



UNIVERZITET U NOVOM SADU
FAKULTET TEHNIČKIH NAUKA U
NOVOM SADU



Aleksandra Radujković

**ANALIZA PARAMETARA ZA PROCENU
SEIZMIČKOG ODGOVORA VIŠESPRATNIH
ARMIRANOBETONSKIH OKVIRA**

DOKTORSKA DISERTACIJA

Novi Sad, 2015. godina



КЉУЧНА ДОКУМЕНТАЦИЈСКА ИНФОРМАЦИЈА

Редни број, РБР:			
Идентификациони број, ИБР:			
Тип документације, ТД:	Монографска документација		
Тип записа, ТЗ:	Текстуални штампани материјал		
Врста рада, ВР:	Докторска дисертација		
Аутор, АУ:	мр Александра Радујковић, дипл. грађ. инж.		
Ментор, МН:	Проф. др Ђорђе Лађиновић		
Наслов рада, НР:	АНАЛИЗА ПАРАМЕТАРА ЗА ПРОЦЕНУ СЕИЗМИЧКОГ ОДГОВОРА ВИШЕСПРАТНИХ АРМИРАНОБЕТОНСКИХ ОКВИРА		
Језик публикације, ЈП:	Српски		
Језик извода, ЈИ:	Срп. / енг.		
Земља публикавања, ЗП:	Република Србија		
Уже географско подручје, УГП:	Војводина		
Година, ГО:	2015.		
Издавач, ИЗ:	Ауторски репринт		
Место и адреса, МА:	21000 Нови Сад, Трг Доситеја Обрадовића 6		
Физички опис рада, ФО: <small>(поглавља/страна/цитата/табела/слика/графика/прилога)</small>	8/266/-/81/254/-/4		
Научна област, НО:	Грађевинско инжењерство		
Научна дисциплина, НД:	Теорија конструкција, конструкције у грађевинарству, земљотресно инж.		
Предметна одредница/Кључне речи, ПО:	АБ конструкције, сеизмичко инжењерство, сеизмички захтев		
УДК			
Чува се, ЧУ:	У библиотеци Факултета техничких наука у Новом Саду, Трг Доситеја Обрадовића 6, 21000 Нови Сад, Република Србија		
Важна напомена, ВН:			
Извод, ИЗ:	У раду су анализирани утицаји параметара: класе дуктилности, пројектног сеизмичког дејства и спратности на сеизмички одговор АБ оквира пројектованих према европским нормама ЕН 1992 - 1 и ЕН 1998 - 1. Одговор конструкције, добијен применом нелинеарних статичких и динамичких метода, је разматран на глобалном, спратном и локалном нивоу. Процена стања је спроведена пре свега директним поређењем захтева ротације тетива стубова и греда оквира са капацитетом за два гранична стања према ЕН 1998 - 3. Поред тога, упоређени су захтеви са капацитетом у погледу дуктилности кривина критичних попречних пресека и захтеви односа међуспратног померања и спратне висине са типичним вредностима за очекивани ниво оштећења конструкције.		
Датум прихватања теме, ДП:			
Датум одбране, ДО:			
Чланови комисије, КО:	Председник:	Проф. др Радомир Фолић, емеритус	Потпис ментора
	Члан:	Проф. др Станко Брчић	
	Члан:	Проф. др Душан Ковачевић	
	Члан:	Доцент др Зоран Брујић	
	Члан, ментор:	Проф. др Ђорђе Лађиновић	



