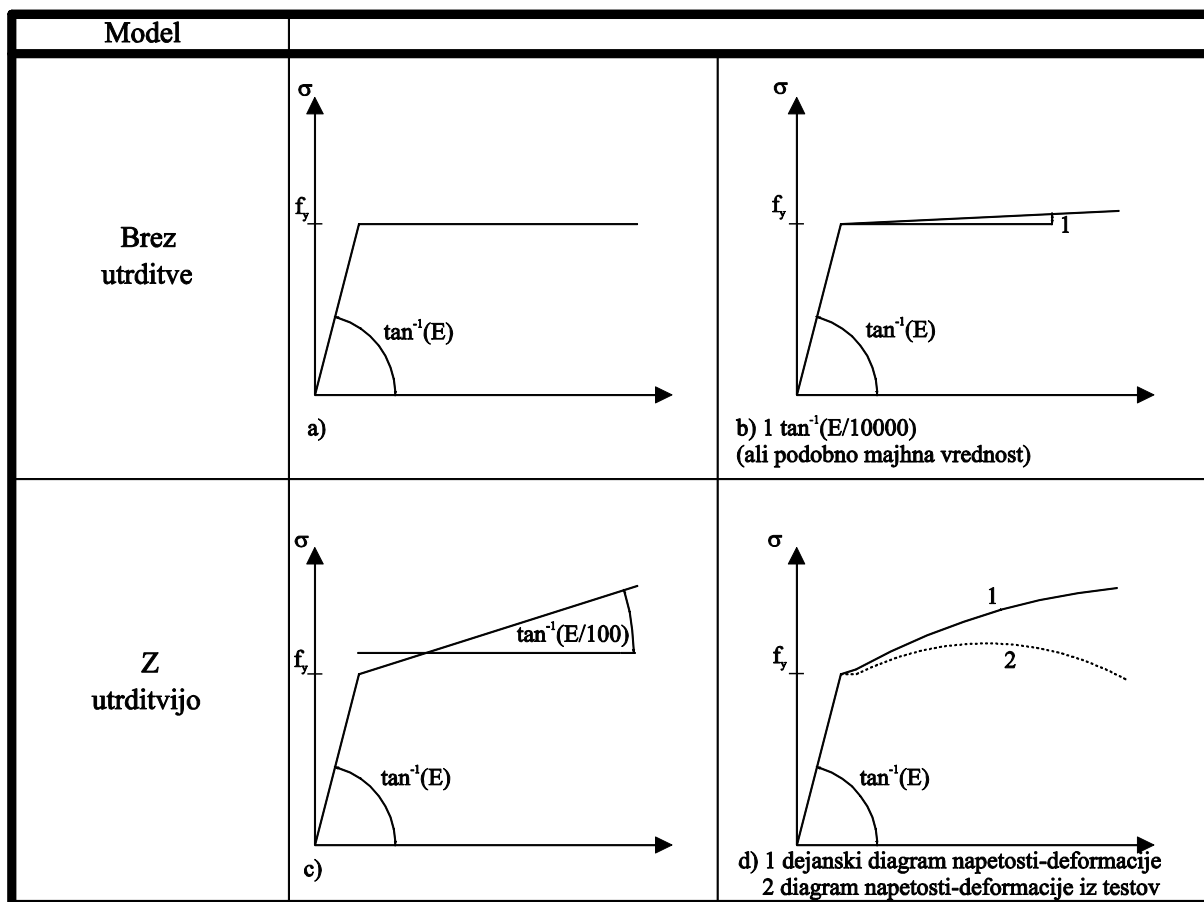
Slika 15: Modeliranje nadomestnih geometrijskih nepopolnosti (Slika C.1 v EN 1993-1-5, Dodatek C)

Osnovne oblike nepopolnosti (Slika 15) se pridobi iz predhodne analize uklonskih oblik konstrukcije. Pri kombiniranju nepopolnosti, se izbere vodilna nepopolnost, kateri pripadajo še ostale nepopolnosti v zmanjšani vrednosti amplitude na 70%. Merodajna je tista kombinacija katera je najbolj neugodna za

konstrukcijo (daje najnižje vrednosti rezultatov). Ker pa te kombinacije ni enostavno določiti, se največkrat izvede analiza z vsemi kombinacijami in privzame se najbolj neugodna.

2.3.4. Modeliranje materialnih karakteristik

Materialne karakteristike je potrebno modelirati kot karakteristične vrednosti. Glede na zahtevano natančnost in dovoljene deformacije pri analizi, so v EN 1993-1-5 predlagane naslednje možnosti (Slika 16):



Slika 16: Modeliranje obnašanja materiala (Slika C.2 v EN 1993-1-5, Dodatek C)

- Prva možnost je najenostavnejša: utrjevanje materiala se ne upošteva in plato je horizontalen
- Da se izognemo morebitnim numeričnim napakam (nestabilnostim), uporabimo material z majhno utrditvijo (npr. $E/10000$)
- Možnost c) upošteva utrditev materiala a zanemari plastičen plato
- Zadnja možnost je modeliranje realnih materialnih karakteristik.

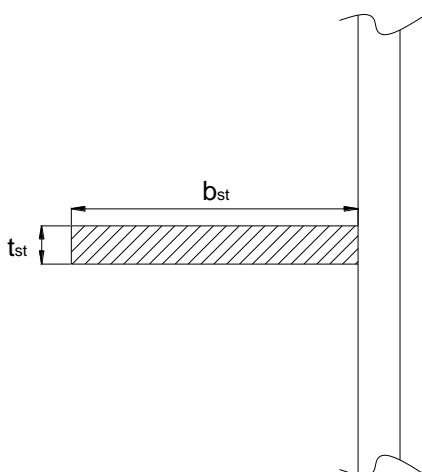
3 PRIMERJAVA ELASTIČNE KRITIČNE NAPETOSTI IZBOČENJA PLOČEVINE IZRAČUNANE S POENOSTAVLJENIM RAČUNSKIM PRISTOPOM (EN 1993-1-5, Dodatek A.2), TER S PROGRAMOM »EBPlate«

Z variranjem vitkosti panela oz. razmerja b/t (oz. h_w/t_w), razmerja stranic panela α ter normirane togosti ojačitev (γ), smo izvedli parametrično analizo za tri različne primere glede na število ojačitev in obtežbo: a) I nosilec z eno ojačitvijo na sredini stojine pri čistem tlaku; b) I nosilec z dvema ojačitvama enakomerno razporejenima po stojini ($h_w/3$) pri čistem tlaku, ter; c) I nosilec z eno ojačitvijo na petini višine stojine pri čistem upogibu. Opazovali smo spreminjanje elastične kritične napetosti izbočenja, ter spremembo nosilnosti prereza. Za vse primere smo izbrali višino stojine nosilca $h_w=2000mm$. Pri primerih a) in b) smo izbrali razmerje med površino pasnic ter površino stojine $A_f/A_w=0,75$, pri primeru c) pa $A_f/A_w=0,5$ (dimenzije pasnic so bile določene tako, da zadovoljijo zahtevi kompaktnosti tretjega razreda – polno sodelujoče pasnice). Da bi ocenili vpliv pasnic smo za c) primer izvedli analizo še za razmerje $A_f/A_w=0,75$, kar pa ni bistveno vplivalo na elastične kritične napetosti izbočenja, zato teh rezultatov ne prikazujemo. Za material smo izbrali jeklo kvalitete S355. Uporabili smo odprte I-ojačitve, katerih dimenzije smo izbirali tako, da je bil preprečen torzijski uklon ojačitve (EN 1993-1-5, Poglavje 9.2.2):

$$\frac{I_T}{I_p} \geq 5,3 \frac{f_y}{E}, \quad (3.1)$$

kjer je I_p polarni vztrajnostni moment ojačitve okoli robu, ki je priključen na osnovno pločevino in I_T St. Venantova konstanta same ojačitve.

Za odprto I - ojačitev se enačba (3.1) preoblikuje v:

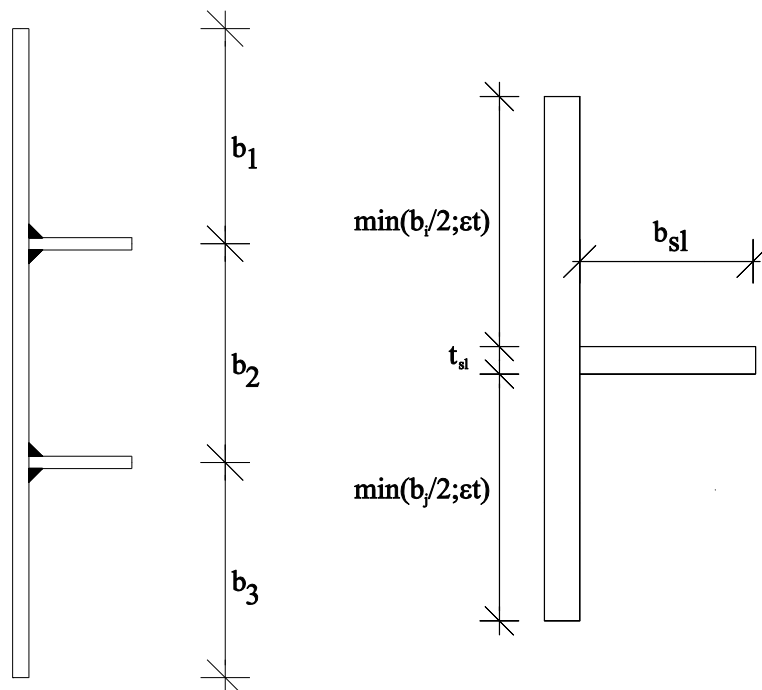


$$\begin{aligned} I_p &= \frac{b_{st}^3 t_{st}}{3} + \frac{b_{st} t_{st}^3}{12} \approx \frac{b_{st}^3 t_{st}}{3} \\ I_T &= \frac{b_{st} t_{st}^3}{3} \\ \frac{I_T}{I_p} &= \left(\frac{t_{st}}{b_{st}} \right)^3 \geq \frac{5,3 f_y}{E} \\ \frac{b_{st}}{t_{st}} &= \sqrt[3]{\frac{E}{5,3 f_y}} \approx 10,6 (S355) \end{aligned} \quad (3.2)$$

Slika 17: Preprečitev torzijskega uklona odprte I - ojačitve

Oznaka γ uporabljena v diplomski nalogi ni skladna z oznako iz SIST EN 1993-1-5 in se v računih nosilnosti ne uporablja. Parameter γ smo določili zgolj, da smo pridobili potrebne geometrijske

karakteristike ojačitev. Togost ojačitve je določena kot normirana upogibna togost (prve) ojačitve glede na upogibno togost same pločevine (brez ojačitev). Vztrajnostni moment ojačitve se določi kot vztrajnostni moment ojačitve z delom pločevine $\min(15\epsilon t_w; b_i/2)$ na vsako stran ojačitve (Slika 18).



Slika 18: Določitev geometrijskih karakteristik ojačitve

$$\gamma = \frac{I_{sl}}{I_p} \quad (3.3)$$

$$I_p = (1 - \nu^2) \cdot \frac{h_w t_w^3}{12}$$

kjer je:

I_{sl} vztrajnostni moment ojačitve okrog močne osi,

I_p vztrajnostni moment stojine brez upoštevanja ojačitev.

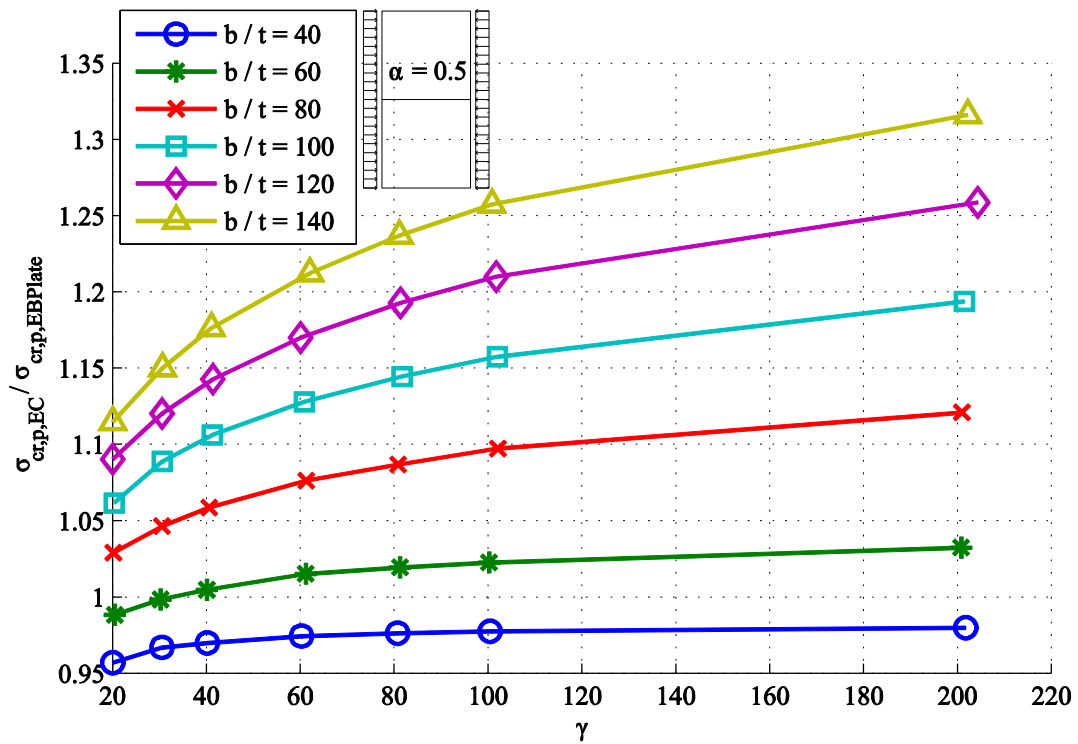
3.1. Primer z eno ojačitvijo na sredini višine pločevine – čisti tlak

3.1.1. Razmerje $\alpha=0,5$, $A_f/A_w=0,75$

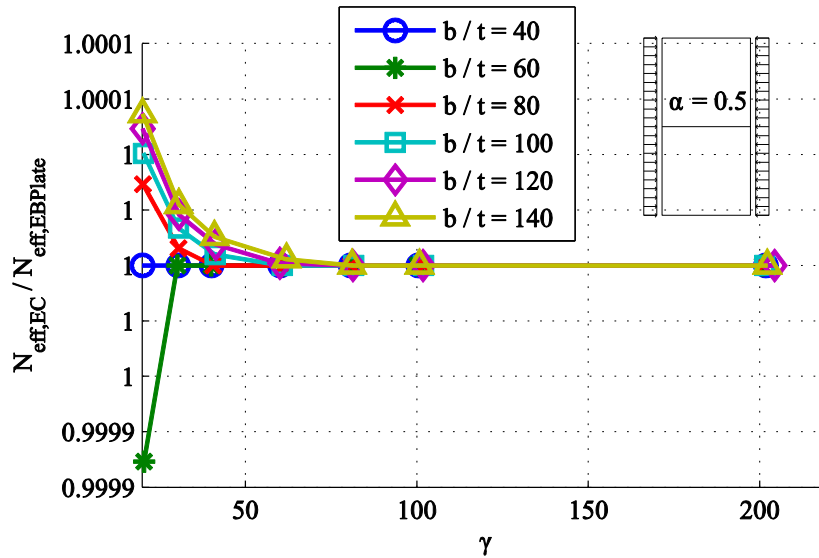
Iz Slike 19 ter Preglednice 4 lahko vidimo, da se elastične kritične napetosti izbočenja pločevine najbolj ujemajo pri vitkosti $b/t=60$, največje razlike pa se pojavijo pri najvišji vitkosti in najbolj togi ojačitvi. Takrat so elastične kritične napetosti določene s programom EBPlate za 31,6% nižje kot, elastične kritične napetosti določene po poenostavljenih postopkih iz Evrokoda. Čeprav so razlike v kritičnih napetostih lahko precej velike, je razlika v končni nosilnosti zanemarljivo majhna. Razlog najdemo v interakciji med uklonom tlačene palice in izbočenjem pločevine, saj je le-ta pri nizkih razmerjih α enaka 0 ali blizu 0, kar pomeni da bo prevladalo izbočenje podobno uklonu tlačene palice.

Preglednica 4: Ena ojačitev – čisti tlak, $\alpha=0,5$

$\alpha=0,5$	b/t					
	40	60	80	100	120	140
γ	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$
20	0,957	0,988	1,029	1,062	1,090	1,115
30	0,967	0,998	1,046	1,089	1,120	1,150
40	0,970	1,005	1,059	1,106	1,143	1,176
60	0,974	1,015	1,076	1,128	1,170	1,212
80	0,976	1,019	1,087	1,145	1,193	1,237
100	0,978	1,023	1,097	1,158	1,210	1,257
200	0,980	1,032	1,121	1,194	1,259	1,316



Slika 19: Ena ojačitev – čisti tlak, primerjava $\sigma_{cr,EC} / \sigma_{cr,EBPlate}$ za $\alpha=0,5$

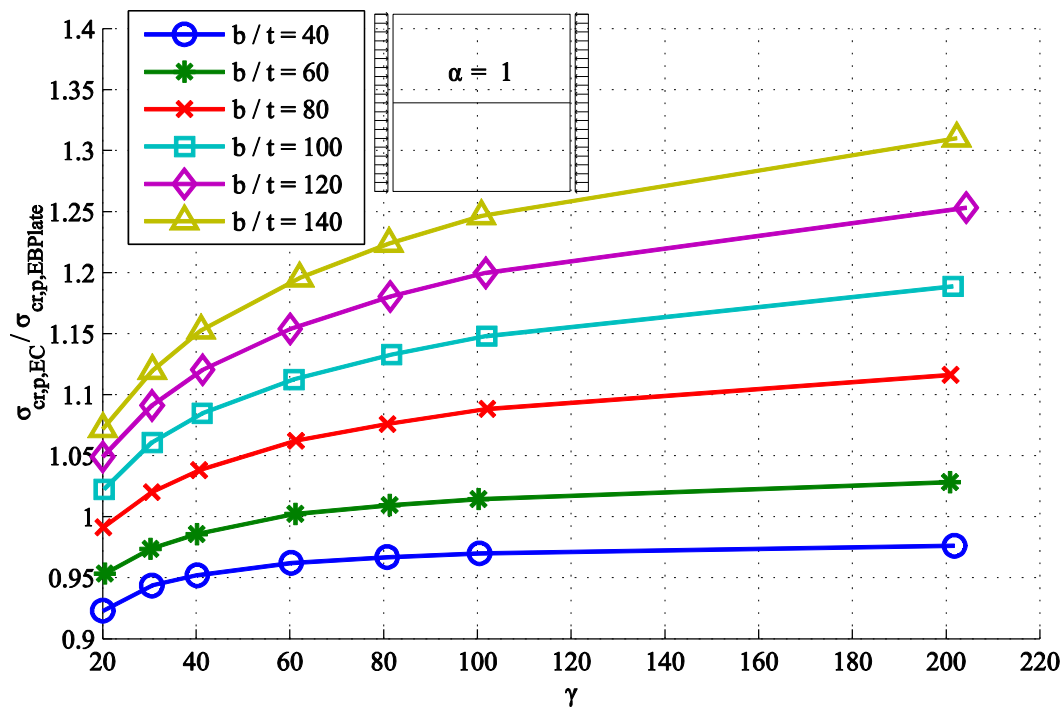
Slika 20: Ena ojačitev – čisti tlak, primerjava $N_{eff,EC}/N_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=0,5$

3.1.2. Razmerje $\alpha=1, A_p/A_w=0,75$

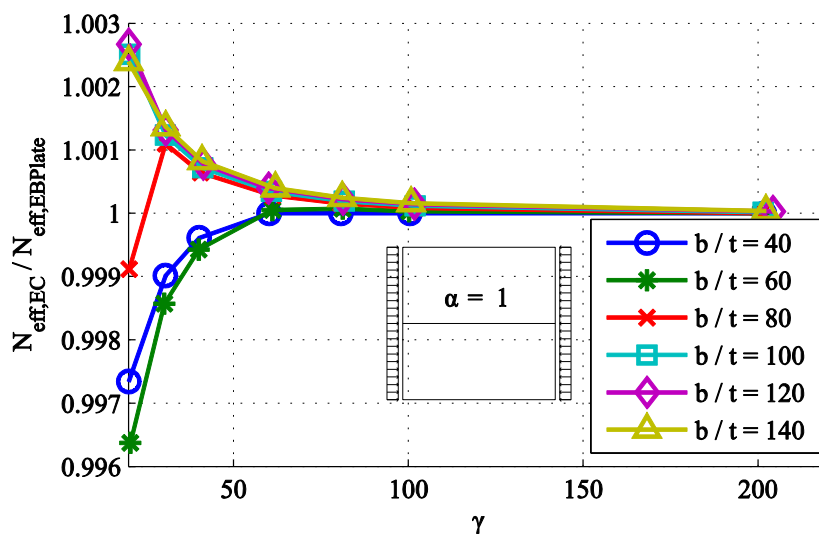
Podobno kot pri razmerju stranic panela $\alpha=0,5$, tudi pri razmerju $\alpha=1$ dobimo podobne rezultate. Ponovno se rezultati najbolj ujemajo pri vitkosti pločevine $b/t=60$ (Preglednica 5 in Slika 21). Tudi v tem primeru so razlike v končni nosilnosti panela zanemarljive (Slika 22).

Preglednica 5: Ena ojačitev – čisti tlak, $\alpha=1$

$\alpha=1$	b/t					
	40	60	80	100	120	140
γ	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$
20	0,923	0,953	0,991	1,023	1,049	1,072
30	0,944	0,974	1,020	1,061	1,091	1,120
40	0,952	0,986	1,038	1,085	1,120	1,153
60	0,962	1,002	1,062	1,113	1,154	1,196
80	0,967	1,010	1,076	1,133	1,181	1,224
100	0,970	1,015	1,088	1,148	1,200	1,246
200	0,976	1,028	1,116	1,189	1,253	1,310



Slika 21: Ena ojačitev – čisti tlak, primerjava $\sigma_{cr,p,EC} / \sigma_{cr,p,EBPlate}$ za $\alpha=1$



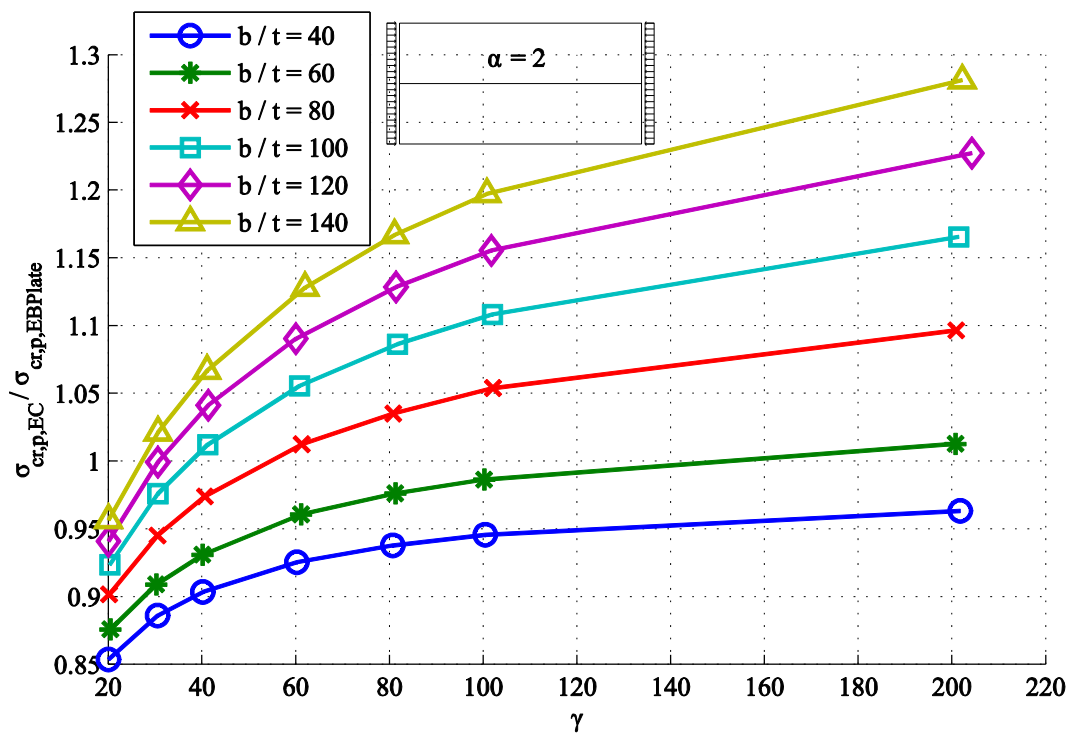
Slika 22: Ena ojačitev – čisti tlak, primerjava $N_{eff,EC} / N_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=1$

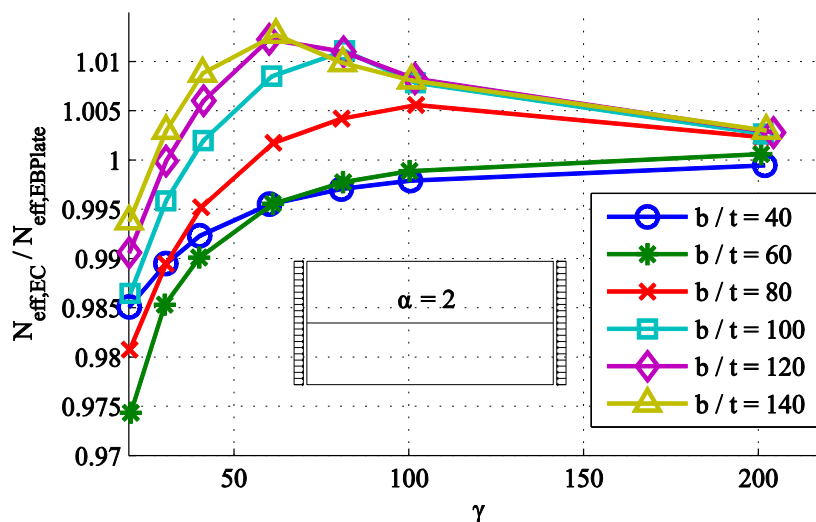
3.1.3. Razmerje $\alpha=2, A_f/A_w=0,75$

V spodnji preglednici in slikah so prikazani rezultati analize pri razmerju stranic panela $\alpha=2$. Vidimo, da je trend naraščanja razlik med kritičnimi napetostmi podoben kot v prejšnjih primerih. Razlika je ta, da se pri tem razmerju stranic panela rezultati najboljše ujemajo pri vitkosti pločevine $b/t=80$. Razlike v končni nosilnosti so pri nizkih togostih ojačitve že opazne, medtem ko pri visokih togostih razlike v elastičnih kritičnih napetostih izbočenja pločevine ne pridejo do izraza. Takrat prevladuje uklon tlačene palice ($\zeta=0$).

Preglednica 6: Ena ojačitev – čisti tlak, $\alpha=2$

$\alpha=2$	b/t					
	40	60	80	100	120	140
γ	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$
20	0,854	0,876	0,902	0,924	0,941	0,957
30	0,886	0,909	0,945	0,976	0,999	1,021
40	0,903	0,931	0,974	1,012	1,041	1,067
60	0,925	0,961	1,012	1,056	1,090	1,128
80	0,938	0,976	1,035	1,086	1,129	1,167
100	0,946	0,986	1,054	1,108	1,155	1,197
200	0,963	1,013	1,096	1,166	1,227	1,281

Slika 23: Ena ojačitev – čisti tlak, primerjava $\sigma_{cr,p,EC} / \sigma_{cr,p,EBPlate}$ za $\alpha=2$



Slika 24: Ena ojačitev – čisti tlak, primerjava $N_{eff,EC}/N_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=2$

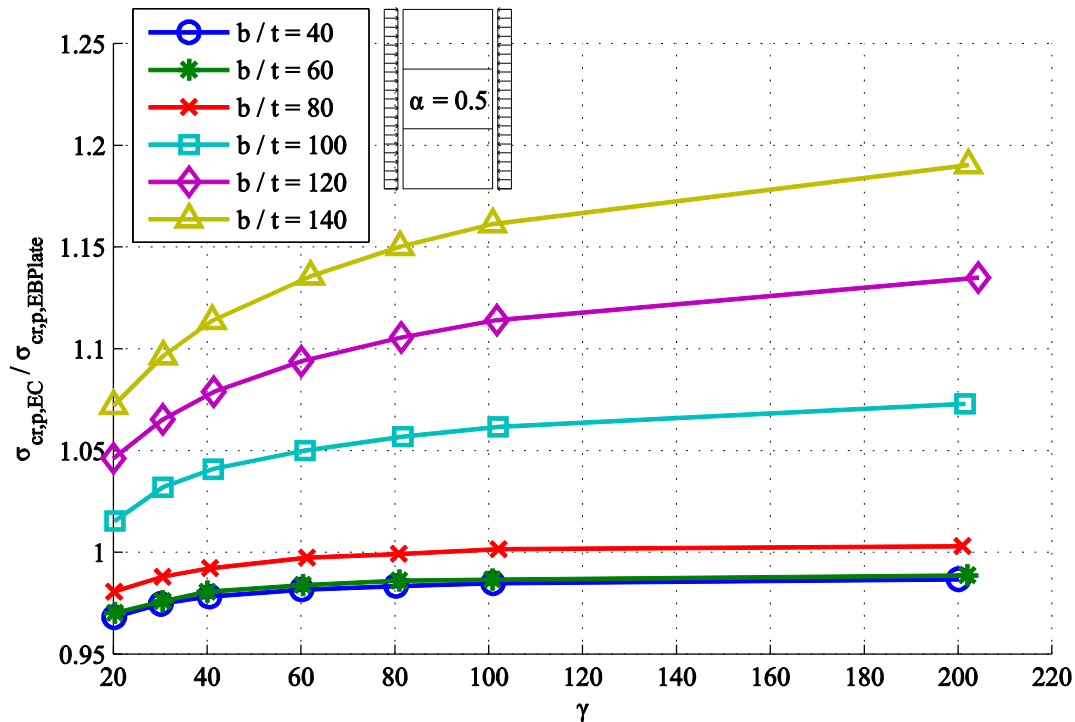
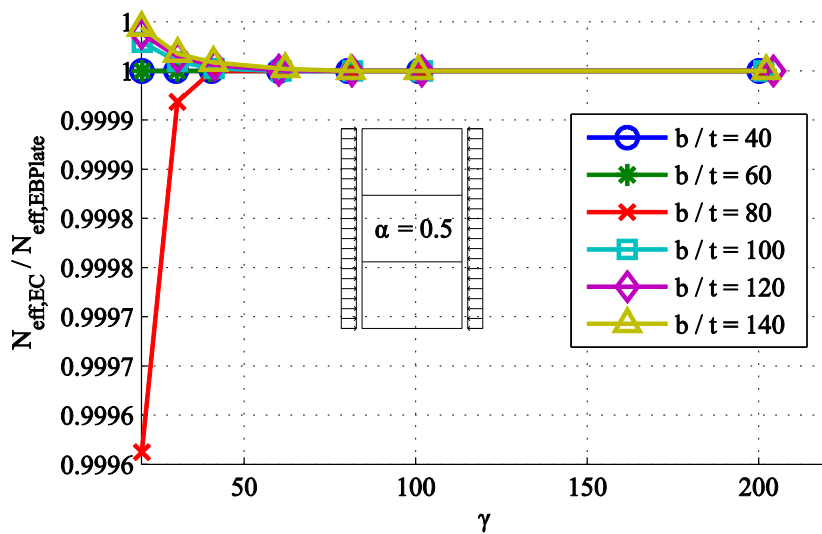
3.2. Primer z dvema ojačitvama enakomerno razporejenima – čisti tlak

Zaključki v primeru pločevine ojačene z dvema ojačitvama enakomerno razporejenima in obremenjena s čistim tlakom, so enaki kot v primeru ene ojačitve (glej spodnje slike). Razlike se pojavijo v vitkosti, kjer se rezultati najbolj ujemajo. Ta je pri razmerjih $\alpha=0,5$ ter $\alpha=1$ enaka $b/t=80$, medtem ko je pri razmerju $\alpha=2$ enaka $b/t=120$.

3.2.1. Razmerje $\alpha=0,5$, $A_f/A_w=0,75$

Preglednica 7: Dve ojačitvi – čisti tlak, $\alpha=0,5$

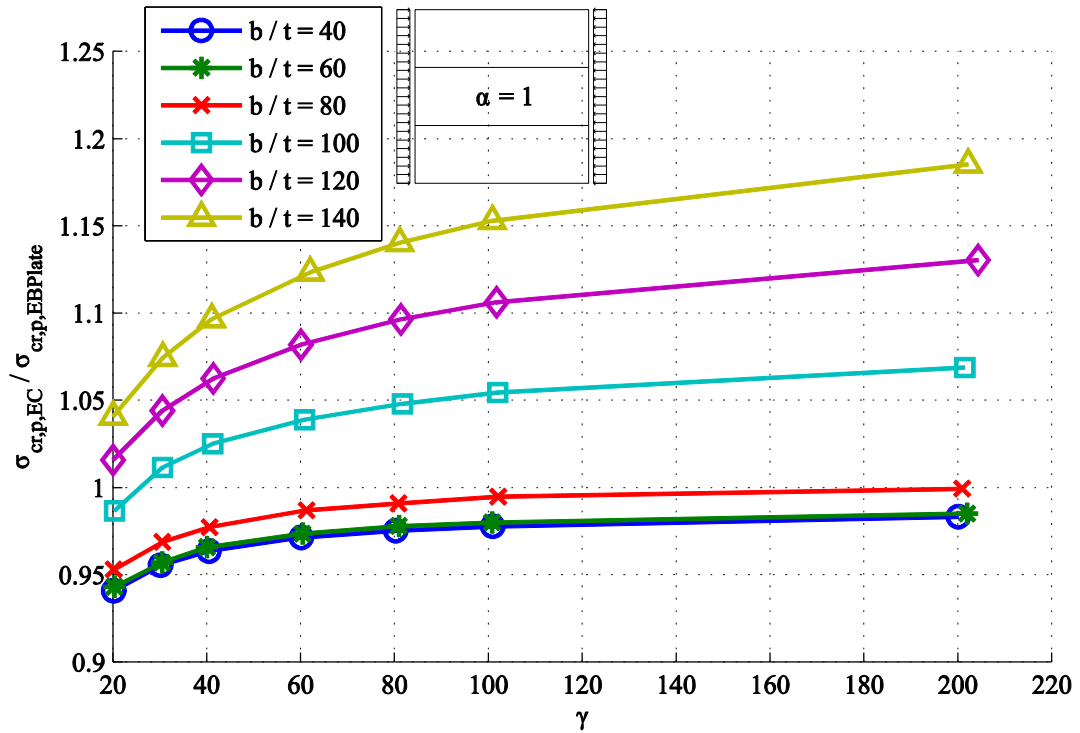
$\alpha=0,5$	b/t					
	40	60	80	100	120	140
γ	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$
20	0,968	0,970	0,981	1,016	1,046	1,072
30	0,975	0,976	0,988	1,032	1,065	1,096
40	0,978	0,981	0,992	1,041	1,079	1,114
60	0,982	0,984	0,997	1,050	1,094	1,136
80	0,984	0,986	0,999	1,057	1,106	1,150
100	0,985	0,987	1,002	1,062	1,114	1,161
200	0,987	0,989	1,003	1,073	1,135	1,190

Slika 25: Dve ojačitvi – čisti tlak, primerjava $\sigma_{cr,p,EC}/\sigma_{cr,p,EBPlate}$ za $\alpha=0,5$ Slika 26: Dve ojačitvi – čisti tlak, primerjava $N_{eff,EC}/N_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=0,5$

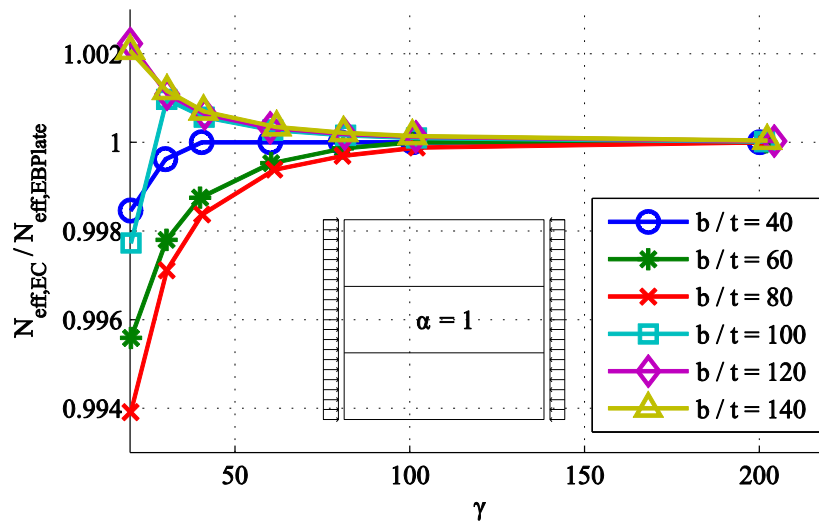
3.2.2. Razmerje $\alpha=1, A_p/A_w=0,75$

Preglednica 8: Dve ojačitvi – čisti tlak, $\alpha=1$

$\alpha=1$	b/t					
	40	60	80	100	120	140
γ	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$
20	0,941	0,943	0,953	0,987	1,016	1,041
30	0,956	0,957	0,969	1,012	1,044	1,074
40	0,964	0,966	0,977	1,025	1,063	1,097
60	0,971	0,974	0,987	1,039	1,082	1,123
80	0,975	0,978	0,991	1,048	1,096	1,140
100	0,978	0,980	0,995	1,054	1,106	1,153
200	0,983	0,985	0,999	1,069	1,130	1,185



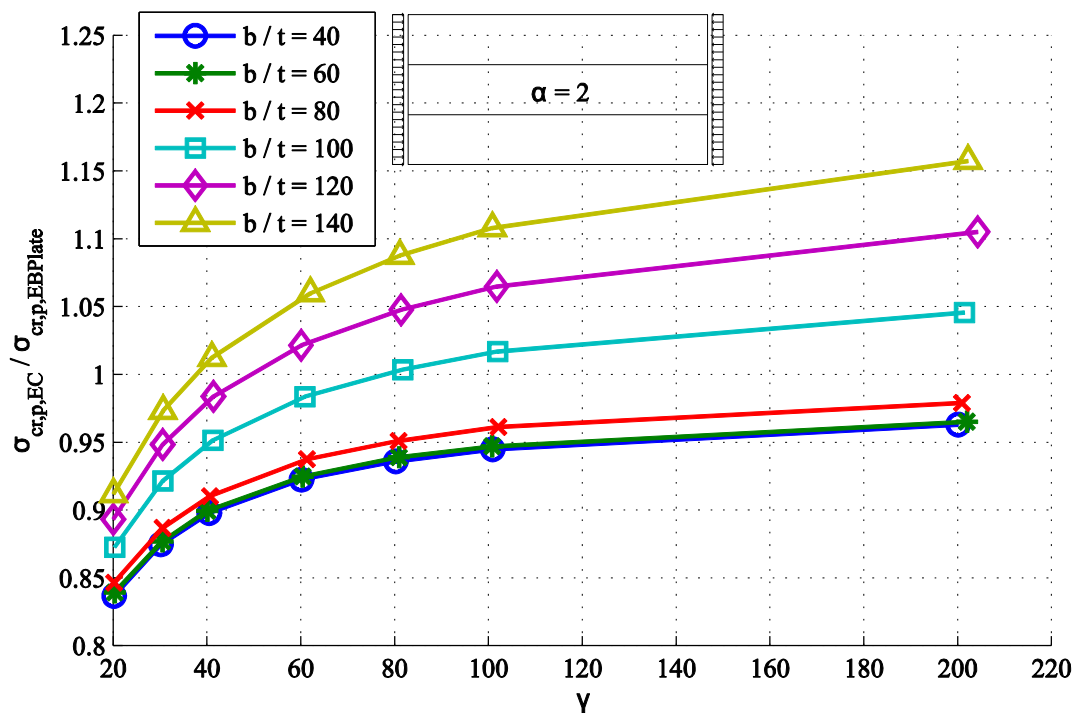
Slika 27: Dve ojačitvi – čisti tlak, primerjava $\sigma_{cr,p,EC}/\sigma_{cr,p,EBPlate}$ za $\alpha=1$

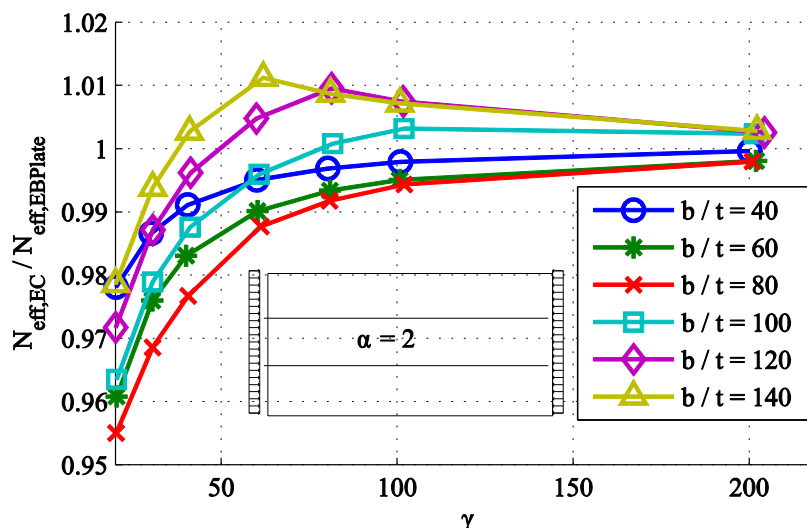


Slika 28: Dve ojačitvi – čisti tlak, primerjava $N_{eff,EC}/N_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=1$

3.2.3. Razmerje $\alpha=2$, $A/A_w=0,75$ Preglednica 9: Dve ojačitvi – čisti tlak, $\alpha=2$

$\alpha=2$	b/t					
	40	60	80	100	120	140
γ	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC} / \sigma_{Cr,EBP}$
20	0,837	0,839	0,846	0,872	0,893	0,912
30	0,875	0,877	0,887	0,922	0,948	0,973
40	0,898	0,899	0,910	0,952	0,984	1,012
60	0,922	0,925	0,938	0,984	1,021	1,060
80	0,936	0,939	0,951	1,004	1,048	1,088
100	0,945	0,947	0,961	1,017	1,065	1,108
200	0,963	0,965	0,979	1,046	1,105	1,158

Slika 29: Dve ojačitvi – čisti tlak, primerjava $\sigma_{cr,p,EC} / \sigma_{cr,p,EBPlate}$ za $\alpha=2$



Slika 30: Dve ojačitvi – čisti tlak, primerjava $N_{eff,EC}/N_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=2$

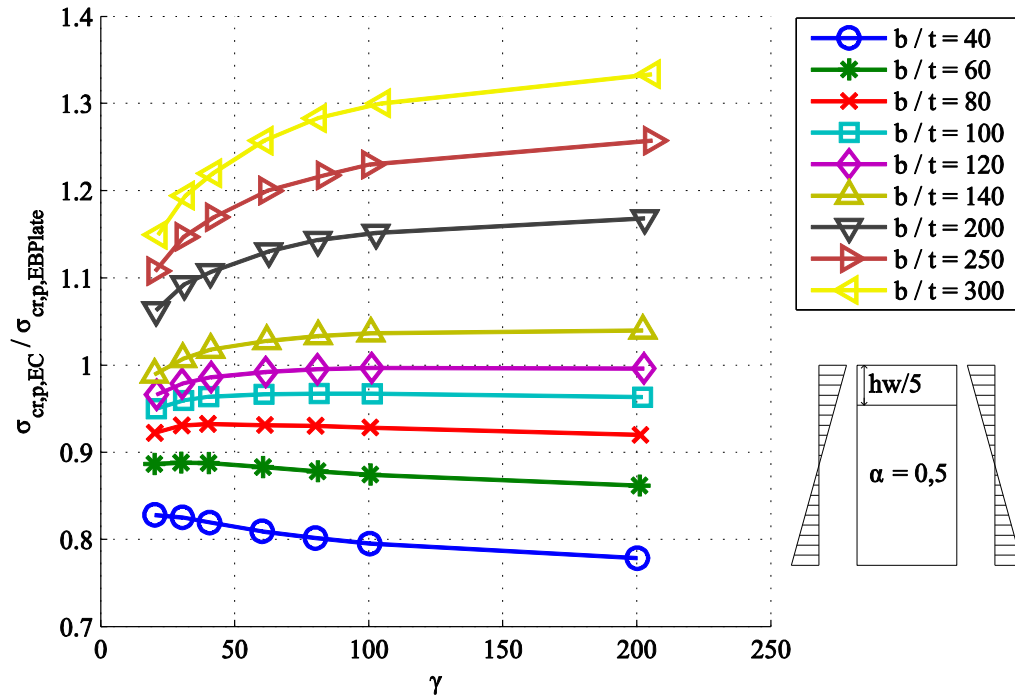
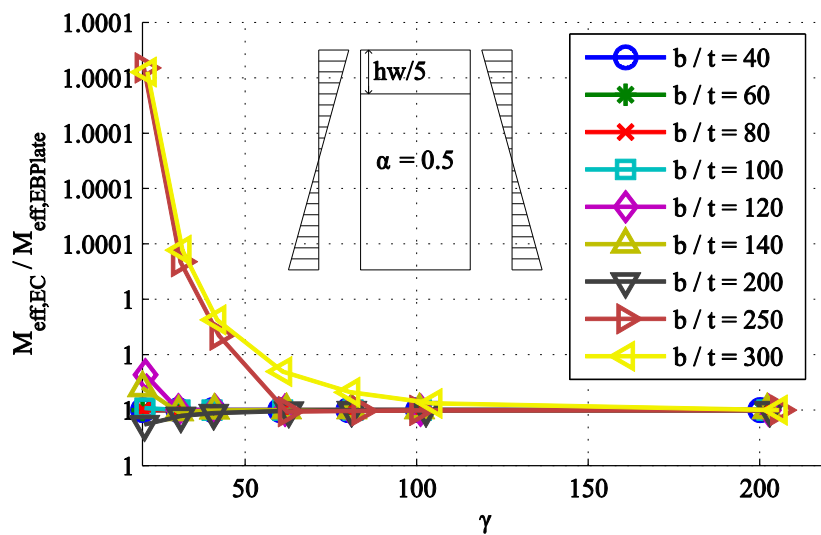
3.3. Primer z eno ojačitvijo na petini višine pločevine – čisti upogib

Tudi pri čistem upogibu so rezultati pri vseh treh razmerjih stranic panela podobni, zato so v naslednjih preglednicah in slikah podani le numerični rezultati. Rezultati se najbolj ujemajo pri vitkosti $b/t=120$ pri $\alpha=0,5$, $b/t=140$ pri $\alpha=1$ oz. $b/t=250$ pri $\alpha=2$. Razlike v kritičnih napetostih se z večanjem vitkosti povečujejo. Prav tako se, razen pri manj vitkih stojinah, razlike večajo z večanjem togosti ojačitve.

