



**УНИВЕРЗИТЕТ У КРАГУЈЕВЦУ
ФАКУЛТЕТ ИНЖЕЊЕРСКИХ НАУКА**

Мр Родољуб С. Вујанац

**УТИЦАЈ ПОЛУКРУТИХ ВЕЗА ЕЛЕМЕНАТА ПАЛЕТНИХ
РЕГАЛА НА ГЛОБАЛНУ АНАЛИЗУ КОНСТРУКЦИЈЕ**

Докторска дисертација

Крагујевац, 2014. година

I. Аутор	
Име и презиме:	Родољуб Вујанац
Датум и место рођења:	05.07.1977., Крагујевац, Република Србија
Садашње запослење:	Асистент Факултета инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу
II. Докторска дисертација	
Наслов:	Утицај полукрутих веза елемената палетних регала на глобалну анализу конструкције
Број страница:	136
Број слика:	111
Број библиографских података:	58
Установа и место где је рад израђен	Факултет инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу
Научна област (УДК):	Везе конструктивних елемената и њихов прорачун (624.078.4)
Ментор:	Др Мирослав Живковић, редовни професор Факултета инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу
III. Оцена и одбрана	
Датум пријаве теме:	11.10.2012.
Број одлуке и датум прихватања докторске дисертације:	01-1/3401-9 од 20.12.2012. год. Факултет инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу
Комисија за оцену подобности теме и кандидата:	<ol style="list-style-type: none"> 1. Др Радован Славковић, редовни професор Факултета инжењерских наука у Крагујевцу 2. Др Ненад Марјановић, редовни професор Факултета инжењерских наука у Крагујевцу 3. Др Мирко Благојевић, доцент Факултета инжењерских наука у Крагујевцу 4. Др Миломир Гашић, редовни професор Факултета за машинство и грађевинарство у Краљеву 5. Др Тодор Вацев, доцент Грађевинско – архитектонског факултета у Нишу 6. Др Мирослав Живковић, ментор, редовни професор Факултета инжењерских наука у Крагујевцу,
Комисија за оцену и одбрану докторске дисертације:	<ol style="list-style-type: none"> 1. Др Радован Славковић, редовни професор Факултета инжењерских наука у Крагујевцу 2. Др Ненад Марјановић, редовни професор Факултета инжењерских наука у Крагујевцу 3. Др Мирко Благојевић, ванредни професор Факултета инжењерских наука у Крагујевцу 4. Др Миломир Гашић, редовни професор Факултета за машинство и грађевинарство у Краљеву 5. Др Тодор Вацев, доцент Грађевинско-архитектонског факултета у Нишу 6. Др Мирослав Живковић, ментор, редовни професор Факултета инжењерских наука у Крагујевцу
Датум одбране дисертације:	

ПРЕДГОВОР

Традиционални поступци прорачуна челичне конструкције палетних регала подразумевају упрошћено третирање регала као просторне рамне структуре. С обзиром на све примењене апроксимације како у погледу самих елемената конструкције након декомпоновања у два ортогонална правца, тако и у погледу њихових веза, овакви прорачуни дају приближне резултате, који су на страни сигурности, али то доводи и до поскупљења целе конструкције. С обзиром на специфичност елемената који су уграђени у регалну конструкцију, јасно је да се тачан прорачун и анализа могу спровести једино применом резултата експерименталних испитивања и савремене рачунарске технике. Применом рачунарских алата омогућава се брзо и поуздано моделирање, док примена нумеричких метода за прорачун омогућава како проверу сваког елемента посебно тако и конструкције регала у целини при чему постоји могућност брзог рачунања са различитим случајевима оптерећења и граничним условима, како би се најприближније апроксимирали реални услови експлоатације.

Иако област складишне технике још увек нема одговарајући третман у литератури на српском језику, о актуелности ове теме сведочи велики број објављених радова, студија и дисертација, али и истраживачких пројеката у иностранству. У оквиру ове дисертације проблеми прорачуна третирају се према савременим међународним прописима, ФЕМ прописима који се односе на складишну технику и Еврокоду, модерном стандарду који се драстично разликује од наше важеће техничке регулативе у погледу концепције и суштински јер се наши важећи стандарди базирају на концепту допуштених напона, а Еврокод на савременом концепту граничних стања.

Циљ ове дисертације је анализа понашања специфичних веза елемената палетних регала, њихов развој и утицај на глобално понашање конструкције регала под дејством различитих оптерећења. Дисертација садржи приказ резултата истраживања, сазнања и података до којих су дошли претежно страни али и домаћи стручњаци из ове области, као и нумеричку анализу али и примену резултата експерименталних испитивања појединих типова веза.

Ова докторска дисертација обрађује област веза елемената регалне конструкције кроз пет поглавља: *Уводна разматрања, Анализа, класификација и моделирање веза, Одређивање карактеристике везе елемената у споју, Прорачун конструкције регала и Закључна разматрања*. У раду су коришћене ознаке при чему су једначине означаване тако да је први број који представља поглавље у коме се једначина налази тачком одвојен од редног броја једначине. На аналоган начин су означене слике и табеле.

Користим ову прилику да се искрено захвалим особама и институцијама које су ми помогле при изради ове дисертације. Најискреније се захваљујем колегама из Лабораторије за инжењерски софтвер, на корисним саветима и пруженој помоћи везаној за израду модела и прорачуне применом методе коначних елемената. Компанији *Marcegaglia Builtech S.p.A.* се захваљујем на дугогодишњој сарадњи и великом броју експерименталних резултата који су обрађени у овој дисертацији. Својој породици се захваљујем на подршци и стрпљењу у протеклом периоду.

САДРЖАЈ

Резиме	1
Симболи.....	2
Јединице	4
Листа слика	5
Листа табела	8
1 УВОДНА РАЗМАТРАЊА.....	9
1.1 Предмет проучавања	9
1.2 Преглед досадашњих истраживања	11
1.3 Основне дефиниције.....	12
1.4 Конфигурације палетних регала	13
1.5 Својства материјала	16
1.5.1 Основни захтеви у погледу материјала.....	16
1.5.2 Механичке карактеристике основног материјала	17
1.5.3 Просечна граница развлачења	18
1.5.4 Ломна жилавост	19
1.5.5 Дебљина и толеранције дебљине материјала	19
1.5.6 Толеранције димензија пресека у зависности од дебљине материјала	19
1.6 Класе попречних пресека.....	20
1.7 Карактеристике попречног пресека	21
1.7.1 Површина попречног пресека.....	21
1.7.2 Утицај заобљених углова	21
1.7.3 Утицај перфорације	23
1.7.4 Утицај дисторзионог извијања	24
1.7.5 Утицај избочавања	24
1.7.6 Концепт ефективне ширине пресека	25
2 АНАЛИЗА, КЛАСИФИКАЦИЈА И МОДЕЛИРАЊЕ ВЕЗА	26
2.1 Опште напомене	26
2.2 Анализа понашања веза	29
2.3 Конструкцијска својства везе	31
2.3.1 Прорачунски момент носивости.....	32
2.3.2 Ротациона крутост	32
2.3.3 Капацитет ротације.....	34
2.4 Класификација веза	34
2.4.1 Класификација према крутости	34
2.4.2 Класификација према носивости	36
2.5 Моделирање веза	38
3 ОДРЕЂИВАЊЕ КАРАКТЕРИСТИКЕ ВЕЗЕ ЕЛЕМЕНАТА У СПОЈУ	41
3.1 Сврха и врсте испитивања	41
3.1.1 Испитивања при пројектовању	41
3.1.2 Испитивања очувања квалитета	42
3.1.2.1 Материјали	43
3.1.2.2 Испитивање на савијање гредног конектора.....	43
3.2 Услови испитивања	44
3.3 Тумачење резултата испитивања	45
3.4 Испитивање гредног конектора на савијање	48
3.4.1 Циљ испитивања	48
3.4.2 Диспозиција испитивања.....	50
3.4.3 Основне геометријске величине узорака за пробе на савијање	53

3.4.4	Поступак испитивања	55
3.4.5	Резултати испитивања	56
3.4.6	Обрада резултата.....	58
3.4.7	Поступак извођења би-линеарног односа момента и ротације.....	58
3.4.8	Поступак за извођење мулти-линеарне криве	61
3.4.9	Аналитички полиномски модел према методи <i>Frye-Morris</i>	62
3.4.10	Опис нумеричког модела за симулацију испитивања гредног конектора на савијање	64
3.4.11	Анализа резултата	70
3.4.11.1	Утицај дебљине зида профила стуба на понашање везе	76
3.4.11.2	Утицај висине греде и гредног конектора на понашање везе	76
3.4.12	Аналитички модел и нумеричка симулација савијања гредног конектора споја S80M-R140M	77
4	ПРОРАЧУН КОНСТРУКЦИЈЕ РЕГАЛА	81
4.1	Глобална анализа конструкције регала у подужном правцу	81
4.1.1	Подела оквирних носача	81
4.1.2	Анализа укрућених и неукрућених регала у подужном правцу	83
4.1.3	Комбинација оптерећења за глобалну анализу у подужном правцу	86
4.2	Глобална анализа конструкције регала у попречном правцу	87
4.2.1	Опште напомене	87
4.2.2	Анализа укрућених и неукрућених регала у попречном правцу.....	88
4.2.3	Комбинација оптерећења за глобалну анализу у попречном правцу	89
4.3	Случајеви оптерећења	89
4.4	Методe глобалне анализа према геометрији конструкције	90
4.5	Методe глобалне анализа према материјалној нелинеарности	91
4.5.1	Еластична глобална анализа првог реда	94
4.5.2	Пластична глобална анализа првог реда.....	94
4.5.2.1	Укрућени регали	94
4.5.2.2	Неукрућени регали	98
4.6	Приближни прорачун греда и гредних конектора.....	100
4.6.1	Оптерећење носача	100
4.6.2	Приближно одређивање рачунског момента савијања.....	102
4.6.3	Приближно одређивање рачунске смичуће силе носача.....	102
4.6.4	Угиб носача	103
5	ЗАКЉУЧНА РАЗМАТРАЊА	105
	ПРИЛОГ А - ЦРТЕЖИ ЕЛЕМЕНАТА УЗОРКА Б-8 СПОЈА S80M-R140L	107
	ПРИЛОГ Б - ПРЕТХОДНИ ПРОРАЧУН КОНСТРУКЦИЈЕ РЕГАЛА.....	111
	ПРИЛОГ Ц - АНАЛИЗА КОНСТРУКЦИЈЕ РЕГАЛА	122
	ЛИТЕРАТУРА	133

Резиме

Предмет проучавања ове дисертације су везе које се остварују између елемената челичне конструкције палетних регала. Вертикални рамови и хоризонталне греде, најчешће произведени од танкозидних хладно обликованих профила формирају просторни рамни систем палетних регала. Рамови леже у вертикалној равни попречно на правац главног ходника регала. Састоје се од два перфорирани стуба међусобно повезана системом дијагоналних и/или хоризонталних укрућења заварених или завртњевима везаним за стубове. Овај систем укрућења обезбеђује стабилност регала у попречном правцу. Греде повезују суседне рамове и леже у подужном правцу паралелно главном ходнику регала. Гредни конектори су делови греде заварени или на други начин формирани као њен саставни део и имају посебне делове који упадају у отворе или прорезе на стубу. Подужна стабилност регала се првенствено обезбеђује крутошћу везе греда-стуб. У пракси постоје различити типови и дизајни ових веза, карактеристични за различите произвођаче регала. У дисертацији је обрађена класификација и моделирање веза у складу са Еврокодом 3. Како је немогуће да се развије општи аналитички модел прорачуна ових веза, тренутно једини начин да се одреди карактеристика такве везе је експеримент. У дисертацији су приказани поступак и резултати испитивања везе греда-стуб по процедури дефинисаној у ФЕМ прописима у циљу одређивања криве момент-ротација ($M-\Phi$ криве). Утицај веза на глобално понашање конструкције регала уводи се помоћу $M-\Phi$ криве, односно конструкцијских својстава везе које се из ње одређују: крутост, отпорност и ротациони капацитет. Како би се избегао велики број скувих испитивања у циљу одређивања $M-\Phi$ криве за различите типове веза којих у пракси може бити јако пуно, у оквиру ове дисертације је развијен нумерички модел за симулацију експеримента применом методе коначних елемената. Након верификације модела расположивим експерименталним резултатима, исти се може применити на најразличитије комбинације везе греда-стуб. Поузданим одређивањем конструкцијских својстава везе применом развијеног модела може се вршити глобална анализа понашања конструкције као и прорачун појединих елемената по поступцима дефинисаним у ФЕМ прописима.

Кључне речи: палетни регали, крива момент-ротација, крутост, веза греда-стуб, метода коначних елемената

Abstract

The case study of this dissertation are the connections that are established between elements of the steel structure of pallet racks. The vertical frames and horizontal beams, usually made of thin-walled cold-formed profiles form a spatial frame structure of pallet racking system. Upright frames lie in the vertical plane, in the cross aisle direction, normal to the main aisle of the rack. They consist of two perforated uprights linked together by a system of diagonal and/or horizontal bracing welded or bolted to the uprights. This bracing system provide rack stability in cross-aisle direction. Beams connecting adjacent frames and lying in the horizontal direction parallel to the main aisle. Beam-end connectors are welded to or otherwise formed as an integral part of the beams, which has special devices which engage in holes or slots in the upright. The down-aisle stability primary is provided by the stiffness of the semi-rigid joints between uprights and beams. In practice, there are different types and designs of these connections, which characterize the different racks manufacturers. In dissertation classification and modelling of connections has been treated according to Eurocode 3. As it is impossible to develop a general analytical model for calculating these connections, currently the only way to determine the properties of such connections is an experiment. The dissertation presents the test procedure and results of beam-to-column connections according to the procedure defined in the FEM recommendations in order to determine the moment-rotation curve ($M-\Phi$ curve). Influence of connections to the global structural racks behavior introduced with $M-\Phi$ curve and its structural properties: stiffness, bending strength and rotational capacity. In order to avoid a large number of expensive tests with aim to determine the $M-\Phi$ curves for different types of connection which in practice may be very much, part of this dissertation developed a numerical model to simulate the experiment using the finite element method. After verification of the model to the available experimental results, it can be applied to various combinations of beam-to-column connections. Reliable determination of structural properties of the connection using the developed model can be made a global analysis of the structural behavior and the calculation of elements according to the procedures defined in the FEM recommendations.

Key words: pallet racks, moment-rotation curve, stiffness, beam-to-column connection, finite element method

Симболи

Уопште, основни симболи нису дефинисани са свим стандардним индексима са којима се могу користити. Известан број симбола може се користити заједно са стандардним индексима који су дати касније.

Велика слова латинице

A	Изузетно дејство; Површина попречног пресека
C	Коефицијент
D	Растојање стубова рама; Дубина рама
E	Модул еластичности
F	Дејство; Сила; Челик
G	Модул клизања; Стално дејство
H	Висина рама; Укупно хоризонтално оптерећење или реакција
I	Момент инерције
K	Коефицијент крутости
L	Дужина; Распон
M	Момент уопште; Момент савијања
N	Аксијална сила; Број савијања под углом од 90° у пресеку
Q	Променљиво дејство
R	Отпорност; Реакција
S	Унутрашње силе и моменти; Крутост; Челик
T	Температура; Момент торзије
V	Смичућа сила; Вертикална сила или реакција
W	Отпорни момент; Укупно оптерећење греде
X	Вредност својства материјала

Велика грчка слова

Δ	Разлика између ... (претходи главном симболу); Угиб
Φ	Угао

Мала слова латинице

a	Растојање; Геометријски подаци
b	Ширина
c	Растојање
d	Пречник; Висина пресека; Дужина дијагонале; Растојање
e	Ексцентрицитет; Одступање од тежишне осе; Ивично растојање
f	Чврстоћа
h	Висина; Висина преградка
i	Полупречник инерције
k	Коефицијент; Крутост; Корак
l	Дужина; Распон; Дужина извијања
n	Број нечега
p	Нагиб; Размак
q	Једнакоподељено оптерећење
r	Полупречник
s	Растојање; Корак у смакнутом распореду
t	Дебљина лима

u-u	Јача главна оса инерције (код угаоника)
v-v	Слабија главна оса инерције (код угаоника)
x-x	Подужна оса
y-y	Јача оса инерције
z-z	Слабија оса инерције

Мала грчка слова

α	Угао; Однос; Фактор имперфекције; Коефицијент линеарне термичке дилатације
β	Угао; Однос; Коефицијент
γ	Парцијални коефицијент сигурности; Однос
δ	Угиб; Деформација; Коефицијент
ϵ	Дилатација; Коефицијент
η	Коефицијент за дужине извијања
θ	Ротација; Угао; Нагиб
κ	Фактор
λ	Виткост; Однос
μ	Коефицијент трења; Коефицијент
ν	Поасонов коефицијент
ρ	Густина
τ	Смичући напон
φ	Ротација; Нагиб; Однос; Имперфекција
χ	Редукциони коефицијент (за извијање и бочно - торзионо извијање)
ψ	Однос напона; Коефицијент редукције

Индекси

A	Изузетни; Површина
a	Просечни (граница развлачења)
a, b	Први, други..., алтернативно
b	Основни (граница развлачења); Извијање; Преградак
C	Носивост; Последице
c	Бетон; Стуб; Притисак; Капацитет; Попречни пресек
cr	Критични
d	Рачунски; Дијагонала
E	Утицај од дејства (са d или k); Ојлеров
eff	Ефективни
e	Ефективни
el	Еластични
ext	Спољни
FT	Флексионо - торзионо
F	Ножица; Везни елемент; Оптерећење
g	Бруто
G	Стално дејство
h	Висина; Виши; Хоризонтални
i	Унутрашњи
inf	Нижи; Доњи
i; j; k	Индекси (нумерички симболи)
j	Спој
k	Карактеристични; карактеристика

l	Доњи
LT	Бочно торзионо извијање
M	Материјал; Узимајући у обзир момент савијања
m	Савијање; Средњи
max	Максимални
min	Минимални
N	Узимајући у обзир нормалну силу
n	Нормално; Коригована вредност; Број нечега
net	Нето
nom	Номинални
o	Рупа; Спољна; Локално избочавање; Нулта тачка моментног дијаграма
p	Плоча; Подметач; Претходно оптерећење; Делимични
pl	Пластични
ph	Хоризонтална сила улагања
pv	Вертикална сила улагања
Q	Променљиво дејство
R	Отпорност
S	Унутрашња сила; Унутрашњи момент
s	Напон затезања (површина); Проклизавање; Спрат; Крут; Укрућење
ser	Употребљивост
sup	Горњи; Висок
T	Торзиони
t (или ten)	Затезање
t (или tor)	Торзија
u	Јача главна оса инерције попречног пресека; Гранична чврстоћа на затезање
ult	Гранично стање носивости
V	Узимајући у обзир смичућу силу
v	Смицање; Вертикални; Слабија главна оса инерције попречног пресека
w	Ребро; Заварени шав; Кривљење
x	Подужна оса штапа; Издужење
y	Граница развлачења; Јача оса попречног пресека
z	Слабија оса попречног пресека
σ	Нормални напон
τ	Смичући напон

Јединице

Користе се јединице SI система у складу са ISO 1000.

За прорачун се препоручује коришћење следећих јединица:

- силе и оптерећења: N , kN , kN/m , kN/m^2 ,
- запреминска маса: kg/m^3 ,
- запреминска тежина: kN/m^3 ,
- напони и чврстоће: N/mm^2 (MPa),
- моменти савијања: Nm , kNm ,
- моменти торзије: Nm , kNm ,
- дужина: m .

Листа слика

- Слика 1.1. Главни елементи челичне конструкције палетног регала
Слика 1.2 Типични вертикални рамови
Слика 1.3 Конфигурација регала без укрућења
Слика 1.4 Конфигурација регала са укрућењима
Слика 1.5 Путања оптерећења за силе укрућења
Слика 1.6 Антисиметрични облик померања код дворедног регала
Слика 1.7 Номиналне ширине равних елемената b_p узимајући у обзир полупречник заобљења
Слика 1.8 Дозвољена апроксимација за заобљене углове
Слика 1.9 Одређивање нето попречног пресека
Слика 1.10 Угаоници са рупама на оба краја
Слика 1.11 Примери начина дисторзионог извијања
Слика 1.12 Еластични критични напон извијања за различите начине отказа
Слика 1.13 Померање тежишта услед појаве неефективних зона
Слика 2.1 Класификација гредних конектора
Слика 2.2 Везе елемената палетних регала
Слика 2.3 Модели спојева
Слика 2.4 Главни утицаји на ротацију везе греда-стуб
Слика 2.5 Карактер везе хоризонталних носача и стубова вертикалних рамова
Слика 2.6 Основне карактеристике везе (М-Ф крива)
Слика 2.7 Фазе понашања споја презентиране кроз ротациону крутост
Слика 2.8 Класификација веза према крутости
Слика 2.9 Оквирни систем: а) зглобни ослонац б) крути ослонац
Слика 2.10 Потпуно носиве везе
Слика 2.11 Рачунске М-Ф карактеристике везе: 1) стварна крива 2) трилинеарна 3) билинеарна
Слика 2.12 Понашање споја греда-стуб под утицајем момента савијања
Слика 2.13 Фазе деформације у споју
Слика 2.14 Силе и моменти који делују на везу
Слика 2.15 Моделирање везе
Слика 3.1 Диспозиција испитивања гредног конектора на савијање
Слика 3.2 Фотографија поставке експеримента
Слика 3.3 Шема опреме реализованог испитивања
Слика 3.4 Шема распореда уређаја за мерење померања или дилатације
Слика 3.5 Диспозиција величина које одређују положај узорка при испитивању
Слика 3.6 Диспозиција величина које одређују положај уређаја за мерење померања
Слика 3.7 Одређивање крутости конектора
Слика 3.8 Одређивање крутости конектора за узорак Б-8
Слика 3.9 Извођење "просечне" криве момент-ротација
Слика 3.10 Типична линеаризација просечне криве
Слика 3.11 Модел поставке експеримента за испитивање на савијање гредног конектора елемената у споју S80M-R140L
Слика 3.12 Стуб - модел коначних елемената
Слика 3.13 Конектор поглед споља - модел коначних елемената
Слика 3.14 Конектор поглед изнутра - модел коначних елемената
Слика 3.15 Греда - модел коначних елемената

Слика 3.16 Детаљи греде - модел коначних елемената
Слика 3.17 Веза вијцима између греде и конектора - модел коначних елемената
Слика 3.18 Плоча којом се преноси оптерећење - модел коначних елемената
Слика 3.19 Гранични услови - модел коначних елемената
Слика 3.20 Задато оптерећење - модел коначних елемената
Слика 3.21 Дијаграм задатог померања
Слика 3.22 Дијаграм момент савијања-ротација за спој S80/85B-RS110
Слика 3.23 Дијаграм момент савијања-ротација за спој S100/155B-RS130
Слика 3.24 Дијаграм момент савијања-ротација за спој S80ML-R100L
Слика 3.25 Дијаграм момент савијања-ротација за спој S80ML-R120L
Слика 3.26 Дијаграм момент савијања-ротација за спој S80M-R120M
Слика 3.27 Дијаграм момент савијања-ротација за спој S80ML-R140L
Слика 3.28 Дијаграм момент савијања-ротација за спој S80M-R140L
Слика 3.29 Упоредни дијаграми момент савијања-ротација за спојеве типа VI-BLOC при наношењу оптерећења у супротном смеру
Слика 3.30 Узорак Б-8 након извршених проба на савијање
Слика 3.31 Поље померања у X правцу за узорак Б-8
Слика 3.32 Поље еквивалентног напона за узорак Б-8
Слика 3.33 Поље еквивалентних пластичних деформација
Слика 3.34 Упоредни осредњени дијаграми момент савијања-ротација за спојеве типа VI-BLOC
Слика 3.35 Дијаграм момент савијања-ротација за усвојени модел споја
Слика 3.36 Дијаграм померање-време за усвојени модел споја
Слика 3.37 Дијаграм момент савијања-ротација за усвојени модел споја
Слика 3.38 Поље померања у X правцу и деформисана конфигурација споја S80M-R140L и споја S80M-R140M
Слика 3.39 Поље померања у X правцу
Слика 3.40 Поље померања у X правцу - детаљи деформисане конфигурације
Слика 3.41 Поље еквивалентног напона
Слика 3.42 Поље еквивалентних пластичних деформација
Слика 4.1 Класификација оквирних носача према бочној померљивости
Слика 4.2 Бочна померања оквирног носача: а) са укрућењем; б) без укрућења
Слика 4.3 Модел за анализу стабилности неукрућених регала у подужном правцу
Слика 4.4 Модел за анализу стабилности укрућених регала у подужном правцу
Слика 4.5 Случајеви оптерећења за подужни правац
Слика 4.6 Модел за анализу стабилности регала у попречном правцу
Слика 4.7 Почетна имперфекција закривљења у анализи другог реда
Слика 4.8 Идеално пластични материјал
Слика 4.9 Греда I пресека под деловањем момента савијања
Слика 4.10 Модел за приближни прорачун угиба греде
Слика А.1 Цртеж поставке узорка
Слика А.2 Цртеж греде и гредног конектора
Слика А.3 Цртеж стуба
Слика А.4 Цртеж регала за анализу
Слика Ц.1 Модел коначних елемената са крутим везама за случај оптерећења Д1
Слика Ц.2 Модел коначних елемената са полукрутим везама за случај оптерећења Д1
Слика Ц.3 Модел коначних елемената са крутим везама за случај оптерећења Д2
Слика Ц.4 Модел коначних елемената са крутим везама за случај оптерећења Д3
Слика Ц.5 Модел коначних елемената у попречном правцу
Слика Ц.6 Поље померања у Z правцу са крутим везама - случај оптерећења Д1

Слика Ц.7 Поље померања у Z правцу са зглобним везама - случај оптерећења Д1
Слика Ц.8 Поље померања у Z правцу са полукрутим везама - случај оптерећења Д1
Слика Ц.9 Поље померања у Z правцу са крутим везама - случај оптерећења Д2
Слика Ц.10 Поље померања у Z правцу са зглобним везама - случај оптерећења Д2
Слика Ц.11 Поље померања у Z правцу са полукрутим везама - случај оптерећења Д2
Слика Ц.12 Поље померања у Z правцу са крутим везама - случај оптерећења Д3
Слика Ц.13 Поље померања у Z правцу са зглобним везама - случај оптерећења Д3
Слика Ц.14 Поље померања у Z правцу са полукрутим везама - случај оптерећења Д3
Слика Ц.15 Поље померања у X правцу са крутим везама - случај оптерећења Д1
Слика Ц.16 Поље померања у X правцу са зглобним везама - случај оптерећења Д1
Слика Ц.17 Поље померања у X правцу са полукрутим везама - случај оптерећења Д1
Слика Ц.18 Поље померања у X правцу са крутим везама - случај оптерећења Д2
Слика Ц.19 Поље померања у X правцу са зглобним везама - случај оптерећења Д2
Слика Ц.20 Поље померања у X правцу са полукрутим везама - случај оптерећења Д2
Слика Ц.21 Поље померања у X правцу са крутим везама - случај оптерећења Д3
Слика Ц.22 Поље померања у X правцу са зглобним везама - случај оптерећења Д3
Слика Ц.23 Поље померања у X правцу са полукрутим везама - случај оптерећења Д3
Слика Ц.24 Поље померања у Y правцу са крутим везама - случај оптерећења Ц1
Слика Ц.25 Поље померања у Y правцу са крутим везама - случај оптерећења Ц2
Слика Ц.26 Поље померања у Y правцу са крутим везама - случај оптерећења Ц3
Слика Ц.27 Поље померања у Y правцу са крутим везама - случај оптерећења Ц4

Листа табела

- Табела 1.1 Номиналне вредности основне границе развлачења $f_{y\delta}$ и затезне чврстоће f_u
- Табела 1.2 Механичке карактеристике основног материјала
- Табела 1.3 Толеранције ширине b_0 укрупњених равних елемената
- Табела 1.4 Толеранције ширине b_0 неукрупњених равних елемената
- Табела 2.1 Примена завртањских и заварених спојева
- Табела 2.2 Типови модела веза
- Табела 3.1 Статус испитивања за потребе пројектовања
- Табела 3.2 Вредности коефицијента k_s
- Табела 3.3 Комбинације стубова и греда на којима су извршена испитивања гредног конектора на савијање и ознаке узорака
- Табела 3.4 Врсте стубова и греда које је могуће комбиновати у пракси [6]
- Табела 3.5 Физичке и механичке карактеристике материјала
- Табела 3.6 Величине које одређују положај елемената узорка при испитивању према слици 3.5
- Табела 3.7 Величине које одређују положај уређаја за мерење померања према слици 3.7
- Табела 3.8 Измерене вредности достигнутог оптерећења
- Табела 3.9 Резултати испитивања спојева
- Табела 3.10 Константе за фитовање кривих
- Табела 3.11 Слике узорака након извршеног испитивања
- Табела 3.12 Експерименталне и нумеричке вредности ротационе крутости и моментне отпорности
- Табела 4.1 Подела оквирних носача
- Табела 4.2 Гредни механизам
- Табела 4.3 Коефицијенти облика оптерећења
- Табела 4.4 Прорачун момента савијања и угиба просте греде са различитим условима ослањања
- Табела Б1. Табеларни прорачун геометријских параметара регалне конструкције
- Табела Б2. Карактеристике хоризонталних носача
- Табела Б3. Карактеристике вертикалних рамова

1 УВОДНА РАЗМАТРАЊА

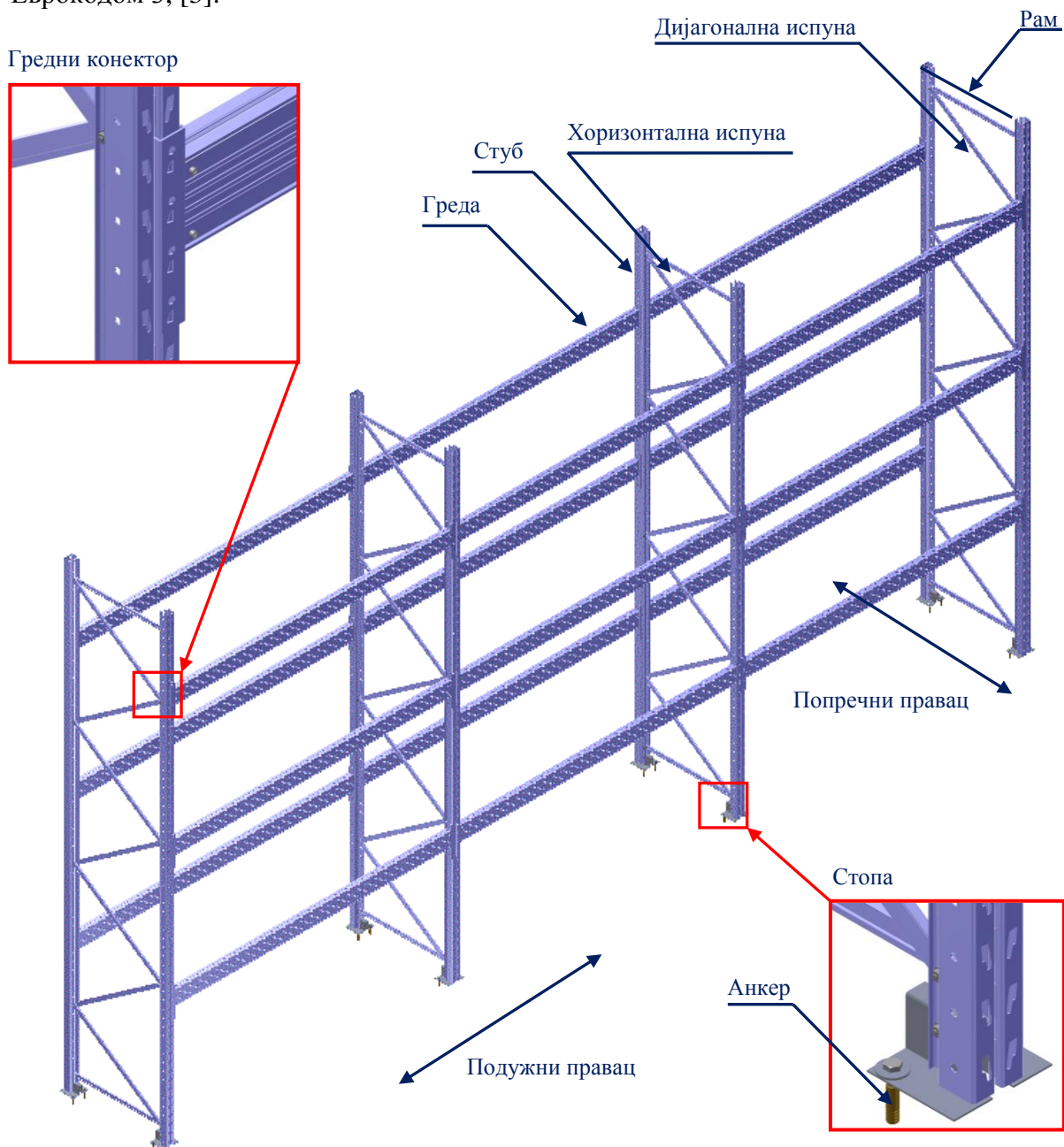
1.1 Предмет проучавања

Модерна индустрија има све веће потребе да се складишни простори користе што економичније. У савременим складиштима, у циљу што бољег искоришћења расположиве запремине, палетизована роба се улаже у регале са великим бројем одељака и спратова у њима. У циљу испуњења различитих захтева складиштења већина познатих светских произвођача развила је програм готово свих типова складишних регала. Елементи конструкције регала се данас производе на савременим производним линијама и у великим серијама што гарантује стални квалитет производа. Елементи регалне конструкције се израђују од конструкцијског челика, а зависно од носивости и висине употребљавају се: хладно обликовани профили (ХОП), топло ваљани профили, цеви, шипке, лимови. Хладно обликовани профили и цеви имају танкозидни попречни пресек и примењују се увек када је то могуће, како би конструкција била што лакша па самим тим и јефтинија. Широко поље примене ХОП-а представља изузетан изазов за сваког конструктора. Тако и све већа примена складишта ставља пред пројектанте захтев да регална конструкција складишта, која је најчешће израђена од ХОП-а, буде детаљно проучена, тј. прорачуната и димензионисана.

Главни елементи челичне конструкције палетних регала су вертикални рамови (или само *рамови*) и хоризонтални носачи (популарно само *летве* или *греде*) као што је приказано на слици 1.1, [1]. Рамови леже у вертикалној равни, у попречном правцу, нормално на правац главног пролаза (*ходника*) између регала. Састоје се од два, најчешће перфорирана стуба међусобно повезана хоризонталним и/или дијагоналним испунама (*укрућењима*) завареним или завртњевима повезаним са стубовима. Овај систем укрућења обезбеђује стабилност структуре регала у попречном правцу. Греде су хоризонтални елементи који повезују суседне рамове и леже у подужном правцу паралелно главном ходнику између регала. Гредни конектори су елементи заварени или на неки други начин формирано као саставни део греде и поседују кукице или друге делове који упадају у отворе или прорезе на стубу. Постоје различити типови и дизајни ових веза у пракси, карактеристични за различите произвођаче регала. Подужна стабилност структуре регала је првенствено обезбеђена крутошћу везе између стуба и греде, као и везе стопе стуба и подлоге. Стубови се првенствено израђују од танкозидних ХОП перфорираних једноосних отворених профила. Летве су обично затворени танкозидни кутијасте ХОП. За високорегалне структуре које носе велика оптерећења, стубови и греде се могу израђивати од топло ваљаних профила или цеви. У овом случају попречни пресеци оба елемента су обично двоосни, с тим што стубови не садрже перфорације, осим на местима спојева у случају да се веза остварује завртњевима, у супротном греде су заварене за стубове.

Стопе су везане вијцима или заварене за стубове и фиксиране за подлогу најчешће челичним анкерима.

Како везе као карика у ланцу конструкције утичу на њено глобално понашање, пројектовање конструкције палетних регала у многоме зависи од карактера веза њених елемената. Препорука је да се прво анализирају везе и одреди њихова крутост, а затим на основу тога настави са прорачуном целе конструкције. Како је немогуће да се развије општи аналитички модел прорачуна ових веза због њихове специфичности, тренутно једини начин да се одреди карактеристика такве везе је експеримент по процедури дефинисаној у ФЕМ прописима, [2]. Експериментално испитивање за везу греда-стуб се ради како би се утврдила три главна конструкцијска својства везе: крутост, отпорност и ротациони капацитет. Класификација и прорачун веза разматрани су у складу са Еврокодом 3, [3].



Слика 1.1. Главни елементи челичне конструкције палетног регала

(Модел генерисан спрегом програма Microsoft Excel и Autodesk Inventor, [1])

1.2 Преглед досадашњих истраживања

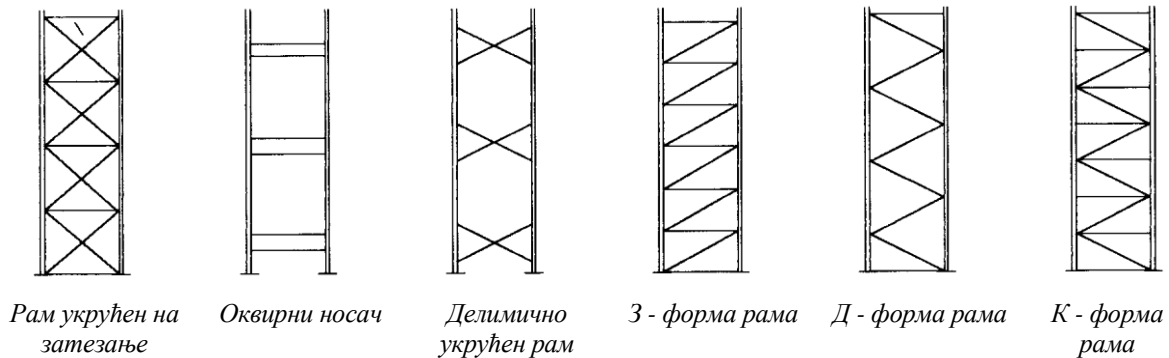
Проучавање крутости веза у конструкцијама датира још од почетка прошлог века и по питању експеримената и по питању аналитике. Међутим, истраживања везана за спојеве елемената израђених од хладно обликованих профила, а посебно у системима палетних регала, стара су свега пар деценија. Тестови везе греде и стуба се обично врше да би се одредила зависност момента M на месту споја и угла Φ између стуба и греде у споју. *Lewis* [1991] је предложио једноставан прорачун како би обезбедио стабилност структуре палетних регала, узимајући у обзир утицај карактеристике момент-ротација елемената у споју на тип стабилности који је приказан у систему. *Markazi* и др. [1997] су спровели тестове на различитим типовима гредних конектора на крају греде који су доступни на тржишту да би одредили параметре који утичу на прорачун и понашање везе греда-стуб. Теоријско истраживање је такође спроведено да би се одредио утицај флексибилности греде и стуба коришћених у тесту на крутост везе. *Bernuzzi* и др. [2001] су предложили да због разноликости гредних конектора, аналитичка претпоставка крутости и отпорности конектора није практична и да главни интернационални прописи за прорачуне као што су FEM (1998), RMI (2008), FEMA (1998) и AS: 4084 (1993) наметну експерименте да би се ова својства конектора и веза одредила. *Aguirre* [2004] је представио експерименталне резултате везе греде и стуба изложене дејству статичког и цикличног оптерећења. Сличност границе лома под статичким и цикличним оптерећењем указује на то да је оптерећење услед кога долази до лома у потпуности контролисано елементима у вези. *Bajoria* и *Talikoti* [2006] су извели тестове да би одредили флексибилност конектора греде и стуба који се користе у конвенционалним регалним системима уз помоћ теста једностране и двостране конзоле. Портални тест је такође спроведен како би се верификовали резултати. Због бољег узимања у обзир утицаја смицања на момент у споју код стварног рама тестом двостране конзоле, дошло се до закључка да је овај тест бољи од конвенционалног теста једностране конзоле. *Harris* [2006] је закључио да су поставке експеримената у интернационалним прописима FEM (1998), RMI (2008), FEMA (1998) и AS: 4084 (1993) веома сличне, сем маргиналних разлика у димензијама, позицији давача и саме процедуре. *Prabha* и др. [2006] су предложили два аналитичка модела, полиномски модел базиран на *Frye-Morris* процедури [1975] и на енергетском моделу за прорачун полукрутих веза носача и стубива израђених од ХОП-а. Предложени полиномски модел може да предвиди почетну крутост испитаних веза веома добро и може бити користан само у линеарној анализи. Енергетски модел може да предвиди гранични капацитет везе.

Како свакодневно расте примена регалних система, постоји велика потреба за што прецизнијим и економичнијим конструктивним обликовањем како самих веза тако и конструкције регала у целини. Циљ ове дисертације је да што јасније прикаже утицај појединих параметара као што су димензије стуба и греде, изглед и величина конектора, тип перфорације на перформансе једне везе, али и да се покаже утицај саме везе на понашање појединих елемената у споју као и на глобално понашање конструкције. Различити експерименти за утврђивање карактеристика везе су предложени од стране FEM (1998), RMI (2008), FEMA (1998) и AS: 4084 (1993), а избор примењених тестова је одговорност произвођача. У оквиру ове дисертације биће разматран најчешће примењиван експеримент једностране конзоле за одређивање карактеристике везе. Развијени модел теста једностране конзоле применом методе коначних елемената, верификован експерименталним резултатима омогући ће и одређивање карактеристике везе елемената у споју за које нису урађени експерименти а који се користе у пракси у циљу што тачнијих прорачуна регалне конструкције.

1.3 Основне дефиниције

Дефиниције основних појмова везаних за конструкцију палетних регала и прорачун веза дате су у следећем тексту, у складу са [1], [2], [3].

1.3.1 Вертикални рам (рам, страница): Два, најчешће перфорирана, вертикална стуба повезана системом дијагоналних и/или хоризонталних испуна, слика 1.2.



Слика 1.2 Типични вертикални рамови

1.3.2 Носач складишне јединице (греда, летва): Хоризонтални елемент који повезује суседне вертикалне рамове и лежи у правцу паралелно главном пролазу (ходнику) између регала.

1.3.3 Гредни конектор: Конектор, заварен или другачије формиран као саставни део греде, који има кукице или друга средства која се каче у отворе или прорезе на вертикалном стубу рама у циљу формирања просторне конструкције регала.

1.3.4 Леђно укрућење: Укрућење у вертикалној равни паралелно главном пролазу између регала које повезује суседне вертикалне рамове.

1.3.5 Перфорирани елемент: Елемент са вишеструким отворима правилно распоређеним по својој дужини.

1.3.6 Јединично оптерећење: Тежина складишне јединице, тј. тежина палете са теретом.

1.3.7 Оптерећење преградка: Оптерећење које се може унети у преградак регала са једне стране.

1.3.8 Оптерећење одељка: Сума оптерећења преградака у једном одељку структуре регала, која не укључује тежину било ког терета ускладиштеног на поду.

1.3.9 Допуштено или карактеристично оптерећење: Допуштено оптерећење носећег елемента регалне конструкције.

1.3.10 Оптерећење рама: Укупна могућа тежина свих јединичних терета пренетих на рам преко греда повезаних са рамом.

1.3.11 Укупно оптерећење регала: Укупан могући терет који носи конструкција регала.

1.3.12 Спој (веза): Место (зона) на коме се сустичу два или више елемената. За потребе прорачуна то је скуп основних компонената које су неопходне да би се представило понашање при преношењу одговарајућих сила и момената на месту споја.

- 1.3.13 Спојени елемент:** Сваки елемент који је спојен (повезан) са ослоначким елементом или неким другим делом.
- 1.3.14 Облик (обликовање) везе:** Тип или диспозиција везе или веза у зони у којој се секу осе два или више међусобно повезаних елемената.
- 1.3.15 Конструкцијска својства везе:** Носивост за дејство сила и момената у повезаним елементима, ротациона крутост и капацитет ротације.
- 1.3.16 Отпорност везе:** Максимални момент који може преузети чвор, а да не дође до нарушавања везе.
- 1.3.17 Ротациона крутост:** Однос момента савијања у чвору и угла ротације прикључних елемената; момент који изазива јединичну ротацију везе. Угао за који веза може да ротира без лома, при датом нивоу носивости.
- 1.3.18 Капацитет ротације:** Величина ротације чвора, а да на споју не дође до већих деформација које утичу на стабилност конструкције.
- 1.3.19 Веза у равни:** У решеткастим конструкцијама, везе у равни повезују елементе који леже у истој равни.

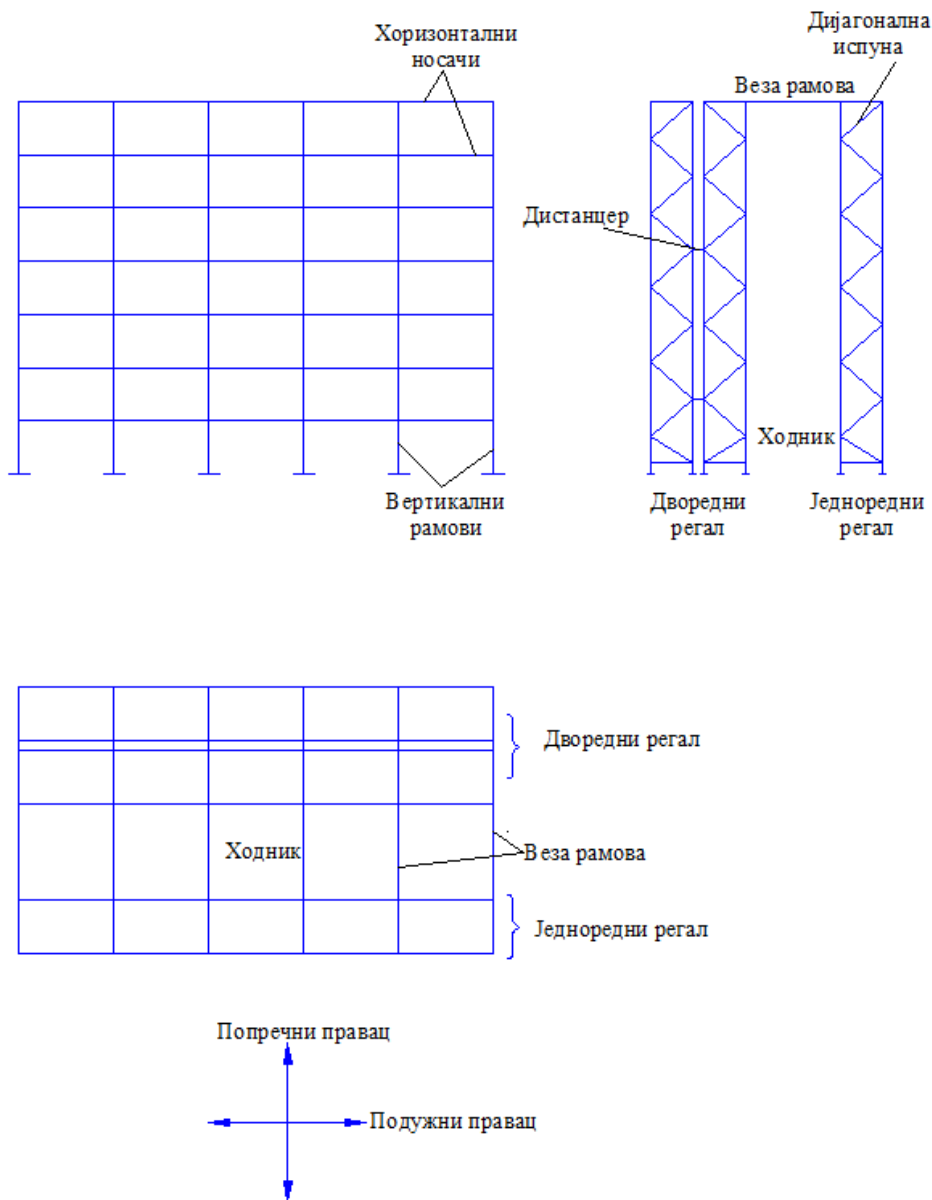
1.4 Конфигурације палетних регала

Регална конструкција представља просторну структуру која се у циљу глобалне анализе може декомпоновати на оквирне носаче и решеткасте рамове и посматрати у две независне вертикалне ортогоналне равни али и у хоризонталној равни, или се пак коришћењем одговарајућег софтвера за анализу, конструкција посматра као просторни систем. Декомпоновањем просторне структуре, имперфекције у једној равни се могу занемарити при глобалној анализи конструкције у другој равни. Ипак, при димензионисању појединих елемената прорачун мора узети у обзир утицај ефеката у једној равни на понашање посматраног елемента у другој равни, користећи одговарајуће интерактивне формуле, [2].

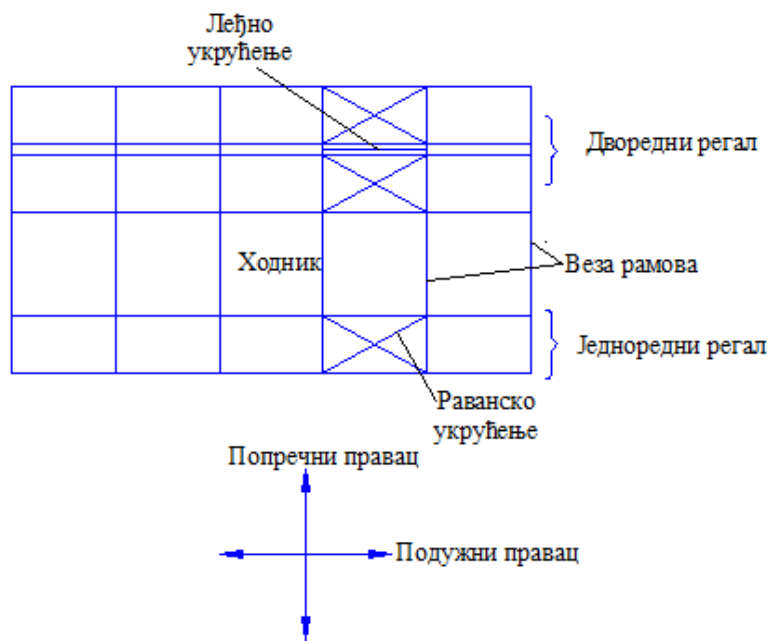
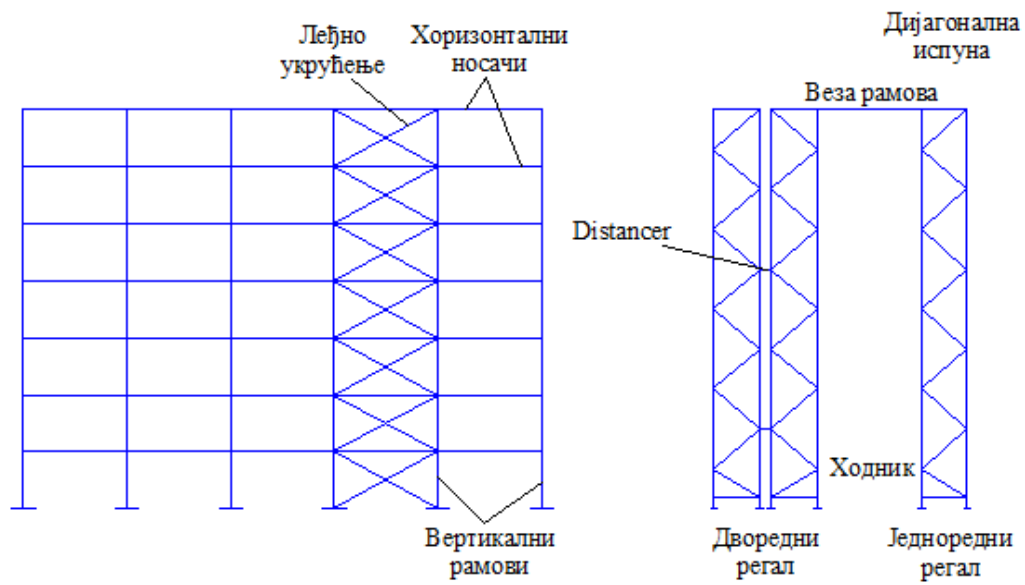
Приликом прорачуна регалне конструкције посебно је потребно посматрати понашање конструкције у подужном правцу (правац пролаза између регала), а посебно у попречном правцу (правац управан на пролазе између регала). У подужном правцу посматрају се вертикална укрућења, стубови вертикалних рамова, односно вертикални рамови, хоризонтални носачи складишних јединица који су оптерећени континуално (или силама у тачкама) од масе складишне јединице, док се у попречном правцу посматрају вертикални рамови, односно стубови вертикалних рамова и њихова испуна. Потпуно је јасно да је код сложених регалних конструкција, због великог броја елемената, практично посматрати репрезентативни део конструкције који представља понашање целе конструкције. Код мање сложених конструкција може се узети у разматрање и читава структура.

Типичне конфигурације палетних регала без или са укрућењима су приказане на сликама 1.3 и 1.4. Структура регала је представљена системом линија које се поклапају са централним осама бруто попречних пресека елемената конструкције, [2]. Конфигурација типичног регала без укрућења је приказана на слици 1.3 код које је стабилност у правцу пролаза, ходника (*подужна стабилност*) обезбеђена везом хоризонтални носач - вертикални рам. У правцу попречном на правац пролаза, стабилност (*попречна стабилност*) је обезбеђена укрућењем које постоји код рамова у виду дијагоналне и/или хоризонталне испуне. У случају дворедних регала вертикални рамови су са леђних страна међусобно повезани по висини дистанцерима, [1], [2]. Код регала са укрућењем,

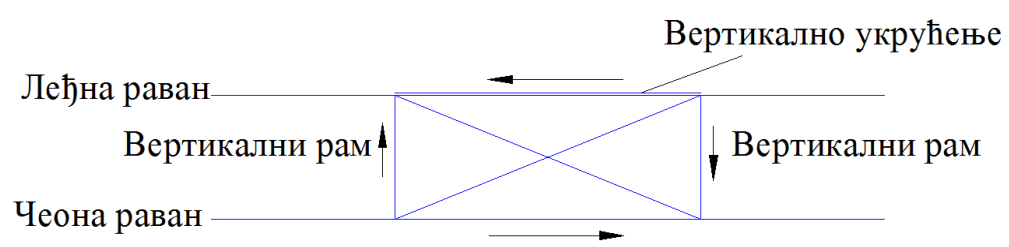
приказаног на слици 1.4, подужна стабилност је обезбеђена леђним укрућењима у вертикалној равни. Ефекат стабилности леђних укрућења се преноси на неукрућене вертикале са чела регала помоћу раванских укрућења у хоризонталној равни. Попречна стабилност се обезбеђује помоћу укрућења (испуне) рамова, [2]. Код регала са укрућењима, силе које делују у чеоној равни морају бити пренете на леђна укрућења преко вертикалних рамова укрућеног преградка као што је приказано на слици 1.5. Код дворедних укрућених регала, раванска укрућења требају да спрече могућност развоја антисиметричног облика, померања елемената регала у супротним правцима, слика 1.6. Сличан проблем може се јавити ако су два регала при монтажи значајно размакнута у страну, а просторни елементи не поседују довољну крутост као што је приказано на слици 1.6.



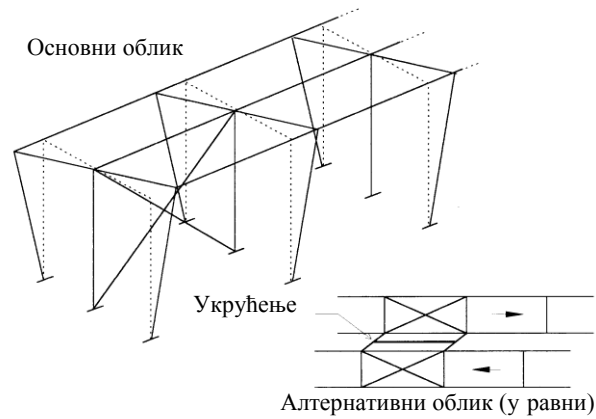
Слика 1.3 Конфигурација регала без укрућења



Слика 1.4 Конфигурација регала са укрућењима



Слика 1.5 Путања оптерећења за силе укрућења



Слика 1.6 Антисиметрични облик померања код дворедног регала

1.5 Својства материјала

1.5.1 Основни захтеви у погледу материјала

Челици који се користе за израду регалне конструкције треба да су погодни за хладно обликовање, заваривање и галванизацију. Они треба да буду подвргнути било од стране произвођача било од стране наручиоца, анализама, тестовима и другим контролама величина на начин описан стандардима и прописима датим у табели 1.1.

Други челици, сличних чврстоћа и својстава отпорности, могу се примењивати, под условом да су задовољени следећи услови, [2], [3]:

- a) челик задовољава захтеве у погледу хемијске анализе, механичких испитивања и осталих контролних поступака до степена и на начин прописан у стандардима наведеним у табели 1.1,
- b) челик задовољава или други признати стандард за конструкцијски челични лим, или, механичка својства и хемијски састав барем еквивалентан једној од класа челика наведених у табели 1.1,
- c) однос номиналне минималне затезне чврстоће f_u према номиналној минималној основној граници развлачења f_{yb} није мањи од 1,2.

У оквиру Еврокодова прецизно је дефинисан начин означавања врста и квалитета челика, као и њихове најважније механичке и физичке карактеристике. Сваки челик има једнозначну основну ознаку којом се дефинише његова врста. Ознака се састоји из алфанумеричких података: Fe је заједнички симбол за све конструкцијске челике, а за њим следи троцифрен број који одговара номиналној чврстоћи челика на затезање у MPa . Поред основних постоје и додатне ознаке, такође алфанумеричке, којима се одређује квалитет челика (стање испоруке, ударна жилавост и отпорност на крти лом).