KEY WORDS DOCUMENTATION

Accession number, ANO :	
Identification number, INO :	
Document type, DT :	Monograph documentation
Type of record, TR :	Textual printed material
Contents code, CC :	PhD Thesis
Author, AU :	Aleksandra radujković, MSc, civ.eng.
Mentor, MN :	Đorđe Lađinović, PhD, civ.eng., (full professor)
Title, TI :	ANALYSIS OF PARAMETERS FOR SEISMIC RESPONSE ASSESSMENT OF MULTY-STOREY REINFORCED CONCRETE FRAMES
Language of text, LT :	Serbian
Language of abstract, LA :	Eng. / srp.
Country of publication, CP :	Repulic of Serbia
Locality of publication, LP :	Vojvodina
Publication year, PY :	2015.
Publisher, PB :	Author's reprint
Publication place, PP :	21000 Novi Sad, Trg Dositeja Obradovića 6
Physical description, PD : (chapters/pages/ref./tables/pictures/graphs/appendixes)	8/266/-/81/254/-/4
Scientific field, SF :	Civil Engineering
Scientific discipline, SD :	Structural analysis, Structural engineering, Earthquake Engineering
Subject/Key words, S/KW :	RC structures, seismic engineering, seismic demands
UC	
Holding data, HD :	In the library of the Faculty of Technical Sciences, Trg Dositeja Obradovića 6, 21000 Novi Sad, Repulic of Serbia
Note, N :	
Abstract, AB :	The paper analyzed influence of parameters: ductility class, design seismic actions and the number of story on seismic response of RC frames designed according to EN 1992-1 and EN 1998-1. Seismic response, obtained using nonlinear static and dinamic methods, at global, storey and local levels was discussed. Assessment was carried out primarily by direct comparison chord rotation RC frames columns and beams demands with a capacity of two limit states according to EN 1998-3. In addition, curvature ductility critical regions demands and capacity and inter storey drift demands and tipical values for expected level of structural damage, were compared.
Accepted by the Scientific Board on, ASB :	
Defended on, DE :	
Defended Board, DB :	President: Radomir Folić, Ph.D., Full Professor, emeritus
	Member: Stanko Brčić, Ph.D., Full Professor
	Member: Dušan Kovačević, Ph.D., Full Professor
	Member: Zoran Brujić, Ph.D., Professor
	Member, Mentor: Đorđe Lađinović, Ph.D., Full Professor
	Menthor's sign

SADRŽAJ

1. Uvod	1
1.1 Opis predmeta istraživanja.....	3
1.2 Pregled vladajućih stavova u području istraživanja.....	4
1.3 Cilj i metodologija istraživanja.....	6
1.4 Hipoteze istraživanja.....	7
1.5 Kratak prikaz sadržaja rada.....	8
2. Pregled stanja u oblasti aseizmičkog projektovanja	11
2.1 Koncept seizmičkog proračuna zasnovan na ponašanju	13
2.2 Zahtevi ponašanja prema Evropskim normama.....	16
2.3 Proračun konstrukcija prema savremenim seizmičkim propisima	18
2.4 Procena seizmičkog odgovora zgrada.....	22
2.5 Parametri koji utiču na seizmički odgovor zgrada.....	25
3. Analitički i numerički modeli za proračun seizmičkog odgovora AB okvira	29
3.1 Postupci za proračun seizmičkog odgovora konstrukcija	31
3.1.1 Nelinearna statička analiza	31
3.1.2 Nelinearna dinamička analiza.....	33
3.2 Model raspodeljene plastičnosti.....	34
3.3 Računarski program OpenSees	35
3.4 Modeli za procenu ponašanja.....	38
3.4.1 Određivanje zahteva AB okvira.....	38
3.4.2 Modeli za procenu kapaciteta AB konstrukcija.....	39
3.4.3 Faktori duktilnosti prema Evrokodu 8.....	41
4. Formulisanje modela za numeričku analizu višespratnih AB okvira	43
4.1 Opis analiziranih AB okvira	45
4.2 Modeliranje AB okvira za linearni proračun	45
4.3 Modeliranje AB okvira za procenu ponašanja.....	46
4.4 Kapaciteti deformacija elemenata okvira.....	49
4.5 Seizmičko dejstvo za nelinearne analize pri proceni ponašanja	50
4.5.1 Seizmičko dejstvo za nelinearnu statičku analizu	51
4.5.2 Seizmičko dejstvo za nelinearnu dinamičku analizu	51
4.6 Ocena seizmičkog ponašanja	53
5. Rezultati seizmičkog odgovora AB okvira	55
5.1 Seizmički odgovor AB okvira primenom nelinearne statičke analize za granično stanje značajnog oštećenja	57