3.3.1. Razmerje $\alpha=0,5$, $A_f/A_w=0,5$

Preglednica 10: Ena ojačitev – čisti upogib, $\alpha=0,5$

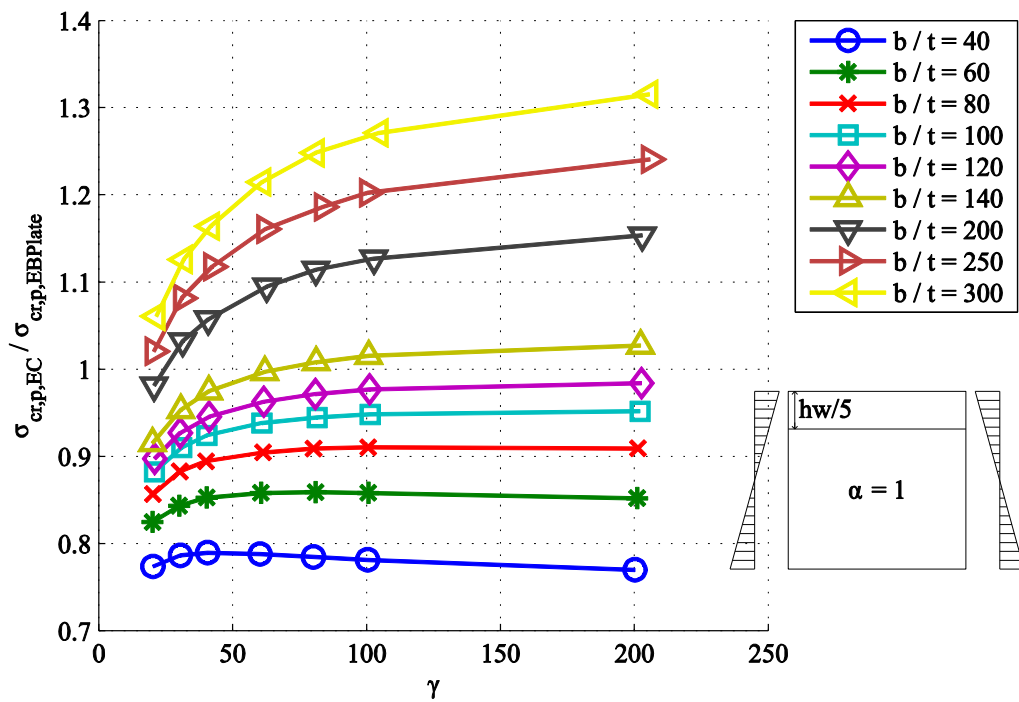
$\alpha=0,5$	b/t								
	40	60	80	100	120	140	200	250	300
γ	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$
20	0,828	0,887	0,922	0,950	0,966	0,989	1,063	1,108	1,150
30	0,825	0,888	0,931	0,960	0,979	1,007	1,093	1,147	1,195
40	0,820	0,888	0,932	0,964	0,986	1,018	1,107	1,170	1,220
60	0,809	0,883	0,931	0,967	0,992	1,028	1,131	1,200	1,258
80	0,802	0,878	0,930	0,967	0,995	1,033	1,144	1,218	1,283
100	0,795	0,874	0,928	0,967	0,997	1,037	1,152	1,230	1,300
200	0,779	0,862	0,920	0,963	0,996	1,040	1,169	1,258	1,334

Slika 31: Ena ojačitev – čisti upogib, primerjava $\sigma_{cr,p,EC} / \sigma_{cr,p,EBPlate}$ za $\alpha=0,5$ Slika 32: Ena ojačitev – čisti upogib, primerjava $M_{eff,EC} / M_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=0,5$

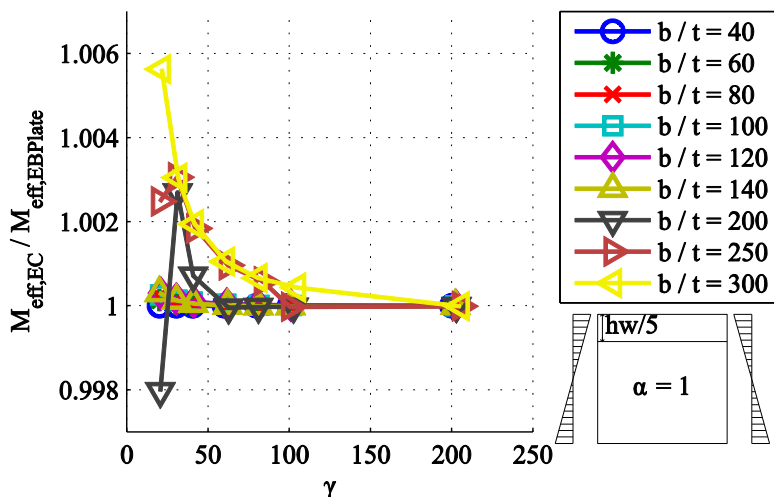
3.3.2. Razmerje $\alpha=1, A_f/A_w=0,5$

Preglednica 11: Ena ojačitev – čisti upogib, $\alpha=1$

$\alpha=1$	b/t								
	40	60	80	100	120	140	200	250	300
γ	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$	$\frac{\sigma_{Cr,EC}}{\sigma_{Cr,EBP}}$
20	0,774	0,825	0,857	0,883	0,898	0,915	0,982	1,021	1,061
30	0,787	0,844	0,883	0,910	0,927	0,954	1,032	1,082	1,126
40	0,790	0,853	0,894	0,924	0,946	0,975	1,058	1,118	1,164
60	0,788	0,858	0,905	0,938	0,963	0,997	1,095	1,161	1,215
80	0,785	0,859	0,909	0,945	0,972	1,008	1,114	1,186	1,248
100	0,782	0,858	0,911	0,948	0,977	1,015	1,127	1,203	1,271
200	0,770	0,852	0,909	0,952	0,984	1,027	1,154	1,241	1,316



Slika 33: Ena ojačitev – čisti upogib, primerjava $\sigma_{cr,p,EC}/\sigma_{cr,p,EBPlate}$ za $\alpha=1$

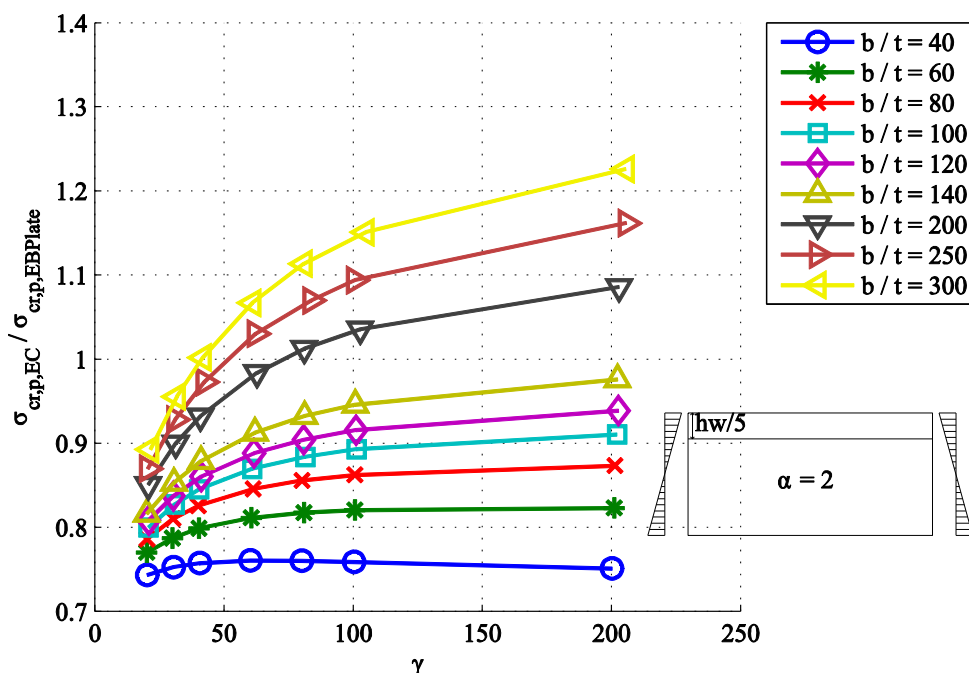


Slika 34: Ena ojačitev – čisti upogib, primerjava $M_{eff,EC}/M_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=1$

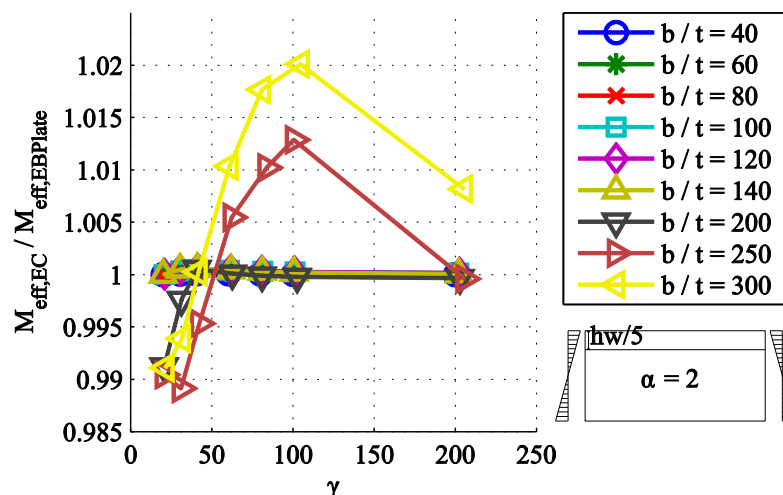
3.3.3. Razmerje $\alpha=2, A_f/A_w=0,5$

Preglednica 12: Ena ojačitev – čisti upogib, $\alpha=2$

$\alpha=2$	b/t								
	40	60	80	100	120	140	200	250	300
γ	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$	$\sigma_{Cr,EC}/\sigma_{Cr,EBP}$
20	0,743	0,770	0,786	0,800	0,808	0,816	0,850	0,870	0,893
30	0,753	0,787	0,810	0,828	0,837	0,853	0,900	0,928	0,956
40	0,758	0,799	0,826	0,845	0,860	0,879	0,932	0,973	1,002
60	0,760	0,811	0,846	0,870	0,888	0,913	0,984	1,030	1,067
80	0,760	0,817	0,856	0,884	0,904	0,932	1,013	1,070	1,114
100	0,759	0,820	0,862	0,893	0,916	0,946	1,036	1,094	1,151
200	0,751	0,823	0,873	0,911	0,939	0,976	1,086	1,162	1,226



Slika 35: Ena ojačitev – čisti upogib, primerjava $\sigma_{cr,p,EC}/\sigma_{cr,p,EBPlate}$ za $\alpha=2$



Slika 36: Ena ojačitev – čisti upogib, primerjava $M_{eff,EC}/M_{eff,EBPlate}$ za $\alpha=2$

3.4. Skupni komentar

Opazimo, da je najboljše ujemanje rezultatov pri razmerju b_c/t med 60 in 80, kjer b_c označuje tlačni del pločevine. Pri čistem tlaku je $b_c=b$, pri čistem upogibu pa je b_c približno $b/2$ (nevtralna os se zaradi ojačitve nekoliko premakne proti ojačitvi, tako da je dejansko $b_c < b/2$). Z večanjem razmerja b/t , se večajo tudi razlike med kritičnima napetostima in pri visokem razmerju (vitka stojina) v nekaterih primerih preseže 30% (Evrokod daje višje vrednosti za kritične napetosti kot EBPlate). Z večanjem razmerja α , se celoten graf pomika nižje po y osi. Pri nizkih togostih ojačitve, račun po Evrokodu da v večini primerov (glede na EBPlate) prenizke vrednosti za elastične kritične napetosti. Razlog najdemo v formulah, ki pri nizkih togostih slabo zajamejo obnašanje panela. Čeprav je razlika v izračunanih kritičnih napetostih v določenih primerih precej velika (preko 30%), se to v končni nosilnosti prereza le malo pozna. To je posledica interakcije med izbočenjem pločevine (ρ), ter uklonom tlačne palice (χ_c). Do največjih razlike pride pri čistem tlaku in sicer pri nizkih razmerjih b/t ter majhni togosti vzdolžnih ojačitev. V teh primerih je elastična kritična napetost izbočenja pločevine občutno večja kot elastična kritična napetost uklona tlačne palice, kar rezultira v višjem ζ faktorju, ter posledično je skupni faktor redukcije (ρ_c) bližje faktorju redukcije izbočenja pločevine (ρ). Ker pa poenostavljen postopek že v osnovi da pri nizkih togostih ojačitev nižje vrednosti kritičnih napetosti izbočenja pločevine, je pri danih pogojih ρ faktor določen glede na kritične napetosti izračunane s programom EBPlate višji kot ρ faktor določen glede na kritične napetosti izračunane s pomočjo poenostavljenega postopka iz Evrokoda. Čeprav je lahko ρ določen s pomočjo programa EBPlate tudi več kot dvakrat večji kot ρ določen z Evrokodom, so razlike v končni nosilnosti prereza majhne (do 5%). To je posledica tega, da v računu nosilnosti upoštevamo tudi pasnice nosilca, ki predvsem k upogibni nosilnosti prereza (odstavek 3.3) doprinesejo velik delež. Poleg tega, s faktorjem ρ_c reduciramo le $A_{c,eff,loc}$ (vsebuje le ojačitve v tlaku in tem ojačitvam prispevajočo - sodelujočo širino pločevine) in ne celotnega prereza.

4 PRIMERJAVA VARIANT ZNOTRAJ METODE EFEKTIVNIH ŠIRIN

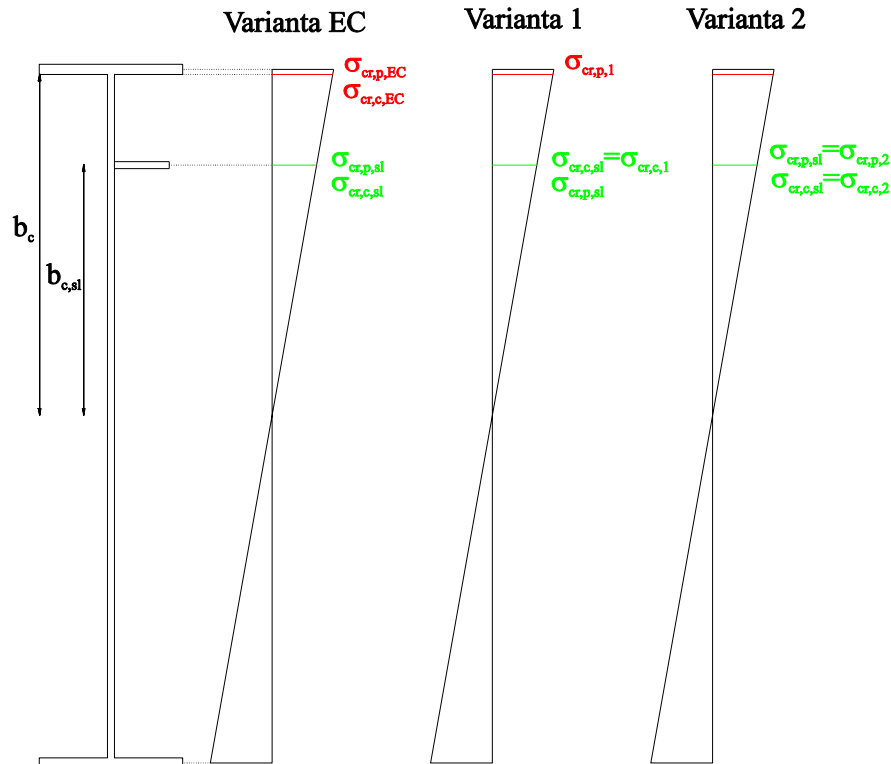
Za določitev nosilnosti ojačenih polnostenskih nosilcev po standardu EN 1993-1-5 moramo določiti elastični kritični napetosti (elastična kritična napetost izbočenja pločevine, ter elastična kritična napetost uklona tlačene palice). Po definiciji sta to kritični napetosti določeni na robu pločevine. V tem razdelku je bila opravljena obsežna parametrična analiza polnostenskih nosilcev pri kateri smo primerjali tri variante ekstrapolacij znotraj metode efektivnih širin (Slika 37):

- Obe elastični kritični napetosti sta ekstrapolirani na rob – standardna metoda – varianta EC (označeno v grafih z indeksom EC) (enačba (4.1)).
- Elastična kritična napetost uklona tlačene palice ni ekstrapolirana na rob ($\sigma_{cr,c} = \sigma_{cr,sl}$) – varianta 1 (označeno v grafih z indeksom 1 - enačba (4.2)) (povzeta po Unterweger, H. 2011).
- Nobena elastična kritična napetost ni ekstrapolirana na rob – varianta 2 (označeno v grafih z indeksom 2) (enačba (4.3)).

Pri parametrični analizi smo variirali več parametrov:

- vitkost stojine h_w/t_w ,
- razmerje stranic panela $\alpha=a/b$,
- razmerje med površino pasnice in stojine A_f/A_w ,
- položaj (prve) ojačitve določen kot razmerje med oddaljenostjo ojačitve od najbolj tlačenega roba stojine in višino stojine h_w/h_w ,
- normirano togost ojačitve γ ,
- število ojačitev.

Pri vseh računih smo za določitev elastične kritične napetosti izbočenja pločevine uporabili program EBPlate. Zaradi velikega števila parametrov si izberemo vodilne parametre in analiziramo vpliv ostalih parametrov na rezultate.



Slika 37: Prikaz ekstrapolacije elastičnih kritičnih napetosti v treh variantah

$$\sigma_{cr,p,EC} = \frac{b_c}{b_{c,sl}} \cdot \sigma_{cr,p,sl} \quad (4.1)$$

$$\sigma_{cr,c,EC} = \frac{b_c}{b_{c,sl}} \cdot \sigma_{cr,c,sl}$$

$$\sigma_{cr,p,1} = \frac{b_c}{b_{c,sl}} \cdot \sigma_{cr,p,sl} \quad (4.2)$$

$$\sigma_{cr,c,1} = \sigma_{cr,c,sl}$$

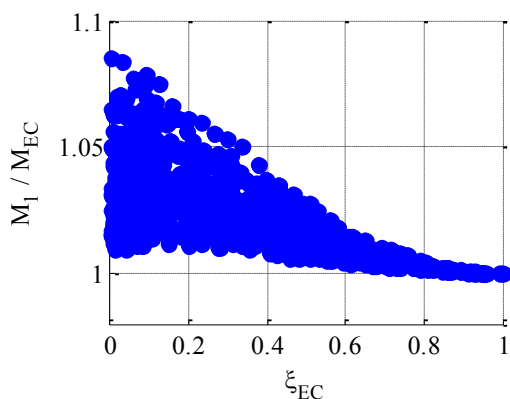
$$\sigma_{cr,p,2} = \sigma_{cr,p,sl} \quad (4.3)$$

$$\sigma_{cr,c,2} = \sigma_{cr,c,sl}$$

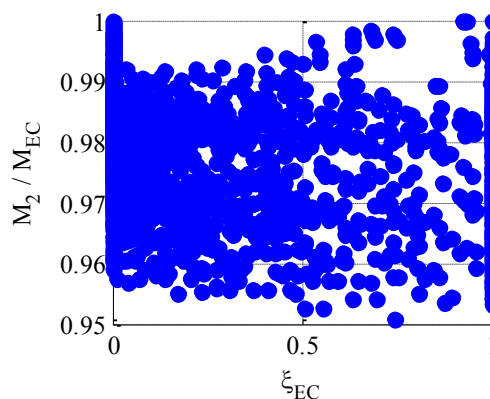
4.1. I-profil z eno ojačitvijo pri čistem upogibu

Rezultati parametrične analize v splošnem pokažejo, da je varianta 1 (ko elastične kritične napetosti uklona tlačene palice ne ekstrapoliramo na rob pločevine) v primerjavi z varianto EC (obe kritični napetosti ekstrapolirani na rob) daje v večini primerov višje vrednosti momenta, kar pomeni da je na nevarni strani (Slika 38a). Varianta 2 (nobena kritična napetost ni ekstrapolirana na rob) je v primerjavi z varianto EC vedno na varni strani (Slika 38b).

a) Primerjava nosilnosti računa po EC in računa po varianti 1



b) Primerjava nosilnosti računa po EC in računa po varianti 2



Slika 38: Primerjava nosilnosti obeh variant pri vseh parametrih

4.1.1. Primerjava variante 1 z varianto EC

Iz spodnjih grafov (Slika 39) lahko razberemo vpliv parametrov h_w/t_w , γ ter razmerja α na normirano nosilnost prereza (nosilnost normirana na nosilnost določeno po Evrokodu – varianta EC). Vidimo, da se največje razlike v nosilnosti pojavijo pri razmerju $\alpha=2$, togosti ojačitve $\gamma=100$ ter pri razmerju $h_w/t_w=300$. Pri teh parametrih so razlike okrog 7,5%. Najmanjše razlike pa se pojavijo predvsem pri velikem razmerju α .

Tako obnašanje je posledica interakcijskega faktorja med izbočenjem pločevine in uklonom tlačene palice ζ . Ta se določi po enačbi:

$$\zeta = \frac{\sigma_{cr,p}}{\sigma_{cr,c}} - 1, \text{ ampak } 0 \leq \zeta \leq 1. \quad (4.4)$$

Vidimo da je faktor ζ odvisen od elastičnih kritičnih napetosti. Pri varianti 1 velja:

$$\begin{aligned} \sigma_{cr,p,1} = \sigma_{cr,p,EC} &\Rightarrow \rho_1 = \rho_{EC} \\ &\Rightarrow \zeta_1 \geq \zeta_{EC} \\ \sigma_{cr,c,1} < \sigma_{cr,c,EC} &\Rightarrow \chi_{c,1} < \chi_{c,EC} \end{aligned} \quad (4.5)$$

kjer indeks EC predstavlja vrednosti določene pri varianti EC, indeks 1 pa vrednosti določene pri varianti 1.

Tako je vedno $\zeta_1 \geq \zeta_{EC}$ (enakost velja, ko je $\zeta_{EC} = 1$) (Slika 40 – faktorja prikazana le za skrajne vrednosti parametrov, saj je potek pri ostalih vrednostih parametrov podoben). Faktorja redukcije izbočenja pločevine ρ_{EC} in ρ_1 sta enaka saj sta elastični kritični napetosti izbočenja pločevine enaki. S tem ko je interakcijski faktor pri varianti ko elastične kritične napetosti tlačene palice ne

ekstrapoliramo večji, je končni redukcijski faktor $\rho_{c,I}$ bližje ρ_I . S tem dobimo po enačbi (2.37) večjo sodelujočo površino in tako tudi večjo nosilnost panela. Pri razmerju stranic panela $\alpha=0,5$ in togosti ojačitvi ($\gamma=60, \gamma=80, \gamma=100$) dobimo tudi nižjo nosilnost. To je možno v primeru, ko sta redukciji določeni po varianti EC podobni ($\rho_{EC} \approx \chi_{c,EC}$). Primer:

- $\rho_{EC}=1, \chi_{c,EC}=0,997, \xi_{EC}=0 - \rho_{c,EC}=0,997$
- $\rho_I=1, \chi_{c,I}=0,958, \xi_{EC}=0,40 - \rho_{c,EC}=0,985$

Ker je končni redukcijski faktor določen po varianti 1 nižji kot po varianti EC, je tudi upogibna nosilnost določena po varianti 1 nižja kot po varianti EC.

V primerih, ko varianta 1 daje nižje nosilnosti kot varianta EC, je elastična kritična napetost uklona tlačene palice višja kot elastična kritična napetost izbočenja pločevine. To je sicer fizično nemogoče (zaradi predpostavke o podprtosti robov pri določanju elastičnih kritičnih napetosti) a nam le pokaže, da bo prevladal uklon tlačene palice in se postkritična nosilnost ne bo aktivirala. Takrat je pri varianti 1 faktor interakcije med oblikama izbočenja ξ_I večji od 0 (v našem primeru $\sim 0,5$), kar pomeni da je redukcijski faktor $\rho_{c,I}$ nekje med vrednostma $\chi_{c,I}$ in ρ_I . Čeprav je v teh primerih ξ_I vedno večji od 0 in se končni redukcijski faktor $\rho_{c,I}$ pomakne proti ρ_I je zaradi redukcijskega faktorja uklona tlačene palice $\chi_{c,I}$, ki je vedno nižji kot $\chi_{c,EC}$, končni redukcijski faktor določen po varianti 1 $\rho_{c,I}$ lahko nižji kot $\rho_{c,EC}$ določen po varianti EC.

EC:

$$\sigma_{cr,c,EC} > \sigma_{cr,p,EC} \Rightarrow \xi_{EC} = 0$$

$$\rho_{EC} = 1$$

$$\rho_{c,EC} = \chi_{c,EC}$$

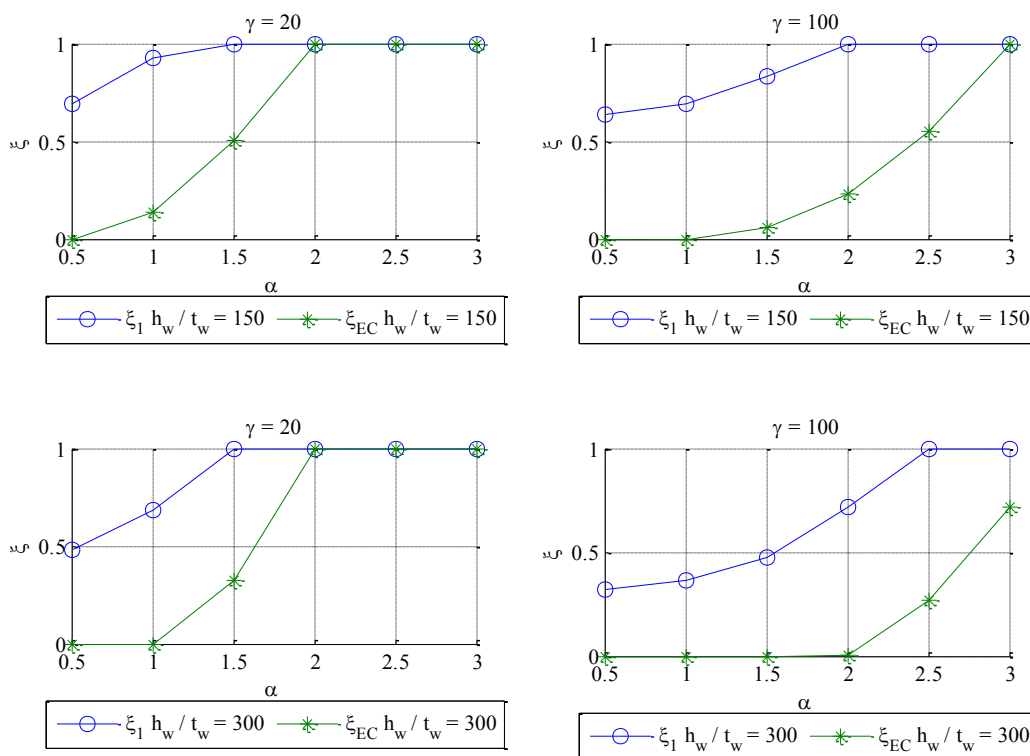
V1:

$$\sigma_{cr,c,1} < \sigma_{cr,p,1} \Rightarrow \xi_1 > 0$$

$$\rho_1 = 1$$

$$\rho_{c,1} = [\chi_{c,EC}; \rho_1] < \rho_{c,EC}$$

(4.6)



Slika 40: Interakcijska koeficienta ξ_1 in ξ_{EC} za skrajne vrednosti parametrov ($A_f/A_w=0,33$; $h_w/h_w=0,2$; S355)

4.1.1.1. Vpliv razmerja med dolžino in višino panela α

Vsi trije spreminjajoči se parametri (razmerje h_w/t_w , razmerje α ter normirana togost ojačitve γ) so tesno povezani med seboj, zato njihov vpliv na rezultate težko ločimo. Pri neojačenih pločevinah po enačbi za upoštevanje interakcije (enačba (4.4)) velja, da se pločevina pri nizkih vrednostih α izboči kot tlačena palica (pri čistem upogibu je to pri $\alpha \leq 0,2$ – enačba (4.7)), pri višjih (pri čistem upogibu je to pri $\alpha \geq 0,3$ - enačba (4.8)) pa kot pločevina. Pri ojačenih pločevinah vidimo, da to ni tako trivialno določeno (Slika 40), saj pri zelo močnih ojačitvah prevladuje uklon tlačene palice tudi pri višjih vrednostih α (1,5; 2,0). Rezultati kažejo, da se z večanjem α razlike v nosilnosti prereza do neke vrednosti večajo (Slika 43), nato pa začnejo upadati in pri visokih razmerjih, ko je $\xi_{EC} = 1$ (ki je sicer odvisen tudi od togosti ojačitve) nosilnosti postanejo enake.

$$\xi = 0 \Rightarrow \sigma_{cr,p} = \sigma_{cr,c}$$

$$k_\sigma \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 = \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{a}\right)^2 \quad (4.7)$$

Čisti upogib $\Rightarrow \psi = -1 \Rightarrow k_\sigma = 23,9$

$$\frac{a}{b} = \alpha = \sqrt{\frac{1}{23,9}} \approx 0,20$$

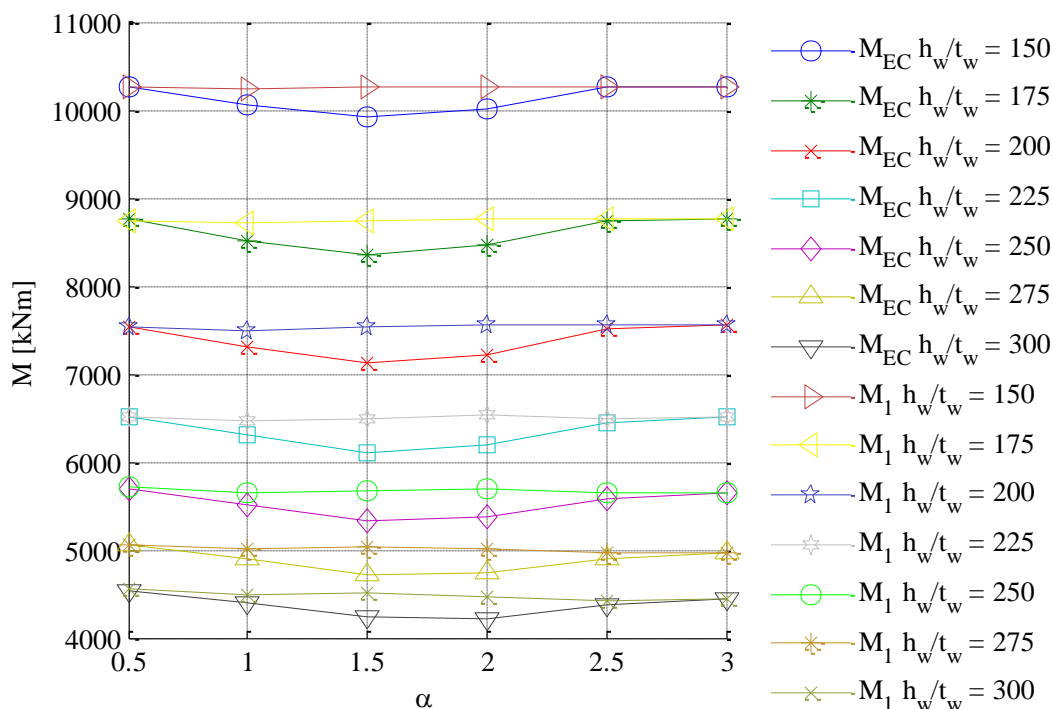
$$\xi = 1 \Rightarrow \sigma_{cr,p} = 2 \cdot \sigma_{cr,c}$$

$$k_{\sigma} \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 = 2 \cdot \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{a}\right)^2 \quad (4.8)$$

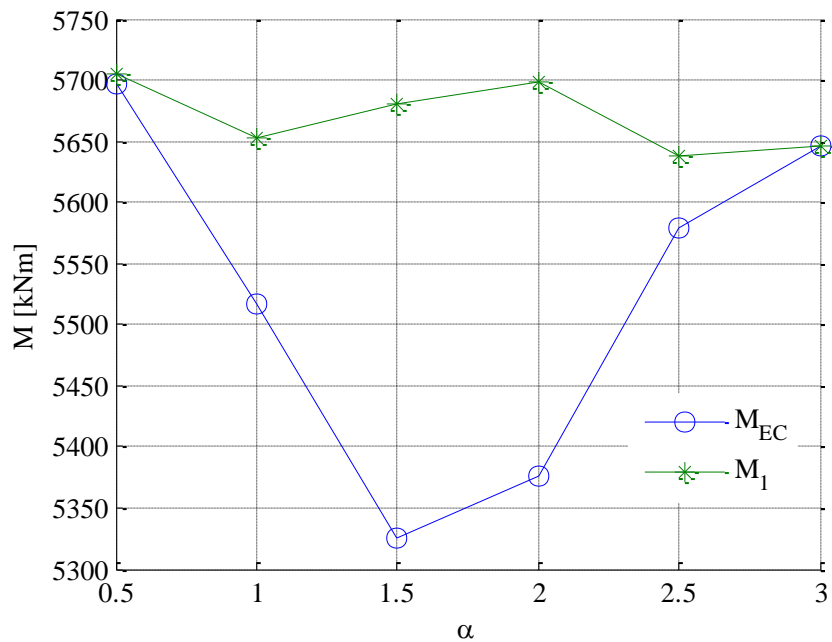
Čisti upogib $\Rightarrow \psi = -1 \Rightarrow k_{\sigma} = 23,9$

$$\frac{a}{b} = \alpha = \sqrt{\frac{2}{23,9}} \approx 0,29 \approx 0,30$$

Vpliv razmerja α na nosilnost panela je razvidna iz Slike 42. Vidimo, da nosilnost določena po varianti EC do neke vrednosti razmerja pada (v našem primeru do $\alpha=1,5$), nato pa se začne dvigovati. Razlog za tako obnašanje najdemo ponovno v faktorju interakcije med izbočenjem pločevine ter uklonom tlačene palice. Ta je pri nizkih razmerjih (0,5; 1; 1,5) 0 (uklon tlačene palice), ter se nato dokaj hitro dvigne do 1 (izbočenje pločevine). To povzroči dvig redukcijskega faktorja $\rho_{c,EC}$ in s tem dvig nosilnosti panela. Nosilnost panela določenega po varianti 1 je navidez konstantna (Slika 41), a če se osredotočimo le na eno razmerje h_w/t_w (Slika 42) vidimo, da temu ni tako. Vpliva razmerja α na nosilnost po varianti 1 ne moremo določiti.



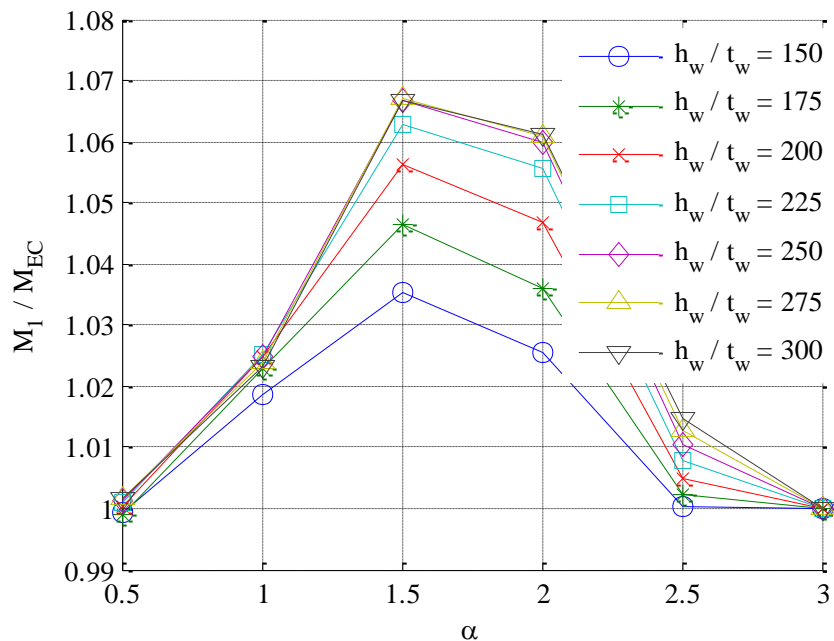
Slika 41: Primerjava nosilnosti v odvisnosti od razmerja α ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=0,2$; S355)



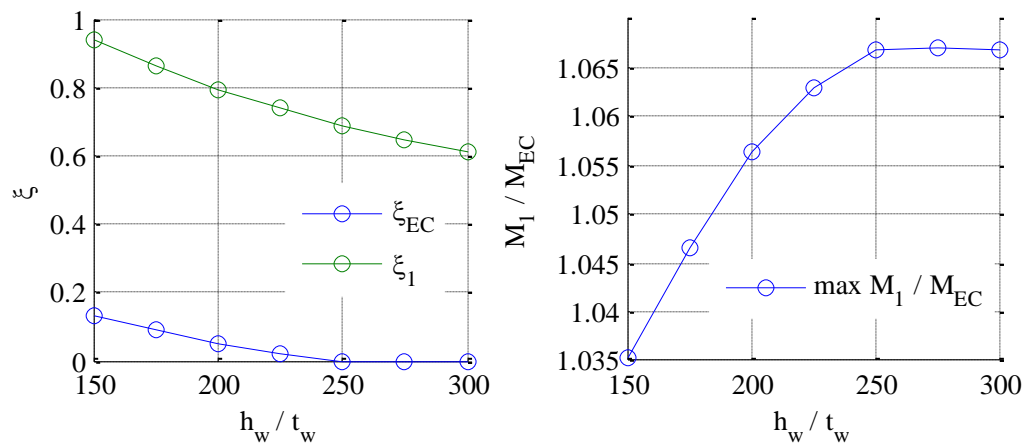
Slika 42: Vpliv razmerja α na nosilnost panela ($h_w/t_w=250$; $\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w1}/h_w=0,2$; S355)

4.1.1.2. Vpliv vitkosti stojine h_w/t_w

Z večanjem vitkosti se največja razlika med nosilnostjo po varianti I in varianto EC povečuje (Slika 43). Potek maksimalnega razmerja nosilnosti ter potek interakcijskega faktorja ζ je prikazan na Slika 44. Vidimo, da so vrednosti ζ_I večje kot ζ_{EC} , ter da se počasneje zmanjšujejo.