Такође, могу да се користе и ознаке врсте и квалитета челика које су прописане у европској норми EN 10027-1. Основна ознака је такође алфанумеричка и састоји се од слова S (*steel*) и троцифреног броја који дефинише границу развлачења челика у MPa . Такође, постоје и додатне ознаке којима се дефинише квалитет челика.

Номиналне вредности основне границе развлачења f_{yb} и затезне чврстоће f_u , дате у табели 1.1 усвајају се као карактеристичне вредности у прорачунима. За остале челике, карактеристичне вредности се заснивају на резултатима испитивања на затезање, обављених у складу са стандардом EN 10002-1.

Табела 1.1 Номиналне вредности основне границе развлачења f_{yb} и затезне чврстоће f_u

Врста челика	Стандард	Квалитет челика	f_{yb} N/mm ²	f_u N/mm ²
Вруће ваљани конструкцијски челик	EN 10025	S 235	235	360
		S 275	275	430
		S 355	355	510
Вруће ваљани конструкцијски челик високе чврстоће	EN 10113: Део 2	S 275 N или NL	275	370
		S 355 N или NL	355	470
		S 460 N или NL	460	550
	EN 10113: Део 3	S 275 M или ML	275	360
		S 355 M или ML	355	450
		S 420 M или ML	420	500
Хладно редуковани конструкцијски челични лим	ISO 4997	CR 220	220	300
		CR 250	250	330
		CR 320	320	400
Угљенични конструкцијски челик заштићен топлим цинковањем	EN 10147	S 220 GD ³	220	300
		S 250 GD ³	250	330
		S 280 GD ³	280	360
		S 320 GD ³	320	390
		S 350 GD ³	350	420
Челици високе чврстоће за хладно обликовање	prEN 10149 Део 2	S 275 MC	275	350
		S 355 MC	355	420
		S 420 MC	420	480
		S 490 MC	490	540
		S 560 MC	560	610
	prEN 10149: Део 3	S 275 NC	275	390
		S 355 NC	355	480
		S 420 NC	420	530
		S 490 NC	490	570

1.5.2 Механичке карактеристике основног материјала

За челике обухваћене табелом 1.1 у прорачуну се узимају следеће механичке карактеристике основног материјала дате у табели 1.2, [3].

Табела 1.2 Механичке карактеристике основног материјала

Ред. бр.	Карактеристика	Ознака	Јединица	Вредност
1.	Модул еластичности	E	N/mm ²	210000
2.	Модул клизања	G	N/mm ²	$E/2(1+\nu)$
3.	Поасонов коефицијент	ν	-	0,3
4.	Коефицијент линеарне термичке дилатације	α_T	1/K	12×10^{-6}
5.	Густина	ρ	kg/m ³	7850

Усваја се да су својства челика при притиску иста као и при затезању. Уколико карактеристике основног материјала нису познате усвајају се следеће вредности границе развлачења:

- за топло ваљане елементе $f_{yb}=200 \text{ N/mm}^2$
- за челичне лимове $f_{yb}=140 \text{ N/mm}^2$

1.5.3 Просечна граница развлачења

Просечна граница развлачења f_{ya} попречног пресека, услед утицаја хладног обликовања, може да се одреди на основу резултата испитивања.

Алтернативно, повећана просечна граница развлачења f_{ya} може да се одреди прорачуном, користећи израз, [3]:

$$f_{ya} = f_{yb} + (f_u - f_{yb}) \cdot k \cdot n \cdot t^2 / A_g \text{ али } f_{ya} \leq (f_u + f_{yb}) / 2 \quad (1.1)$$

где су:

A_g - бруто површина попречног пресека,

k - нумерички коефицијент који зависи од начина обликовања:

$k=7$ за хладно ваљање,

$k=5$ за друге начине обликовања.

n - број савијања под углом од 90° у попречном пресеку са унутрашњим полупречником $r \leq 5t$ (делове савијања од 90° треба бројати као делове n),

t - номинална дебљина челичног материјала t_c пре хладног обликовања, изузимајући облоге од цинка или органских материја.

Повећана просечна граница развлачења услед утицаја хладног обликовања узима се у обзир само:

- код аксијално оптерећених штапова ако је ефективни попречни пресек једнак укупном попречном пресеку $A_{eff}=A_g$ и
- у осталим случајевима ако се може показати да хладно обликовање утиче на повећање носивости.

При одређивању A_{eff} границу развлачења треба узети као f_{yb} .

Просечна граница развлачења f_{yb} може да се користи за одређивање:

- отпорности попречног пресека аксијално затегнутог штапа,
- отпорност попречног пресека и отпорности на извијање аксијално притиснутог штапа код којих је читав попречни пресек ефективан,
- момента отпорности попречног пресека код којег су читаве ножице ефективне.

Повећање границе развлачења услед утицаја хладног обликовања не користи се за профиле који су након обликовања изложени температури већој од 580°C , дуже од једног сата.

Посебну пажњу треба обратити на чињеницу да неки третмани топлотом (посебно каљење) могу да доведу до смањења границе развлачења, испод основне границе развлачења f_{yb} .

1.5.4 Ломна жилавост

Материјал треба да поседује довољну ломну жилавост да би се избегао крти лом затегнутих елемената при најнижим очекиваним експлоатационим температурама које ће се достићи током предвиђеног животног века конструкције. Када се регали користе на температури испод -10°C квалитет материјала треба пажљиво изабрати везано за пластично понашање на ниским температурама, нарочито у случајевима када су елементи конструкције формираны заваривањем као код везе греда - стуб, [2]. Уколико квалитет материјала ових елемената не задовољи квалитет прописан стандардом EN 10025, препоручује се експериментално одређивање пластичности ових веза на релевантној температури.

1.5.5 Дебљина и толеранције дебљине материјала

Номинална, чиста дебљина лима t_c , изузимајући облоге од цинка или органских материјала, је у оквиру следећих граница, [3]:

$$0,7 \leq t_c \leq 8,0 \text{ mm} \quad (1.2)$$

Дебљи или тањи материјали такође могу да се користе, уколико је носивост одређена прорачуном потпомогнутим испитивањем.

Правила дата за хладно обликоване профиле су изведена на основу толеранција дебљина приближно дупло мањим од вредности толеранција одређеним као нормалне толеранције у EN 10143, па зато, у случају да се користе веће толеранције, номиналне вредности дебљина t_{nom} треба ускладити, да би се очувала еквивалентна поузданост.

За профиле и лимове номиналне дебљине $t_{nom} < 1,5 \text{ mm}$, заштићене потапањем у метал, са негативним толеранцијама једнаким „специјалним толеранцијама (S)” из ENV 10143, може се узети да је пројектна дебљина t једнака номиналној дебљини језгра t_c .

За профиле и лимове заштићене потапањем у метал у складу са EN 10147, номинална дебљина језгра t_c може се узети као $t_{nom} - t_z$, где је t_{nom} номинална дебљина лима, а t_z укупна дебљина слојева цинка, на обе површине (за уобичајену заштиту слојем цинка Z 275 - 275 g/m^2 , $t_z = 0,04 \text{ mm}$).

1.5.6 Толеранције димензија пресека у зависности од дебљине материјала

Толеранције димензија хладно обликованих пресека не треба да прелазе границе дате у табелама 1.3 и 1.4, [3].

Табела 1.3 Толеранције ширине b_0 укрућених равних елемената

Дебљина t [mm]	b_0 [mm] ≤ 50	$50 < b_0$ [mm] ≤ 100	$100 < b_0$ [mm] ≤ 220
$t < 3,0$	$\pm 0,75$	$\pm 1,00$	$\pm 1,00$
$3,0 \leq t < 5,0$	$\pm 1,00$	$\pm 1,00$	$\pm 1,25$
$5,0 \leq t \leq 8,0$	$\pm 1,00$	$\pm 1,25$	$\pm 1,50$

Табела 1.4 Толеранције ширине b_0 неукрућених равних елемената

Дебљина t [mm]	b_0 [mm] ≤ 40	40 < b_0 [mm] ≤ 80	80 < b_0 [mm] ≤ 120
$t < 3,0$	± 1,20	± 1,50	± 1,50
$3,0 ≤ t < 5,0$	± 1,50	± 1,50	± 2,00
$5,0 ≤ t ≤ 8,0$	± 2,00	± 2,00	± 2,00

Иницијално максимално одступање елемента од тачно праве линије треба да буде мање од $1/400$ дужине елемента мерено у односу на два краја.

Иницијално увијање елемента требало би генерално да буде мање од 1° по метру. У случају асиметричног пресека допушта се 50% веће увијање.

1.6 Класе попречних пресека

Једна од основних поставки на којима се заснива читава концепција прорачуна граничних стања носивости челичних конструкција према Еврокоду 3 је подела попречних пресека на класе, [3]. Појам класе попречног пресека представља једну од битних новина које се собом доноси Еврокод 3. При провери граничних стања носивости челичних конструкција неопходно је одредити класе попречних пресека свих елемената конструкције. Основни критеријум за класификацију попречних пресека је његова компактност која зависи од односа *дужина/дебљина* зидова попречног пресека (ножица и ребара), као и од начина напрезања и врсте челика. Значај коректног одређивања класе попречног пресека може се увидети ако се има у виду да од класе попречног пресека зависи:

- избор глобалне анализе конструкције (еластична или пластична),
- избор критеријума за прорачун отпорности попречног пресека и
- избор критеријума за проверу отпорности елемената као целине.

Еврокод 3 дефинише четири различите класе попречних пресека:

Класа 1 - компактни (масивни) попречни пресеци који могу да развију момент пуне пластичне отпорности (M_{pl}) и који поседују значајан капацитет ротације, који је неопходан за пластичну глобалну анализу конструкције, без редукције носивости.

Класа 2 - компактни (масивни) попречни пресеци у којима може бити достигнут момент пуне пластичности (M_{pl}), али који поседују само ограничен капацитет ротације, који *a priori* није довољан за пластичну глобалну анализу.

Класа 3 - попречни пресеци у којима може бити достигнут само еластични момент отпорности (граница развлачења се достиже само у најудаљенијем влакну) без ризика од појаве локалног избочавања, док је даља пластификација попречног пресека онемогућена због појаве локалног избочавања.

Класа 4 - попречни пресеци са витким зидовима код којих се услед локалног избочавања зидова попречног пресека не може достићи момент еластичне отпорности, односно код којих долази до локалног избочавања притиснутих зидова пре достизања границе развлачења у најудаљенијим влакнима. Њихова отпорност се одређује на основу концепта ефективне ширине.

Уопштено, ХОП вертикале рамова треба сврстати у класу 4, а носаче - греде уопштено припадају класама од 1 до 4.

Код попречних пресека класе 4, услед појаве локалног избочавања притиснутих зидова попречног пресека, отпорност треба да се одреди на основу геометријских карактеристика ефективних попречних пресека. Ефективни пресек треба да се одреди на

основу ефективних ширина свих притиснутих елемената попречног пресека и укупних ширина затегнутих делова попречног пресека.

1.7 Карактеристике попречног пресека

1.7.1 Површина попречног пресека

Карактеристике попречних пресека се рачунају у складу са уобичајеном праксом, обрађајући пажњу на осетљивост карактеристика бруто попречног пресека према било каквим апроксимацијама и њихов утицај на предвиђену отпорност елемента.

Карактеристике *бруто попречног пресека* се одређују на основу номиналних димензија, без умањења услед перфорације и локалног извијања. При прорачуну карактеристика бруто попречног пресека, не морају да се одузимају отвори за спојна средства, али већи отвори морају. Карактеристике бруто попречног пресека се генерално користе у општем прорачуну унутрашњих сила и померања (угиба). Систем линија који представља структуру би требало узети као линије које пролазе кроз тежиште бруто попречног пресека.

Карактеристике *нето попречног пресека* су карактеристике пресека профила или елемента које се добијају када се његова бруто површина умањи за одговарајућу површину отвора перфорације, рупа свих спојних средстава и других отвора. При одузимању отвора за спојна средства користи се номинални пречник рупе, а не пречник спојног средства. За упуштене рупе одузима се укупна површина попречног пресека рупе, укључујући упуштени део, у равни осе.

1.7.2 Утицај заобљених углова

Код попречних пресека са заобљеним угловима, номиналне ширине равних делова b_p се мере од средина елемената који се сусрећу у углу, као што је назначено на слици 1.7.

Код попречних пресека са заобљеним угловима, прорачун карактеристика попречних пресека се заснива на стварној геометрији попречног пресека.

Утицај заобљених углова унутрашњег полупречника $r \leq 5t$ и $r \leq 0,15b_p$ на карактеристике попречног пресека може се занемарити, па се може усвојити да се попречни пресек састоји од равних елемената са оштрим угловима.

Уколико унутрашњи полупречник r прекорачи горе наведену границу, требало би узети у обзир утицај заобљених углова на карактеристике попречног пресека. Ово може да се уради довољно тачно редуковањем карактеристика сличног попречног пресека са оштрим угловима, видети слику 1.8, уз следеће апроксимације:

$$A_g \approx A_{g,sh} (1 - \delta) \quad (1.3)$$

$$I_g \approx I_{g,sh} (1 - 2\delta) \quad (1.4)$$

$$I_w \approx I_{w,sh} (1 - 4\delta) \quad (1.5)$$

са:

$$\delta = 0,43 \frac{\sum_{j=1}^n r_j}{\sum_{i=1}^m b_{p,i}} \quad (1.6)$$

где су:

A_g - бруто површина попречног пресека,

$A_{r,sh}$ - вредност A_g за попречни пресек са оштрим угловима,

$b_{p,i}$ - номинална ширина равнoг елемента i -тог попречног пресека са оштрим угловима,

I_g - момент инерције бруто попречног пресека,

$I_{g,sh}$ - вредност I_g за попречни пресек са оштрим угловима,

I_w - секторски момент инерције бруто попречног пресека,

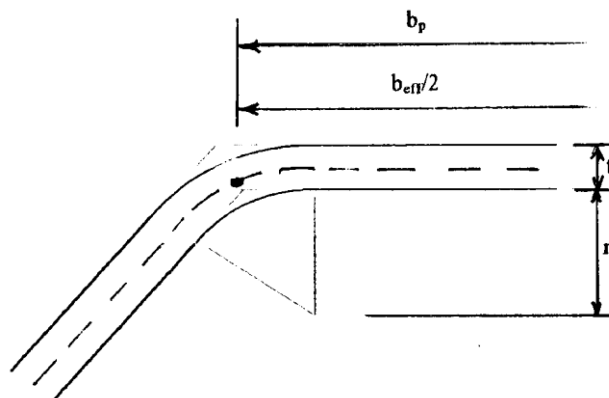
$I_{w,sh}$ - вредност I_w за попречни пресек са оштрим угловима,

m - број равних елемената,

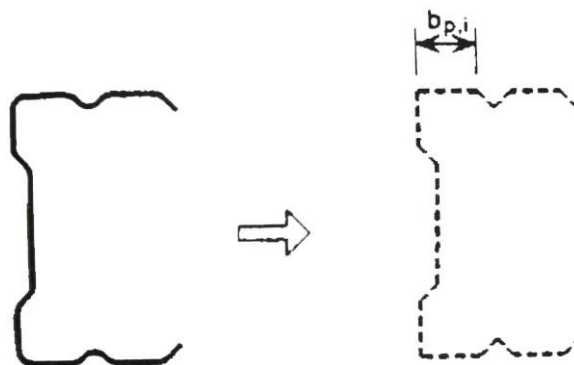
n - број закривљених елемената,

r_j - унутрашњи полупречник закривљеног елемента j .

Редукција дата изразима (1.3) - (1.6) може да се примени на прорачун карактеристика попречног пресека A_{eff} , $I_{u,eff}$, $I_{z,eff}$ и $I_{w,eff}$ уколико се номиналне ширине равних елемената мере до тачака пресека њихових средњих линија.



Слика 1.7 Номиналне ширине равних елемената b_p узимајући у обзир полупречник заобљења



Слика 1.8 Дозвољена апроксимација за заобљене углове

1.7.3 Утицај перфорације

У случају да отвори нису смакнути, од укупног попречног пресека одузима се максимални збир површина попречних пресека отвора у било којем попречном пресеку управном на правац напона у том делу конструкције, слика 1.9 а).

Уколико су отвори смакнути, одузима се већа од следећих површина:

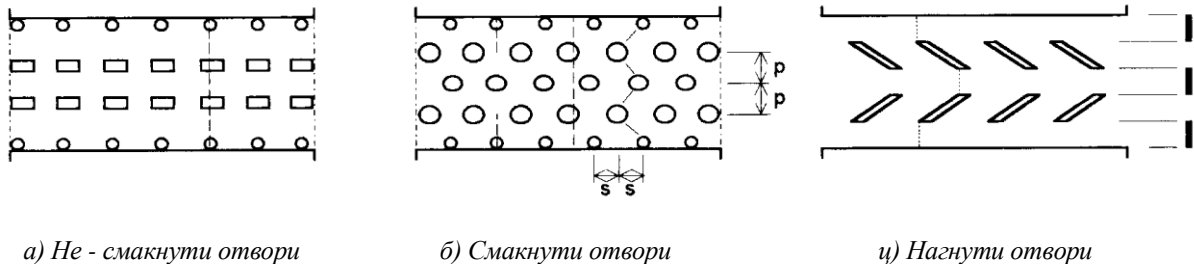
- као код рупа које нису смакнуте,
- збир попречних пресека свих рупа по било којој дијагонали или "цик-цак" линији која се пружа преко профила или његовог елемента, слика 1.9 б), умањен за толеранцију за сваки размак p у низу рупа. Ова толеранција се узима да је $0,25s^2m/p$ али не већа од $0,6sm$ где су:

p - размак рупа, тј. растојање мерено управно на правац преношења оптерећења, између центра две суседне рупе у низу,

s - размак између смакнутих рупа, тј. растојање мерено паралелно са правцем преношења оптерећења, између центара две суседне рупе,

t - дебелина елемента ослабљеног рупама.

У случају нагнутих отвора, нето пресек треба бити бруто пресек умањен за пројекцију отвора на попречни пресек као што је показано на слици 1.9 ц).



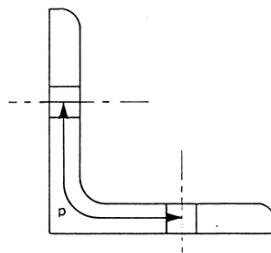
а) Не - смакнути отвори

б) Смакнути отвори

ц) Нагнути отвори

Слика 1.9 Одређивање нето попречног пресека

За попречне пресеке као што су угаоници са рупама у више од једне равни, растојање p се мери дуж центра дебелине материјала, слика 1.10.

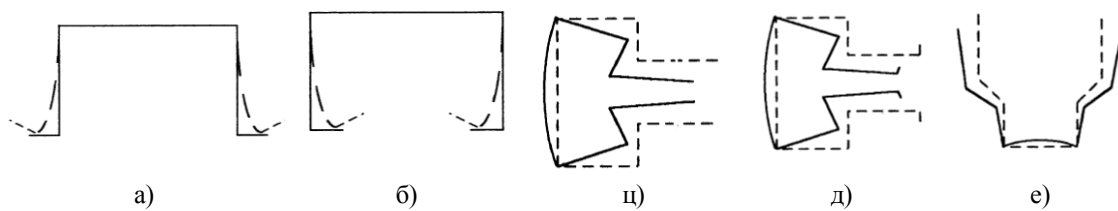


Слика 1.10 Угаоници са рупама на оба краја

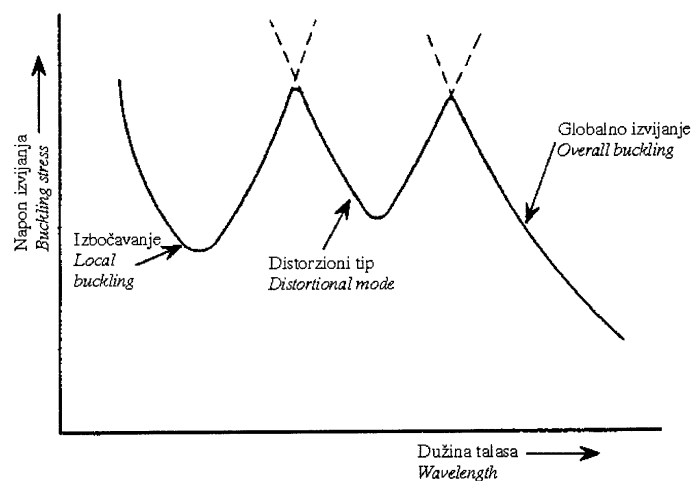
Код вишеделних попречних пресека, код којих се критични низ рупа сваке компоненте не поклапа са критичним низом рупа елемената као целине, отпорност спојних средстава која повезује делове између таквих низова рупа узима се у обзир приликом одређивања отпорности пресека. Не постоји опште правило за континуално перфорирани профиле, јер на отпорност утиче облик и начин перфорирања.

1.7.4 Утицај дисторзионог извијања

Дисторзионо извијање се узима у обзир тамо где се конституише критичан тип лома. Утицаји дисторзионог извијања се узимају у обзир у случајевима као што су приказани на сликама 1.11 (ц), (д) и (е), када је најнижи критични напон дисторзионог извијања, одређен испитивањем различитих могућих начина деформисања, мањи од еластичног критичног напона избочавања и извијања, као што је приказано на слици 1.12. Код елемената са ивичним или међуукрућењима као што је назначено на сликама 1.11 (а) и (б), не треба узимати у обзир дисторзионо извијање, уколико је ефективна површина укрућења редукована као што је наведено у равни елемента са ивичним или међуукрућењима, [2], [3].



Слика 1.11 Примери начина дисторзионог извијања



Слика 1.12 Еластични критични напон извијања за различите начине отказа

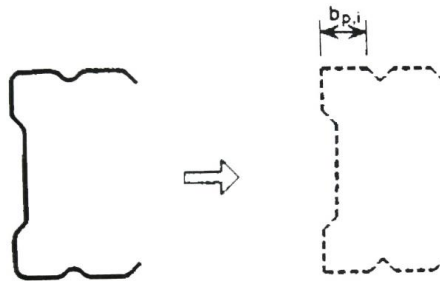
1.7.5 Утицај избочавања

Утицаји избочавања притиснутих зидова попречног пресека се узимају у обзир при одређивању отпорности и крутости хладно обликованих профила и лимова. То се може учинити коришћењем ефективних карактеристика попречног пресека, срачунатих на основу ефективних ширина елемената подложних избочавању. Тежишна оса ефективног попречног пресека може да буде померена у односу на тежишну осу бруто попречног пресека, па се јавља ексцентрицитет e који треба узети у обзир када је попречни пресек изложен дејству аксијалне силе, слика 1.13. Додатни момент савијања ΔM који се у том случају јавља услед ексцентричности аксијалне силе N треба да се узме у обзир при прорачуну отпорности елемента:

$$\Delta M = N \cdot e_N \quad (1.7)$$

где су:

e_N - померање тежишне осе када је ефективни попречни пресек изложен константном притиску,
 N - аксијална сила, притисак има позитиван знак.



Слика 1.13 Померање тежишта услед појаве неефективних зона

1.7.6 Концепт ефективне ширине пресека

Код попречних пресека услед појаве локалног избочавања притиснутих зидова попречног пресека, отпорност треба да се одреди на основу геометријских карактеристика ефективних попречних пресека. Ефективни пресек треба да се одреди на основу ефективних ширина свих притиснутих елемената попречног пресека и укупних ширина затегнутих делова попречног пресека, детаљније у [3].

2 АНАЛИЗА, КЛАСИФИКАЦИЈА И МОДЕЛИРАЊЕ ВЕЗА

2.1 Опште напомене

У зависности од намене регалне конструкције, везе између појединих елемената се најчешће остварују специјалним конекторима, завртњевима или заваривањем. Да би регална конструкција била демонтажна, чиме је омогућена њена једноставна монтажа, накнадна промена или доградња, а што су и основни захтеви савремене складишне технике, најчешће коришћени тип регалне конструкције су тзв. „перфорирани” регали, без завртањских и/или заварених веза између стубова и греда. Везе које се остварују да би се формирали вертикални рамова су у новије време најчешће завртањске, а ређе заварене, због транспорта конструкције од производње до градилишта.

Веза између стубова вертикалних рамова и хоризонталних греда изводи се помоћу специјалних закачки на крајевима носача терета (гредним конекторима), које се увлаче у перфорацију на стубу рама. Према [4], гредни конектори помоћу којих су остварени спојеви између хоризонталних носача и стубова су подељени у четири класе, слика 2.1:

Класа (А): „конструкција са језичком и прорезом”. Термин „језичак” односи се на конзолну закачку која је формирана операцијом пробијања на гредном конектору. За овај тип конструкције се каже да има "интегрисану" закачку. Гредни конектор при монтажи, остварује контакт и са ребром и са ножицом стуба.

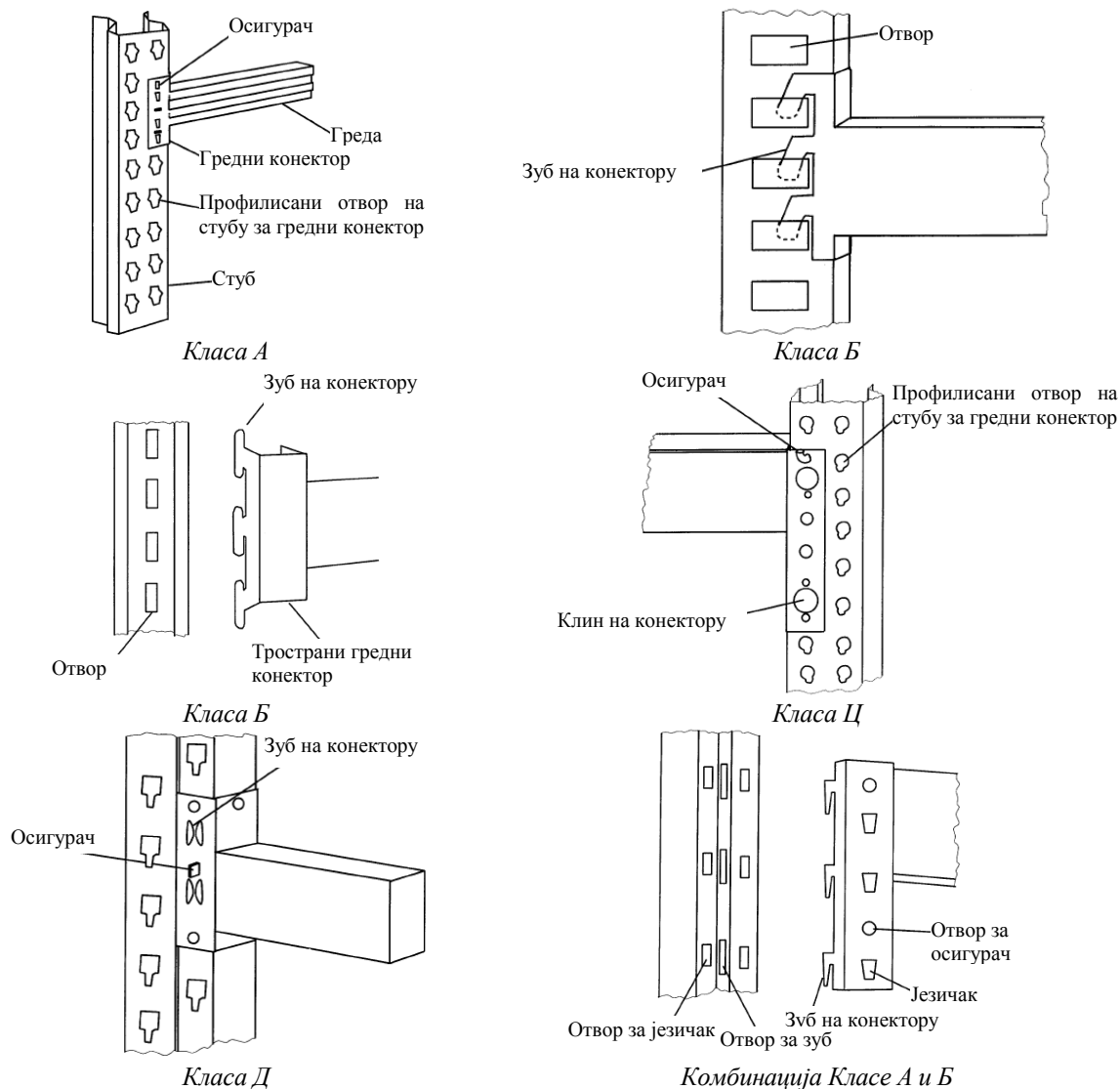
Класа (Б): „конструкција добијена пробијањем пресом”. Операцијом пробијања пресом добијају се закачке, које се у зависности од конструкције вертикале, спајају паралелно или управно са ребром стуба рама.

Класа (Ц): „конструкција са уграђеним клином”. Присуство пробијених отвора на конектору дозвољава пресован склоп са клином. Клинови замењују закачке у Класи А. Гредни конектор, током употребе, остварује контакт и са ребром и са ножицом вертикале.

Класа (Д): „конструкција двоструке интегрисане закачке”. Закачке су формиране пробијањем на конектору тако да имају контакт у две тачке са стубом. Овај тип конектора има сет закачки само са једне стране, а контакт са вертикалом остварује преко ребра и ножице.

Поједине класе конектора могу се комбиновати у циљу остваривања вишеструког контакта са вертикалом. Сви гредни конектори користе и тзв. осигураче, који спречавају случајно подизање греде и тиме раскидање („раскивање”) везе. Као

алтернатива осигурачима, користе се и закачке, постављене „навише”. Геометрија закачки одређује и геометрију перфорације на вертикалним стубовима рамова.



Слика 2.1 Класификација гредних конектора

Ово поглавље поред основних компоненти дефинише и конструкцијска својства везе елемената оквирних система каква је и регална конструкција у подужном правцу али и било ког другог типа конструкције. Методе прорачуна за основне компоненте везе које су дате у стандарду Еврокод 3-1-8 су општег карактера и могу да се користе за сличне компоненте код веза другачијег облика. Међутим, специфичне методе прорачуна које су дате за одређивање конструкцијских својстава веза се заснивају на претпостављеној расподели унутрашњих сила за везе чији су облици дати у овом стандарду. За другачије облике веза, а што је свакако случај код веза регалне конструкције, прорачунске методе за одређивање конструкцијских својстава треба да се заснивају на одговарајућим претпоставкама о расподели унутрашњих сила.

Глобална анализа конструкције узима у обзир крутост и дужину појединих елемената али и утицаје понашања веза на расподелу сила и момената савијања у пресецима конструкције, као и на њене укупне деформације. Од облика и модела веза у чворовима долази до неједнаке расподеле унутрашњих сила што утиче на деформацију целокупног система. Међутим када су деформације и померања у везама мале, такве

утицаје можемо занемарити. Пред пројектанта се поставља питање пре него приступи прорачуну, који и какав спој, тј. везу одабрати, а да конструкција буде једноставна за израду и монтажу, економична и на крају естетски прихватљива, [5].

Везе елемената остварују се преко спојева и то:

- радионичких,
- монтажних.

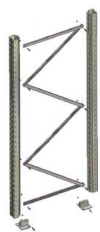
Еврокод 3-1-8 даје основе за прорачун и примену спојева који су највише заступљени у челичним конструкцијама (претежно грађевинским). У табели 2.1 дата је упоредна анализа примене најчешће примењиваних спојева, а то су завртањски и заварени, [5].

Табела 2.1 Примена завртањских и заварених спојева

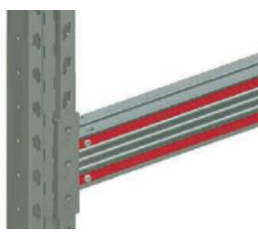
Спој	У радионици	На монтажи
Завртањски	На елементима чија димензија прелази транспортне могућности од радионице до градилишта	Олакшано и једноставно спајање, није потребна висококвалификована радна снага
	На елементима конструкције који у току експлоатације могу бити растављиви	Када је отежан приступ дизајнерима
		Економичнији у односу на заварене спојеве Примена високовредних завртњева даје предност у економичности и тачности у извођењу
Заварени	На елементима чија димензија не прелази транспортне могућности од радионице до градилишта	Где се пројектом захтева изглед споја
	Економичност у окрупњавању већих и сложенијих конструктивних система	Код једноставнијих конструктивних детаља

Када је регална техника у питању, [6], остварују се следећи спојеви елемената конструкције, слика 2.2:

- стубови и испуне рамова,
- греда - стуб (једнострано или обострано прикључена),
- наставци стубова,
- стуб - стопа.



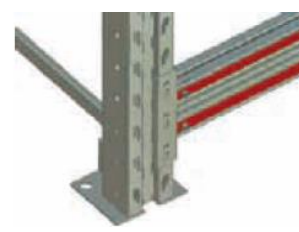
а) Вертикални рам



б) Греда - стуб



ц) Наставци стубова



д) Стуб - стопа

Слика 2.2 Везе елемената палетних регала

У досадашњој пракси везе су карактерисане као круте или зглобне, тј. класичан поступак прорачуна конструкција заснивао се на претпоставци о идеалним везама између елемената конструкције. Међутим, пракса као и лабораторијска испитивања показали су да постоје везе које се по својим карактеристикама налазе између зглобних и крутих веза. Стога је и извршена подела веза на:

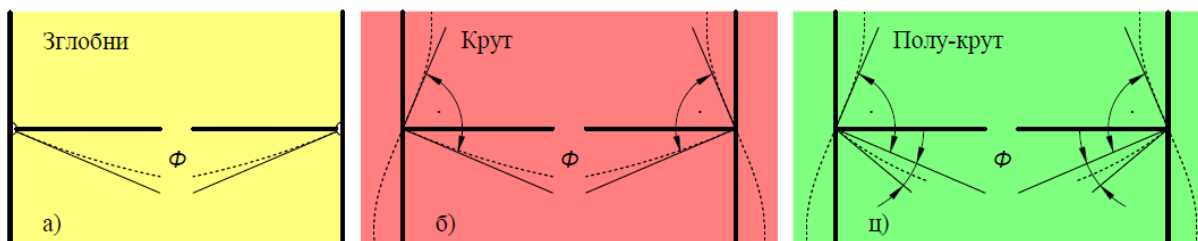
- једноставне или зглобне,
- континуалне или круте и
- полуконтинуалне или полукруте.

2.2 Анализа понашања веза

Једноставним (зглобним) везама се сматрају оне везе које су способне да пренесу силе у пресеку, без развоја значајних момената савијања, који могу негативно утицати на елементе или конструкцију као целину и омогућавају слободну ротацију пресека на месту везе услед прорачунског оптерећења. Услед дејства момента савијања на греду, слика 2.3 а), стуб остаје и даље вертикалан, а греда се деформише за угао Φ . У пракси је јако редак случај да имамо чисти зглоб (у пракси су заступљени са око 7%), а посебно код сложенијих конструкција, јер просто због ексцентричности у прикључку настају моменти савијања. Они се пак код мањих конструктивних елемената могу занемарити.

За разлику од зглобних, под крутим везама се подразумевају везе чија је носивост таква да омогућавају континуитет елемената који се спајају и које у потпуности спречавају релативну ротацију пресека на месту везе (спојеви у којима готово да нема деформације). Код крутог споја, слика 2.3 б) се претпоставља да је преношење момента савијања из греде у стуб потпуно извршено. У том случају услед момента савијања који делује на греду, чвор ротира за угао Φ .

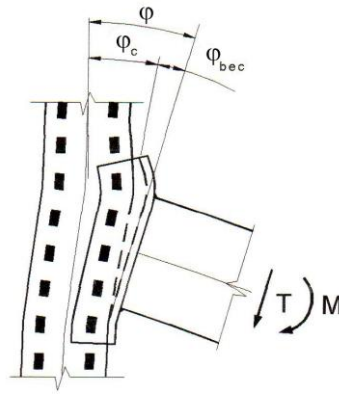
Међутим, реално понашање веза у челичним конструкцијама уопште, а посебно код регалних конструкција, је између ова два гранична случаја, с тим да веза садржи и момент. Када је у питању полукрути спој, преношење момената савијања из греде у стуб биће делимично извршено где чвор ротира за неки угао Φ , слика 2.3 в), потом следи пластификација у споју што утиче на даљу деформацију греде. Уколико се настави даље деловање момента савијања, спој ће се понашати као зглоб.



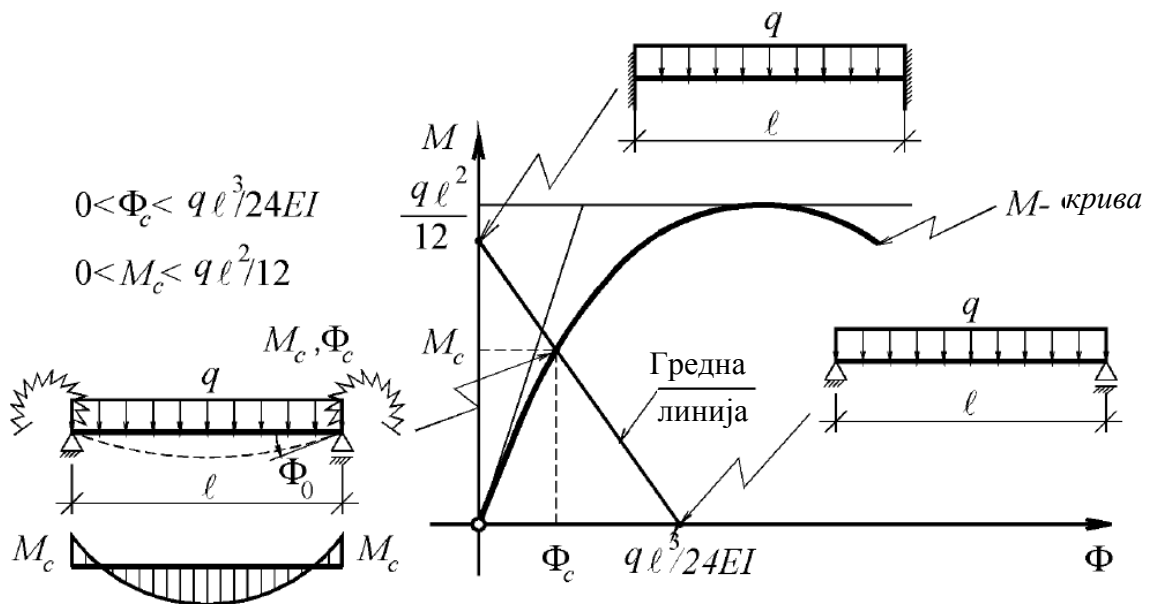
Слика 2.3 Модели спојева

На слици 2.4 је показан угао ротације Φ везе греда-стуб регалне конструкције који поред главних утицаја, момента савијања M и смичуће силе T , зависи и од тачности сегмената у оба спојна дела, с обзиром на чињеницу да закачке на сегменту који припада хоризонталном носачу а који води ка заглављивању-укљештењу у отворе на стубовима могу бити веома различитог облика. Тачне вредности момената савијања и угла ротације егзактно могу дати само експерименти за сваки појединачни тип везе, јер ова област као што је већ речено није стандардизована.

Анализом конструкција са полукрутим везама, уз увођење реалних ротационих крутости веза, срачунава се реалнији распоред статичких утицаја и деформација конструкције у односу на утицаје и деформације у конструкцији са идеалним везама. Тако, на пример, уколико се код греда оквирних носача са полукрутим везама узме у обзир реална крутост везе, долази до смањења момента на крајевима, док се момент у средини распона повећава, уз повећање угиба у средини распона, анализа једначина (2.1) - (2.8), [1], [5]. Осим тога, како критична сила у стубовима оквирних носача зависи и од крутости веза у чворовима, то се увођењем полукрутих веза између стубова и греда добија нова глобална прерасподела крутости система, а тиме и друге вредности критичних сила, односно дужина извијања стубова.



Слика 2.4 Главни утицаји на ротацију везе греда-стуб



Слика 2.5 Карактер везе хоризонталних носача и стубова вертикалних рамова

За случај идеално круте везе хоризонталних носача и вертикалних стубова са слике 2.5 угао заокретања греде у ослонцу, момент савијања у греди на месту споја-укљештења, момент савијања на средини распона и максимални угиб су:

$$\Phi_c = 0 \quad (2.1)$$

$$M_c = \frac{ql^2}{12} \quad (2.2)$$

$$M_u = \frac{ql^2}{24} \quad (2.3)$$

$$f_u = \frac{q}{EI} \cdot \frac{l^4}{384} \quad (2.4)$$

где је:

q - једнако подељено оптерећење,

I - момент инерције пресека,

E - модул еластичности.

Након мерења измерени угао заокретања Φ , различит је од угла који се добија теоретским путем Φ_c , а узрок томе је што је у чвору дошло до ротирања чвора (греста-стуб) и попуштања у споју.

За идеално зглобне везе као на слици које не садрже моменте укљештења у ослонцима, $M_c=0$, угао заокретања греде Φ_c , момент савијања на средини распона и максимални угиб су:

$$\Phi_c = \frac{ql^3}{24EI} \quad (2.5)$$

$$M_u = \frac{ql^2}{8} \quad (2.6)$$

$$f_u = \frac{q}{EI} \cdot \frac{5l^4}{384} \quad (2.7)$$

Однос угиба по наведена два критеријума посматрања реалног система је:

$$\frac{f_u^z}{f_u^k} = 5 \quad (2.8)$$

Као и када је у питању крути спој, угао који се добија експерименталним путем различит је од угла који се добија теоретским путем, а узрок томе је што спој као зглоб није идеалан. Разлика настаје услед мање ексцентричности која настаје услед грешке у извођењу и трења.

Код делимично носивог споја мерењем угла утврдиће се да је $0 < \Phi_c < ql^3/24EI$, а за момент савијања $0 < M < ql^2/12$, слика 2.5.

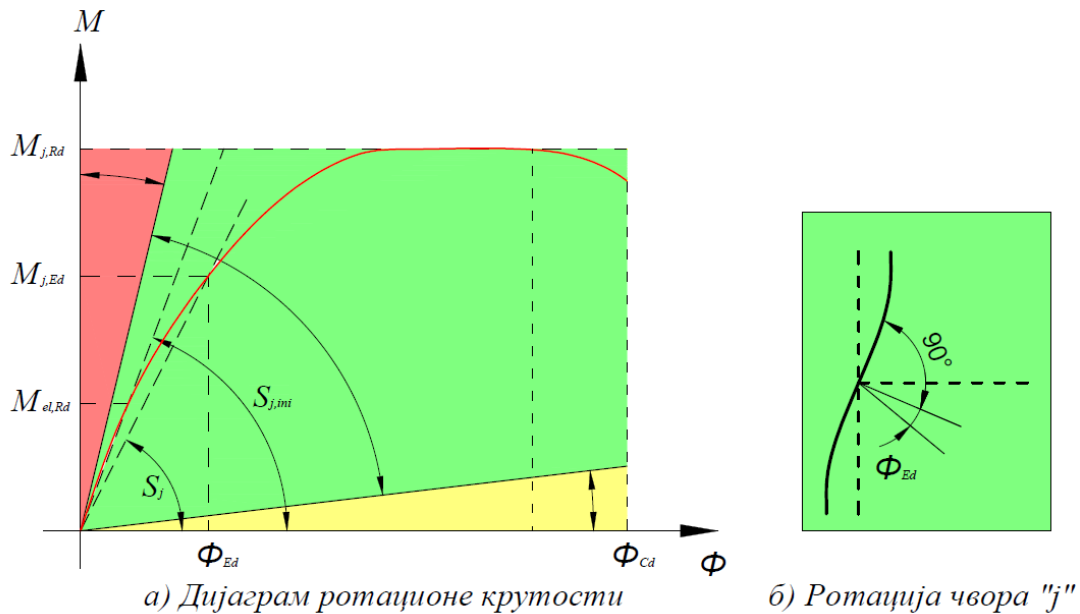
На основу претходних разматрања може се *a priori* установити област у оквиру које ће се налазити momenti и углови заокретања носача са полукружним везама на крајевима. Да би се тачно одредиле вредности ослоначких момената и углова неопходно је познавати реалну карактеристику везе.

2.3 Конструкцијска својства везе

Понашање веза дефинисано је кривом која приказује зависност између момента савијања на месту везе $M_{j,Ed}$ и релативне ротације везе Φ_{Ed} . Ова крива се у литератури назива *M- Φ крива* или *M- Φ карактеристика*, слика 2.6 а), а може да се одреди експерименталним путем, на основу полуемпиријских израза датих за различите типове веза, применом неке нумеричне методе или на основу препорука датих у савременим прописима који третирају ову проблематику (Еврокод, ФЕМ прописи,...). У одређеним случајевима стварна *M- Φ карактеристика* везе укључује и одређене ротације услед ефеката као што су проклизавање завртњева, грешке при извођењу,... Ово може да резултује значајним почетним ротацијама које треба да се укључе у прорачунску *M- Φ криву*.

Помоћу *M- Φ криве* могу да се одреде три главна конструкцијска својства везе:

- моментна носивост или отпорност везе $M_{j,Rd}$,
- ротациона крутост везе S_j , и
- капацитет ротације везе Φ_{Cd} .

Слика 2.6 Основне карактеристике везе ($M-\Phi$ крива)

У споју (чвору) j , где је присутан статички момент савијања $M_{j,Ed}$, својим деловањем утиче на ротацију прикључних елемената за угао Φ_{Ed} , слика 2.6 б). Величина момента савијања коју може прихватити одређени спој утврђује се теоријским или експерименталним путем у зависности од сложености споја.

2.3.1 Прорачунски момент носивости

Прорачунски момент носивости (отпорности) $M_{j,Rd}$ је максимални момент који може преузети чвор j , а да не дође до нарушавања везе и потом нарушавања целог система и једнак је максималној вредности момента $M-\Phi$ карактеристике. Прорачунски момент савијања $M_{j,Ed}$, који делује на везу треба да задовољи услов:

$$M_{j,Ed}/M_{j,Rd} < 1 \quad (2.9)$$

Методe за одређивање прорачунског момента носивости везе $M_{j,Rd}$ не узимају у обзир присуство било какве аксијалне силе $N_{j,Ed}$ у спојеном елементу. Оне треба да се примењују када аксијална сила у елементу не прекорачује 5% прорачунске пластичне носивости $N_{pl,Rd}$ његовог попречног пресека:

$$N_{Ed} < 5\% N_{pl,Rd} \quad (2.10)$$

Ако је аксијална сила N_{Ed} већа од 5% прорачунске пластичне носивости $N_{pl,Rd}$ може да се користи следећа, конзервативна метода прорачуна (анализа сложеног напрезања):

$$M_{j,Ed}/M_{j,Rd} + N_{j,Ed}/N_{pl,Rd} < 1 \quad (2.11)$$

2.3.2 Ротациона крутост

Ротациона крутост S_j , подразумева отпор ротацији чвора (било који чвор j) од деловања момента савијања $M_{j,Ed}$ у датом чвору, односно под овим појмом подразумева се однос момента савијања $M_{j,Ed}$ у чвору j и ротације прикључних елемената за угао Φ .

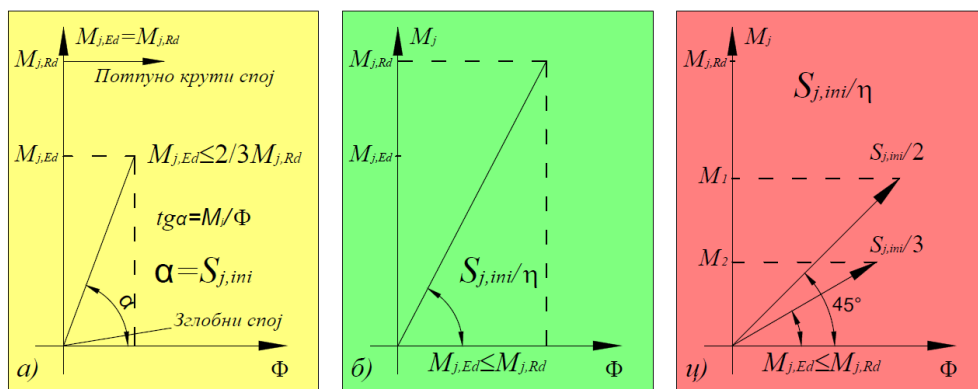
Ротациона крутост представља основни параметар за нумеричку анализу конструкције са полукрутним везама.

Оваква дефиниција ротационе крутости S_j се примењује за прорачунску $M - \Phi$ карактеристику до ротације при којој $M_{j,Ed}$ достиже $M_{j,Rd}$, али не и за веће ротације, слика 2.7 а), [5]. Почетна ротациона крутост $S_{j,ini}$ је једнака нагибу $M-\Phi$ карактеристике у еластичној области и подразумева угао који затварају дијагонала и хоризонтала.

Код идеално зглобног споја, када је момент савијања стуба $M_{j,Ed}=0$ ротациона крутост споја је $S_j=0$, слика 2.7 а).

Код идеално крутог споја, где нема деформације, угао између греде и стуба је 90° , ротациона крутост је максимална, тј. $M_{j,Ed}/M_{j,Rd}=1$.

Другим речима, спој је крут онолико колика је величина угла $\alpha=S_{j,ini}$, а она зависи од облика и величине споја.



Слика 2.7 Фазе понашања споја презентиране кроз ротациону крутост

На сликама 2.7 б) и 2.7 ц) дати су подаци за величину ротационе крутости која је коригована према врсти и облику споја за коефицијент модификације крутости η који има следеће вредности, [3], [5]:

$\eta=2$ у свим случајевима код спојева греда-стуб осим код лежишне плоче, било да је спој заварен, чеона плоча са завртњевима, угаоници на ножицама спојени завртњевима.

За идеално крут спој, угао што га затвара статички момент M_{jd} и капацитет ротације $\Phi=90^\circ$ следи:

$$S_{j,ini}/\eta=90/2=45 \quad (2.12)$$

Ово доводи до закључка да сви наведени спојеви могу да се прорачунају са крутошћу споја који је мањи за сса. 50% од претпоставке.

$\eta=3$ или $3,5$ за везе греда-греда, наставци греда, стопе стубова и све типове споја.

$$S_{j,ini}/\eta=90/3=30 \quad (2.13)$$

Сви наведени спојеви могу се прорачунати са крутошћу споја који је мањи за 66% од претпоставке.

2.3.3 Капацитет ротације

Капацитет ротације везе Φ_{Cd} , подразумева величину ротације чвора а да на споју не дође до већих деформација које утичу на стабилност конструкције и једнак је максималној ротацији $M-\Phi$ карактеристике.

2.4 Класификација веза

Имајући у виду нова сазнања о реалном понашању веза, која су произишла као резултат дугогодишњих истраживања у овој области, створена је потреба за новом класификацијом веза. Према Еврокоду 3 неопходно је извршити поделу веза на основу два различита критеријума:

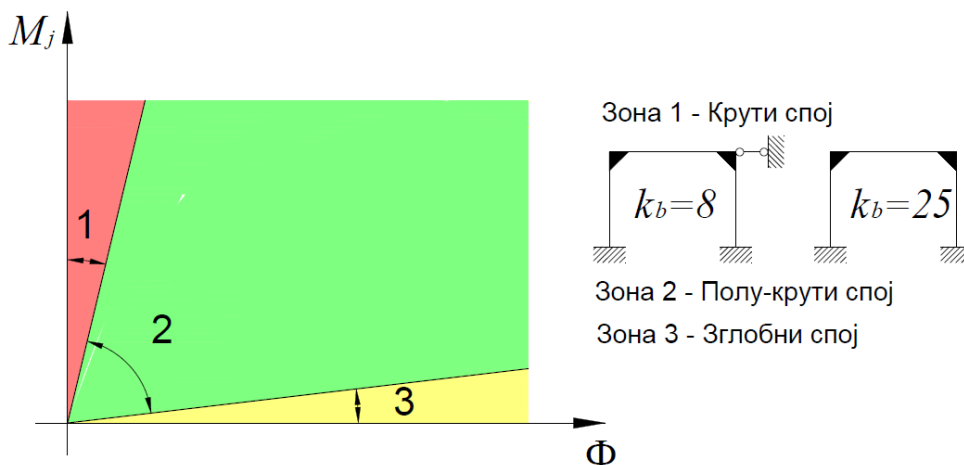
- према крутости и
- према носивости (отпорности).

За разлику од досадашњег приступа, веза је дефинисана са две карактеристике, ротационом крутошћу и носивошћу (отпорношћу). Осим тога ако се као глобална анализа за прорачун статичких утицаја користи пластична анализа, потребно је размотрити ротациони капацитет везе као њену трећу карактеристику.

2.4.1 Класификација према крутости

Ротација везе зависи од момента савијања који делује у споју и од ротационе крутости споја. Према ротационој крутости веза може да се класификује као крута, номинално зглобна или полукрута, поређењем њене почетне ротационе крутости $S_{j,ini}$ са граничним вредностима за класификацију. Критеријуме према којима се везе, на основу својих $M-\Phi$ карактеристика, сврставају у круте, номинално зглобне или полукруте није лако дефинисати генерално за све врсте веза. У Еврокоду 3 су дати критеријуми за класификацију веза греда-стуб које се веома често користе у челичним конструкцијама, а посебно у грађевинарству, а које се могу уз извесна ограничења применити и када су у питању челичне конструкције палетних регала, [3], [5].

Границе за класификацију веза, изузев за стопе стубова, су дате на слици 2.8., а на којој је приказан и једносратни оквир за три различита случаја



Слика 2.8 Класификација веза према крутости

Зона 1: Круте везе су оне које могу да пренесу попречне силе и моменте савијања, ако је ротациона крутост споја:

$$S_{j,ini} \geq k_b EI_b / L_b \quad (2.14)$$

где је:

$k_b=8$ за бочно придржане оквирне носаче код којих систем за укрућење редукује хоризонтална померања за минимум 80%; (хоризонтална померања када је конструкција палетних регала у питању се могу редуковати уздужним или попречним спреговима).

$k_b=25$ за друге оквирне носаче који нису бочно придржани, под условом да је на сваком спрату $K_b/K_c \geq 0,1$.

За оквирне носаче код којих је $K_b/K_c < 0,1$ везе треба да се класификују као полу - круте.

K_b - средња вредност крутости I_b/L_b свих греда на врху спрата,

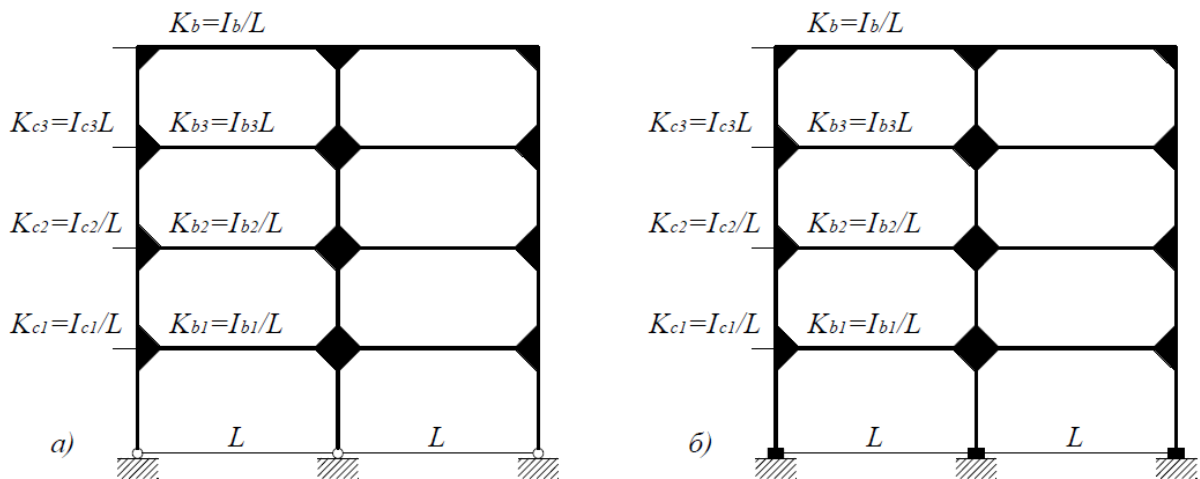
K_c - средња вредност крутости I_c/L_c свих стубова посматраног спрата,

I_b - момент инерције греде,

I_c - момент инерције стуба,

L_b - распон греде (од осе до осе стубова),

L_c - спратна висина стуба.



Слика 2.9 Оквирни систем: а) зглобни ослонац б) крути ослонац

Зона 2: Полу-круте везе треба да буду способне да пренесу силе и моменте у пресеку

Све везе у зони 2, слика 2.8, треба да се класификују као полукруте. Везе у зонама 1 и 3 опционо могу да се третирају као полу-круте, ако постоји могућност ротације чвора.

Зона 3: Номинално зглобне везе су способне да пренесу силе у пресеку, без развоја значајних момената савијања, који могу негативно утицати на елементе или конструкцију као целину, тј. оне треба да омогуће ротације које настају услед прорачунског оптерећења, ако је:

$$S_{j,ini} \geq 0,5EI_b / L_b \quad (2.15)$$

Оквир је зглобно везан за подлогу, статички посматрано, спој стуба и подлоге је зглобни спој, слика 2.9 а).