5.1.1	AB okvir sa 4 sprata	57
5.1.2	AB okvir sa 6 spratova	60
5.1.3	AB okvir sa 8 spratova	64
5.1.4	AB okvir sa 10 spratova	69
5.2	Seizmički odgovor AB okvira primenom nelinearne statičke analize za granično stanje blizu rušenja.....	74
5.2.1	AB okvir sa 4 sprata	75
5.2.2	AB okvir sa 6 spratova	78
5.2.3	AB okvir sa 8 spratova	82
5.2.4	AB okvir sa 10 spratova	87
5.3	Seizmički odgovor AB okvira primenom nelinearne dinamičke analize za granično stanje značajnog oštećenja	93
5.3.1	AB okvir sa 4 sprata	94
5.3.2	AB okvir sa 6 spratova	97
5.3.3	AB okvir sa 8 spratova	100
5.3.4	AB okvir sa 10 spratova	104
5.4	Seizmički odgovor AB okvira primenom nelinearne dinamičke analize za granično stanje blizu rušenja.....	109
5.4.1	AB okvir sa 4 sprata	110
5.4.2	AB okvir sa 6 spratova	113
5.4.3	AB okvir sa 8 spratova	117
5.4.4	AB okvir sa 10 spratova	121
5.5	Seizmički odgovor AB okvira za seizmička dejstva veća od projektnog.....	126
5.5.1	AB okvir sa 4 sprat	127
5.5.2	AB okvir sa 6 spratova	131
5.5.3	AB okvir sa 8 spratova	137
5.5.4	AB okvir sa 10 spratova	143
6.	Diskusija rezultata istraživanja.....	151
6.1	Analiza seizmičkog odgovora AB okvira primenom nelinearne statičke analize.....	153
6.1.1	Analiza seizmičkog odgovora AB okvira za granično stanje značajnog oštećenja	153
6.1.2	Analiza seizmičkog odgovora AB okvira za granično stanje blizu rušenja	158
6.2	Analiza seizmičkog odgovora AB okvira primenom nelinearne dinamičke analize ...	163
6.2.1	Analiza seizmičkog odgovora AB okvira za granično stanje značajnog oštećenja	164
6.2.2	Analiza seizmičkog odgovora AB okvira za granično stanje blizu rušenja	168
6.3	Analiza seizmičkog odgovora AB okvira primenom nelinearne dinamičke analize za seizmička dejstva veća od projektnog.....	173

7. Završne napomene i zaključci	185
7.1 Opšte napomene	187
7.2 Zaključci.....	188
7.3 Pravci daljih istraživanja.....	191
8. Reference	193
8.1 Literatura.....	195
8.2 Internet adrese	204
Prilog A.....	207
Prilog B.....	225
Prilog C.....	229
Prilog D.....	233