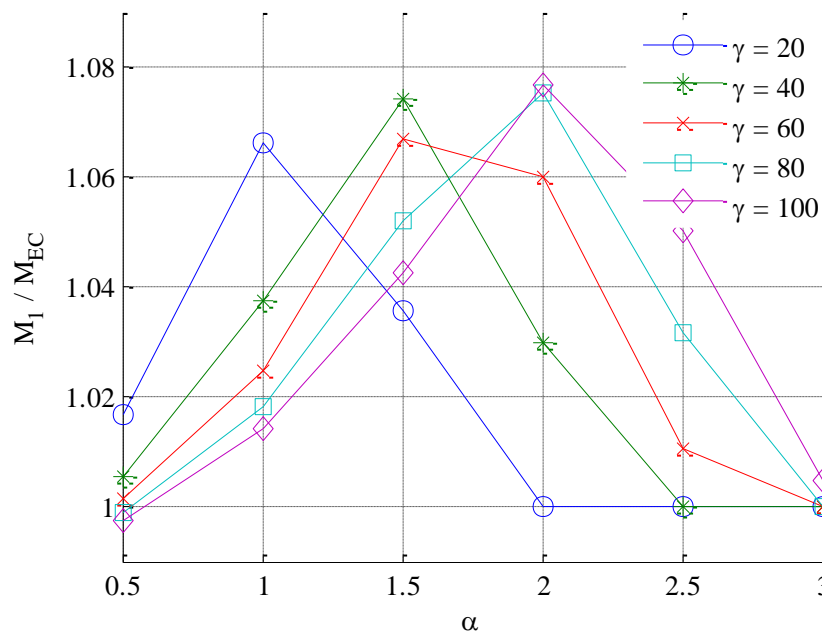
Slika 43: Vpliv razmerja h_w/t_w na razmerje nosilnosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w1}/h_w=0,2$; S355)



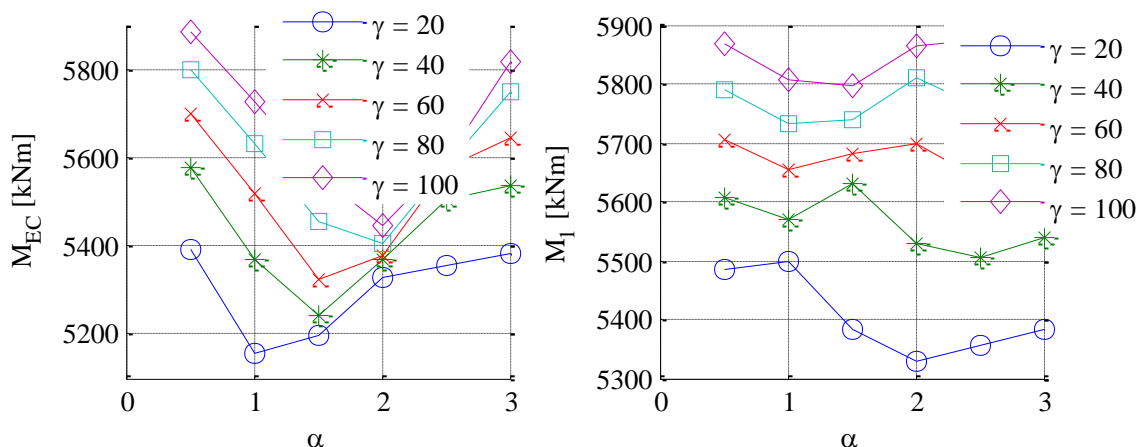
Slika 44: Vpliv razmerja h_w/t_w na maksimalno razmerje nosilnosti ter faktor interakcije $\xi - \alpha=1,5$
($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,1}/h_w=0,2$; S355)

4.1.1.3. Vpliv togosti ojačitve γ

Iz Slike 45 vidimo, da se z večanjem togosti ojačitve večja razmerje stranic panela α , kjer se pojavi maksimalna razlika nosilnosti določena po obeh variantah. Največje razlike sledijo poteku momentov določenih po varianti EC (Slika 46) –največja razlika med variantama je na mestu, kjer dobimo najmanjšo nosilnost. Kar lahko še zaključimo je, da se z večanjem togosti ojačitve večja tudi nosilnost določena po obeh variantah – večajo se elastične kritične napetosti.



Slika 45: Vpliv togosti ojačitve γ na razmerje nosilnosti ($h_w/t_w=250$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,1}/h_w=0,2$; S355)

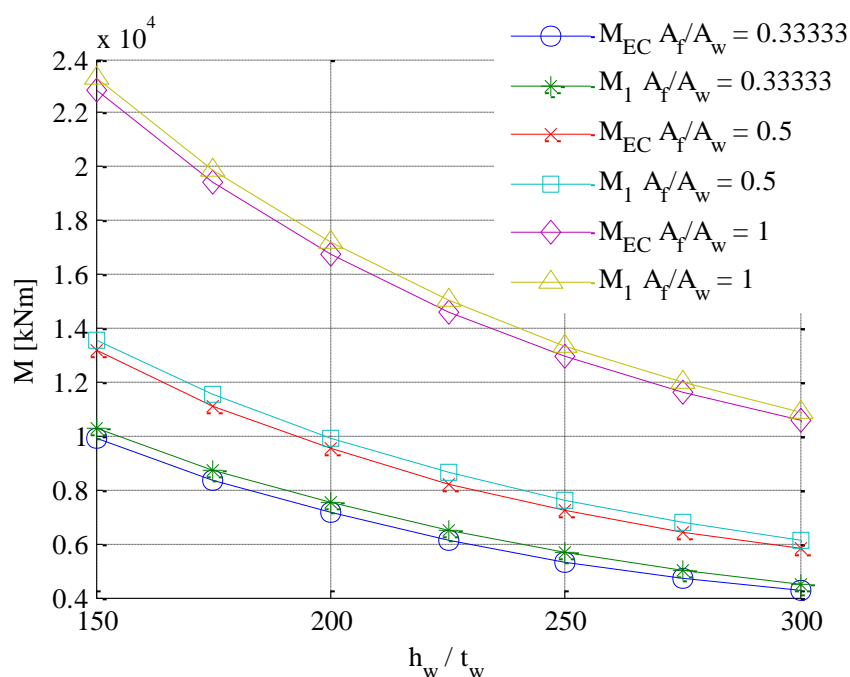


Slika 46: Potek nosilnosti po varianti EC in varianti 1 v odvisnosti od razmerja α za različne togosti ojačitve γ ($h_w/t_w=250$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355)

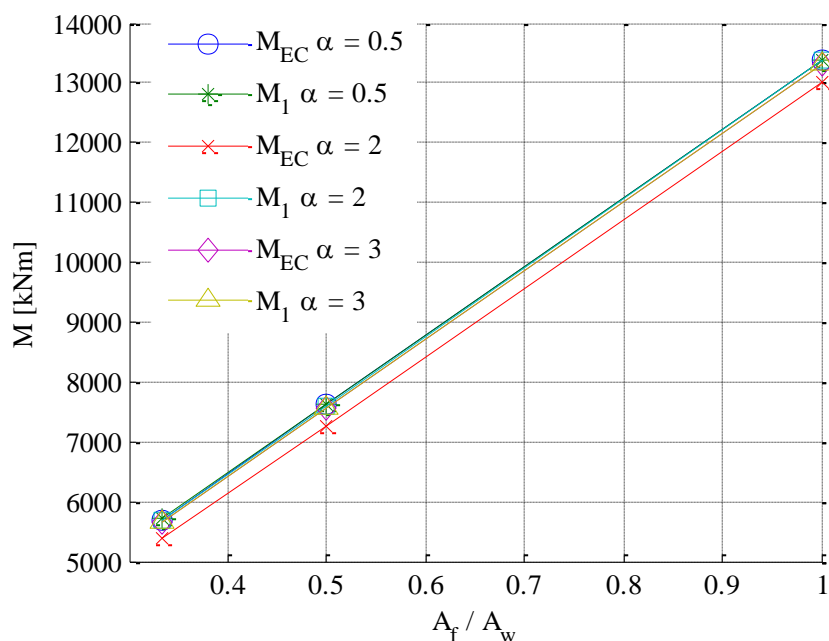
4.1.1.4. Vpliv razmerja površin pasnice in stojine (A_f/A_w)

Pasnice I profila imajo velik vpliv na nosilnost prereza, saj k upogibni nosilnosti prereza doprinesejo daleč največ (velika ročica). To je tudi vzrok, da se razlika nosilnosti variante EC in 1 z večanjem razmerja A_f/A_w manjša (Slika 47c). Nosilnost tako z večanjem razmerja površin pasnice in stojine narašča linearno (Slika 47b). Na vrednosti kritičnih napetosti pasnice nimajo vpliva, saj pri računu le-teh ne upoštevamo vpetega stika med pasnico in stojino. Kritične napetosti se vseeno nekoliko spremenijo, saj se spremeni težišče prereza in s tem potek napetosti. Vpliv parametrov h_w/t_w , α ter γ je torej pri vseh razmerjih A_f/A_w enak.

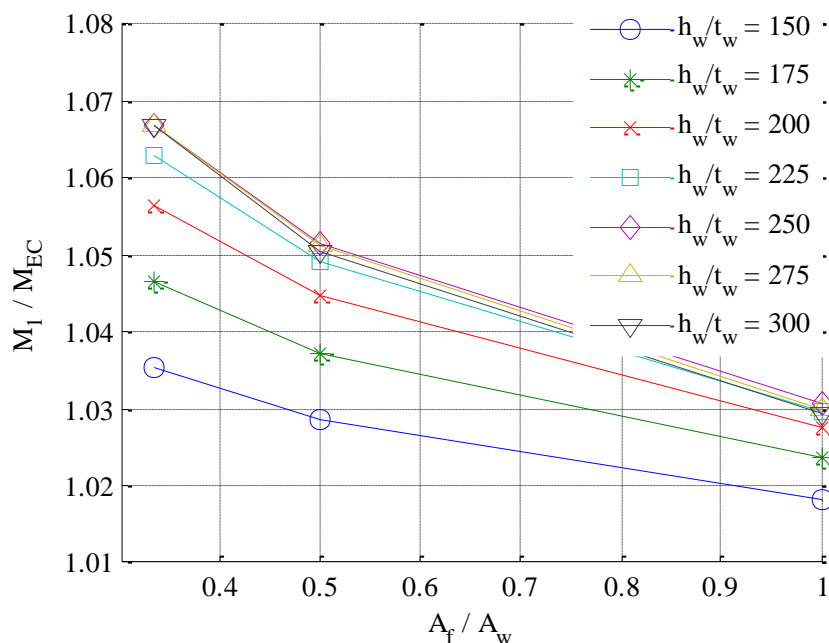
a) Upogibna nosilnost panela v odvisnosti od vitkosti stojine za različna razmerja A_f/A_w ($\alpha=1,5$)



- b) Upogibna nosilnost panela v odvisnosti od razmerja A_f/A_w za različna geometrijska razmerja α ($h_w/t_w=250$)



- c) Primerjava nosilnost panela v odvisnosti od razmerja A_f/A_w za različne vitkosti stojine ($\alpha=1,5$)

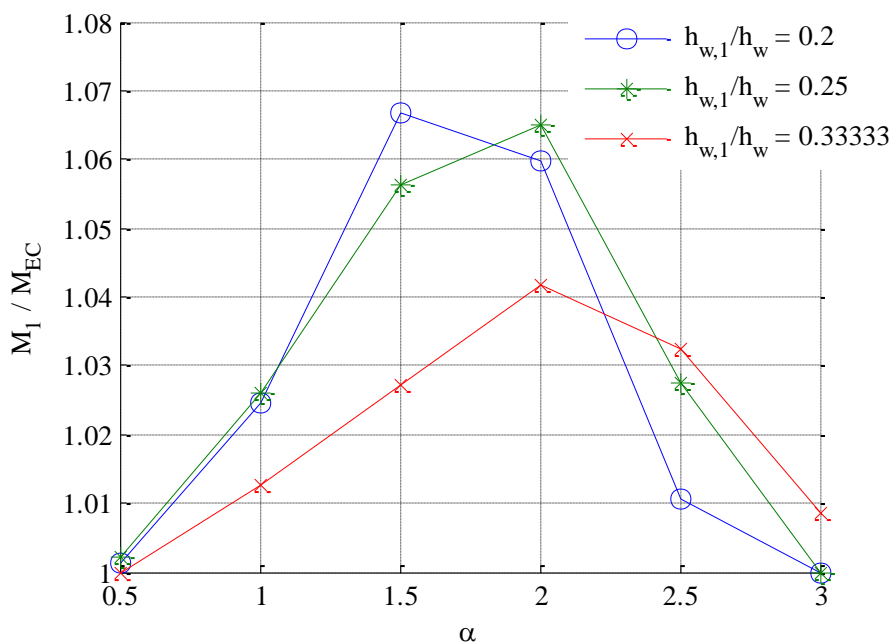


Slika 47: Vpliv razmerja površin pasnice in stojine ($\gamma=60$; $h_w/h_w=0,2$; S355)

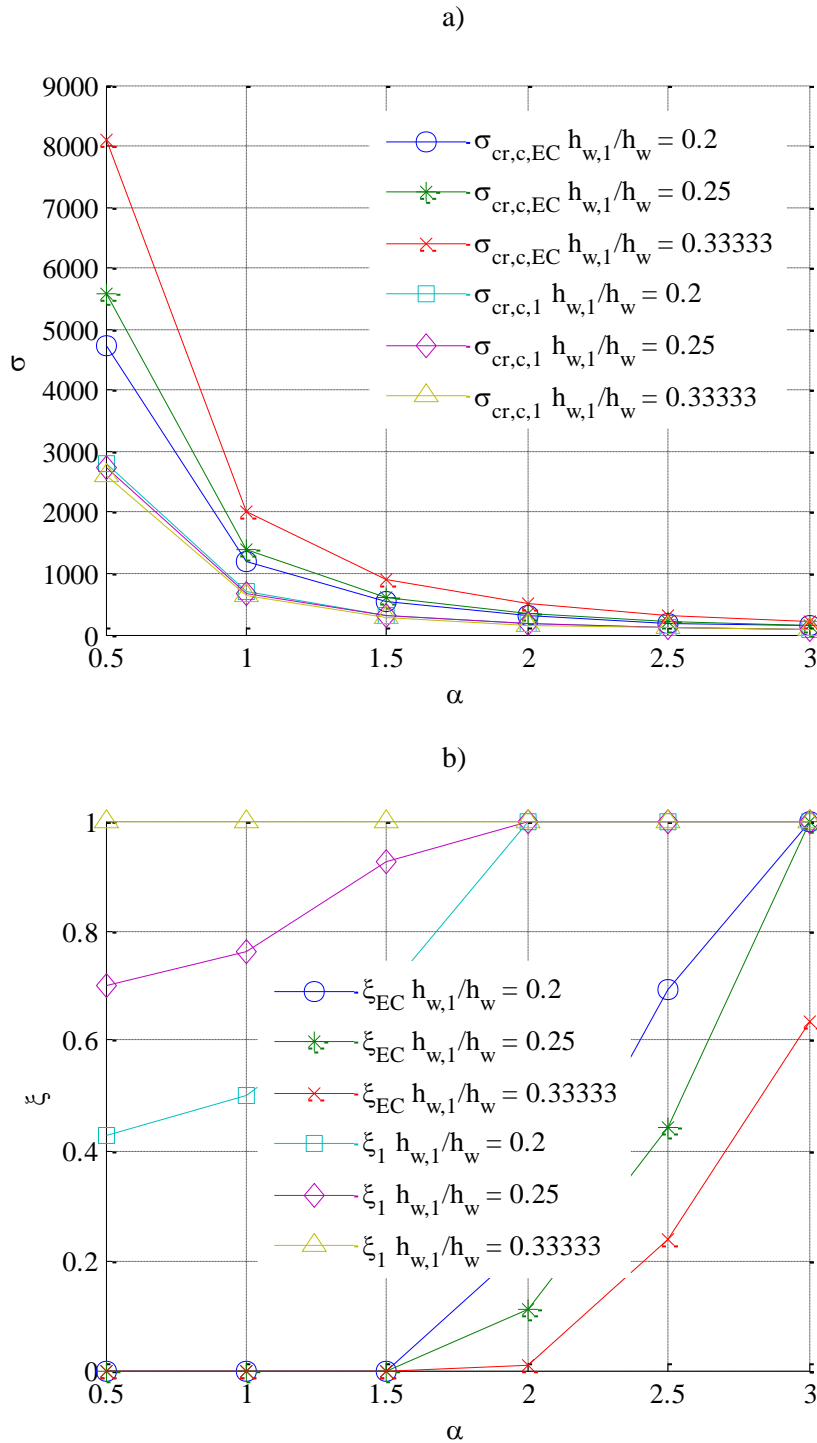
4.1.1.5. Vpliv položaja ojačitve

Položaj ojačitve je določen kot razmerje med oddaljenostjo težišča ojačitve do stika med tlačeno pasnico in stojino, ter višino stojine.

Rezultati računa pokažejo, da se razlika med variantama, z večanjem oddaljenosti ojačitve od tlačene pasnice, manjša (Slika 48). To je posledica redukcijskega faktorja ρ_c oz. razlike med redukcijskim faktorjem $\rho_{c,1}$ ter $\rho_{c,EC}$. Iz Slike 49a vidimo, da je elastična kritična uklonska napetost ojačitve enaka oz. zelo podobna pri vseh položajih ojačitve, ko pa to napetost ekstrapoliramo na rob, je ta pri ojačitvah bližje nevtralni osi precej večja. Ker pri varianti 1 ekstrapolacije ne izvedemo, je temu primerno tudi interakcijski faktor ζ_I (Slika 49b) ustrezno večji, kar vpliva na spremembo redukcijskega faktorja $\rho_{c,1}$, ta pa na nosilnost prereza.



Slika 48: Vpliv položaja ojačitve na razmerje nosilnosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; S355)



Slika 49: Vpliv položaja ojačitve na a) elastične kritične napetosti uklona tlačene palice oz. b) interakcijski faktor ξ ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; S355)

4.1.2. Primerjava variante 2 (nobena kritična napetost ni ekstrapolirana na rob) z varianto EC

Pri varianti 2 obravnavamo situacijo, ko pri izračunu elastičnih kritičnih napetosti ne opravimo ekstrapolacije (enačba (2.15)). Hitro lahko dokažemo, da sta v tem primeru faktorja interpolacije ξ obeh variant enaka, saj se ohranja razmerje elastičnih kritičnih napetosti (enačba (4.11)). Ker sta obe vitkosti pri varianti 2 večji kot pri varianti EC (enačba (4.9) in enačba (4.10)), faktor interakcije pa

enak, sledi da je končni faktor redukcije $\rho_{c,2}$ vedno nižji kot $\rho_{c,EC}$. To pomeni, da je nosilnost po varianti 2 vedno nižja pri vseh parametrih.

$$\overline{\lambda}_{p,EC} = \sqrt{\frac{\beta_{A,c} f_y}{\sigma_{cr,p,EC}}}$$

$$\sigma_{cr,p,2} < \sigma_{cr,p,EC} \Rightarrow \overline{\lambda}_{p,2} > \overline{\lambda}_{p,EC} \Rightarrow \rho_2 < \rho_{EC} \quad (4.9)$$

$$\overline{\lambda}_{p,2} = \sqrt{\frac{\beta_{A,c} f_y}{\sigma_{cr,p,2}}}$$

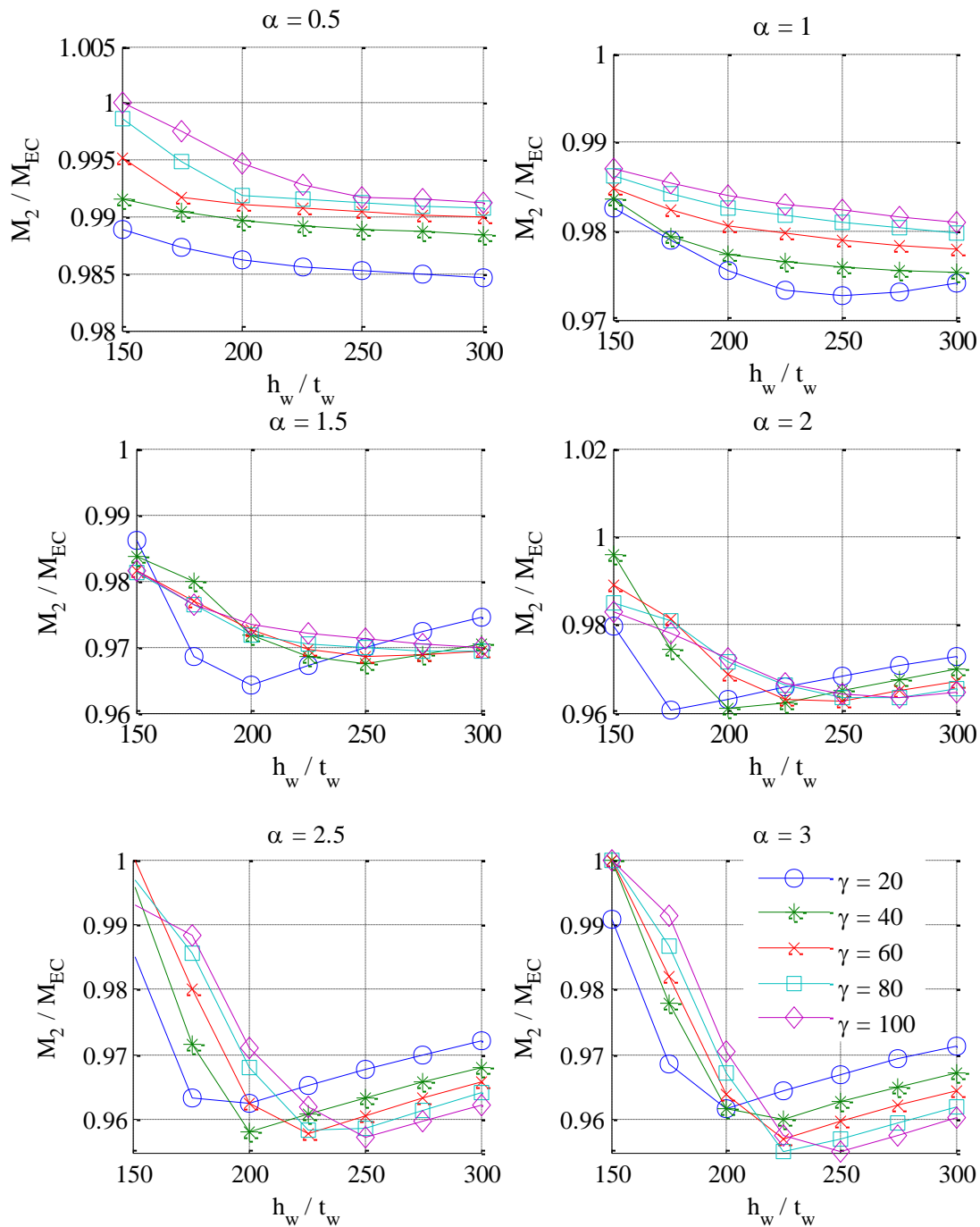
$$\overline{\lambda}_{c,EC} = \sqrt{\frac{\beta_{A,c} f_y}{\sigma_{cr,c,EC}}}$$

$$\sigma_{cr,c,2} < \sigma_{cr,c,EC} \Rightarrow \overline{\lambda}_{c,2} > \overline{\lambda}_{c,EC} \Rightarrow \chi_{c,2} < \chi_{c,EC} \quad (4.10)$$

$$\overline{\lambda}_{c,2} = \sqrt{\frac{\beta_{A,c} f_y}{\sigma_{cr,c,2}}}$$

$$\frac{\sigma_{cr,p,EC}}{\sigma_{cr,p,2}} = \frac{\sigma_{cr,c,EC}}{\sigma_{cr,c,2}} \Rightarrow \frac{\sigma_{cr,p,EC}}{\sigma_{cr,c,EC}} = \frac{\sigma_{cr,p,2}}{\sigma_{cr,c,2}} \Rightarrow \xi_{EC} = \xi_2 \quad (4.11)$$

Iz Slike 50 vidimo, da se največje razlike v nosilnosti med variantama pojavijo pri $h_w/t_w=250$, $\gamma=100$ ter $\alpha=3,0$, najmanjše pa pri najkrajšem panelu z najbolj kompaktnim prerezom ter najmočnejšo ojačitvijo.

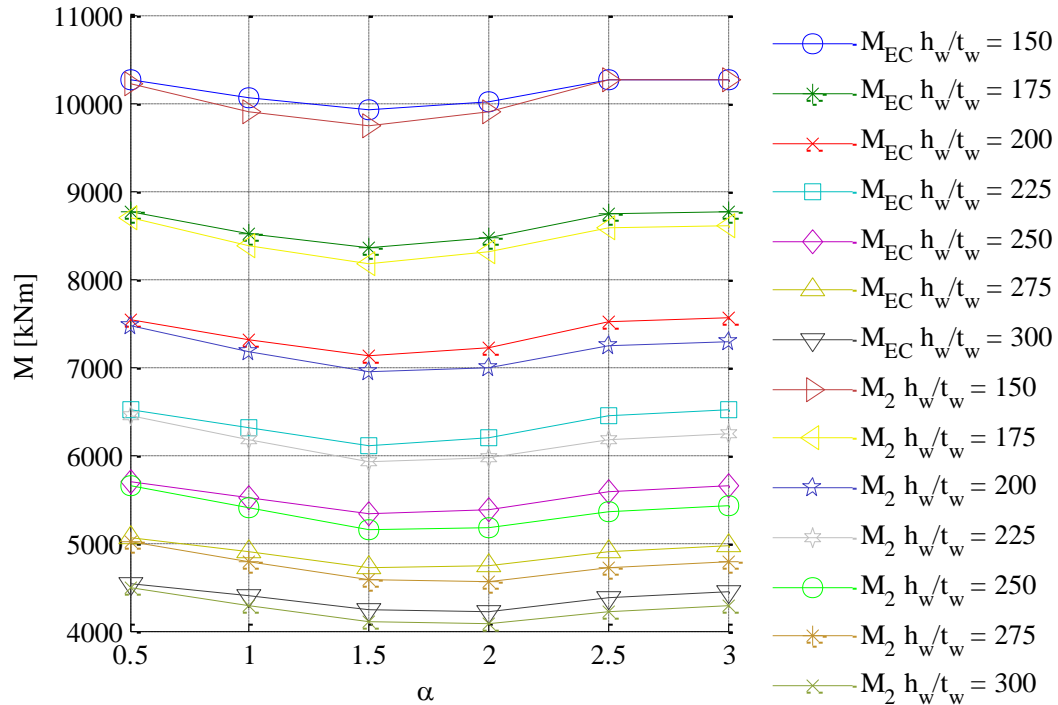


Slika 50: Primerjava nosilnosti prereza variante 2 in variante EC v odvisnosti od vitkosti stojine h_w/t_w za različne togosti ojačitve γ ($A_f/A_w=0,33$; $h_w/h_w=0,2$; S355)

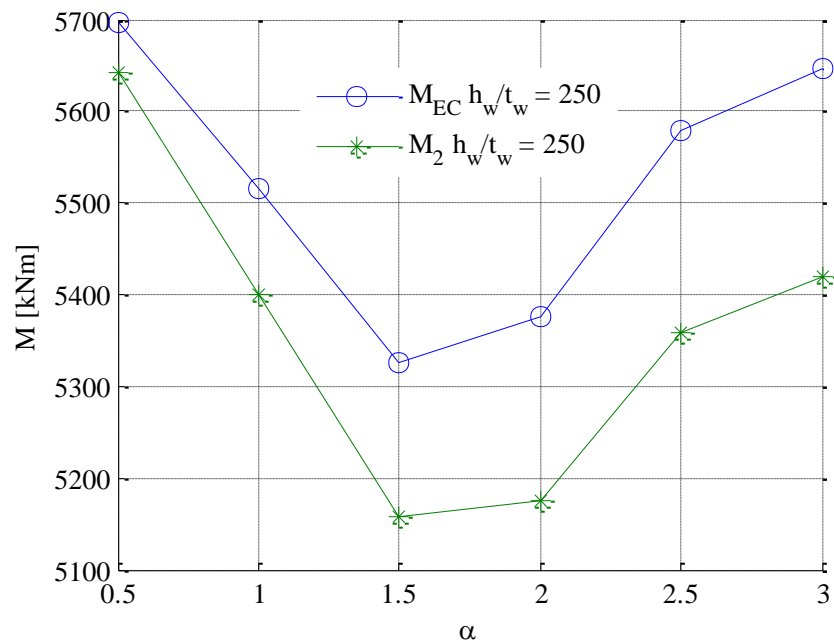
4.1.2.1. Vpliv razmerja med dolžino in višino panela α

Rezultati kažejo, da se razlike v nosilnosti prereza z večanjem razmerja α večajo. Trendu naraščanja razlike ne sledita le vitkosti stojine h_w/t_w 150 in 175, kjer je redukcijski faktor izbočenja pločevine tudi pri varianti 2 enak 1 oz. blizu 1. Ker je faktor interakcije enak pri obeh variantah, se tako z večanjem razmerja α (ko se ζ_2 večja) končni redukcijske faktor $\rho_{c,2}$ bliža ρ_2 . Tako se razlike v nosilnosti med variantama tudi manjšajo (Slika 53).

Vpliv razmerja α na nosilnost panela je razvidna iz Slike 52. Vidimo, da je potek nosilnosti obeh variant skoraj vzporeden (Slika 51 in Slika 52).



Slika 51: Primerjava nosilnosti v odvisnosti od razmerja α ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355)

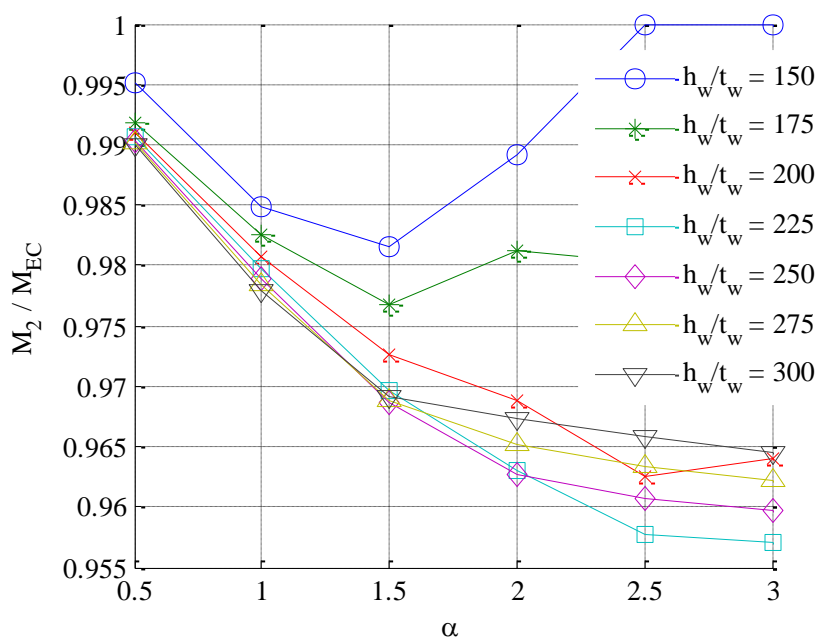


Slika 52: Vpliv razmerja α na nosilnost panela ($h_w/t_w=250$; $\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355)

4.1.2.2. Vpliv vitkosti stojine h_w/t_w

Slika 53 prikazuje vpliv vitkosti stojine na razmerje nosilnosti variant. Kar lahko razberemo je, da se pri nizkih razmerjih α razlika v nosilnost z naraščanjem vitkosti stojine povečuje – pri manj vitkih stojinah je razlika manjša kot pri bolj vitkih. To je posledica razlike med redukcijskim faktorjem uklona tlačene palice pri varianti EC in varianti 2 ($\chi_{c,EC}/\chi_{c,2}$). Iz Preglednice 13 je razvidno, da z večanjem vitkosti stojine razlika med redukcijskim faktorjem uklona tlačene palice določnim po obeh variantah ($\chi_{c,EC}/\chi_{c,2}$) narašča. Faktor interakcije ξ je takrat 0 pri obeh variantah in skladno s tem se tudi razlika v nosilnosti z večanjem vitkosti panela veča. Pri višjih razmerjih stranic panela obnašanje ni tako predvidljivo, saj je faktor interakcije ξ odvisen od elastičnih kritičnih napetosti, ki pa se ne linearno spreminjajo z vitkostjo panela in tako lahko pride do manjših razlik med nosilnostjo določeno po obeh variantah pri višjih vitkosti panela kot pri nižjih.

Opazimo, da so tudi pri največjih razlikah v nosilnosti ($h_w/t_w=250$, $\gamma=100$, $\alpha=3,0$, $A_f/A_w=0,33$) le te majhne – do 5%.



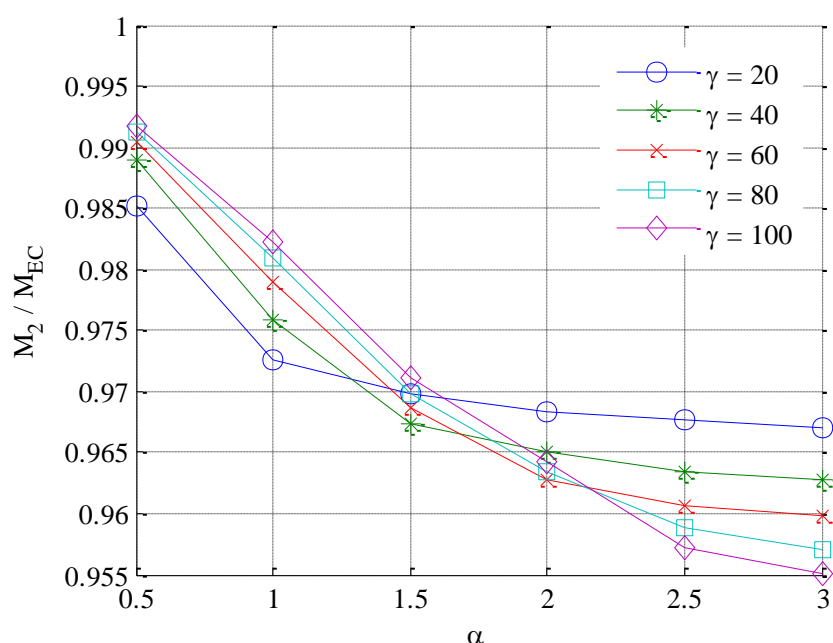
Slika 53: Vpliv razmerja h_w/t_w na razmerje nosilnosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,1}/h_w=0,2$; S355)

Preglednica 13: Razlike v redukcijskih faktorjih

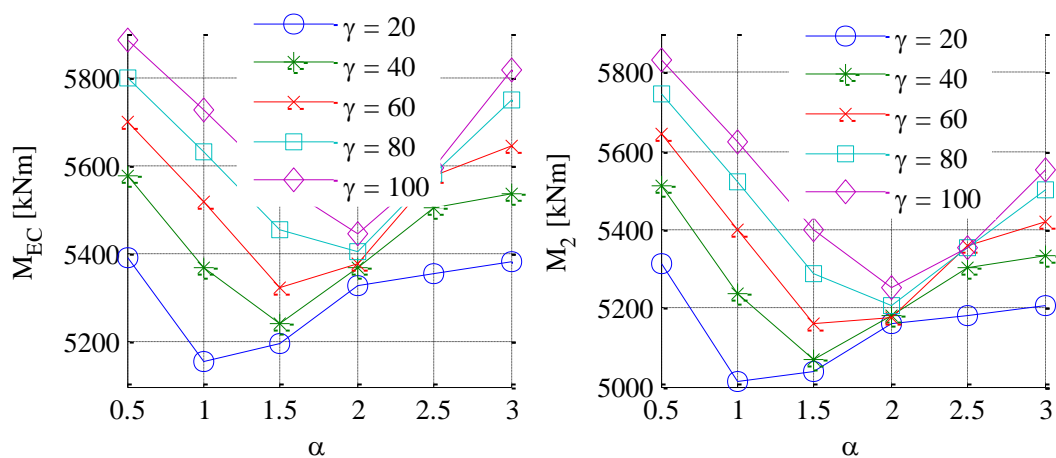
A_f/A_w	$h_{w,1}/h_w$	h_w/t_w	γ	α	$\rho_{p,EC}$	$\chi_{c,EC}$	$\xi_{EC}=\xi_2$	$\rho_{c,EC}$	$\rho_{p,2}$	$\chi_{c,2}$	$\rho_{c,2}$	$\rho_{p,EC}/\rho_{p,2}$	$\chi_{c,EC}/\chi_{c,2}$	$\rho_{c,EC}/\rho_{c,2}$
0,33	0,20	150	60	0,50	1,00	1,00	0,00	0,89	1,00	0,98	0,98	1,000	1,023	0,906
		175			1,00	1,00	0,00	0,84	1,00	0,96	0,96	1,000	1,040	0,875
		200			1,00	0,98	0,00	0,79	1,00	0,94	0,94	1,000	1,045	0,838
		225			1,00	0,98	0,00	0,75	1,00	0,93	0,93	1,000	1,049	0,803
		250			1,00	0,97	0,00	0,69	1,00	0,92	0,92	1,000	1,052	0,751
		275			1,00	0,96	0,00	0,63	1,00	0,91	0,91	1,000	1,055	0,695
		300			1,00	0,95	0,00	0,58	1,00	0,90	0,90	1,000	1,059	0,647

4.1.2.3. Vpliv togosti ojačitve

Tako kot se z vitkostjo stojine, se tudi s togostjo ojačitve razlike v nosilnosti pri nizkih razmerjih α večajo (Slika 54). Iz Slike 55 je razvidno, da sprememba togosti ojačitve ne vpliva toliko na spremembo nosilnosti panela, kot sprememba vitkosti stojine (Slika 51). Da z večanjem togosti ojačitve ne pridobimo veliko na nosilnosti je posledica tega, da k upogibni nosilnosti prispevajo največ pasnice in ne stojina, katere del je ojačitev. Ker ojačitev ni postavljena na samem robu stojine (poleg pasnice) še manj vpliva na nosilnost. Če bi ojačitev bila blizu pasnice, se tako poveča ročica na kateri deluje ojačitev in s tem nosilnost panela.



Slika 54: Vpliv togosti ojačitve γ na razmerje nosilnosti ($h_w/t_w=250$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355)

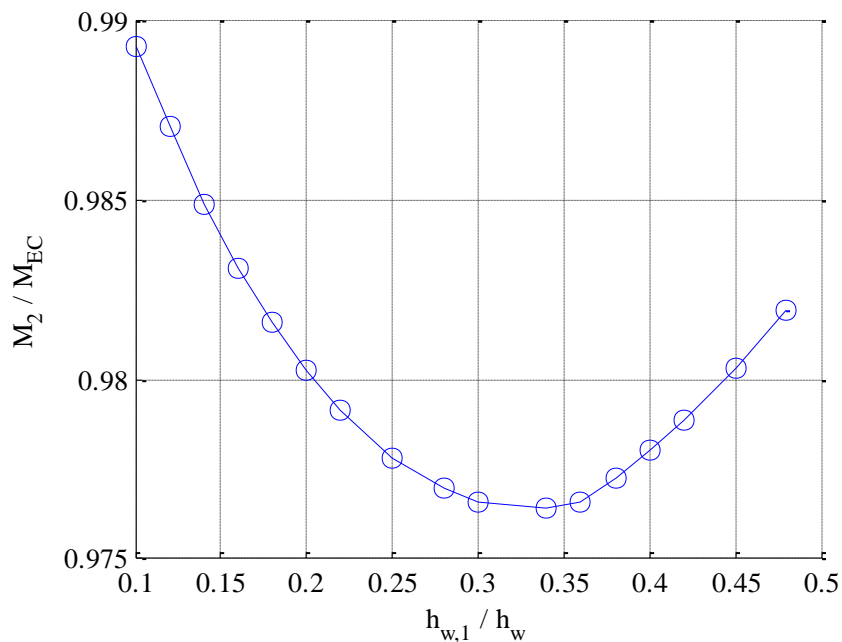


Slika 55: Potek nosilnosti po varianti EC in varianti 2 v odvisnosti od razmerja α za različne togosti ojačitve γ ($h_w/t_w=250$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355)

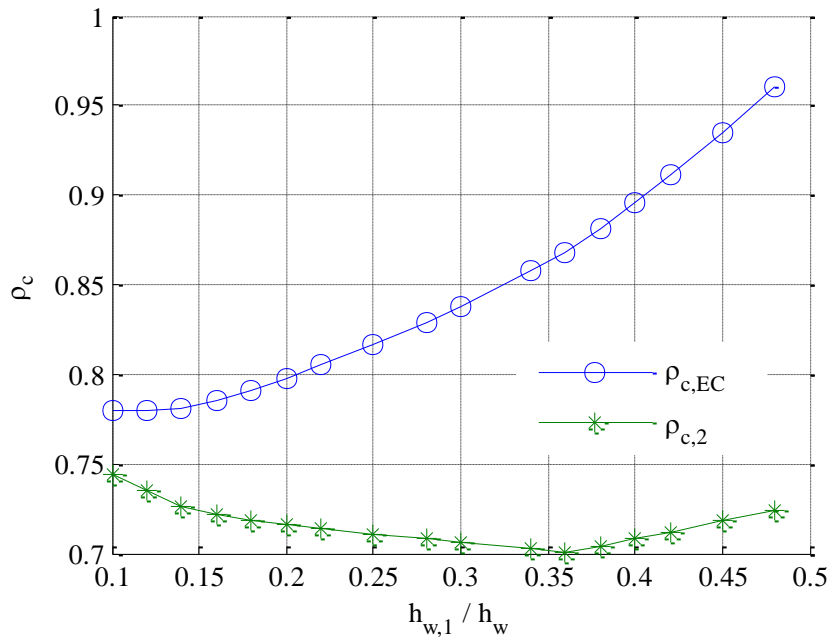
4.1.2.4. Vpliv položaja ojačitve

Položaj ojačitve je določen kot razmerje med oddaljenostjo težišča ojačitve do stika med tlačeno pasnico in stojino, ter višino stojine. Za določitev vpliva položaja ojačitve smo izvedli dodatno parametrično analizo, kjer smo variirali le položaj ojačitve (0,1 – 0,48), ostali parametri pa so bili konstantni ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; $\alpha=1$; S355).