2.4.2 Класификација према носивости

Поређењем момента носивости везе $M_{j,Rd}$ са моментом носивости елемента кога она повезује, веза може да се класификује као:

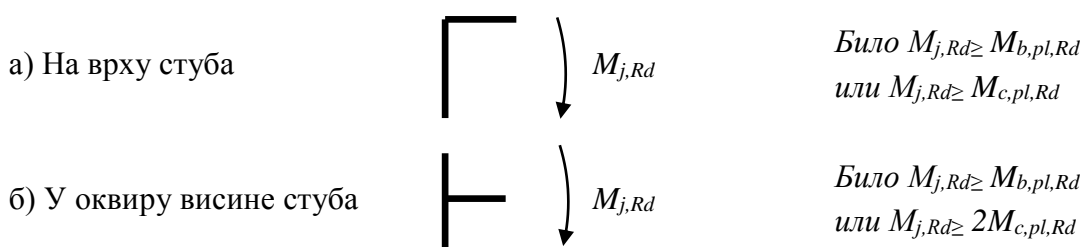
- номинално зглобна,
- потпуно носива и
- делимично носива.

Приликом класификације везе, за прорачунску носивост елемента треба да се узме носивост елемента уз саму везу.

Номинално зглобне везе треба да омогуће ротације које настају услед прорачунског оптерећења. Веза се може класификовати као номинално зглобна уколико њен момент носивости $M_{j,Rd}$ није већи од 25% прорачунског момента носивости која се захтева за потпуно носиву везу, под условом да веза такође има и довољан капацитет ротације.

Прорачунска носивост потпуно носиве везе не треба да буде мања од носивости спојеног елемента. Веза може да се класификује као потпуно носива уколико испуњава критеријуме који су дати на слици 2.10.

Везе које не испуњавају ни критеријуме за потпуно носиве везе нити за зглобне везе треба да се класификују као делимично - носиве везе.



$M_{b,pl,Rd}$ - прорачунски пластични момент носивости греде

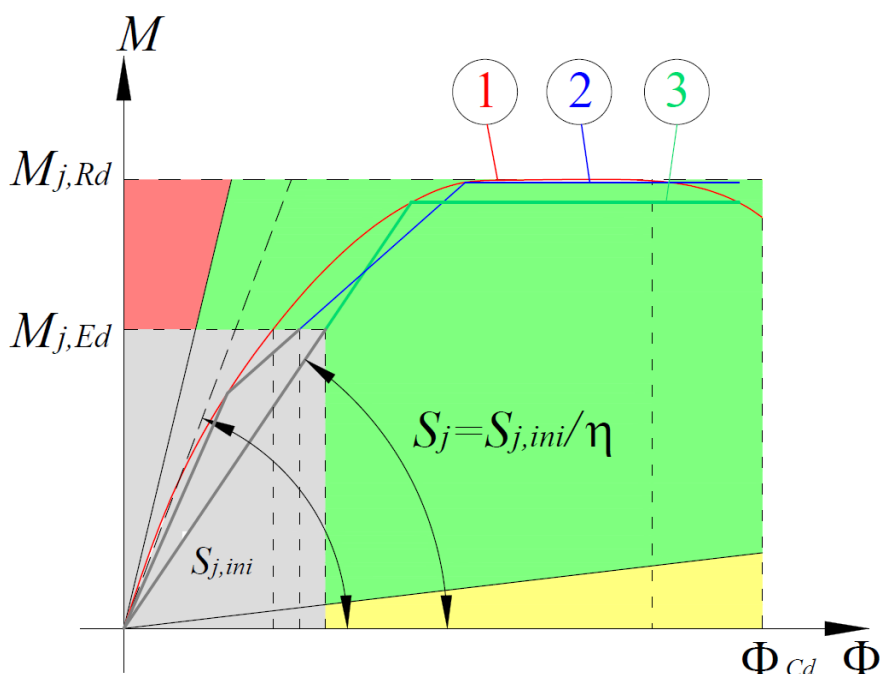
$M_{c,pl,Rd}$ - прорачунски пластични момент носивости стуба

Слика 2.10 Потпуно носиве везе

Одређивање рачунских карактеристика момент-ротација веза греда-стуб треба да буде засновано на теорији потврђеној експерименталним резултатима. Генерално, реална $M-\Phi$ карактеристика везе греда-стуб је нелинеарна, слика 2.11. Међутим, она може успешно да се апроксимира рачунском, билинеарном или трилинеарном $M-\Phi$ карактеристиком, под условом да она лежи испод стварне $M-\Phi$ карактеристике.

Према Еврокоду 3-1-8 може се применити кориговани дијаграм који поједностављује поступак утврђивања ротационе крутости споја. На слици 2.11 крива 1 је стварна крива по којој се одвија ротација, 2 је поједностављена крива, а 3 је поједностављена крива практична за употребу.

Одговарајући тип модела везе треба да се одреди према табели 2.2. у зависности од класификације везе и изабраног модела глобалне анализе.



Слика 2.11 Рачунске M - Φ карактеристике везе: 1) стварна крива 2) трILINEАРНА 3) бILINEАРНА

Табела 2.2 Типови модела везе

Метода глобалне анализе	Класификација везе		
Еластична	Номинално зглобна	Крута	Полу-крута
Круто-пластична	Номинално зглобна	Потпуно-носива	Делимично-носива
Еласто-пластична	Номинално зглобна	Крута и потпуно носива	Плу-крута и делимично носива Полу-крута и потпуно-носива Крута и делимично-ноисва
Тип модела везе	Прост	Континуалан	Полу-континуалан

При еластичној глобалној анализи, везе треба да се класификују према њиховој ротационој крутости и посматрамо их само у еластичном подручју. Поред идеалних случајева, који су у пракси ретки, у случају полу-крутих веза при глобалној анализи, ротациона крутост прати (скоро) линеарно правац који иде до тачке чији је момент отпорности $M_{el,Rd}$ једнак $2/3$ идеалног момента ротације $M_{j,Rd}$, слика 2.11.

При круто-пластичној глобалној анализи, везе треба да се класификују према њиховој носивости. Капацитет ротације треба да буде довољан да се може прилагодити ротацијама које се добијају глобалном анализом.

При еласто-пластичној анализи, везе треба да се класификују према крутости и према носивости.

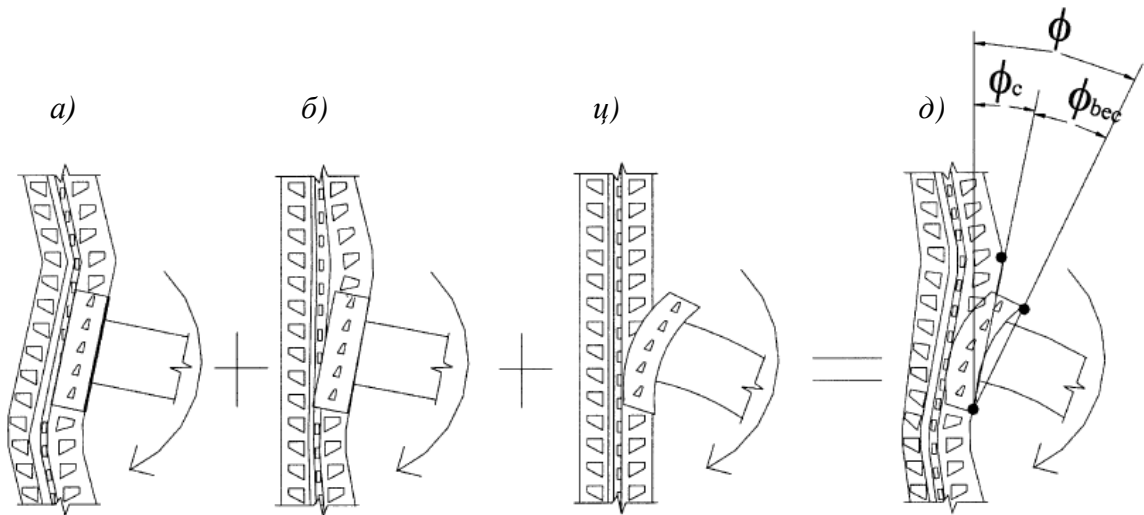
2.5 Моделирање веза

За време деловања момента савијања и попречних сила долази до ротације чвора. Приликом моделирања споја и анализе деформације, треба водити рачуна о деформацији и ротацији целокупног споја, слика 2.12, према [43].

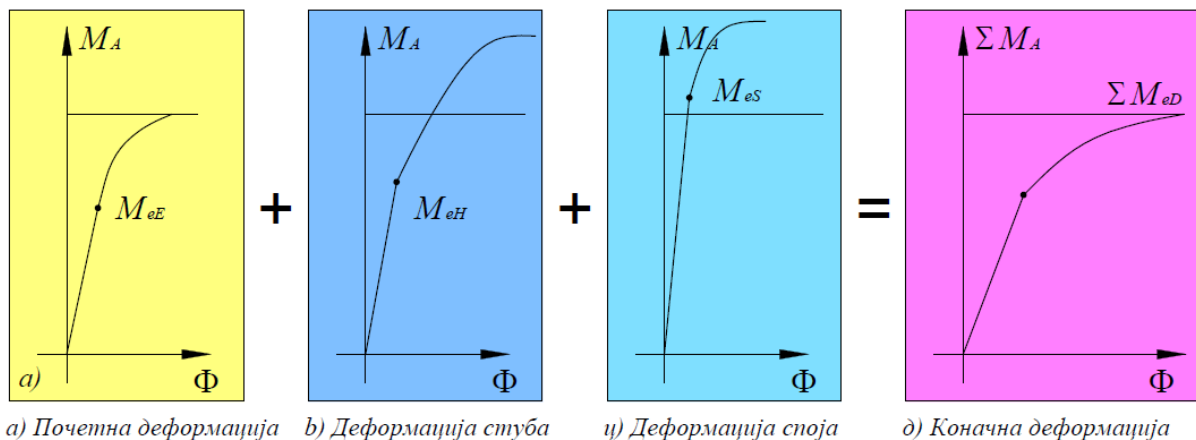
Деформација споја у еластичном подручју M_e , приказана на слици 2.13, може се описати на следећи начин, [5]:

- Почетна деформација греде (савијање греде) M_{eE} ;
- Деформација стуба (најчешће прво попушта ножица) M_{eH} ;
- Деформација спојних средстава (вијци, заварени спојеви, конектори) M_{eS} ;
- Укупна деформација споја је сума деформација појединих елемената, слике 2.12. и 2.13.

Максимална деформација споја зависи од најслабијег елемента у споју.



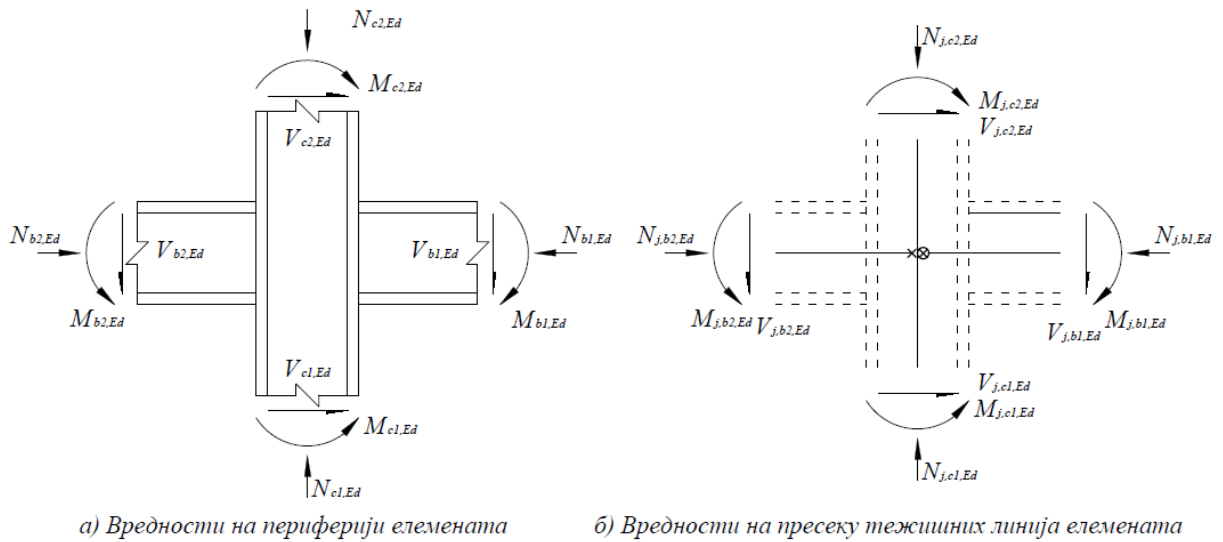
Слика 2.12 Понашање споја греда-стуб под утицајем момента савијања



а) Почетна деформација б) Деформација стуба в) Деформација споја д) Коначна деформација

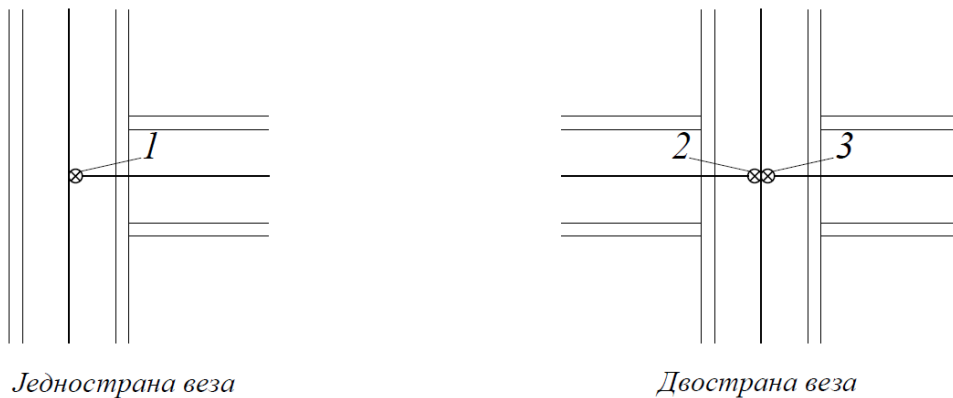
Слика 2.13 Фазе деформације у споју

Везе треба да буду прорачунате тако да могу да прихвате моменте савијања $M_{b1,Ed}$, $M_{b2,Ed}$, нормалне силе $N_{b1,Ed}$, $N_{b2,Ed}$ и смичуће силе $V_{b1,Ed}$, $V_{b2,Ed}$ које делују на њих преко спојених елемената, видети слику 2.14.



Слика 2.14 Силе и моменти који делују на везу

Да би се моделирала веза на начин који блиско описује њено очекивано понашање, смичуће поље ребра и свака ножица треба да се моделирају појединачно, како би се узели у обзир моменти и силе у пресецима који делују на периферији поља ребра, видети слику 2.14 и 2.15. Једнострана веза може да се моделира као једна веза, а двострана веза може да се моделира као две одвојене, али узајамно повезане везе, по једна на свакој страни. Последица тога је да двострана веза греда-стуб има две $M-\Phi$ карактеристике, једну за десну страну везе и другу за леву страну везе. Код двостраних веза греда-стуб, свака веза треба да се моделира као посебна ротациона опруга, како је приказано на слици 2.15, са одговарајућом $M-\Phi$ карактеристиком која узима у обзир понашање смичућег поља ребра, као и утицаје одговарајућих спојева.



Слика 2.15 Моделирање везе

Услед несавршености у споју постоје минималне разлике које се занемарују па је претпоставка да је:

$$\begin{aligned}
 N_{j,b} &\cong V_{j,c} \\
 V_{j,b} &\cong N_{j,c} \\
 M_{j,b} &\cong M_{j,c}
 \end{aligned}
 \tag{2.16}$$

e_b - удаљеност средишта „j“ до прикључка греде на чвор

e_c - удаљеност од средишта „j“ до прикључка стуба на чвор

У непосредној близини чвора где се прикључују спојни елементи сумирају се утицаји пресечних сила па је:

$$M_b = M_{j,b} - V_{j,b}e_b, \quad N_b = N_{j,b}, \quad V_b = V_{j,b} \quad (2.17)$$

$$M_c = M_{j,c} - V_{j,c}e_c, \quad N_c = N_{j,c}, \quad V_c = V_{j,c} \quad (2.18)$$

Услед различитости деловања момента савијања с једне и друге стране стуба, а за добијање стварне вредности ротационе крутости, преко коефицијента η обавља се међусобна корекција.

Приликом анализе конструкције треба разликовати спој од чвора. Попуштање споја није исто што и ротација чвора.

3 ОДРЕЂИВАЊЕ КАРАКТЕРИСТИКЕ ВЕЗЕ ЕЛЕМЕНАТА У СПОЈУ

3.1 Сврха и врсте испитивања

Према [2] и [3], испитивање се може предузети у случају следећих околности:

- ако су особине челика непознате,
- ако се желе узети у обзир стварна својства хладно обликованих профила,
- ако нема адекватних прорачунских поступака за прорачун компоненте,
- ако није могуће добити реалне податке на други начин,
- ако се жели проверити понашање постојеће конструкције или дела конструкције,
- ако се жели изградити више конструкција или делова на основу прототипа,
- ако се захтева потврда поузданости производње,
- ако се желе одредити утицаји интеракције са осталим деловима конструкције,
- ако се жели доказати исправност и адекватност рачунског поступка,
- ако се желе направити табеле отпорности на основу испитивања, или комбинације испитивања и прорачуна,
- ако се желе узети у обзир практични фактори који могу изменити карактеристике конструкције, а које нису обухваћене одговарајућом методом прорачуна.

Када су у питању испитивања конструкције или дела конструкције палетних регала, потребно је направити разлику између испитивања која се врше ради одређивања потребних података у фази пројектовања (*Испитивања при пројектовању*) и испитивања ради обезбеђивања квалитета када је производња у току (*Испитивања очувања квалитета*), како би се осигурали квалитет, поузданост и постојаност производа у континуитету, [2], [3]. Испитивања даље описана у овом поглављу могу се извршити за било коју од наведене две сврхе.

3.1.1 Испитивања при пројектовању

Испитивања у току пројектовања се нормално врше као део процеса пројектовања и развоја да би се добили основни подаци и потврдиле теоретске и практичне карактеристике компоненте или склопа. Ова испитивања је потребно поновити када постоји битна промена у техничким подацима (спецификацији) производа. У табели 3.1, приказана је листа испитивања када је регална конструкција у

питању, са назнаком захтеваног статуса појединих испитивања, [2]. Као што се може видети нису сва испитивања обавезна у оквиру пројектовања и развоја производа.

Табела 3.1 Статус испитивања за потребе пројектовања

Ред. бр.	Назив испитивања	Статус
1.	Испитивања материјала	Обавезна*
2.	Испитивања стуба	Обавезна**
3.	Испитивања стуба оптерећеног на притисак	Необавезна
4.	Провера дисторзионог извијања	Обавезна
5.	Испитивање савијања гредног конектора	Обавезна
6.	Испитивање лабавости гредног конектора	Обавезна***
7.	Испитивање смицања гредног конектора	Обавезна
8.	Испитивање везе са подлогом	Необавезна
9.	Испитивање смичуће крутости рама	Обавезна
10.	Испитивање попречних пресека стубова оптерећених на савијање	Обавезна
11.	Испитивање греда оптерећених на савијање	Обавезна†
12.	Испитивање наставака стубова	Необавезна
13.	Испитивање удара	Необавезна

* Обавезна само за челик без познатих механичких карактеристика.
 ** Обавезна само за перфориране делове.
 *** Обавезна уколико није извршен тест на гредним конекторима применом тзв. „портал теста“ тако да је "лабавост" укључена у однос момента и ротације.
 † Обавезна само у погледу греда отвореног попречног пресека које нису симетричне око вертикалне осе.

Свака вредност силе, крутости или деформације треба да буде добијена из најмање три експериментална резултата. Компоненте које се користе за испитивање треба узети из већ произведених залиха материјала, произвољно изабраних из различитих серија производње и потпуно завршених у складу са својом нормалном спецификацијом.

3.1.2 Испитивања очувања квалитета

Испитивања очувања квалитета треба да буду редовно изведена од стране произвођача као основни део гаранције квалитета која осигурава да је производ у складу са својим пројектованим карактеристикама у сваком датом моменту. У принципу, било би довољно да се редовно проверава да ли су специфичности материјала тачне и да је готов производ у складу са нацртима. Када су у питању регалне конструкције произвођачи нису у обавези да изврше сва испитивања дата у табели 3.1 за сврху гаранције квалитета, осим два изузетка:

- испитивање материјала и
- испитивање савијања гредног конектора

3.1.2.1 Материјали

У случајевима где произвођач врши сопствене тестове да би одредио механичке карактеристике челика који користи, ова испитивања се морају вршити редовно, и у складу са прописаним процедурама дефинисаним у [2].

Уколико резултати испитивања материјала који потичу из појединачног калема/котура или серије табли лимова показују границу развлачења мању од пројектоване вредности, или је однос затезне чврстоће и границе развлачења мањи од 1,05, или узорак не прође испитивање савијања, следећа група од три испитивања се врши на истом материјалу.

Уколико сва три додатна узорка не прођу испитивање савијањем, цео калем или серија табли лимова ће бити одбачена.

Карактеристична вредност границе развлачења за четири испитивања мора бити одређена. Ако је ова вредност већа од пројектоване вредности границе развлачења, калем или серија табли лимова може бити прихваћена. Уколико ово није случај, или ће материјал бити одбачен или ће подаци о резултујућем производу бити промењени.

3.1.2.2 Испитивање на савијање гредног конектора

Сви произвођачи морају редовно да врше испитивања на савијање гредних конектора како би провером главних конструкцијских својстава крутости, носивости и капацитета ротације везе, проверили квалитет тренутне производње. Учесталост ових испитивања треба да буду таква, да се одреди када треба мењати алат, материјал или правити друге измене, које могу да утичу на карактеристике гредног конектора, [2].

Резултате оваквих испитивања треба прикупљати и статистички их обрађивати, у циљу добијања карактеристичних вредности. Када се сакупи више од двадесет резултата испитивања за дужи временски период, све резултате преко двадесетог, а старије од дванаест месеци треба одбацити.

Појединачни резултати за момент отпорности гредног конектора могу бити прихваћени уколико прелазе карактеристичну вредност усвојену за пројектовање.

Појединачни резултати крутости гредног конектора на крају греде мора да задовоље следећи однос:

$$S_d + 2s \geq S_{ii} \geq S_d - 2s \quad (3.1)$$

где је:

S_{ii} - посматрана вредност крутости

S_d - пројектована вредност крутости

s - стандардно одступање прикупљених резултата.

Када појединачни резултати не задовољавају неки од ових услова, сет испитивања при пројектовању треба урадити за најмање три изабрана гредна конектора из исте серије производње, а карактеристичне вредности отпорности и крутости треба да буду изведене у складу са овим поглављем. Ако карактеристичне вредности добијене на овај начин задовољавају пројектоване захтеве, онда произведена серија може бити прихваћена. Ако ово није случај, или ће цела серија бити одбачена, или ће се спецификација производа изменити.

3.2 Услови испитивања

(а) Реализација испитивања

Реализација експеримената поверава се само организацијама чије особље има довољно знања и искуства у планирању, вршењу и вредновању испитивања.

Лабораторија за испитивање треба да буде адекватно опремљена, најчешће акредитована, а организација која врши испитивање треба да обезбеди пажљиво управљање и документовање свих испитивања.

За потребе развоја, а касније и очувања квалитета производа компаније *Marcegaglia Buildtech srl*, једног од највећих европских произвођача челика и различитих производа од челика, *Лабораторија за испитивање материјала и структура, Инжењерског факултета Универзитета у Тренту*, спровела је низ испитивања наведених у табели 3.1, а која се односе на конструкцију палетних регала. Собзиром на дугогодишњу сарадњу и партнерски однос у области развоја, пројектовања и извођења складишне технике, сви горе поменути резултати испитивања, а посебно резултати испитивања на савијање гредних конектора разматрани су у оквиру ове докторске дисертације.

(б) Услови ослањања

Уређаји за ослањање приликом испитивања треба да обезбеде граничне услове који верно репрезентују услове који одговарају везама које ће бити остварене у реалним конструкцијама у пракси. Када ово не може да се постигне, треба користити мање повољне граничне услове, који смањују капацитет носивости или повећавају флексибилност. У том случају, инжењер који врши испитивање треба да покаже да изабрани услови воде до конзервативних резултата.

(ц) Наношење оптерећења

Уређаји који се користе за наношење оптерећења приликом испитивања треба верно да репрезентују оптерећења која ће стварно настати у пракси. Оптерећење којим се врши испитивање треба да се постави на такав начин да не може доћи до неког абнормалног утицаја на место на које оно делује, као и да деформације које се могу јавити буду спречене.

(д) Интервали оптерећења коришћеног у испитивању

Оптерећење се током испитивања може наносити инкрементално или континуално. За инкрементално оптерећење, у прва четири корака треба применити вредност оптерећења у износу од 5% оптерећења при коме долази до лома, а остали инкременти (кораци) се одређују помоћу очекиваног понашања оптерећење-деформација и њихов број треба да је довољан за пун запис понашања испитиваног узорка. Деформације у критичним тачкама испитиване структуре се морају посматрати након што се стабилизују након повећања оптерећења.

Када се терет континуално наноси, наношење оптерећења треба да буде довољно споро да би се осигурали статички услови. Деформације треба посматрати у једнаким интервалима, и довољно често да би се понашање могло јасно дефинисати.

(е) Прецизност мерења

Тачност свих мерења треба да је компатибилна са посматраном величином мерења и не сме ни у ком случају да прекорачи $\pm 2\%$ вредности која се мери.

(ф) Узорци за испитивање

Сваки узорак за испитивање треба да буде у сваком смислу сличан компоненти конструкције коју представља. Узорци за испитивање треба да буду изабрани у складу са нормалном праксом произвођача, али на такав начин да представе најкритичнији случај праксе. На пример, завртњи треба да буду затегнути до најнижег навоја који би могао да буде коришћен у пракси.

г) Извештаји о испитивању

За сваку серију испитивања, формална документација која пружа све релевантне податке треба да буде припремљена, тако да се серије тестова могу успешно репродуковати. Конкретно, поред резултата испитивања, узорци треба да буду потпуно и тачно описани у погледу димензија и својстава материјала и процеса производње. Било која запажања добијена током извођена испитивања треба да буду евидентирана. Следећа листа може послужити као контролна листа за информације које треба забележити приликом испитивања:

1. Датум производње
2. Бројеви цртежа производа за компоненте које се испитују
3. Детаљи о процесу производње и монтаже
4. Спецификација материјала за компоненте које се испитују
5. Датум испитивања
6. Праве димензије компоненти које се испитују
7. Стварне карактеристике материјала компоненти које се испитују
8. Детаљи испитивања (димензије, услови ослањања, везе,...)
9. Мерења која су извршена током испитивања (оптерећење, померања, ротација, напон,...)
10. Запажања која се односе на видљиве деформације (извијање, кидање,...)
11. Режим отказа
12. Фотографије испитивања у току.

3.3 Тумачење резултата испитивања

Следећа правила треба користити приликом тумачења резултата испитивања према [3].

(а) Дефиниција оптерећења при отказу

Сматра се да је отказ (лом) испитиваног узорка настао уколико наступи било који од следећих случајева:

- (i) Примењено оптерећење за испитивање достигне своју максималну вредност, и/или
- (ii) Дође до деформације у тој мери да компонента не може више да обавља своју пројектовану функцију, тј. достигне гранично стање употребљивости.

Другим речима, као резултат испитивања усваја се максимална вредност оптерећења које делује на узорак у тренутку или непосредно пре отказа (лома) конструкције.

(б) Прилагођавање резултата испитивања

Резултате испитивања треба прилагодити тако да се узму у обзир варијације између стварних, измерених својства узорка и њихових номиналних вредности које је прописао произвођач. Стварна измерена основна граница развлачења не треба да одступа за више од 25% од номиналне границе развлачења. Стварна измерена дебљина материјала не треба да прекорачи прорачунску дебљину добијену на основу номиналне дебљине материјала. Прилагођавања су потребна за све стварне измерене вредности дебљине материјала и основну границу развлачења у свим испитивањима, осим у случајевима када се у изразима за прорачун користе стварне мерене вредности дебљине или границе развлачења материјала.

У току припреме узорака за испитивање на затезање којим се утврђује граница развлачења материјала, узорци се увек морају узимати са неоштећеног дела пробног комада, далеко од зона изложених топлоти, и далеко од савијених делова који су настали хладним обликовањем јер то може утицати на резултат. Као друга могућност, комади за тестирање се могу исећи са оригиналног намотаја, пре хладног обликовања.

(ц) Извођење карактеристичних вредности

Увек је пожељан већи број резултата испитивања, нарочито ако је њихово расипање велико. Карактеристичне вредности могу да се одреде статистички, уколико постоје три или више резултата испитивања. Уколико постоји мање од три резултата испитивања потребно је користити методу за одређивање карактеристичних вредности на основу малог броја испитивања. Карактеристична вредност отпорности R_k , која је одређена на бази најмање три испитивања, може да се одреди из израза:

$$R_k = R_m - k_s \cdot s \quad (3.2)$$

где су:

R_m - средња вредност прилагођених резултата испитивања R_{ni} која се рачуна према:

$$R_m = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n R_{ni} \quad (3.3)$$

R_{ni} – прилагођени резултат испитивања, коригован по питању дебљине и границе течења,

n - број резултата испитивања у групи ($n \geq 3$),

s - стандардно одступање у резултатима коригованих тестова

$$s = \sqrt{\frac{1}{(n-1)} \sum_{i=1}^n (R_{ni} - R_m)^2} \quad (3.4)$$

k_s - коефицијент дат у табели 3.2.

Табела 3.2 Вредности коефицијента k_s

n	k_s
3	3,15
4	2,68
5	2,46
6	2,33
7	2,25
8	2,19
9	2,14
10	2,10
15	1,99
20	1,93
30	1,86
40	1,83
50	1,81
100	1,76
∞	1,64

(д) Карактеристичне вредности фамилија испитивања

Серија испитивања спроведена на више сличних конструкција, делова конструкција, елемената, лимова или других компоненти конструкције, у којој варира један или више параметара, уколико је за све исти тип отказа, може да се посматра као фамилија испитивања. Параметри који се варирају могу да буду димензије попречног пресека, распони, дебљине и чврстоће материјала.

Карактеристичне отпорности елемената једне фамилије могу да се одреде на основу погодних прорачунских израза, који по свим релевантним параметрима одговарају резултатима испитивања. Тај прорачунски израз може да буде заснован или на одговарајућим једначинама механике конструкција или емпиријски. Прорачунски израз треба да се прилагоди тако да се средња мерена отпорност што тачније предвиди, прилагођавањем коефицијената за оптимизацију корелације.

Да би се одредила стандардна девијација s , сваки резултат испитивања треба прво нормализовати дељењем са одговарајућом вредношћу предвиђеном прорачунским изразом. Ако је прорачунски израз модификован како је горе наведено, средња вредност нормализованих резултата испитивања ће бити једнака јединици. Треба узети да је број испитивања n једнак укупном броју испитивања за ту фамилију.

За фамилију од бар три испитивања, карактеристична вредност треба да се одреди према изразу 3.2, усвајајући да је средња вредност једнака вредности добијеној из прорачунског израза, а вредност k из табеле 3.2 за одговарајућу вредност n једнаку укупном броју испитивања у фамилији:

$$R_k = R_m \cdot (1 - k \cdot s_n) \quad (3.5)$$

где је:

R_m - вредност добијена из прорачунског израза,
 k - вредност дата у табели 3.2 где је n укупан број сродних тестова,
 s_n - стандардна девијација нормализованих резултата испитивања.

3.4 Испитивање гредног конектора на савијање

3.4.1 Циљ испитивања

Сврха овог испитивања је да одреди ротациону крутост и отпорност момента савијања гредног конектора. Понашање везе стуба вертикалног рама и гредног конектора је критично по понашање целе конструкције палетних регала имајући у виду да ова веза првенствено обезбеђује стабилност структуре у подужном правцу. На ову везу утиче велики број фактора, а посебно:

- тип стуба;
- дебљина стуба;
- тип греде;
- позиција гредног конектора;
- метода повезивања греде и конектора;
- тип конектора;
- својства употребљених материјала.

За сваку везу стуба и конектора греде, одређени број номинално идентичних испитивања треба извршити да би резултати могли да буду статистички обрађени у складу са поглављем 3.3. За већу фамилију стубова, конектора и греда, уз одобрење одговорног инжењера, могуће је изоставити испитивања на одређеним комбинацијама где се резултати поуздано могу предвидети на основу интерполације.

Неки од аутора, према [50], предлажу и математичке моделе на основу којих се може предвидети однос момент-ротација и понашање појединих типова веза. Међутим како ови модели делом зависе и од експерименталних резултата, њихова употреба је ограничена само на одређени тип везе, па се не може генерализовати.

Са друге стране савремена рачунарска техника и нумеричке методе дају нам могућност израде модела чијом се једноставном изменом могу симулирати реални услови понашања конструкције како у експлоатацији тако и при испитивању, [25]. На тај начин потреба за испитивањем на различитим комбинацијама елемената у споју може се једноставно заменити развојем и применом нумеричких модела. У оквиру ове докторске дисертације развијен је модел коначних елемената испитиваних спојева. На бази постигнутих нумеричких резултата у смислу слагања са резултатима извршених испитивања, развијени модел се даље може примењивати за одређивање конструкцијских својстава везе свих могућих комбинација које дати произвођач нуди у свом производном програму.

У оквиру ове дисертације посебно су разматрани резултати испитивања везе стуба са ознаком *S80M* и хоризонталног носача ознаке *R140L*, тип *BI-BLOC*, произвођача *Marcegaglia Buildtech srl.*, чије су геометријске карактеристике дате у прилогу А. Испитивања су спроведена и на другим комбинацијама стубова и греда типа *RAPID-BLOC* и *BI-BLOC* приказаним у табели 3.3, а тумачења резултата су дата у наредним поглављима. Испитивања на савијање гредног конектора су извршена у складу са нормом *UNI EN 15512* а према [2] и [9]. Значај развоја нумеричког модела или математичког модела који би омогућио одређивање конструкцијских својстава везе без скупих испитивања је утолико већи имајући у виду све могуће комбинације за испитивање, табела 3.4. Дакле, код произвођача *Marcegaglia Buildtech srl* могу се релизовати комбинације од 13 стубова и 23 греде, што даје укупан број комбинација:

$$\binom{13}{1} \cdot \binom{23}{1} = 13 \cdot 23 = 299 \quad (3.6)$$

Табела 3.3 Комбинације стубова и греда на којима су извршена испитивања гредног конектора на савијање и ознаке узорака

Ред. бр.	Тип конструкције	Комбинација споја Ознака стуба-ознака греде	Ознаке узорака
1	RAPID-BLOC	<i>S80/85B-RS110</i>	<i>N6, N7, N8, (N9)</i>
2		<i>S100/155B-RS130</i>	<i>N11, N12, N13, (N14)</i>
3	BI-BLOC	<i>S80ML-R100L</i>	<i>G-5, G-6, G-7, G-8, (G-9)</i>
4		<i>S80ML-R120L</i>	<i>H-5, H-6, H-7, H-8, (H-9)</i>
5		<i>S80M-R120M</i>	<i>A-5, A-6, A-7, A-8, (A-10)</i>
6		<i>S80ML-R140L</i>	<i>I-5, I-6, I-7, I-8, (I-9)</i>
7		<i>S80M-R140L</i>	<i>B-5, B-6, B-7, B-8, (B-10)</i>

Табела 3.4 Врсте стубова и греда које је могуће комбиновати у пракси [6]

Ред. бр.	Ознака стуба	Ознака греде
1	<i>S80L</i> ¹⁾	<i>R60L</i> ²⁾
2	<i>S80ML</i>	<i>R60M</i>
3	<i>S80M</i>	<i>R60H</i>
4	<i>S80MH</i>	<i>R80L</i>
5	<i>S100ML</i>	<i>R80M</i>
6	<i>S100M</i>	<i>R80H</i>
7	<i>S100MH</i>	<i>R90L</i>
8	<i>S100H</i>	<i>R90M</i>
9	<i>S120M</i>	<i>R90H</i>
10	<i>S120MH</i>	<i>R100L</i>
11	<i>S120H</i>	<i>R100M</i>
12	<i>S121MH</i>	<i>R100H</i>
13	<i>S121H</i>	<i>R110L</i>
14	/	<i>R110M</i>
15	/	<i>R110H</i>
16	/	<i>R120L</i>
17	/	<i>R120M</i>
18	/	<i>R120H</i>
19	/	<i>R140L</i>
20	/	<i>R140M</i>
21	/	<i>R140H</i>
22	/	<i>R160M</i>
23	/	<i>R160H</i>

- 1) Символи *L*, *ML*, *M*, *MH* и *H* у ознаци стубова респективно означавају дебљину материјала стуба од 1,25; 1,5; 2; 2,5 и 3 mm
- 2) Символи *L*, *M* и *H* у ознаци греда респективно означавају дебљину материјала греде од 1; 1,25 и 1,5 mm

Испитивања на савијање гредног конектора су вршена на по четири узорка за тип конструкције *RAPID-BLOC*, односно пет узорка спојева за тип конструкције *BI-BLOC*. Сваки од узорка се састоји од дела стуба и дела греде који је са стубом повезан гредним конектором и обезбеђен од испадања осигурачем. Прва три узорка типа *RAPID-BLOC*, односно четири типа *BI-BLOC* подвргнути су оптерећењу које одговара уобичајеним условим рада (момент савијања конвенционално дефинисан као позитиван), док је четврти, односно пети узорак подвргнут напрезању на такав начин да оптерећење настоји да раздвоји везу (момент савијања има негативан предзнак).

Испитивања на затезање реализована су на пробним узорцима, лимовима, које је лабораторији доставио произвођач. Произвођач је по процедури доставио изјаву да испоручени узорци лимова одговарају онима који су употребљени за израду стубова, греда и конектора који чине узорак за испитивање на савијање.

Стуб и греда су израђени од челика *S350 GD Z 200 UNI EN10326*. Конектор је израђен од челика *S320 GD Z 200 UNI EN10326*. Физичке и механичке карактеристике материјала приказане су у табели 3.5.

Табела 3.5 Физичке и механичке карактеристике материјала

Физичке карактеристике			
Ознака челика	$E [N/mm^2]$	$\rho [kg/mm^3]$	ν
<i>S350 GD Z 200</i>	$2,1 \cdot 10^5$	$7,85 \cdot 10^{-6}$	0,3
<i>S320 GD Z 200</i>	$2,1 \cdot 10^5$	$7,85 \cdot 10^{-6}$	0,3
Механичке карактеристике			
Ознака челика	$f_{yb} [N/mm^2]$	$f_u [N/mm^2]$	
<i>S350 GD Z 200</i>	350	420	
<i>S320 GD Z 200</i>	320	390	

3.4.2 Диспозиција испитивања

Диспозиција испитивања, а које се у литератури често назива „конзолни тест (испитивање)“, [2], приказана је на слици 3.1, а огледа се у следећем:

(а) Кратку дужину стуба треба повезати на релативно веома крут рам за испитивање у две тачке на чистом растојању h , где је:

$$h_c < \text{висина гредног конектора} + 2 \times \text{ширина стуба} \quad (3.7)$$

Ван овог растојања не може бити никаквог контакта за време испитивања између стуба и рама који се користи за испитивање.

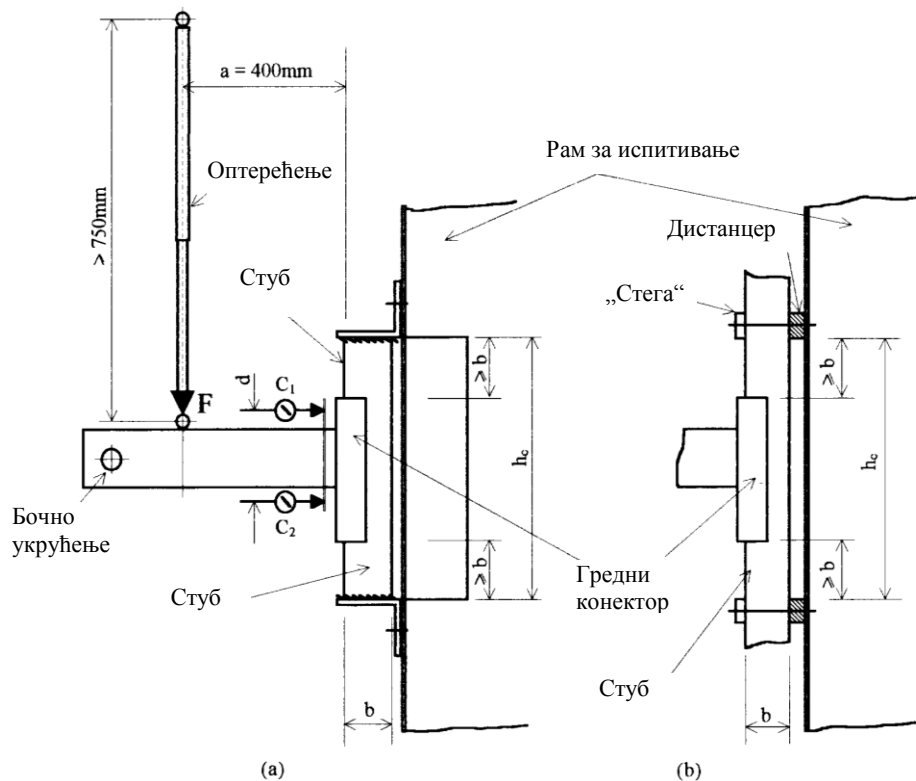
Греду кратке дужине треба повезати са стубом преко конектора који се испитује, а гредни осигурачи морају такође бити постављени.

(б) Бочно померање и увијање слободног краја греде треба спречити бочним вођицама које омогућавају греди да се слободно креће у правцу дејства оптерећења.

(ц) Оптерећење треба наносити на растојању 400 mm од спољашње стране стуба актуатором дугим најмање 750 mm између ослоних тачака, као што је такође приказано на слици 3.1. и шеми 3.3.

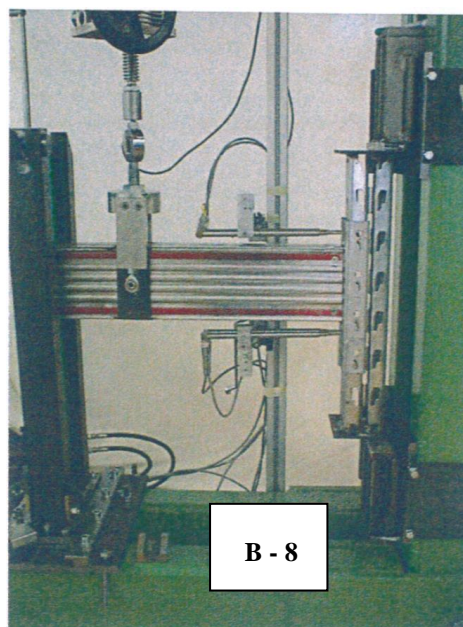
(д) Ротација се може мерити:

- (i) померањем давача који се налазе на носачима чврсто завареним на греду близу конектора, али са довољним размаком да омогући дисторзију конектора (давачи C_1 и C_2 приказани на сликама 3.1 и 3.4), или
- (ii) инклинометром повезаним на греду близу конектора.

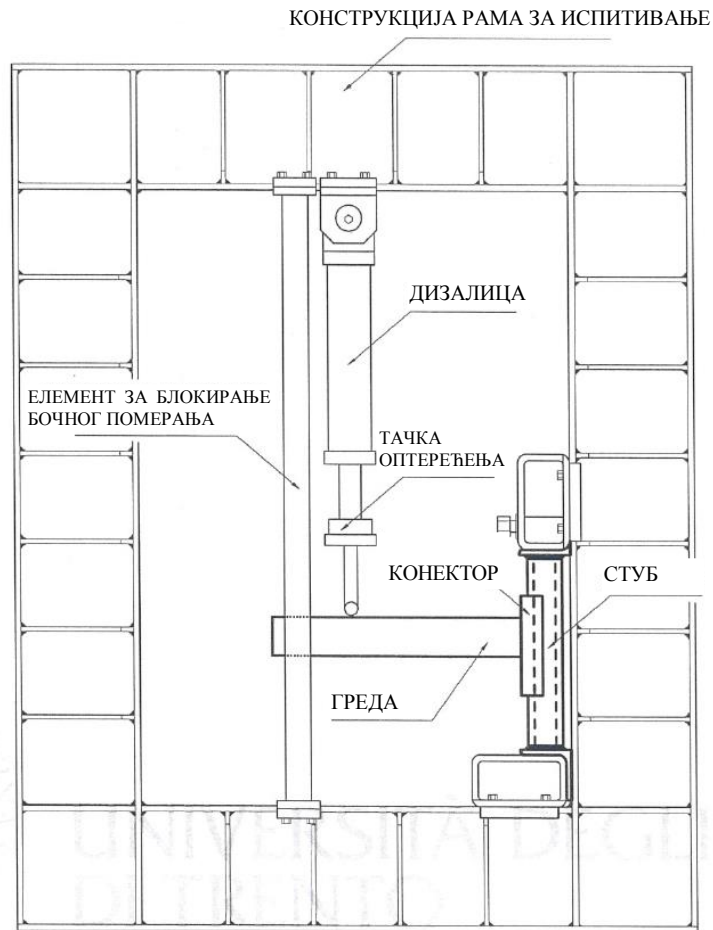


Слика 3.1 Диспозиција испитивања гредног конектора на савијање (Приказане су алтернативне методе ослањања стуба на сликама а) и б))

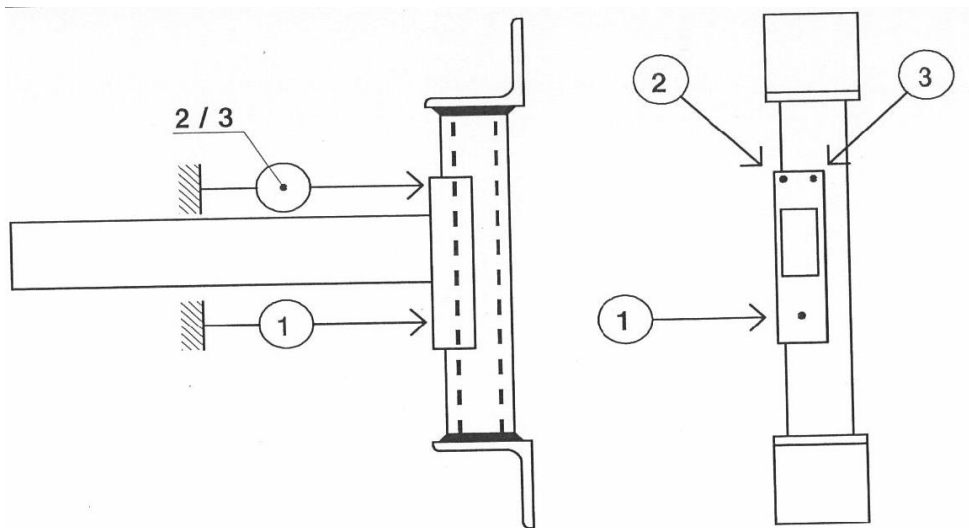
На слици 3.2 приказана је фотографија реализованог испитивања, као и шема опреме на слици 3.3, а у потпуности у складу са горе описаном шемом, а према [2].



Слика 3.2 Фотографија поставке експеримента



Слика 3.3 Шема опреме реализованог испитивања



Слика 3.4 Шема распореда уређаја за мерење померања или дилатације

3.4.3 Основне геометријске величине узорака за пробе на савијање

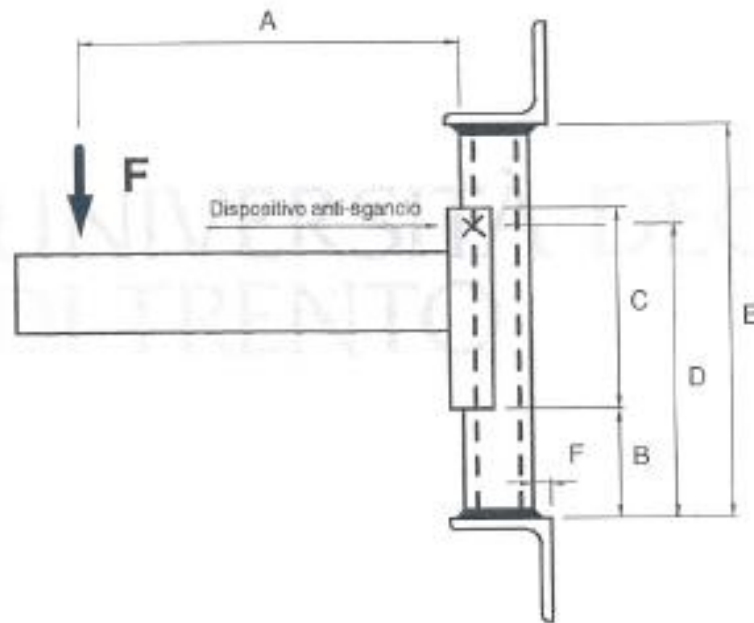
Позивајући се на експерименте вршене на различитим спојевима, пре испитивања на савијање гредног конектора мерењем су утврђене све величине које се односе на димензије и позиције елемената узорка у опреми за испитивање, а што је приказано у табели 3.6 и на слици 3.5.

Табела 3.6 Величине које одређују положај елемената узорка при испитивању према слици 3.5

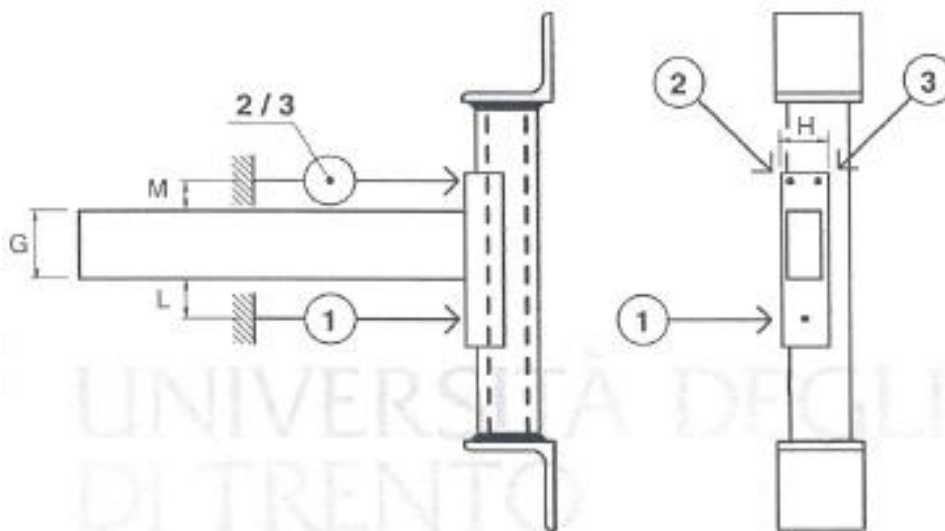
Спој	Узора к	A [mm]	B [mm]	C [mm]	D [mm]	E [mm]	F [mm]
S80/85B-RS110	N6	400	161	199	288	550	22
	N7	400	166	200	288	549	22
	N8	400	167	200	290	550	22
	N9	400	185	200	260	550	22
S100/155B-RS130	N11	400					
	N12	400					
	N13	400					
	N14	400					
S80ML-R100L	G-5	400	119	215	311	454	17,0
	G-6	400	120	215	312	454	19,1
	G-7	400	118	214	311	454	19,9
	G-8	400	118	214	311	454	19,3
	G-9	400	119	215	140	454	18,5
S80ML-R120L	H-5	400	119	215	312	454	19,7
	H-6	400	119	214	312	454	19,4
	H-7	400	119	215	312	454	19,5
	H-8	400	120	215	314	454	19,5
	H-9	400	119	215	142	454	19,5
S80ML-R140L	I-5	400	120	290	389	530	19,7
	I-6	400	120	290	387	530	19,2
	I-7	400	120	290	387	529	20,1
	I-8	400	120	290	387	529	18,8
	I-9	400	119	289	141	529	18,9
S80M-R120M	A-5	400	120	214	311	455	23,2
	A-6	400	120	215	311	454	23,0
	A-7	400	120	215	311	455	23,6
	A-8	400	120	215	311	455	23,9
	A-10	400	120	214	143	455	23,5
S80M-R140L	B-5	400	119	290	386	530	24,1
	B-6	400	119	290	385	530	23,7
	B-7	400	119	290	386	530	23,5
	B-8	400	119	289	386	530	23,6
	B-10	400	119	290	142	530	23,5

За евалуацију експерименталног понашања узорка на савијање коришћена су три уређаја за мерење померања или дилатације и један уређај за наношење оптерећења који су повезани са електронском управљачком јединицом са аутоматским напајањем коју опслужује један рачунар. Уређаји за мерење померања постављени су на начин како је

приказано на сликама 3.1, 3.2 и 3.4, а величине које одређују њихов положај на слици 3.6. са вредностима датим у табели 3.7. Са оваквим распоредом давача померања било је могуће оценити одговор глобалне флексије целе зоне споја. Уређаји за мерење оптерећења су класе 0,1 и имају скалу од 50 *mm*, док је уређај за наношење оптерећења класе 0,5 (по норми *UNI EN ISO 376*) са скалом од 50 *kN*.



Слика 3.5 Диспозиција величина које одређују положај узорка при испитивању



Слика 3.6 Диспозиција величина које одређују положај уређаја за мерење померања

Табела 3.7 Величине које одређују положај уређаја за мерење померања према слици 3.6

Спој	Узорак	<i>G</i> [mm]	<i>H</i> [mm]	<i>L</i> [mm]	<i>M</i> [mm]
<i>S80/85B-RS110</i>	<i>N6</i>	110	40	32	32
	<i>N7</i>	110	40	43	34
	<i>N8</i>	110	40	41	34
	<i>N9</i>	110	40	10	34
<i>S100/155B-RS130</i>	<i>N11</i>	130	40	27	17
	<i>N12</i>	130	40	25	18
	<i>N13</i>	130	40	27	18
	<i>N14</i>	130	40	10	45
<i>S80ML-R100L</i>	<i>G-5</i>	99,5	69,2	47	12
	<i>G-6</i>	99,5	69,3	55	19
	<i>G-7</i>	99,5	69,3	56	18
	<i>G-8</i>	99,6	69,4	55	19
	<i>G-9</i>	99,6	69,4	49	33
<i>S80ML-R120L</i>	<i>H-5</i>	118,9	69,5	36	15
	<i>H-6</i>	118,5	69,5	42	12
	<i>H-7</i>	118,9	69,3	41	13
	<i>H-8</i>	118,7	69,3	41	13
	<i>H-9</i>	119,1	69,5	25	37
<i>S80ML-R140L</i>	<i>I-5</i>	139,1	69,0	54	18
	<i>I-6</i>	139,5	69,2	54	17
	<i>I-7</i>	139,0	69,2	55	16
	<i>I-8</i>	139,0	69,1	54	17
	<i>I-9</i>	139,3	69,3	46	35
<i>S80M-R120M</i>	<i>A-5</i>	119,9	69,5	35	18
	<i>A-6</i>	119,9	69,7	35	18
	<i>A-7</i>	119,9	69,3	27	19
	<i>A-8</i>	119,6	69,4	27	18
	<i>A-10</i>	119,9	69,5	30	30
<i>S80M-R140L</i>	<i>B-5</i>	139,8	69,1	43	17
	<i>B-6</i>	139,5	69,1	43	16
	<i>B-7</i>	139,1	69,3	42	17
	<i>B-8</i>	140,1	69,2	42	15
	<i>B-10</i>	139,00	69,2	42	29

3.4.4 Поступак испитивања

Испитивањем се гредни конектори оптерећују вертикално наниже на савијање. Према ФЕМ прописима [2] потребно је извршити испитивање и десног и левог конектора, као и испитивање конектора при дејству оптерећења у супротним смеровима. Оваквим третманом гредних конектора, претпоставља се да су карактеристичне вредности карактеристика десног и левог конектора у граници $\pm 10\%$ од средње вредности тако да се иста вредност може користити при пројектовању оба конектора, [2], [9].

Такође се претпоставља да се при оптерећивању у обрнутом смеру, добијене вредности крутости и отпорности веће од 50% вредности добијених при нормалном оптерећивању (у позитивном смеру). Ако испитивање наношењем оптерећења у супротном смеру да резултате крутости и отпорности на савијање мање од 50% вредности измерених у првобитним испитивањима, онда стварне вредности треба мерити ради примене у пројектовању.

Почетно оптерећење, F , које износи 10% од оптерећења које доводи до отказа треба користити као предоптерећење, потребно за монтажу конструкције са циљем да компоненте „легну“ свака на своје место. Даваче након тога треба ресетовати. Оптерећење, F , треба затим повећавати до максималне вредности све док веза не попусти. Треба посматрати ротацију везе и за испитивање сваког узорка направити везу момента M и угла ротације Φ , према [2], где је:

$$M = a \cdot F \quad (3.8)$$

$$\Phi = \frac{\delta_2 - \delta_1}{d} \quad (3.9)$$

где су:

a - крак дејства силе F

d - растојање између давача C_1 и C_2

δ_1 - померање измерено давачем C_1

δ_2 - померање измерено давачем C_2

На основу реализованих испитивања ротација везе Φ се одређује из релације:

$$\Phi = \frac{\delta_2 + \delta_3 - \delta_1}{L + G + M} \quad (3.10)$$

где δ_k представља одговарајући резултат мерења померања тачке k , док су L , G и M геометријске величине назначене на слици 3.6 и табели 3.7.

Нумеричка симулација је урађена за испитивање спојева $S80ML-R140L$ и $S80M-R140L$ при чему геометрија модела одговара геометрији и поставци узорака.