LISTA SLIKA

Slika 2.1 Dijagram proračuna zasnovanog na ponašanju [42]	13
Slika 2.2 Veza nivoa ponašanja i dijagrama sila pomeranje	14
Slika 2.3 Ciljevi ponašanja za različite nivoe ponašanja i nivoe seizmičkog dejstva [58]	15
Slika 2.4 Druga generacija PBEE	15
Slika 2.5 Karte seizmičkog hazarda Srbije za osnovnu stenu za povratne periode od 95, 475 i 975 godina, (izvor: Republički Seizmološki zavod Srbije)	17
Slika 2.6 Veza sila - pomeranje za elastičan i neelastičan odgovor	19
Slika 2.7 Neelastičan spektar usvojen u EN 1998-1 [36]	19
Slika 2.8 Odgovor konstrukcije u zavisnosti od faktora ponašanja	20
Slika 2.9 Redukcija nosivosti prema konceptu jednakih pomeranja i jednakih energija	21
Slika 2.10 Gredni mehanizam savijanja kod okvira sa jakim stubovima i slabim gredama [36]	21
Slika 2.11 Oblici bočnog pomeranja okvira u zavisnosti od tipa okvira [45]	24
Slika 2.12 Veza između nosivosti i duktilnosti [105]	27
Slika 3.1 Raspodela bočnih sila za pushover analizu Evrokodu 8 i pushover kriva	32
Slika 3.2 Određivanje ciljnog pomeranja za ekvivalentni SDOF sistem [29]	32
Slika 3.3 Model elementa sa raspodeljenom plastičnošću [87]	35
Slika 3.4 Raspored kontrolnih preseka i podela preseka na vlakna kod vlaknastog modela [137]	35
Slika 3.5 Dijagram klasa u OpenSees okruženju [88]	36
Slika 3.6 Dvodimenzionalni element - beam column element	37
Slika 3.7 Formulacija elementa zasnovana na deformacijama [138]	37
Slika 3.8 Formulacija elementa zasnovana na silama [138]	38
Slika 3.9 Primena Gauss-Lobatto pravila kvadrature sa četiri tačke [131]	38
Slika 3.10 Rotacije tetive na krajevima štapa	39
Slika 3.11 Veza moment - krivina	41
Slika 4.1 Osnova i presek okvirne konstrukcije	45
Slika 4.2 Elastični i projektni spektri za dva intenziteta seizmičkog opterećenja	46
Slika 4.3 Vlaknasti model poprečnog preseka	47
Slika 4.4 Poprečni presek sa pridruženom silom smicanja	47
Slika 4.5 Concrete01, parametri materijala i naponsko deformacijski odgovor za monotono i ciklično opterećenje	48
Slika 4.6 Dijagrama napon-dilatacija prema modelu Evrokoda 2 (EC2) i OpenSEES (C01)	48

Slika 4.7 Karakteristični dijagrami napon-dilatacija jezgra preseka stuba i grede i zaštitnog sloja	48
Slika 4.8 Steel02, parametri materijala i naponsko deformacijski odgovor za monotono i ciklično opterećenje.....	49
Slika 4.9 Uticaj promene normalne sile i raspona smicanja pri monotonom opterećenju na vrednost kapaciteta rotacije tetive	50
Slika 4.10 Odnos moment – krivina kod stuba i grede usled konstantne vrednosti normalne sile i usled NSA.....	50
Slika 4.11 Spektri odgovora ubrzanjao dabranih zapisa, osrednjene vrednosti ubrzanja u spektru odgovora, elastični spektar i 90% od elastičnog spektra za seizmičko dejstvo $a_g = 0,2 g$	52
Slika 4.12 Spektri odgovora ubrzanjao dabranih zapisa, osrednjene vrednosti ubrzanja u spektru odgovora, elastični spektar i 90% od elastičnog spektra za seizmičko dejstvo $a_g = 0,3 g$	52
Slika 5.1 Krive kapaciteta za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD.....	57
Slika 5.2 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA	58
Slika 5.3 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA	58
Slika 5.4 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA	59
Slika 5.5 Zahtevane rotacije tetiva gređa za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA	59
Slika 5.6 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA	60
Slika 5.7 Krive kapaciteta za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD.....	61
Slika 5.8 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA	61
Slika 5.9 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA	62
Slika 5.10 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA	62
Slika 5.11 Zahtevane rotacije tetiva gređa za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA	63
Slika 5.12 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA	64
Slika 5.13 Krive kapaciteta za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA.....	65
Slika 5.14 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA	65
Slika 5.15 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA	66