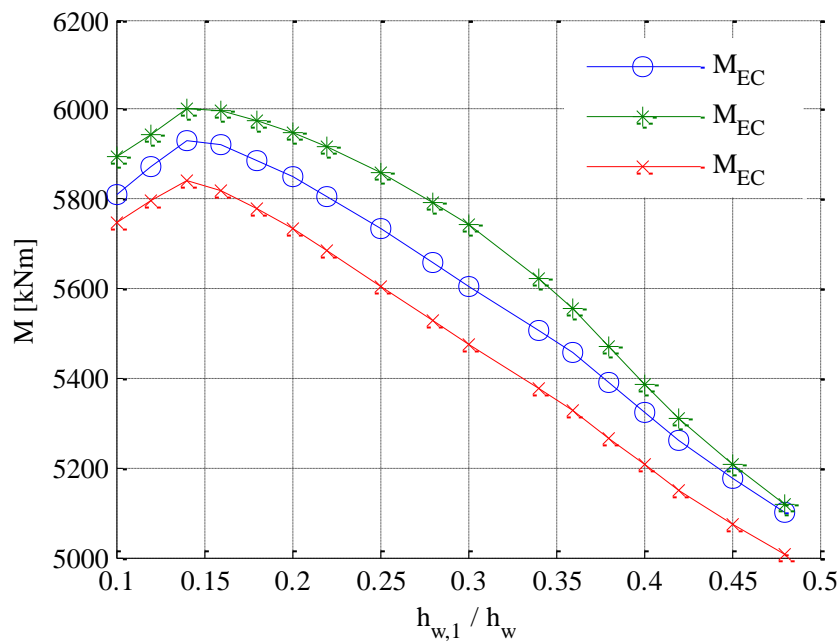
Razlika med variantama se s povečevanjem oddaljenosti ojačitve do neke vrednosti povečuje, nato pa se začne manjšati (Slika 56). Razlog za tak odziv najdemo v faktorju redukcije prereza ρ_c ter v načinu določanja karakteristik prereza. Čeprav se razlike med redukcijskim faktorjem obeh variant večajo (Slika 57), kot vidimo s končno nosilnostjo ni tako. Pri določanju geometrijskih karakteristik prereza redukcijski faktor upoštevamo le na $A_{c,eff,loc}$ (Slika 14), ki je sestavljen iz ojačitve ter ojačitvi pripadajočim efektivnim delom pločevine. Ta se s pomikanjem ojačitve proti nevtralni osi prereza manjša, kar pomeni da reduciramo vedno manjši del, ki zaradi svoje lege v prerezu k upogibni nosilnosti zelo malo prispeva. Zato se razlika z večanjem oddaljenosti ojačitve od tlačene pasnice zmanjšuje.



Slika 56: Vpliv položaja ojačitve na razmerje nosilnosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; $\alpha=1$; S355)



Slika 57: Vpliv položaja ojačitve na redukcijski faktor ρ_c ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; $\alpha=1$; S355)

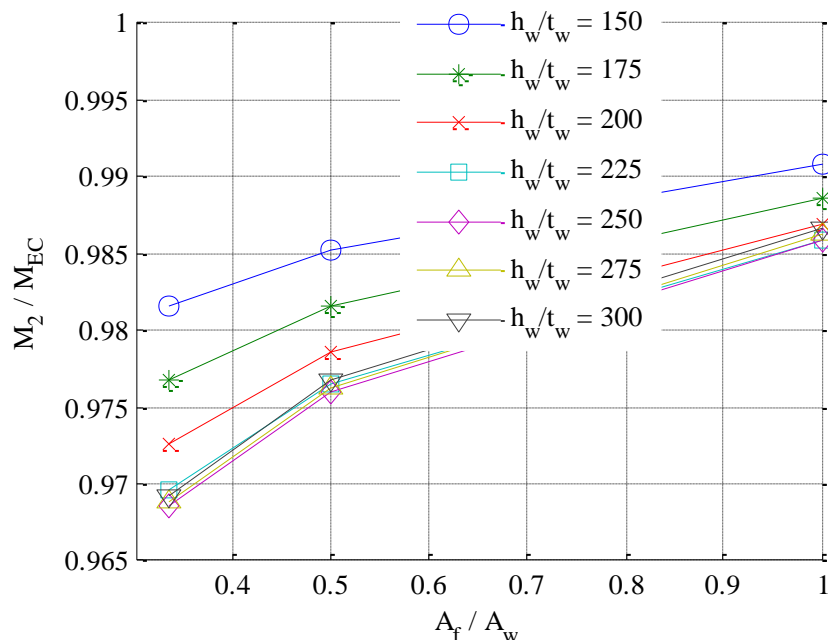


Slika 58: Vpliv položaja ojačitve na nosilnost panela ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; $\alpha=1$; S355)

4.1.2.5. Vpliv razmerja površine med pasnico in stojino (A_f/A_w)

Z opazovanjem Slike 59 lahko pridemo do enakih zaključkov kot pri primerjavi variante EC in variante 1 (odstavek 4.1.1.4)

c) Primerjava nosilnost panela v odvisnosti od razmerja A_f/A_w za različne vitkosti stojine ($\alpha=1,5$)

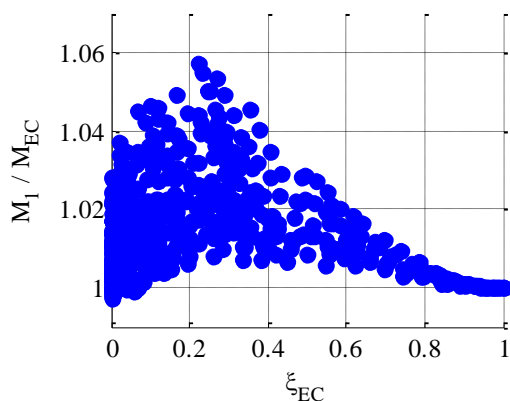


Slika 59: Vpliv razmerja površin pasnice in stojine ($\gamma=60$; $h_w/h_w=0,2$; S355)

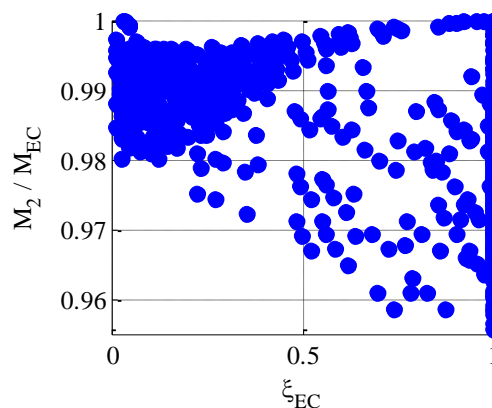
4.2. I-profil z dvema ojačitvama pri čistem upogibu

Rezultati parametrične analize I-profila z dvema ojačitvama pokažejo, da varianta 1 v primerjavi z varianto EC kot pri primeru z eno ojačitvijo v večini primerov daje višje vrednosti momenta, kar pomeni da je na nevarni strani (Slika 60a). Varianta 2 je v primerjavi z varianto EC, tako kot v primeru z eno ojačitvijo vedno na varni strani (Slika 60b).

a) Primerjava nosilnosti računa po EC in računa po varianti 1



b) Primerjava nosilnosti računa po EC in računa po varianti 2



Slika 60: Primerjava nosilnosti obeh variant pri vseh parametrih

4.2.1. Primerjava variante 1 z varianto EC

Iz spodnjih grafov (Slika 61) lahko razberemo vpliv vitkosti stojine, togosti ojačitev ter razmerja stranic panela na normirano nosilnost prereza (nosilnost normirana na nosilnost določeno po Evrokodu – varianta EC). Vidimo, da se največje razlike pojavijo pri razmerju $\alpha=0,3$, togosti ojačitve $\gamma=10$ ter pri razmerju $h_w/t_w=300$. Razlike so v splošnem nižje v primerjavi s primerom z eno ojačitvijo in dosežejo največ 5,7%.

Obnašanje je zelo podobno primeru z eno ojačitvijo. Razlika, ki jo lahko vidimo je, da faktor interakcije ζ pri računu po obeh metodah prej doseže vrednost 1 (izbočenje pločevine), kot v primeru z eno ojačitvijo. To je posledica elastičnih kritičnih napetosti. Na primer, če bi določili elastične kritične napetosti za dva primera, enega z eno ojačitvijo, enega pa z dvema ojačitvama (dimenzije ojačitev bi bile v obeh primerih enake), bi ugotovili da se elastična kritična napetost uklona tlačene palice med primeroma ne bistveno razlikuje (odvisna je le od geometrije najbolj tlačene ojačitve), medtem pa se elastična kritična napetost izbočenja pločevine bistveno poveča. Posledica tega je sprememba interakcijskega faktorja med izbočenjem pločevine in uklonom tlačene palice ζ , ki se tako pomakne proti vrednosti 1. To pomeni, da povečamo ortotropnost panela, ki se tako prej izboči kot pločevina.

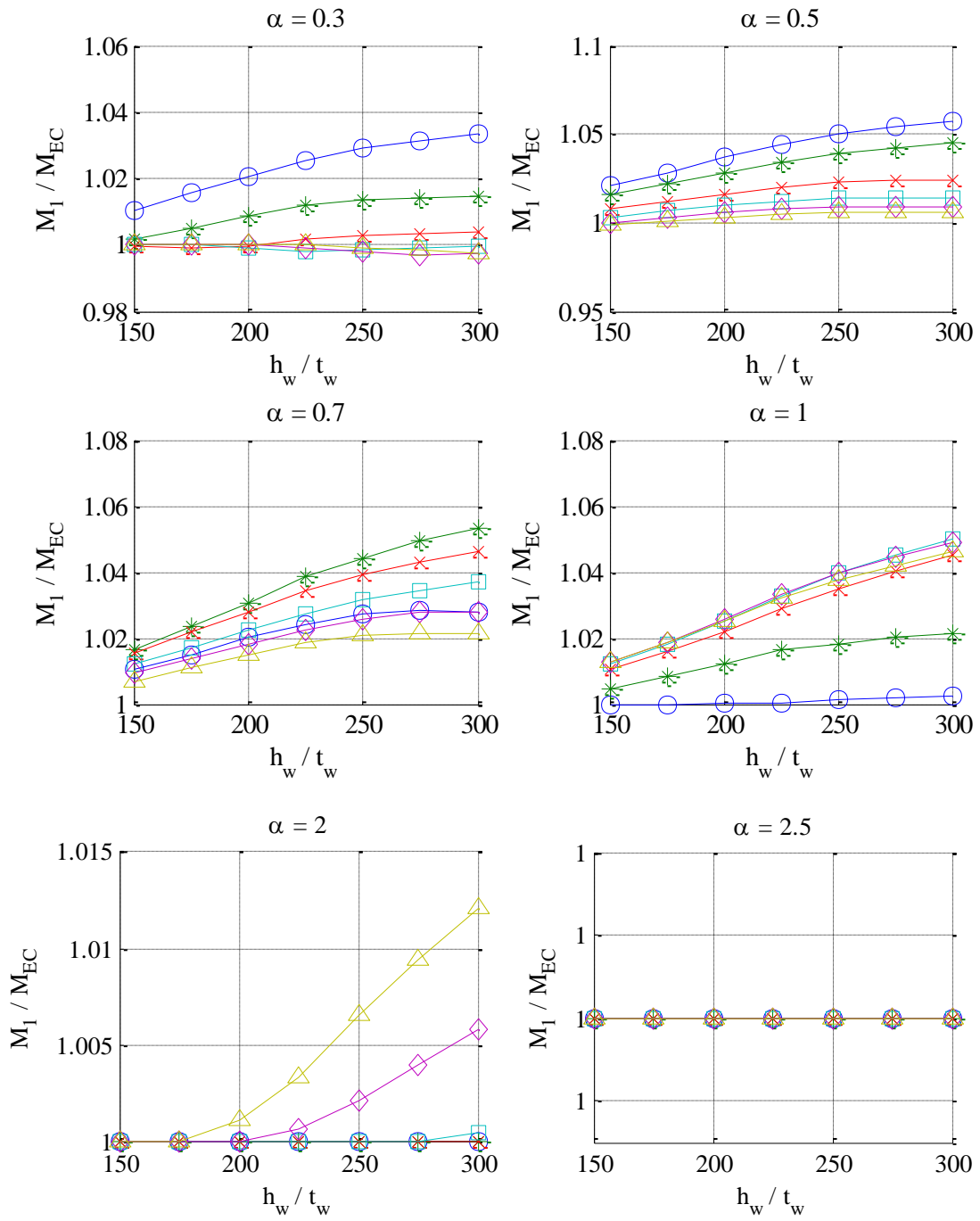
Prav tako tudi v primeru z dvema ojačitvama velja:

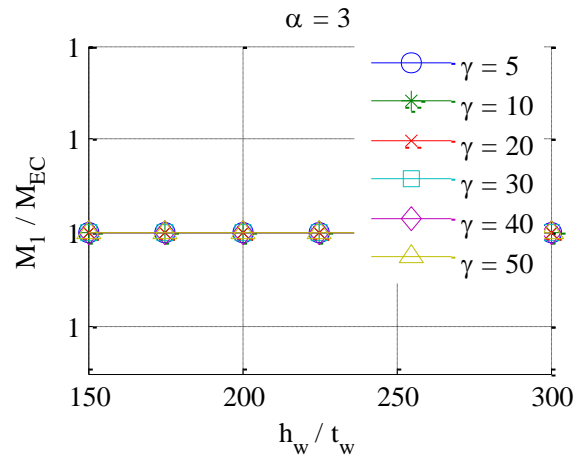
$$\begin{aligned} \sigma_{cr,p,1} = \sigma_{cr,p,EC} &\Rightarrow \rho_1 = \rho_{EC} \\ &\Rightarrow \xi_1 \geq \xi_{EC}, \\ \sigma_{cr,c,1} > \sigma_{cr,c,EC} &\Rightarrow \chi_{c,1} < \chi_{c,EC} \end{aligned} \quad (4.12)$$

kjer indeks EC predstavlja vrednosti določene po varianti EC, indeks 1 pa vrednosti določene po varianti 1.

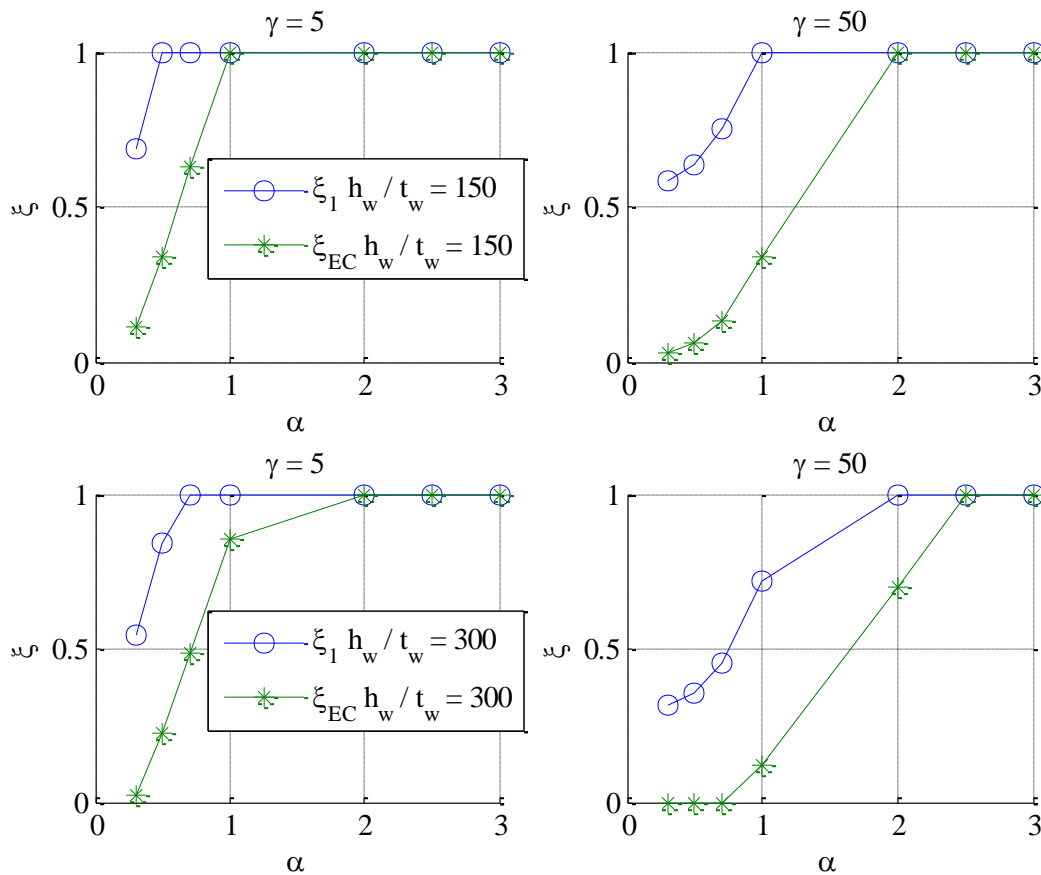
Tako tudi pri tem primeru velja $\xi_I \geq \xi_{EC}$ (enakost velja, ko je $\xi_{EC} = 1$) (Slika 62 – faktorja prikazana le za skrajne vrednosti parametrov, saj je potek pri ostalih vrednostih parametrov podoben). V večini primerov velja $M_I \geq M_{EC}$. Pri nizkih razmerjih stranic panela ($\alpha=0,3$) dobimo tudi nižjo nosilnost določeno po varianti 1 kot po varianti EC, razlogi pa so enaki kot v primeru z eno ojačitvijo (enačba (4.6)).

Zaradi enakega obnašanja kot v primeru z eno ojačitvijo, so grafični rezultati prikazani le v prilogi.





Slika 61: Primerjava nosilnosti prereza variante 1 in variante EC v odvisnosti od vitkosti stojine h_w/t_w za različne togosti ojačitve γ ($A_f/A_w=0,33$; $h_{w1}/h_w=0,1667$; S355)

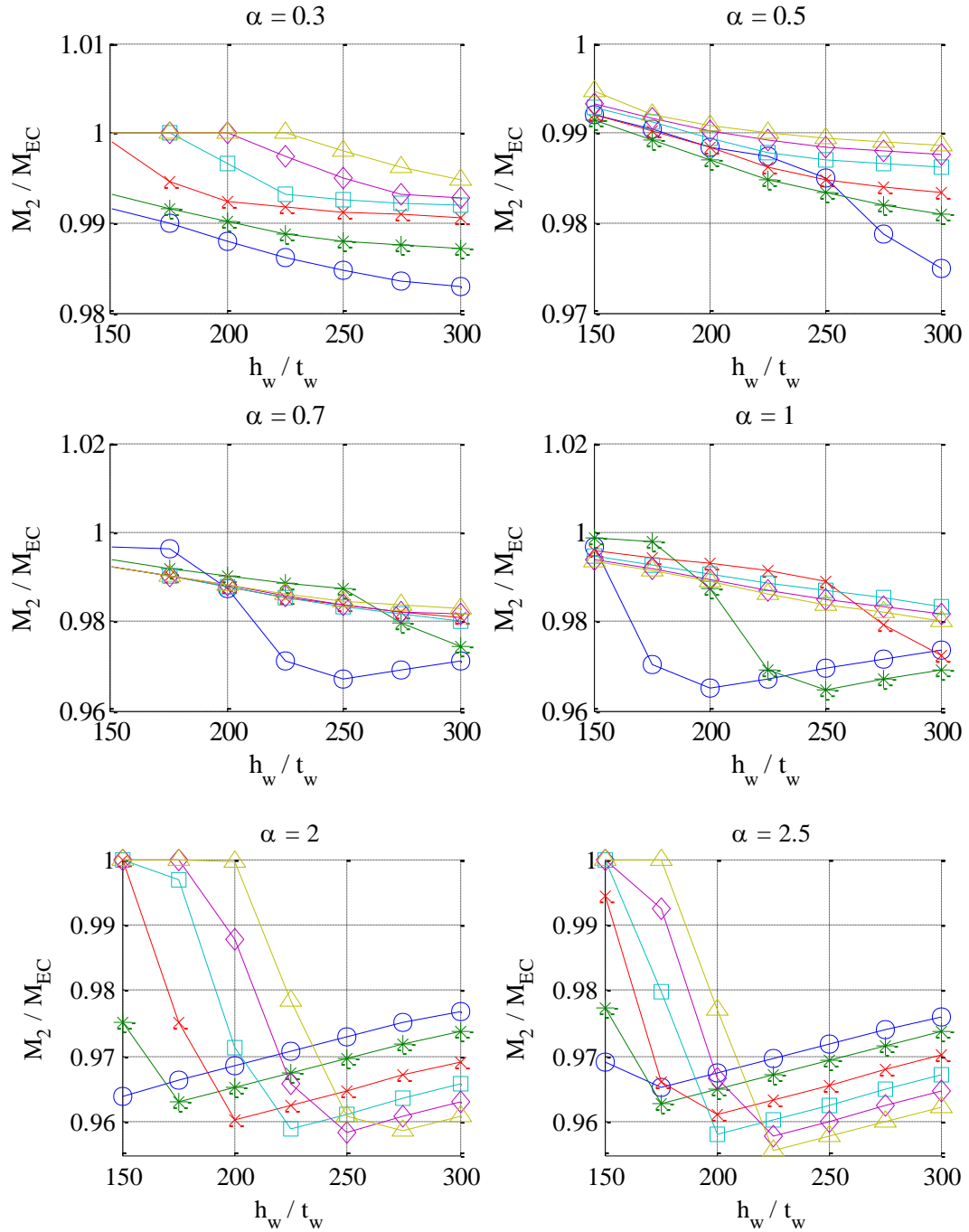


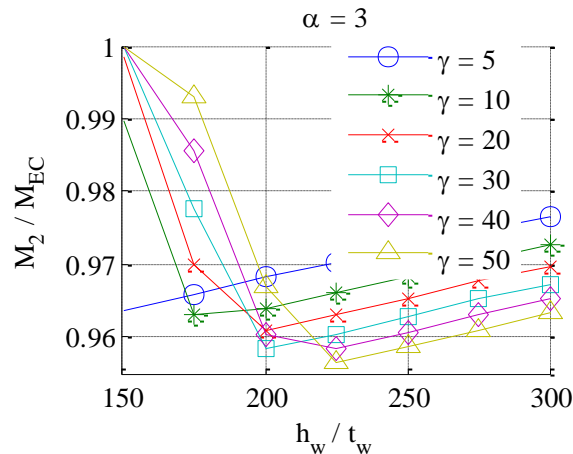
Slika 62: Interakcijska koeficienta ξ_I in ξ_{EC} za skrajne vrednosti parametrov ($A_f/A_w=0,33$; $h_{w1}/h_w=0,1667$; S355)

4.2.2. Primerjava variante 2 z varianto EC

V primeru dveh ojačitev veljajo enake zakonitosti kot v primeru z eno ojačitvijo. Tudi tukaj velja, da je nosilnost določena po varianti 2 vedno nižja od nosilnosti določene po varianti EC (enačba (4.9), enačba (4.10), enačba (4.11)).

Iz Slike 63 vidimo, da se največje razlike v nosilnosti med variantama pojavijo pri $h_w/t_w=225$, $\gamma=50$ ter $\alpha=3,5$ in znašajo največ 4,5%.





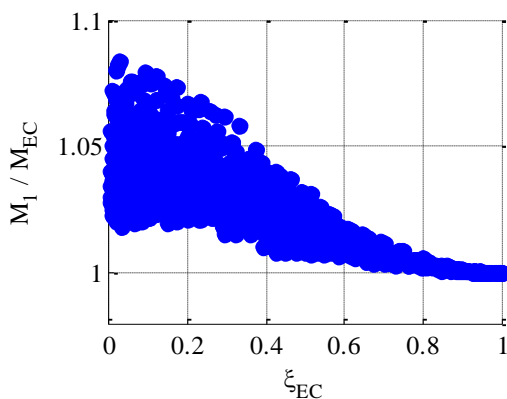
Slika 63: Primerjava nosilnosti prereza variante 2 in variante EC v odvisnosti od vitkosti stojine h_w/t_w za različne togosti ojačitve γ ($A_f/A_w=0,33$; $h_w/h_w=0,1667$; S355)

Zaradi enakega obnašanja kot v primeru z eno ojačitvijo, so grafični rezultati prikazani le v prilogi.

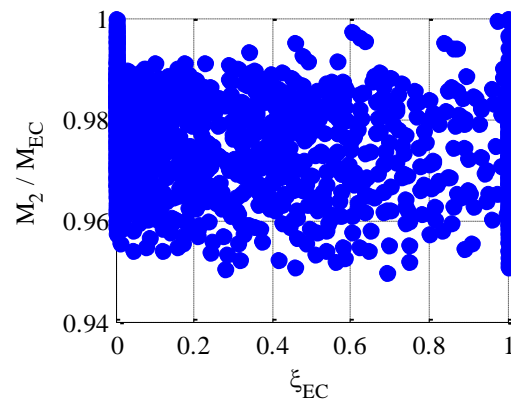
4.3. I-profil – razmerje površin pasnic 1:2

V prejšnjih analizah smo imeli potek napetosti, pri katerem je bil ψ faktor blizu -1. Da bi dosegli drugačen potek napetosti – želeli smo namreč doseči čim večji ψ faktor ($\psi > -1$) smo v analizi uporabili nesimetričen prerez, katerega pasnici sta bili različni. Natezno pasnico smo ustrezno povečali (površina 2 x tlačene pasnice), tako da smo dobili premik težišča prereza, in s tem nevtralne osi, proti natezni pasnici. Prerez smo upogibno obremenili in tako dobili potek napetosti tak, da je veljalo $-0,77 < \psi < -0,60$. Lahko bi uporabili tudi razmerje pasnic 1:4 a smo zaradi neobičajnosti takega primera to možnost opustili in se osredotočili le na razmerje 1:2.

a) Primerjava nosilnosti računa po EC in računa po varianti 1



b) Primerjava nosilnosti računa po EC in računa po varianti 2



Slika 64: Primerjava nosilnosti obeh variant pri vseh parametrih

Analiza rezultatov je pokazala, da se zaradi spremembe razmerja pasnic vse tri variante obnašajo podobno kot pri enakem razmerju pasnic, zato bomo grafične rezultate prikazali le v prilogi. Iz enakih

razlogov, smo opustili analizo panelov z dvema ojačitvama in razmerjem pasnic 1:2 in jih bomo obravnavali le v primerjavi rezultatov z numeričnimi rezultati.

V nadaljevanju bomo prikazali le dodatno parametrično analizo (I nosilec z razmerjem pasnic 1:2 ter eno ojačitvijo), kjer smo variirali položaj ojačitve, da pokažemo vpliv ekstrapolacije na rezultate.

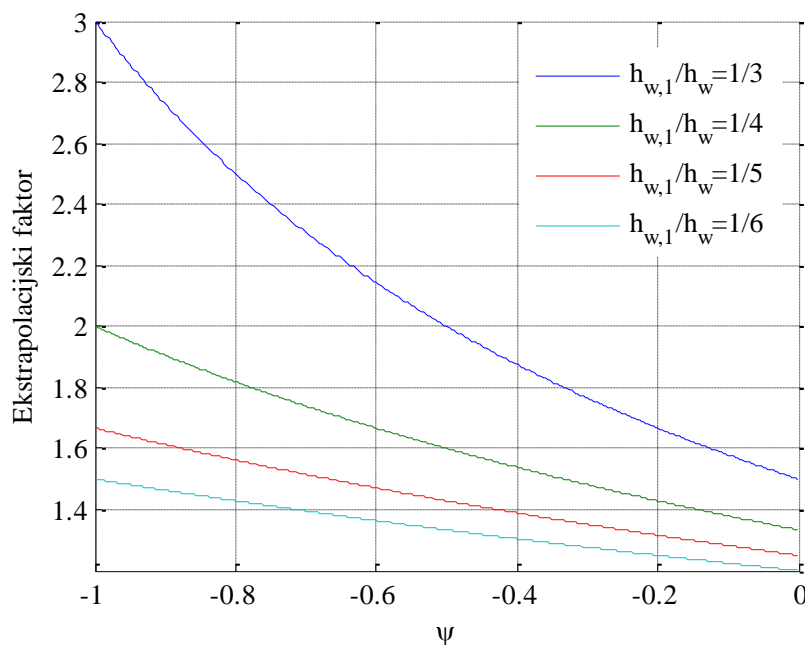
4.3.1.1. Vpliv gradienta napetosti

Iz Slike 65 lahko vidimo, da se z večanjem ψ faktorja, ekstrapolacijski faktor s katerim ekstrapoliramo kritične napetosti na tlačni rob panela (enačba (4.13)) manjša. To je posledica manjšanja naklona gradienta napetosti po prerezu.

$$\sigma_{cr} = \frac{b_c}{b_{c2}} \sigma_{cr,st}, \quad (4.13)$$

kjer: $\frac{b_c}{b_{c2}}$ predstavlja ekstrapolacijski faktor.

S premikanjem ojačitve od tlačne pasnice proti nevtralni osi, vrednost ekstrapolacijskega faktorja raste.

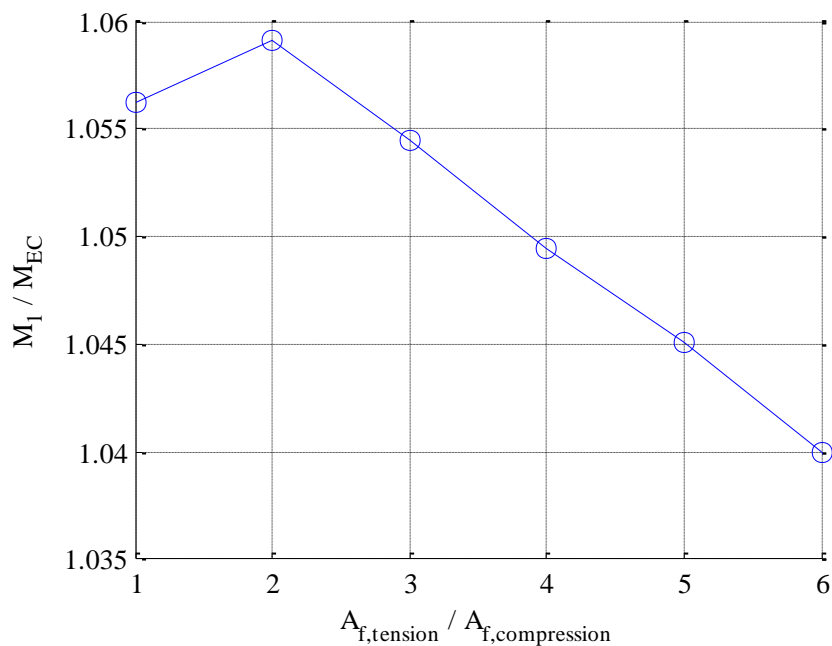


Slika 65: Vpliv gradienta napetosti na ekstrapolacijski faktor pri različnih položajih ojačitve

Rezultat zadnje ugotovitve je, da se v splošnem z večanjem ψ faktorja razlike med variantami zmanjšujejo.

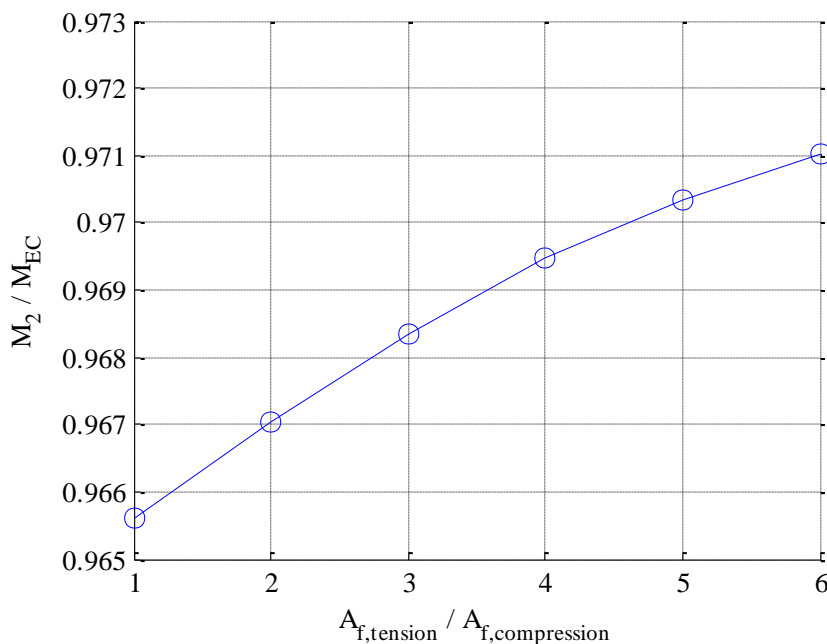
ψ faktor smo variirali s tem, da smo povečevali razmerje med površino natezne in tlačene pasnice od 1 do 6, kar je sicer neobičajen primer.

Pri primerjavi variante 1 (Slika 66), ko ekstrapoliramo le elastično kritično napetost izbočenja pločevine, ter variante EC lahko pride tudi do malo drugačnega poteka, kar je posledica elastičnih kritičnih napetosti in posledično faktorja interakcije pri varianti 1.



Slika 66: Primerjava variante 1 in variante EC v odvisnosti od razmerja površin natezne in tlačene pasnice ($\gamma=60$; $h_w/t_w=250$; $A_{f,compression}/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,25$; S355)

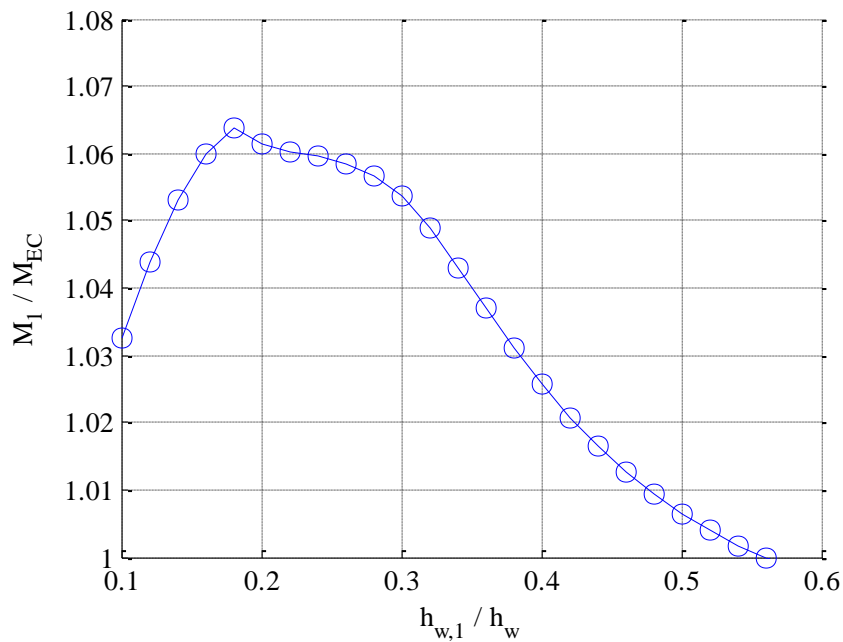
Če primerjamo varianto 2 z varianto EC (Slika 67) lahko potrdimo tezo, da se z večanjem ψ faktorja razlika med variantama manjša.



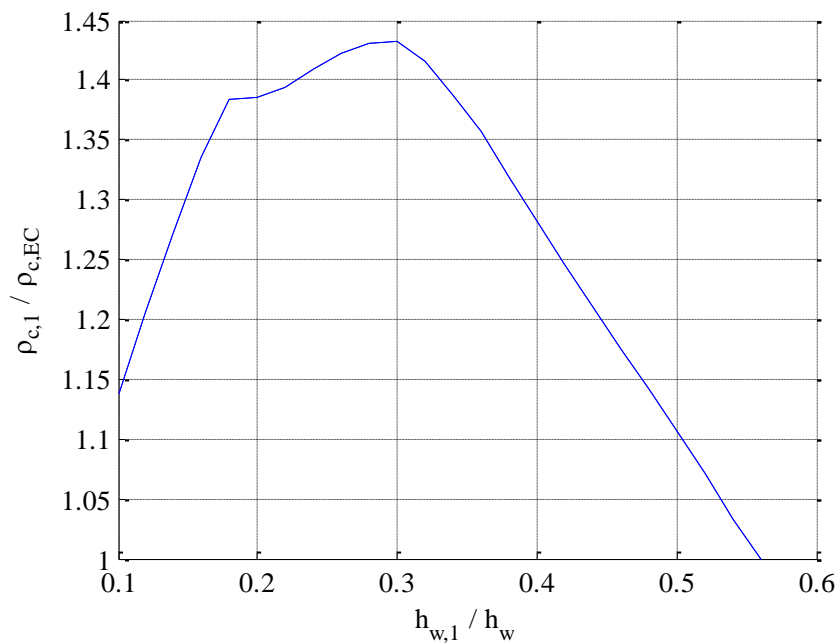
Slika 67: Primerjava variante 2 in variante EC v odvisnosti od razmerja površin natezne in tlačne pasnice ($\gamma=60$; $h_w/t_w=250$; $A_{f,compression}/A_w=0,33$; $h_{w,I}/h_w=0,25$; S355)

4.3.1.2. Vpliv položaja ojačitve

Iz Slike 68 vidimo vpliv položaja ojačitve na primerjavo nosilnosti določeno po varianti 1 ter varianti EC. Opazimo, da se razlika med variantama do položaja $0,18 \cdot h_w$ povečuje, nato pa začne padati. V bližini nevtralne osi dobimo po obeh variantah enako nosilnost. Čeprav na mestu maksimalnih razlik v nosilnosti, kvocient faktorjev redukcije $\rho_{c,1}$ in $\rho_{c,EC}$ ne doseže svojega maksimuma (Slika 69), dobimo tam največjo razliko v nosilnosti ker je položaj ojačitve $0,18 \cdot h_w$ približno na mestu rezultante tlačnih napetosti v panelu in tako na mestu, kjer ojačitev največ doprinese k upogibni nosilnosti prereza oz. najbolj poveča elastične kritične napetosti.

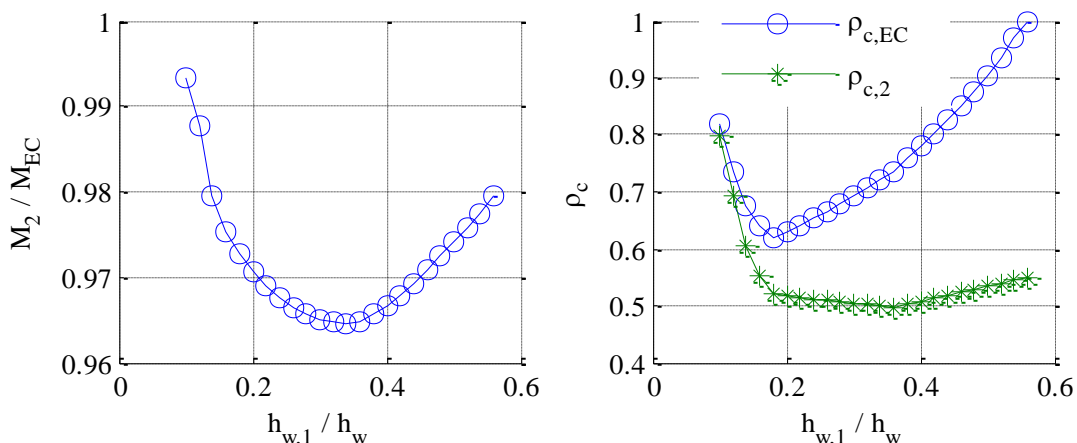


Slika 68: Primerjava variante 1 in variante EC v odvisnosti od položaja ojačitve ($\gamma=60$; $h_w/t_w=250$; $A_{f,compression}/A_w=0,33$; S355)



Slika 69: Primerjava faktorjev redukcije ρ_c v odvisnosti od položaja ojačitve ($\gamma=60$; $h_w/t_w=250$; $A_{f,compression}/A_w=0,33$; S355)

Če primerjamo varianti 2 in EC (Slika 119), lahko pridemo do enakih zaključkov kot pri razmerju površin pasnic 1:1 (odstavek 4.1.2.4). Razlika ki se pojavi je ta, da se položaj kjer se pojavijo največje razlike v nosilnosti nekoliko pomakne proti nevtralni osi prereza.

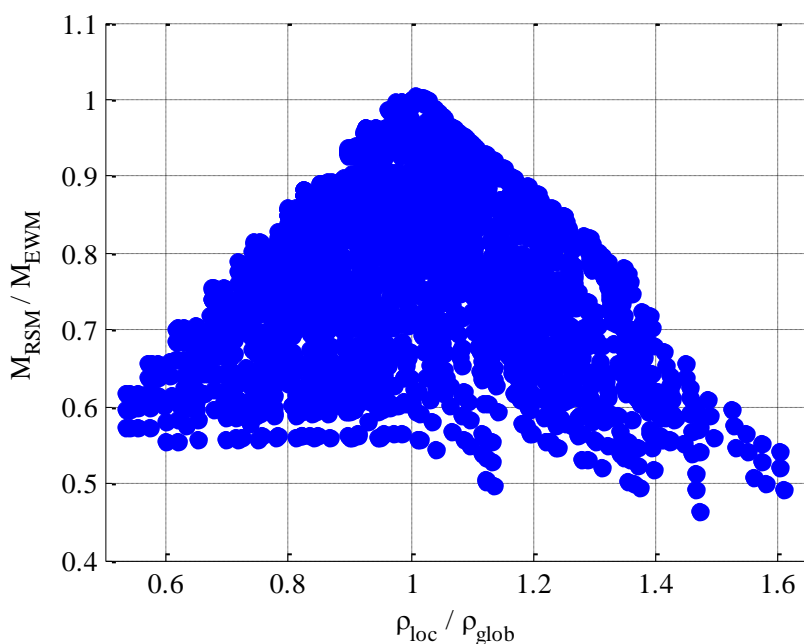


Slika 70: Primerjava nosilnosti, ter faktorjev redukcije ρ_c po varianti 2 in varianti EC v odvisnosti od položaja ojačitve ($\gamma=60$; $h_w/t_w=250$; $A_{f,compression}/A_w=0,33$; S355)

5 PRIMERJAVA METODE EFEKTIVNIH ŠIRIN IN METODE REDUCIRANIH NAPETOSTI

Pri primerjavi metode efektivnih širin in metode reduciranih napetosti, je bila izvedena obsežna parametrična analiza, s katerim smo poizkušali določiti vpliv posameznega parametra na nosilnost po eni in drugi metodi. Rezultati so v splošnem pokazali (Slika 71), da je metoda reduciranih napetosti v primerjavi z metodo efektivnih širin konzervativna in daje nižje vrednosti nosilnosti prerezov. Pri določenih parametrih (obrazložitev v naslednjih odstavkih), je razlika med metodama velika in znaša tudi preko 50%.

Zaradi velikega števila rezultatov, smo izbrali vodilne parametre in rezultate prikazovali le pri teh.