3.4.5 Резултати испитивања

Пробе на савијање узорака споја типа *RAPID-BLOC* извршене дана 19. марта 2001. године, а конструкције типа *BI-BLOC* извршене 04. августа 2010. године омогућиле су анализу понашања споја све до колапса у уобичајеним условима рада (момент савијања конвенционално дефинисан позитиван).

Иницијално је сходно претходном поглављу извршен један циклус оптерећења-растерећења до максималног нивоа оптерећења F_0 који је обезбедио монтажу и налагање елемената у споју, а након чега је оптерећење инкрементално повећавано до достизања вредности при отказу F_{ii} .

У табели 3.8 дате су максималне измерене вредности достигнутог оптерећења за сваки узорак, а које одговарају моменту везе прерачунатом по обрасцу 3.8. У табели су дате и дужина трајања пробе за сваки спој и испитивани узорак.

Табела 3.8 Измерене вредности достигнутог оптерећења

Спој	Узорак	F_0 [kN]	F [kN]	t [s]	M_{ti} [kNm]
S80/85B - RS110	N6	0,441	4,382	274	1,753
	N7	0,417	4,597	230	1,839
	N8	0,488	4,541	270	1,816
	N9	-0,282	-4,332	233	-1,733
S100/155B - RS130	N11	0,523	4,961	218	1,985
	N12	0,500	4,900	212	1,960
	N13	0,588	4,856	218	1,942
	N14	-0,550	-4,806	208	-1,922
S80ML - R100L	G - 5	0,762	4,168	496	1,667
	G - 6	0,393	4,087	577	1,635
	G - 7	0,402	4,093	575	1,637
	G - 8	0,394	4,084	495	1,634
	G - 9	-0,179	-2,486	512	-0,994
S80ML - R120L	H - 5	0,493	4,964	468	1,986
	H - 6		4,885	419	1,954
	H - 7	0,414	4,942	455	1,977
	H - 8	0,474	4,980	471	1,992
	H - 9	-0,216	-2,682	465	-1,073
S80ML - R140L	I - 5	0,516	6,042	375	2,417
	I - 6	0,604	6,029	383	2,412
	I - 7	0,618	6,132	383	2,453
	I - 8	0,600	6,270	400	2,508
	I - 9	-0,305	-3,267	348	-1,307
S80M - R120M	A - 5	0,581	5,678	340	2,271
	A - 6	0,578	5,458	381	2,183
	A - 7	0,563	5,708	407	2,283
	A - 8	0,554	5,741	436	2,296
	A - 10	-0,542	-3,516	412	-1,407
S80M - R140L	B - 5	0,632	5,741	324	2,296
	B - 6	0,632	6,162	341	2,465
	B - 7	0,620	5,771	320	2,308
	B - 8	0,635	5,930	274	2,372
	B - 10	-0,590	-4,119	316	-1,647

3.4.6 Обрада резултата

За сваки од испитиваних спојева греда-стуб конструкције типа *RAPID-BLOC* спроведено је по четири испитивања, док је за тип конструкције *BI-BLOC* спроведено по пет испитивања на савијање гредног конектора. Како је већ наведено у 3.4.1, прва три, односно четири испитивања се односе на позитиван смер задавања момента савијања, а четврти, односно пети на супротан смер нашошења опетрећења. Измерене вредности максималних момената M_{ii} за сваки испитивани узорак су приказане у табели 3.8. Постоје две фазе у интерпретацији резултата испитивања према [2] и [9]. Измерене вредности максималних момента, или момената при којима долази до отказа се прво комбинују како би се добила карактеристична и пројектована вредност момента за сваку поставку стуба и гредног конектора сходно поглављу 3.3., изрази (3.2-3.4). За потребе ове дисертације, у циљу детаљне интерпретације резултата испитивања разматраће се спој *S80M-R140L* док су у табели 3.9 приказани изведени резултати за остале спојеве.

Средња вредност моментне отпорности M_m се према изразу (3.3) и вредностима у табели 3.8 добија:

$$M_m = 2,360 \text{ kNm} \quad (3.11)$$

Карактеристична вредност моментне отпорности M_k може се израчунати према изразима (3.2-3.4):

$$M_k = 2,360 - 2,68 \cdot 0,077 = 2,153 \text{ kNm} \quad (3.12)$$

Пројектовани момент отпорности се обележава са M_{Rd} , и одређује се према:

$$M_{Rd} = \frac{M_k}{\gamma_M} = \frac{2,15}{1,1} = 1,957 \text{ kNm} \quad (3.13)$$

где је:

γ_M - парцијални степен сигурности везе, дефинисан у [2] и [3].

Након прве фазе одређивања горе дефинисаних вредности моментне отпорности посматраног споја потребно је одредити ротациону крутост конектора.

3.4.7 Поступак извођења би-линеарног односа момента и ротације

Билинеарни однос претставља однос ротационе крутост и пројектоване моментне отпорности како је описано у претходном поглављу.

Ротациона крутост конектора се добија као нагиб S_{ii} линије која пролази кроз координатни почетак и која дели на једнаке области простор између ње и експериментално добијене криве момент-ротација, а испод пројектованог момента M_{Rd} , као што је приказано на слици 3.7, при томе обезбеђујући да је:

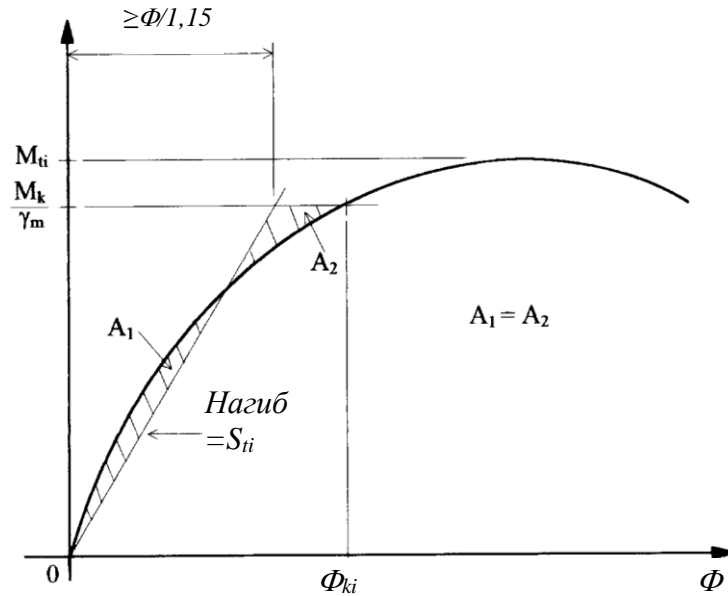
$$S_{ii} \leq 1,15 \frac{M_k}{\Phi_{ki} \cdot \gamma_M} \quad (3.13)$$

Напомена: Ова мера је учињена да ограничи разлику између ротације при отказу претпостављене у моделу и показане испитивањем, на 15% у случајевима где се конектор понаша нелинеарно, [2].

Пројектована вредност крутости конектора, S_d , се узима као просечна вредност, S_m где је:

$$S_m = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n S_{ni} \quad (3.14)$$

Момент отказа, M_{ti} , треба посматрати као максимални момент, као што је приказано на слици 3.7.



Слика 3.7 Одређивање крутости конектора

Повлачи се права линија како је претходно објашњено. Ово је потребно урадити што је прецизније могуће. На дијаграму са слике 3.7 експерименталне тачке леже на кривој која је описана полиномом четвртог реда, мада је могуће и коришћење полинома неког n -тог реда. Поклапање положаја експерименталних тачака и резултујуће криве може се извести математички или једноставно визуелно.

Површина испод криве је дата са:

$$A_C = \int_0^{\Phi_{ki}} M_{ti}(\Phi) d\Phi \quad (3.15)$$

При чему је Φ_{ki} ротација при $M_{ti}(\Phi) = M_{Rd}$

Површина испод би-линеарне криве је дата са:

$$A_L = M_{Rd} \cdot \Phi_{ki} - \frac{M_{Rd} \cdot \Phi_k}{2} \quad (3.16)$$

при чему је,

$$\Phi_k = \frac{M_{Rd}}{S_{ii}} \quad (3.17)$$

Тако да за две области A_C и A_L следи услов једнакости:

$$\int_0^{\Phi_{ki}} M_{ti}(\Phi) d\Phi = M_{Rd} \cdot \Phi_{ki} - \frac{M_{Rd}^2}{2 \cdot S_{ii}} \quad (3.18)$$

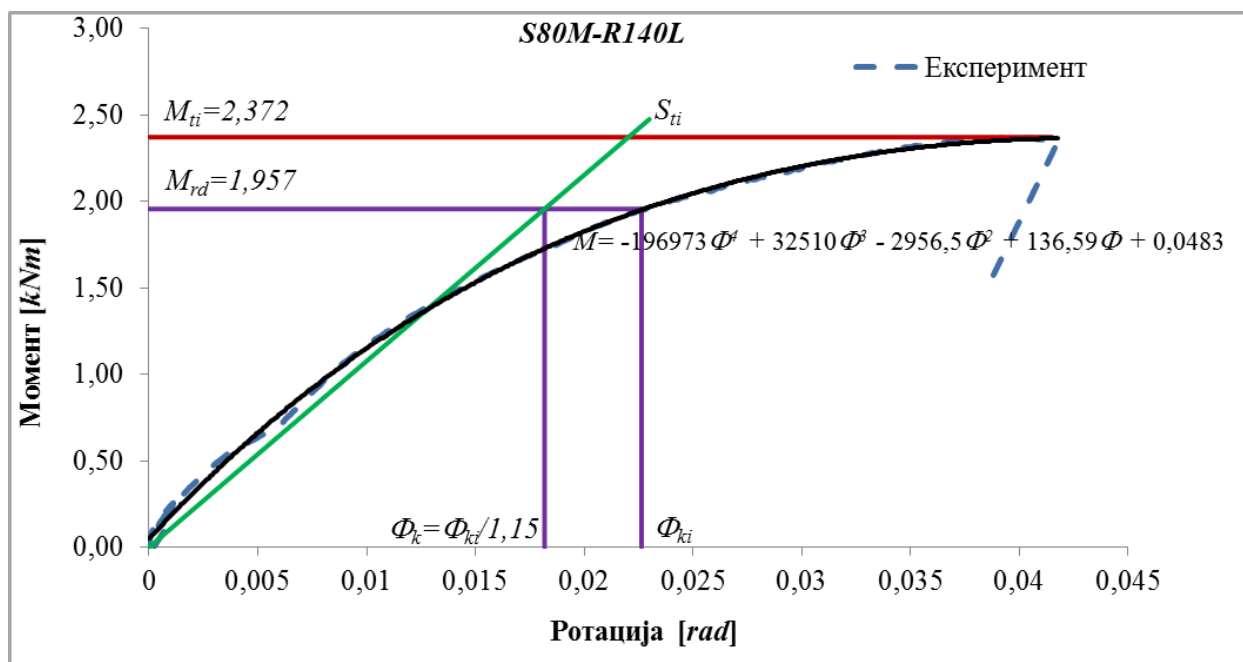
Што даје:

$$k_{ii} = \frac{M_{Rd}^2}{2 \left(M_{Rd} \cdot \Phi_{ki} - \int_0^{\Phi_{ki}} M_{ti}(\Phi) d\Phi \right)} \quad (3.19)$$

У оквиру ове дисертације горе описан поступак спроведен је за све спојеве и добијене вредности приказане су у табели 3.9, при чему је на слици 3.8 приказан дијаграм поступка за узорак Б-8 споја *S80M-R140L*.

Пројектоване вредности крутости S_m приказане у табели 3.9 рачунате су према (3.14) при чему мора бити задовољен и услов (3.13).

За одређивање вредности крутости појединих узорака, као и осталих нумеричких вредности коришћене су процедуре развијене у програму *Microsoft Excel*.



Слика 3.8 Одређивање крутости конектора за узорак Б-8

Табела 3.9 Резултати испитивања спојева

Спој	Узорак	M_{ii} [kNm]	M_m [kNm]	M_k [kNm]	M_{Rd} [kNm]	S_{ii} [kNm/rad]	S_m [kNm/rad]
<i>S80/85B-RS110</i>	<i>N6</i>	1,753	1,803	1,611	1,465	61,49	68,83
	<i>N7</i>	1,839				72,53	
	<i>N8</i>	1,816				72,48	
<i>S100/155B-RS130</i>	<i>N11</i>	1,985	1,962	1,894	1,722	121,05	122,28
	<i>N12</i>	1,960				120,93	
	<i>N13</i>	1,942				124,86	
<i>S80ML-100L</i>	<i>G-5</i>	1,667	1,643	1,601	1,455	32,65	37,20
	<i>G-6</i>	1,635				41,07	
	<i>G-7</i>	1,637				35,28	
	<i>G-8</i>	1,634				39,79	
<i>S80ML-120L</i>	<i>H-5</i>	1,986	1,977	1,933	1,757	41,73	44,55
	<i>H-6</i>	1,954				48,40	
	<i>H-7</i>	1,977				43,42	
	<i>H-8</i>	1,992				44,66	
<i>S80ML-140L</i>	<i>I-5</i>	2,417	2,448	2,329	2,117	60,26	63,42
	<i>I-6</i>	2,412				64,30	
	<i>I-7</i>	2,453				62,15	
	<i>I-8</i>	2,508				66,98	

S80M-120M	A-5	2,271	2,258	2,121	1,928	46,22	44,15
	A-6	2,183				43,05	
	A-7	2,283				43,43	
	A-8	2,296				43,90	
S80M-140L	B-5	2,296	2,360	2,153	1,957	92,06	94,54
	B-6	2,465				99,35	
	B-7	2,308				87,06	
	B-8	2,372				99,68	

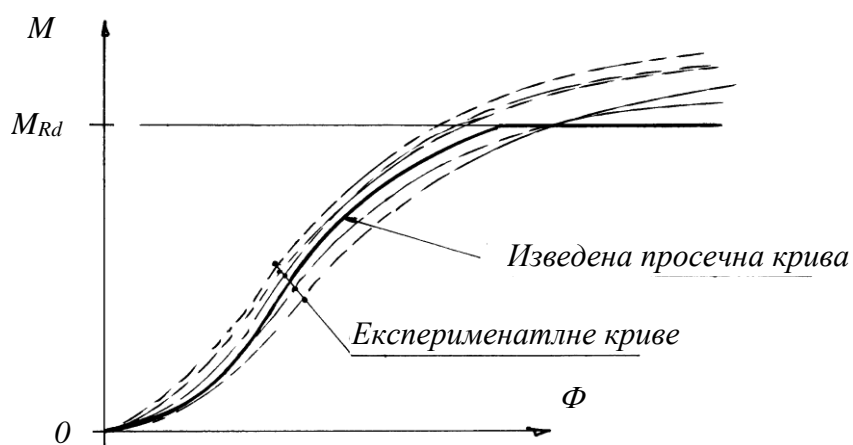
3.4.8 Поступак за извођење мулти-линеарне криве

У случајевима где метод анализе конструкције може да прихвати мултилинеарну криву момент-ротација, први корак је да се изведе просечна крива из резултата испитивања релевантне комбинације греде и конектора. У случају конзолног теста, резултати левог и десног конектора се могу објединити.

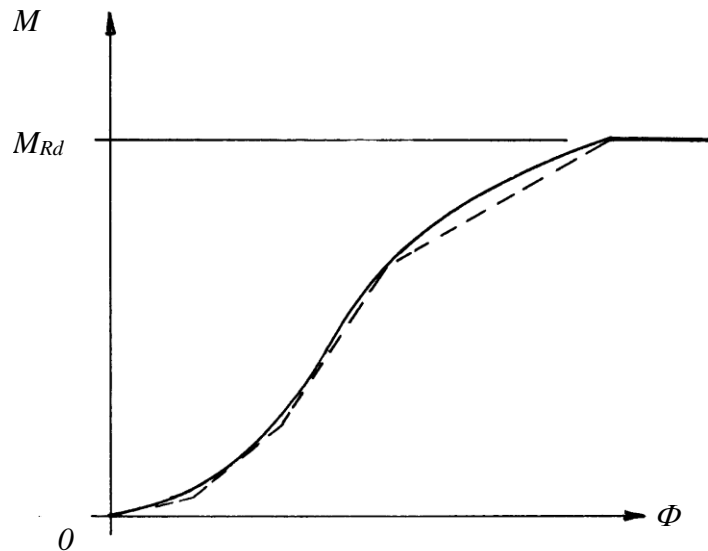
Просечна крива се добија наношењем у дијаграм средње вредности угла ротације за сваки прираштај момента до вредности пројектованог момента M_{Rd} . Овај процес резултира настанком једне криве за дати тип везе која повезује момент и ротацију као што је и приказано пуном линијом на слици 3.9.

У случају конзолног теста, ако се изостави лабавост конектора греде из прорачуна имперфекције рамова, као што је дато у [2], лабавост измерена испитивањем дефинисаним у табели 3.1 ће бити додата просечној кривој момент-ротација, као хоризонтална или приближно хоризонтална линија.

У неким случајевима за потребе анализе мултилинеарна крива се може добити заменом просечне криве низом правих линија које се увек налазе испод ње, као што је и приказано на слици 3.10.



Слика 3.9 Извођење "просечне" криве момент-ротација



Слика 3.10 Типична линеаризација просечне криве

3.4.9 Аналитички полиномски модел према методи *Frye-Morris*

Метода *Frye-Morris*, према [50], предлаже бездимензиони полиномски модел за одређивање карактеристике момент-ротација једне везе, а која се генерише заменом величина појединих њених параметара у стандардизовану везу. Величине параметара које се користе за одређивање једначине могу бити дебљина зида профила стуба (t_u), висина греде (d_b) и дебљина зида профила греде (t_b). Стандардизована веза је тада дата једначином:

$$\Phi_r = C_1(K \cdot M) + C_2(K \cdot M)^3 + C_3(K \cdot M)^5 \quad (3.20)$$

где су:

Φ_r - релативна ротација изражена у *radianima*

M - момент ротације изражен у *kNmm*,

K - бездимензиони коефицијент који скалира ординате криве,

C_1, C_2, C_3 - бездимензионе константе за фитовање криве.

Бездимензиони фактор K који скалира ординате на кривој, узимајући у обзир величине појединих параметара везе рачуна се према:

$$K = \prod_{j=1}^m q_j^{a_j} \quad (3.21)$$

где су:

q_j - нумеричка вредност j -ог параметра у *mm*,

a_j - бездимензиони експонент који показује утицај величине j -ог параметра на однос момент-ротација и

m - број параметара j

Одређивање експонента a_j у једначини (3.21) врши се на основу пара експериментално добијених кривих момент-ротација за два споја који су идентични али у којима не фигурише параметар q_j који се разматра.

Однос између момената M_1 и M_2 , за везе 1 и 2, при ротацији Φ претпоставља се у облику:

$$\frac{M_1}{M_2} = \left(\frac{q_{j1}}{q_{j2}} \right)^{a_j} \quad (3.22)$$

где су q_{j1} и q_{j2} вредности параметара q_j за везе 1 и 2 респективно.

Из релације (3.22) може се изразити коефицијент a_j према:

$$a_j = \frac{\log(M_1 / M_2)}{\log(q_{j2} / q_{j1})} \quad (3.23)$$

Израз (3.23) се користи за израчунавање вредности a_j које одговарају различитим ротацијама за сваку комбинацију експерименталних кривих. Када се средња вредност израчуна за све „ m “ експоненте a_j , они се наносе на стандардизован дијаграм момент-ротација. Коначно, процедура фитовања криве најмањих квадрата се користи да би се генерисала стандардизована веза момент-ротација.

Средња вредност a_1 за променљиве вредности дебљине стуба је -0,126, a_2 за променљиве висине греде је -2,981 и a_3 за променљиве дебљине греде је -0,121.

Стога стандардизовани коефицијент K следи да је:

$$K = t_u^{-0,126} \cdot d_b^{-2,981} \cdot t_b^{-0,121} \quad (3.24)$$

Константе за фитовање криве добијене за све конекторе су приказане у табели 3.10, а за њихов прорачун коришћена је процедура развијена у програму *Microsoft Excel*.

Табела 3.10 Константе за фитовање кривих

Спој	Узорак	C_1	C_2	C_3
S80ML-R100L	G-5	34,10479	2,00e-02	2,00e-04
	G-6	28,20721	2,01e-02	3,00e-04
	G-7	30,61559	7,01e-02	6,00e-04
	G-8	27,61125	1,44e-02	2,00e-04
S80ML-R120L	H-5	54,84053	6,08e-02	9,00e-04
	H-6	46,33073	1,03e-02	3,00e-04
	H-7	51,15440	5,97e-02	5,00e-04
	H-8	50,11733	3,81e-02	2,00e-04
S80ML-R140L	I-5	52,26496	2,50e-02	5,00e-04
	I-6	51,45015	1,04e-02	5,00e-04
	I-7	51,34919	7,63e-02	1,00e-04
	I-8	51,73008	8,91e-02	4,00e-04
S80M-R120M	A-5	44,65244	1,59e-02	1,00e-04
	A-6	46,20446	8,75e-02	5,00e-04
	A-7	47,30988	1,33e-02	8,00e-04
	A-8	47,27306	1,25e-02	6,00e-04
S80M-R140L	B-5	41,19487	2,25e-02	4,00e-04
	B-6	38,47692	3,26e-02	6,00e-04
	B-7	41,81794	8,47e-02	7,00e-04
	B-8	36,31579	2,23e-02	3,00e-04

Средње вредности коефицијената су:

$$C_1 = 4,3693e+1$$

$$C_2 = 3,93e-2$$

$$C_3 = 4,35e-4$$

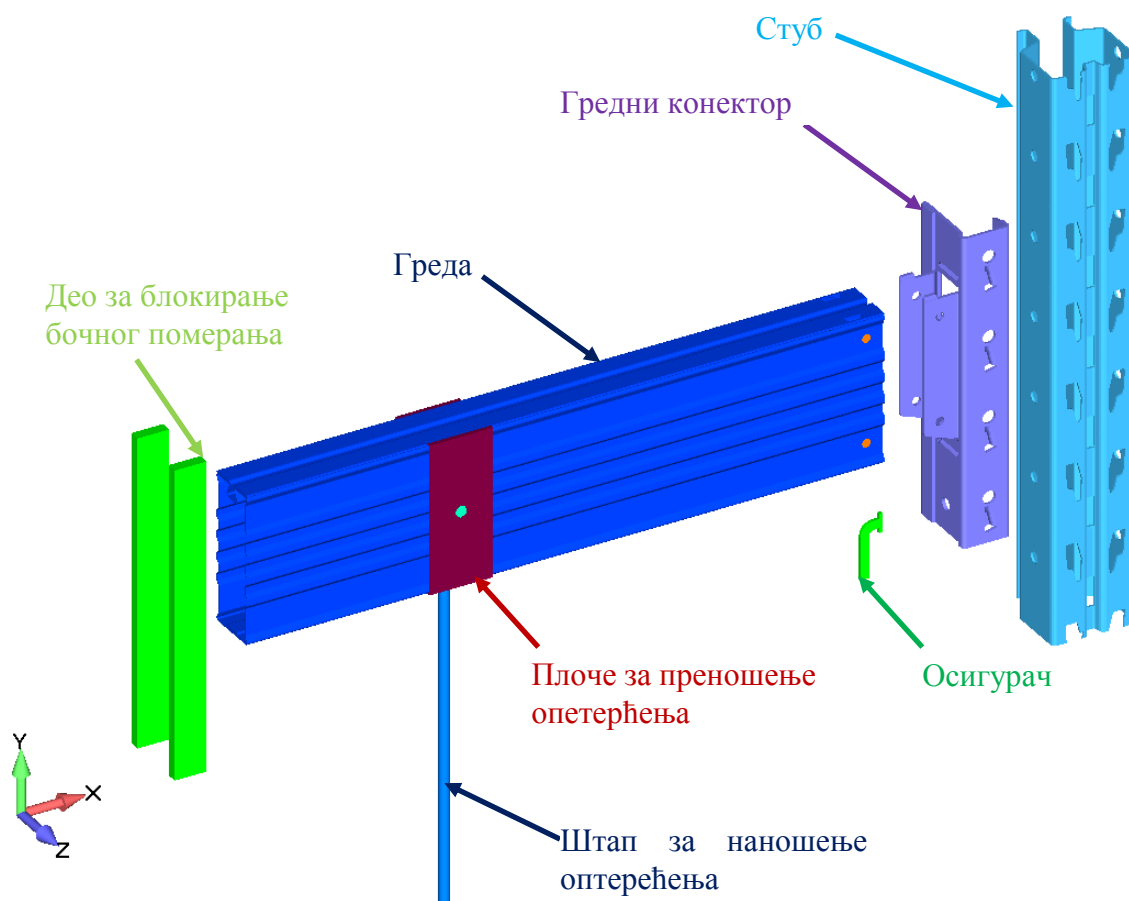
Једначина *Frye-Morris* за везе конструкције *BI-BLOC* постаје:

$$\Phi_r = 4,36E + 01(KM) + 3,93E - 02(KM)^3 + 4,35E - 4(KM)^5 \quad (3.25)$$

3.4.10 Опис нумеричког модела за симулацију испитивања гредног конектора на савијање

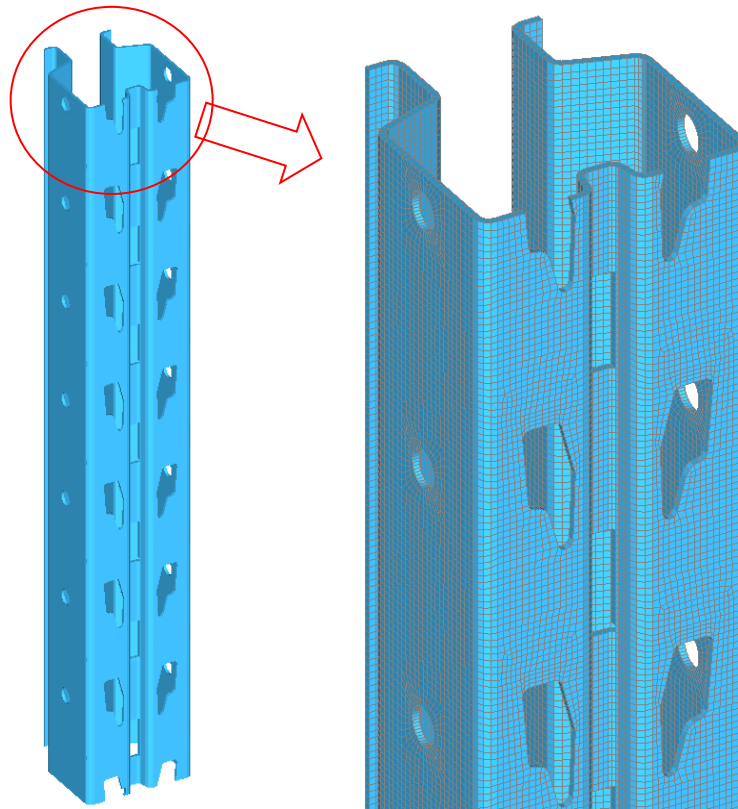
Сврха нумеричке симулације испитивања је израда нумеричког модела који ће се користити за одређивање ротационе крутости и отпорности момента савијања гредног конектора за различите комбинације спојева. Нумерички модел је верификован расположивим експерименталним подацима.

Нумерички модели за спојеве *S80ML-R140L* и *S80M-R140L*, израђени су у софтверу *Femap with NX Nastran* [7] на основу техничке документације приказане у прилогу А и података датим у табелама 3.6 и 3.7. За нумеричку анализу је коришћен софтвер *LS-Dyna*, [8]. Делови у склопу су детаљно моделирани 3Д осмочворним коначним елементима и садрже 263204 елемента и 451489 чворова. Плоча којом се преноси оптерећење је моделирана коначним елементима љуске. На слици 3.11 приказана је мрежа коначних елемената модела за испитивање гредног конектора на савијање. Систем којим се задаје оптерећење је моделиран 1Д коначним елементима-штаповима. Везе између делова у склопу су моделиране контактним коначним елементима површина-на-површину (*engl. surface-to-surface*). Контактним коначним елементима су моделиране следеће везе: стуб-конектор; конектор-греда; греда-елементи за блокирање бочног померања. У анализи је коришћен еласто-пластични материјални модел са кинематским ојачањем (*MAT_PLASTIC_KINEMATIC*), [8].



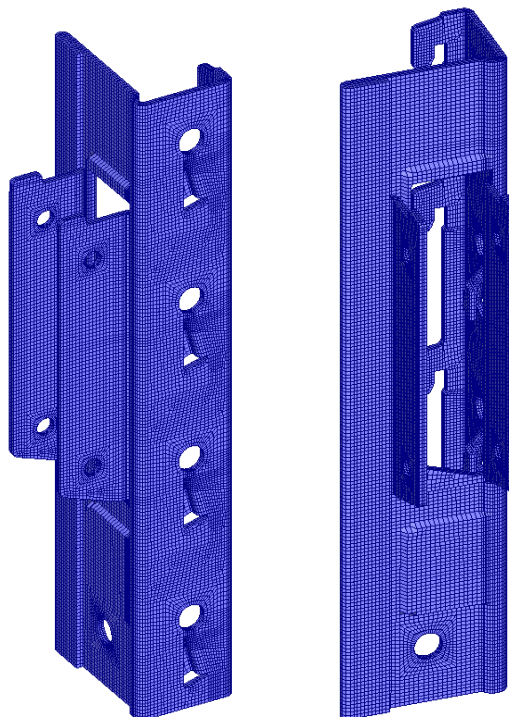
Слика 3.11 Модел поставке експеримента за испитивање на савијање гредног конектора елемената у споју *S80M-R140L*

На слици 3.12 приказан је модел коначних елемената стуба који је моделиран са 41356 3Д елемената.

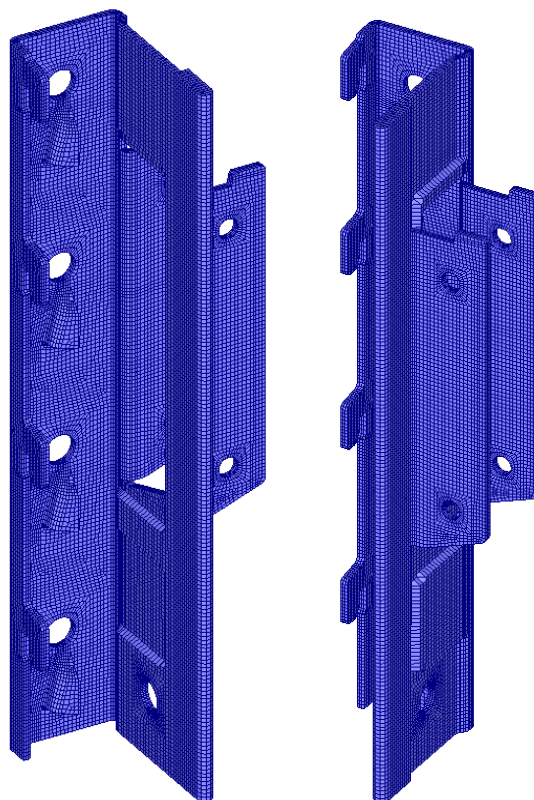


Слика 3.12 Стуб - модел коначних елемената

Конектор је моделиран са 63777 3Д коначних елемената. На сликама 3.13 и 3.14 је приказан модел коначних елемената конектора.

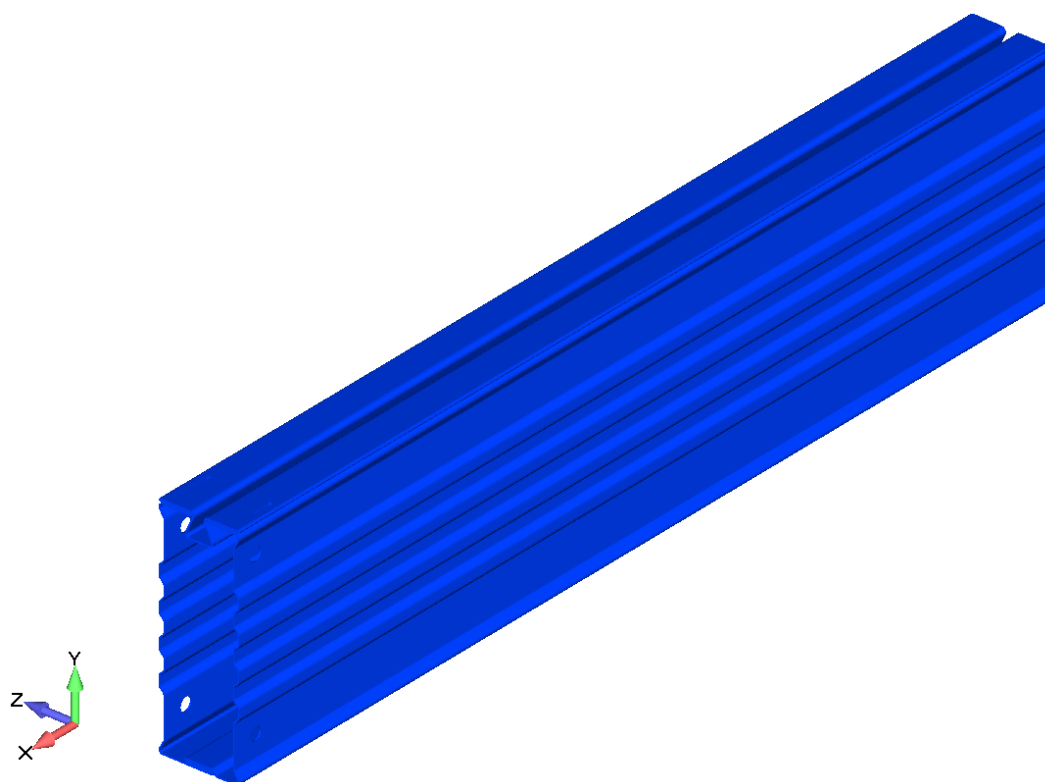


Слика 3.13 Конектор поглед споља - модел коначних елемената

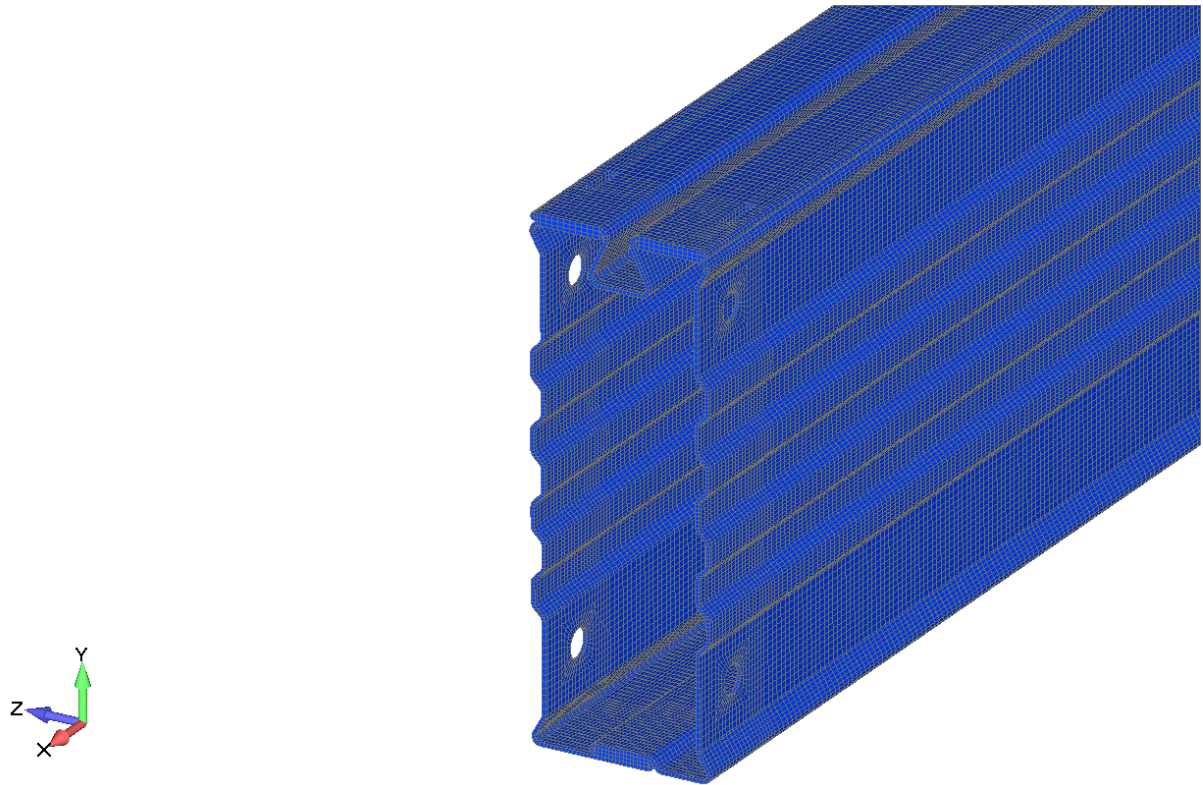


Слика 3.14 Конектор поглед изнутра - модел коначних елемената

Греда је моделирана са 150540 3Д коначних елемената. На сликама 3.15 и 3.16 је приказан модел коначних елемената греде.

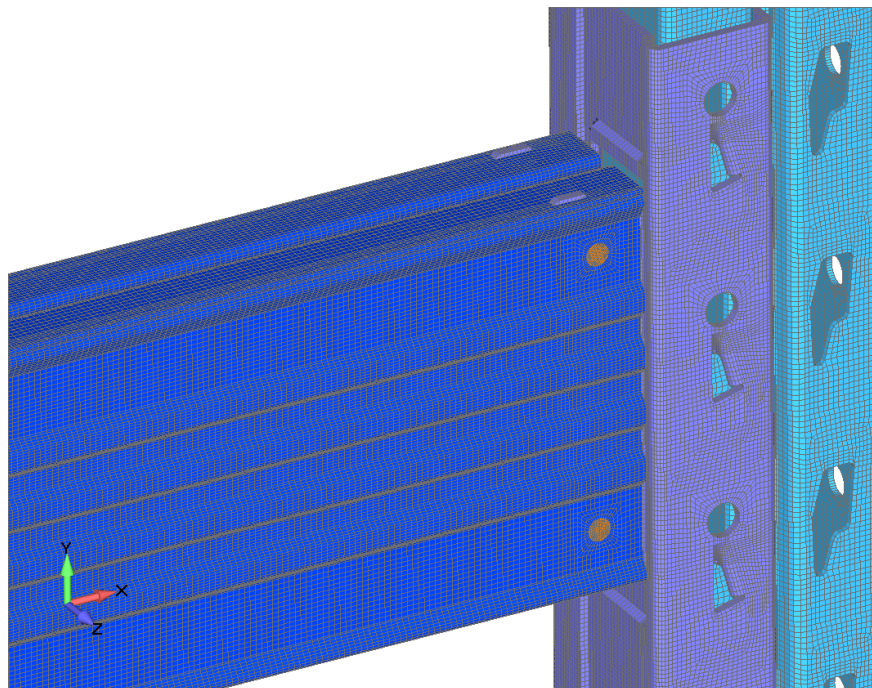


Слика 3.15 Греда - модел коначних елемената



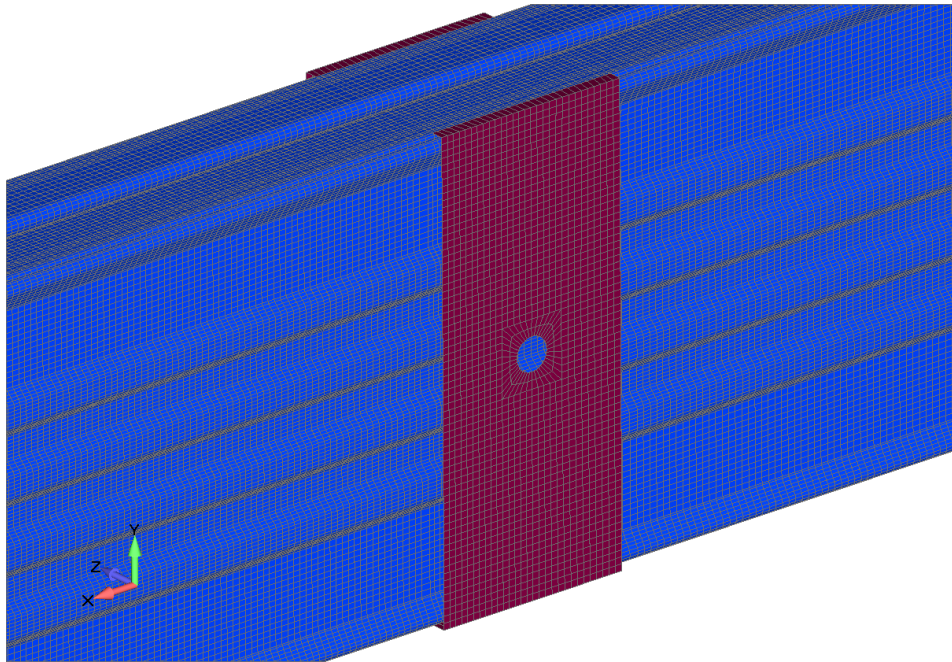
Слика 3.16 Детаљи греде - модел коначних елемената

Конектор и греда су међусобно спојени вијцима. Вијци су моделирани са 3395 3Д коначних елемената. Између вијака и греде, односно конектора и вијака, је моделирана чврста веза (заједнички чворови за вијак-греду, односно вијак-конектор). На слици 3.17 је приказана веза вијцима између греде и конектора.



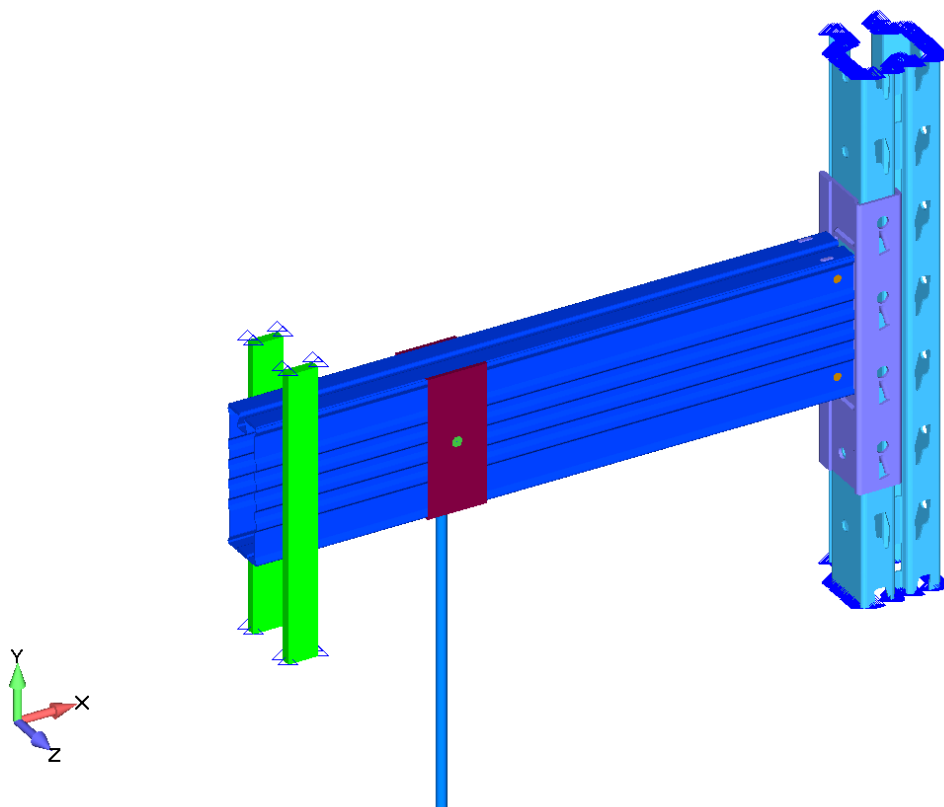
Слика 3.17 Веза вијцима између греде и конектора - модел коначних елемената

Плоча којом се преноси оптерећење је моделирана са 4136 елемената љуске. На слици 3.18 је приказан спој плоче са гредом.



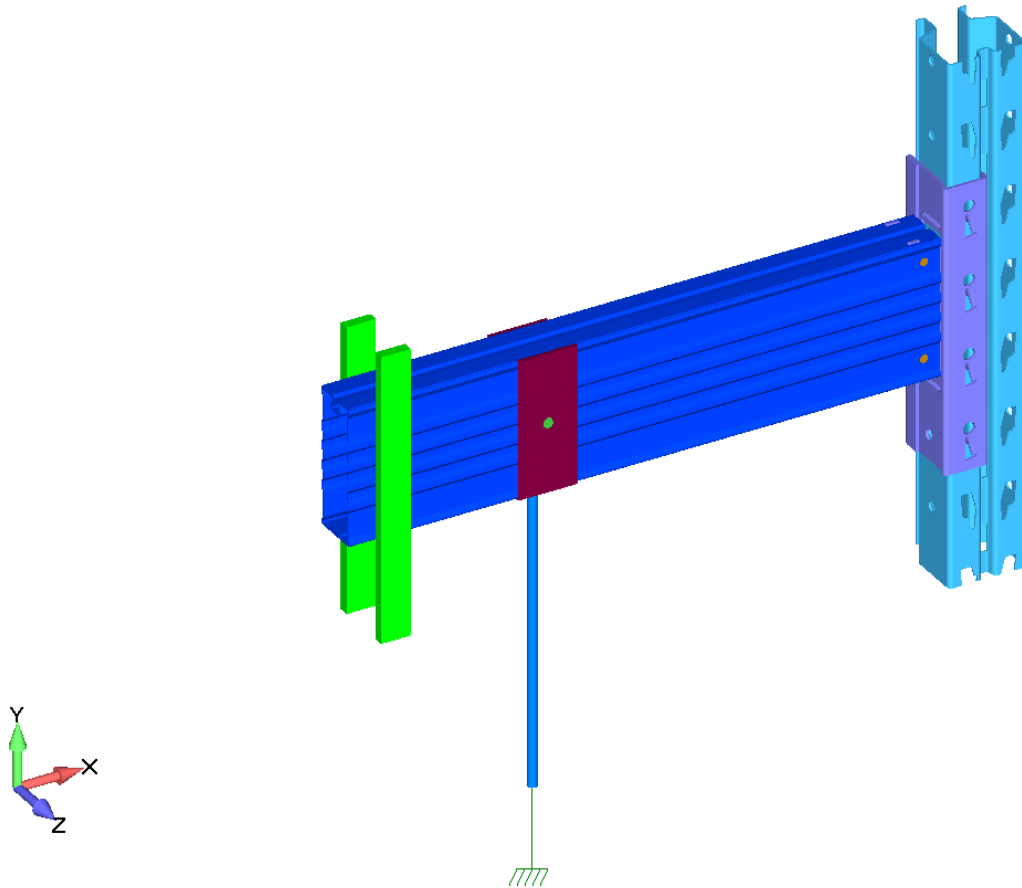
Слика 3.18 Плоча којом се преноси оптерећење - модел коначних елемената

Вертикални стуб и елементи за блокирање бочног померања су фиксирани на крајевима. На слици 3.19 су приказани гранични услови, а на слици 3.20 задато оптерећење.

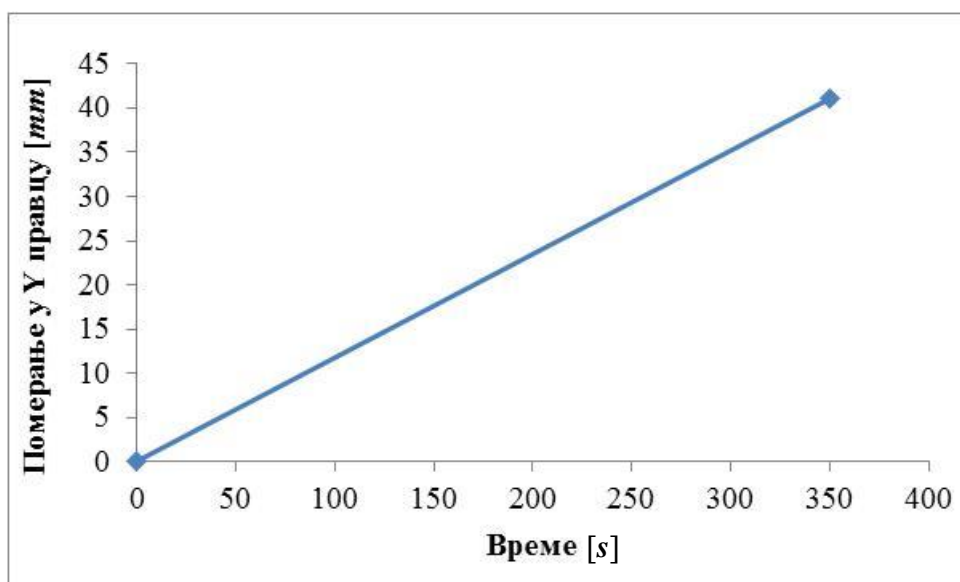


Слика 3.19 Гранични услови - модел коначних елемената

На крају штапа је задато померање у негативном смеру у осе према дијаграму на слици 3.21. Вредност задатог померања на месту дејства силе је прерачуната према експерименталним подацима за однос угла ротације и одговарајуће вредности силе односно момента савијања.



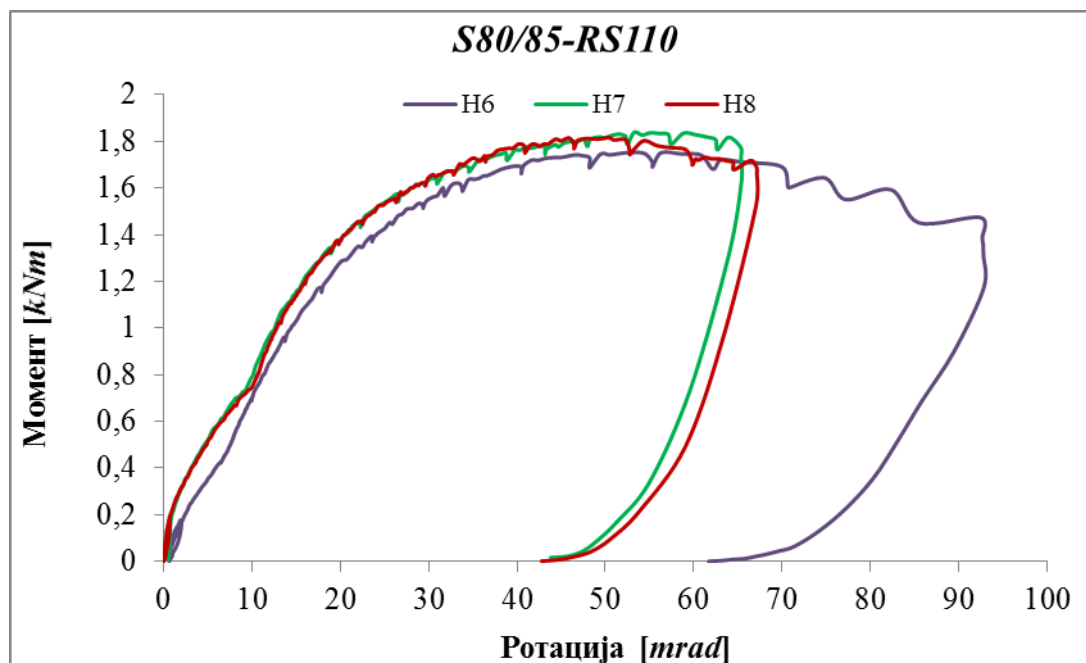
Слика 3.20 Задато оптерећење - модел коначних елемената



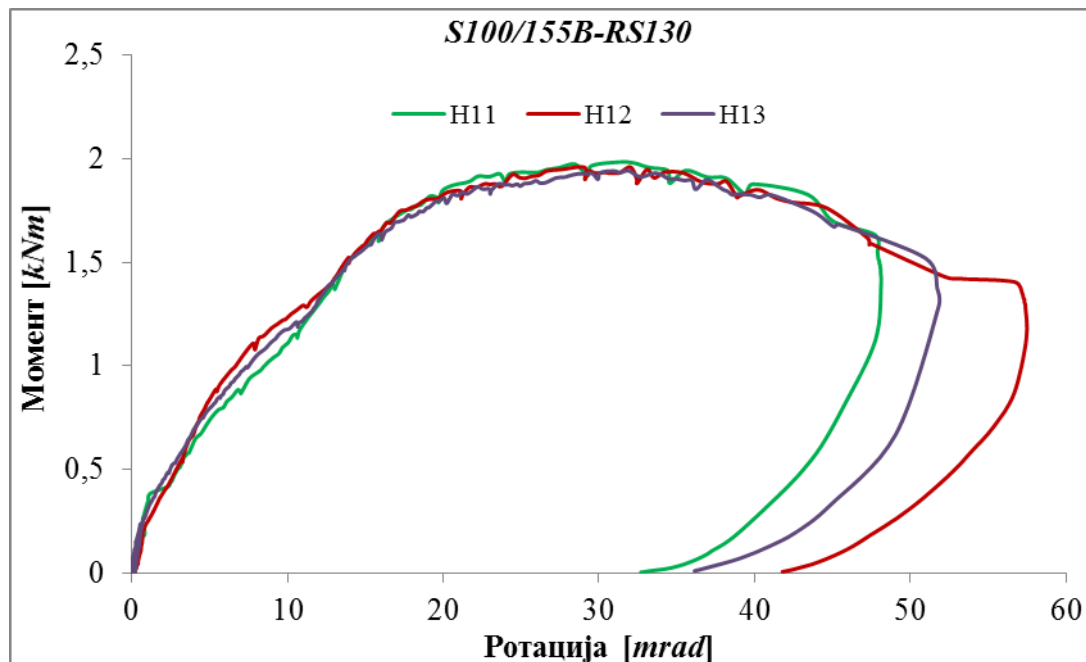
Слика 3.21 Дијаграм задатог померања

3.4.11 Анализа резултата

Криве момент-ротација добијене експериментално за сваки спој и узорак према табели 3.8 су приказане на сликама 3.22 - 3.29.

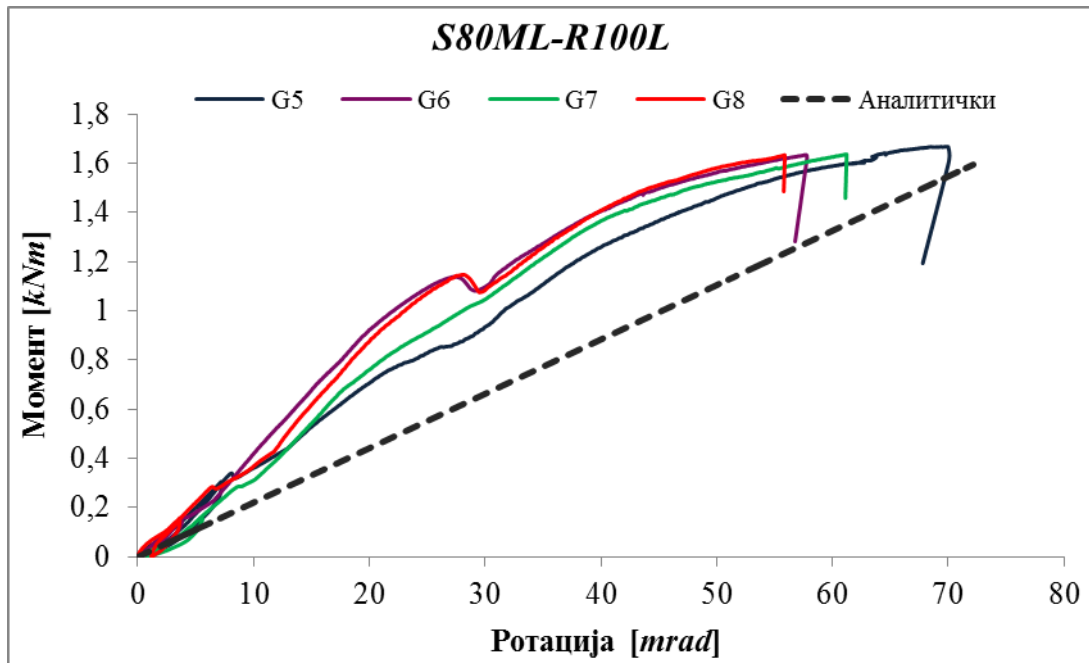


Слика 3.22 Дијаграм момент савијања-ротација за спој S80/85B-RS110

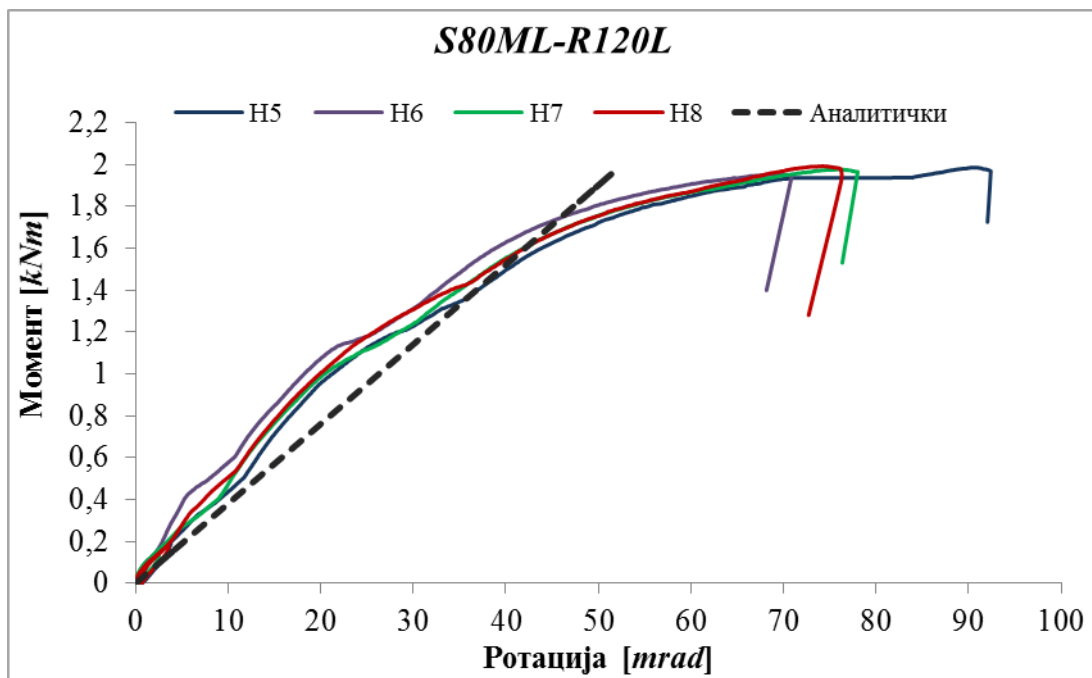


Слика 3.23 Дијаграм момент савијања-ротација за спој S100/155B-RS130

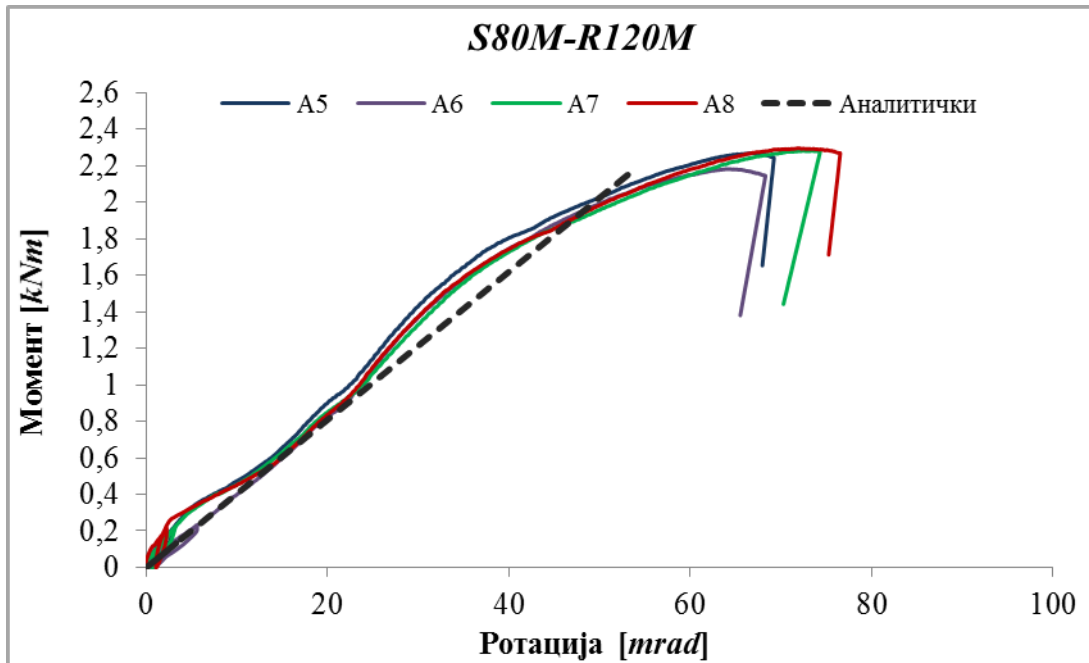
На сликама 3.24-3.26 приказани су криве момент-ротација добијене експерименталним путем као и применом аналитичког полиномског модела по методи *Frye-Morris*.