Slika 5.16	Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA	67
Slika 5.17	Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA	68
Slika 5.18	Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA	69
Slika 5.19	Krive kapaciteta za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA.....	70
Slika 5.20	Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA	71
Slika 5.21	Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA	71
Slika 5.22	Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA	72
Slika 5.23	Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA	73
Slika 5.24	Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA	74
Slika 5.25	Krive kapaciteta za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA.....	75
Slika 5.26	Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA	75
Slika 5.27	Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA.....	76
Slika 5.28	Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA.....	76
Slika 5.29	Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA	77
Slika 5.30	Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA	77
Slika 5.31	Krive kapaciteta za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NSA.....	79
Slika 5.32	Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NSA	79
Slika 5.33	Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NSA.....	79
Slika 5.34	Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 6 spratova opterećenja za granično stanje NC primenom NSA.....	80
Slika 5.35	Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NSA	81
Slika 5.36	Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NSA.....	82

Slika 5.37 Krive kapaciteta za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA.....	83
Slika 5.38 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA	83
Slika 5.39 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA.....	84
Slika 5.40 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 8 spratova opterećenja za granično stanje NC primenom NSA.....	85
Slika 5.41 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA	86
Slika 5.42 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA.....	87
Slika 5.43 Krive kapaciteta za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA.....	88
Slika 5.44 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA	88
Slika 5.45 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA.....	89
Slika 5.46 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 10 spratova opterećenja za granično stanje NC primenom NSA.....	90
Slika 5.47 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA.....	91
Slika 5.48 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA.....	92
Slika 5.49 Vremenski zapisi ubrzanja za nelinearnu dinamičku analizu skalirani na vrednost $a_g S$	93
Slika 5.50 Pomeranje vrha okvira sa 4 sprata u funkciji vremena za granično stanje SD	94
Slika 5.51 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA.....	94
Slika 5.52 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA.....	94
Slika 5.53 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA.....	95
Slika 5.54 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA.....	96
Slika 5.55 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 4 sprata primenom NDA.....	96
Slika 5.56 Pomeranje vrha okvira sa 6 spratova u funkciji vremena za granično stanje SD.....	97
Slika 5.57 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	97
Slika 5.58 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA	98

Slika 5.59 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	98
Slika 5.60 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	99
Slika 5.61 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	100
Slika 5.62 Pomeranje vrha okvira sa 8 spratova u funkciji vremena za granično stanje SD.....	101
Slika 5.63 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	101
Slika 5.64 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA	101
Slika 5.65 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	102
Slika 5.66 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	103
Slika 5.67 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	104
Slika 5.68 Pomeranje vrha okvira sa 10 spratova u funkciji vremena za granično stanje SD.....	105
Slika 5.69 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	105
Slika 5.70 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA	106
Slika 5.71 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	107
Slika 5.72 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	108
Slika 5.73 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	109
Slika 5.74 Pomeranje vrha okvira sa 4 sprata u funkciji vremena za granično stanje NC.....	110
Slika 5.75 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA.....	111
Slika 5.76 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA	111
Slika 5.77 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA.....	112
Slika 5.78 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA.....	112
Slika 5.79 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA.....	113

Slika 5.80 Pomeranje vrha okvira sa 6 spratova u funkciji vremena za granično stanje NC	114
Slika 5.81 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA.....	114
Slika 5.82 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA.....	114
Slika 5.83 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA.....	115
Slika 5.84 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA.....	116
Slika 5.85 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA	117
Slika 5.86 Pomeranje vrha okvira sa 8 spratova u funkciji vremena za granično stanje NC	118
Slika 5.87 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA.....	118
Slika 5.88 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA.....	118
Slika 5.89 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA.....	119
Slika 5.90 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA.....	120
Slika 5.91 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA	121
Slika 5.92 Pomeranje vrha okvira sa 10 spratova u funkciji vremena za granično stanje NC	122
Slika 5.93 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA.....	122
Slika 5.94 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA.....	123
Slika 5.95 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA.....	124
Slika 5.96 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA	125
Slika 5.97 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA	126
Slika 5.98 Pomeranje vrha okvira sa 4 sprata u funkciji vremena za projektna i skalirana seizmička dejstva.....	127
Slika 5.99 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 4 sprata za projektna i skalirana seizmička dejstva.....	127
Slika 5.100 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 4 sprata za projektna i skalirana seizmička dejstva	128