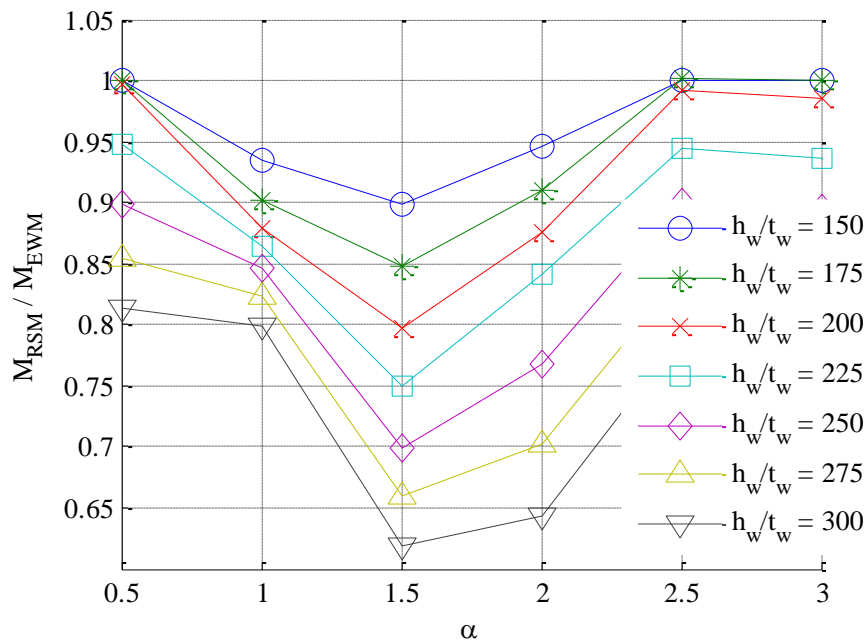


Slika 71: Primerjava nosilnosti po obeh metodah pri vseh vrednostih parametrov

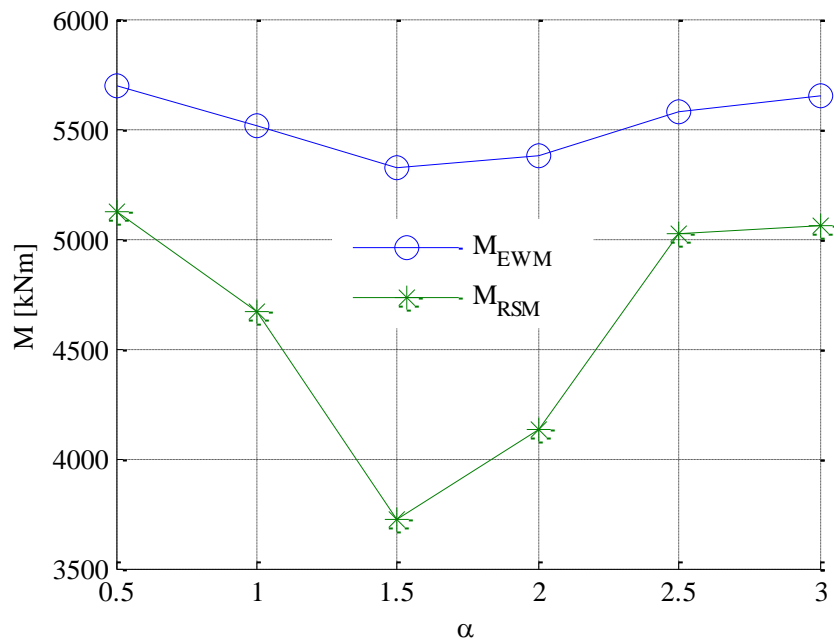
5.1.1.1. Vpliv razmerja med dolžino in višino panela (α), ter vitkosti stojine (h_w/t_w)

Iz Slike 72 lahko razberemo, da se razlika v nosilnosti, določena po obeh metodah, do neke vrednosti razmerja med dolžino in višino panela večja, nato pa začne upadati. Razlike sledijo poteku nosilnosti določeni po obeh metodah (Slika 73). Vidimo, da pri metodi reduciranih nosilnost hitreje pada, ter da je nižja kot nosilnost določena po metodi efektivnih širin. To je posledica predvsem tega, da je upogibna nosilnost v veliki meri odvisna od pasnic. Te so pri metodi reduciranih napetosti (tlačena pasnica) neizkoriščene. Ker nosilnost narekuje najšibkejši člen (stojina), to vpliva tudi na redukcijo največjih možnih napetosti v pasnici (ki pa je lahko kompaktna in redukcija ni potrebna)

Iz enakih razlogov, se z večanjem vitkosti stojine (Slika 72) večja tudi razlika med metodama.



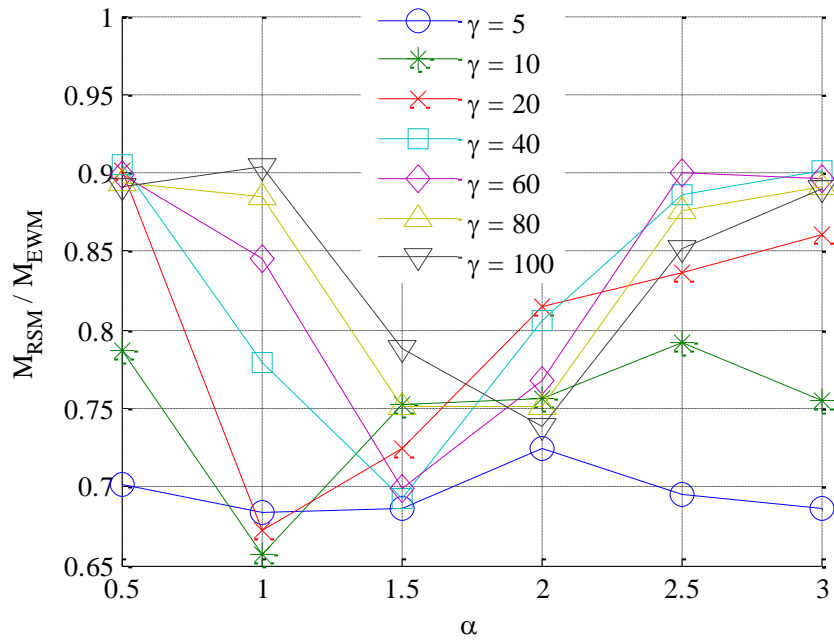
Slika 72: Vpliv razmerja med dolžino in višino panela in vitkosti na razmerje nosilnosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w1}/h_w=0,2$; S355)



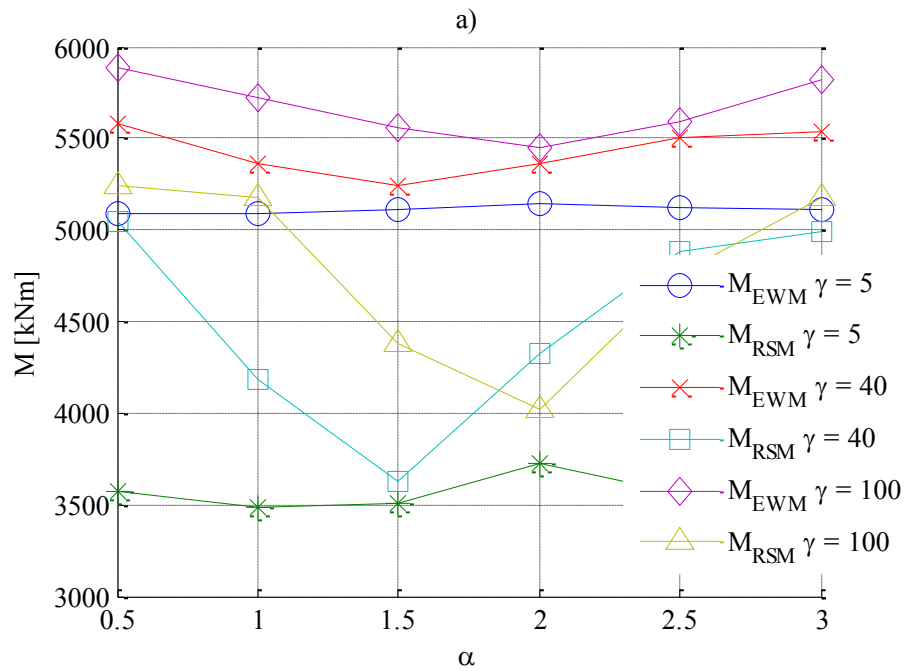
Slika 73: Potek nosilnosti določen po obeh metodah v odvisnosti od razmerja med dolžino in višino panela ($h_w/t_w=250$; $\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w1}/h_w=0,2$; S355)

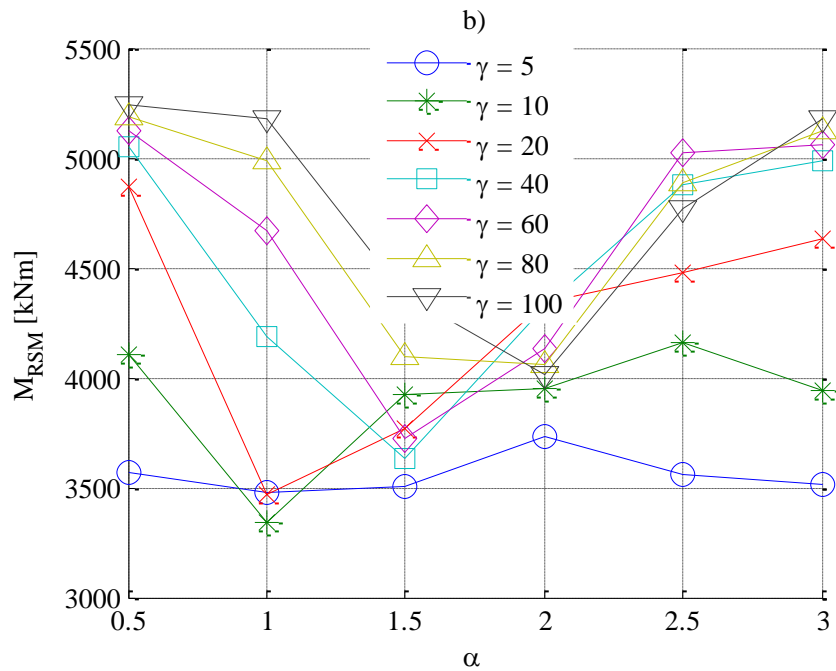
5.1.1.2. Vpliv togosti ojačitve γ

Iz Slike 75a ter Slike 75b vidimo, da je potek nosilnosti določen po obeh metodah podoben. Razlika ki se pojavi je, da se nosilnost določena po metodi reduciranih napetosti hitreje spreminja (hitreje narašča in spušča). Temu primerno sledijo tudi razlike v nosilnosti (Slika 74). Z večanjem togosti ojačitve se večja razmerje stranic panela α , kjer se pojavi maksimalna razlika nosilnosti določena po obeh variantah.



Slika 74: Vpliv togosti ojačitve γ na razmerje nosilnosti ($h_w/t_w=250$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355)



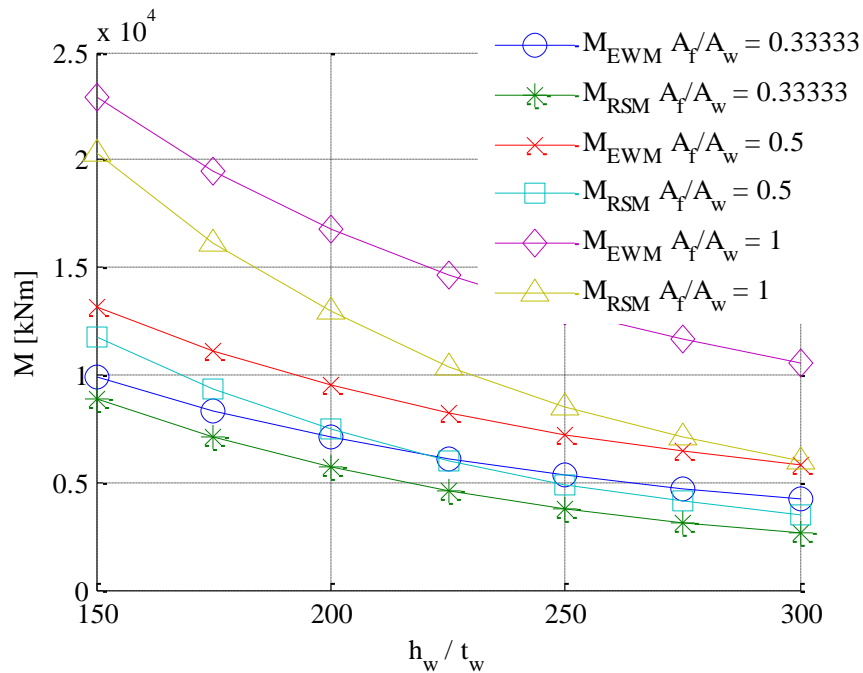


Slika 75: a) Potek nosilnosti po metodi efektivnih širin in metodi reduciranih napetosti v odvisnosti od razmerja α za različne togosti ojačitve γ , ter b) potek nosilnosti po metodi reduciranih napetosti za vse togosti ojačitve γ ($h_w/t_w=250$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,1}/h_w=0,2$; S355)

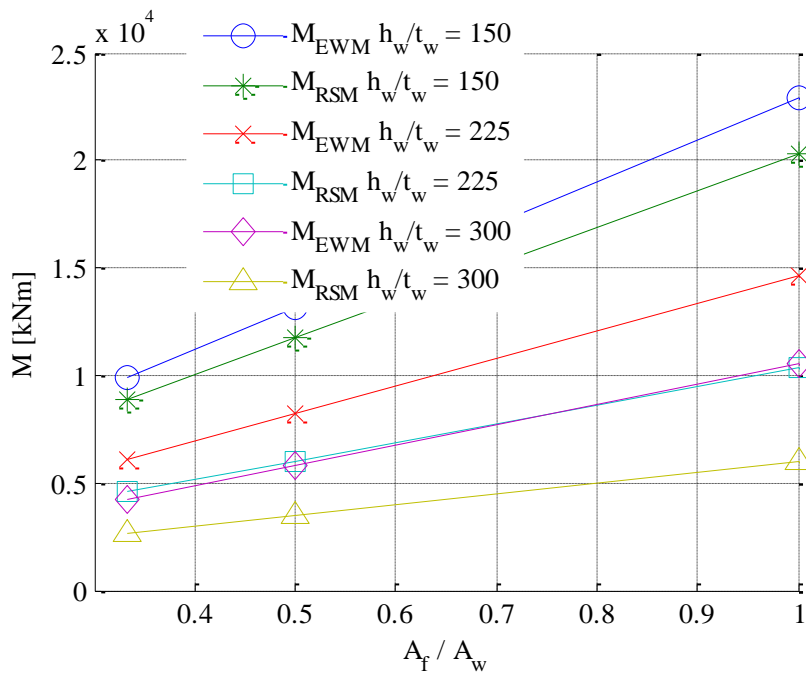
5.1.1.3. Vpliv razmerja površine med pasnico in stojino (A_f/A_w)

Kot smo ugotovili že v prejšnjih poglavjih, pasnice I profila veliko doprinesejo k upogibni nosilnosti prereza. Iz Slike 76b vidimo, da se nosilnost pri obeh metodah z večanjem razmerja pasnice in stojine linearno povečuje. Opazimo lahko, da se nosilnost določena po metodi reduciranih napetosti z večanjem razmerja površin pasnice in stojine počasneje narašča kot nosilnost določena po metodi efektivnih širin. Tako se tudi razlika z večanjem razmerja veča (Slika 76c).

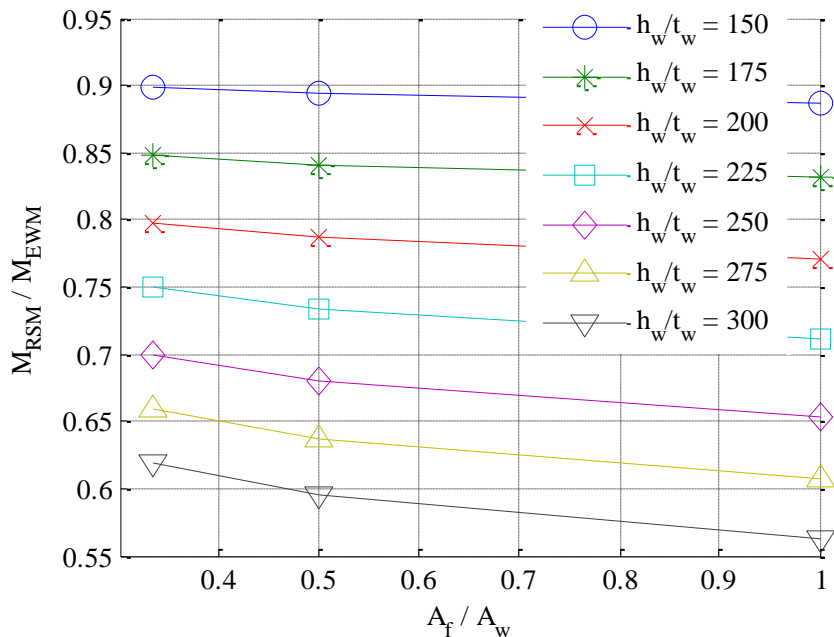
a) Upogibna nosilnost panela v odvisnosti od vitkosti stojine za različna razmerja A_f/A_w ($\alpha=1,5$)



b) Upogibna nosilnost panela v odvisnosti od razmerja A_f/A_w za različne vitkosti stojine ($\alpha=1,5$)



c) Primerjava nosilnost panela v odvisnosti od razmerja A_f/A_w za različne vitkosti stojine ($\alpha=1,5$)

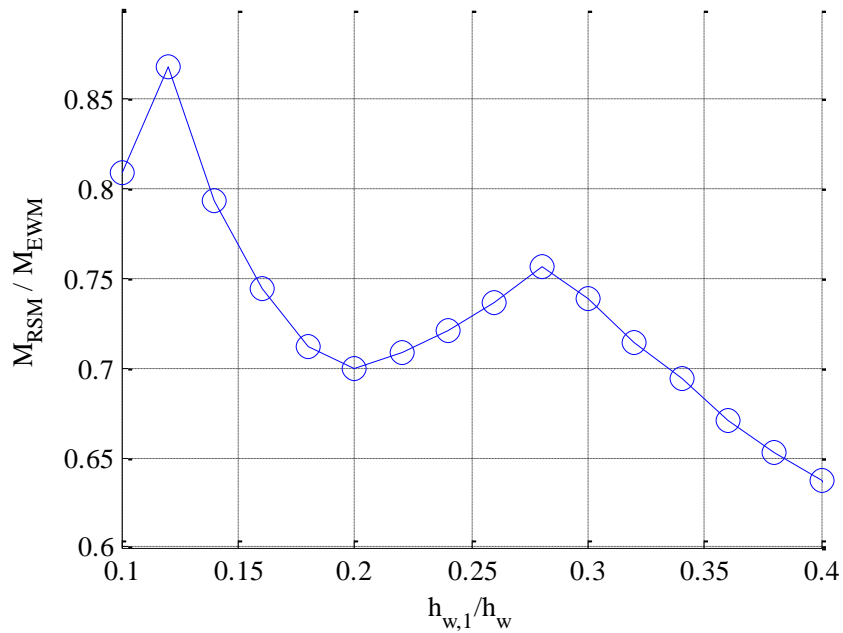
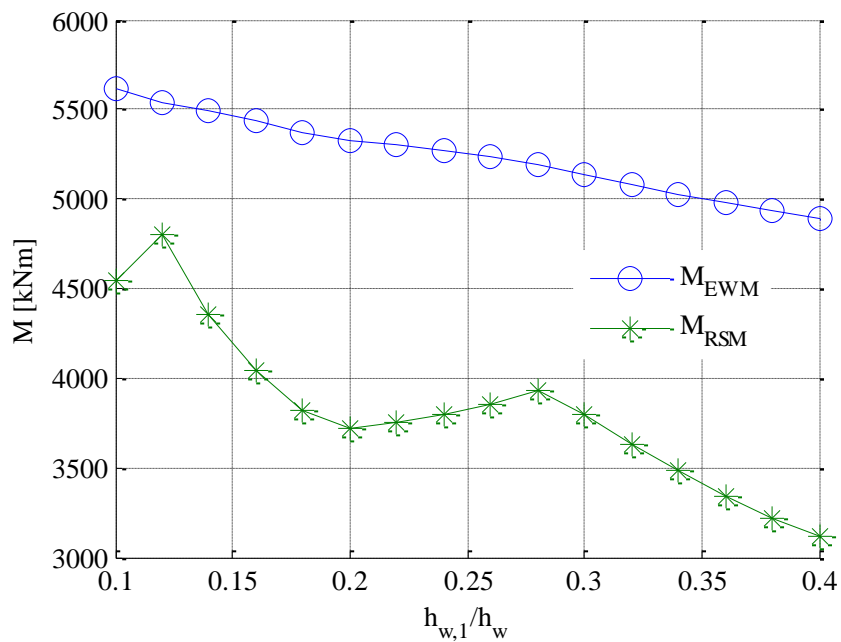


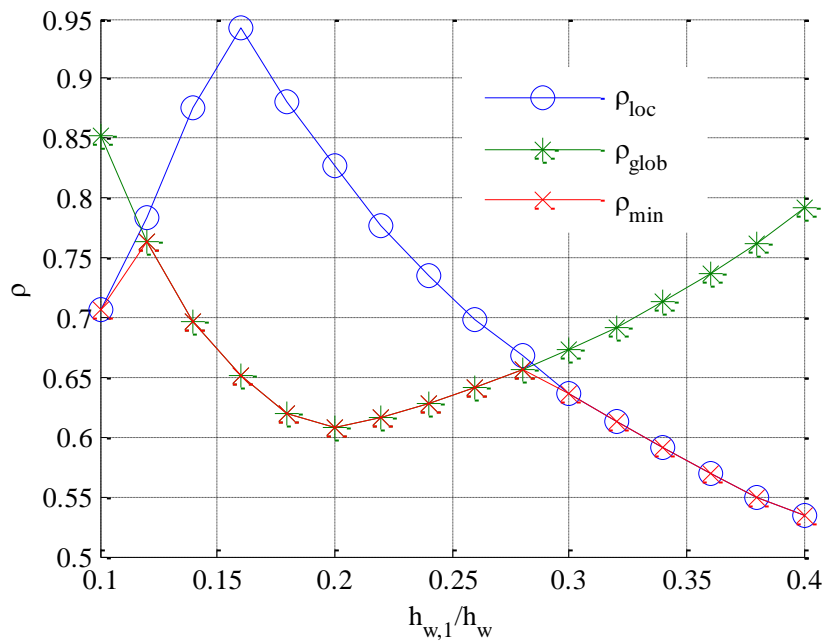
Slika 76: Vpliv razmerja površin pasnice in stojine ($\gamma=60$; $h_{w1}/h_w=0,2$; S355)

5.1.1.4. Vpliv položaja ojačitve

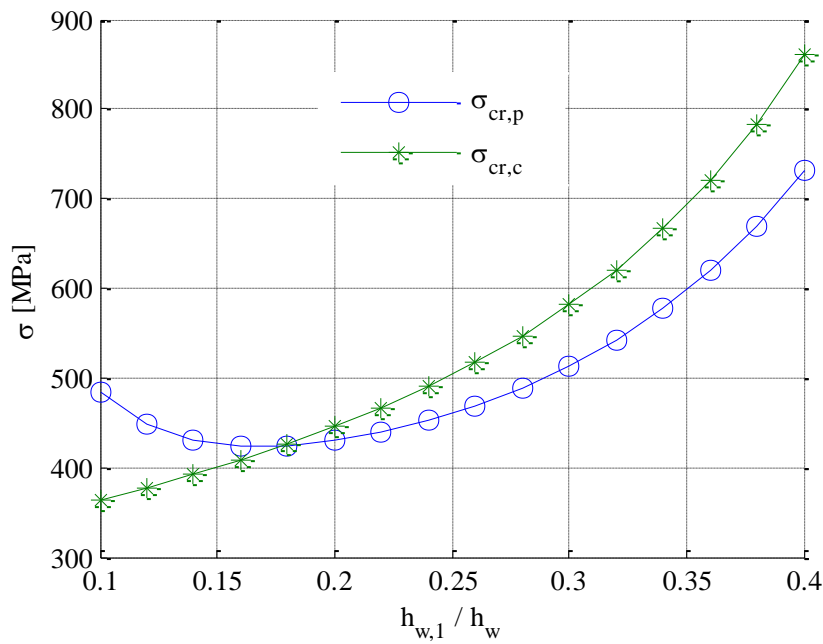
Da bi določili vpliv položaja ojačitve smo izvedli dodatno parametrično analizo, kjer smo spreminjali le položaj ojačitve, ostale parametre pa fiksirali.

Iz Slike 77 lahko vidimo, kako se kvocient nosilnosti spreminja v odvisnosti od položaja ojačitve. Če potek primerjamo s potekom nosilnosti določene po metodi reduciranih napetosti (Slika 78), lahko zaključimo, da sta poteka zelo podobna. Iz Slike 78 vidimo, da nosilnost določena po metodi efektivnih širin dokaj enakomerno pada, medtem ko pa nosilnost določena po metodi reduciranih napetosti ne. Ta sledi poteku minimalnega redukcijskega faktorja ($\min(\rho_{loc}; \rho_{glob})$) - Slika 79). Čeprav bi na prvi pogled sklepali, da se bo redukcijski faktor ρ_{glob} s približevanjem ojačitve nevtralni osi manjšal, vidimo da temu ni tako. Razlog najdemo v elastičnih kritičnih napetostih, ki s premikanjem ojačitve proti nevtralni osi rastejo (Slika 80). S tem se manjša relativna vitkost in tako globalna redukcija manjša.

Slika 77: Vpliv položaja ojačitve na razmerje nosilnosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; $\alpha=1,5$; S355)Slika 78: Vpliv položaja ojačitve nosilnosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; $\alpha=1,5$; S355)



Slika 79: Vpliv položaja ojačitve na redukcijske koeficiente pri metodi reduciranih napetosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; $\alpha=1,5$; S355)



Slika 80: Vpliv položaja ojačitve na elastične kritične napetosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; $\alpha=1,5$; S355)

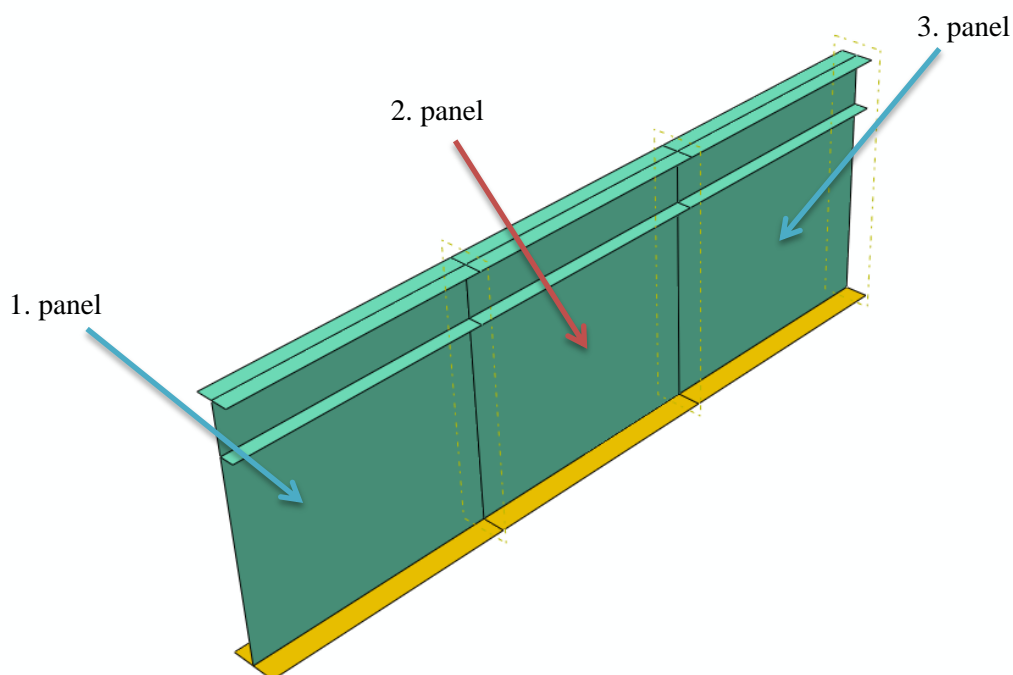
6 PRIMERJAVA PREDLAGANIH METOD Z REZULTATI NUMERIČNIH TESTOV

6.1. Opis numeričnega modela

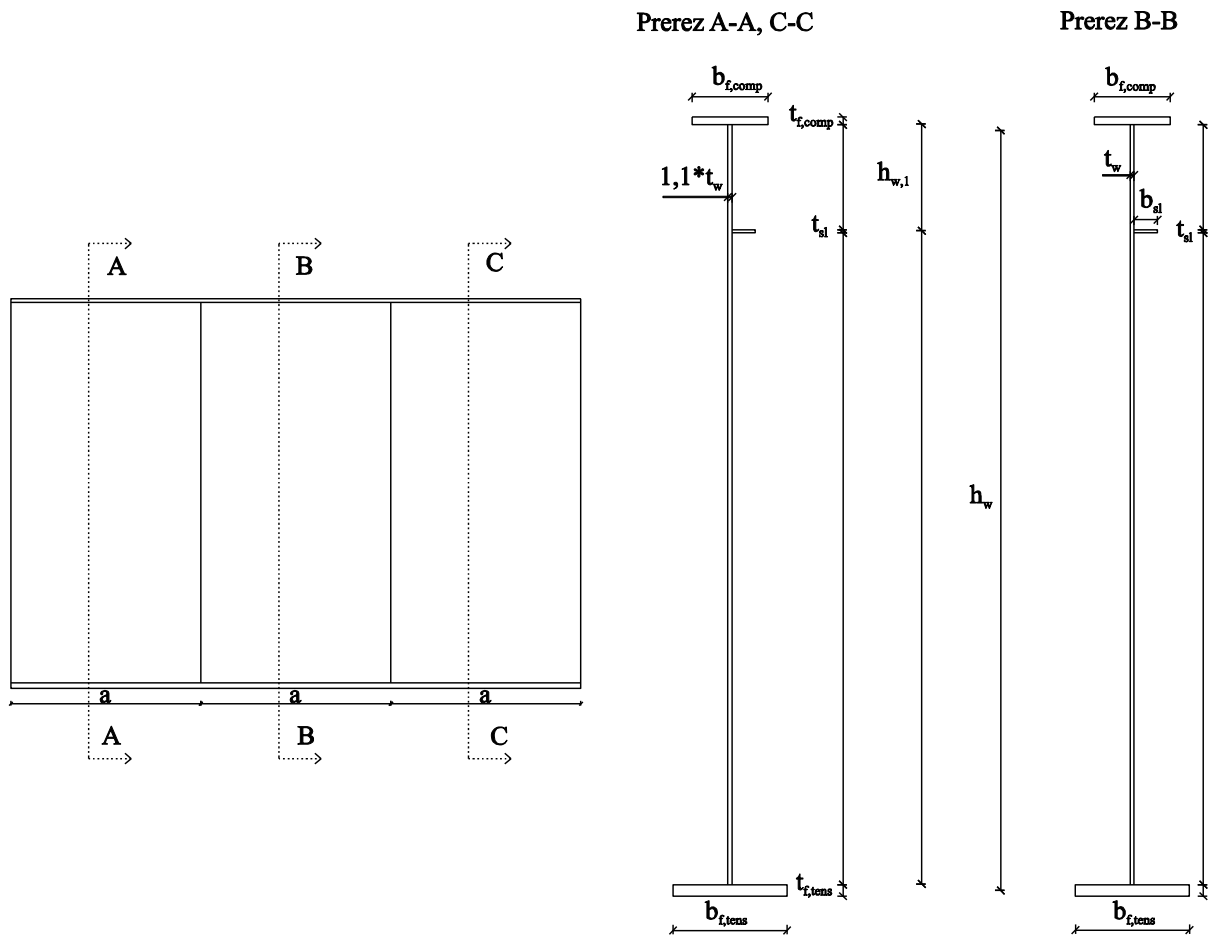
Numerične simulacije so bile opravljene s pomočjo programskega paketa ABAQUS, ki omogoča simulacijo različnih problemov (stabilitetnih, temperaturnih,...) na podlagi metode končnih elementov.

6.1.1. Geometrija modela

Modelirani so bili trije paneli izmed katerih sta prvi (1. panel) in zadnji (3. panel) modelirana zato, da čim bolj natančno simuliramo robne pogoje v sredinskem panelu (2. panel), kateri je predmet raziskave (Slika 81). Da bi dobili porušitev v 2. panelu smo povečali debelino stojine 1. in 3. panela za faktor 1,1 ($1,1 \cdot \text{debelina 2. panela}$).



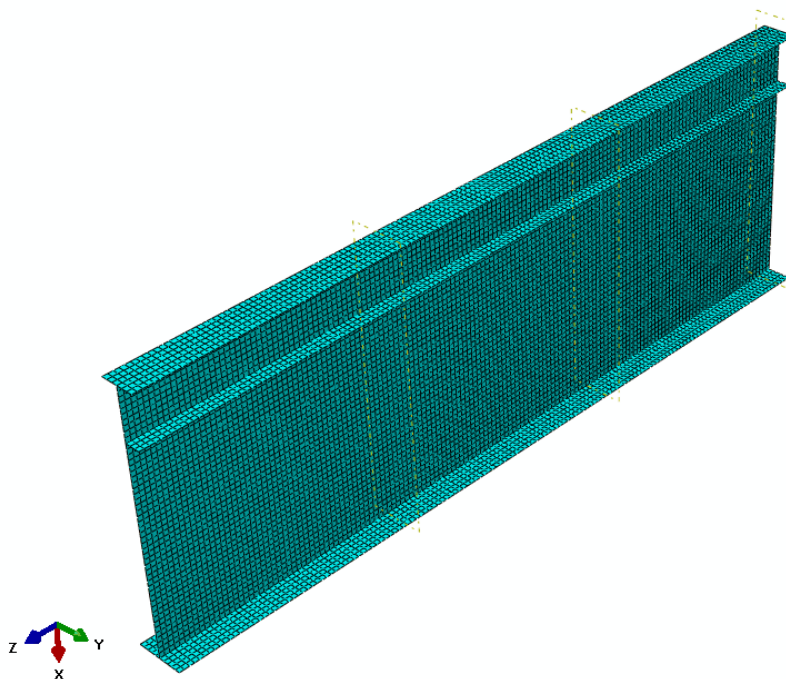
Slika 81: Prikaz numeričnega modela



Slika 82: Geometrija numeričnega modela

6.1.2. Mreža končnih elementov

V modelu so bili uporabljeni lupinasti končni elementi, s katerimi lahko dovolj natančno simuliramo upogibni preizkus panela. Velikost končnih elementov smo omejili tako, da smo element po višini razdelili na približno 40 končnih elementov (v našem primeru je to pomenilo, da je rob končnega elementa dolžine približno 50mm), ter uporabili pravokotne oz. kvadratne končne elemente (Slika 83).



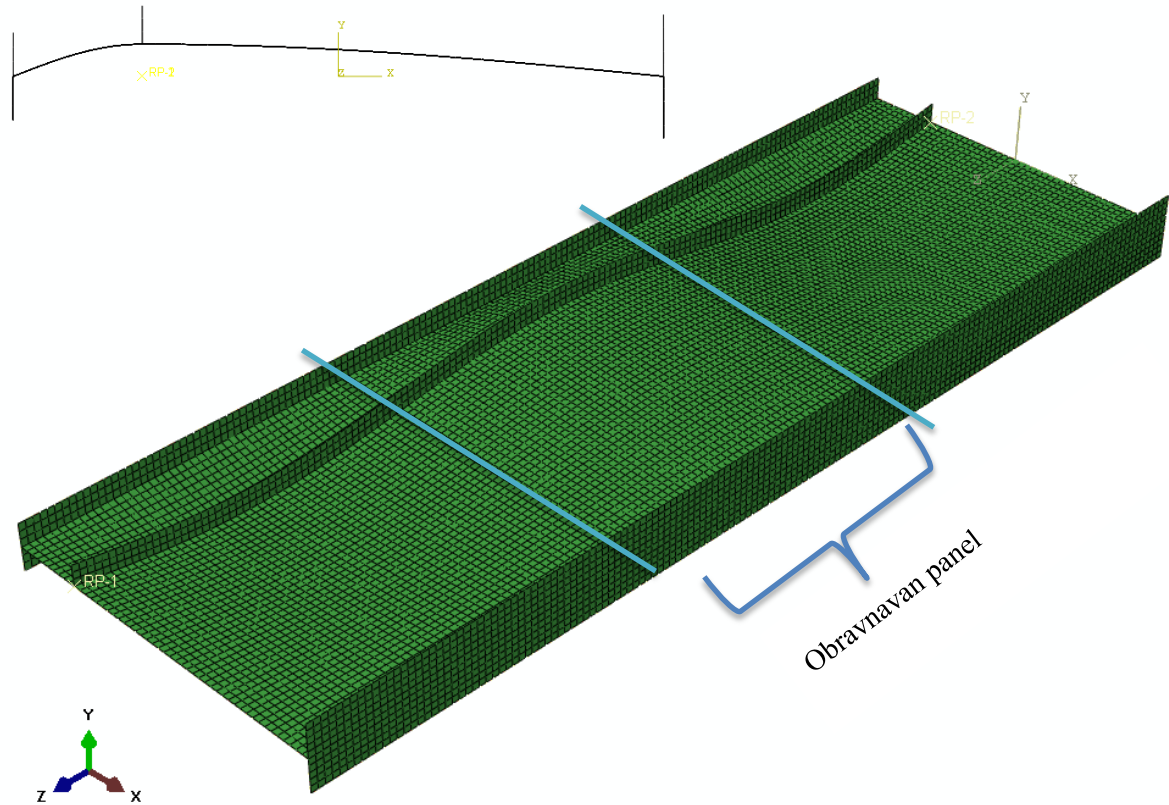
Slika 83: Prikaz mreže končnih elementov

6.1.3. Upoštevanje nepopolnosti

V modelu so bile upoštewane nadomestne geometrijske nepopolnosti (Slika 15) v katerih smo upoštevali kombinacijo globalnih, lokalnih oblik. Te zajemajo zaostale napetosti ter geometrijske nepopolnosti, ki so posledica izdelave in montaže elementa. Tako pri globalnih kot lokalnih nepopolnostih smo upoštevali polne vrednosti amplitud (nismo izbrali vodilnih nepopolnosti in ostalih reducirali – varna stran). S predhodnimi analizami občutljivosti je bilo dokazano, da s tem ne bistveno vplivamo na rezultate (Sinur F., Beg, D., 2010).

6.1.3.1. Globalne nepopolnosti

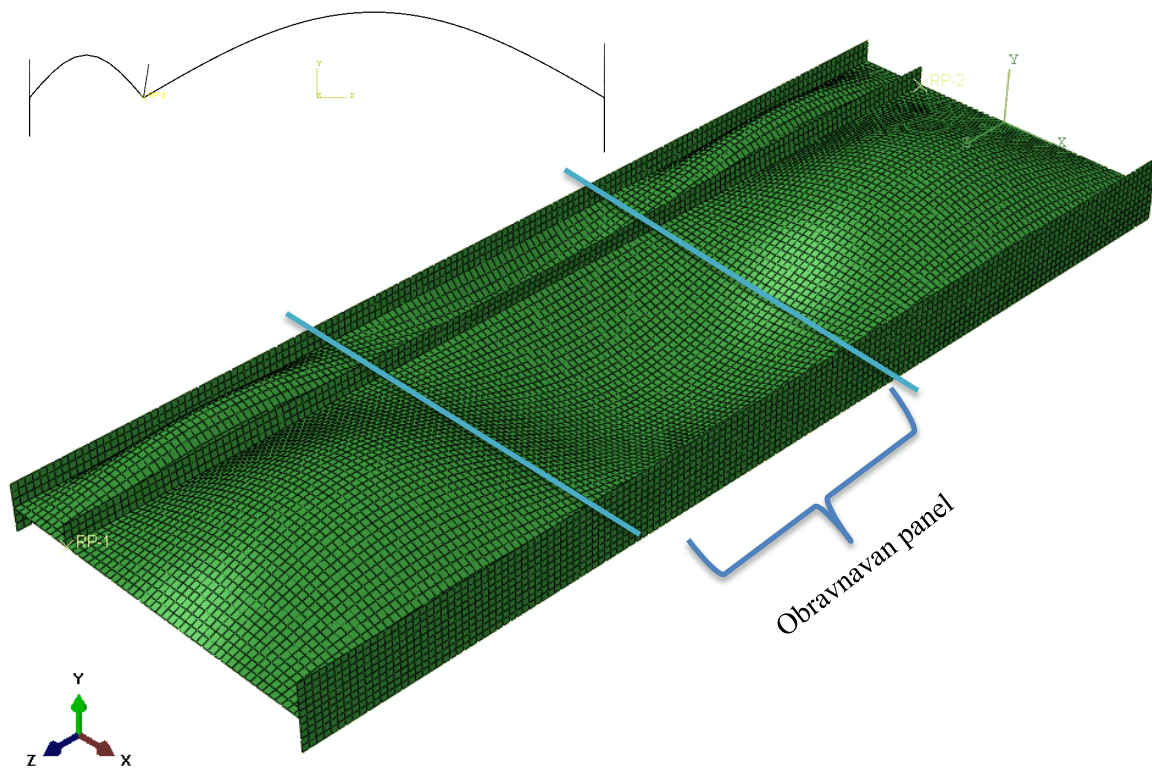
Slika 84 prikazuje upoštewane globalne nepopolnosti. Ker predhodno nismo izvedli analize občutljivosti, smo naredili za vsak primer parametrov dva modela. Enemu smo definirali globalne nepopolnosti v pozitivno (Y+) smer, drugemu pa v negativno (Y-) smer. Maksimalno amplitudo smo definirali na mestu ojačitve saj so predhodne raziskave pokazale (Sinur, F., 2011), da je taka nepopolnost najbolj neugodna. Obliko smo sestavili iz dveh četrt sinusnih valov, tako da je maksimum dosežen na mestu najbolj tlačene ojačitve.



Slika 84: Shematičen in povečan prikaz globalnih nepopolnosti

6.1.3.2. Lokalne nepopolnosti

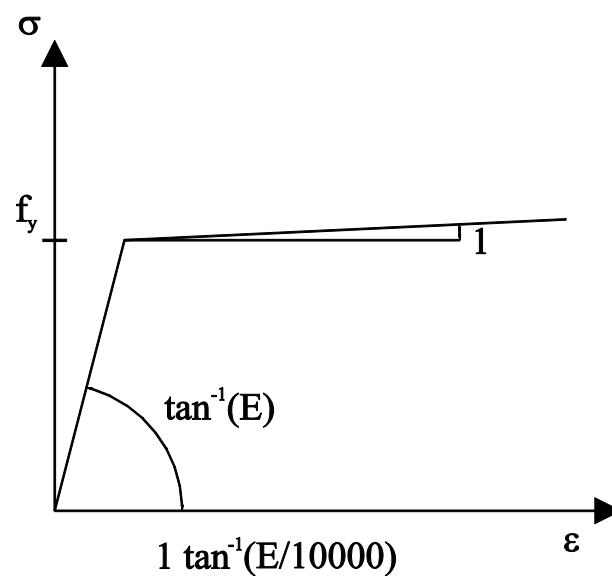
Na Sliki 85 so prikazane upoštevane lokalne nepopolnosti, ki smo jih določili s pomočjo slike C.1 v EN 1993-1-5 (Dodatek C) (Slika 15). Upoštevane so bile lokalne nepopolnosti podpanelov (definirano kot pol sinusni val, z maksimalnim odklonom iz ravnovesne lege na sredini podpanela), ter nepopolnost ojačitve (Slika 85).



Slika 85: Shematičen in povečan prikaz lokalnih nepopolnosti

6.1.4. Material

Izbrali smo materialni model b) iz Slika 16. Definirali smo majhno utrditev ($E/10000$), tako da bi se izognili morebitnim numeričnim težavam. Uporabljen je bil material kvalitete S355.