Слика 3.24 Дијаграм момент савијања-ротација за спој S80ML-R100L

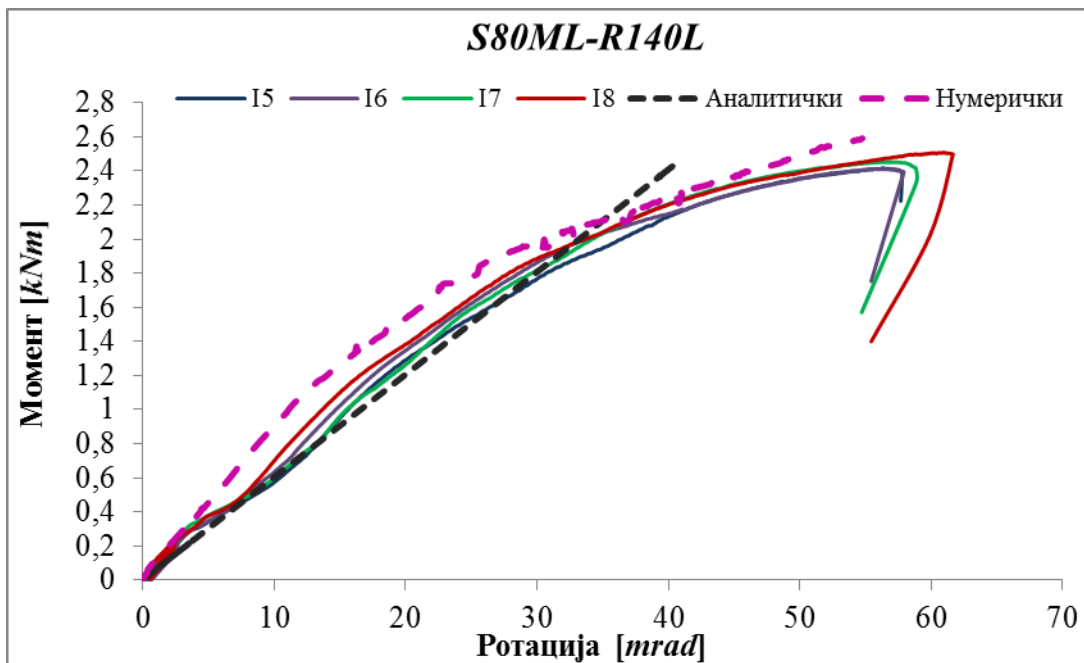


Слика 3.25 Дијаграм момент савијања-ротација за спој S80ML-R120L

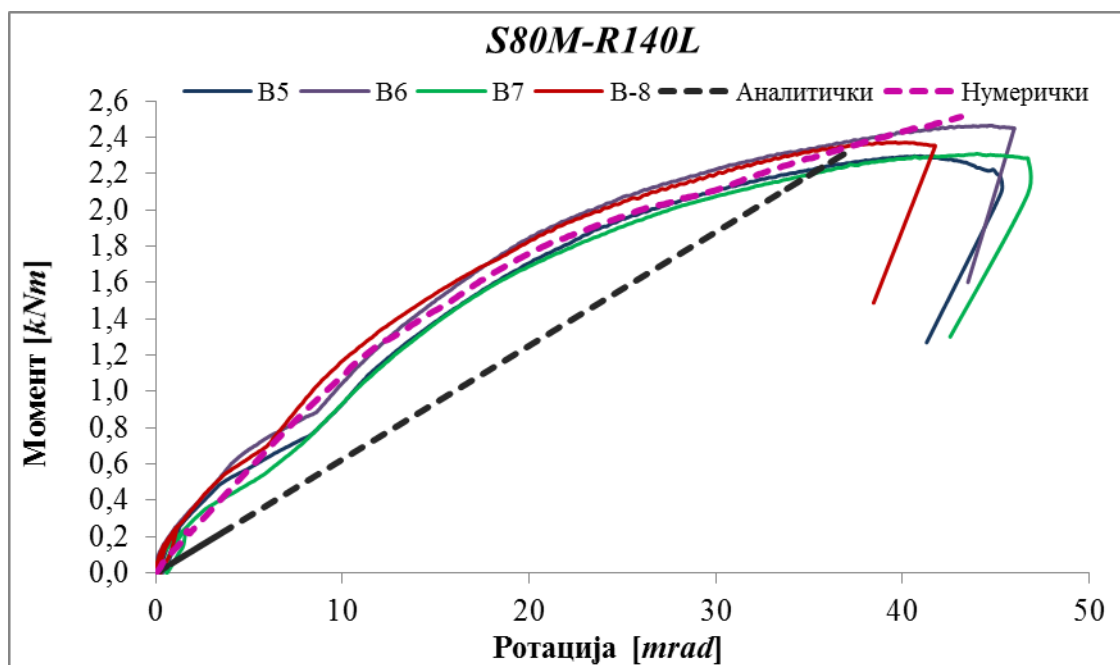


Слика 3.26 Дијаграм момент савијања-ротација за спој S80M-R120M

На сликама 3.27 и 3.28 приказане су криве момент-ротација четири узорка спојева S80ML-R140L и S80M-R140L добијене експерименталним путем, криве генерисане применом аналитичког полиномског модела по методи *Frye-Morris* као и криве добијена нумеричком симулацијом експеримента.

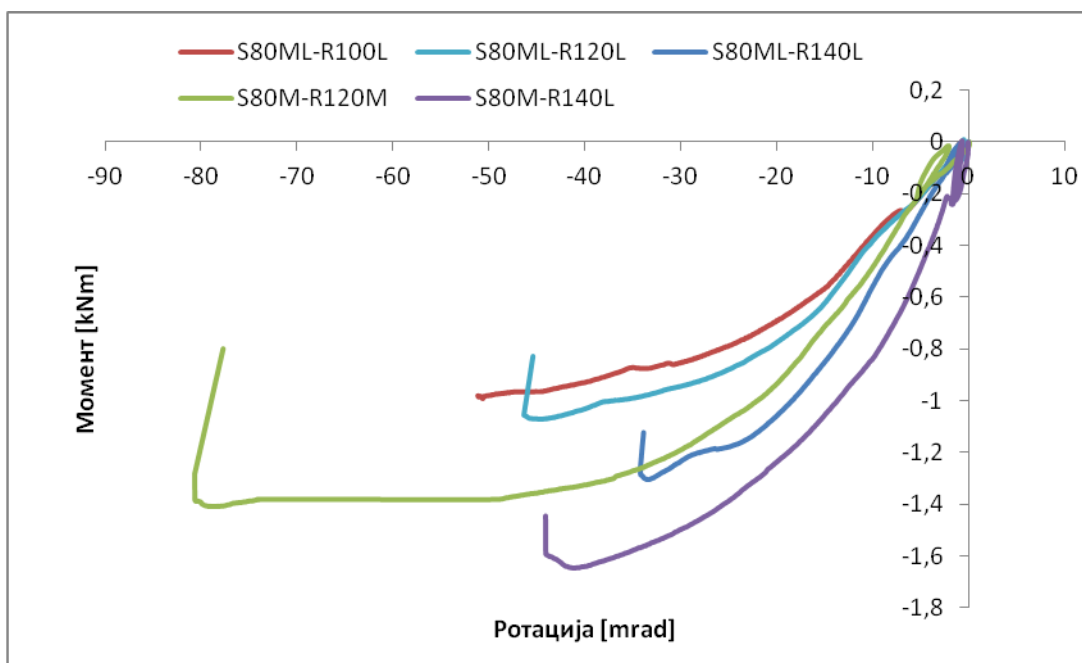


Слика 3.27 Дијаграм момент савијања-ротација за спој S80ML-R140L



Слика 3.28 Дијаграм момент савијања-ротација за спој S80M-R140L

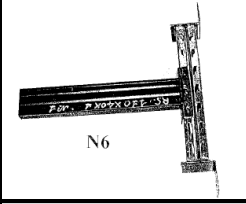
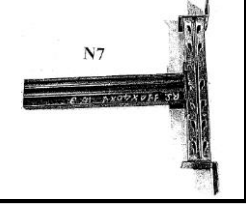
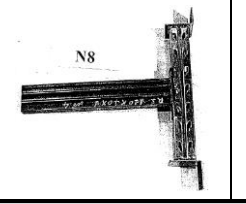
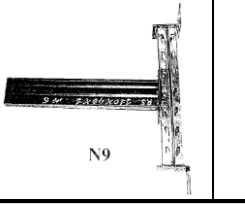
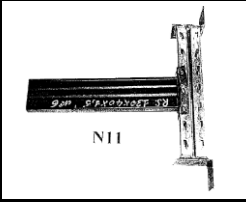
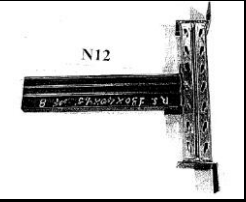
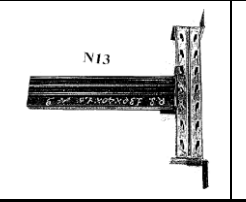
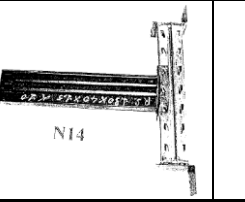
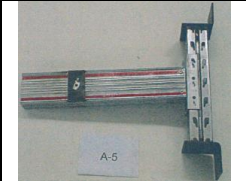
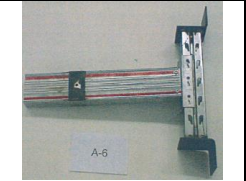
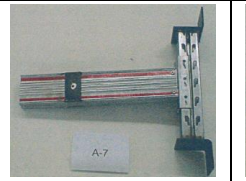
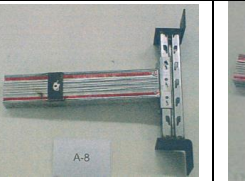
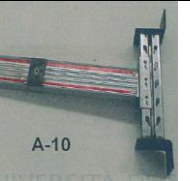
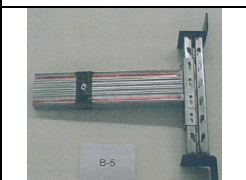
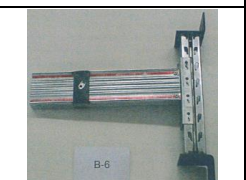
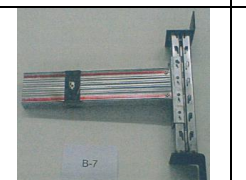

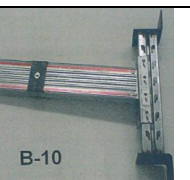
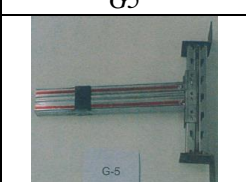
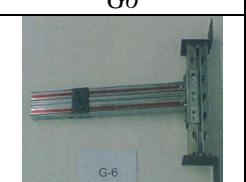
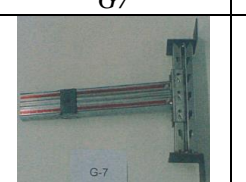
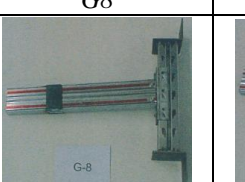
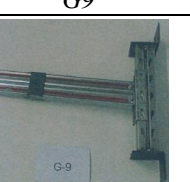
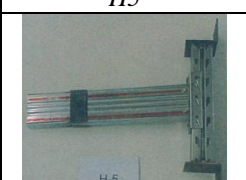
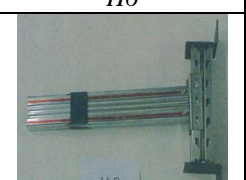
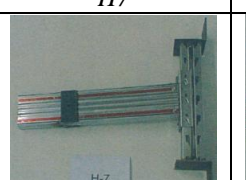
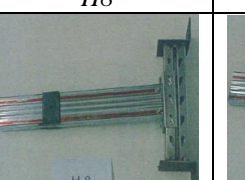
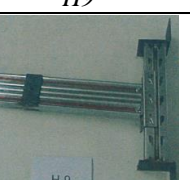
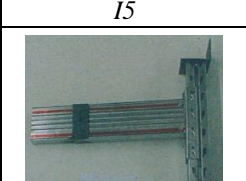
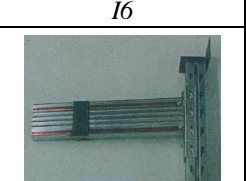
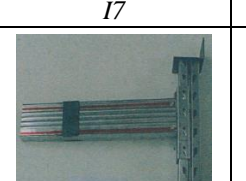
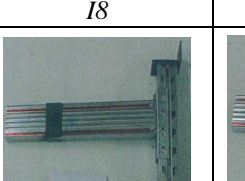
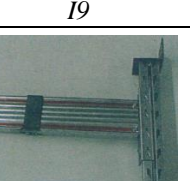
На слици 3.29 приказане су криве момент-ротација за узорке свих спојева конструкције типа спојева *BI-BLOC* добијене експерименталним путем, наношењем оптерећења у негативном смеру. Са упоредног дијаграма на слици и вредности датих у табелама 3.6 и 3.9 може се закључити да су добијене вредности крутости и отпорности веће од 50% вредности добијених при нормалном оптерећивању (у позитивном смеру).

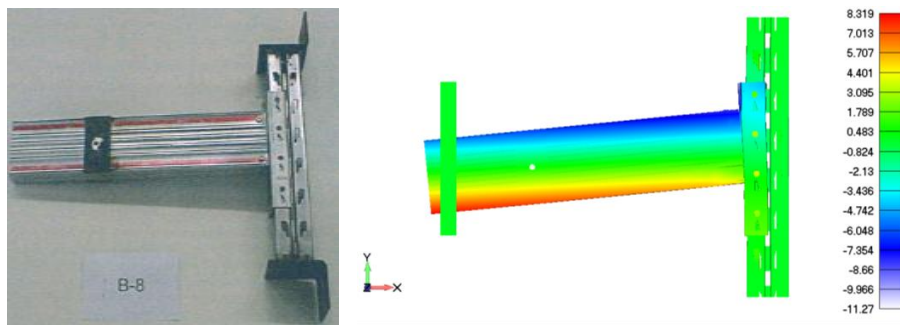


Слика 3.29 Упоредни дијаграми момент савијања-ротација за спојеве типа *BI-BLOC* при наношењу оптерећења у супротном смеру

У табели 3.11 приказане су слике узорка испитиваних спојева након извршеног испитивања. На слици 3.30 приказан је узорак Б-8 након извршеног испитивања и деформисана конфигурација нумеричког модела.

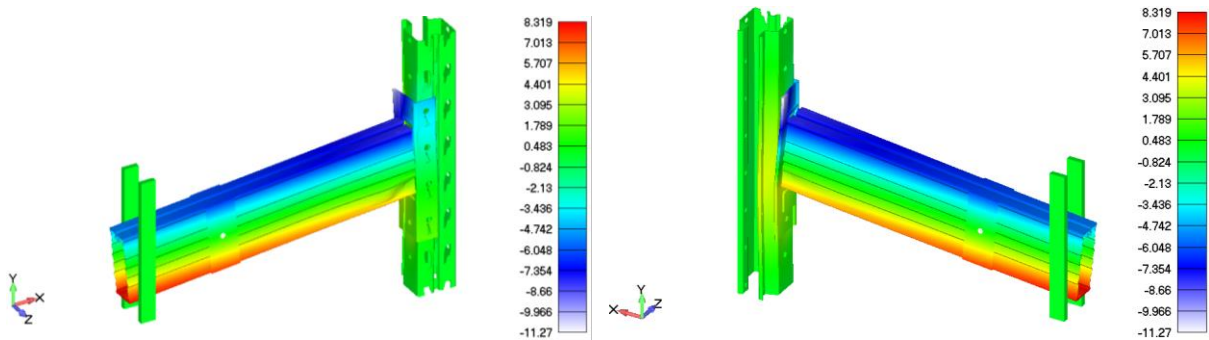
Табела 3.11 Сlike узорака након извршеног испитивања

S80/85B-RS110				
N6	N7	N8	N9	
				
S100/155B-RS130				
N11	N12	N13	N14	
				
S80M/R120M				
A5	A6	A7	A8	A10
				
S80M/R140L				
B5	B6	B7	B8	B10
				
S80ML/R100L				
G5	G6	G7	G8	G9
				
S80ML/R120L				
H5	H6	H7	H8	H9
				
S80ML/R140L				
I5	I6	I7	I8	I9
				



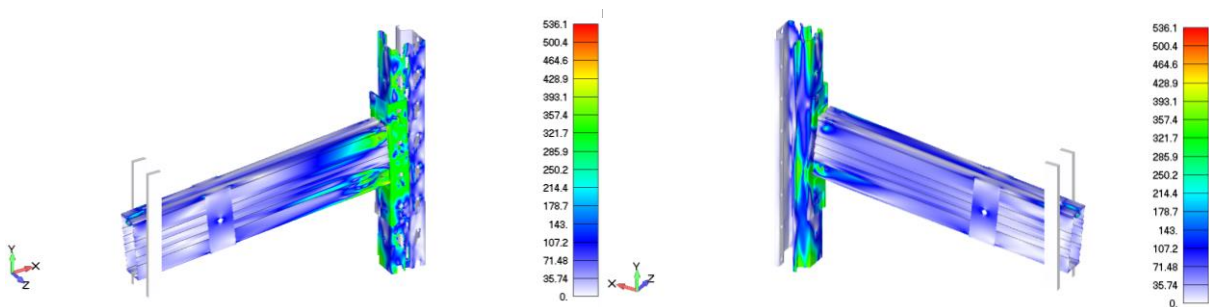
Слика 3.30 Узорак Б-8 након извршених проба на савијање

Поље померања у x правцу изражено у mm приказано је на слици 3.31 с обзиром да се у оквиру испитивања померања у карактеристичним тачкама мере у истом правцу.

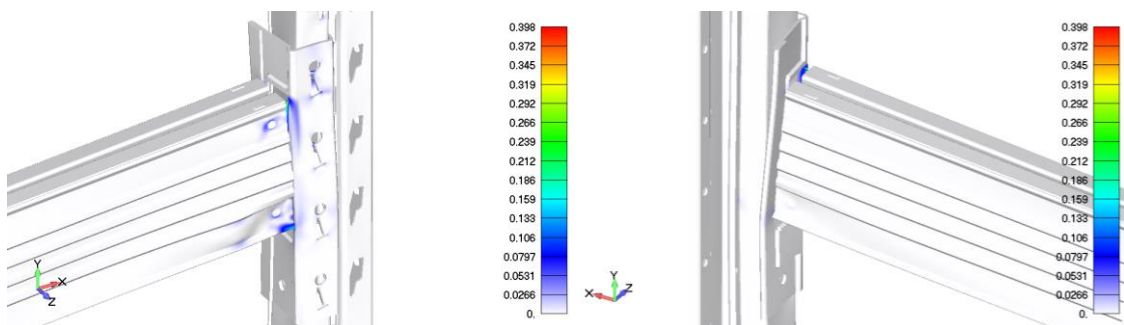


Слика 3.31 Поље померања у X правцу за узорак Б-8

На слици 3.32 је приказано поље еквивалентног напона изражено у MPa при достизању максималног момента ротације, а на слици 3.33 поље пластичних деформација.

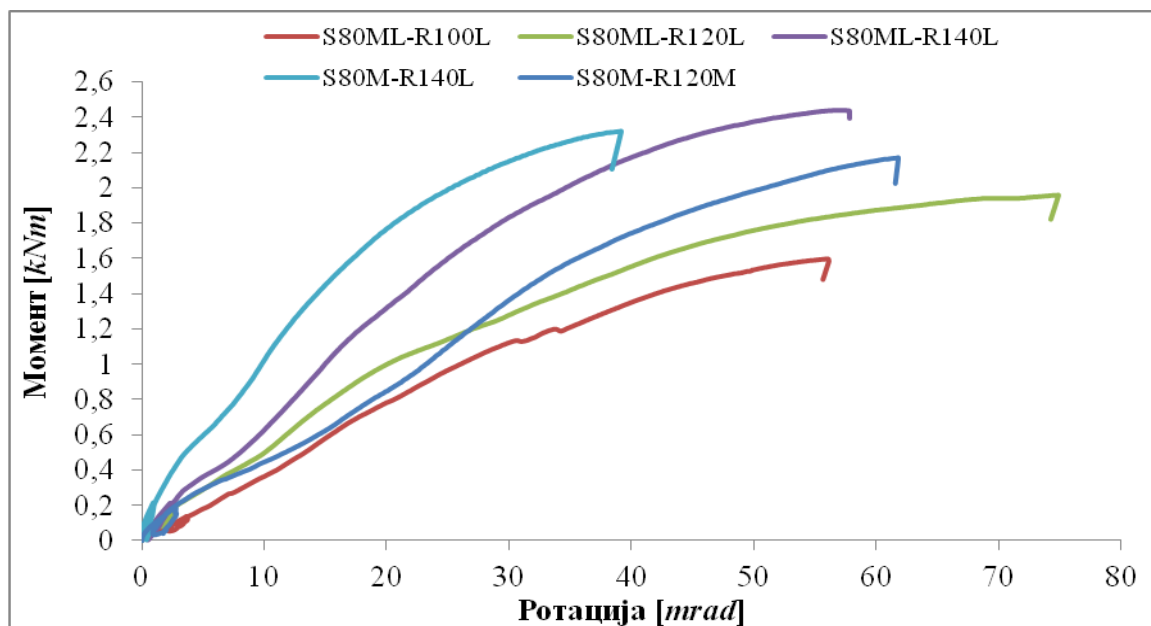


Слика 3.32 Поље еквивалентног напона за узорак Б-8



Слика 3.33 Поље еквивалентних пластичних деформација

На слици 3.34 приказане су просечне криве момент-ротација за сваки испитивани спој типа конструкције *BI-BLOC*, на основу којих се могу извести закључци о утицајима појединих параметара на понашање везе.



Слика 3.34 Упоредни осредњени дијаграми момент савијања-ротација за спојеве типа *BI-BLOC*

3.4.11.1 Утицај дебљине зида профила стуба на понашање везе

Поређењем просечних кривих момент-ротација за спојеве са различитим дебљинама зида профила стуба а истим осталим параметрима као што су висина и дебљина зида профила греде и висина гредног конектора датим на слици 3.34, као и подацима у табелама 3.6, 3.9 и 3.11 може се закључити да се са повећањем дебљине зида профила стуба *S80ML* са 1,25 mm на *S80M* са 1,5 mm, а константном висином греде *R140L* од 140 mm и дебљином од 1,00 mm јавља мала разлика у моментној носивости везе, наиме она опада за 3,5%, док се ротациона крутост повећава за скоро 50%. Променом и дебљине зида профила греде са *R120L* од 1,00 mm на *R120M* од 1,25 mm моментна носивост се повећава за 14% док ротациона крутост остаје скоро непромењена. Дебљина зида профила стуба има доминантан утицај на моментну носивост везе.

3.4.11.2 Утицај висине греде и гредног конектора на понашање везе

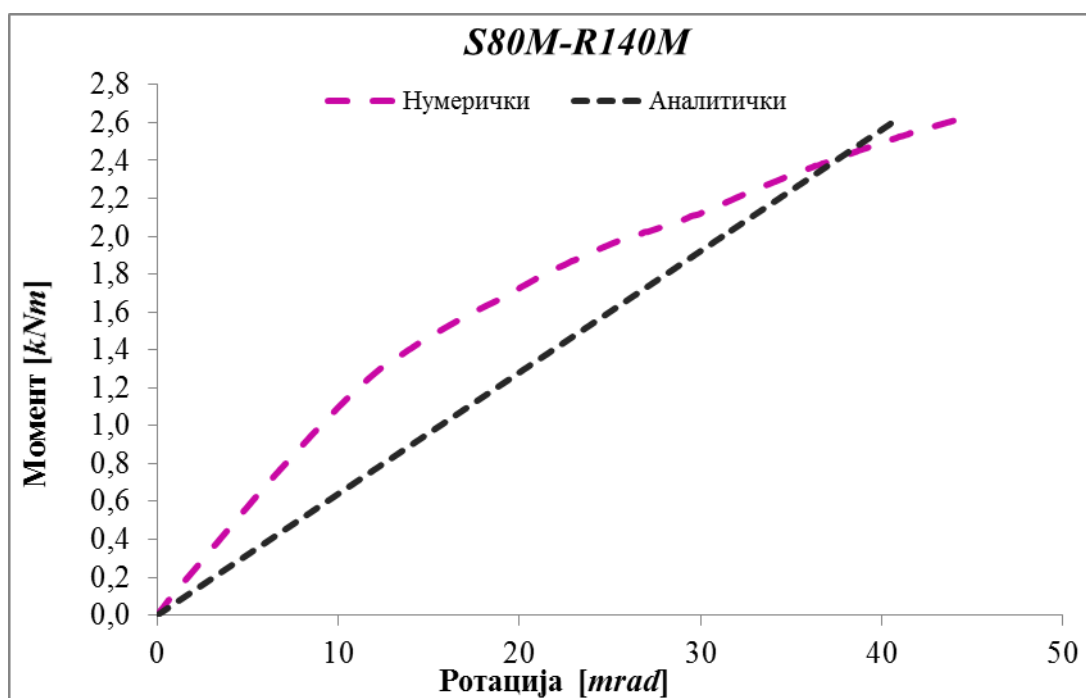
Посматрањем спојева са истом дебљином зида профила стуба *S80ML* од 1,25 mm и истом висином гредног конектора са три зуба од 215 mm, а променом само висине греда дебљине зида профила од 1,00 mm са *R100L* од 100 mm на *R120L* од 120 mm моментна носивост везе се повећава за 20%, док се и ротациона крутост такође повећава 20%.

Међутим, променом висине греде дебљине зида профила 1,25 mm са *R120M* од 120 mm и „комбинованим“ гредним конектором са три зуба по висини, на греду дебљине зида профила 1,00 mm *R140L* од 140 mm са гредним конектором са четири зуба по висини од 290 mm, за исту дебљину зида профила стуба *S80M* од 1,5 mm моментна носивост везе се повећава за свега 4,5%, али ротациона крутост и за више од 2 пута што значи да доминантан утицај на промену ротационе крутости има греда са својим параметрима, тј. дебљином зида и висином профила.

Код конструкције типа *RAPID-BLOC* где је конектор заварен за греду и истих је димензија за све типове греда, може се из табеле 3.9 и слика 3.22 и 3.23 закључити да висина греде и дебљина зида профила имају доминантан утицај на крутост везе, док дебљина зида профила и димензије стуба првенствено утичу на моментну носивост.

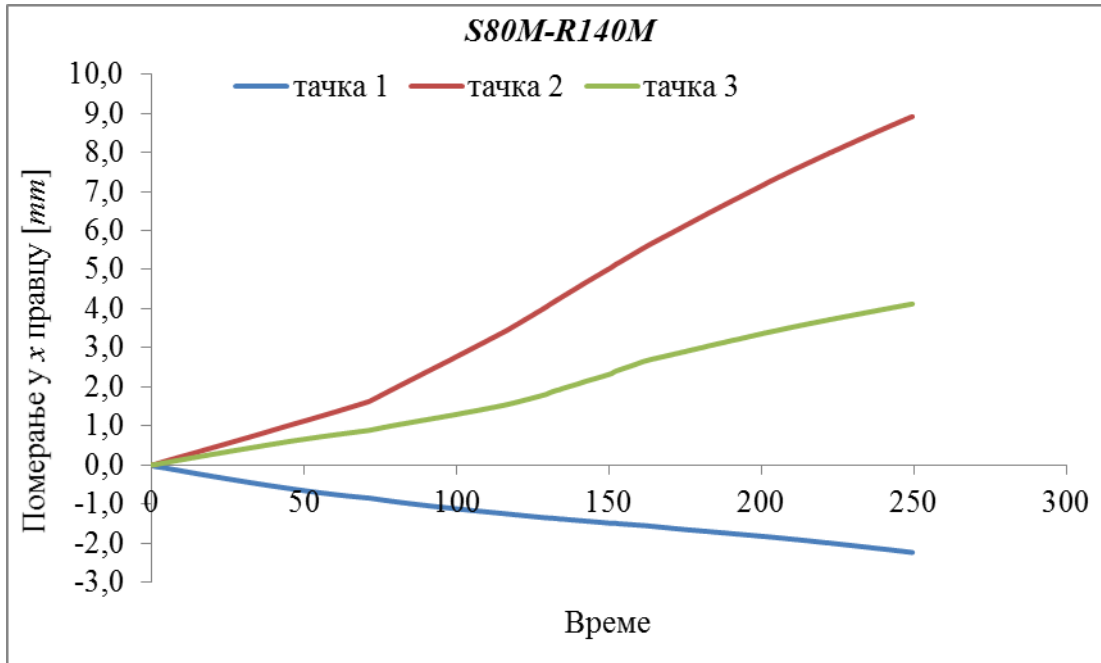
3.4.12 Аналитички модел и нумеричка симулација савијања гредног конектора споја S80M-R140M

Криве момент-ротација за спој *S80M-R140M* добијене нумерички и аналитички применом израза 3.25 приказане су на слици 3.35. Дијаграм очитаног померања у зависности од времена у карактеристичним чворовима који одогуарају тачкама експеримента је приказан на слици 3.36. Са дијаграма се може уочити аналогија са нумеричким резултатима који су у претходном поглављу верификовани експерименталним резултатима. На основу овога може се закључити да се развијени модел коначних елемената доста поуздано може примењивати за одређивање конструкцијских својстава везе.

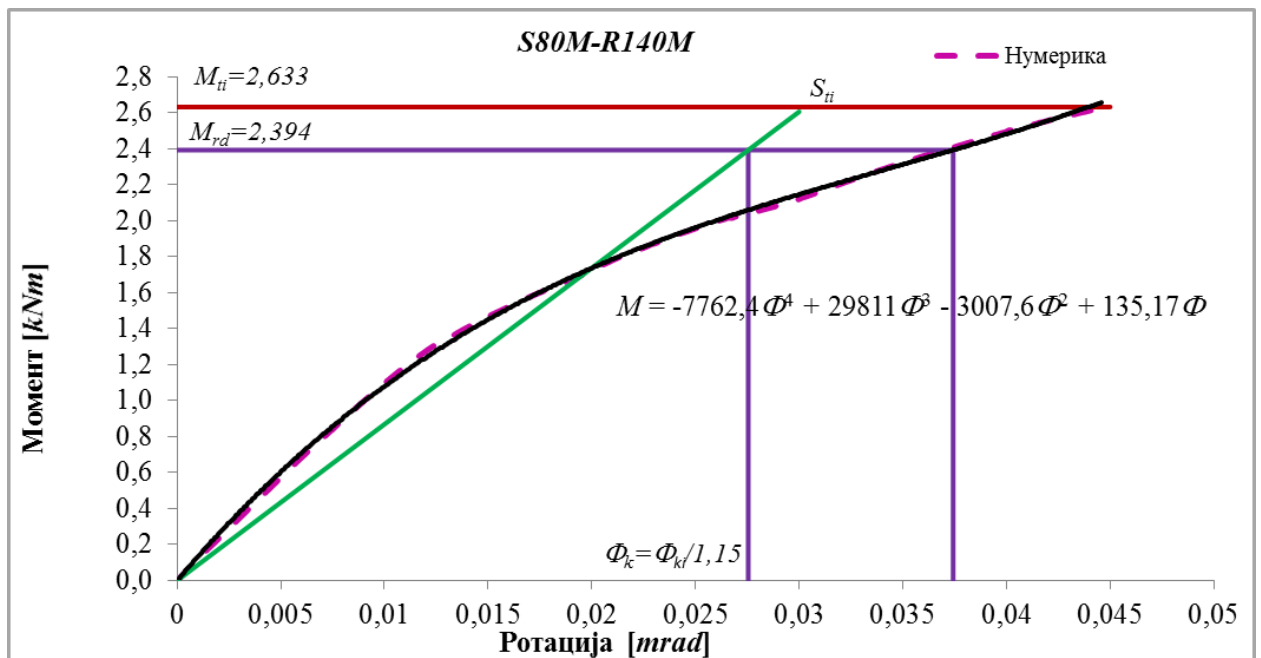


Слика 3.35 Дијаграм момент савијања-ротација за усвојени модел споја

Користећи аналогију са процедуром за одређивање ротационе крутости везе према ФЕМ прописима дефинисану у поглављу 3.4.7, за спој *S80M-R140M* добијена је вредност $73,55 \text{ kNm/rad}$, према дијаграму на слици 3.37. Ограничење које постоји у случају нумеричког модела је примена максималне моментне отпорности као средње вредности при одређивању ротационе крутости. Међутим, поређењем са вредностима датим у табели 3.9 за узорке различитих спојева и коментара утицаја појединих параметара на својства везе може се закључити да развијени нумерички модел може доста поуздано да се примењује за одређивање ротационе крутости и моментне отпорности. За разлику од њега, предложени аналитички модел има доста ограничења. Може се применити за одређивање ротационе крутости у линеарном подручју али не и моментне отпорности.



Слика 3.36 Дијаграм померање-време за усвојени модел споја



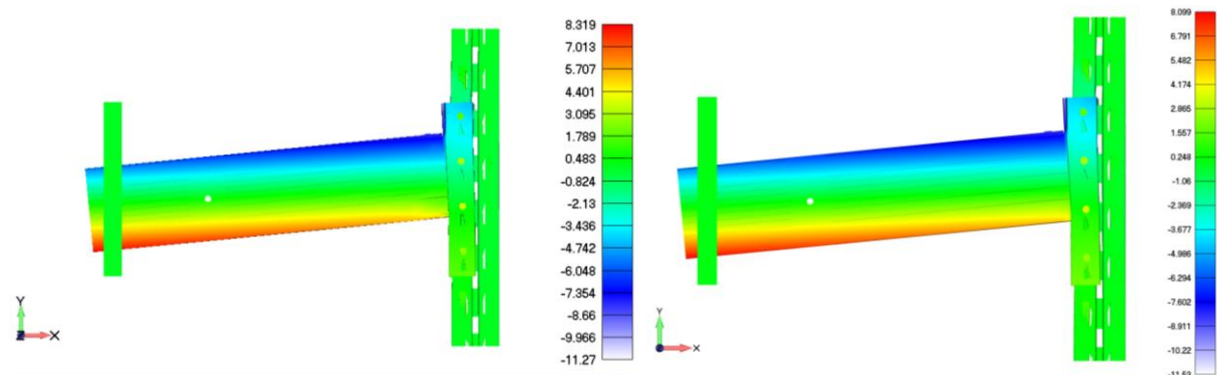
Слика 3.37 Дијаграм момент савијања-ротација за усвојени модел споја

У табели 3.12 приказане су упоредне вредности ротационе крутости добијене експерименталним и нумеричким путем.

На слици 3.38 дат је упоредни приказ поља померања и деформисане конфигурације за нумерички модел узорка Б-8 споја S80M-R140L и нумеричког модела споја S80M-R140M за који није извршено испитивање.

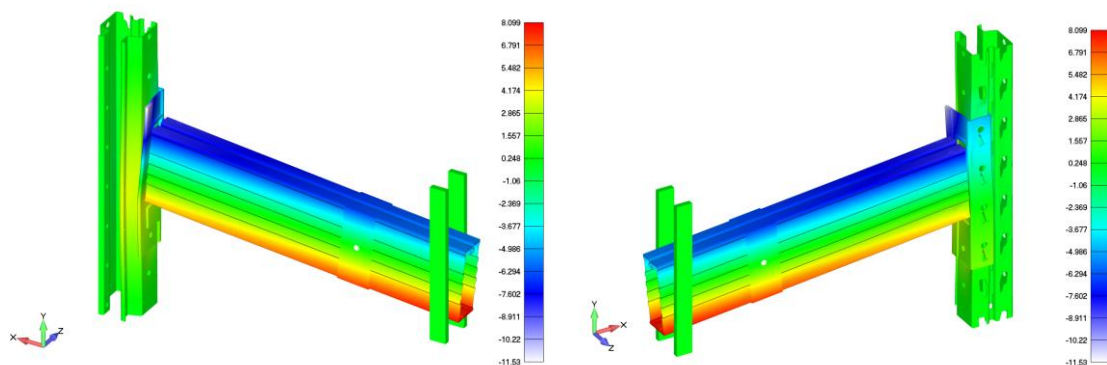
Табела 3.12 Експерименталне и нумеричке вредности ротационе крутости и моментне отпорности

Спој	M_m [kNm]	M_k [kNm]	M_{Rd} [kNm]	S_{ti} [kNm/rad]	S_m [kNm/rad]
S80ML-R140L	2,448	2,329	2,117	60,26	63,42
				64,30	
				62,15	
				66,98	
S80M-R120M	2,258	2,121	1,928	46,22	44,15
				43,05	
				43,43	
				43,90	
S80M-R140L	2,360	2,153	1,957	92,06	94,54
				99,35	
				87,06	
				99,68	
S80M-R140M	2,630	2,630	2,3938		73,55

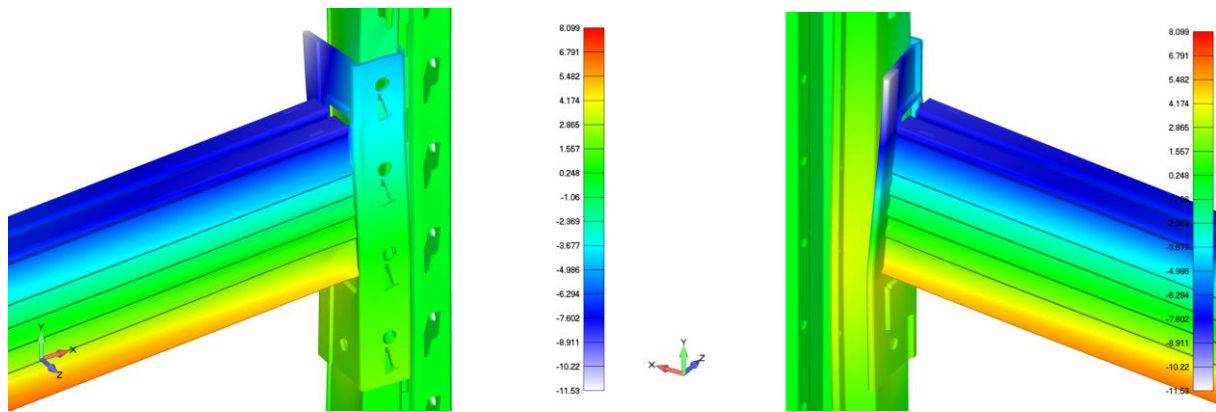


Слика 3.38 Поље померања у X правцу и деформисана конфигурација споја S80M-R140L и споја S80M-R140M

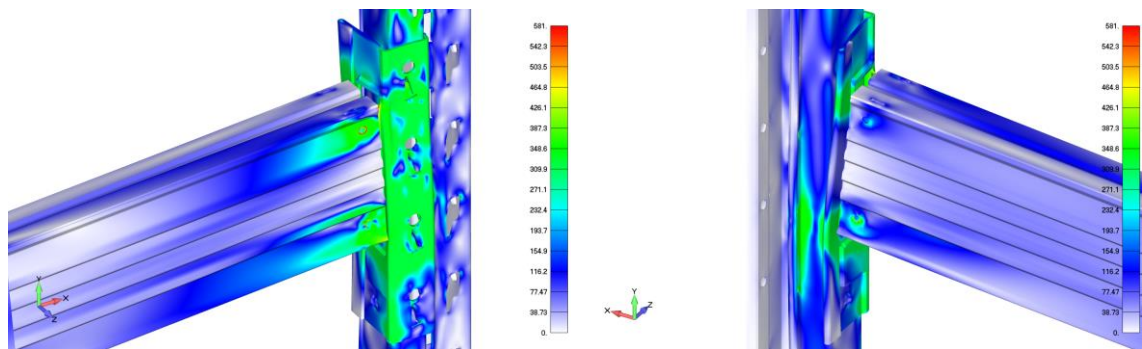
Поље померања у x правцу изражено у [mm] и деформисана конфигурација склопа S80M-R140M су приказани на сликама 3.39 и 3.40. На слици 3.41 је приказано поље еквивалентног напона изражено у [MPa] при достизању максималног момента ротације. Поље еквивалентних пластичних деформација приказано је на слици 3.42.



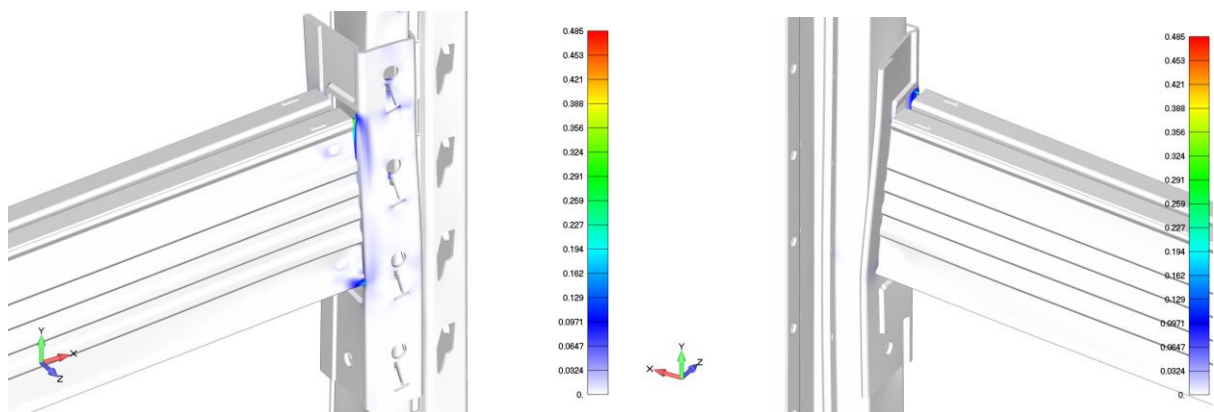
Слика 3.39 Поље померања у X правцу



Слика 3.40 Поље померања у X правцу - детаљи деформисане конфигурације



Слика 3.41 Поље еквивалентног напона



Слика 3.42 Поље еквивалентних пластичних деформација

Примена програма заснованих на методи коначних елемената у анализи конструкција даје следеће предности, [18], [19]:

- Једноставно креирање и измена прорачунских модела потребних за глобалну анализу конструкције али и сваког елемента конструкције посебно,
- Поље напона, односно проверу носивости свих елемената конструкције које се експерименталним путем не може поуздано утврдити,
- Поље померања свих карактеристичних тачака појединих елемената конструкције али и конструкције у целини,
- Анализу утицаја почетних нетачности конструкције, [29], [30], насталих при изради и монтажи на напоне, померања и стабилност.

4 ПРОРАЧУН КОНСТРУКЦИЈЕ РЕГАЛА

4.1 Глобална анализа конструкције регала у подужном правцу

4.1.1 Подела оквирних носача

Код глобалне анализе регалне конструкције треба имати на уму да је реална конструкција регала просторна унутар које се одређени стуб може извијати у две управне равни. Грешка би била ограничавање само на раван у којој се врши поједностављена статичка анализа. Главни недостатак при провери критеријума стабилности у прорачунима регалних конструкција је управо занемаривање могућих равни извијања, јер се ово не одиграва примарно у равни која је рачунски декларисана, него у оној где се извијање физикално иницијално одигра. Стога је потребно извршити анализу стабилности регалне конструкције и у подужном и у попречном правцу. Еврокод 3 и СРПС дају одређена правила која се могу применити за анализу структуре регала, за стубове и носаче који припадају оквирном систему који чини конструкција палетних регала посматрано у подужном правцу.

Једна од најважнијих карактеристика оквирних носача је њихова способност да се својом крутошћу супротставе бочним (хоризонталним) померањима-отклонима, [2], [3], [12]. Бочна померљивост је неповољна особина и са становишта употребљивости, а посебно са становишта глобалне стабилности конструкције. Према крутости на бочна померања оквирни носачи се деле на:

- бочно померљиве (*sway*) и
- бочно непомерљиве (*non sway*).

Оквирни носач је бочно непомерљив ако је његов одговор на хоризонтална оптерећења у својој равни довољно крут, па се са прихватљивом тачношћу могу занемарити додатне унутрашње силе и моменти који настају услед хоризонталних померања његових чворова. У супротном, оквирни носач је бочно померљив, а утицаје услед хоризонталних померања његових чворова треба узети у обзир при његовом прорачуну.

На основу дугогодишњих теоријских и експерименталних истраживања установљен је и експлицитни критеријум за класификацију оквирних носача на бочно померљиве, односно непомерљиве. Према овом, општем критеријуму, оквирни носач се може сматрати бочно непомерљивим за посматрани случај оптерећења, ако је испуњен следећи услов, према [1], [12], [13]:

$$\frac{V_{Sd}}{V_{cr}} \leq 0,1 \text{ односно } \alpha_{cr} = \frac{V_{cr}}{V_{Sd}} \geq 10 \quad (4.1)$$

где су:

V_{cr} - критична вредност укупног вертикалног оптерећења, то јест сума критичних сила по свим стубовима оквирног носача за несиметричан вид извијања,

V_{sd} - рачунска вредност укупног вертикалног оптерећења које делује на посматрани оквирни носач, односно сума вертикалног оптерећења помножена са коефицијентом сигурности.

α_{cr} - коефицијент којим се увећава прорачунско оптерећење да би се изазвала еластична нестабилност глобалног облика.

Код оквирних носача код којих су у сваком нивоу греде везане са свим стубовима, општи критеријум (4.1) може да се поједностави. Наиме, да би се оквирни носач сматрао бочно непомерљивим, хоризонтална померања у нивоу сваког спрата, срачуната по теорији првог реда, услед рачунских оптерећења, како хоризонталних тако и вертикалних, треба да задовоље следећи критеријум:

$$\frac{\delta_{H,Ed}}{h} \cdot \frac{V_{Ed}}{H_{Ed}} \leq 0,1 \quad (4.2)$$

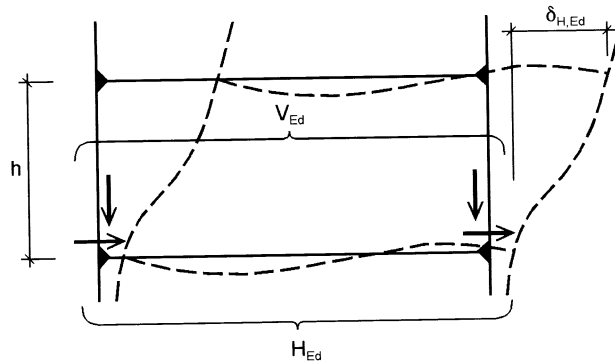
где су:

h - висина спрата,

$\delta_{H,Ed}$ - релативно хоризонтално померање врха спрата срачунато по теорији првог реда,

V_{Ed} - укупно вертикално оптерећење које делује на конструкцију на дну спрата, слика 4.1,

H_{Ed} - прорачунска вредност хоризонталних реакција на дну спрата услед хоризонталног оптерећења и фиктивних хоризонталних сила, слика 4.1.



Слика 4.1 Класификација оквирних носача према бочној померљивости

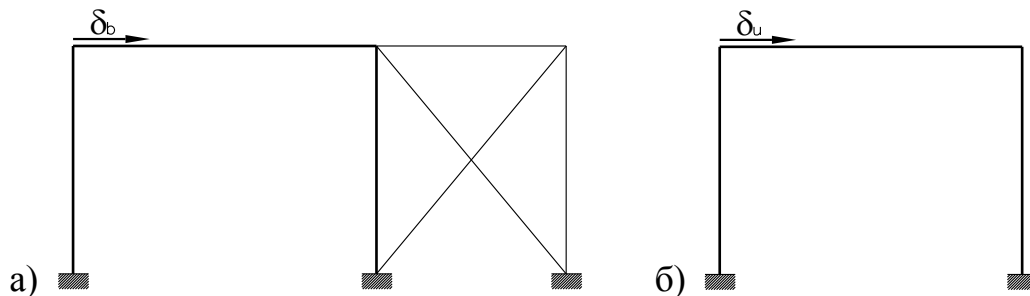
Када су у питању конструкције регала, бочна померања у подужном правцу могу да се спрече или редукују помоћу система за укрућење у виду леђних укрућења, тзв. „спрегова“, слика 1.4. Ако је одговор система за укрућење на хоризонтална померања довољно крут, може се сматрати да он преноси сва хоризонтална оптерећења, а да је оквирни носач ослобођен ових утицаја, односно бочно непомерљив. Челични оквирни носачи се сматрају укрућеним, ако систем за укрућење редукује њихова бочна померања за барем 80%, што се може написати у следећем облику:

$$\delta_b \leq \delta_u / 5 \quad (4.3)$$

где су:

δ_b - хоризонтално померање оквирног носача са системом за укрућење, слика 4.2 а),

δ_u - хоризонтално померање оквирног носача без система за укрућење, слика 4.2 б).

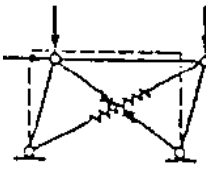
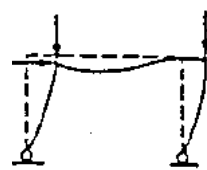
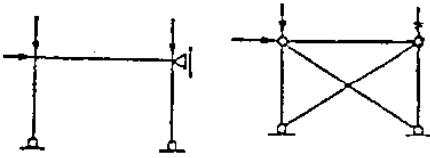
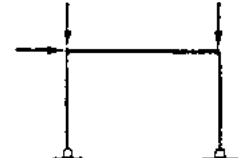


Слика 4.2 Бочна померања оквирног носача: а) са укрућењем; б) без укрућења

Имајући у виду два различита горе поменута критеријума на основу којих се врши подела оквирних носача, они се могу сврстати у четири групе:

- укрућени бочно непомерљиви,
- укрућени бочно померљиви,
- неукрућени бочно непомерљиви и
- неукрућени бочно померљиви.

Табела 4.1 Подела оквирних носача

	Укрућени оквирни носачи	Неукрућени оквирни носачи
Бочно померљиви оквирни носачи		
Бочно непомерљиви оквирни носачи		

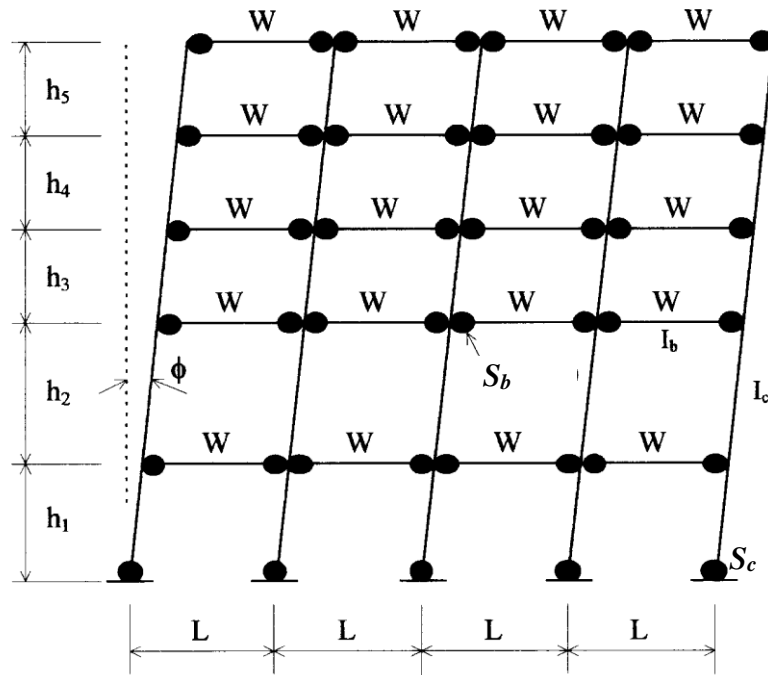
4.1.2 Анализа укрућених и неукрућених регала у подужном правцу

Стабилност у подужном правцу треба проверити анализом која узима у обзир следеће факторе:

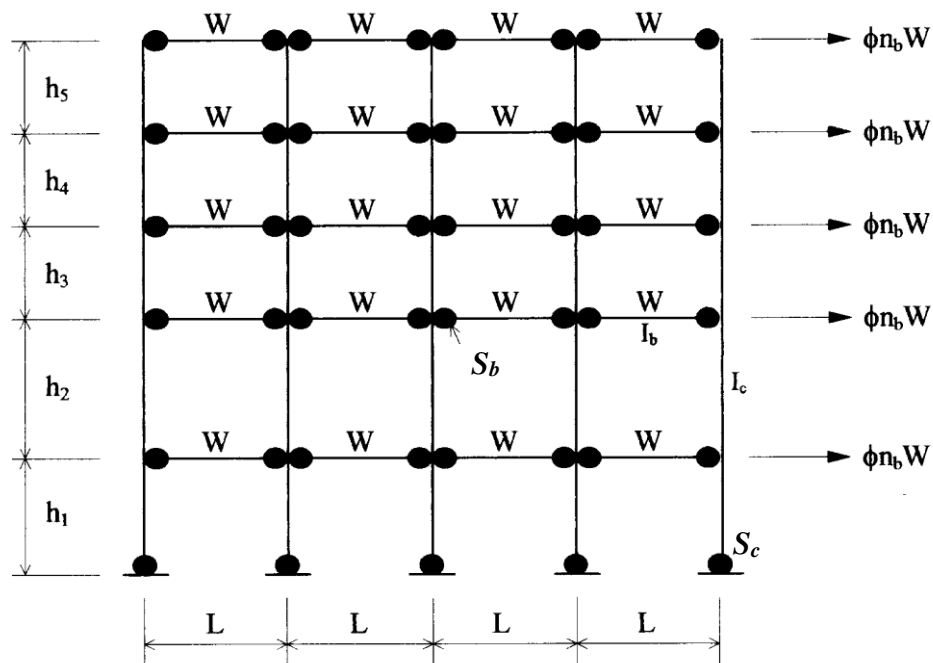
- Дестабилизујуће дејство аксијалне силе притиска у стубовима (ефекти другог реда),
- Карактеристику момент-ротација везе греда-стуб,
- Карактеристику момент-ротација везе стуб-подлога,
- Смичућу крутост система укрућења и њихових веза,
- Карактеристику момент-ротација наставака стубова,
- Дејства услед имперфекција у подужном правцу.