Slika 5.101 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 4 sprata za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$	129
Slika 5.102 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 4 sprata za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$	129
Slika 5.103 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 4 sprata za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$	130
Slika 5.104 Dijagrami moment krivina za spoljašnji stub na mestu uklještenja okvira sa 4 sprata za projektno i skalirana dejstva primenom NDA	131
Slika 5.105 Pomeranje vrha okvira sa 6 spratova u funkciji vremena za projektna i skalirana dejstva	132
Slika 5.106 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 6 spratova za projektna i skalirana dejstva.....	132
Slika 5.107 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 6 spratova za projektna i skalirana dejstva	132
Slika 5.108 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 6 spratova za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$	134
Slika 5.109 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 6 spratova za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$	135
Slika 5.110 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 6 spratova za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$	136
Slika 5.111 Dijagrami moment krivina za spoljašnji stub na mestu uklještenja okvira sa 6 spratova za projektno i skalirana dejstva primenom NDA	137
Slika 5.112 Pomeranje vrha okvira sa 8 spratova u funkciji vremena za projektna i skalirana dejstva	138
Slika 5.113 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 8 spratova za projektna i skalirana dejstva.....	138
Slika 5.114 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 8 spratova za projektna i skalirana dejstva	139
Slika 5.115 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 8 spratova za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$	140
Slika 5.116 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 8 spratova za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$	141
Slika 5.117 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$	142
Slika 5.118 Dijagrami moment krivina za spoljašnji stub na mestu uklještenja okvira sa 8 spratova za projektno i skalirana dejstva primenom NDA	143
Slika 5.119 Pomeranje vrha okvira sa 10 spratova u funkciji vremena za projektna i skalirana dejstva	144
Slika 5.120 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 10 spratova za projektna i skalirana dejstva.....	144
Slika 5.121 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 10 spratova za projektna i skalirana dejstva	145

Slika 5.122 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 10 spratova za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$	147
Slika 5.123 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 10 spratova za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$	148
Slika 5.124 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$	149
Slika 5.125 Dijagrami moment krivina za spoljašnji stub na mestu uklještenja okvira sa 10 spratova za projektno i skalirana dejstva primenom NDA.....	150
Slika 6.1 Rezerva nosivosti AB okvira za dva slučaja bočnog opterećenja primenom NSA	153
Slika 6.2 Zahtevana duktilnost pomeranja za granično stanje SD primenom NSA.....	154
Slika 6.3 Maksimalne vrednosti odnosa međuspratnog horizontalnog pomeranja i spratne visine h za granično stanje SD primenom NSA	155
Slika 6.4 Odnosi zahtevane i kapaciteta rotacije tetive za granično stanje SD kod greda i stubova primenom NSA	156
Slika 6.5 Zahtevane duktilnosti krivina greda i stubova za granično stanje SD primenom NSA	156
Slika 6.6 Odnosi zahtevane i rapoložive duktilnosti krivina greda i stubova za granično stanje SD primenom NSA	157
Slika 6.7 Zahtevana duktilnost pomeranja za granično stanje NC primenom NSA	159
Slika 6.8 Maksimalne vrednosti odnosa međuspratnog horizontalnog pomeranja i spratne visine za granično stanje NC primenom NSA	159
Slika 6.9 Odnosi zahtevane i kapaciteta rotacije tetive za granično stanje NC kod greda i stubova primenom NSA	160
Slika 6.10 Zahtevane duktilnosti krivina greda i stubova za granično stanje NC primenom NSA	161
Slika 6.11 Odnosi zahtevane i rapoložive duktilnosti krivina greda i stubova za granično stanje NC primenom NSA.....	162
Slika 6.12 Rezerva nosivosti AB okvira primenom NDA	164
Slika 6.13 Zahtevana duktilnost pomeranja za granično stanje SD primenom NDA	164
Slika 6.14 Maksimalne vrednosti odnosa međuspratnog horizontalnog pomeranja i spratne visine za granično stanje SD primenom NDA.....	165
Slika 6.15 Odnosi zahtevane i kapaciteta rotacije tetive za granično stanje SD kod greda i stubova primenom NDA	166
Slika 6.16 Zahtevane duktilnosti krivina greda i stubova za granično stanje SD primenom NDA.....	167
Slika 6.17 Odnosi zahtevane i rapoložive duktilnosti krivina greda i stubova za granično stanje SD primenom NDA	167
Slika 6.18 Zahtevana duktilnost pomeranja za granično stanje NC primenom NDA.....	169
Slika 6.19 Maksimalne vrednosti odnosa međuspratnog horizontalnog pomeranja i spratne visine za granično stanje NC primenom NDA	169