Slika 86: Uporabljen materialni model

6.1.5. Analiza modela

Program ABAQUS omogoča uporabo različnih metod analize reševanja sistema enačb. Kot primerno za naš problem smo uporabili metodo »static, Riks« oz. metodo ločne dolžine (arc-length method).

6.2. Analiza rezultatov

Pri numeričnih simulacijah smo variirali naslednje parametre:

- število ojačitev (ena in dve ojačitvi),
- vitkost stojine – h_w/t_w (150 - 300),
- razmerje med stranicami panela – α (0,5 - 2),
- normirano togost ojačitve – γ (20 – 100 za odprte ojačitve, ter 5 – 50 za zaprte),
- položaj ojačitve.

Razmerje med površino pasnic in površino stojine smo na podlagi razmisleka (manjša pasnica, večji vpliv stojine na končno upogibno nosilnost panela) izbrali $A_p/A_w = 1/3$.

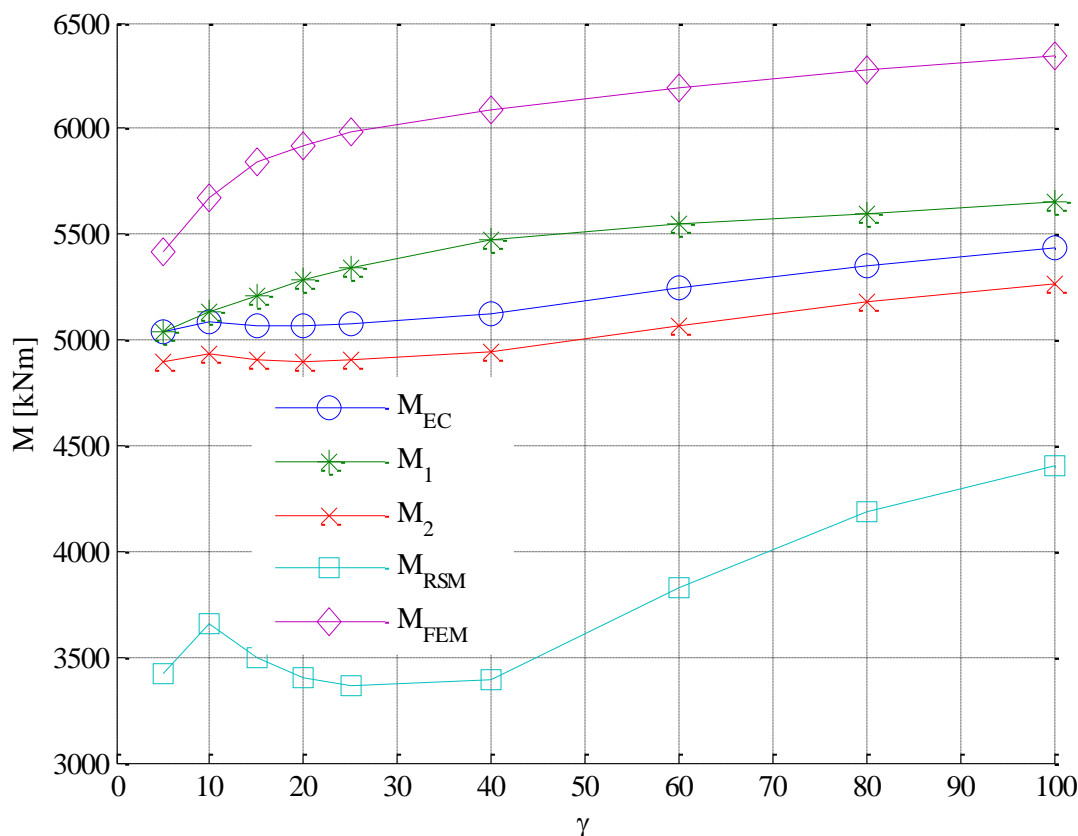
6.2.1. Upogibno obremenjeni I-profil z eno ojačitvijo

6.2.1.1. Razmerje površin natezne in tlačene pasnice 1:1

6.2.1.1.1. Ojačitev na četrtini višine stojine ($h_{w,1}/h_w=1/4$)

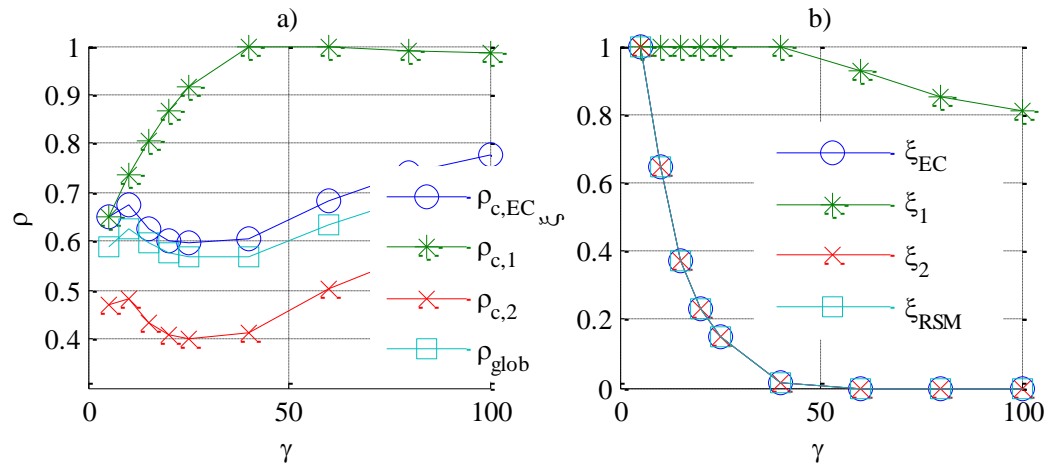
Pri položaju ojačitve na četrtini višine stojine, smo izvedli še dodatne numerične simulacije, pri katerih smo variirali togost ojačitve od vrednost 5 do 20. S tem smo določili tudi vpliv majhnih togosti ojačitev na upogibno nosilnost panelov.

Slika 87 prikazuje vpliv togosti ojačitve na potek nosilnosti za vse obravnavane metode, ter nosilnosti pridobljene iz numeričnih simulacij. Če predpostavimo, da smo z numeričnimi simulacijami opisali dejansko obnašanje realnih primerov vidimo, da se z večanjem togosti ojačitve povečuje tudi upogibna nosilnost panela. Opazimo tudi, da se do $\gamma=20$ upogibna nosilnost z večanjem togosti ojačitve bistveno spremeni, medtem ko po $\gamma=20$ nosilnost narašča počasneje. Razlog je v učinkovitosti ojačitve. Ko enkrat dosežemo polno efektivno ojačitev ($\rho_c = 1$), se upogibna nosilnost panela z nadaljnjim povečevanjem togosti ojačitve poveča le za kolikor je večja površina ojačitve. Iz tega lahko zaključimo, da je najbolj smiselna togost ojačitve (ki jo uporabimo za povečevanje upogibne nosilnosti) prva ki daje polno efektivno ojačitev.



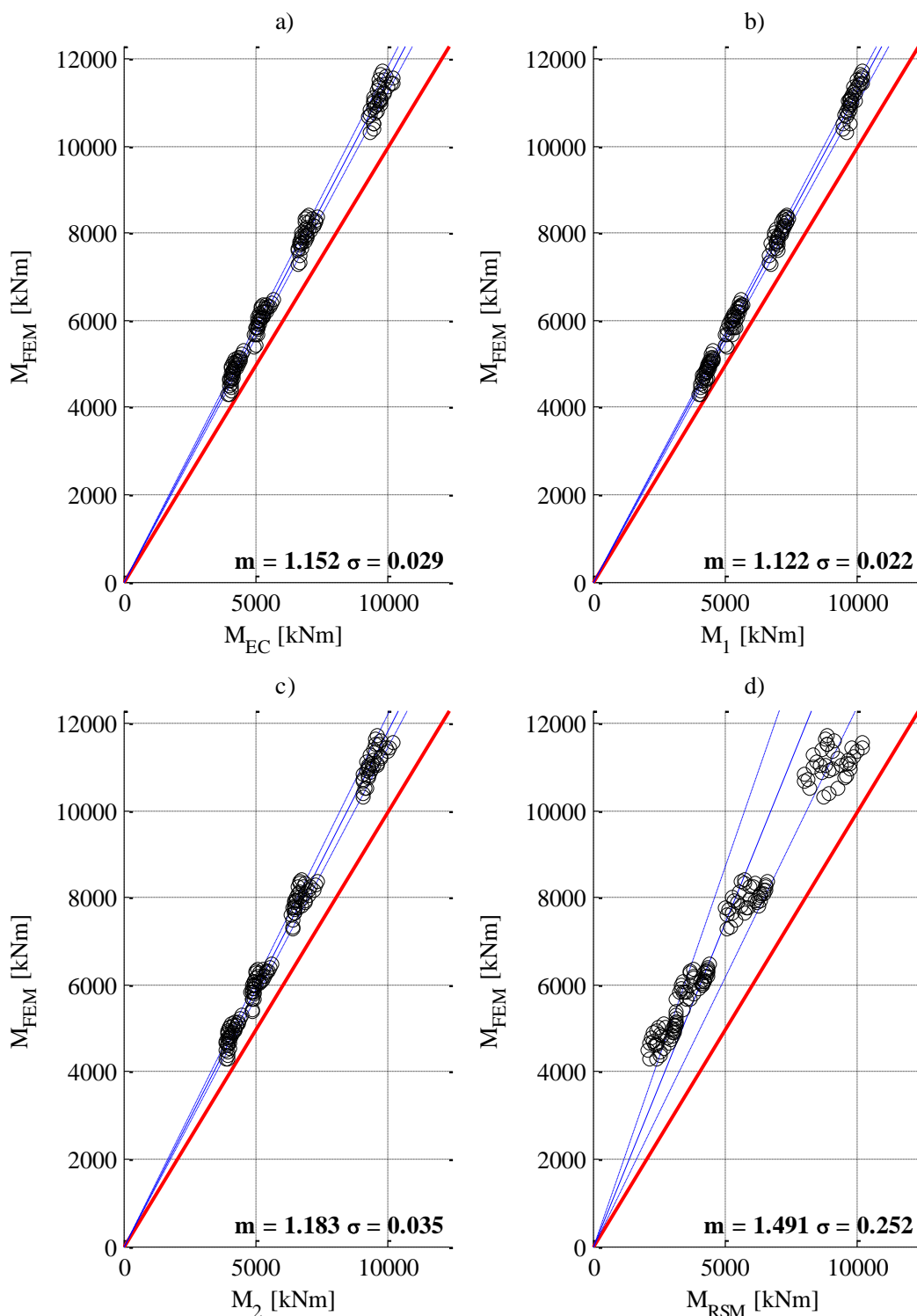
Slika 87: Vpliv togosti ojačitve na nosilnost panela ($h_w/t_w=250$; $\alpha=1,5$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,1}/h_w=0,25$; S355)

Pričakovali bi, da z večanjem togosti ojačitve vrednost faktorja redukcije ρ_c (pri metodi efektivnih širin) oz. faktorja redukcije ρ_{glob} (pri metodi reduciranih napetosti), ki ste pokazatelja efektivnosti ojačitve, raste. Vidimo pa (Slika 88a) da to ne drži. Dokler je faktor interakcije konstanten ($\xi \approx 1$ ali $\xi \approx 0$) (Slika 88b) vidimo, da z večanjem togosti ojačitve tudi efektivnost le te raste, v območju ko pa pride do interakcije ($0 < \xi < 1$) lahko pride tudi do »padca efektivnosti« ojačitve, kar pa ni logično. To se odraža v upogibni nosilnosti panela (Slika 87) tako, da kjer pride do interakcije med uklonom tlačene palice ter izbočenjem pločevine, pride do padca nosilnosti. To ponovno ni logično saj pričakujemo, da z večanjem togosti ojačitve, nosilnost panela raste. Slednje dokazujejo tudi numerični testi (Slika 87 – M_{FEM}).



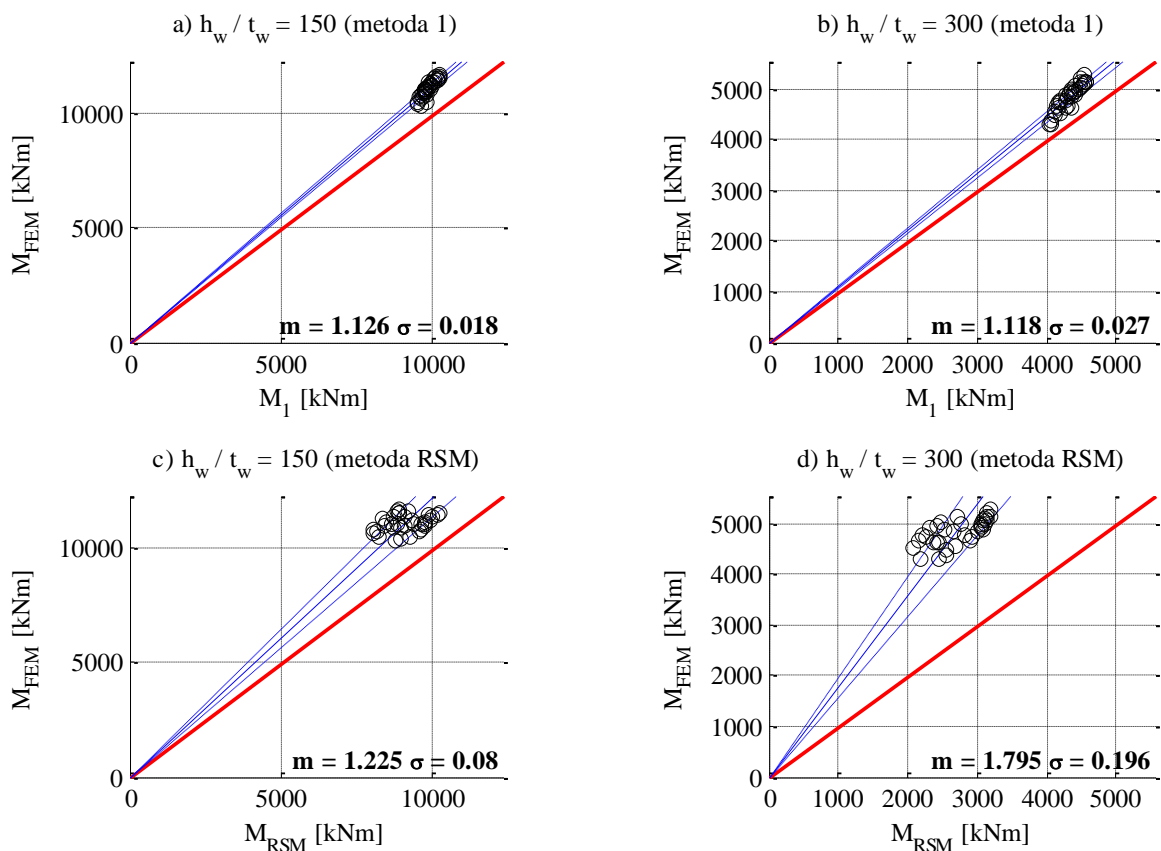
Slika 88: Vpliv togosti ojačitve na: a) redukcijske faktorje; b) faktorje interakcije ($h_w/t_w=250$; $\alpha=1,5$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,25$; S355)

Slika 89 prikazuje primerjavo obravnavanih metod z numeričnimi simulacijami. Vrednosti nad rdečo črto nam povedo, da analitična metoda daje nižje vrednosti nosilnosti kot numerične simulacije oz. nam pove, da je metoda na varni strani.

Slika 89: Primerjava med metodami – $h_{w,l}/h_w=1/4$

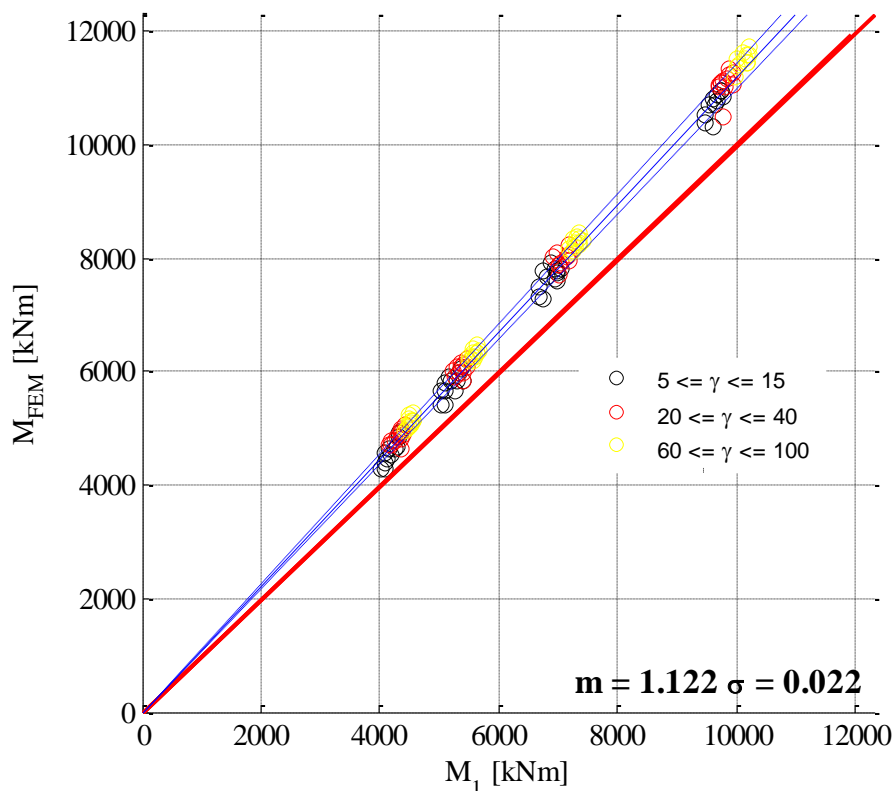
Ugotovimo lahko, da varianta 1 oz. metoda, pri kateri elastičnih kritičnih napetosti uklona tlačne palice ne ekstrapoliramo na tlačni rob stojine daje najbolj »točne« rezultate. Če predpostavimo, da je nosilnost določena z numeričnimi simulacijami realna vrednost nosilnosti, lahko glede na rezultate rečemo, da je nosilnost določena po metodi 1 približno 12% nižja kot dejanska. Vse ostale metode so še bolj konzervativne, med katerimi izstopa metoda reduciranih napetosti. Rezultati kažejo, da ta metoda daje približno 49% nižje nosilnosti kot so dejanske.

Na Sliki 89 lahko tudi vidimo, da se pri vseh obravnavanih metodah rezultati grupirajo v 4 skupine. Te so posledica vitkosti stojine (nižja vitkost – višja nosilnost). Če pogledamo primerjavo metod pri skrajnih parametrih vitkosti (150 in 300), lahko vidimo (Slika 90a, Slika 90b – prikazano le za metodo 1, saj je pri metodi EC ter metodi 2 odziv podoben) da se pri metodah EC, 1 ter 2, z večanjem vitkosti razlika med posamezno metodo in dejansko nosilnostjo manjša. Pri metodi reduciranih napetosti, je ravno obratno. Pri nižjih vitkosti (Slika 90c) daje »bolj točne« nosilnosti kot pri višjih (Slika 90d), saj je redukcija pri manj vitkih stojinah bistveno manjša kot pri bolj vitkih. Ta redukcija pa vpliva na nosilnost pasnic, ki največ prispevajo k upogibni nosilnosti prereza.



Slika 90: Primerjava med metodami pri skrajnih parametrih vitkosti stojine

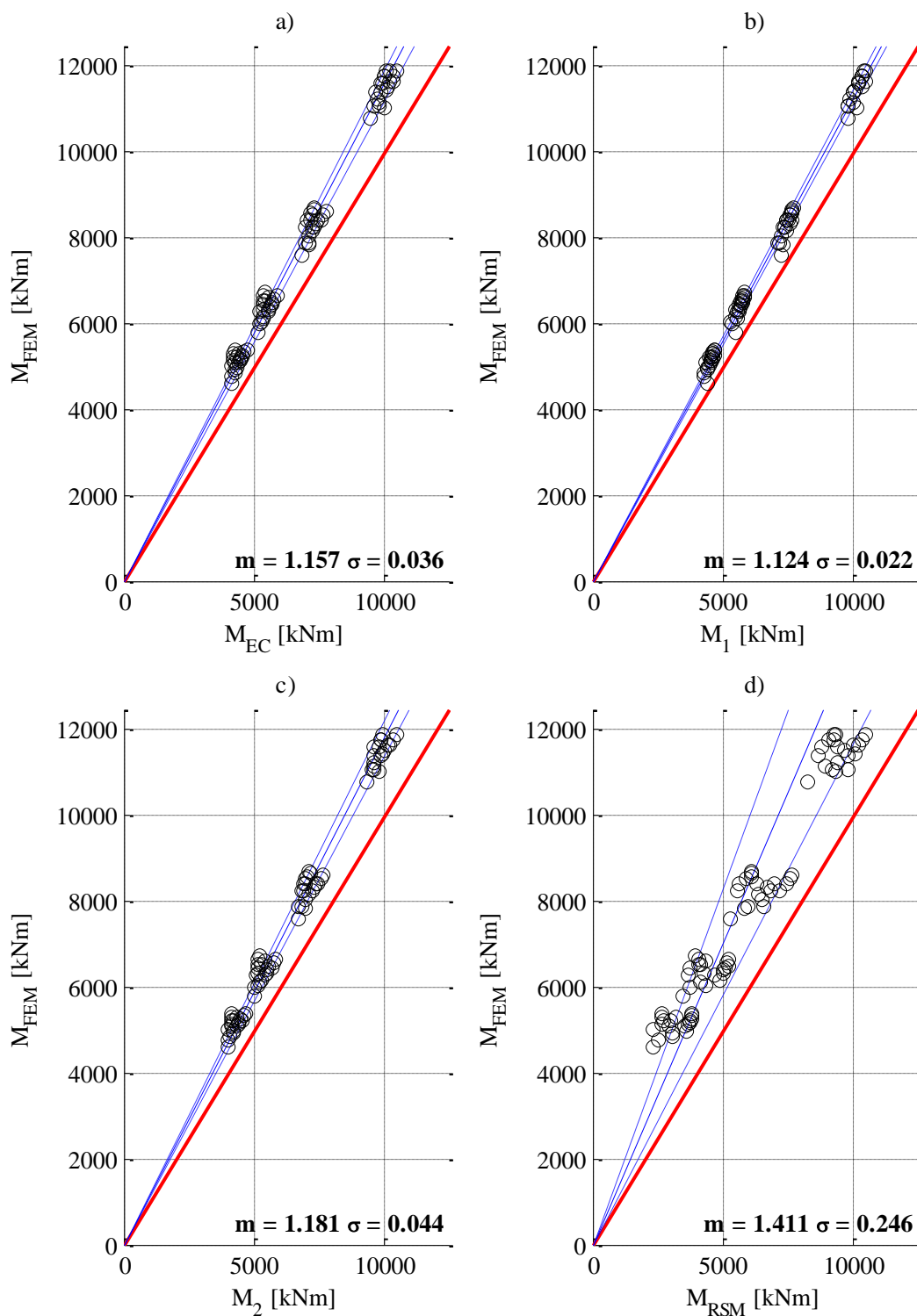
Če primerjamo metode EC, 1 ter 2 z numeričnimi simulacijami glede na togost ojačitve (Slika 91 – prikazujemo le za metodo 1, saj pri ostalih dveh zasledimo enak trend) opazimo, da se numeričnim simulacijam najbolj približajo pri nizkih togostih ojačitve ($\gamma < 15$).



Slika 91: Primerjava metode 1 z numeričnimi simulacijami za različne togosti ojačitve

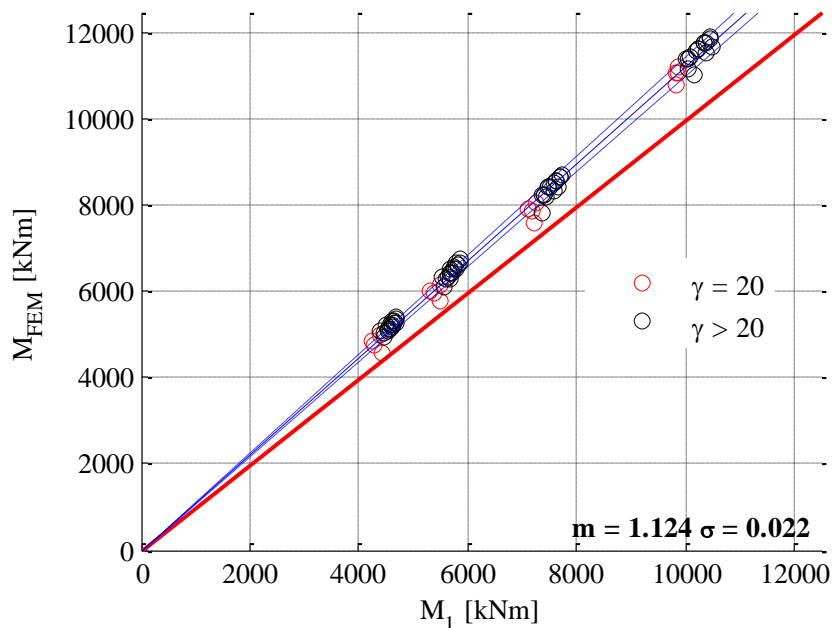
6.2.1.1.2. Ojačitev na petini višine stojine ($h_{w,1}/h_w=1/5$)

Pri položaju ojačitve na petini višine stojine opazimo podobno obnašanje kot pri položaju ojačitve na četrtini stojine. Nosilnosti določene po metodah EC, 1 ter 2 se v primerjavi z numeričnimi testi v povprečju malenkostno več razlikujejo kot v prejšnjem primeru (Slika 92a, Slika 92b, Slika 92c), medtem ko metoda reduciranih napetosti pri tem položaju ojačitve daje nekoliko boljše rezultate kot v prejšnjem primeru (Slika 92d).



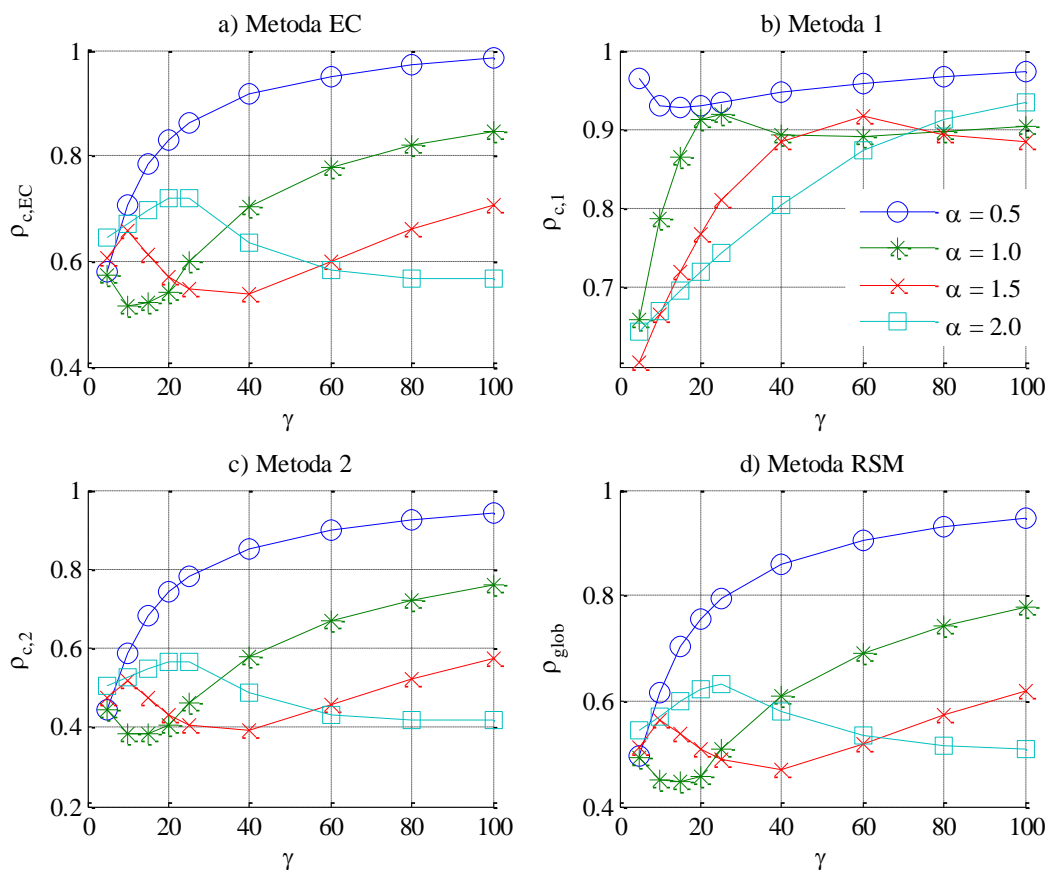
Slika 92: Primerjava med metodami – $h_{w,l}/h_w=1/5$

Predvsem pri metodi 1 opazimo (Slika 93) podobno obnašanje pri majhnih togostih ojačitve kot v primeru, ko je ojačitev na četrtini višine stojine. Najbolj se metoda približa rezultatom numerične simulacije pri razmerju stranic panela $\alpha = 1$, vitkosti stojine $h_w/t_w = 300$, ter togosti ojačitve $\gamma = 20$.



Slika 93: Primerjava metode 1 z numeričnimi simulacijami – $h_{w,l}/h_w=1/5$

Čeprav je najmanjša togost v tem primeru $\gamma=20$, se pri največji vitkosti stojine nosilnost določena po metodi 1 precej približa rezultatu numerične simulacije. Iz tega sklepamo, da bi mogoče pri manjših togostih ojačitve nosilnost določena po metodi 1 presegla nosilnost numerične simulacije, a ker smo v prejšnjem odstavku ugotovili, da šibkejših ne polno učinkovitih ojačitev za povečevanje upogibne nosilnosti ni smiselno uporabljati, smo najnižjo togost ojačitve omejili na $\gamma=20$. Na Slika 94 (prikazujemo le za vitkost stojine $h_w/t_w=300$, saj se tam pojavijo težave pri nizkih togostih ojačitve) vidimo, da redukcijski faktor ρ_c (oz. ρ_{glob} pri metodi RSM) pri nobeni metodi ne doseže vrednosti 1.

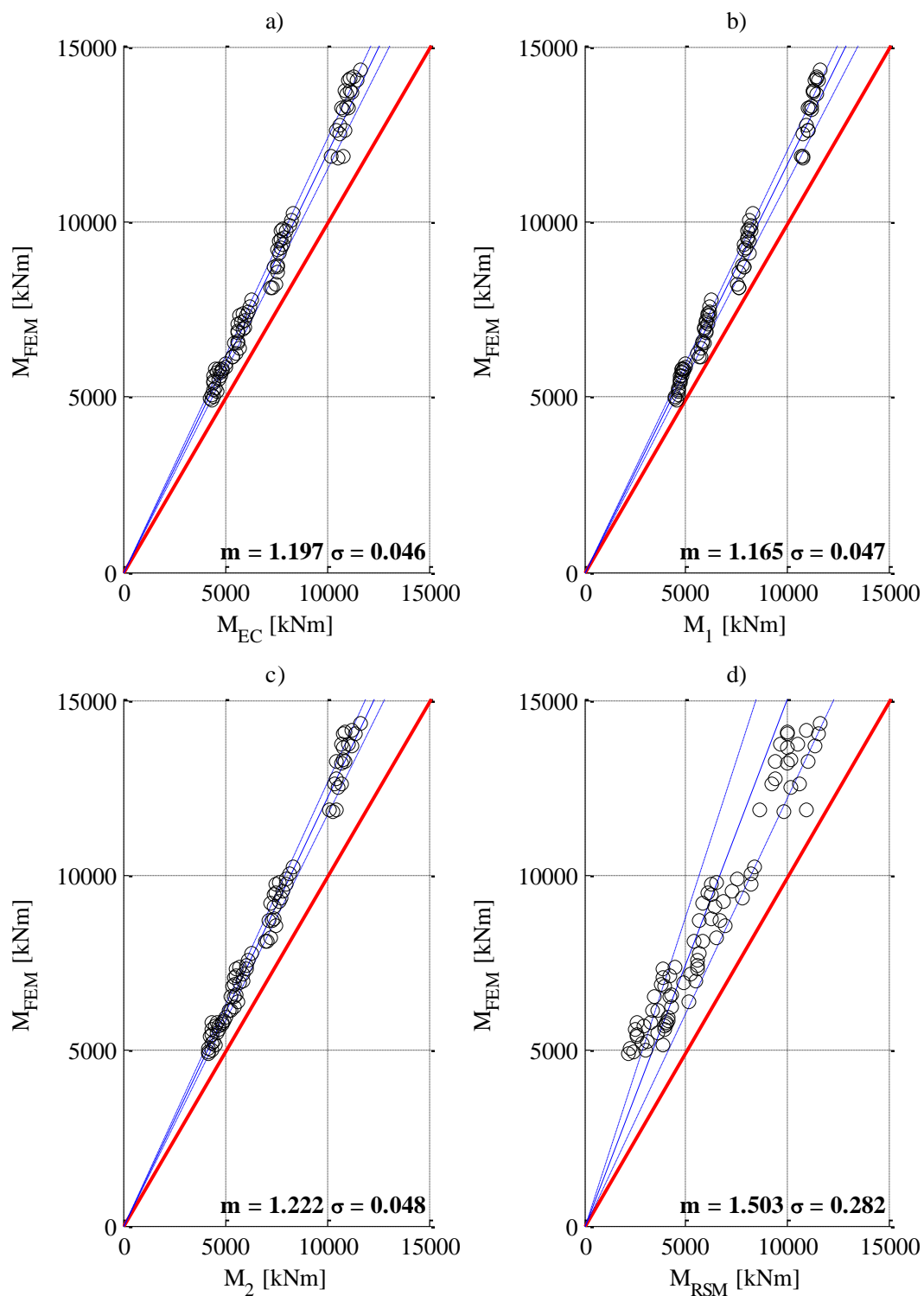


Slika 94: Redukcijski koeficienti po vseh predlaganih metodah ($h_w/t_w=300$)

6.2.1.2. Razmerje površin tlačene in natezne pasnice 1:2

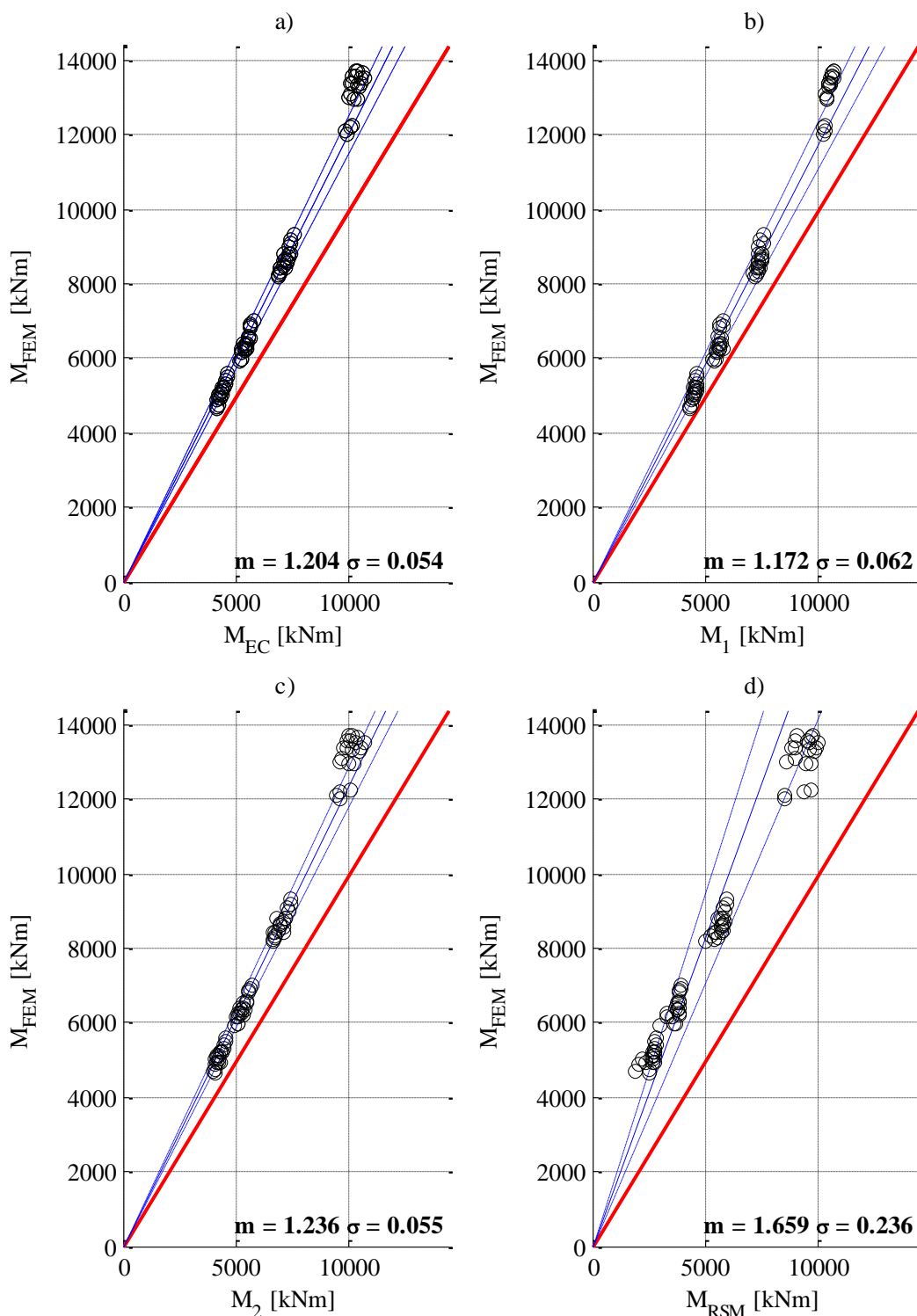
6.2.1.2.1. Ojačitev na petini višine stojine ($h_{w,1}/h_w=1/5$)

Pri razmerju površin tlačene in natezne pasnice 1:2 ne zasledimo nobenih večjih razlik kot v primeru ko je razmerje površin 1:1. Kar lahko zaključimo je, da vse predlagane metode v primeru razmerja površin tlačene in natezne pasnice 1:2 dajejo nekoliko bolj konzervativne rezultate kot v primeru razmerja 1:1. To pomeni, da so razlike (v upogibni nosilnosti) med numeričnimi simulacijami in metodami v povprečju višje kot pri razmerju 1:1 (Slika 95).

Slika 95: Primerjava med metodami – $h_{w,1}/h_w=1/5$, $A_{comp. flange}/A_{tens. flange}=1:2$

6.2.1.2.2. Ojačitev na tretjini višine stojine ($h_{w,1}/h_w=1/3$)

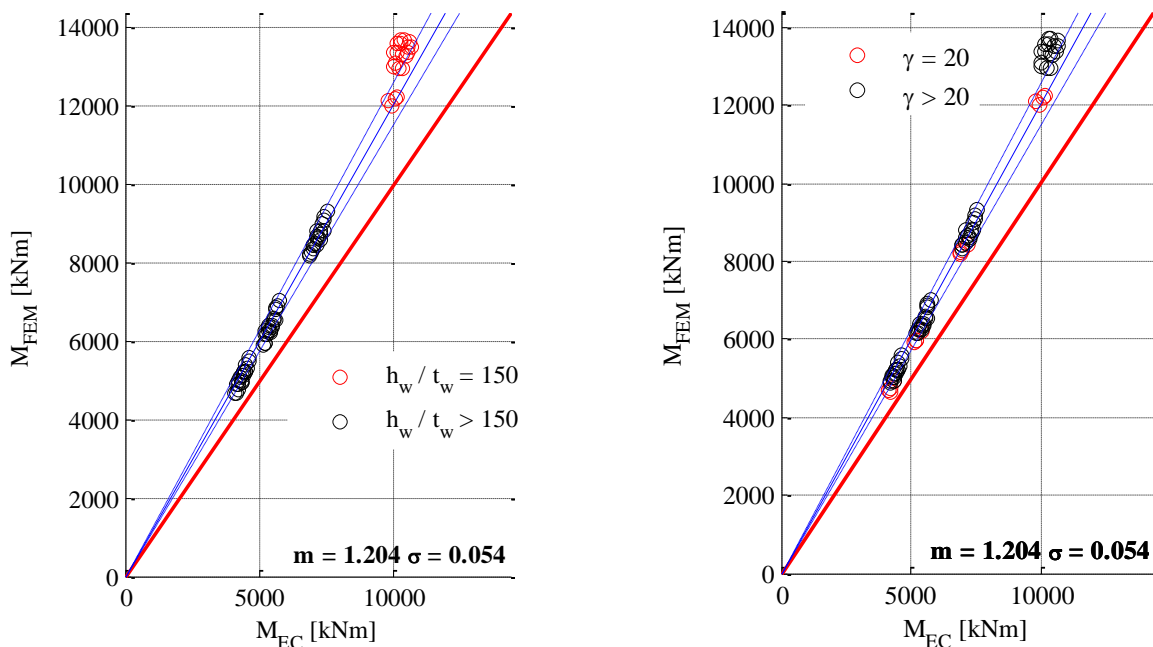
Da bi določili vpliv ekstrapolacije na upogibno nosilnost panela, smo izvedli primerjavo med numeričnimi simulacijami ter metodami pri položaju ojačitve na tretjini višine stojine. Kot smo pokazali v odstavku 4.3.1.1, se faktor ekstrapolacije s pomikanjem ojačitve proti nevtralni osi preseza večja, zato smo izbrali tak položaj ojačitve in tam pričakovali največje razlike med metodami.