Типични модели за анализу регала у подужном правцу су приказани на сликама 4.3 и 4.4, где се у према [2], [9]:

- W - укупно рачунско оптерећење носача,
- L - распон између стубова,
- h_i - висина i - тог преградка,
- n_b - број одељака у регалу,
- S_b - крутост гредног конектора,
- S_c - крутост везе стуб-подлога,
- I_b - момент инерције греде,
- I_c - момент инерције стуба,

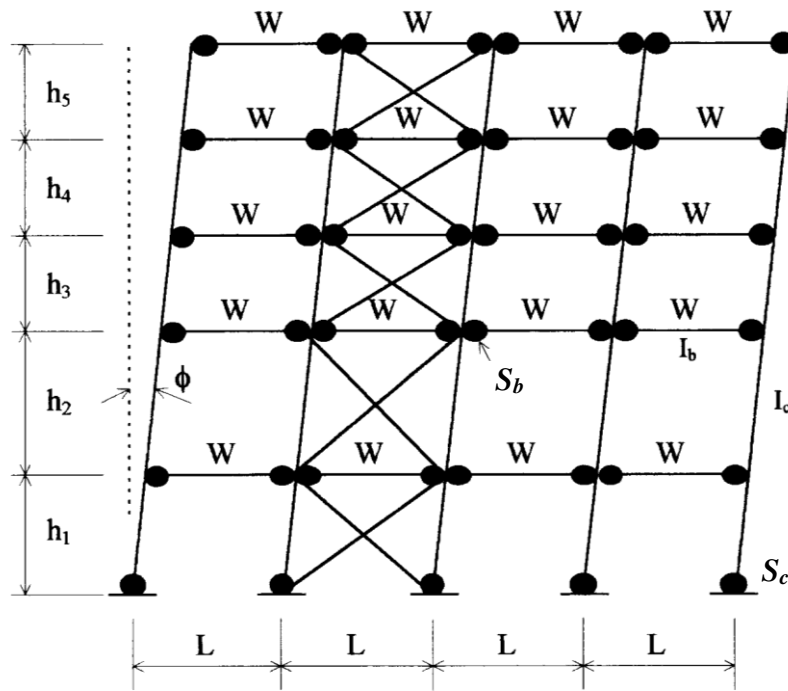
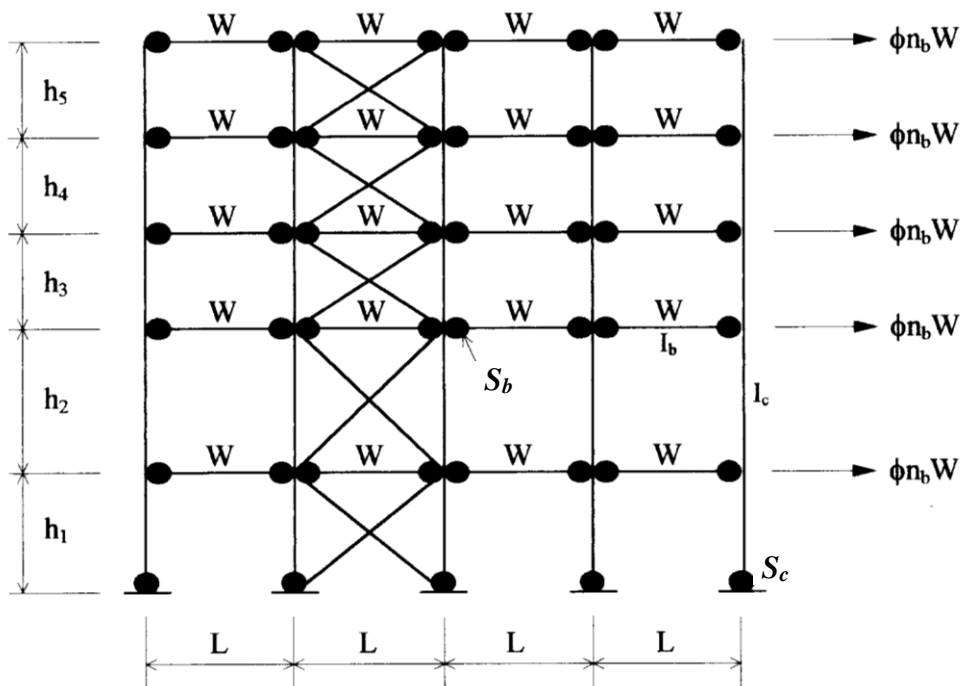


а) Типична неукрућена конфигурација регала са почетним закошењем стубова ϕ



б) Замена почетних имперфекција еквивалентним хоризонталним силама

Слика 4.3 Модел за анализу стабилности неукрућених регала у подужном правцу

а) Типична укрупњена конфигурација регала са почетним закошењем стубова ϕ 

б) Замена почетних имперфекција еквивалентним хоризонталним силама

Слика 4.4 Модел за анализу стабилности укрупњених регала у подужном правцу

Елементи укрупњења уводе додатне аксијалне силе у суседне стубове што треба размотрити при њиховој анализи. Хоризонтална укрупњења такође преносе хоризонталне силе у подужном правцу иза равни вертикалног укрупњења и стога уводе додатне аксијалне силе у суседне стубове. Регали могу бити везани у подужном правцу за зид објекта или неку другу структуру. У том случају се мора одредити вредност сила у елементима за везу, спровести њихов прорачун као и прорачун одговарајућег ослонца.

4.1.3 Комбинација оптерећења за глобалну анализу у подужном правцу

У подужном правцу, структуру регала треба анализирати за комбинације следећих оптерећења, [2], [9]:

- Стално оптерећење,
- Оптерећење услед ускладишеног терета (укључујући оптерећење улагања),
- Оптерећење услед пешачких стаза или подеста,
- Дејства услед имперфекција у подужном правцу,
- Оптерећења услед дејства транспортно-манипулативних (ТМ) средстава.
- Сеизмичка дејства, [32].

Елементи конструкције регала у сличају самоносивих складишта морају се проверити и на дејство ветра, снега и леда, како у подужном, тако и у попречном правцу, детаљно дефинисано у [1], [31], [32].

При разматрању оптерећења које потиче од ускладишеног терета, треба разматрати најнеповољнији случај оптерећења узимајући у обзир следеће аспекте:

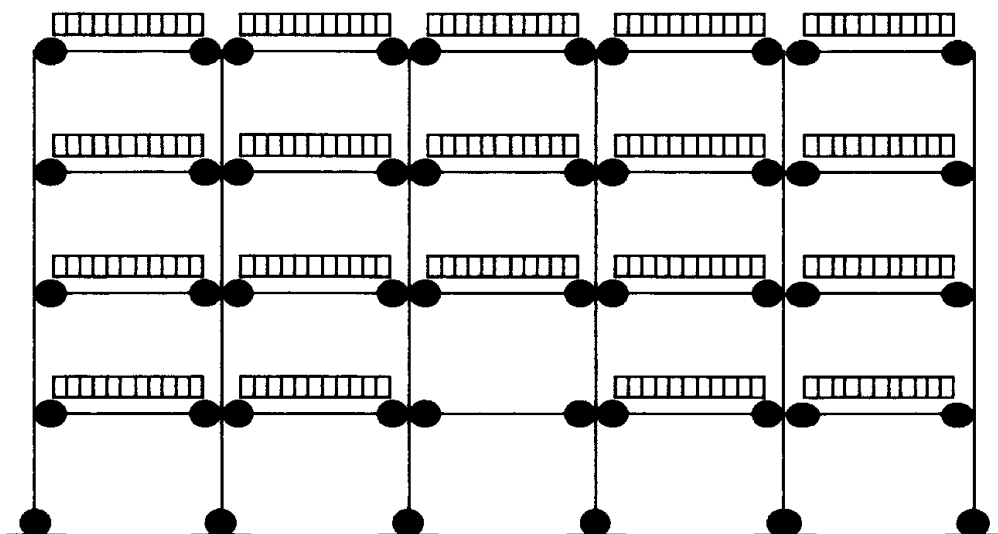
- Глобалну стабилност у подужном правцу,
- Савијање и извијање стубова,
- Савијање греда и момент савијања на средини распона,
- Моменти веза.

За анализу глобалне стабилности у подужном правцу, довољно је разматрати потпуно оптерећену структуру са дејствима услед имперфекција.

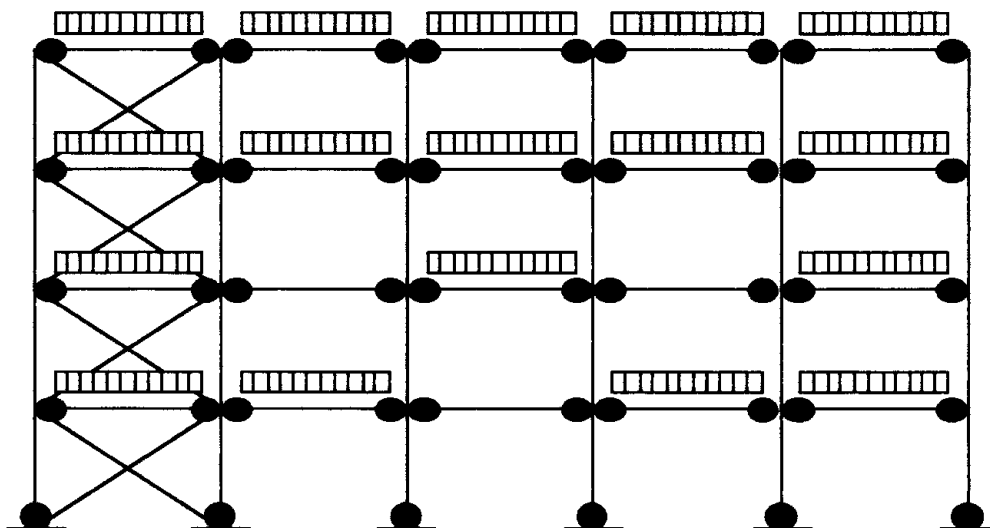
За прорачун стубова, потребно је разматрати потпуно оптерећену структуру са изузетком једног неоптерећеног носача близу средине регала у најнижем нивоу, као што је приказано на слици 4.5 а). Код укрућених регала, одговарајући случај оптерећења је приказан на слици 4.5 б).

Ако је најнижи ниво носача близу подлоге, критичнији случај оптерећења је изостављање оптерећења одговарајућег носача на другом нивоу, слика 4.5 ц).

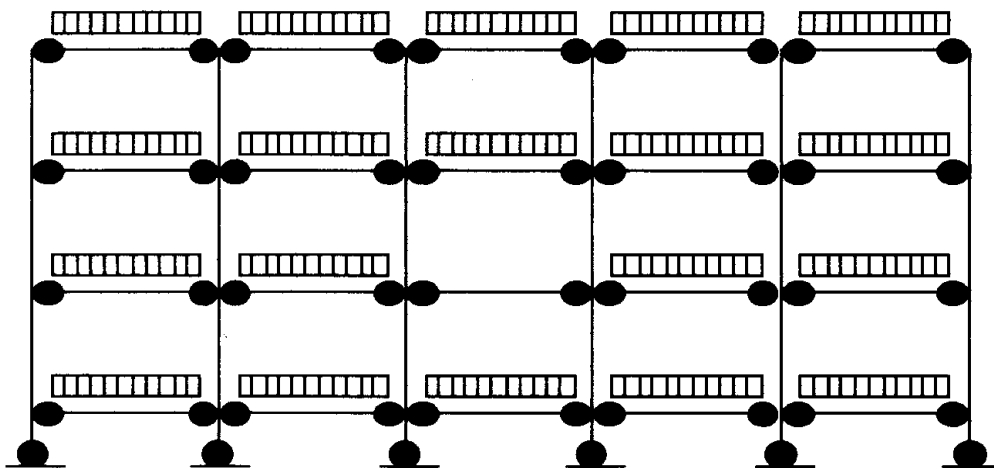
Анализа у подужном правцу првенствено узима у обзир утицај аксијалног оптерећења и момента савијања у подужном правцу у стубовима вертикалних рамова.



а) Типични случај оптерећења за неукрућени регал



б) Типични случај оптерећења за укрупњени регал



ц) Додатни случај за први ниво носача блузу подлоге

Слика 4.5 Случајеви оптерећења за подужни правац

4.2 Глобална анализа конструкције регала у попречном правцу

4.2.1 Опште напомене

Постојање притиснутих носећих елемената регалне конструкције уз потребу за минимални утрошак материјала условили су употребу вишеделних (сложених) штапова при изради вертикалних рамова. Вишеделни штапови се формирају од два или више самосталних елемената једноделног попречног пресека који су постављени на одређеном растојању и местимично су међусобно повезани зглобно везаним дијагоналним и евентуално хоризонталним елементима ("решетки" штап) или круто везаним пречкама ("оквирни" штап), према [1]. Дефиниција и основни типови вертикалних рамова који се користе у регалним конструкцијама дати су у поглављу 1.2. Самостални елементи вишеделног штапа постављени су на извесном растојању од тежишта укупног пресека, па је на тај начин повећан момент инерције у односу на

једну од главних оса без значајног повећања утрошка материјала. Код вишеделних штапова карактеристична је нематеријална оса која је једна од главних оса попречног пресека. Нематеријална оса не сече ни један самостални елемент, односно не пролази кроз пуни део попречног пресека. Друга главна оса може бити такође нематеријална, али је чешће материјална. Материјална оса, супротно нематеријалној, пролази кроз попречни пресек самосталних елемената. Везни елементи, којима се самостални елементи повезују, постављају се увек у равнима управним на нематеријалну осу.

При деловању силе притиска осим провере глобалне стабилности у попречном правцу, разматрањем штапа као целине (извијање око нематеријалне и материјалне осе) неопходно је извршити и контролу локалне стабилности самосталних елемената и то у средини и на крају вишеделног штапа. У средини штапа, уз нормалну силу јавља се и максимални момент савијања који изазива додатно аксијално напрезање самосталних елемената. У крајњем пољу вишеделног штапа доминантан је утицај трансверзалних сила, [23], [24].

Поред провере глобалне и локалне стабилности вишеделног штапа неопходно је извршити контролу напона у везним елементима. Код вишеделних штапова рамовског типа спојни лимови прорачунавају се да приме утицаје смичућих сила и момената. Штапови испуне код вишеделних носача решеткастог типа димензионишу се да приме нормалну силу.

Такође је потребно прорачунати везе спојних лимова односно штапова испуне за самосталне елементе према утицајима на основу којих су везни елементи димензионисани. Дакле везе спојних лимова се димензионишу на основу момента и смичуће силе, а везе решеткастих штапова испуне према нормалној сили.

Приступ провере стабилности вишеделних штапова према Еврокоду 3 и СРПС суштински се не разликује. Постоји само разлика у почетном приступу јер код Еврокода провера одговара концепту граничног стања стабилности, док према СРПС одговара концепту допуштених напона.

4.2.2 Анализа укрућених и неукрућених регала у попречном правцу

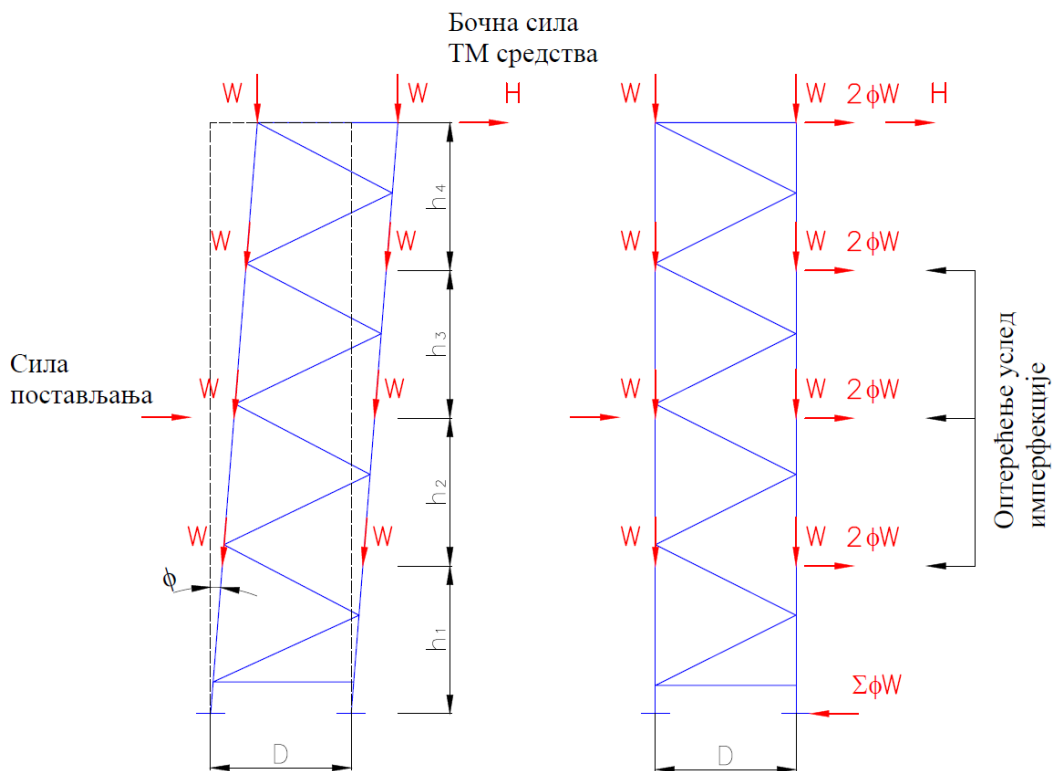
Стабилност у попречном правцу треба проверити анализом која узима у обзир следеће факторе [2], [9]:

- Смичућу крутост система укрућења укључујући крутост веза између стубова и елемента укрућења,
- Карактеристику момент-ротација наставака стубова,
- Оптерећење које потиче од ТМ средстава,
- Карактеристику момент-ротација везе стуба и подлоге,
- Глобалну стабилност вертикалног рама,
- Дејства услед имперфекција у попречном правцу.

Уобичајено је да се подразумева да је веза између стуба и подлоге крута.

Типични модели за анализу у попречном правцу су приказани на слици 4.6.

Регали могу бити везани у попречном правцу за зид објекта или неку другу структуру. У том случају се мора одредити вредност сила у елементима за везу, спровести њихов прорачун као и прорачун одговарајућег ослоња.



Слика 4.6 Модел за анализу стабилности регала у попречном правцу

4.2.3 Комбинација оптерећења за глобалну анализу у попречном правцу

У попречном правцу, структуру регала треба анализирати за комбинације следећих оптерећења, [2], [9]:

- Стално оптерећење,
- Оптерећење услед ускладиштеног терета (укључујући оптерећење улагања),
- Оптерећење услед пешачких стаза или подеста,
- Дејства услед имперфекција у попречном правцу,
- Оптерећења услед дејства ТМ средстава.
- Сеизмичка дејства

У попречном правцу се не разматрају посебни случајеви оптерећења као код подужног правца, приказани на сликама 4.1 а) - ц)

4.3 Случајеви оптерећења

Узимајући у обзир све претходно дефинисане услове и дејства на конструкцију, при анализи структуре регала разматрају се следећи случајеви оптерећења у подужном правцу:

Д1 Палетни терет са γ_0 без имперфекција и оптерећења постављања

Д2 Палетни терет и имперфекције са γ_0 без оптерећења постављања

Д3 Палетни терет, имперфекције и оптерећења постављања са $0,9\gamma_0$

Када је у питању попречни правац, разматрају се следећи случајеви оптерећења:

Ц1 Палетни терет са γ_Q без имперфекција и оптерећења постављања

Ц2 Палетни терет и имперфекције са γ_Q без оптерећења постављања

Ц3 Палетни терет, имперфекције и оптерећења постављања на највишем нивоу са $0,9\gamma_Q$

Ц4 Палетни терет, имперфекције и оптерећења постављања у оквиру стуба са $0,9\gamma_Q$

4.4 Методе глобалне анализа према геометрији конструкције

У општем случају силе и моменти у пресецима могу да се одреде коришћењем било:

- анализе првог реда, користећи почетну геометрију конструкције, или
- анализе другог реда, узимајући у обзир утицај деформација конструкције.

Савремене тенденције прорачуна регалне конструкције су да се прорачунским моделом што је могуће тачније опише њено понашање под дејством спољашњег оптерећења. Стога се при прорачуну узимају у обзир и имперфекције, односно одступања основне геометрије од пројектоване геометрије. Ове имперфекције су последица несавршености у процесу производње и монтаже, а морају се кретати у оквиру прописаних толеранција за извођење и монтажу, [2], [33]. Анализа првог реда може да се користи за прорачун регалне конструкције, ако повећање релевантних сила и момената у пресецима, или друге промене у понашању конструкције изазване деформацијама могу да се занемаре. Утицаје деформисане геометрије (утицаје другог реда) треба разматрати ако значајно повећавају утицаје од дејства, или значајно мењају понашање конструкције. Провера стабилности оквирних носача треба да се спроведе водећи рачуна о имперфекцијама и утицајима другог реда.

У складу са типом оквирног носача и глобалне анализе утицаји другог реда и имперфекција могу да се узму на један од следећих начина:

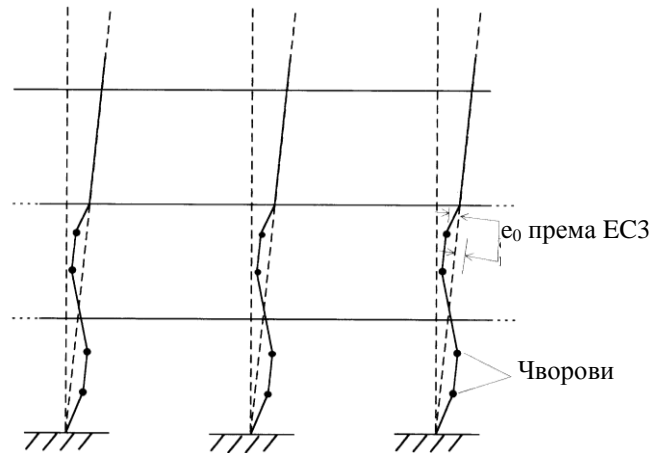
- a) и једни и други у потпуности путем глобалне анализе,
- b) делом глобалном анализом, а делом кроз проверу појединачне стабилности елемената према [2],
- c) за основне случајеве, појединачном провером стабилности еквивалентних елемената према [2], користећи одговарајуће дужине извијања у складу са глобалним обликом извијања конструкције.

Када се користи анализа другог реда са почетним закривљењем елемената стуба, довољно је укључити закривљење у стубовима на два најнижа преградка, слика 4.7.

У складу са претходном анализом, стабилност појединачних елемената треба да буде проверена на следећи начин:

- a) уколико су утицаји другог реда у појединачним елементима и њихове одговарајуће имперфекције у потпуности узети у обзир у глобалној анализи, није потребна провера појединачне стабилности елемената у складу са [2],
- b) уколико утицаји другог реда у појединачним елементима, или извесне имперфекције појединачних елемената (нпр. имперфекције елемената за флексионо и/или флексионо-торзионо извијање) нису у потпуности узети у обзир у глобалној анализи, појединачна стабилност елемената треба да се провери према одговарајућим критеријумима из [2], за утицаје који нису

обухваћени глобалном анализом. Ова провера треба да узме у обзир моменте на крајевима елемента и силе из глобалне анализе конструкције, укључујући глобалне утицаје другог реда и глобалне имперфекције када је то од значаја и заснива се на дужини извијања која је једнака системној дужини.



Слика 4.7 Почетна имперфекција закривљења у анализи другог реда

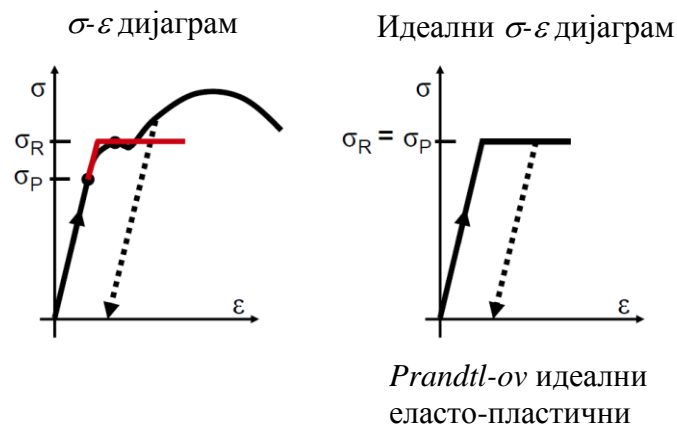
Када се стабилност оквирног носача одређује методом еквивалентног стуба према [2], вредности дужине извијања треба да буду засноване на глобалном моделу извијања оквирног носача узимајући у обзир крутост елемената и веза, присуство пластичних зглобова и расподелу сила притисака услед прорачунских оптерећења. У овом случају momenti и силе у пресецима који се користе при провери носивости се одређују према теорији првог реда не узимајући у обзир имперфекције.

4.5 Методе глобалне анализа према материјалној нелинеарности

Методe анализа које узимају у обзир материјалне нелинеарности су:

- еластична глобална анализа, или
- пластична глобална анализа.

Еластична глобална анализа може да се примењује у свим случајевима. Она се заснива на претпоставци да је веза између напона и дилатације линеарна без обзира на ниво напона, слика 4.8.



Слика 4.8 Идеално пластични материјал

Пластична глобална анализа може да се примењује само када конструкција има довољан капацитет ротације на стварним местима пластичних зглобова, било да су они у елементима или везама. Када се пластични зглоб појављује у елементу, попречни пресек елемента треба да буде обострано симетричан или моно симетричан са равни симетрије која је у истој равни као и ротација пластичног зглоба и треба да задовољи захтеве које треба да имају попречни пресеци за пластичну глобалну анализу [2]. Пластични зглоб је попречни пресек у конструкцији где су напрезања максимално искоришћења па се за повећање оптерећења тај пресек понаша као зглоб. У пластичном зглобу момент није једнак нули већ је једнак тзв. пластичном моменту.

За прорачун статичких утицаја код оквирних носача могу да се користе различите методе теорије конструкција:

- (i) еластична анализа првог реда - линеарно еластична веза напон-деформација без обзира на ниво напрезања, услови равнотеже на недеформисаном елементу.
- (ii) еластична анализа другог реда - линеарно еластична веза напон-деформација без обзира на ниво напрезања, услови равнотеже на деформисаном елементу.
- (iii) круто-пластична анализа првог реда - билинеарна круто-пластична веза напон-деформација, услови равнотеже на недеформисаном елементу.
- (iv) еласто-пластична анализа првог реда - билинеарна еласто-пластична веза напон-деформација, услови равнотеже на недеформисаном елементу.
- (v) круто-пластична анализа другог реда - билинеарна круто-пластична веза напон-деформација, услови равнотеже на деформисаном елементу.
- (vi) еласто-пластична анализа другог реда - билинеарна еласто-пластична веза напон-деформација, услови равнотеже на деформисаном елементу.

Метода глобалне анализе која ће бити примењена за одређивање унутрашњих сила и момената код једног оквирног носача зависи од тога да ли је он укрупњен или неукрупњен, односно бочно померљив или непомерљив. Код бочно непомерљивих или укрупњених оквирних носача утицаји другог реда су занемарљиви, па се без већих утицаја на тачност, може користити еластична или пластична анализа првог реда. У случају бочно померљивих оквирних носача, у које спадају конструкције регала без укрупњења, ови утицаји се не смеју занемарити.

При еластичној глобалној анализи, утицају другог реда треба да се уведу, коришћењем једне од следећих метода глобалне анализе:

1) Еластична анализа другог реда ако је $V_{sd}/V_{cr} > 0,3$ односно $\alpha_{cr} < 3,3$

Када се користи еластична глобална анализа другог реда, за прорачун елемената могу се користити дужине извијања у равни одређене за губитак стабилности система са непомерљивим чворовима.

2) Еластична анализа првог реда са увећаним моментима услед бочне померљивости ако је $0,1 < V_{sd}/V_{cr} \leq 0,3$

Метода увећаних момената услед бочне померљивости заснива се на повећавању момената, који су последица хоризонталних померања чворова оквирног носача, срачунатих по еластичној анализи првог реда, множећи их са односом:

$$\frac{1}{1 - V_{sd}/V_{cr}} = \frac{1}{1 - 1/\alpha_{cr}} \quad (4.3)$$

За вишеспратне оквирне носаче утицаји бочног померања другог реда могу да се срачунају помоћу описаног поступка уколико сви спратови имају сличну расподелу вертикалног оптерећења, расподелу хоризонталног оптерећења и расподелу крутости оквирног носача у погледу смичућих сила које делују у оквиру спрата.

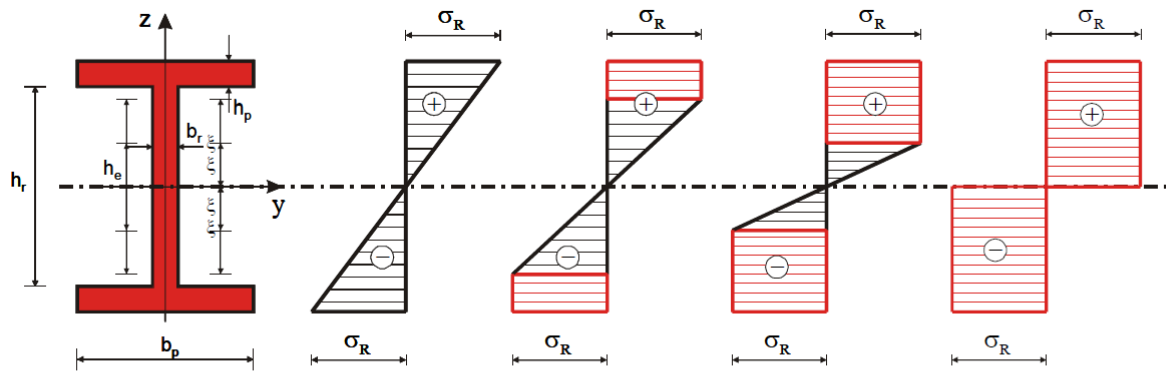
Када се примењује метода увећаних момената услед бочне померљивости, при прорачуну елемената могу се користити дужине извијања одређене за губитак стабилности система са непомерљивим чворовима.

3) Еластична анализа првог реда са дужинама извијања за губитак стабилности система са померљивим чворовима

Ако се за прорачун стубова користи еластична анализа првог реда са дужинама извијања за губитак стабилности система са померљивим чворовима, моменте услед бочне померљивости у гредима и везама греда-стуб треба помножити са најмање 1,2, сем ако се анализом не покаже да је адекватна нека мања вредност. На овај начин се индиректно, преко дужине извијања стубова уводе утицаји другог реда.

Пластична глобална анализа узима у обзир утицаје материјалне нелинеарности при прорачуну утицаја од дејства на конструкцију. Понашање конструкције треба да се моделира према једној од следећих метода:

- еласто - пластичном анализом са пластификованим пресецима и/или везама на местима пластичних зглобова. Попречни пресек остаје потпуно еластичан све док напони у крајњим влакнима не достигну границу развлачења. Када момент настави да се повећава, пресек се постепено пластификује сходно томе како се пластификација шири по попречном пресеку, а пластичне деформације се простиру дуж елемента, слика 4.9.
- нелинеарном пластичном анализом узимајући у обзир делимичну пластификацију елемената у пластичним зонама,
- круто - пластичном анализом занемарујући еластично понашање између зглобова



σ_R – Граница течења

Момент при коме долази до попуштања крајњих влакана попречног пресека:

$$M_R = \sigma_R \cdot \frac{I_y}{Z_{\max}} = \sigma_R \cdot W_y$$

W_y - Отпорни момент попречног пресека у еластичном стадијуму савијања греде

Слика 4.9 Греда I пресека под деловањем момента савијања

Пластична анализа може да се користи када су елементи способни да омогуће довољан капацитет ротације да би се остварила захтевана прерасподела момента. Пластична анализа треба да се примењује само када може да се обезбеди стабилност елемената на местима пластичних зглобова. Круто-пластична анализа може да се примењује ако утицај деформисане геометрије (на пример утицај другог реда) не мора да се разматра.

4.5.1 Еластична глобална анализа првог реда

Унутрашње силе и моменти могу се код укрупњених или бочно померљивих оквирних носача одредити применом еластичне глобалне анализе првог реда. Провера глобалне стабилности оквирног носача може се код оваквих оквирних носача заменити са провером појединачних стубова као што је приказано на слици 2.10. Стубови се могу издвојити од оквирног носача и посматрати као самостални елементи са одговарајућим унутрашњим силама и моментима који су добијени глобалном анализом узимајући у обзир утицај полукрутих веза. Као дужина извијања стубова може се користити његова системна дужина што даје резултате на страни сигурности. Међутим како су стубови саставни део оквирног носача показало се у већини случајева да коришћење системне дужине стуба као дужине извијања даје прилично конзервативне резултате, па се показало да коришћење ефективне дужине извијања доводи до реалних резултата код укрупњених оквирних носача. Након прорачуна стуба, греда као и веза пројектују се тако да отказ стуба буде меродаван, па се може рећи да примена еластичне глобалне анализе првог реда доводи до оквирних носача са slabим стубовима и јаким гредама.

Стварна расподела момента савијања при отказу разликује се од оне која је добијена еластичном глобалном анализом првог реда. Ова промена настаје стога што моменти на крајевима греде морају да стабилизују стуб, што може довести до тога да момент савијања у греди прекорачи $ql^2/8$. При отказу стуба момент на његовом врху може чак и да промени знак.

4.5.2 Пластична глобална анализа првог реда

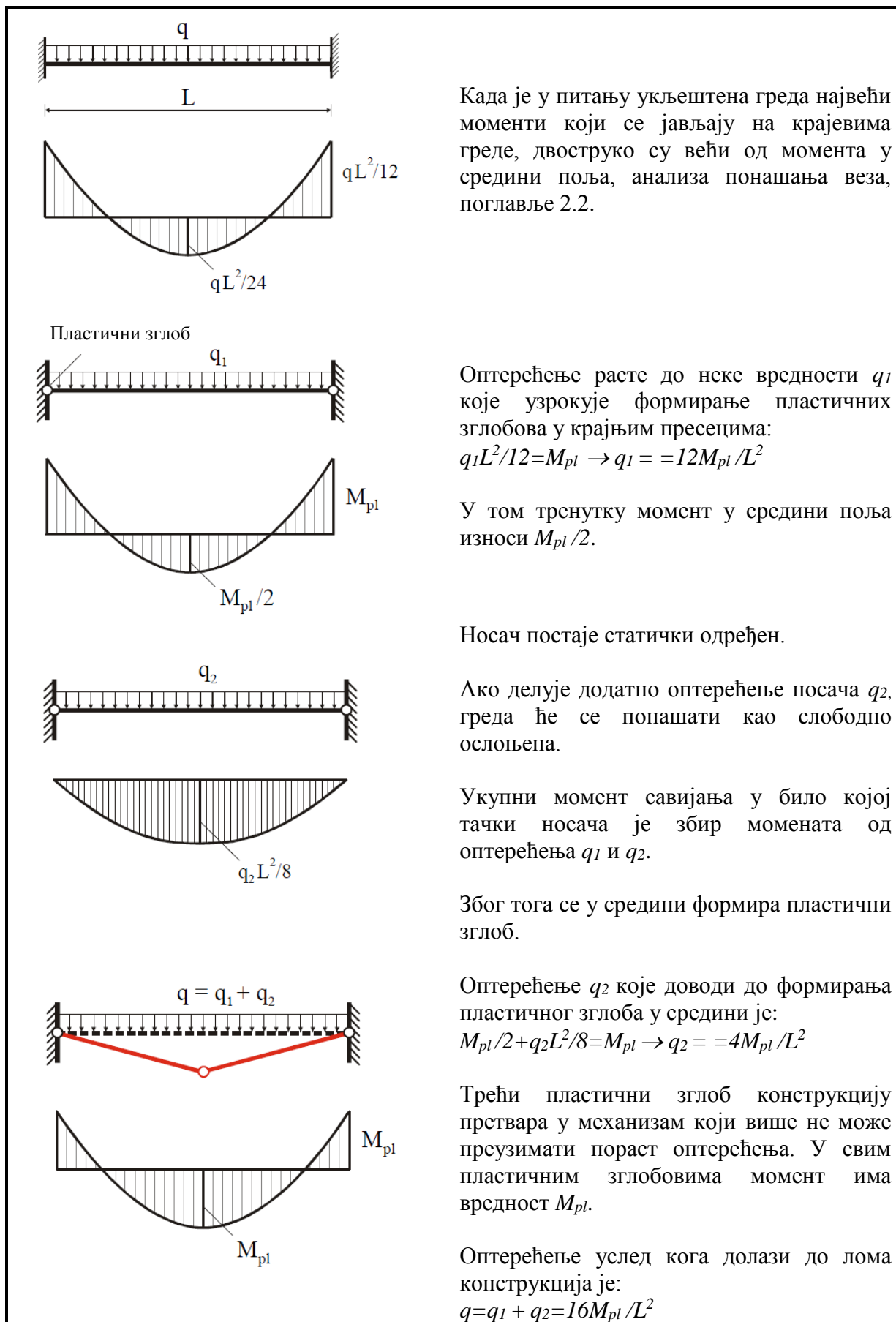
4.5.2.1 Укрупњени регали

Примена пластичне анализе првог реда код укрупњених оквирних носача доводи до оквирних носача са јаким стубовима и slabим гредама. Ово је због тога што се прво пројектују греде коришћењем пластичне расподеле момената уз формирање пластичних зглобова. Механизам лома се формира образовањем пластичних зглобова у средини распона и на крајевима греде. Стубови се пројектују тако да не доживе колапс пре него што дође до отказа греде формирањем гредног механизма.

Када је отпорност везе греда-стуб мања од отпорности греде (делимично отпорна веза) пластични зглоб ће се јавити на месту саме везе. Ако ово није случај, пластични моменти ће се јавити на самом крају греде, непосредно уз везу. Пластични зглоб се такође може јавити и на стубу уколико је редукована моментна отпорност стуба услед дејства аксијалних сила мања од отпорности греде и везе.

Да би се образовали пластични зглобови мора доћи до прерасподеле момената. Прерасподела момената је могућа само ако делови греде који су достигли своју пуну пластичну отпорност имају довољан капацитет ротације. Редослед формирања пластичних зглобова зависи од моментне отпорности крутости везе у односу на греду. У случају релативно крутих веза, пластични зглобови се прво формирају на крајевима па тек након извесне ротације у средини поља греде. У овом случају везе морају имати довољан капацитет ротације. Код веза са релативно ниском крутошћу зглобови се прво формирају у средини распона греде. У таквим случајевима нема посебних захтева собзиром на ротациони капацитет везе, међутим, гредна мора да има попречни пресек који омогућава несметану ротацију и даљу прерасподелу момената (попречни пресек класе 1).

Табела 4.2 Гредни механизам



Када се пластични зглобови прво јављају на месту везе, за греду са делимично отпорним везама оптерећену једнако подељеним оптерећењем, табела 4.2, минимални капацитет ротације може се извести на следећи начин, [22].

Обртање пресека над ослонцем једнако је обртању просте греде под дејством једнако подељеног оптерећења умањеном за обртање просте греде услед момента савијања (једначина гредне линије):

$$\Phi = \frac{ql^3}{24EI} - \frac{M_{j,Ed}l}{2EI} = \frac{Wl^2}{24EI} - \frac{M_{j,Ed}l}{2EI} \quad (4.4)$$

Момент услед спољашњег оптерећења које делује на греду мора бити мањи или једнак од суме момената отпорности греде и везе:

$$M_u = \frac{ql^2}{8} \leq M_{b,pl,Rd} + M_{j,Rd} \quad (4.5)$$

Док је конектор еластичан:

$$\Phi = \frac{M_{j,Ed}}{S_j} \quad (4.6)$$

Из једначине (4.4) можемо изразити вредност момента савијања у конектору:

$$\begin{aligned} \frac{M_{j,Ed}}{S_j} &= \frac{Wl^2}{24EI} - \frac{M_{j,Ed}l}{2EI} \Rightarrow \\ M_{j,Ed} &= \frac{Wl^2}{24EI} \left(\frac{2S_j EI}{2EI + S_j l} \right) = \frac{Wl^2}{12} \left(\frac{S_j}{l \left(\frac{2EI}{l} + S_j \right)} \right) = \frac{Wl}{12} \left(\frac{1}{1 + \frac{2EI}{S_j l}} \right) \end{aligned} \quad (4.7)$$

Вредност оптерећења при коме долази до формирања пластичног зглоба у ослонцима је:

$$W_B = \frac{12M_{j,Rd}}{l} \left(1 + \frac{2EI}{S_j l} \right) \quad (4.8)$$

Момент у средини греде на основу једначине (4.5) износи:

$$M_{b,Ed} = \frac{Wl}{8} - \frac{Wl}{12} \left(\frac{1}{1 + \frac{2EI}{S_j l}} \right) = \frac{Wl}{8} \left(1 - \frac{\frac{2}{3}}{\left(1 + \frac{2EI}{S_j l} \right)} \right) \quad (4.9)$$

Вредност оптерећења при коме долази до формирања пластичног зглоба у средини греде је :

$$W_C = \frac{8M_{b,pl,Rd}}{l} \frac{1}{\left(1 - \frac{\frac{2}{3}}{\left(1 + \frac{2EI}{S_j l} \right)} \right)} \quad (4.10)$$

Формирањем пластичног зглоба у конектору добија се из (4.8) и (4.10) да је:

$$\frac{12M_{j,Rd}}{l} \left(1 + \frac{2EI}{S_j l} \right) \leq \frac{8M_{b,pl,Rd}}{l} \left(\frac{1}{1 - \frac{\frac{2}{3}}{\left(1 + \frac{2EI}{S_j l} \right)}} \right) \quad (4.11)$$

Сређивањем ове неједнакости добија се:

$$M_{j,Rd} \leq \frac{2M_{b,pl,Rd}}{\left(1 + \frac{6EI}{S_j l} \right)} \quad (4.12)$$

Оптерећење до којег долази до слома конструкције формирањем гредног механизма при чему у свим пластичним зглобовима momenti имају горе изражене вредности је:

$$\begin{aligned} \frac{Wl}{8} &= M_{b,pl,Rd} + M_{j,Rd} \Rightarrow \\ W_d &= \frac{8}{l} (M_{b,pl,Rd} + M_{j,Rd}) \end{aligned} \quad (4.13)$$

Такође је минимални захтевани ротациони капацитет везе:

$$\begin{aligned} \Phi_d &= \frac{W_d l^2}{24EI} - \frac{M_{j,Rd} l}{2EI} = \frac{l}{3EI} (M_{b,pl,Rd} + M_{j,Rd}) - \frac{M_{j,Rd} l}{2EI} \\ \Phi_d &= \frac{l}{6EI} (2M_{b,pl,Rd} - M_{j,Rd}) \end{aligned} \quad (4.14)$$

У случају греда са потпуно отпорним везама код којих је моментна отпорност везе једнака отпорности греде овај услов се модификује на следећи начин:

$$\Phi_d = \frac{l \cdot M_{b,pl,Rd}}{6EI} \quad (4.15)$$

Претходна анализа се односи на носаче у оквиру регала који су окружени такође оптерећеним носачима, што значи да „флексибилност“ стубова нема утицај, и пуна крутост конектора се узима у обзир S_j . Ипак, ако је носач који се разматра узет са врха регала, разматра се као поједначна греда и тада је вредност крутости конектора S_e дата изразом:

$$S_e = \frac{S}{\left(1 + \frac{kh}{3EI_u} \right)} \quad (4.16)$$

Провера отпорности стубова спроводи се након димензионисања греде, коришћењем интерактивне формуле. При пројектовању стубова треба их, осим нормалним силама оптеретити и моментима који делују на месту везе греда-стуб и једнаки су моментима отпорности везе који настају приликом формирања гредног

механизма. Међутим, треба обратити пажњу да када веза пластификује, односно достигне момент пластичне отпорности, греда више не може да обезбеди стубу изван степен укљештења као у случају еластичног прорачуна. Стога при пластичном прорачуну као дужину извијања треба користити системну дужину стуба. Међутим, ова апроксимација је знатно на страни сигурности ако се користи за стубове који су укљештени у темеље. Када су стубови потпуно укљештени у темеље (крута веза) дужина извијања је мања од системне и може се узети као $l=0,7h$.

4.5.2.2 Неукрућени регали

Код неукрућених регала, бочно померање структуре до максимално $0,02 \text{ rad}$ је допуштено при граничном стању према ФЕМ прописима, [2], [22]. Ако се ово померање развија без отказа/лома гредног конектора, извесна дуктилност мора да постоји. Дуктилност је својство материјала да поднесе пластичну деформацију без лома. Ово је тачно било греда опетерећена или растерећена, али обим тражње дуктилности гредног конектора зависи где се он налази у регалу и од савојне крутости елемената које повезује. На граници, када греда није опетерећена и када су спојени елементи бесконачно крути и не савијају се, потпуна ротација мора се развити од конектора. Ово представља најгори случај за неоптерећену греду, у регалу изложеном бочном померању ϕ .

Када је греда оптерећена, пластични лом може се испитати претпостављајући да се бочно померање рама повећава пропорционално опетрећењу греде и да лом греде настаје када се развије максимално дозвољено бочно померање од $0,02 \text{ rad}$. Ово није општи случај, али где је то случај, захтеви који се постављају за дуктилност везе биће максимални зато што се ротација конектора мери релативно у односу на стуб. Док је структура еластична, за равномерно распоређен терет, може се написати:

$$\Phi_L + \theta = \frac{ql^3}{24EI} - \frac{M_{L,Ed}l}{3EI} - \frac{M_{R,Ed}l}{6EI} = \frac{Wl^2}{24EI} - \frac{M_{L,Ed}l}{3EI} - \frac{M_{R,Ed}l}{6EI} \quad (4.17)$$

$$\Phi_R - \theta = \frac{ql^3}{24EI} - \frac{M_{L,Ed}l}{6EI} - \frac{M_{R,Ed}l}{3EI} = \frac{Wl^2}{24EI} - \frac{M_{L,Ed}l}{6EI} - \frac{M_{R,Ed}l}{3EI} \quad (4.18)$$

Крути пластични механизам лома за греду је приказан у табели 4.6 на коме се зглобови формирају са десне стране и на распону греде. Позиција зглоба на греди се поклапа са тачком у којој је смицање греде једнако нули, а није далеко од средине греде. Стога, да би поједноставили прорачун, претпоставиће се да се овај зглоб формира на средини распона, иако је ово претпоставка која не иде на страну сигурности. Захтев за дуктилност у конектору је већа када се зглоб формира у конектору пре него у греди. Све док је греда еластична, важи:

$$\Phi_L = \frac{M_{L,Ed}}{S_j}; \Phi_R = \frac{M_{R,Ed}}{S_j} \quad (4.19)$$

претпостављајући да је крутост конектора иста за оба правца ротације. Из релација 4.17 и 4.18, момент савијања у средини греде је:

$$M_{b,Ed} = \frac{Wl}{8} \left(1 - \frac{\frac{2}{3}}{\left(1 + \frac{2EI}{S_j l}\right)} \right) \quad (4.20)$$

И момент савијања на десном ослонцу је дат изразом:

$$M_{R,Ed} = \frac{Wl}{12 \left(1 + \frac{2EI}{S_j l}\right)} + \frac{\frac{6EI}{l} \theta}{\left(1 + \frac{6EI}{S_j l}\right)} \quad (4.21)$$

Пластични зглоб у десном ослонцу прво настаје ако је:

$$\frac{12M_{j,Rd}}{l} \left(1 + \frac{2EI}{S_j l}\right) - \frac{\frac{72EI}{l^2} \theta \left(1 + \frac{2EI}{S_j l}\right)}{\left(1 + \frac{6EI}{S_j l}\right)} \leq \frac{24M_{b,pl,Rd}}{l} \frac{\left(1 + \frac{2EI}{S_j l}\right)}{\left(1 + \frac{6EI}{S_j l}\right)} \quad (4.22)$$

што може бити редуковано на:

$$M_{j,Rd} \leq \frac{2M_{b,pl,Rd} + \frac{6EI}{S_j l} \theta}{\left(1 + \frac{6EI}{S_j l}\right)} \quad (4.23)$$

Када се пластични зглобови формирају на десном конектору и средини распона греде:

$$\frac{Wl}{8} = M_{b,pl,Rd} + \frac{1}{2}(M_{L,Rd} + M_{j,Rd}) \quad (4.24)$$

И користећи ово у релацији (4.18) ради елиминације M_L добија се:

$$\Phi_R = \theta + \frac{Wl^2}{24EI} - \frac{l}{6EI} \left(\frac{Wl}{4} - 2M_{CU} - M_{R,Ed} \right) - \frac{M_{R,Ed}l}{3EI} \quad (4.25)$$

Тако да је:

$$\Phi_R = \theta + \frac{l}{6EI} (2M_{CU} - M_{R,Ed}) = \Phi_D \quad (4.26)$$

При чему је максимална вредност $\theta=0,02 \text{ rad}$.

Ово значи да у условима бочне померљивости, конектор мора испољити тоталну дуктилност која укључује захтев не покретљивости дат једначином (4.14) допуњеном померањем рама. На другом крају греде ако је конектор и даље еластичан, тако да је:

$$\Phi_L = \frac{M_{L,Ed}}{S_j} \quad (4.27)$$

Једначине (4.17) и (4.24) могу бити решене са једначином (4.27) као што следи. У једначини (4.17):

$$M_{L,Ed} \left(\frac{1}{S_j} + \frac{l}{3EI} \right) = \frac{Wl^2}{24EI} - \theta - \frac{M_{pl,Rd}l}{6EI} \quad (4.28)$$

И користећи једначину (4.36), ово постаје

$$\left(\frac{Wl}{4} - 2M_{CU} - M_{BU} \right) \left(\frac{1}{S_j} + \frac{l}{3EI} \right) = \frac{Wl^2}{24EI} - \theta - \frac{M_{pl,Rd}l}{6EI} \quad (4.29)$$

Што даје израз за оптерећење носача:

$$W_d = \frac{4M_{BU}}{l} + \frac{\frac{16M_{CU}}{l} \left(1 + \frac{3EI}{kl}\right) - \frac{24EI}{l^2} \theta}{\left(1 + \frac{6EI}{kl}\right)} \quad (4.30)$$

И користећи једначину (4.24) може се написати за M_L следеће:

$$M_{L,Ed} = \frac{2M_{CU} - \frac{6EI\theta}{l}Wl^2}{\left(1 + \frac{6EI}{kl}\right)} \quad (4.31)$$

С обзиром да је вредност $\theta=0,02 \text{ rad}$ произвољно узета вредност, M_L може да пређе гранични момент везе. Ово значи да други пластични зглоб, уместо формирања на средини распона греде, формира се у левом ослонцу. Оптерећење при коме се ово јавља добија се из једначине (4.17) у коју стављамо:

$$\Phi_L = \frac{M_{BU}}{S_j}; M_L = M_R = M_{BU} \quad (4.32)$$

Тако да је оптерећење одређено изразом:

$$W_d = \frac{24EI}{l^2}\theta + \frac{12M_{BU}}{l}\left(1 + \frac{2EI}{kl}\right) \quad (4.33)$$

Мања вредност добијена изразом (4.29) или (4.33) треба се узети у прорачуну.

4.6 Приближни прорачун греда и гредних конектора

4.6.1 Оптерећење носача

У циљу спровођења приближног прорачуна носача складишних јединица, за распон носача се може усвојити чисто растојање између стубова вертикалних рамова у преградку регала. Расподела момента савијања добијена глобалном анализом на линијском систему може се редуковати на површину стуба према преградку за анализу гредног конектора.

У погледу граничних стања носивости носачи треба да задовоље захтеве дефинисане у ФЕМ прописима [2].

У погледу граничних стања употребљивости препоручене вредности дозвољених угиба су такође дате у ФЕМ прописима [2].

Уопште, оптерећење носача се може сматрати равномерним. У ситуацијама када се ова претпоставка не може прихватити, следећи коефицијенти могу да се користе у циљу превођења реалног облика оптерећења у еквивалентну равномерну расподелу:

$$\beta_m = \frac{\text{максимални момент савијања услед } W}{\frac{W \cdot L}{8}}$$

$$\beta_\beta = \frac{\text{ротација греде услед } W}{\frac{W \cdot L^2}{24 \cdot E \cdot I_b}} \quad (4.34)$$

$$\beta_\Delta = \frac{\text{угиб средине носача услед } W}{\frac{5 \cdot W \cdot L^3}{384 \cdot E \cdot I_b}}$$

где је:

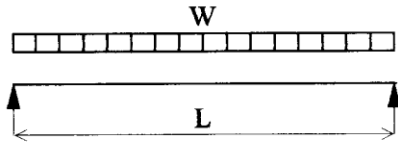
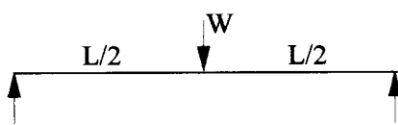
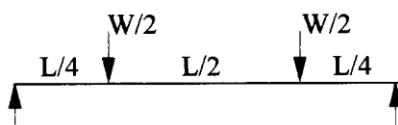
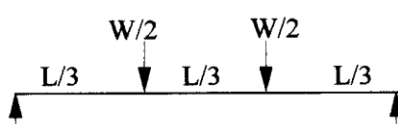
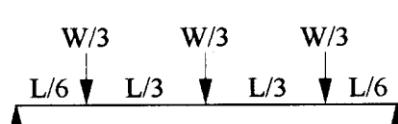
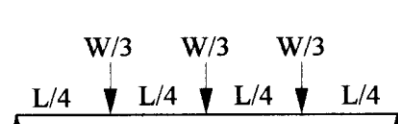
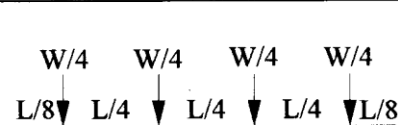
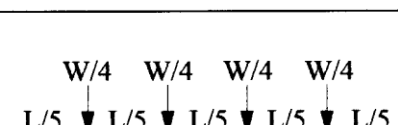
W - укупно оптерећење носача,

L - распон носача.

Вредности коефицијената из (4.34) за неке симетричне случајеве оптерећења дати су у табели 4.3.

У случају да су греде оптерећене и аксијалном силом услед система укрупњења, морају бити проверене на извијање и за случај са палетама на себи и без њих са ефективном дужином једнаком распону L .

Табела 4.3 Коefицијенти облика оптерећења

Случај оптерећења	β_M	β_θ	β_Δ
	1.0	1.0	1.0
	2.0	1.5	1.6
	1.0	1.12	1.1
	1.33	1.33	1.36
	1.11	1.06	1.05
	1.33	1.25	1.27
	1.0	1.03	1.02
	1.2	1.2	1.21

4.6.2 Приближно одређивање рачунског момента савијања

Израз за приближно одређивање рачунског момента савијања на средини распона носача у случају симетрично оптерећеног пресека носача је:

$$M_{sd} = \frac{W_d L}{8} \beta_m \left(1 - \frac{2/3\beta_\theta}{\beta_m \left(1 + \frac{2 \cdot E \cdot I_b}{S_e \cdot L} \right)} \right) \quad (4.38)$$

са

$$S_e = \frac{S_b}{\left(1 + \frac{S_b \cdot h}{3 \cdot E \cdot I_c} \right)} \quad (4.39)$$

где су:

W_d - укупно рачунско оптерећење носача,

L - распон између стубова,

h - висина преградка,

S_b - крутост гредног конектора,

I_b - момент инерције греде,

I_c - момент инерције стуба,

карактеристике пресека који одговарају најслабијем носачу у регалу.

За структуре регала са крутим ослонцима, прорачунски момент за гредни конектор се може израчунати као:

$$M_{sd} = \frac{W_d \cdot L}{12} \frac{\beta_\theta}{\left(1 + \frac{2 \cdot E \cdot I_b}{S_b \cdot L} \right)} + \frac{\phi \cdot W_d \cdot h (3 \cdot n_s - 1)}{4} \cdot \beta \quad (4.40)$$

а када је ослонац полу-крут, са крутошћу која је најмање једнака крутошћу гредног конектора, прорачунски момент за гредни конектор се може израчунати као:

$$M_{sd} = \frac{W_d \cdot L}{12} \frac{\beta_\theta}{\left(1 + \frac{2 \cdot E \cdot I_b}{S_b \cdot L} \right)} + \frac{\phi \cdot W_d \cdot h (2 \cdot n_s - 1)}{4} \cdot \beta \quad (4.41)$$

При чему је:

$$\beta = \frac{V_{cr}}{V_{cr} - V_{sd}} \quad (4.42)$$

4.6.3 Приближно одређивање рачунске смичуће силе носача

Код бочно укрупњених регала, рачунска вредност смичуће силе носача и гредног конектора се добија директно из анализе првог или анализе другог реда.

Код неукрупњених регала рачунска вредност смичуће силе носача и гредног конектора се директно одређује из анализе другог реда. Уколико се користи анализа првог реда смичућа сила се повећава фактором дефинисаним изразом (4.34).

Код стандардних конструкција регала са крутим ослонцима стубова, рачунска вредност смичуће силе је:

$$S_{sd} = \frac{W_d}{2} + \frac{2 \cdot \phi \cdot W_d \cdot h(3 \cdot n_s - 1)}{4 \cdot L} \cdot \beta \quad (4.43)$$

Код стандардних регала са полу-крутим ослоњцима, рачунска вредност смичуће силе је:

$$S_{sd} = \frac{W_d}{2} + \frac{2 \cdot \phi \cdot W_d \cdot h(2 \cdot n_s - 1)}{4 \cdot L} \cdot \beta \quad (4.44)$$

где су:

ϕ - имперфекција закошења,

n_s - број нивоа носача.

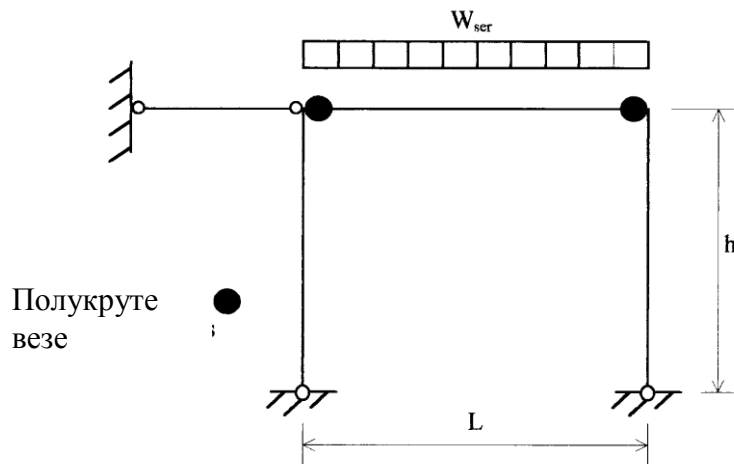
4.6.4 Угиб носача

Код граничног стања употребљивости максимални угиб било ког носача може се добити анализом првог или другог реда, које узимају у обзир одговарајући случај оптерећења.

За стандардне конструкције регала, максимални угиб носача може се приближно одредити користећи следећи образац:

$$\Delta_{\max} = \frac{5 \cdot W_{ser} \cdot L^3}{384 \cdot E \cdot I_b} \beta_{\Delta} \left(1 - \frac{0,8 \cdot \beta_{\theta}}{\beta_{\Delta} \left[1 + \frac{2 \cdot E \cdot I_b}{S_e \cdot L} \right]} \right) \quad (4.45)$$

где је W_{ser} укупно оптерећење носача за гранично стање употребљивости, слика 4.10.



Слика 4.10 Модел за приближни прорачун угиба греде

У табели 4.4 дат је упоредни приказ аналитичког прорачуна момената савијања и угиба у карактеристичним тачкама за граничне услове ослањања просте греде према [27] као и нумеричка верификација истих применом програма *Femap with NX Nastran*.

Табела 4.4 Прорачун момента савијања и угиба просте греде са различитим условима ослањања

Опис	Круте везе	Зглобне везе	Полу –круте везе
Модел			
Носач	R140L	R140L	R140L
Распон L [mm]	2700	2700	2700
Оптерећење F_q [N]	29430	29430	29430
Модул еластичности E [MPa]	$2,1 \cdot 10^5$	$2,1 \cdot 10^5$	$2,1 \cdot 10^5$
Момент инерције греде I_b [mm ⁴]	1581600	1581600	1581600
Момент инерције стуба I_c [mm ⁴]	384200	384200	384200
Ротациона крутост конектора S_b [kNm/rad]	∞	0	94,54
Еквивалентна ротациона крутост S_e [kNm/rad]	∞	0	Према (4.39) =61,90
Моменти у ослоњцима M_A, M_B [kNm]	Према (2.2) =6,62	=0	Према (4.40) и (4.41)
Момент на средини распона греде M_c [kNm]	Према (2.3) =3,31 Нумерички =3,37	Према (2.6) =9,93 Нумерички =7,08	Према (4.38) =8,60 Нумерички =6.23
Угиб f_c [mm]	Према (2.4) =4,542 Нумерички-прилог Ц =7,00	Према (2.7) =22,71 Нумерички-прилог Ц =17,86	Према (4.45) =19,06 Нумерички-прилог Ц =15,26
Нумерички резултати за угиб f_c [mm]			

5 ЗАКЉУЧНА РАЗМАТРАЊА

Конструктивно обликовање и извођење веза између појединих елемената просторне челичне структуре палетних регала од великог је значаја како за носивост, тако и за економичност овог типа конструкције. У досадашњој пракси, везе су углавном третиране као круте или зглобне и то не само када су у питању регалне конструкције. Међутим, имајући у виду сва претходна разматрања може се закључити да се реално понашање веза не сме ни у ком случају потценити или преценити. Ако се везе у прорачуну и анализи конструкције посматрају само као просте или зглобне, то се негативно одражава на економичност конструкције. За димензионисање греда, меродаван је момент у средини распона, па се због немогућности везе да прихвати моменте савијања, повећава утрошак материјала иако су трошкови израде и монтаже мали. Ако се пак везе третирају као круте, њихова крутост утиче на смањење момента савијања у пољу греде, смањује се утрошак материјала, али су трошкови израде и монтаже знатно већи. Полукруте везе између греда и стубова оквирних носача структуре палетних регала обезбеђују смањење утрошка материјала али и трошкове израде и монтаже, што је и главни разлог њихове масовне примене.

У домаћој стручној јавности проблематика полукрутих веза је разматрана највише у домену грађевинских конструкција. Доступност литературе и на српском језику у виду стандарда, прописа, научних радова, магистарских теза и докторских дисертација, омогућили су боље разумевање ове проблематике, чак и учесталију практичну примену полукрутих веза. Међутим, прорачун и анализа елемената регалне конструкције још увек није наишла на адекватно интересовање и у нашој земљи, делом и због тренутног непостојања озбиљног произвођача овог типа конструкција. Ова дисертација представља покушај да се проблеми везани за теоријско изучавање али и практични значај полукрутих веза донекле приближе и домаћој инжењерској јавности.

Након уводног разматрања у коме су дате основне дефиниције и параметри који могу утицати на понашање једне везе, у другом поглављу ове дисертације прво је извршена конструктивна подела веза према најчешћем начину извођења, а затим и према Еврокоду 3 и то на основу два критеријума: крутости и отпорности (носивости). Ова подела представља значајну новину у односу на досадашњу праксу где су све везе третиране или као круте или као зглобне. Одређивање конструкцијских својстава везе, моментне отпорности, ротационе крутости и капацитета ротације на бази криве момент-ротација (*М-Ф карактеристике*) представља основу за даљу анализу понашања и утицаја везе на конструкцију у целини чији је она саставни део.

Одређивање криве момент-ротација предмет је трећег поглавља ове дисертације. Она се за сада најпоузданије може одредити експерименталним путем. Услови испитивања који су дефинисани ФЕМ прописима као и резултати тестова једностране конзоле за најчешће примењиване комбинације везе греда-стуб једног од произвођача регала приказани су у оквиру ове дисертације.

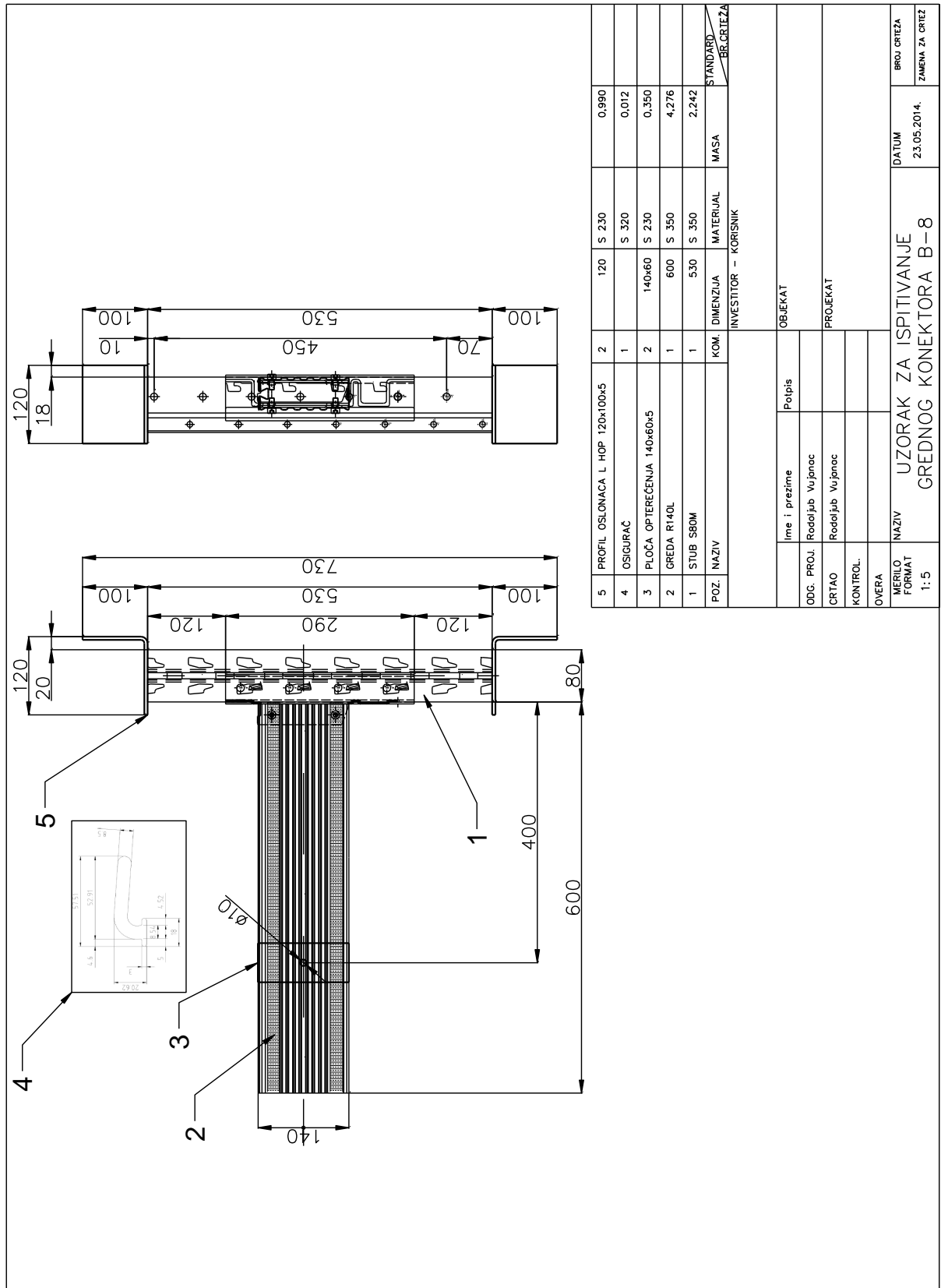
Ради избегавања трошкова везаних за експериментално одређивање ове карактеристике, посебно када су у питању елементи конструкције регала, прибегава се развоју аналитичких или нумеричких модела. До сада аналитички модели нису дали задовољавајуће резултате док нумеричка анализа и примена методе коначних елемената у симулацији услова испитивања дају добре резултате. Једноставном променом модела експеримента које омогућава савремена рачунарска техника може да се испита и утврди карактеристика веза различитих комбинација елемената у споју. Како се тежи оптималном искоришћењу носивости конструкције произвођачима се на овај начин пружа могућност широке понуде комбиновањем елемената различитих носивости, а посебно када се они раде од танкозидних профила. На тај начин се избегавају и грубе апроксимације реалних карактеристика и њихово увођење у прорачун.

Будућа истраживања у области полукрутих веза елемената регалне конструкције свакако ће се односити на могућност побољшања везе, односно повећања капацитета носивости, на пример омогућавањем додатног, вишеструког контакта делова гредног конектора и стуба и приближавању по карактеристикама крутој вези. Проблеми који би се у том случају јавили, као што је на пример слабљење стуба због вишеструке перфорације, једноставно би се анализирали и решавали коришћењем развијеног модела. Нумеричка анализа омогућава брзу а истовремено поуздану оптимизацију без потребе експерименталног испитивања у раној фази развоја производа.

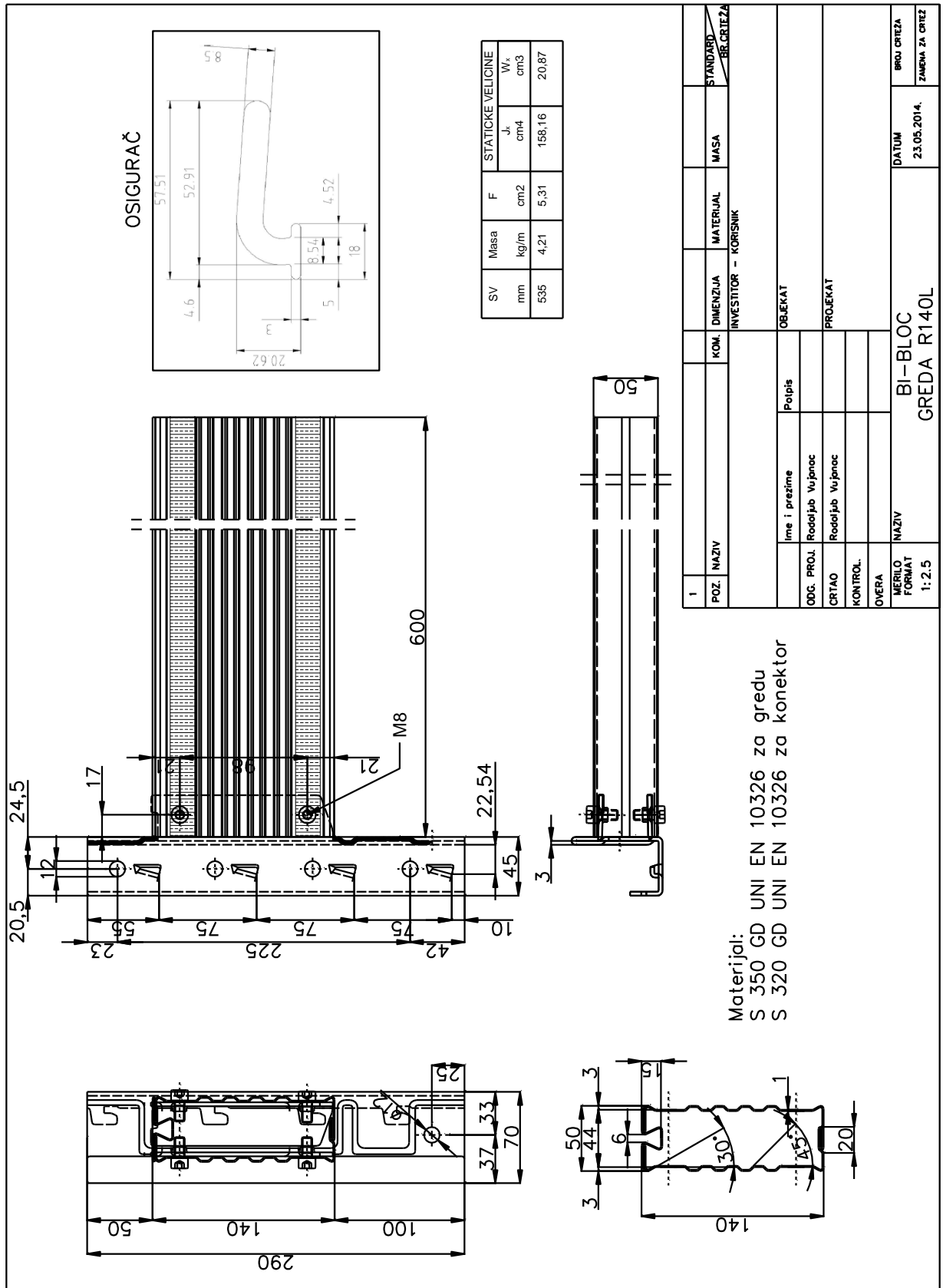
У четвртом поглављу извршена је подела на бочно померљиве и бочно непомерљиве и укрућене и неукрућене оквирне носаче, какве су по природи структуре регала у подужном првацу. Такође су приказане и методе глобалне анализе које треба користити у зависности од тога о каквом је оквирном носачу реч. Због изражених разлика у њиховом понашању посебно су обрађени укрућени и неукрућени носачи. Анализиран је и утицај полукрутих и делимично отпорних веза на еластичну и пластичну глобалну анализу конструкције регала. У оквиру магистарске тезе [1] коришћењем програмског језика *Visual Basic* остварена је спрега програма за пре- и пост- процесирање у методи коначних елемената *Femap with NX Nastran* и *Microsoft Excel* програма за табеларне прорачуне. На тај начин је омогућено аутоматско генерисање свих потребних прорачунских модела за глобалну анализу структуре регала применом методе коначних елемената, чиме је омогућена веома брза и једноставна оптимизација конструкције са аспекта носивости и употребљивости узимајући при том у обзир сва релевантна дејства и њихове комбинације у складу са важећим прописима и стандардима. Међутим ова методологија тада није узела у обзир реално понашање веза елемената у споју које су сматране идеално крутим. Да би се прорачун челичне конструкције палетних регала са полукрутим везама тачно а при том једноставније и брже спроводио у пракси, потребан је развој специјализованих програмских пакета за прорачун конструкције регала или пак коришћење већ постојећих комерцијалних програмских пакета као у овом случају у којима је могуће увођење матрица крутости за елементе са полукрутим везама. На овај начин се сада, како је показано у прилозима Б и Ц ове дисертације, у потпуности сагледавају сви утицаји и анализира реално понашање конструкције у условима експлоатације.

На крају четвртог поглавља дат је и резиме приближних израза за одређивање рачуноског момента савијања, рачуноске смичуће силе носача али и угиба греда у потпуности у складу са ФЕМ прописима који се поуздано могу користити при прорачуну регалне конструкције уколико се не располаже адекватним нумеричким моделом.

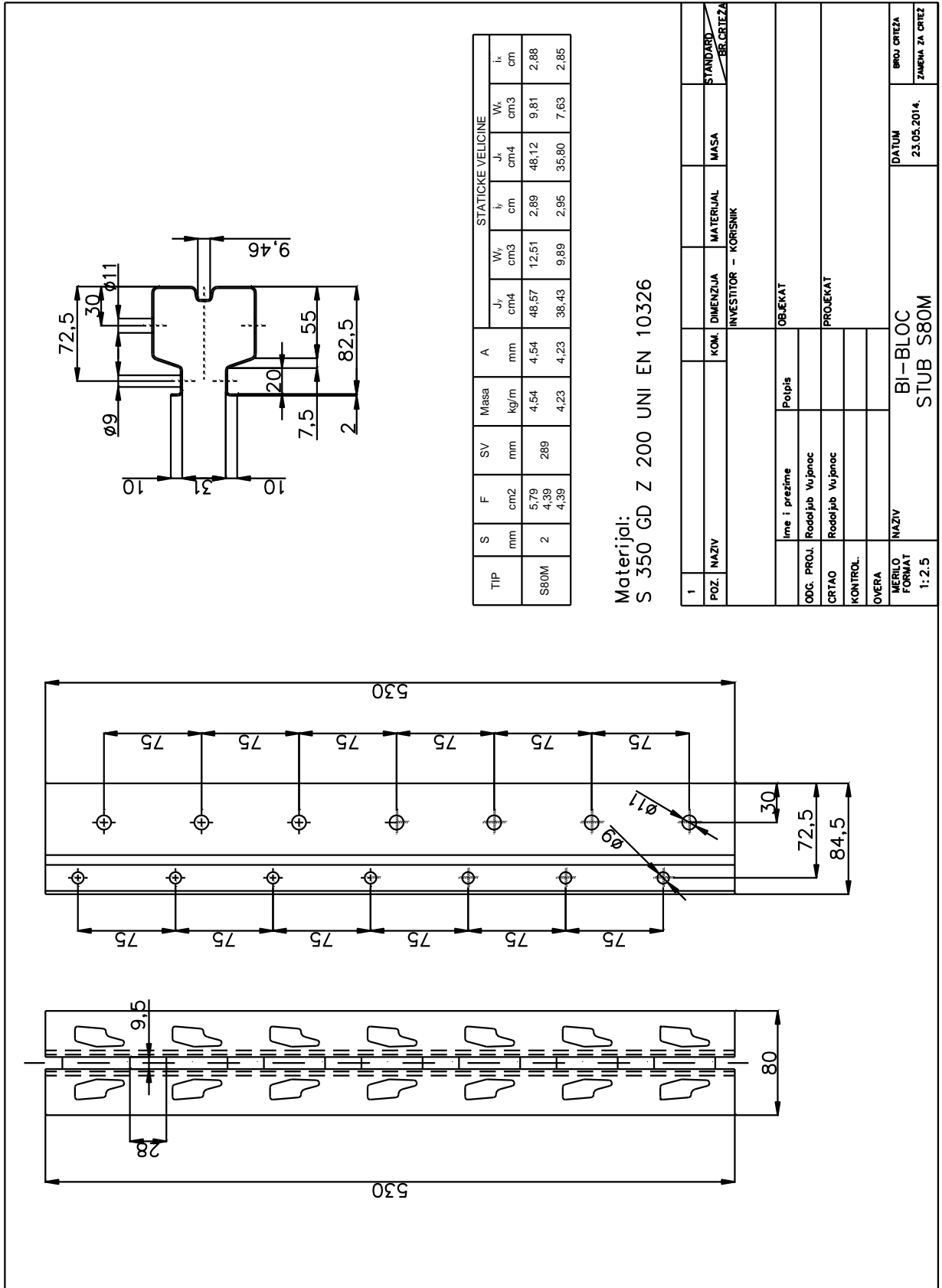
ПРИЛОГ А - ЦРТЕЖИ ЕЛЕМЕНАТА УЗОРКА Б-8 СПОЈА S80M-R140L



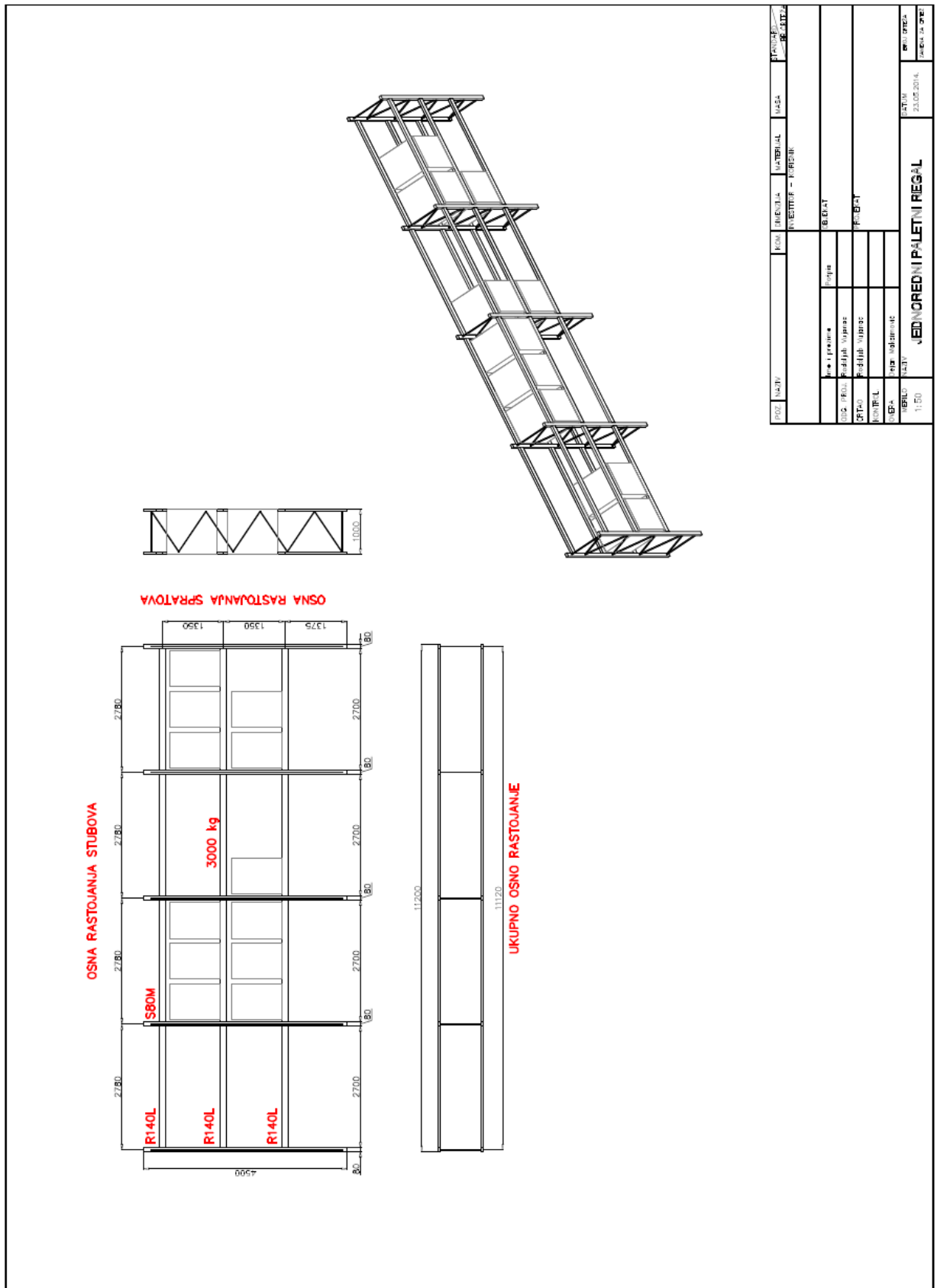
Слика А.1 Цртеж поставке узорка



Слика А.2 Цртеж греде и гредног конектора



Слика А.3 Цртеж стуба



Слика А.4 Цртеж регала за анализу

ПРИЛОГ Б - ПРЕТХОДНИ ПРОРАЧУН КОНСТРУКЦИЈЕ РЕГАЛА

Б.1 Општи подаци

Карактеристике конструкције регала

Висина вертикалног рама	$H=4500 \text{ mm}$
Дужина носача складишних јединица	$L=2700 \text{ mm}$
Висина спрата	$h=1350 \text{ mm}$
Дубина рама	$D=1000 \text{ mm}$
Број складишних јединица у преградку	$m=3$
Број нивоа носача складишних јединица у одељку без подног нивоа	$n_s=3$
Број одељака у регалу	$n_o=4$
Број вертикалних рамова у регалу	$n_c=5$

Карактеристике материјала

Модул еластичности	$E=210000 \text{ N/mm}^2$
Поасонов однос	$\nu=0,3$
Граница течења материјала стубова	$f_y=350 \text{ N/mm}^2$
Граница течења материјала греда	$f_y=320 \text{ N/mm}^2$

Отерећења услед ускладиштеног терета

Тежина складишне јединице	$q=10 \text{ kN}$
Оптерећење преградка	$Q_p=m \times q=30 \text{ kN}$
Оптерећење носача складишне јединице	$Q_n=Q_p/2=15 \text{ kN}$
Оптерећење одељка	$Q_o=n_s \times Q_p=3 \times 30=90 \text{ kN}$
Оптерећење стуба вертикалног рама	$N_s=n_s \times Q_n=3 \times 15=45 \text{ kN}$
Парцијални степен сигурности јединичног палетног оптерећења [2]	$\gamma_{Q,1}=1,4$
Парцијални степен сигурности оптерећења улагања [2]	$\gamma_{Q,2}=1,4$
Парцијални степен сигурности за отпорност [2]	$\gamma_{M1}=1,1$
Вредност коефицијента за комбинацију дејства [2]	$\psi=0,9$
Прорачунска вредност оптерећења носача	$Q_{sd}=\gamma_{Q,1} \times Q_n=1,4 \times 15=21 \text{ kN}$
Прорачунска вредност оптерећења стуба	$N_{sd}=\gamma_{Q,2} \times N_s=1,4 \times 45=63 \text{ kN}$
Прорачунска вредност једног нивоа носача у регалу	$V_{sd}=n_o \times Q_{sd}=4 \times 21=84 \text{ kN}$
Максимално почетно закошење стуба рама	$\phi_s=1/500$

Б.2 Сопствена тежина конструкције

Сопствена тежина конструкције регала у преградку по једном носачу је према [2]:

$$G = G_n + G_{s,h} = (13,59 + 1,35 \times 4,23) \times 10 = 0,19 \text{ kN}$$

где су:

G_n - тежина носача складишних јединица,

$G_{s,h}$ - тежина стуба вертикалног рама на висини једног преградка ($g_l = 4,23 \text{ kg/m}$)

Тежина 5% оптерећења носача складишне јединице у преградку је:

$$Q_{n,5\%} = 0,05 \times Q_n = 0,05 \times 15 = 0,75 \text{ kN}$$

Сопствена тежина конструкције се може занемарити пошто је мања од 5% укупног ускладиштеног терета ($G < Q_{n,5\%}$).

Б.3 Имперфекција рама у подужном правцу

Еквивалентна почетна имперфекција закошења рама у подужном правцу је према [1] и [2]:

$$\phi = \sqrt{\frac{1}{2} + \frac{1}{n_c}} \cdot \sqrt{\frac{1}{5} + \frac{1}{n_s}} \cdot (2\phi_s + \phi_l) = \sqrt{\frac{1}{2} + \frac{1}{5}} \cdot \sqrt{\frac{1}{2} + \frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{2}{500} + 0 \right) = 0,002444$$

Уз услове: $\phi \leq 2\phi_s + \phi_l = \frac{2}{500} + 0 = 0,004$; $\phi \geq \phi_s + 0,5\phi_l = \frac{1}{500} + 0,5 \cdot 0 = 0,002$ и

$$\phi \geq \frac{1}{500} = 0,02$$

Еквивалентна хоризонтална сила на нивоу сваког носача:

$$Q_{ih} = \phi \times n_o \times Q_{sd} = 0,002444 \times 4 \times 21 = 0,20529 \text{ kN}$$

Б.4 Имперфекција рама у попречном правцу

Еквивалентна почетна имперфекција закошења рама у попречном правцу је према [2]:

$$\phi = \sqrt{\frac{1}{2} + \frac{1}{n_c}} \cdot \sqrt{\frac{1}{5} + \frac{1}{n_s}} \cdot (2\phi_s + \phi_l) = \sqrt{\frac{1}{2} + \frac{1}{2}} \cdot \sqrt{\frac{1}{5} + \frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{2}{500} + 0 \right) = 0,00292$$

Еквивалентна хоризонтална сила на нивоу сваког носача је:

$$Q_{ip} = \phi \times Q_{sd} = 0,00292 \times 21 = 0,06134 \text{ kN}$$

Б.5 Имперфекција елемената у подужном правцу

Потребно је проверити следећи услов за стуб рама према [2]:

$$\sqrt{\frac{N_{sd} \cdot s^2}{E \cdot I}} = \sqrt{\frac{63 \cdot 10^3 \cdot 1350^2}{2,1 \cdot 10^5 \cdot 384200}} = 1,19 < \pi / 2 = 1,57$$

Имперфекција елемента у подужном правцу може да се занемари у глобалној анализи.

Б.6 Вертикална сила постављања

Одређивање вертикалне силе постављања је изведено само у илустративне сврхе, с обзиром да се она одређује само за случај једне палете у прегратку. Вертикална сила постављања се расподељује на два носача па је:

$$Q_{pv}=0,25 \times q/2=0,25 \times 5=1,25 \text{ kN}$$

Прорачунска вредност вертикалне силе постављања:

$$Q_{pv,Sd}=1,4 \times 1,25=1,75 \text{ kN}$$

Б.7 Хоризонтална сила постављања

У зависности од висине регала, тј. вертикалног рама одређује се хоризонтална сила постављања.

Бира се неповољнији од следећа два случаја за висину рамова од 3 m до 6 m:

(a) до 3 m: $Q_{ph}=0,5 \text{ kN}$ за подужни и попречни правац

(b) на врх регала: $Q_{ph}=0,375 \text{ kN}$

Прорачунска вредност хоризонталне силе постављања:

(a) $Q_{ph,Sd}=1,4 \times 0,5=0,7 \text{ kN}$

(b) $Q_{ph,Sd}=1,4 \times 0,375=0,525 \text{ kN}$

(c) С обзиром да се ради о регалима који се опслужују виљушкарима за прорачун је меродавна сила постављања на врх регала $Q_{ph,Sd}=0,525 \text{ kN}$.

Б.8 Комбиновано дејство хоризонталне силе постављања и имперфекције

Подужни правац

Укупна хоризонтална сила постављања коју треба применити је:

$$2Q_{ph,Sd}=2 \times 0,525=1,05 \text{ kN}$$

Прорачунска вредност хоризонталне силе постављања на сваком нивоу:

$$2Q_{ph,Sd}/n_s=1,05/3=0,35 \text{ kN}$$

Комбинација дејства хоризонталне силе постављања и имперфекције:

$$0,9 \times (0,35+0,20529)=0,4997 \text{ kN}$$

Редуковано оптерећење услед палетног терета је:

$$0,9 \times 21=18,9 \text{ kN}$$

Попречни правац

Прорачунска вредност хоризонталне силе постављања на последњем нивоу једноредног регала:

$$Q_{ph,Sd} = 0,9 \times 0,525 = 0,4725 \text{ kN}$$

Прорачунска вредност хоризонталне силе постављања на последњем нивоу дворедног регала:

$$Q_{ph,Sd} = 0,9 \times 0,525 / 2 = 0,23625 \text{ kN}$$

Прорачунска вредност хоризонталне силе постављања на средини распона између два најнижа чвора испуне рама:

$$Q_{ph,Sd} = 0,9 \times 0,7 = 0,63 \text{ kN}$$

Б.9 Провера стабилности против превртања

У попречном правцу, код једноредних регала, прорачунска вредност момента који изазива превртање услед силе постављања на врх регала је:

$$1,4 \times 0,375 \times 4,5 = 2,3625 \text{ kNm}$$

За ширину рама од 1 m, не узимајући у обзир сопствену тежину конструкције, прорачунска сила подизања је:

$$2,3625 / 1 = 2,3625 \text{ kN}$$

Код једноредних регала, у циљу обезбеђења стабилности против превртања, сваки стуб мора бити анкерисан за подлогу анкерима чија је прорачунска сила „чупања“ минимално 2,3625 kN.

Код дворедних регала који се међусобно повезани на врху дистанцерима, прорачунска вредност силе чупања је дупло мања 1,18125 kN.

Б.10 Табеларни прорачун регалне конструкције

Применом развијене методологије [1] која омогућава аутоматско генерисање прорачунских модела конструкције регала коришћењем спреге програма за пре- и пост-процесирање у методи коначних елемената *Femap with NX Nastran* и *Microsoft Excel* програма за табеларне прорачуне, једноставно се креирају прорачунски модели за глобалну анализу како је приказано у наредном тексту.

Табела Б1. Табеларни прорачун геометријских параметара регалне конструкције

Projektni zadatak	
1. TIP SKLADIŠTA	selektivno
2. DIMENZIJE SKLADIŠNOG PROSTORA	
Dužina L (mm).....	12000
Širina B (mm).....	4500
Visina H (mm).....	5000
Debljina zida (mm)	300
3. TIP SKLADIŠNE JEDINICE	EURO paleta 800x1200 mm
4. DIMENZIJE SKLADIŠNE JEDINICE	
Dužina l (mm).....	1200
Širina b (mm).....	800
Visina h (mm).....	1100
Težina q (kg).....	1000
5. NAČIN ULAGANJA SKLADIŠNE JEDINICE	uzdužno
6. DA LI JE PRVI SPRAT NA PODU	da
7. TRANSPORTNO - MANIPULATIVNO SREDSTVO	Klasa 300A
Nosivost (kg)	1000
Širina hodnika (mm)	2900
Visina dizanja (mm)	4500
8. POTREBAN MANIPULATIVNI PROSTOR	
Ispred regala (mm).....	200
Iza regala (mm).....	200
Bočno levo (mm).....	200
Bočno desno (mm).....	200
9. ORJENTACIJA PRIJEMNO - OTPREMENE ZONE	
	na istoj strani u jednom nivou
10. BROJ SKLADIŠNIH JEDINICA NA PARU NOSAČA	3
11. POTREBNI ZAZORI U REGALU PREMA FEM PROPISIMA	
Između paleta (mm)	75
Između paleta i rama (mm)	75
Između paleta i nosača (mm)	100
Između dvorednih regala (mm)	270
Preпуст paleta van nosača (mm)	100
12. IZBOR NOSAČA SKLADIŠNIH JEDINICA	
Potrebna dužina (mm)	2700
Raspoloživa dužina (mm)	2700
Potrebna nosivost (kg)	3000
Raspoloživa nosivost (kg)	3100
Kataloška oznaka nosača	R140L
Visina preseka (mm)	140
Širina preseka (mm)	50
Debljina preseka (mm)	1

Radijus preseka (mm)					1
Broj rebara					4
Visina konektora (mm)					290
Broj kukica na konektoru					4
Broj nosača					1
Naziv, oznaka, dimenzije					R140L
Materijal				S 350 GD Z200 UNI EN	10147
Masa					13,59
Broj crteza/Standard				PONTEGGI DALMINE S.p.A.	
13. IZBOR VERTIKALNOG RAMA					
Potreban korak (mm)					1340
Mogući korak (mm)					1350
Kataloški korak (mm)					1200
Visina prvog sprata (mm)					1375
Broj spratova					3
Potrebna visina (mm)					4325
Raspoloživa visina (mm)					4500
Potrebna dubina (mm)					1000
Raspoloživa dubina (mm)					1000
Potrebna nosivost (kg)					9000
Raspoloživa nosivost (kg)					11100
Kataloška oznaka rama					S80M
VERTIKALNI STUB					
Dimenzija preseka a (mm)					80
Dimenzija preseka b (mm)					55
Dimenzija preseka c (mm)					7,5
Dimenzija preseka d (mm)					20
Dimenzija preseka e (mm)					2
Dimenzija preseka f (mm)					31
Dimenzija preseka g (mm)					10
Dimenzija preseka h (mm)					9,4
Dimenzija preseka i (mm)					9
Radijusi zaobljenja (mm)					2
Položaj ose perforacije (mm)					20
Položaj prve perforacije donji (mm)					41
Položaj gornje perforacije gornji (mm)					57
Položaj ose bočne rupe (mm)					30
Položaj prve bočne rupe (mm)					35
Prečnik bočne rupe (mm)					11
Položaj ose rupe ukrućenja (mm)					72,5
Položaj prve rupe ukrućenja (mm)					55
Broj perforacija					60
Broj bočnih rupa					60
Broj rupa ukrućenja					60
Broj stubova					1
Naziv, oznaka, dimenzije					S80M
Materijal				S 350 GD Z200 UNI EN	10147
Masa					19,035
Broj crteza/Standard				PONTEGGI DALMINE S.p.A.	
HORIZONTALNA ISPUNA					
Dužina (mm)					895
Položaj ose otvora (mm)					20
Prečnik h1 (mm)					35
Prečnik h2 (mm)					15
Debljina (mm)					1
Položaj prve (mm)					130
Položaj druge (mm)					4200
Prečnik rupe za zavrtanj (mm)					9
Dužina vijka M8 (mm)					45
Broj vijaka M8 8.8					4

Broj ispuna		1
Naziv, oznaka, dimenzije		C 35x15x8 sp.1
Materijal		S 280 GD Z200 UNI EN 10147
Masa		0,51
Broj crteza/Standard		PONTEGGI DALMINE S.p.A.
DISTANTNA ČAURA		
Dužina (mm)		27
Prečnik (mm)		12
Debljina (mm)		1
Broj čaura		1
Naziv, oznaka, dimenzije		COMP. S80/S100 D. 12 - SP.1
Materijal		S 280 GD Z200 UNI EN 10147
Masa		0,007
Broj crteza/Standard		PONTEGGI DALMINE S.p.A.
DIJAGONALNA ISPUNA		
Dužina (mm)		1084
Položaj ose otvora (mm)		20
Prečnik d1 (mm)		35
Prečnik d2 (mm)		15
Debljina (mm)		1
Korak (mm)		1200
Broj desnih		4
Broj levih		3
Prečnik rupe za zavrtanj		9
Dužina vijka M8 (mm)		45
Broj vijaka M8 8.8		6
Ugao (rad)		0,61190243
Rotacija ispune (deg)		180
Položaj po y osi (mm)		31
Broj ispuna		1
Naziv, oznaka, dimenzije		C 35x15x8 sp.1
Materijal		S 280 GD Z200 UNI EN 10147
Masa		0,62
Broj crteza/Standard		PONTEGGI DALMINE S.p.A.
STOPA		
Tip stope		S80
Broj rupa $\phi 11$		1
Debljina lima (mm)		2,5
Položaj stope (mm)		45,5
Položaj stope 1 (mm)		0,5
Broj stopa		1
Naziv, oznaka, dimenzije		S80
Materijal		S 280 GZ 200 UNI EN 10147
Masa		0,7
Broj crteza/Standard		PONTEGGI DALMINE S.p.A.
14. DIMENZIONISANJE REGALA		
RASPOLOŽIV PROSTOR ZA REGALE		
Dužina (mm)		11600
Širina (mm)		4100
DIMENZIJE REGALA PO DUŽINI		
Korak (mm)		2780
Broj koraka/polja		4
Broj ramova		5
Dužina regala (mm)		11200
Preostali raspoloživ prostor za regale (mm)		400
Položaj prvog rama (mm)		200

DIMENZIJE REGALA PO ŠIRINI			
Širina jednorednog regala (mm)			1000
Širina dvorednog regala (mm)			2270
Moguć broj dvorednih regala			0
Moguć broj jednorednih regala			1
Broj hodnika			1
Ukupna širina regala (mm)			3900
Preostali prostor (mm)			200
Broj ramova po širini			1
Položaj prvog rama (mm)			200
Korak za jedan ili dva jednoredna (mm)			3900
Korak kad su i dvoredni (mm)			5170
Hodnik jednorednog (mm)			0
Prizemlje			1377,5
Drugo kopiranje			0
Prvo kopiranje			1
Sirina ulaganja (mm)			800
15. PODMETAČI PALETA			
Dužina podmetača (mm)			797
Debljina podmetača (mm)			2,5
Broj podmetača			1
Naziv, oznaka, dimenzije			PODMETAC
Materijal		S 280 GD Z 200 UNI EN 10147	
Masa			2,81
Broj crteza/Standard		PONTEGGI DALMINE S.p.A.	
16. DISTANCERI			
Broj distancera po visini rama			2
Korak distancera po visini rama (mm)			3000
Korak distancera po dužini regala (mm)			2780
Broj distancera po dužini regala			5
Broj distancera			1
Naziv, oznaka, dimenzije			L 50x30x03
Materijal		S 280 GD Z 200 UNI EN 10147	
Masa			0,6
Broj crteza/Standard		PONTEGGI DALMINE S.p.A.	
17. ZAZORI SKLOPA PALETE			
Zazor 1 (mm)			41,25
Zazor 2 (mm)			227,5
Korakpoprecno			875
18. ZAŠTITA REGALA			
Broj zaštite			1
Naziv, oznaka, dimenzije			ZAŠTITA STUBA L250
Materijal		S 235 JR UNI EN 10025	
Masa			3,35
Broj crteza/Standard		PONTEGGI DALMINE S.p.A.	
19. KARAKTERISTIKE POPREČNIH PRESEKA			
Vertikalni stubovi			
Moment inercije	Ix		358000
Otporni moment	Wx		7630
Moment inercije	Iy		384200

Otporni moment	Wy	9890	
Površina poprečnog preseka	A	439	
Horizontale i dijagonale			
Moment inercije	Ix	12800	
Otporni moment	Wx	7300	
Moment inercije	Iy	2400	
Otporni moment	Wy	2600	
Površina poprečnog preseka	A	73	
Letve			
Moment inercije	Ix	1581600	
Otporni moment	Wx	20870	
Moment inercije	Iy	544200	
Otporni moment	Wy	15140	
Površina poprečnog preseka	A	531	
Rotaciona krutost konektora	S	61,9	
20. PRETHODNI PRORAČUN			
Opšti podaci			
Težina skladišne jedinice (N)		10000	
Opterećenje pregradka (N)		30000	
Opterećenje nosača (N)		15000	
Opterećenje odeljka (N)		90000	
Opterećenje stuba (N)		45000	
Parcijalni stepen sigurnosti paletnog opterećenja		1,4	
Parcijalni stepen sigurnosti opterećenja ulaganja		1,4	
D1,D2,C1 Proračunska vrednost opterećenja nosača (N)		21000	
Proračunska vrednost opterećenja stuba (N)		63000	
Sopstvena težina konstrukcije			
Sopstvena težina konstrukcije u jednom pregradku po letvi (N)		193,005	
Težina 5% vertikalnog opterećenja skladišne jedinice u pregradku (N)		750	
Imperfekcije ramova			
Maksimalno početno zakošenje stuba rama		0,002	
Imperfekcija rama u podužnom pravcu		0,00244404	
D2 Ekvivalentna horizontalna sila usled imperfekcije rama u podužnom pravcu (N)		205,299391	
Imperfekcija rama u poprečnom pravcu		0,00292119	
C2 Ekvivalentna horizontalna sila usled imperfekcije rama u poprečnom pravcu (N)		61,3449264	
Imperfekcija elementa u podužnom pravcu		1,19293207	
p/2		1,57079633	
Vertikalno opterećenje ulaganja			
Vertikalno opterećenje ulaganja (N)		1250	
Proračunska vrednost vertikalnog opterećenja ulaganja (N)		1750	
Horizontalno opterećenje ulaganja			
Horizontalno opterećenje ulaganja (N)		375	
Proračunska vrednost opterećenja ulaganja (N)		525	
Primena hor. opterećenja ulaganja u podužnom pravcu u svim nivoima (N)		350	
Kombinacija opterećenja ulaganja i imperfekcije u podužnom pravcu			
D3 Kombinacija opterećenja ulaganja i imperfekcije (N)		499,769452	
D3 Redukovano paletno opterećenja za kombinaciju sa ulaganjem i imperfekcijom		18900	
Kombinacija opterećenja ulaganja i imperfekcije u poprečnom pravcu			
C3 Opterećenja na svakom nivou usled imperfekcija (N)		55,2104338	
C3 Opterećenja na vrh rama usled ulaganja (N)		472,5	
C4 Opterećenja na dno rama usled ulaganja (N)		630	
C3,C4 Redukovano paletno opterećenja za kombinaciju sa ulaganjem i imperfekcijom		18900	
Provera stabilnosti protiv prevrtanja			
Stabilnost protiv prevrtanja, sila u ankerima kod jednorednih regala (N)		2362,5	
Stabilnost protiv prevrtanja, sila u ankerima kod dvorednih regala (N)		1181,25	
Slučaj opterećenja u poduznom pravcu			
		1	
Slučaj opterećenja u poprecnom pravcu			
		2	

3D model

Poduzni pravac

Poprecni pravac

Poduzni pravac ukrucen

Табела Б2. Карактеристике хоризонталних носача

БИЕЛОС ХОРИЗОНТАЛНИ НОСАЧИ																											
L	R60L	R60M	R60H	R80L	R80M	R80H	R90L	R90M	R90H	R100L	R100M	R100H	R110L	R110M	R110H	R120L	R120M	R120H	R140L	R140M	R140H	R160L	R160M	R160H			
mm	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg	kg			
1300	1940			2780			2380			2910			3260			3640											
1800	1120			2060						2430						3000											
2200		940		1450						1790			2180			2500											
2700				980			1270									1520											
3600										1270																	
visina mm	60	60	60	80	80	80	90	90	90	100	100	100	110	110	110	120	120	120	140	140	140	160	160	160			
širina mm	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50			
debljina mm	1	1,25	1,5	1	1,25	1,5	1	1,25	1,5	1	1,25	1,5	1	1,25	1,5	1	1,25	1,5	1	1,25	1,5	1	1,25	1,5			
broj rebara	0	0	0	1	1	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	3	3	3	4	4	4	5	5	5			
konektor mm	215	215	215	215	215	215	215	215	215	215	215	215	215	215	215	290	290	290	290	290	290	290	290	290			
broj kukica	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	4	4	4	4	4	4	4	4	4			
MAŠE																											
1300				5,88																							
1800	6,94			7,49			7,78			8,08			8,31			8,65											
2200				8,78						9,51						10,21											
2700				10,4			10,83			11,29			11,63			12,15											
3600										17,57						15,64											
POVRŠNA P.																											
	370	462	547	411	411	609	609	573	688	450	562	669	506	633	760	494	613	732	531	663	792	725	849				
MOMENT INERCIJE Ix																											
	211000	263400	316100	414000	517500	621000	545800	682300	818800	698500	873200	1048000	874300	1093000	1311500	1100000	1374600	1649500	1581600	1977000	2342400	2713200	3256000				

Табела Б3. Карактеристике вертикалних рамова

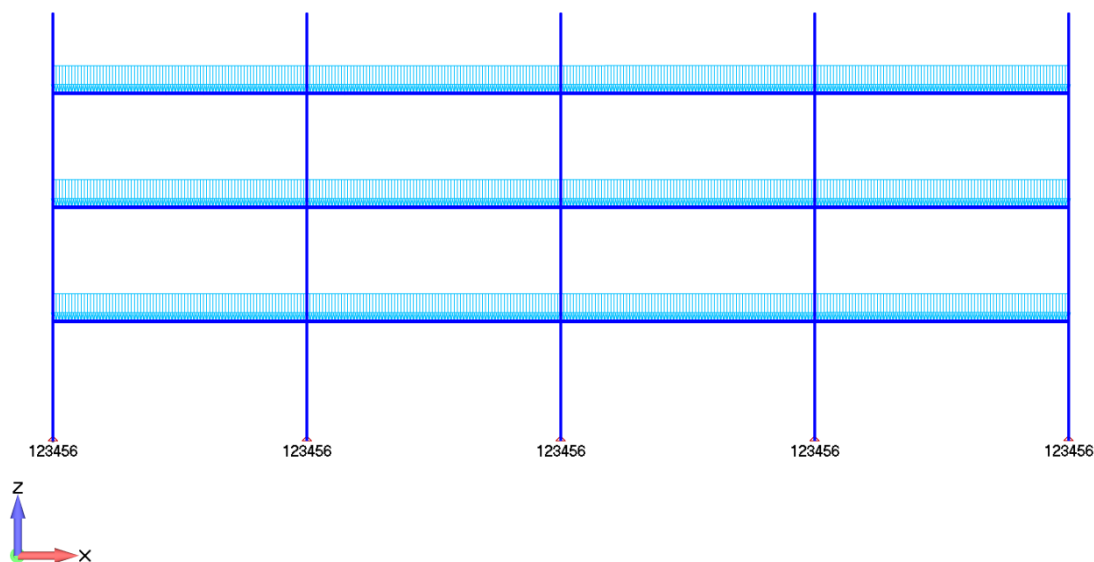
BI-BLOC VERTIKALNI RAMOVI													
Korak sprata mm	S80L kg	S80ML kg	S80M kg	S80MH kg	S100M kg	S100MH kg	S100H kg	S120M kg	S120MH kg	S120H kg	S121MH kg	S121H kg	Visina
1200	5000	8000	11100	13800	14700	19300	26700	18400	22700	30500	25800	35200	2100
1500	4500	7500	10300	12800	14100	18300	25200	17400	21400	28400	24300	32700	2700
1800	4000	6600	9500	11700	13400	17400	23300	16300	20000	26100	22800	30100	3300
2100	3500	5000	8200	10100	12200	15600	20800	15100	18400	23700	21000	27200	3900
2400	3000	4100	6600	8400	11400	13800	18100	14200	17200	21700	19600	25000	4500
Dimenzija a	80	80	80	80	100	100	100	120	120	120	120	120	5100
Dimenzija b	55	55	55	55	75	75	75	75	75	75	100	100	5700
Dimenzija c	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	6300
Dimenzija d	20	20	20	20	20	20	20	30	30	30	30	30	6900
Dimenzija e	1,25	1,5	2	2,5	2	2,5	3	2	2,5	3	2,5	3	7500
Dimenzija f	31	31	31	31	31	31	31	51	51	51	51	51	8100
Dimenzija g	10	10	10	10	10	10	10	15	15	15	15	15	8700
Dimenzija h	9,4	9,4	9,4	9,4	29,4	29,4	29,4	49,4	49,4	49,4	49,4	49,4	9300
Dimenzija i	9	9	9	9	9	9	9	11	11	11	11	11	
Dimenzija j	72,5	72,5	72,5	72,5	92,5	92,5	92,5	97,5	97,5	97,5	122,5	122,5	
Horizontalna ispuna													
600	495	495	495	495	455	455	455	445	445	445	395	395	
800	695	695	695	695	655	655	655	645	645	645	595	595	
1000	895	895	895	895	855	855	855	845	845	845	795	795	
1200	1095	1095	1095	1095	1055	1055	1055	1045	1045	1045	995	995	
Dijagonalna ispuna													
600	793	793	793	793	769	769	769	764	764	764	737	737	
800	928	928	928	928	899	899	899	892	892	892	857	857	
1000	1084	1084	1084	1084	1052	1052	1052	1044	1044	1044	1004	1004	
1200	1254	1254	1254	1254	1219	1219	1219	1210	1210	1210	1168	1168	
IMASE ISPUNA													
Horizontalna ispuna													
600	0,28	0,28	0,28	0,28	0,37	0,37	0,37	0,46	0,46	0,46	0,41	0,41	
800	0,4	0,4	0,4	0,4	0,53	0,53	0,53	0,67	0,67	0,67	0,62	0,62	
1000	0,51	0,51	0,51	0,51	0,7	0,7	0,7	0,88	0,88	0,88	0,83	0,83	
1200	0,62	0,62	0,62	0,62	0,85	0,85	0,85	1,09	1,09	1,09	1,03	1,03	
Dijagonalna ispuna													
600	0,45	0,45	0,45	0,45	0,62	0,62	0,62	0,8	0,8	0,8	0,77	0,77	
800	0,53	0,53	0,53	0,53	0,73	0,73	0,73	0,93	0,93	0,93	0,9	0,9	
1000	0,62	0,62	0,62	0,62	0,85	0,85	0,85	1,08	1,08	1,08	1,04	1,04	
1200	0,71	0,71	0,71	0,71	0,99	0,99	0,99	1,26	1,26	1,26	1,21	1,21	
MASA STUBA	2,69	3,21	4,23	5,23	5,45	6,76	8,04	6,24	7,74	9,21	8,72	10,39	
KARAKTERISTIKE PRESEKA													
Ix	226400	270300	358000	442000	715300	886900	1020100	1002400	1246700	1425000	2119000	2442000	
Wx	4830	5760	7630	9420	12570	15580	17900	15690	19510	22180	27810	31900	
Iy	243000	290000	384200	474400	828300	1027000	1235500	1350300	1679400	2001000	2101600	2518000	
Wy	6260	7470	9890	12220	17000	21080	25370	23000	28610	34090	35800	42900	
A	277	331	439	542	593	735	876	686	854	1008	976	1158	

ПРИЛОГ Ц - АНАЛИЗА КОНСТРУКЦИЈЕ РЕГАЛА

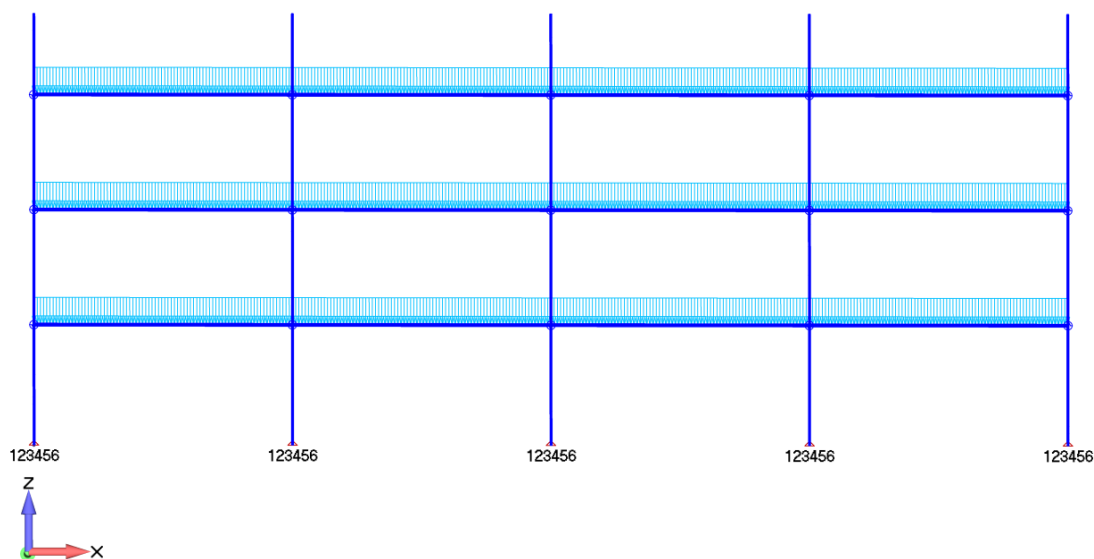
Ц1. Разматрани случајеви оптерећења

Ц1.1 Подужни правац

Д1 Палетни терет са γ_0 без имперфекција и оптерећења постављања

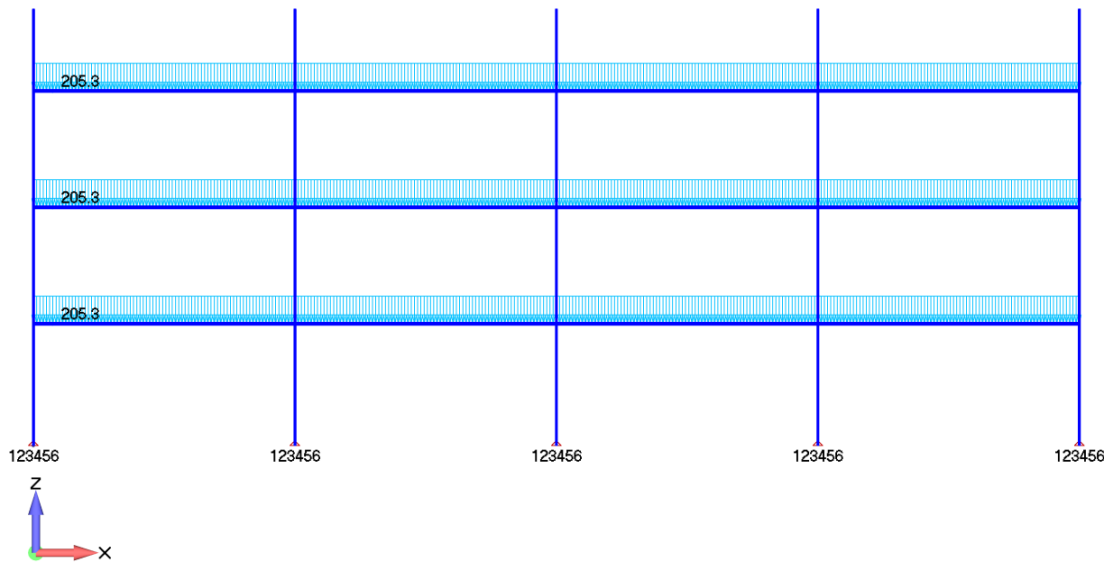


Слика Ц.1 Модел коначних елемената са крутим везама за случај оптерећења Д1

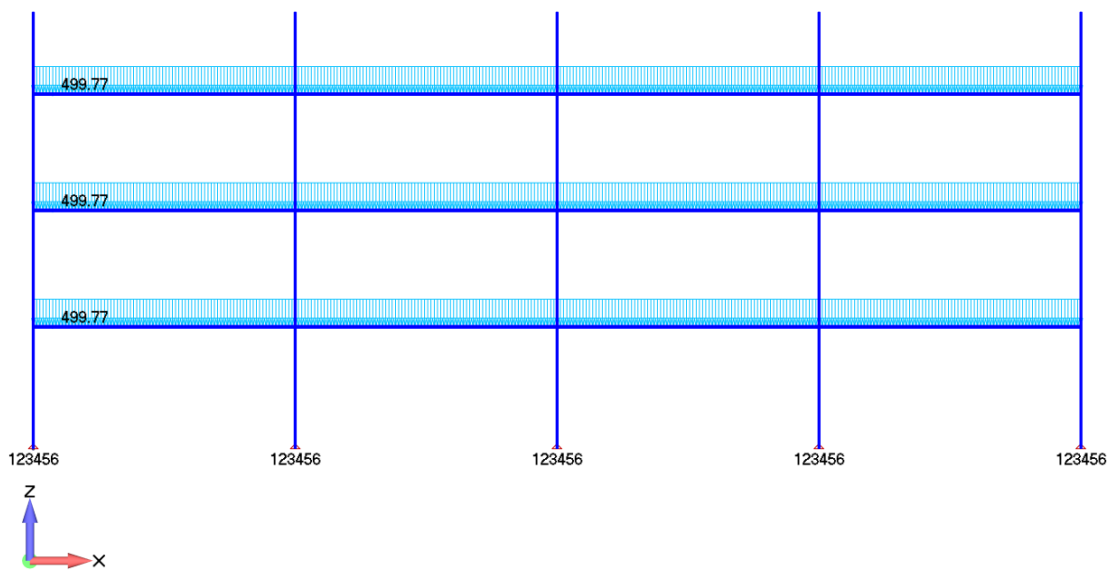


Слика Ц.2 Модел коначних елемената са полукрутим везама за случај оптерећења Д1

За дефинисање полукруте везе у *NX Nastran*-у коришћен је *SPRING/DAMPER* елемент, који је дефинисан са два чвора који се преклапају, од којих један припада греди а други стубу у споју, [7]. Ротациона крутост везе која је одређана експериментално или нумерички задаје се у правцу нормале на раван рама.