Slika 96: Primerjava med metodami – $h_{w,1}/h_w=1/3$, $A_{comp. flange}/A_{tens. flange}=1:2$

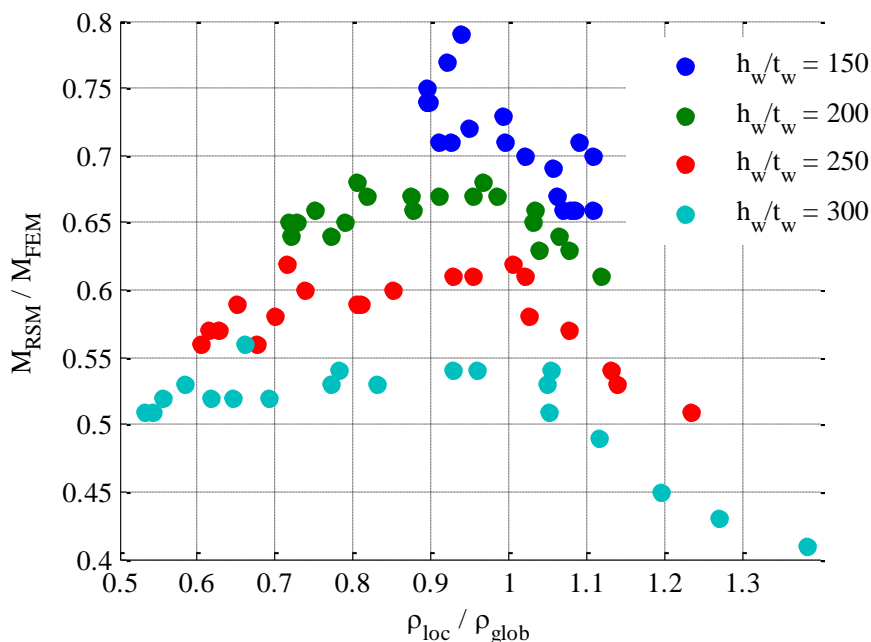
Slika 96 prikazuje primerjavo med metodami v primeru položaja ojačitve na tretjini stojine, ter razmerjem površin pasnic 1:2. Vidimo lahko, da vse obravnavane metode v povprečju dajejo bolj konzervativne rezultate kot pri položaju ojačitve na petini stojine. Predvsem pri metodah, ki izhajajo iz metode učinkovitih širin, vidimo, da pri manj vitkih stojinah ter močnejših ojačitvah rezultati po

metodah najbolj odstopajo od numeričnih simulacij (Slika 97 – prikazano le za metodo EC, saj ostale dve izpeljanki pokazeta podoben trend). Razlog za take rezultate najdemo v delni plastifikaciji prereza, ki jo numerične simulacije zajamejo medtem ko je metode ne.

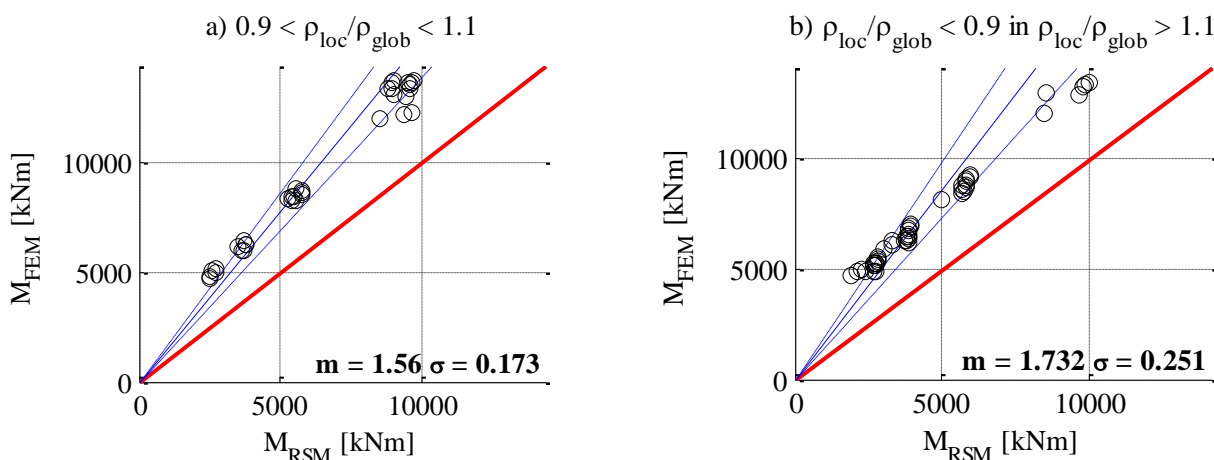


Slika 97: Primerjava metode EC z numeričnimi simulacijami – $h_{w,1}/h_w=1/3$, $A_{comp. flange}/A_{tens. flange}=1:2$

Slika 98 prikazuje primerjavo metode RSM z numeričnimi testi v odvisnosti od količnika lokalnega in globalnega redukcijskega koeficienta. Opazimo lahko, da se rezultati najbolj ujemajo, ko sta redukcijska koeficienta približno enaka ($\rho_{loc}/\rho_{glob} \approx 1$). V teh primerih je nosilnost določena po metodi RSM v povprečju za 17% »bolj točna«, kot v primerih ko je ta kvocient različen od 1 (Slika 99b).



Slika 98: Primerjava metode RSM z numeričnimi testi v odvisnosti od redukcijskih koeficientov – $h_{w,1}/h_w=1/3, A_{comp. flange}/A_{tens. flange}=1:2$



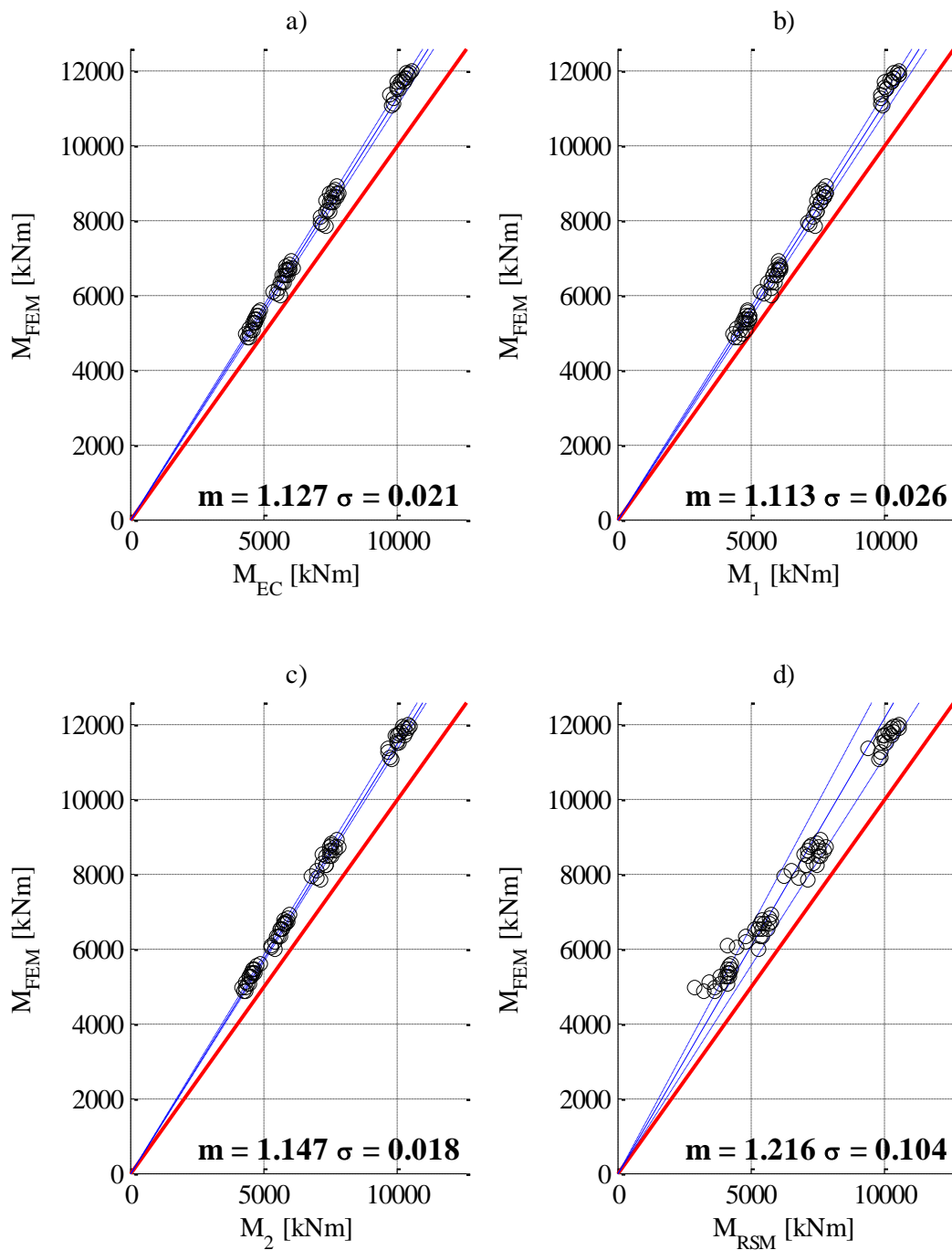
Slika 99: Primerjava metode RSM z numeričnimi testi za različne vrednosti koeficienta redukcijskih faktorjev – $h_{w,1}/h_w=1/3, A_{comp. flange}/A_{tens. flange}=1:2$

6.2.2. Upogibno obremenjeni I-profil z dvema ojačitvama

V primeru dveh ojačitev, smo se omejili le na en položaj le teh. Položaj je bil izbran tako, da so bili vsi trije tlačeni podpaneli približno enakih dimenzij (položaj nevtralne osi se s spreminjanjem togosti ojačitev premika in s tem tudi dimenzije podpanela, ki je najbližje nevtralni osi).

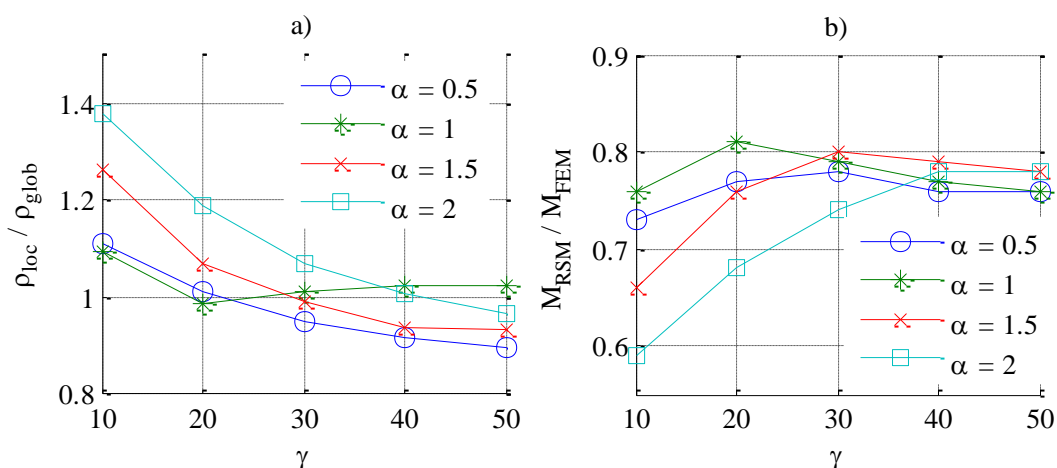
6.2.2.1. Razmerje površin natezne in tlačne pasnice 1:1

V primeru razmerja površin natezne in tlačne pasnice 1:1 smo ojačitve postavili tako, da je bila najbolj tlačena ojačitev za šestino višine stojine oddaljena od tlačne pasnice, prav tako pa je bila razdalja med 1. in 2. ojačitvijo šestina višine stojine.



Slika 100: Primerjava metod z numeričnimi testi – $h_{w,1}/h_w=1/6$, $A_{comp. flange}/A_{tens. flange}=1:1$

Vidimo, da se metode izpeljane iz metode efektivnih širin (Slika 100a,b,c) obnašajo podobno kot v primeru z eno ojačitvijo. Metoda reduciranih napetosti (metoda RSM) pa presenetljivo daje »boljše« rezultate kot v primeru z eno ojačitvijo. To ne pomeni, da je metoda RSM primernejša za določanje upogibne nosilnosti ko imamo opravka z dvema ojačitvama kot pa, ko panel ojačamo le z eno ojačitvijo. Razlogi za tako obnašanje so v manjši vitkosti podpanelov (lokalna vitkost podpanela pri največji vitkosti stojine ($h_w/t_w=300$) je $b/t_w=50$) oz. v redukcijskih koeficientih. Iz Slike 101a vidimo, da so razlike med redukcijskima koeficientoma majhne (razlike opazujemo le pri vitkosti stojine $h_w/t_w=300$, saj se tam pojavijo največje razlike med metodo reduciranih napetosti ter numeričnimi testi). Vidimo (Slika 101b), da so največje razlike v nosilnosti v območju, kjer se redukcijska koeficienta najbolj razlikujeta.



Slika 101: Primerjava metode RSM z numeričnimi testi – $h_{w,1}/h_w=1/6$, $A_{comp. flange}/A_{tens. flange}=1:1$

Razlog za boljše obnašanje RSM ko sta redukcijska koeficienta podobna je v tem, da najšibkejši element prereza narekuje nosilnost celotnega prereza. Če si to razlagamo na nivoju redukcijskih koeficientov, lahko rečemo, da z uporabo le enega redukcijskega koeficienta vplivamo oz. reduciramo tudi drugega. Najlažje si to predstavljamo na (izmišljenem) primeru:

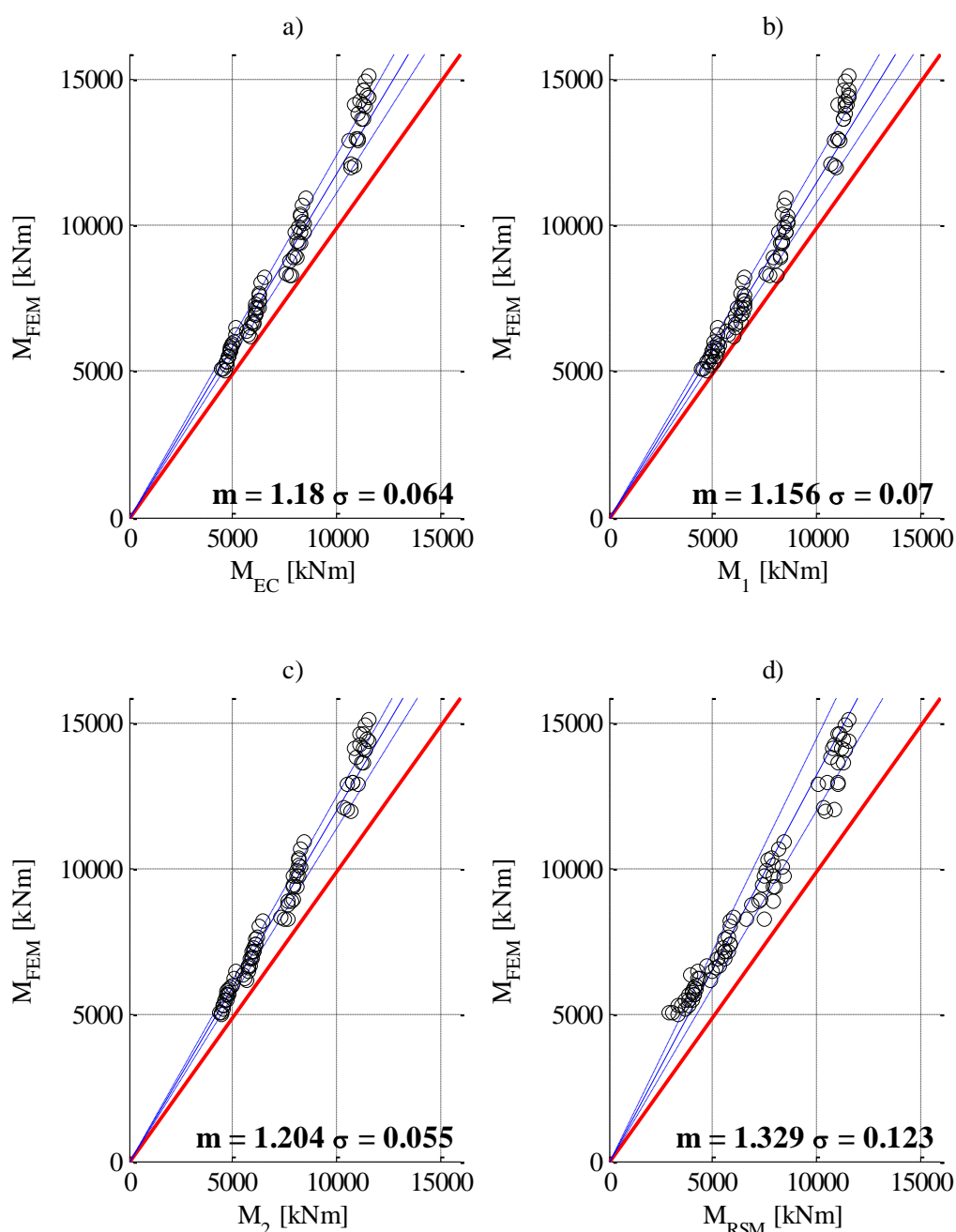
- Globalni redukcijski koeficient $\rho_{glob}=1$ oz. ni redukcije
- Lokalni redukcijski koeficient $\rho_{loc}=0,7$
- Uporabljeni redukcijski koeficient $\rho=\min(\rho_{glob}, \rho_{loc})= \rho_{loc}$

S tem ko uporabimo lokalni redukcijski koeficient in reduciramo maksimalno napetost, vplivamo tudi na globalni redukcijski koeficient oz. globalno obnašanje panela, saj ne »izkoristimo« globalnega obnašanja do polnosti.

6.2.2.2. Razmerje površin tlačene in natezne pasnice 1:2

Pri razmerju površin pasnic 1:2 smo ojačitve postavili tako, da so bili vsi trije tlačeni podpaneli približno enakih dimenzij. Ker se gradient napetosti s spreminjanjem vitkosti stojine ter togosti ojačitev nekoliko spreminja, smo izbrali povprečen ψ faktor. Glede na potek napetosti pri povprečnem ψ faktorju, smo ojačitve postavili tako, da so bili podpaneli dimenzij $0,1875 \cdot h_w$.

Rezultati analiz (Slika 102) niso pokazali nobenih dodatnih posebnosti kot v primeru dveh ojačitev pri razmerju pasnic 1:1. Pričakovana razlika med metodami ter numeričnimi testi se je nekoliko povešala, kar pomeni, da so v povprečju predlagane metode na nekoliko bolj varni strani.



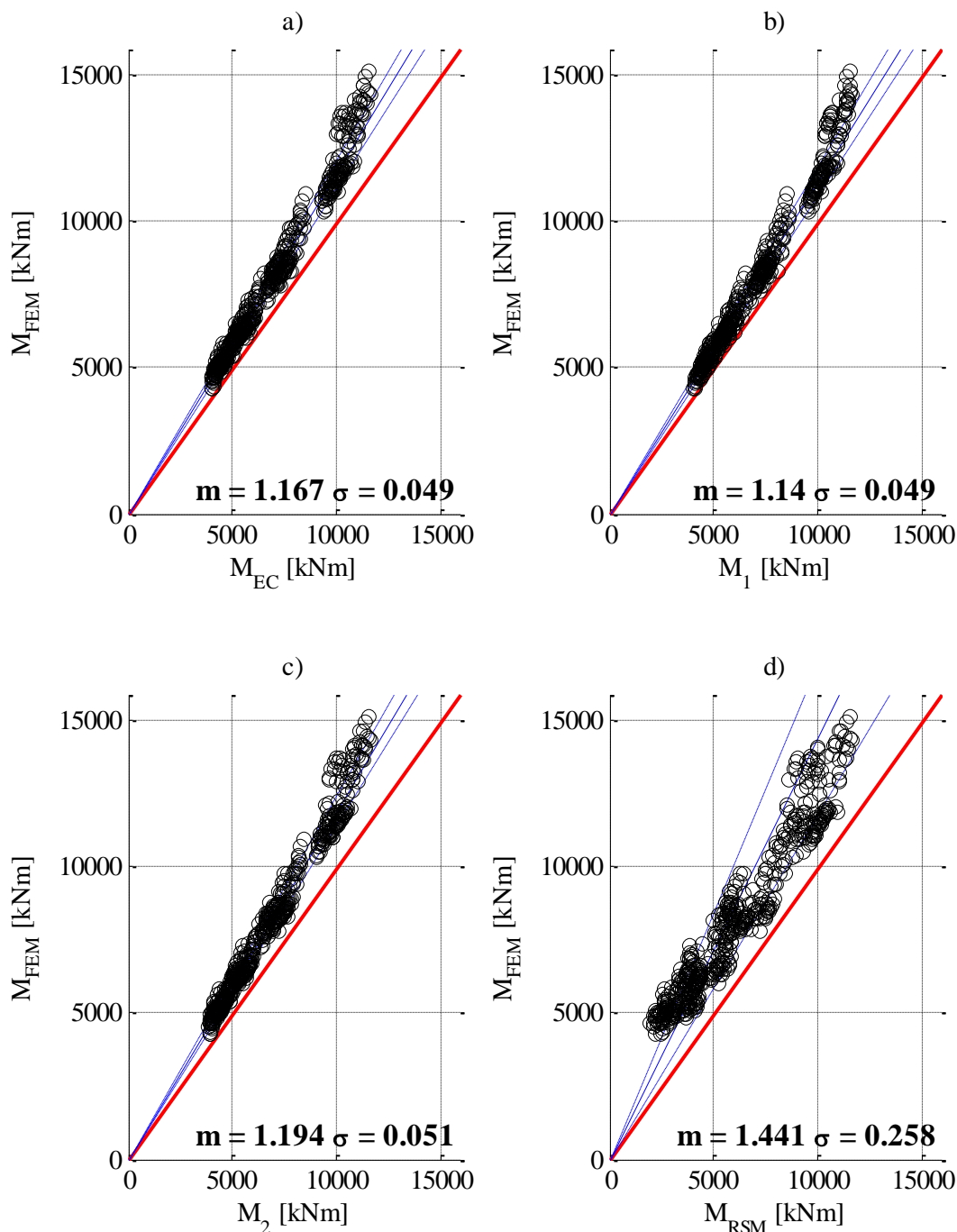
Slika 102: Primerjava predlaganih metod z numeričnimi testi – $h_{w,1}/h_w=0,1875$, $A_{comp, flange}/A_{tens, flange}=1:2$

7 ZAKLJUČEK

V diplomski nalogi smo obravnavali problem izbočenja vzdolžno ojačenih pločevin zaradi delovanja normalnih (upogibnih) napetosti. Predlagane so štiri metode, izmed katerih sta dve trenutno vključeni v standard SIST EN 1993-1-5. To sta metoda efektivnih širin, ter metoda reduciranih napetosti. Preostali dve metodi sta predlagani varianti metode efektivnih širin, pri katerih je različno opravljena ekstrapolacija elastičnih kritičnih napetosti na najbolj tlačeni rob pločevine. Opravljena je bila obsežna parametrična analiza, kjer smo metode primerjali in analizirali vpliv različnih geometrijskih parametrov na primerjavo. V zadnjem delu diplomske naloge smo predlagane metode primerjali še z numeričnimi testi.

V primerjavi z rezultati numeričnih testov z metodama, ki sta podani v standardu SIST EN 1993-1-5, daje metoda efektivnih širin boljše rezultate kot metoda reduciranih napetosti. Rezultati določeni po metodi efektivnih širin imajo tudi dokaj majhen raztros, kar pomeni da se glede na numerične teste metoda dobro obnese pri različnih geometrijskih parametrih (Slika 103a). Metoda reduciranih napetosti, je precej bolj konzervativna kot metoda efektivnih širin in tudi rezultati določeni s to metodo dajejo večji raztros, kar pomeni da metoda slabo zajame vpliv različnih geometrijskih parametrov (metoda reduciranih napetosti - Slika 103d).

Izmed izpeljank metode efektivnih širin, se v primerjavi z numeričnimi testi najbolje izkaže metoda 1 (metoda, kjer elastičnih kritičnih napetosti uklona tlačene palice ne ekstrapoliramo na rob - Slika 103b), medtem ko je metoda 2 nekoliko bolj konzervativna (Slika 103c). Rezultati metod izpeljanih iz metode efektivnih širin in sama metoda efektivnih širin najmanj odstopajo od rezultatov numeričnih testov pri visokih vitkostih, medtem ko rezultati metode reduciranih napetosti pri teh vitkostih največ odstopajo od rezultatov numeričnih testov. Metoda efektivnih širin in obe variante te metode ne zajamejo možnosti plastifikacije v prerezu, zato pri togih oz. manj vitkih stojinah in močnejših ojačitvah daje nižje vrednosti nosilnosti kot nosilnosti določene z numeričnimi simulacijami. Metoda reduciranih napetosti pa deluje po principu, da najšibkejši člen v prerezu narekuje nosilnost celotnega prereza. To pomeni, da v primerih z visoko vitkostjo stojine, kjer dobimo najvišjo redukcijo, močno omejimo tudi napetost v pasnicah, ki odstotkovno veliko doprinesejo k upogibni nosilnosti prereza. Metodi izpeljani iz metode efektivnih širin in sama metoda efektivnih širin dajejo podoben raztros rezultatov. Kljub nekaterim poenostavitvam pri obeh izpeljankah, se končni rezultati (nosilnosti panela) ne bistveno razlikujejo od rezultatov določenih po metodi efektivnih širin. Razlike so velikostnega razreda do $\pm 10\%$.

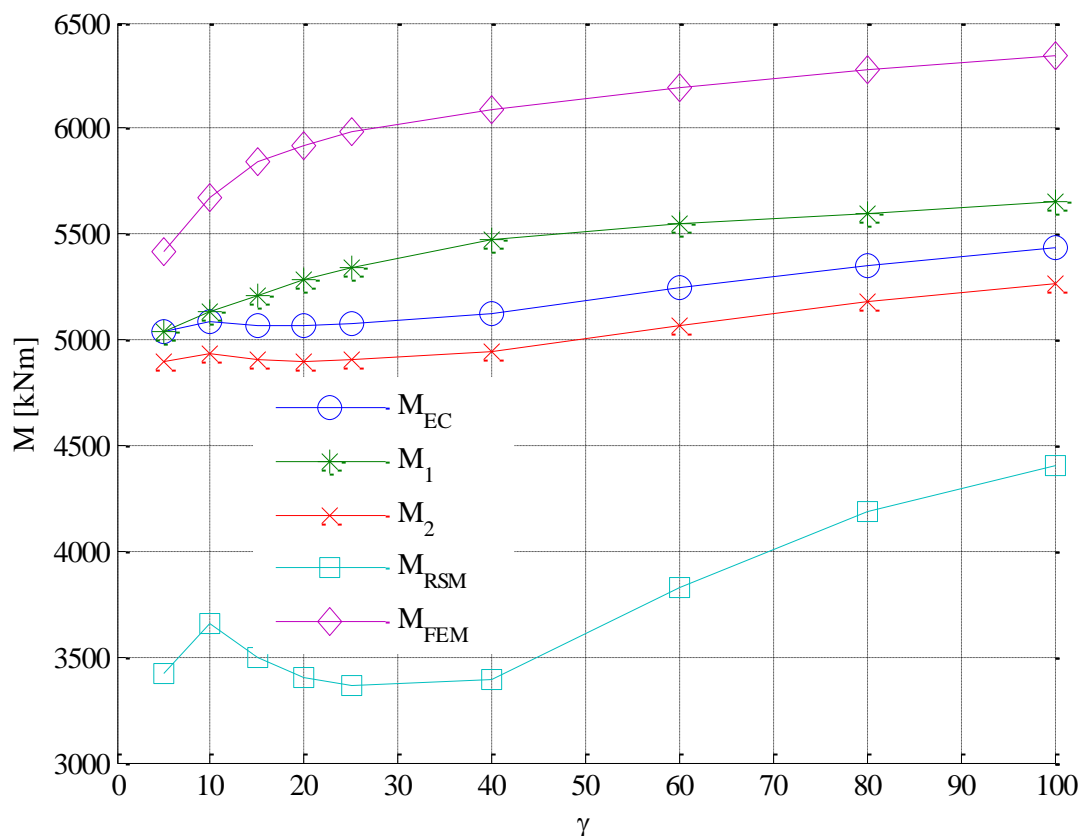


Slika 103: Primerjava predlaganih metod z numeričnimi testi pri vseh geometrijskih parametrih

Čeprav metoda 1 (ko elastičnih kritičnih napetosti tlačene palice ne ekstrapoliramo na rob pločevine) daje »najboljše« rezultate menimo, da to ni prava oz. ustrezna metoda. Metoda po našem mnenju ni ustrezna, saj pri določanju vitkosti uklona tlačene palice (in pri interakcij med uklonom tlačene palice ter izbočenjem pločevine) primerjamo kritične napetosti na položaju ojačitve z f_y , ki pa je največja možna robna napetost v pločevini. Slednje pa je fizikalno nesmiselno saj pri računu vitkosti računamo z napetostmi, ki so določene na povsem različnih mestih. Metoda daje boljše rezultate, ker se faktor interakcije ζ , s tem ko elastičnih kritičnih napetosti uklona tlačene palice ne ekstrapoliramo, poveča in s tem premakne faktor redukcije ρ_c proti faktorju redukcije zaradi izbočenja pločevine ρ . Ta je po

definiciji višji kot faktor redukcije zaradi uklona tlačene palice χ_c . To pomeni, da se glede na standardno metodo efektivnih širin nosilnost pri predlagani metodi poveša. Ob predpostavki, da so matematični modeli za določanje elastičnih kritičnih napetosti uklona tlačene palice in izbočenja pločevine dobri, lahko sklepamo da je interakcija med elastičnima kritičnima napetostima pomanjkljiva. Interakcija premalo favorizira elastično kritično napetost izbočenja pločevine in s tem premalo »izkorišča« post-kritično nosilnost panela. V območju kjer se interakcija pojavi, lahko pride do spremembe nosilnosti prereza, ki fizikalno ni smiselna. Primer (Slika 104):

- bolj toga ojačitev,
- faktor interakcije pade,
- nosilnost panela nižja.



Slika 104: Vpliv togosti ojačitve na nosilnost panela

VIRI

Aleksić, N. 2007. Tlačna in upogibna nosilnost polnostenskih nosilcev, ojačenih z vzdolžnimi ojačitvami. Diplomski naloga. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo (samozaložba N. Aleksić): 109 str.

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

Galéa, Y., Martin, P. 2006. Presentation Manual of EBPlate. Liege, CTICM – Centre Technique Industriel de la Construction Métallique: 48 str.

Galéa, Y., Martin, P.-O, 2010. Longitudinally stiffened plates in Eurocode 3: Calculation of the global critical buckling stress. Journal of Constructional Steel Research 66: 1345-1353.

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., Scheer, J. 1960. Beulwerte ausgesteifter Rechteckplatten, Band I. Berlin, Ernst & Sohn Verlag: loč. pag.

Klöppel, K., Möller, KH. 1968. Beulwerte ausgesteifter Rechteckplatten. Band II. Berlin, Ernst & Sohn Verlag: loč. pag.

Sinur, F., Beg, D. 2010. Imperfection sensitivity analysis of longitudinally stiffened plated girders subjected to bending-shear interaction. V: Volume 2: 8. Plated structures and box girders. Batista, E. (ur), Vellasco, P. (ur), de Lima, L. (ur) SDSS'Rio 2010: International Colloquium: p. 787-794.

Sinur, F. 2011. Vzdolžno ojačani polnostenski nosilci pri interakciji velikih upogibnih in strižnih obremenitev. Doktorska disertacija. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo: 205 str.

Unterweger, H. 2011. Plate buckling capacity of girders in bending – Improved Eurocode rules for longitudinally stiffened panels. V: Plates, shells. Dunai, L. (ur.), Iványi, M. (ur.), Jármai, K. (ur.), Kovács, N. (ur.), Gergely Vigh, L. (ur.) EUROSTEEL 2011: 6th European Conference on Steel and Composite Structures, Budapest: p. 771-776.

Standardi:

SIST EN 1993-1-5: 2007. Evrokod 3: Projektiranje jeklenih konstrukcij - 1-5. del: Elementi pločevinaste konstrukcije. Ljubljana, Slovenski inštitut za standardizacijo.

Programska oprema:

Center Technique Industriel de la Construction Métallique. 2010. EBPlate Version: v2.01.

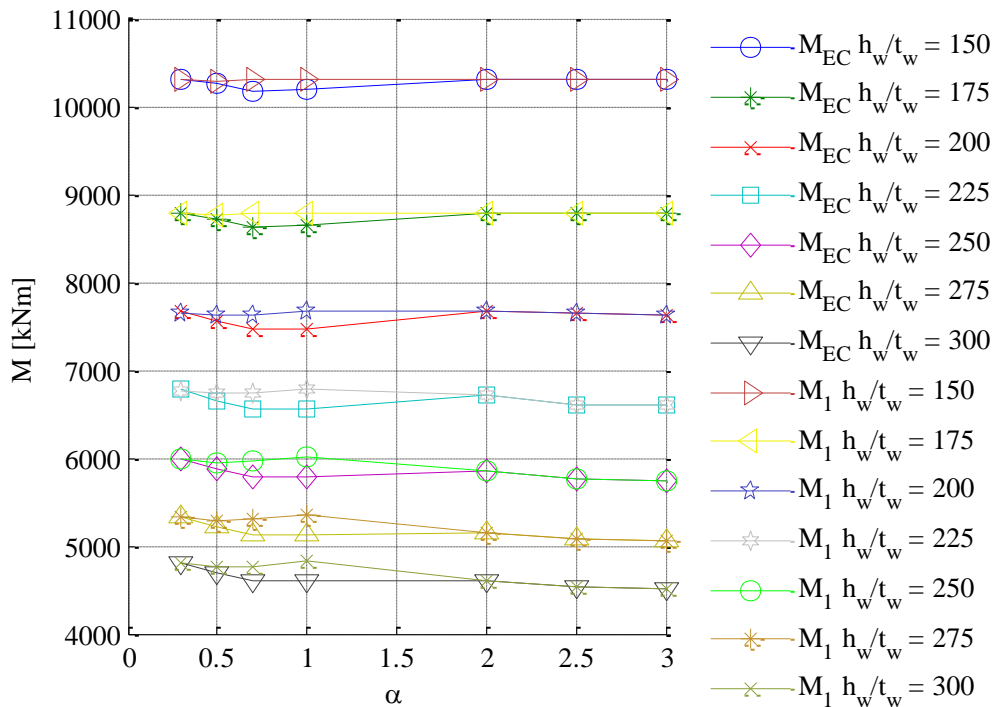
PRILOGE

Priloga A: I-profil z dvema ojačitvama in razmerjem površin pasnic 1:1

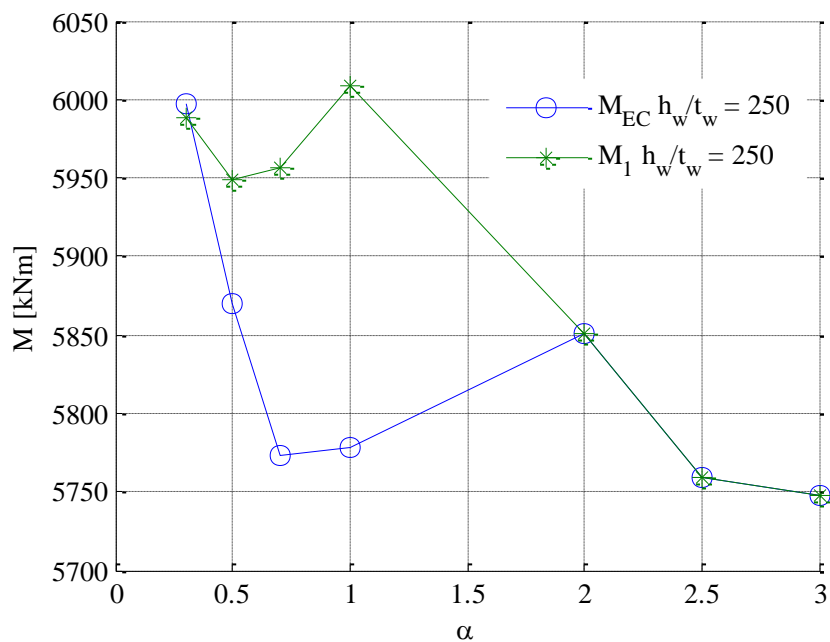
A.1: Primerjava med varianto 1 in varianto EC

Vpliv razmerja med dolžino in višino panela α

Rezultati kažejo podoben odziv kot v primeru z eno ojačitvijo. Z večanjem razmerja stranic panela α se razlike v nosilnosti prereza do neke vrednosti večajo (Slika 107), nato pa začnejo upadati in ko ζ_{EC} doseže vrednost 1, nosilnosti postanejo enake. Razlogi za tako obnašanje so enaki kot v primeru z eno ojačitvijo (odstavek 4.1.1.1).

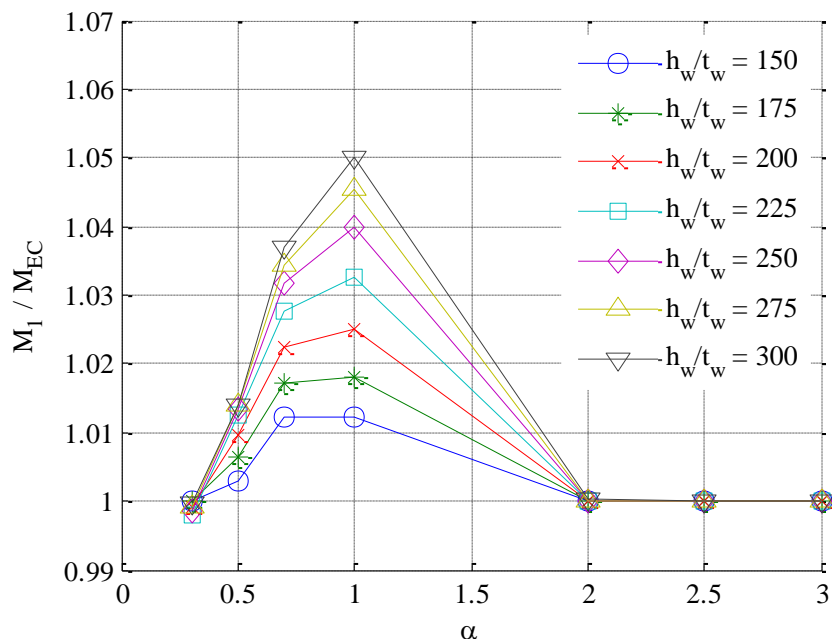


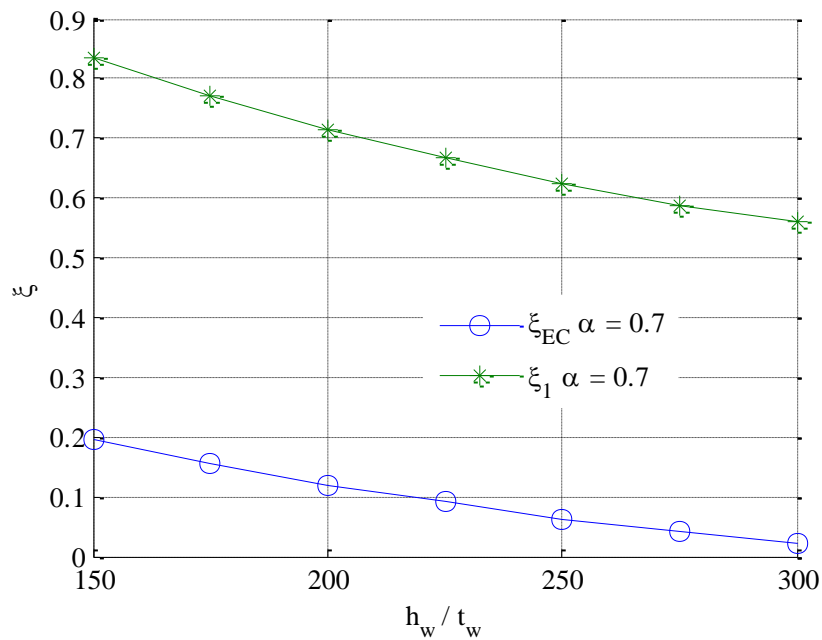
Slika 105: Primerjava nosilnosti v odvisnosti od razmerja α ($\gamma=30$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{wI}/h_w=0,1667$; S355)

Slika 106: Vpliv razmerja α na nosilnost panela ($h_w/t_w=250$; $\gamma=30$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/l/h_w=0,1667$; S355)

Vpliv vitkosti stojine h_w/t_w

Z večanjem vitkosti se največja razlika med nosilnostjo po varianti 1 in varianto EC povečuje (Slika 107). Potek maksimalnega interakcijskega faktorja ζ je prikazan na Sliki 108. Vidimo, da so vrednosti ζ_I večje kot ζ_{EC} , ter da se počasneje spuščajo. Slika 108 nam pokaže, da z vitkostjo stojine faktor interakcije pada. To nam pove, da se elastična kritična napetost panela približuje elastični kritični napetosti uklona tlačene palice (slednja se med variantama razlikuje za faktor ekstrapolacije) in razlike v nosilnosti po obeh variantah se tako večajo.

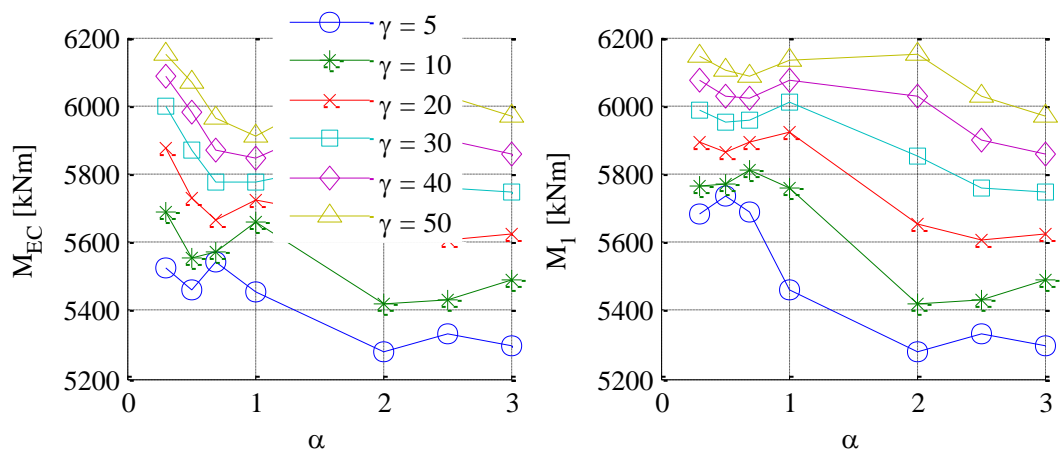
Slika 107: Vpliv razmerja h_w/t_w na razmerje nosilnosti ($\gamma=30$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/l/h_w=0,1667$; S355)

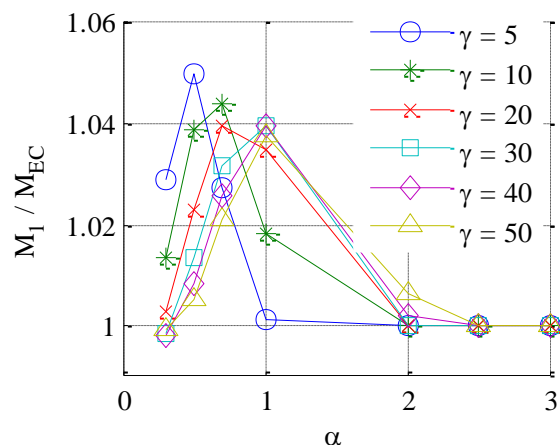


Slika 108: Vpliv razmerja h_w/t_w na faktor interakcije ξ ($\alpha=0,7$; $\gamma=30$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/h_w=0,1667$; S355)

Vpliv togosti ojačitve γ

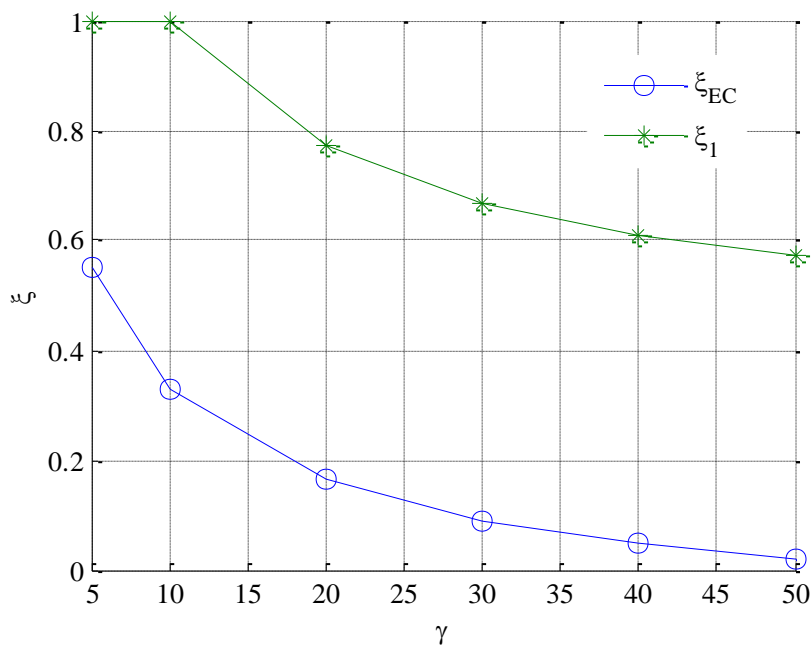
Tako kot v primeru z eno ojačitvijo se z večanjem togosti ojačitev večja razmerje stranic panela α , kjer se pojavi maksimalna razlika nosilnosti določena po obeh variantah (Slika 109). Z večanjem togosti ojačitve se večja tudi nosilnost določena po obeh variantah – večajo se elastične kritične napetosti.