Д2 Палетни терет и имперфекције са γ_0 без оптерећења постављања

Слика Ц.3 Модел коначних елемената са крутим везама за случај оптерећења Д2

Д3 Палетни терет, имперфекције и оптерећења постављања са $0,9\gamma_0$ 

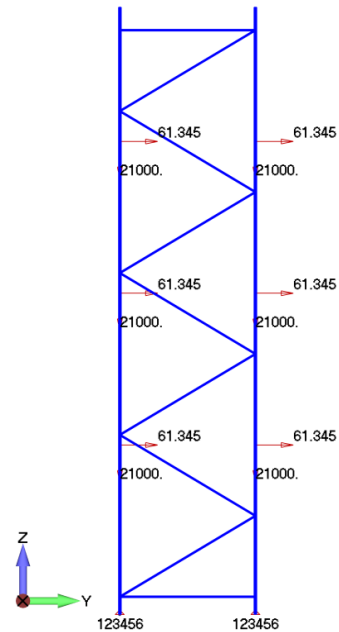
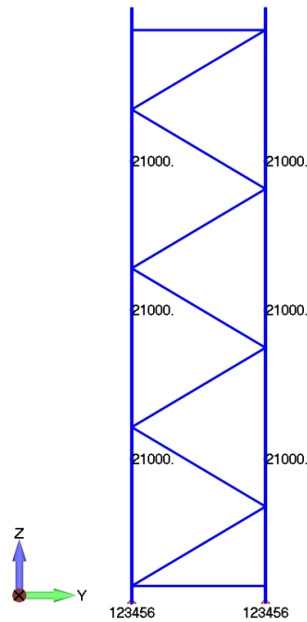
Слика Ц.4 Модел коначних елемената са крутим везама за случај оптерећења Д3

Ц1.2 Попречни правац

Када је у питању попречни правац, разматрају се следећи случајеви оптерећења:

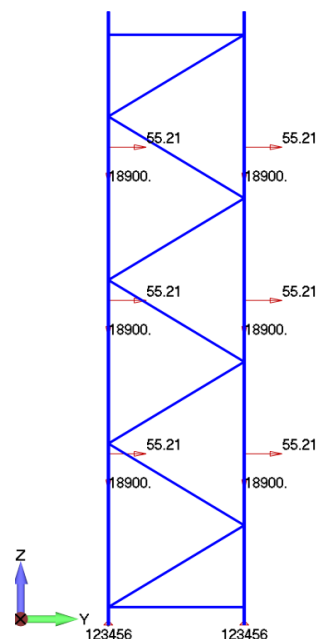
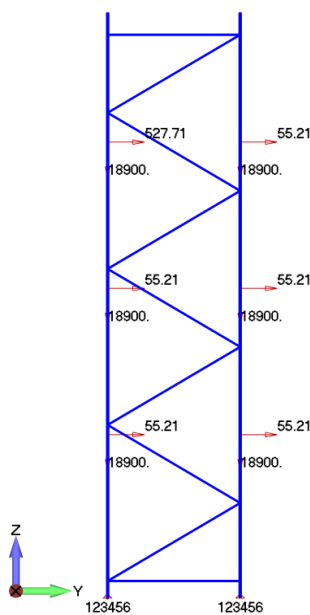
Ц1 Палетни терет са γ_Q без имперфекција и оптерећења постављања

Ц2 Палетни терет и имперфекције са γ_Q без оптерећења постављања



Ц3 Палетни терет, имперфекције и оптерећења постављања на највишем нивоу са $0,9\gamma_Q$

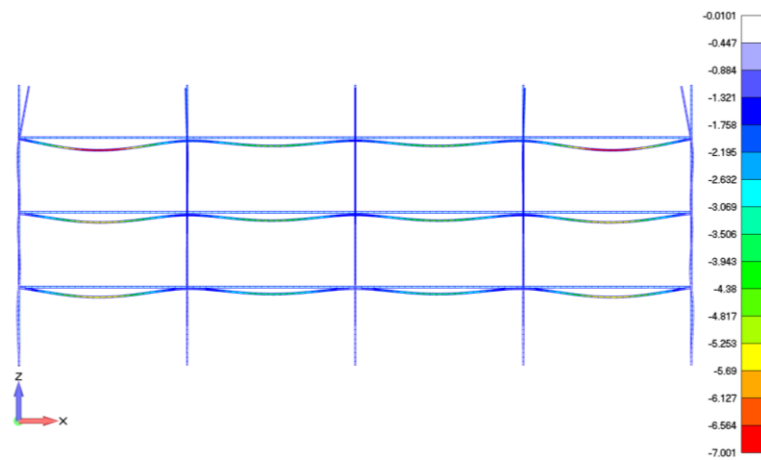
Ц4 Палетни терет, имперфекције и оптерећења постављања у оквиру стуба са $0,9\gamma_Q$



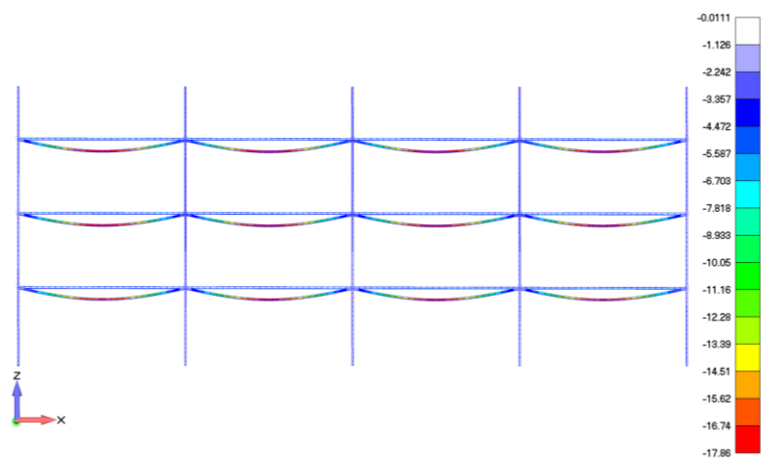
Слика Ц.5 Модели коначних елемената у попречном правцу

Ц2. Приказ неких од резултата глобалне анализе у подужном правцу

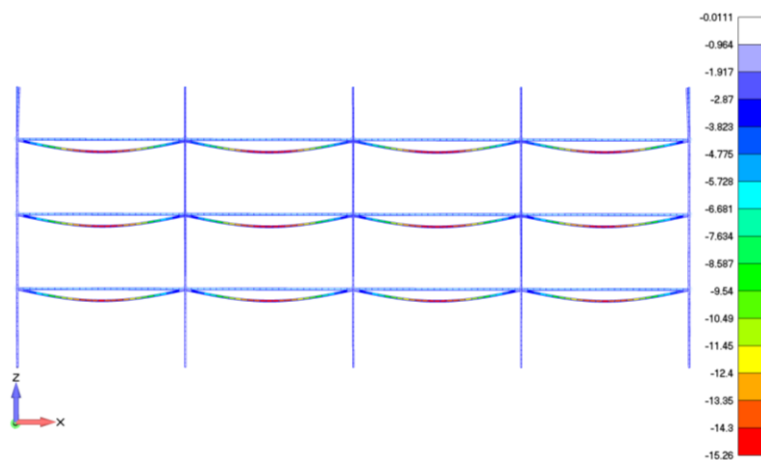
Ц2.1 Померања у вертикалном правцу



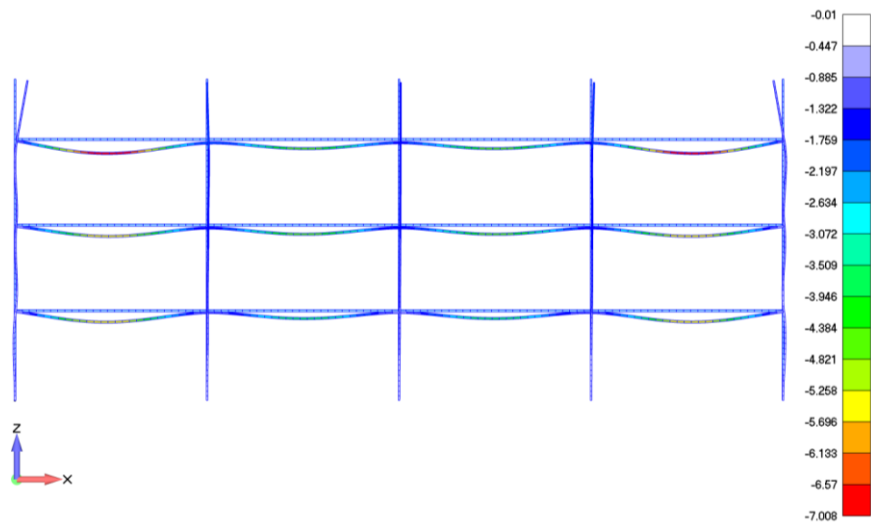
Слика Ц.6 Поље померања у Z правцу са крутим везама - случај оптерећења Д1



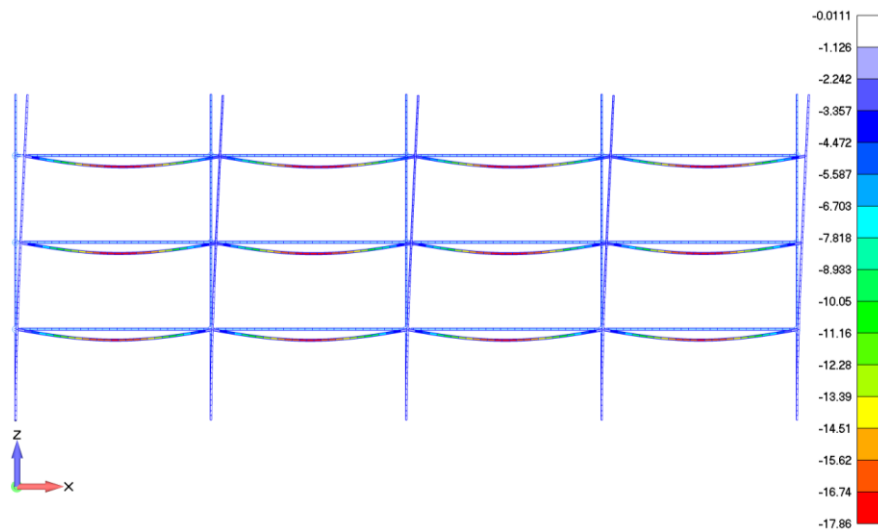
Слика Ц.7 Поље померања у Z правцу са зглобним везама - случај оптерећења Д1



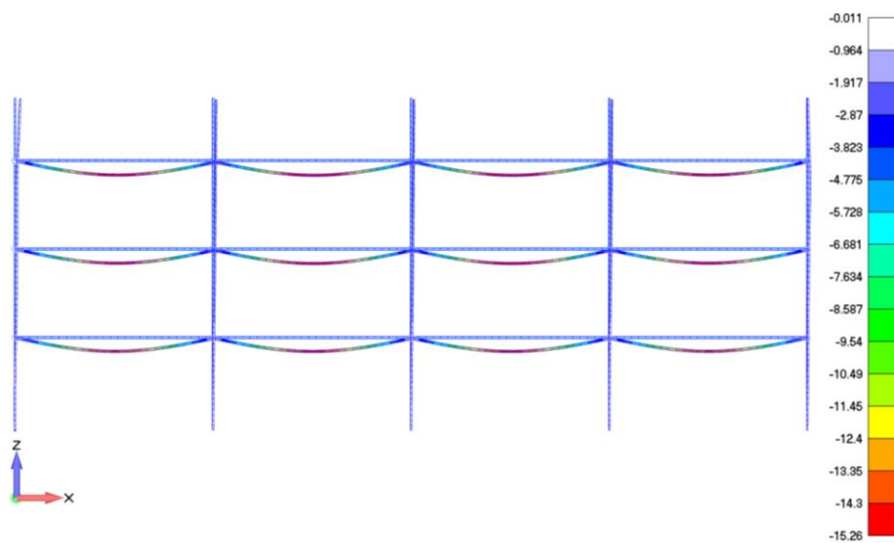
Слика Ц.8 Поље померања у Z правцу са полукрутим везама - случај оптерећења Д1



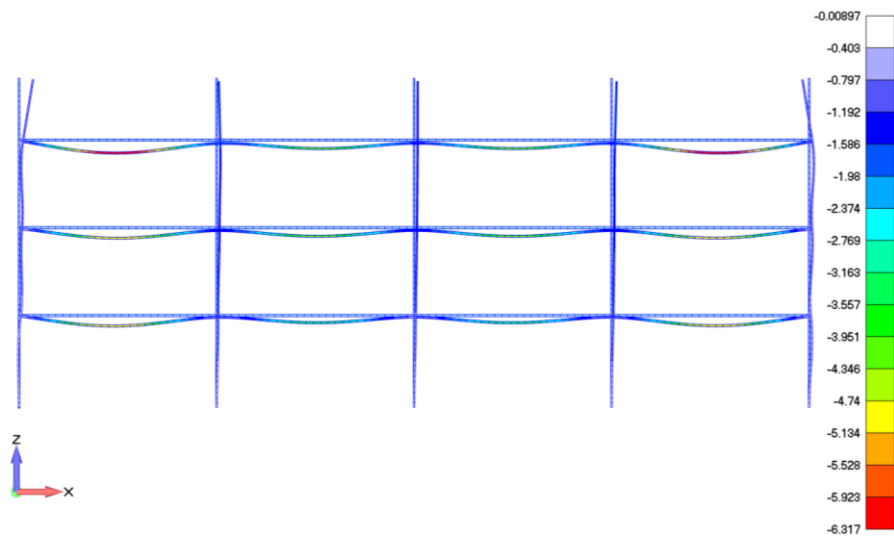
Слика Ц.9 Поље померања у Z правцу са крутим везама - случај оптерећења Д2



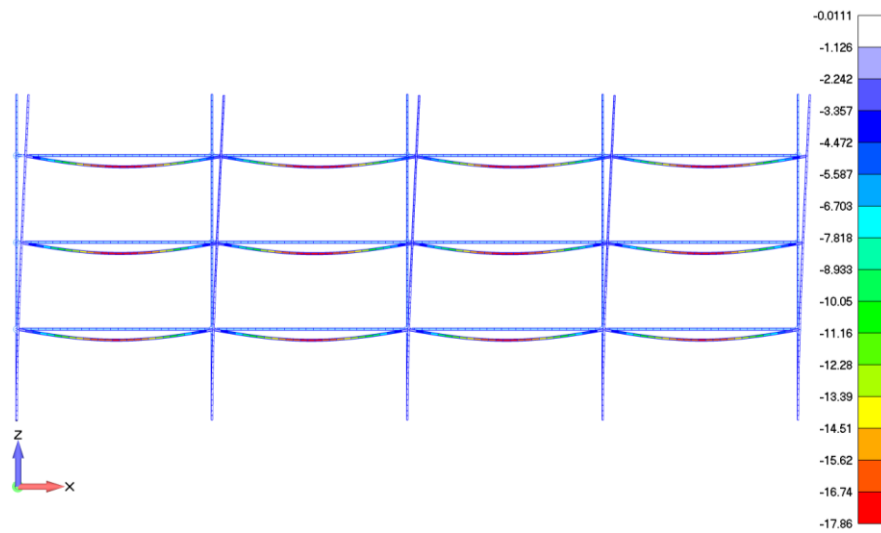
Слика Ц.10 Поље померања у Z правцу са зглобним везама - случај оптерећења Д2



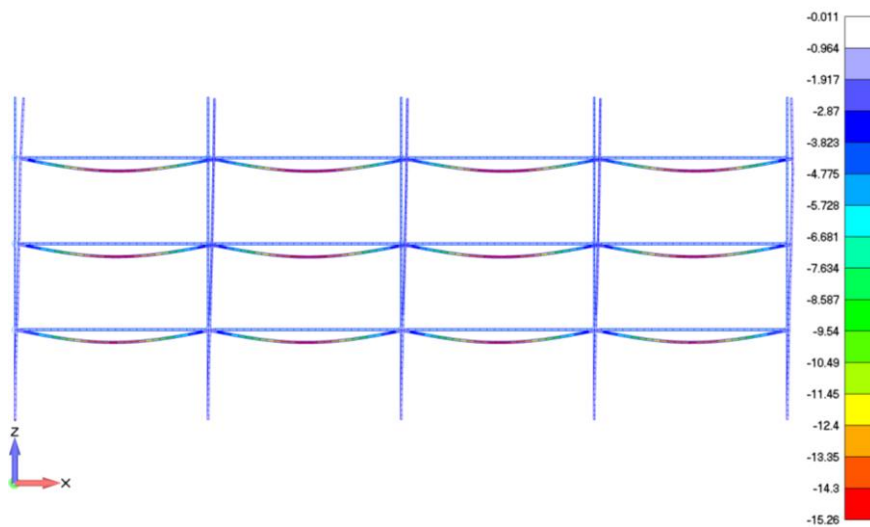
Слика Ц.11 Поље померања у Z правцу са полукрутим везама - случај оптерећења Д2



Слика Ц.12 Поље померања у Z правцу са крутим везама - случај оптерећења ДЗ

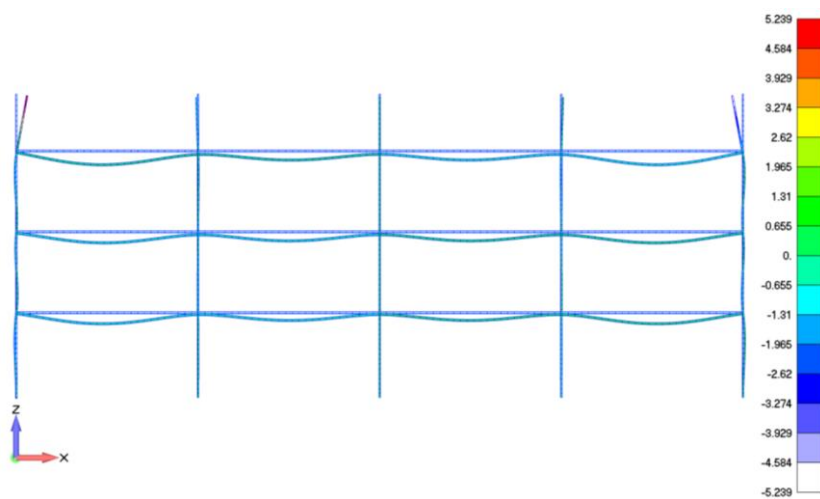


Слика Ц.13 Поље померања у Z правцу са зглобним везама - случај оптерећења ДЗ

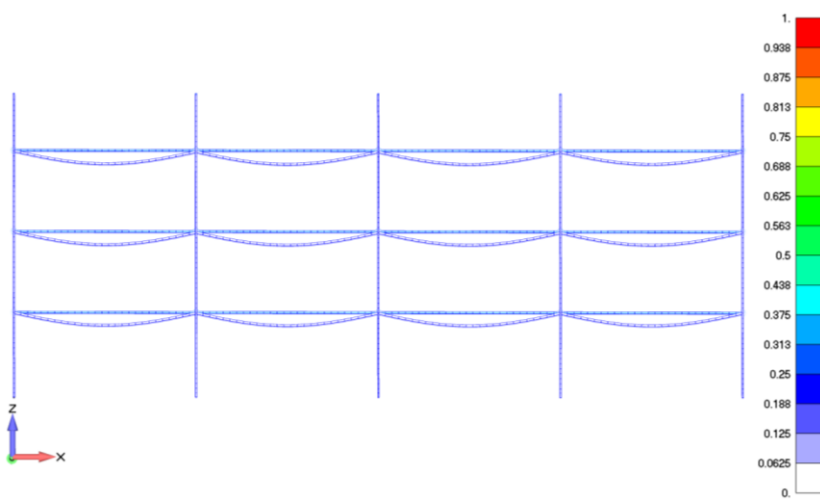


Слика Ц.14 Поље померања у Z правцу са полукрутим везама - случај оптерећења ДЗ

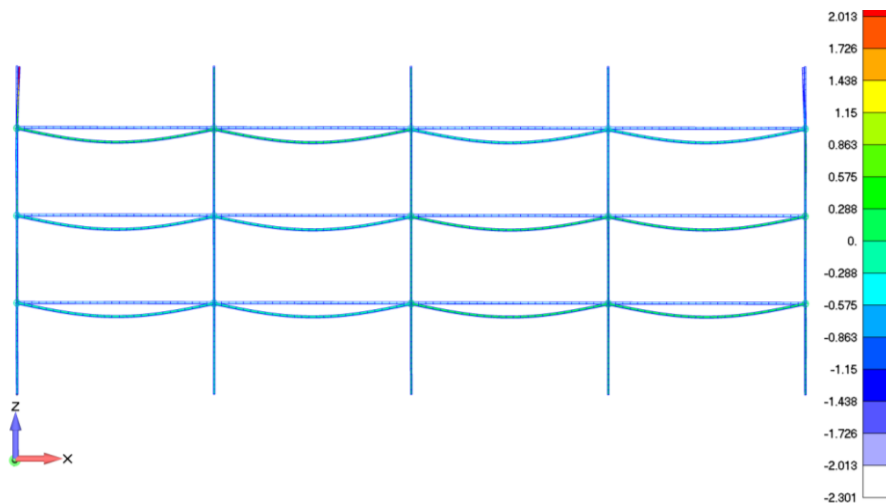
Ц2.2 Померања у хоризонталном правцу



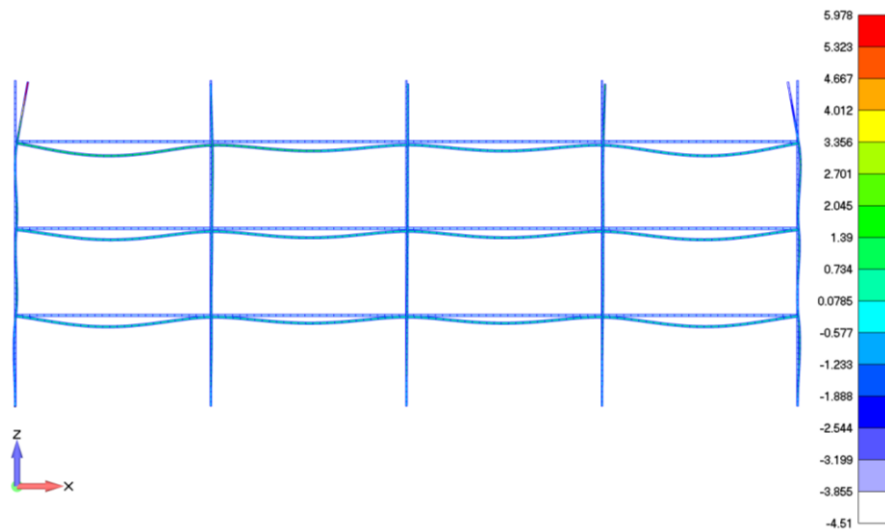
Слика Ц.15 Поље померања у X правцу са крутим везама - случај оптерећења Д1



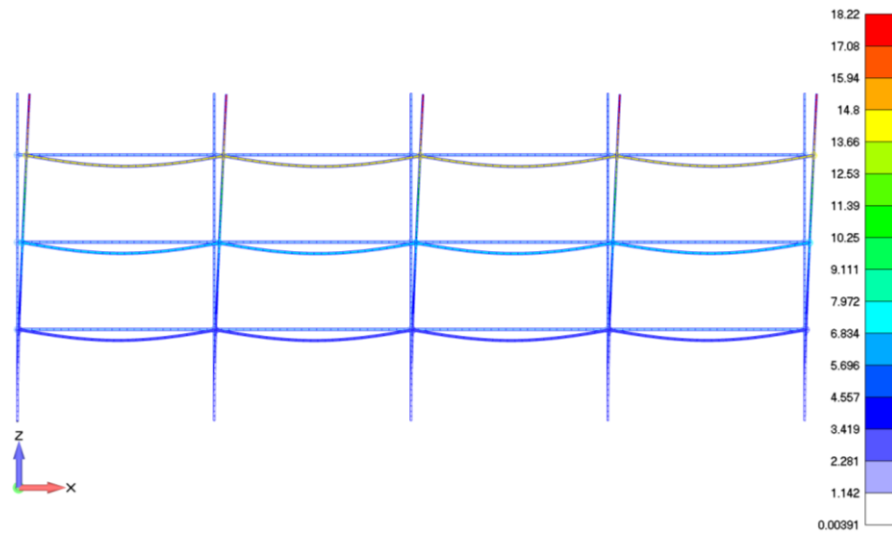
Слика Ц.16 Поље померања у X правцу са зглобним везама - случај оптерећења Д1



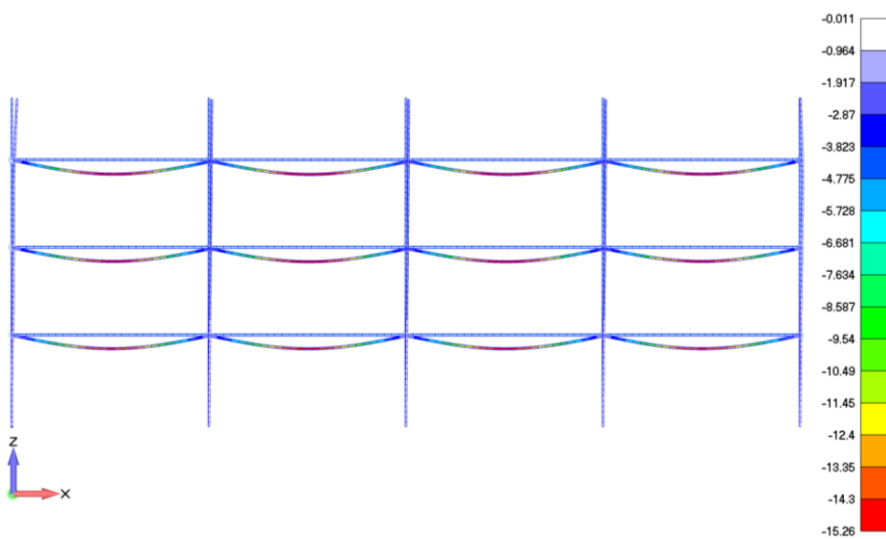
Слика Ц.17 Поље померања у X правцу са полукрутим везама - случај оптерећења Д1



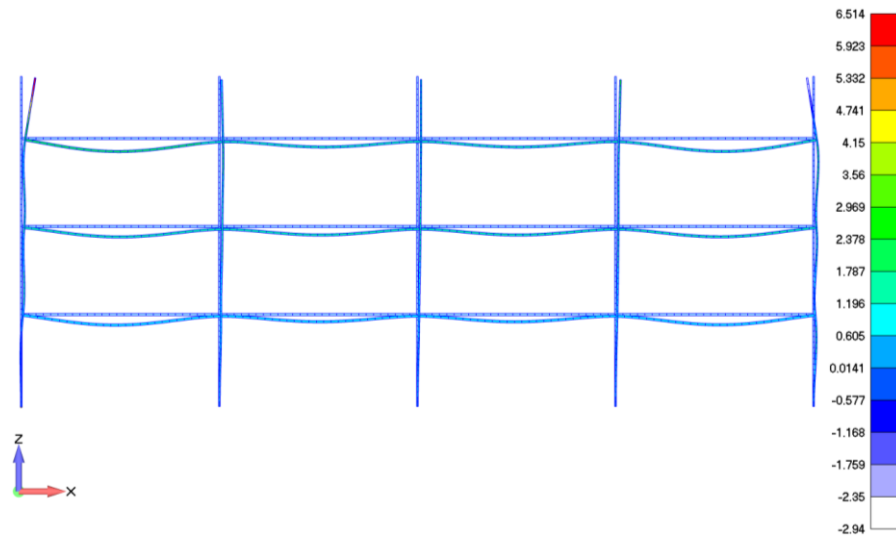
Слика Ц.18 Поље померања у X правцу са крутим везама - случај оптерећења Д2



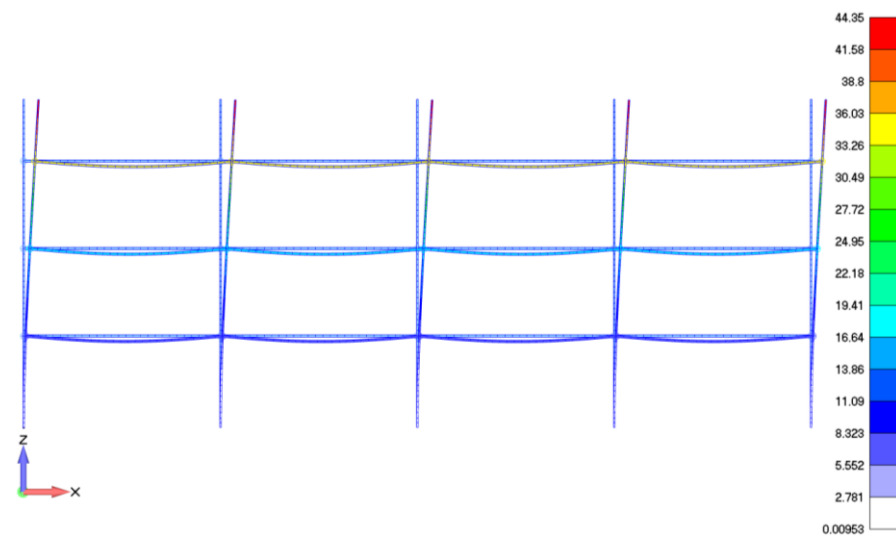
Слика Ц.19 Поље померања у X правцу са зглобним везама - случај оптерећења Д2



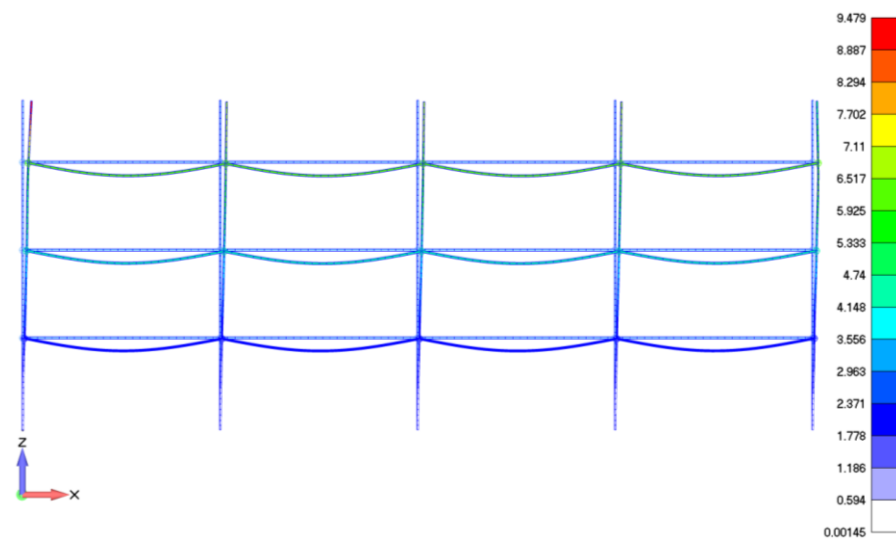
Слика Ц.20 Поље померања у X правцу са полукрутим везама - случај оптерећења Д2



Слика Ц.21 Поље померања у X правцу са крутим везама - случај оптерећења ДЗ

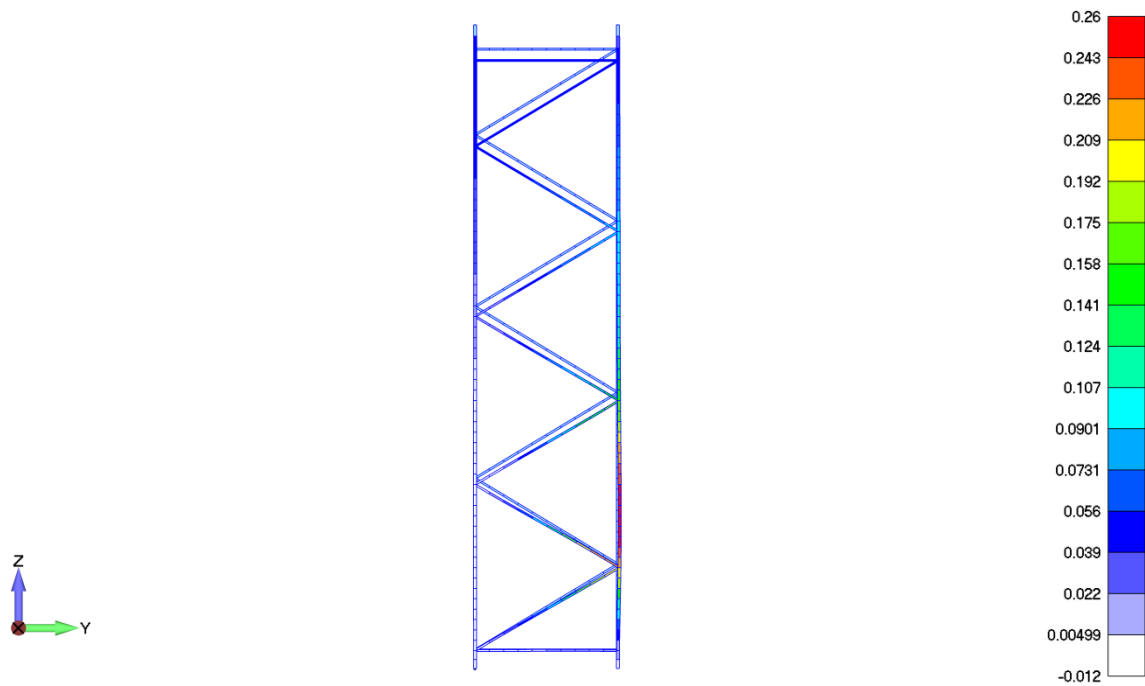


Слика Ц.22 Поље померања у X правцу са зглобним везама - случај оптерећења ДЗ

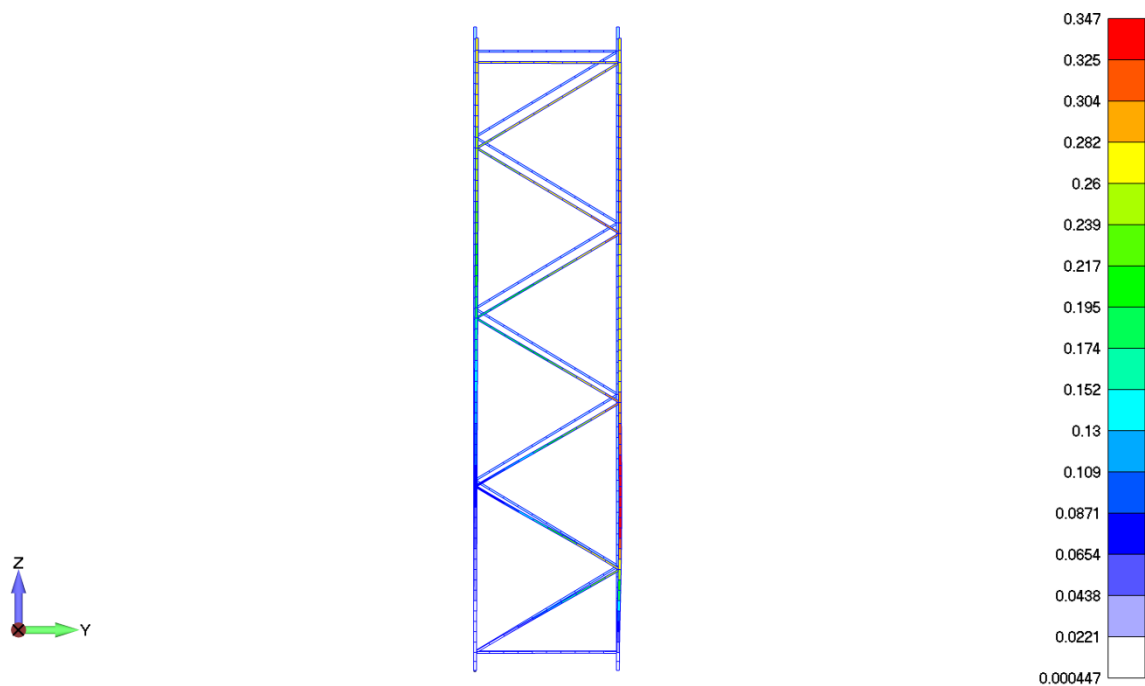


Слика Ц.23 Поље померања у X правцу са полукрутим везама - случај оптерећења ДЗ

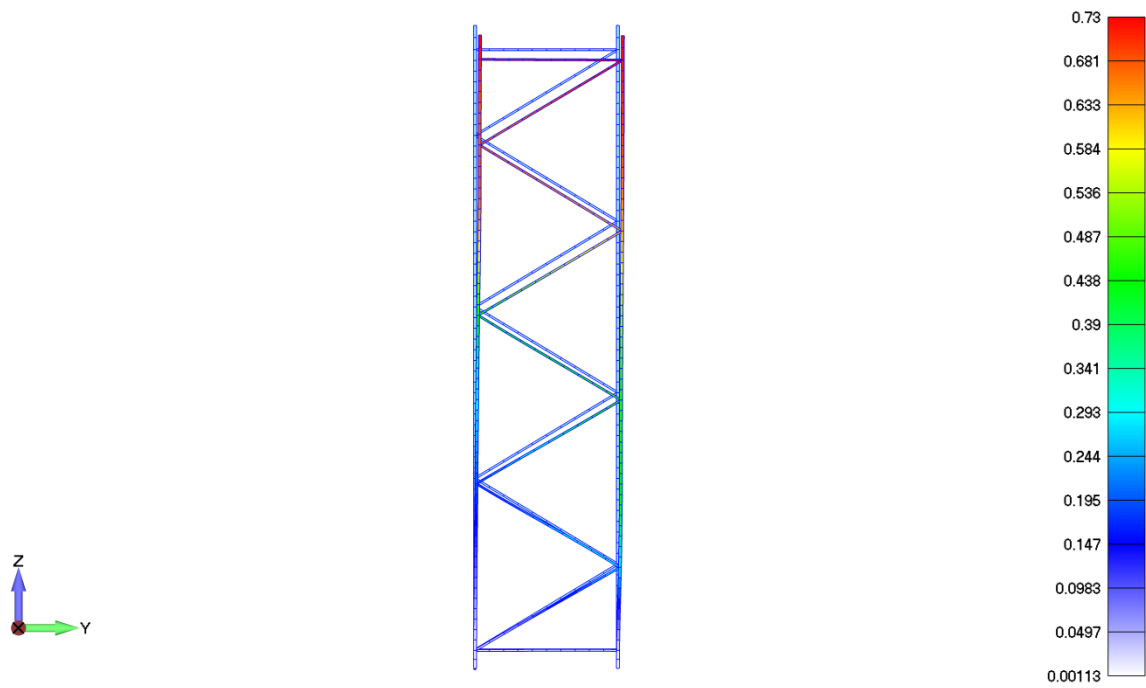
Ц3. Приказ неких од резултата глобалне анализе у попречном правцу



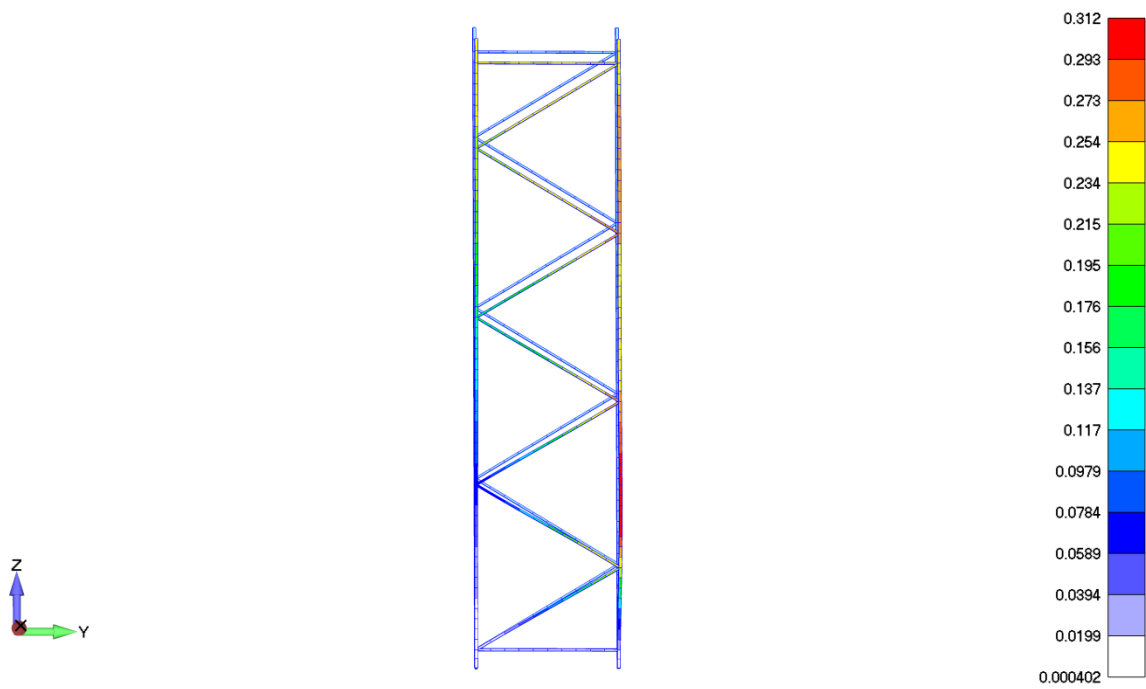
Слика Ц.24 Поље померања у Y правцу са крутим везама - случај оптерећења Ц1



Слика Ц.25 Поље померања у Y правцу са крутим везама - случај оптерећења Ц2



Слика Ц.26 Поље померања у Y правцу са крутим везама - случај оптерећења Ц3



Слика Ц.27 Поље померања у Y правцу са крутим везама - случај оптерећења Ц4

ЛИТЕРАТУРА

- [1] ВУЈАНАЦ Р.: *Развој методологије за пројектовање и прорачун носећих елемената складних система*, Магистарска теза, Машински факултет у Крагујевцу Универзитета у Крагујевцу, 2007.
- [2] FEM 10.2.02: *RACKING DESIGN CODE - The Design of Static Steel Pallet Racking*, Section X of the Federation Europeenne de la Manutention, August, 2000.
- [3] ЕВРОКОД 3: *ПРОРАЧУН ЧЕЛИЧНИХ КОНСТРУКЦИЈА, ДЕО 1-1: Општа правила и правила за прорачун зграда, ДЕО 1-3: Општа правила, Додатна правила за хладно обликоване танкозидне елементе и лимове, ДЕО 1-8: Прорачун веза*
- [4] MARKAZI F. D., BEALE R. G., GODLEY M. H. R.: *Experimental Analysis of Semi-Rigid Boltless Connectors, Thin-Walled Structures*, Vol. 28, No. 1, pp. 57 - 87, 1997, Elsevier Science Ltd., Great Britain, 1997.
- [5] LEKO V.: *Eurocode 3-1-8, Proračun spojeva, Komentari s primjerima*, Sajema, Slavonski brod, 2012
- [6] MARCEGAGLIA S.p.A.: *Pallet Rack Bi-Bloc, Catalogue*
- [7] FEMAP with NX Nastran - *Finite element program*
- [8] LS-DYNA - *Finite element program*
- [9] FEM 10.2.02: *DESIGN EXAMPLE, To be read in conjunction with FEM 10.2.02, The Design of Static Steel Pallet Racking*, Section X of the Federation Europeenne de la Manutention, August, 2000.
- [10] ЕВРОКОД 0: *ОСНОВЕ ПРОРАЧУНА КОНСТРУКЦИЈА*
- [11] ЕВРОКОД 1: *ОСНОВЕ ПРОРАЧУНА И ДЕЈСТВА НА КОНСТРУКЦИЈЕ, ДЕО 1: Основе прорачуна, ДЕО 2-1: Запреминске тежине, сопствена тежина и корисно оптерећење, ДЕО 2-2: Дејства на конструкције изложене пожару, ДЕО 2-3: Оптерећења од снега, ДЕО 2-4: Дејства ветра*
- [12] БУЂЕВАЦ Д., МАРКОВИЋ З., БОГАВАЦ Д., ТОШИЋ Д.: *Металне конструкције - Основе прорачуна и конструисања*, Грађевински факултет Универзитета у Београду, Београд, 1999
- [13] БУЂЕВАЦ Д., МАРКОВИЋ З., БОГАВАЦ Д., ТОШИЋ Д.: *Металне конструкције - Специјална поглавља и технологија израде*, Грађевински факултет Универзитета у Београду, Београд, 1999.

- [14] BAJORIA K. M., TALIKOTI R. S.: *Determination of flexibility of beam-to-column connectors used in thin walled cold-formed steel pallet racking systems*, Thin - Walled Structures, xx, 2006.
- [15] BALDASSINO N., BERNUZZI C., ZANDONINI R.: *Experimental and Numerical Studies on Pallet Racks*, Proceeding of the Conference "Professor Otto Halase - Memorial Session", Technical University of Budapest, Budapest, Hungary, 1998.
- [16] BALDASSINO N., ZANDONINI R., BERNUZZI C.: *Influence of the Joint Modelling on the Performance of Steel Storage Pallet Racks*, Settimana della costruzione in acciaio, 3 - 7 October, Napoli, Italy, 1999.
- [17] BEALE R.G., GODLEY M.H.R.: *Sway Analysis of Spliced Pallet Rack Structure*, Computer and Structures, 2004.
- [18] ВУЈАНАЦ Р., СЛАВКОВИЋ Р., ЖИВКОВИЋ М.: *Примена методе коначних елемената у прорачунима танкозидних челичних конструкција - Прорачун високорегалног складишта Хемофарм Бања Лука*, 6. Међународно саветовање о достигнућима електро и машинске индустрије, ДЕМИ 2003, Бања Лука 30. и 31. мај 2003.
- [19] VUJANAC R., SLAVKOVIĆ R., MILORADOVIĆ N.: *Warehousing solution in the Pharmaceutical Institution of Montenegro "Montefarm" Podgorica*, International Scientific Meeting "GNP 2006", pp. 953 - 958, Žabljak, 20.- 24. February 2006.
- [20] ГЕОРГИЈЕВИЋ М.: *Регална складишта - палете, регали, регалне дизалице, виљушкарџи, аутоматизација рада, логистика*, Факултет техничких наука у Новом Саду, Мала велика књига, Нови Сад, 1995.
- [21] GODLEY M.H.R., BEALE R.G., FENG X.: *Analysis and design of down-aisle pallet rack structures*, Computers and Structures, 77, 391 - 401, 2000.
- [22] GODLEY M.H.R.: *Plastic Design of Pallet Rack Beams*, Thin - Walled Structures, Vol. 29, Nos. 1 - 4, pp. 175 - 188, 1997.
- [23] ЗАРИЋ Б., СТИПАНИЋ Б., БУЋЕВАЦ Д.: *Челичне конструкције у грађевинарству*, Грађевинска књига, Београд, 1990.
- [24] КИСИН С.: *Стабилност металних конструкција*, Грађевинска књига, Београд, 1997.
- [25] КОЈИЋ М., СЛАВКОВИЋ Р., ЖИВКОВИЋ М., ГРУЈОВИЋ Н.: *Метод коначних елемената I - Линеарна анализа*, Машински факултет у Крагујевцу, Крагујевац, 1998.
- [26] МИЛЕУСНИЋ Н.: *Унутрашњи транспорт и складишта*, Научна књига, Београд, 1990.
- [27] РАШКОВИЋ Д.: *Отпорност материјала*, Научна књига, Београд, 1965.
- [28] РАШКОВИЋ Д.: *Теорија еластичности*, Научна књига, Београд, 1985.
- [29] FEM 10.3.01: *Adjustable Beam Pallet racking Tolerances Deformation and Clearances*, Section X of the Federation Europeenne de la Manutention, February, 1997.
- [30] FEM 9.831: *Calculation Principles Of Storage And Retrieval Machines, Tolerances, deformations and clearances in the high - bay warehouse*, Section X of the Federation Europeenne de la Manutention, February, 1995.

- [31] ДЕЈСТВА НА КОНСТРУКЦИЈЕ, Збирка југословенских правилника и стандарда за грађевинске конструкције, Грађевински факултет Универзитета у Београду, Београд, 1995.
- [32] EVROKOD 8: *PROJEKTOVANJE SEIZMIČKI OTPORNIH KONSTRUKCIJA, DEO 1-1: Seizmička dejstva i opšti zahtevi za konstrukcije, DEO 1-2: Opšta pravila za zgrade, DEO 1-3: Posebna pravila za različite materijale i elemente.*
- [33] FEM 10.2.03: *SPECIFIER'S CODE - Guidelines for Specifier's of Static Steel Racking and Shelving*, Section X of the Federation Europeenne de la Manutention, January, 2000.
- [34] FEM 10.2.04: *USER'S CODE - Guidelines for the Safe Use of Static Steel Racking and Shelving*, Section X of the Federation Europeenne de la manutention, April, 2000.
- [35] FEM 10.2.06: *DESIGN EXAMPLE, To be read in conjunction with FEM 10.2.06, The Design of Hand Loaded Static Steel Shelving System*, Version 1.01, Section X of the Federation Europeenne de la Manutention, August, 2000.
- [36] FEM 10.2.06: *SHELVING DESIGN CODE - The Design of Hand Loaded Static Steel Shelving System*, Version 1.01, Section X of the Federation Europeenne de la Manutention, August, 2000.
- [37] ПЕТКОВИЋ З., ОСТРИЋ Д.: *Металне конструкције у машиноградњи 1*, Машински факултет Универзитета у Београду, Београд, 1996
- [38] LEWIS G. M.: *Imperfection Sensitivity of Structures with Semi – Rigid Joints*, Thin – Walled Structures, Vol. 27, No. 2, pp. 187 – 201, 1997.
- [39] MICHAEL D. J., LEACH P., TAYLOR A.: *The Design of Perforated Coled – Formed Steel Sections Subject to Axial Load and Bending*, Thin - Walled Structures, Vol. 29, Nos. 1 - 4, pp. 141 - 157, 1997.
- [40] BALDASSINO N., BERNUZZI C., ZANDONINI R., HANCOCK G.: *Overal, Local and Distortional Buckling in Pallet Racks*, Structural Stability Research Council, 21 - 23 September 1998, Atlanta – U.S.A.
- [41] BALDASSINO N., BERNUZZI C.: *Analysis and behaviour of steel storage pallet racks*, Thin - Walled Structures, Vol. 37, Nos. 1 - 4, pp. 277 - 304, 2000.
- [42] MARKAZI F. D., BEALE R. G., GODLEY M. H. R.: *Numerical modelling of semi – rigid boltless connectors*, Computer and Structures, Vol. 79., pp. 2391 - 2402, 2001.
- [43] BERNUZZI C., CASTIGLIONI C. A.: *Experimental analysis on the cyclic behavior of beam-to-column joints in steel storage pallet racks*, Thin - Walled Structures, Vol. 39, pp. 841 - 859, 2001.
- [44] FREITS A.M.S., FREITS M.S.R., SOUZA F.T.: *Analysis of steel storage rack columns*, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 61, p.p. 1135 – 1146, 2005
- [45] ABDEL – JABER M., BEALE R.G., GODLEY M.H.R.: *A theoretical and experimental investigation of pallet rack structures under sway*, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 62, p.p. 68 – 80, 2005
- [46] ABDEL – JABER M., BEALE R.G., GODLEY M.H.R.: *Numerical study on semi – rigid racking frames under sway*, Computers and Structures, Vol. 83, p.p. 2463 – 2475, 2005.

- [47] SAJJA S.R., BEALE R.G., GODLEY M.H.R.: *Shear stiffness of pallet rack upright frames*, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 64, p.p. 867 – 874, 2008.
- [48] PASTOR M.M., CASAFONT M., CHILLARON E., LUISA A., ROURE F., SOMALO M.R.: *Optimization of cold – formed steel pallet racking cross – section for flexural – torsional buckling with constraints on the geometry*, Engineering Structures, Vol. 31, p.p. 2711 – 2722, 2009.
- [49] BAJORIA K. M., SANGLE K. K., TALICOTTI R. S.: *Modal analysis of cold – formed pallet rack structures with semi – rigid connections*, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 66, p.p. 428 – 441, 2010.
- [50] PRABHA P., MARIMUTHU V., SARAVANAN M., JAYACHANDRAN S. A.: *Evaluation of connection flexibility in cold formed steel racks*, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 66, p.p. 863 – 872, 2010.
- [51] ROURE F., PASTOR M.M., CASAFONT M., SOMALO M.R.: *Stub column test for racking design: Experimental testing*, FE analysis and EC3, Thin - Walled Structures, Vol. 49, p.p. 167 - 184, 2011.
- [52] GILBERT B.P., RASMUSSEN K. J.R.: *Determination of the base plate stiffness and strength of steel storage racks*, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 67, p.p. 1031 – 1041, 2011.
- [53] CASAFONT M., PASTOR M. M., ROURE F., PEKOZ T.: *An experimental investigation of distortional buckling of steel storage rack columns*, Thin - Walled Structures, Vol. 49, p.p. 933 - 946, 2011.
- [54] BONADA J., CASAFONT M., ROURE F., PASTOR M.M.: *Selection of the initial geometrical imperfection in nonlinear FE analysis of cold – formed steel rack columns*, Thin - Walled Structures, Vol. 51, p.p. 99 - 111, 2012.
- [55] SANGLE K. K., BAJORIA K.M., TALICOTTI R. S.: *Elastic stability analysis of cold – formed pallet rack structures with semi – rigid connections*, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 71, p.p. 245 – 262, 2012.
- [56] GILBERT B.P., RASMUSSEN K.J.R., BALDASSINO N., CUDINI T., ROVERE L.: *Determining the trasverse shear stiffness of steel storage rack upright frames*, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 78, p.p. 107 – 116, 2012.
- [57] CRISAN A., UNGUREANU V., DUBINA D.: *Behaviour of cold – formed steel perforated sections in compression. Part 1 – Experimental investigations*, Thin - Walled Structures, Vol. xx, p.p. xx - xx, 2012.
- [58] CRISAN A., UNGUREANU V., DUBINA D.: *Behaviour of cold – formed steel perforated sections in compression. Part 2 – Numerical investigations and design consideration*, Thin - Walled Structures, Vol. xx, p.p. xx - xx, 2012.