Slika 109: Potek nosilnosti po varianti EC in varianti 1, ter primerjava nosilnosti obeh variant v odvisnosti od razmerja α za različne togosti ojačitve γ ($h_w/t_w=250$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,1667$; S355)

Na Sliki 110 vidimo, da tudi z večanjem togosti ojačitev faktor interakcije pada, kar na razlike v nosilnosti vpliva enako kot manjšanje faktorja interakcije zaradi spreminjanja vitkosti stojine.

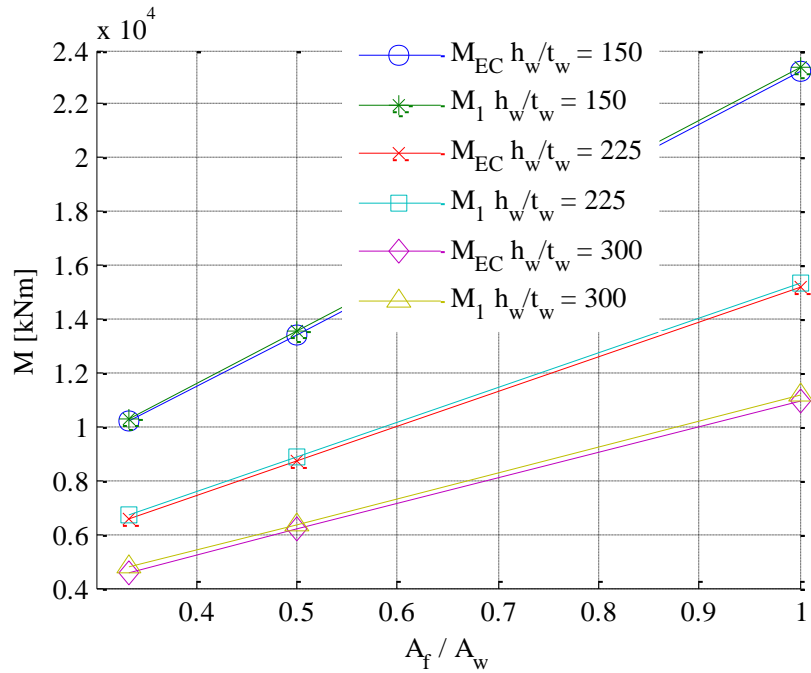


Slika 110: Vpliv togosti ojačitev na faktor interakcije ζ ($\alpha=0,7$; $h_w/t_w=225$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,1667$; S355)

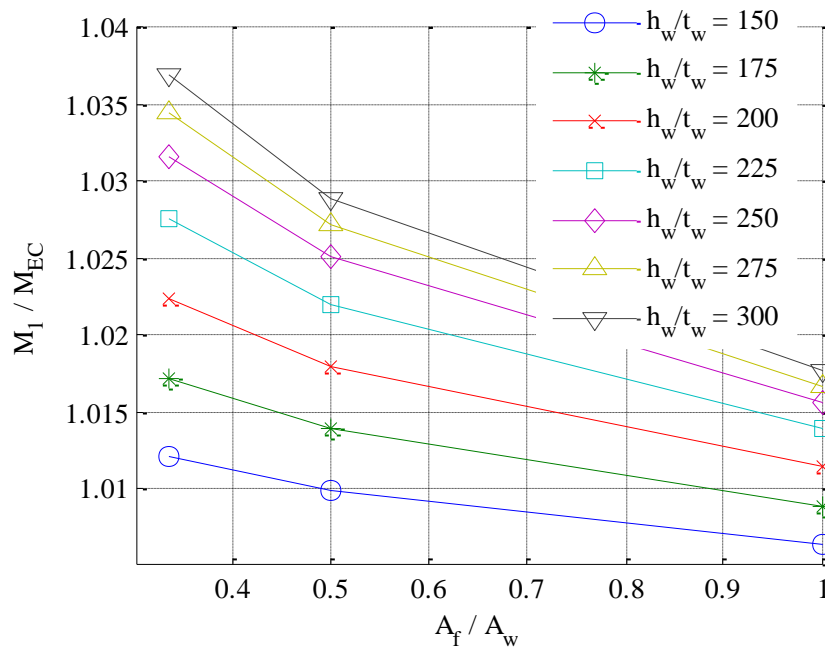
Vpliv razmerja površine med pasnico in stojino (A_f/A_w)

Tako kot v primeru z eno ojačitvijo, tudi pri dveh ojačitvah nosilnost določena po obeh variantah z večanjem razmerja med površino pasnice in stojine narašča linearno. Iz enakih razlogov kot pri eni ojačitvi razlike v nosilnosti z večanjem razmerja padajo – k upogibni nosilnosti prereza bistven delež doprinesejo pasnice nosilca.

a) Upogibna nosilnost panela v odvisnosti od razmerja A_f/A_w za različne vitkosti panela



b) Primerjava nosilnost panela v odvisnosti od razmerja A_f/A_w za različne vitkosti stojine

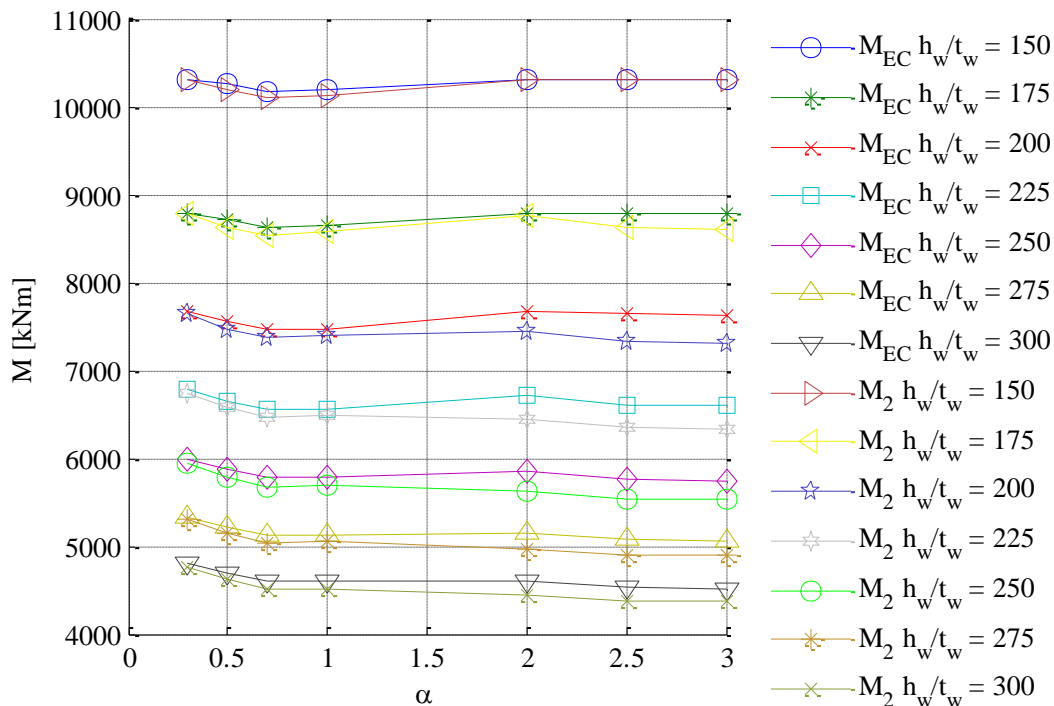


Slika 111: Vpliv razmerja površin pasnice in stojine ($\alpha=0,7$; $\gamma=30$; $h_w/h_w=0,1667$; S355)

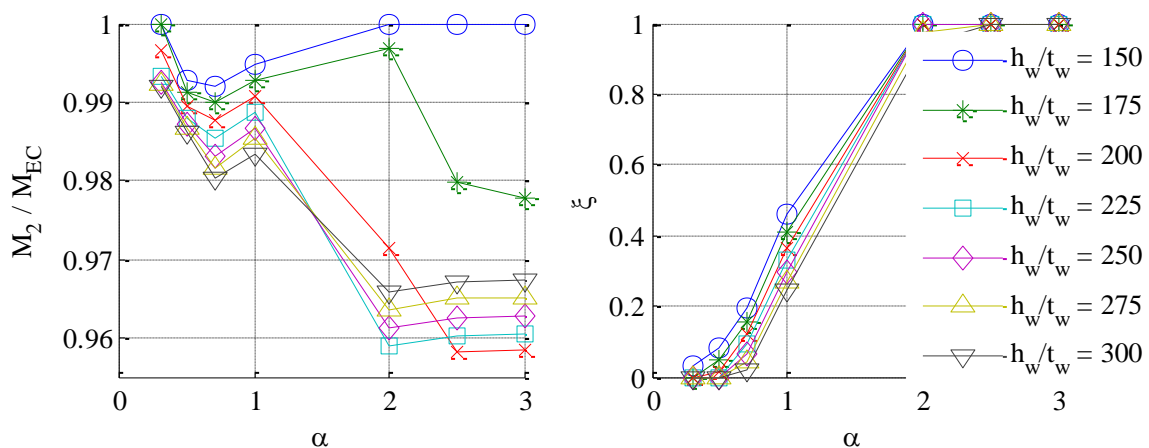
A.2: Primerjava med varianto 2 in varianto EC

Vpliv razmerja med dolžino in višino panela α

Rezultati (Slika 113) kažejo, da se z večanjem razmerja stranic panela razlike v nosilnosti prereza večajo do nekega razmerja α , kjer se razlike nekoliko zmanjšajo, ter nato spet povečujejo. Trendu naraščanja razlike ne sledita le vitkosti stojine h_w/t_w 150 in 175 iz enakih razlogov, kot v primeru z eno ojačitvijo.

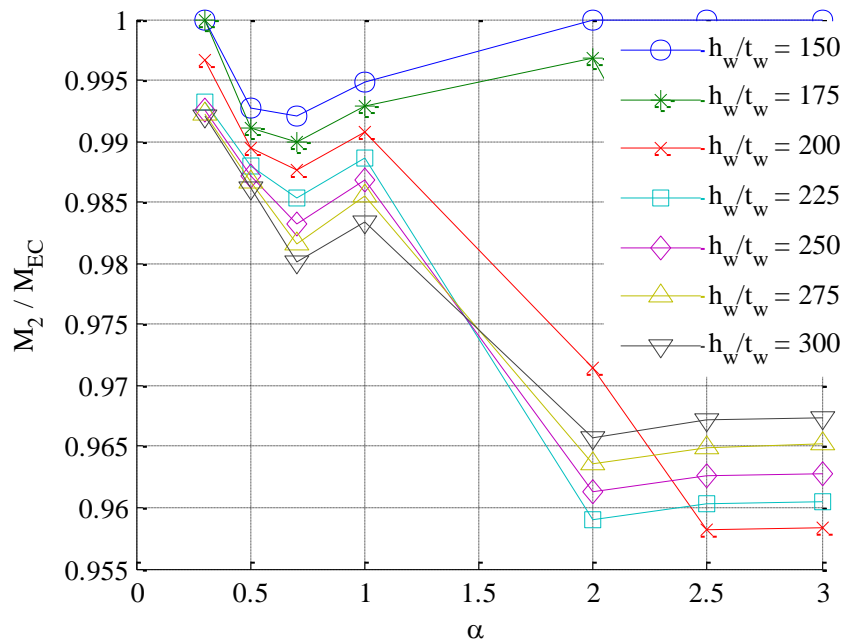


Slika 112: Potek nosilnosti v odvisnosti od razmerja α ($\gamma=30$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,1667$; S355)



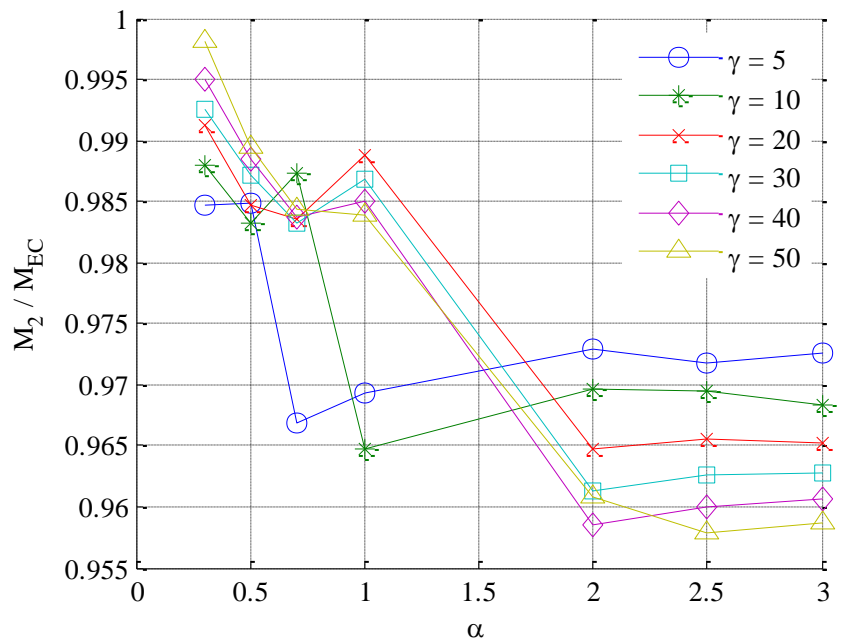
Slika 113: Primerjava nosilnosti ter faktor interakcije ζ v odvisnosti od razmerja α ($\gamma=30$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,1667$; S355)

Vpliv vitkosti stojine h_w/t_w

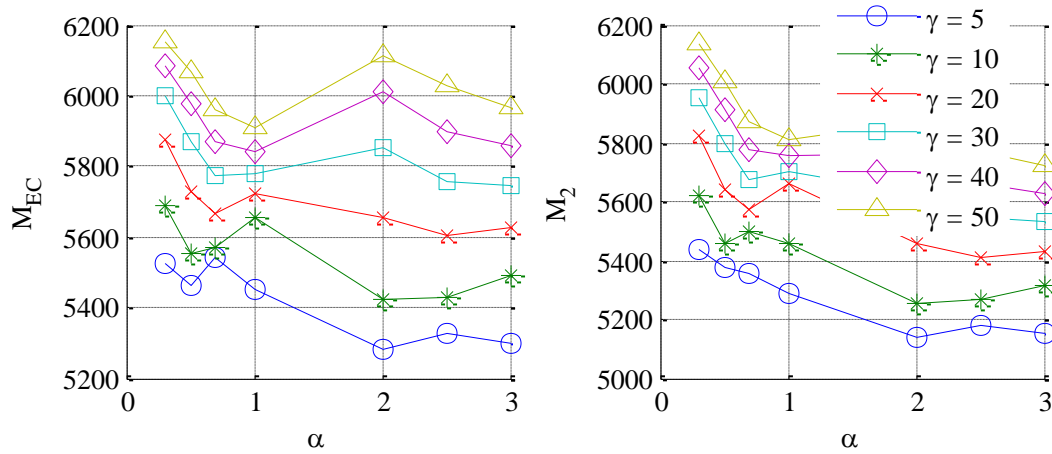


Slika 114: Vpliv razmerja h_w/t_w na razmerje nosilnosti ($\gamma=30$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,1}/h_w=0,1667$; S355)

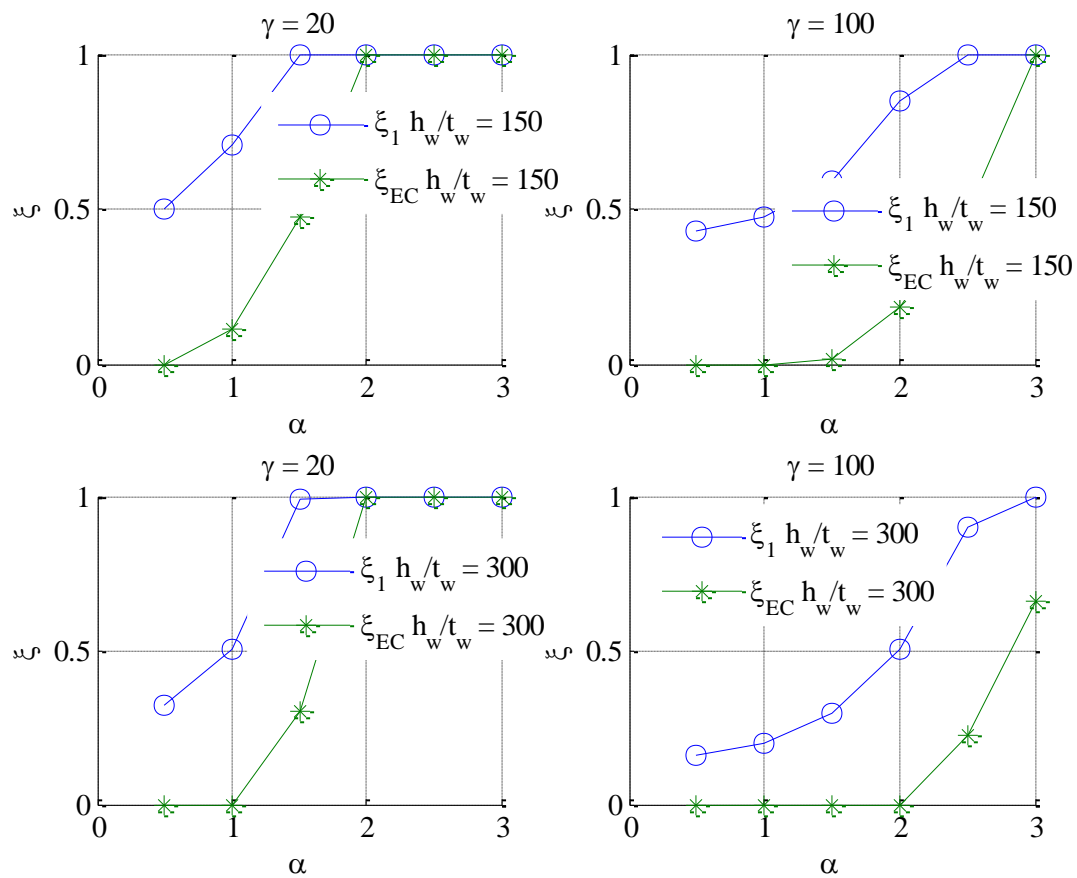
Vpliv togosti ojačitve



Slika 115: Vpliv togosti ojačitve γ na razmerje nosilnosti ($h_w/t_w=250$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,1}/h_w=0,1667$; S355)

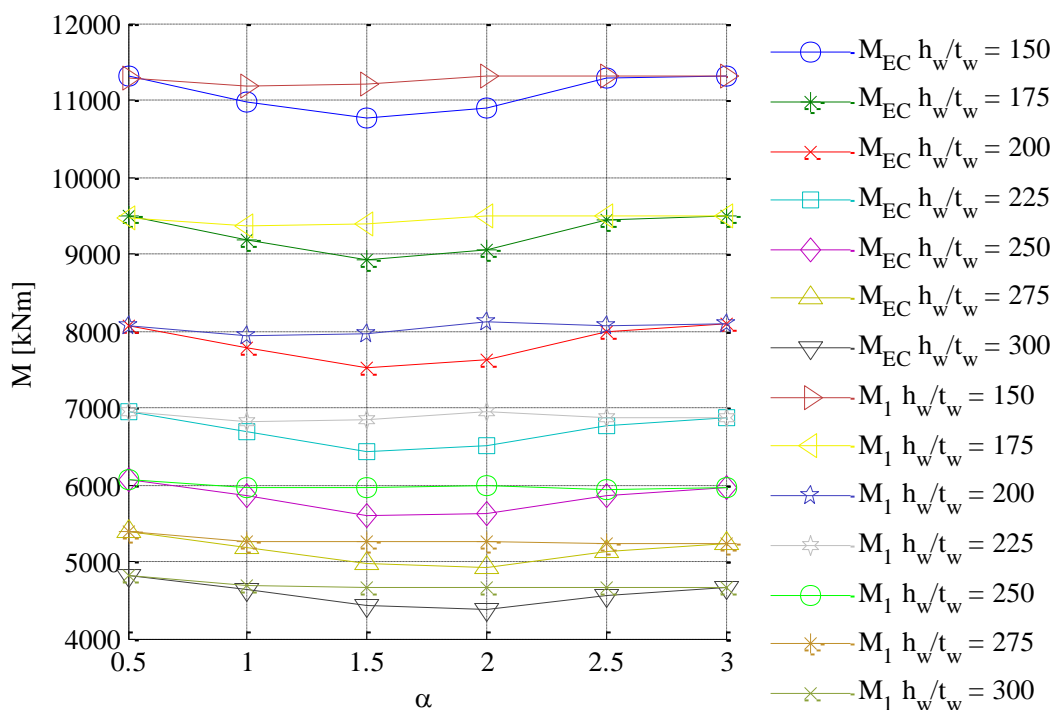


Slika 116: Potek nosilnosti po varianti EC in varianti 2 v odvisnosti od razmerja α za različne togosti ojačitve γ ($h_w/t_w=250$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,1}/h_w=0,1667$; S355)



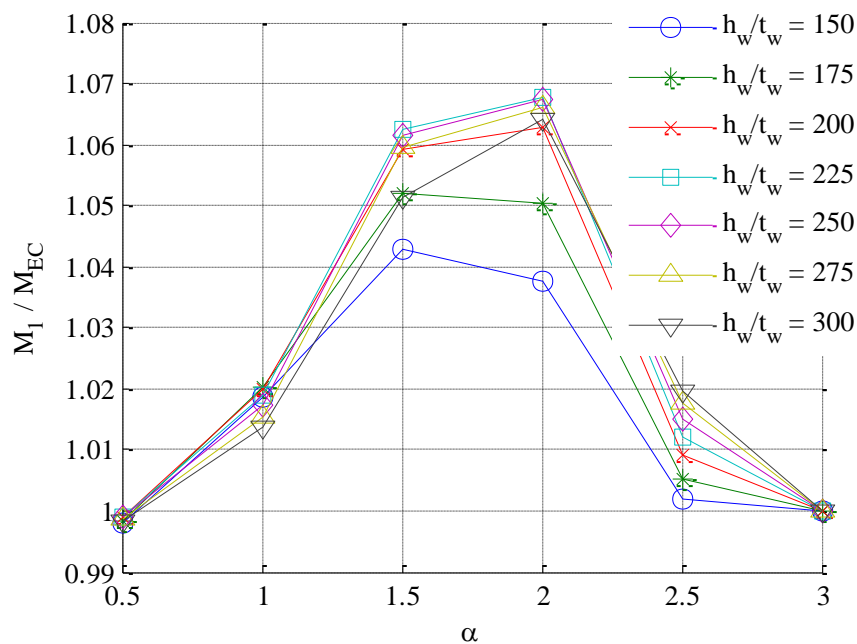
Slika 118: Interakcijska koeficienta ξ_I in ξ_{EC} za skrajne vrednosti parametrov ($A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=0,2$; S355)

Vpliv razmerja med dolžino in višino panela α

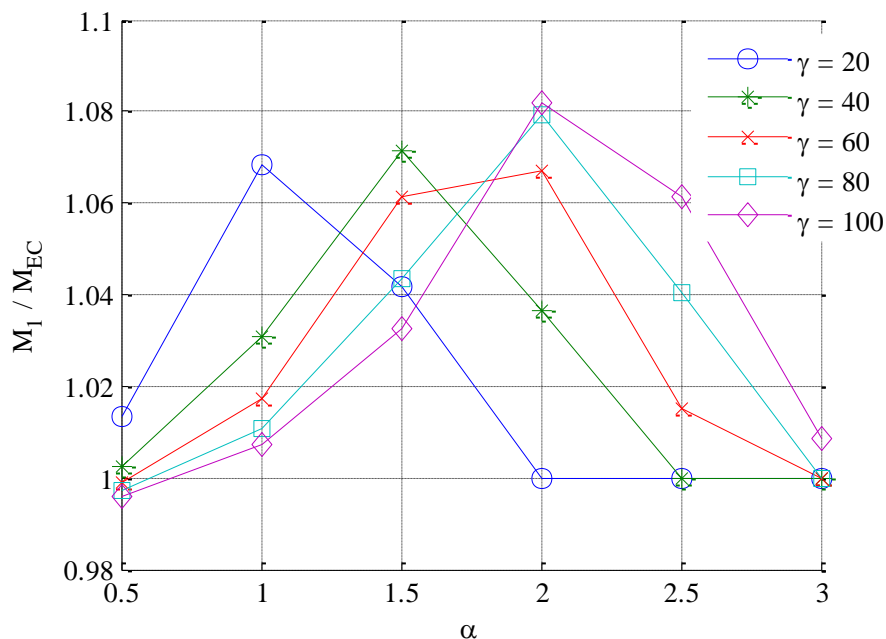
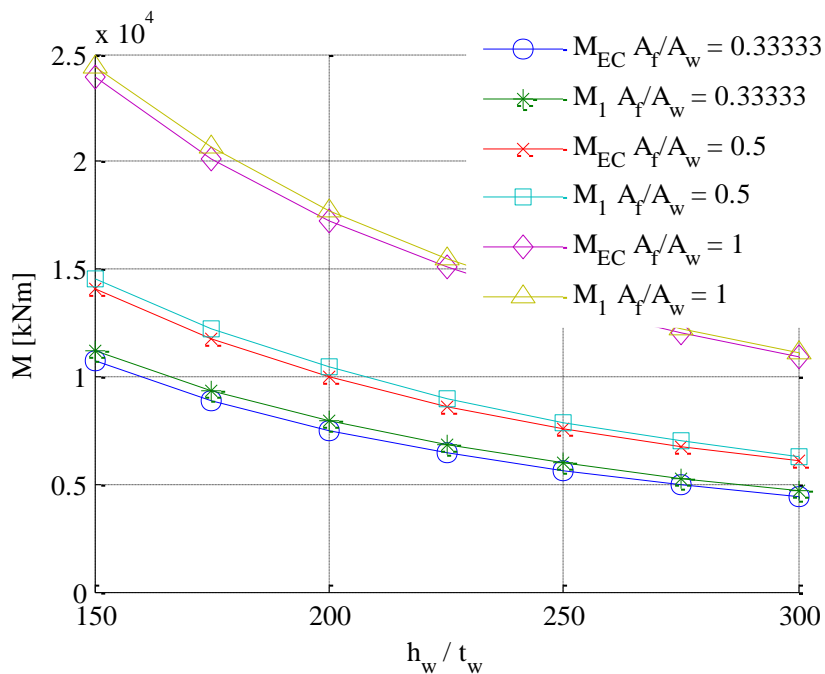


Slika 119: Primerjava nosilnosti v odvisnosti od razmerja α ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{wI}/h_w=0,2$; S355)

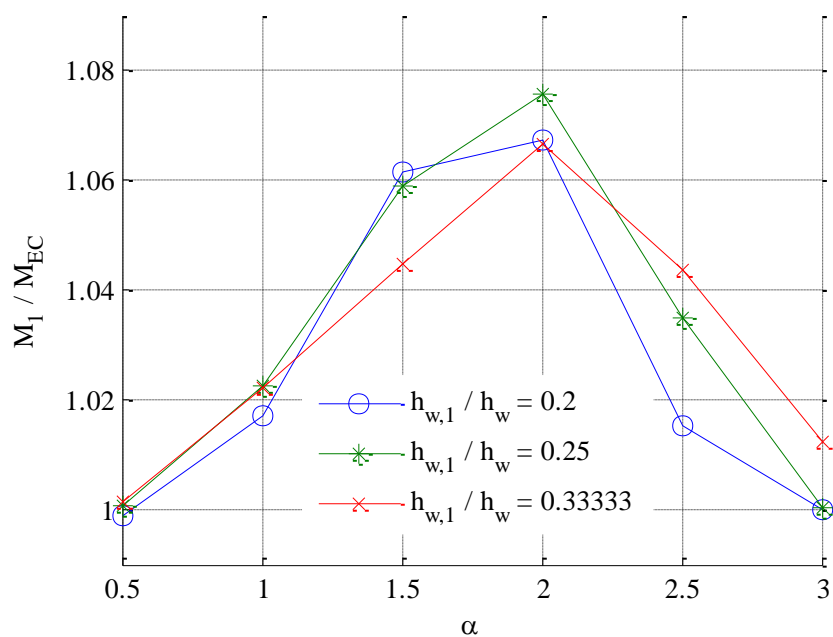
Vpliv vitkosti stojine h_w/t_w



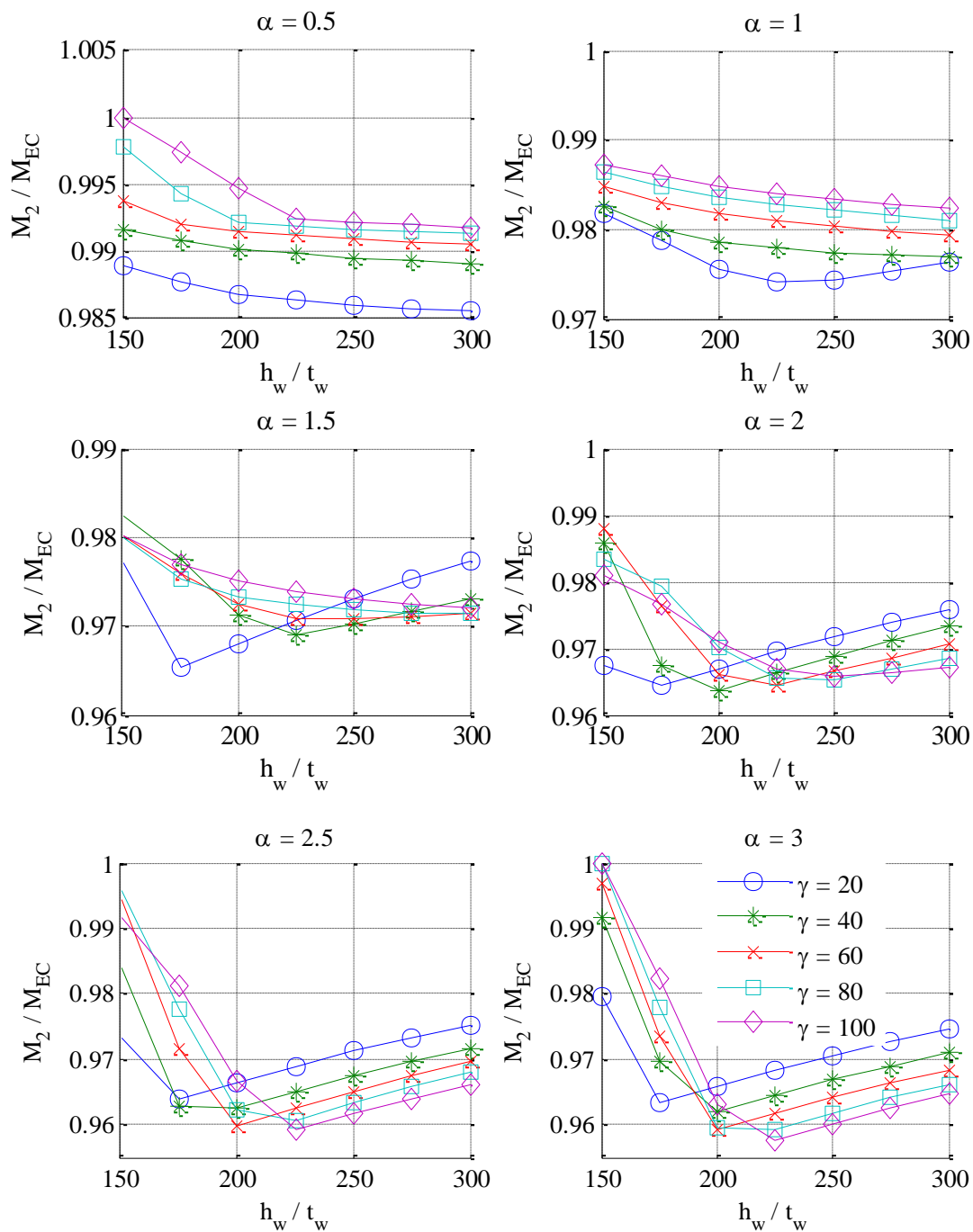
Slika 120: Vpliv razmerja h_w/t_w na razmerje nosilnosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{wI}/h_w=0,2$; S355)

Vpliv togosti ojačitve γ Slika 121: Vpliv togosti ojačitve γ na razmerje nosilnosti ($h_w/t_w=250$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355)Vpliv razmerja površine med pasnico in stojino (A_f/A_w)Slika 122: Upogibna nosilnost panela v odvisnosti od vitkosti stojine za različna razmerja A_f/A_w ($\alpha=1,5$; $\gamma=60$; $h_{w,l}/h_w=0,2$; S355)

Vpliv položaja ojačitve

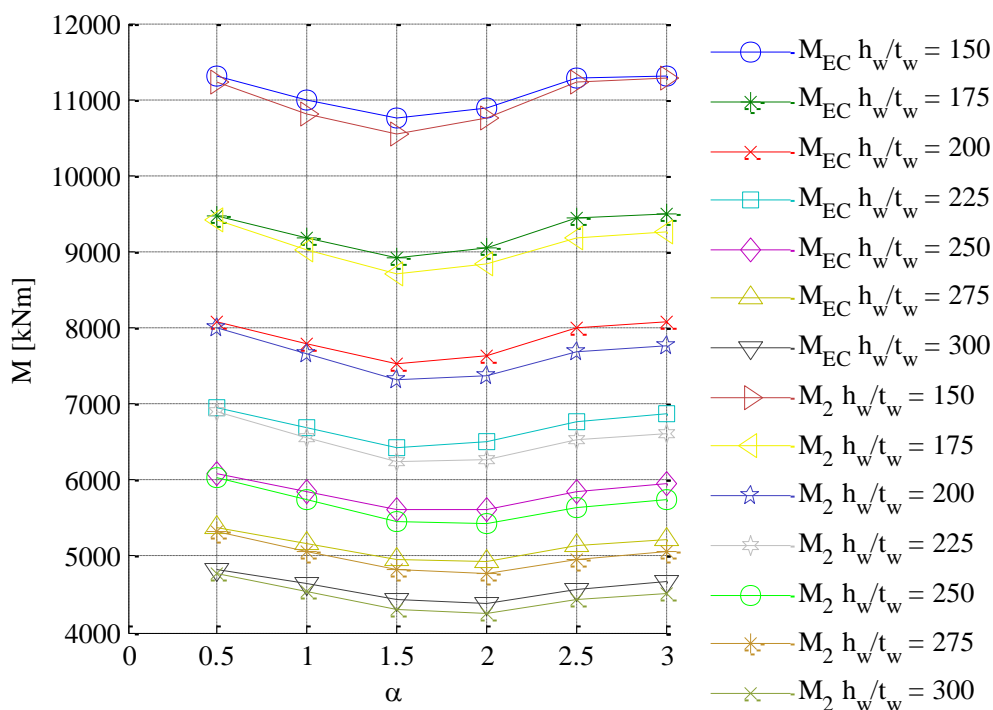


Slika 123: Vpliv položaja ojačitve na razmerje nosilnosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_w/t_w=250$; S355)

B.2: Primerjava med varianto 2 in varianto EC

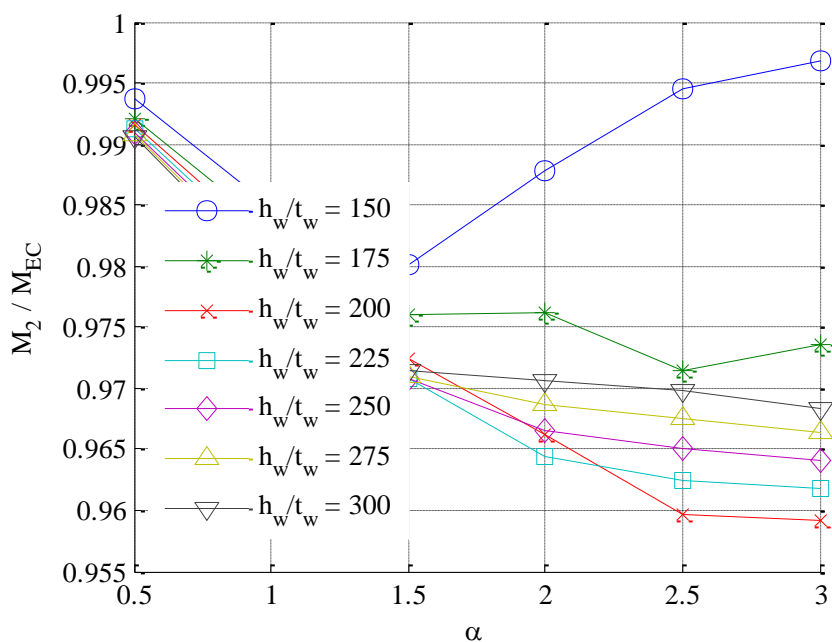
Slika 124: Primerjava nosilnosti prereza variante 2 in variante EC v odvisnosti od vitkosti stojine h_w/t_w za različne togosti ojačitve γ ($A_f/A_w=0,33$; $h_w/h_w=0,2$; S355)

Vpliv razmerja med dolžino in višino panela α



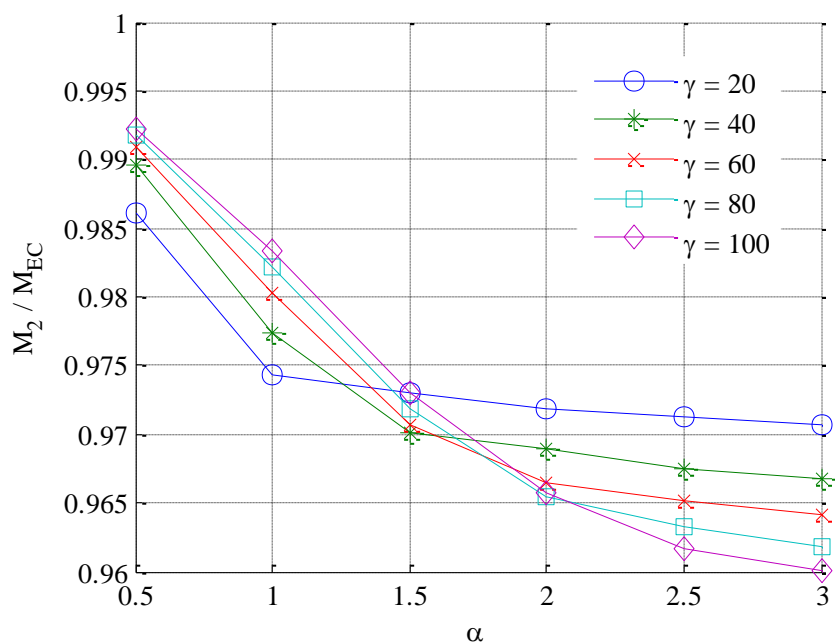
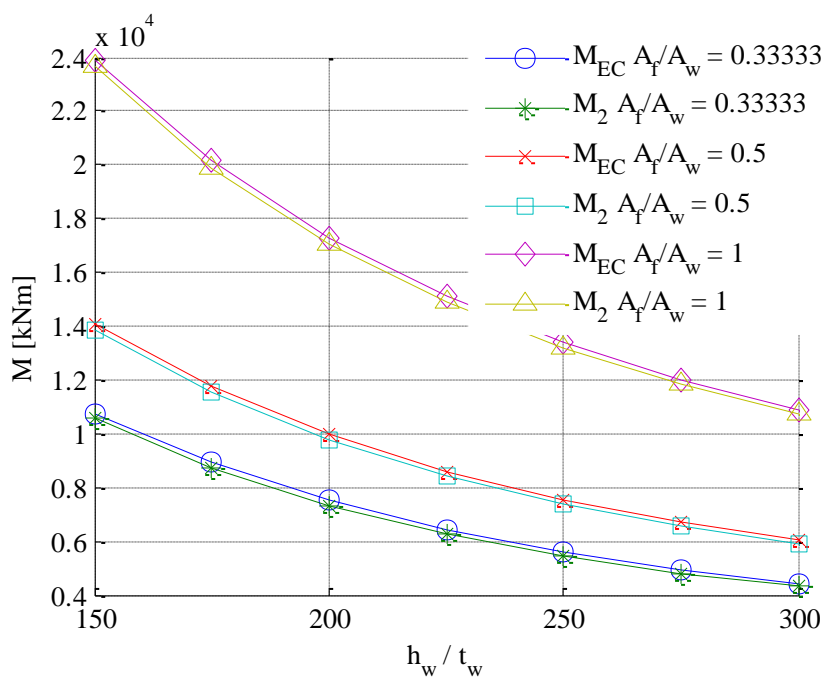
Slika 125: Primerjava nosilnosti v odvisnosti od razmerja α ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,1}/h_w=0,2$; S355)

Vpliv vitkosti stojine h_w/t_w



Slika 126: Vpliv razmerja h_w/t_w na razmerje nosilnosti ($\gamma=60$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,1}/h_w=0,2$; S355)

Vpliv togosti ojačitve

Slika 127: Vpliv togosti ojačitve γ na razmerje nosilnosti ($h_w/t_w=250$; $A_f/A_w=0,33$; $h_{w,1}/h_w=0,2$; S355)Vpliv razmerja površine med pasnico in stojino (A_f/A_w)Slika 128: Upogibna nosilnost panela v odvisnosti od vitkosti stojine za različna razmerja A_f/A_w ($\alpha=1,5$; $\gamma=60$; $h_{w,1}/h_w=0,2$; S355)