Slika 6.20 Odnosi zahtevane i kapaciteta rotacije tetive za granično stanje NC kod greda i stubova primenom NDA	170
Slika 6.21 Zahtevane duktilnosti krivina greda i stubova za granično stanje NC primenom NDA.....	171
Slika 6.22 Odnosi zahtevane i rapoložive duktilnosti krivina greda i stubova za granično stanje NC primenom NDA.....	172
Slika 6.23 Zahtevana duktilnost pomeranja za projektna i skalirana seizmička dejstva primenom NDA.....	174
Slika 6.24 Maksimalne vrednosti odnosa međuspratnog horizontalnog pomeranja i spratne visine za projektna i skalirana seizmička dejstva primenom NDA	175
Slika 6.25 Odnosi zahtevane i kapaciteta rotacije tetive za odgovarajuće granično stanje kod greda za projektno i skalirana seizmička dejstva primenom NDA	177
Slika 6.26 Odnosi zahtevane i kapaciteta rotacije tetive za odgovarajuće granično stanje kod stubova za projektno i skalirana seizmička dejstva primenom NDA.....	178
Slika 6.27 Zahtevane duktilnosti krivina greda za projektna i skalirana dejstva primenom NDA.....	179
Slika 6.28 Zahtevane duktilnosti krivina stubova za projektna i skalirana dejstva primenom NDA.....	180
Slika 6.29 Odnos zahtevane i raspoložive duktilnosti krivine greda za projektna i skalirana dejstva primenom NDA	181
Slika 6.30 Odnos zahtevane i raspoložive duktilnosti krivine stubova za skalirana opterećenja primenom NDA	182

PRILOG D

Slika D- 1 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA usled druge raspodele bočnih sila.....	235
Slika D- 2 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA	235
Slika D- 3 Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA	235
Slika D- 4 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 6 sprata za granično stanje SD primenom NSA usled druge raspodele bočnih sila.....	235
Slika D- 5 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA	236
Slika D- 6 Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA	236
Slika D- 7 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA usled druge raspodele bočnih sila.....	236
Slika D- 8 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA	237

Slika D- 9	Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA	237
Slika D- 10	Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA usled druge raspodele bočnih sila	237
Slika D- 11	Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA	238
Slika D- 12	Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA	238
Slika D- 13	Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA usled druge raspodele bočnih sila	239
Slika D- 14	Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA	239
Slika D- 15	Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA	239
Slika D- 16	Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 6 sprata za granično stanje NC primenom NSA usled druge raspodele bočnih sila	239
Slika D- 17	Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 6 sprata za granično stanje NC primenom NSA	240
Slika D- 18	Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 6 sprata za granično stanje NC primenom NSA	240
Slika D- 19	Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA usled druge raspodele bočnih sila.....	240
Slika D- 20	Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA	241
Slika D- 21	Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA	241
Slika D- 22	Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA usled druge raspodele bočnih sila.....	241
Slika D- 23	Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA	242
Slika D- 24	Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA.....	242
Slika D- 25	Oblici bočnog pomeranja okvira sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA.....	243
Slika D- 26	Međuspratna horizontalna pomeranja okvira sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA.....	243
Slika D- 27	Raspored plastičnih zglobova okvira sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa	243
Slika D- 28	Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa	244
Slika D- 29	Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa	244

Slika D- 30 Oblici bočnog pomeranja okvira sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	244
Slika D- 31 Međuspratno horizontalno pomeranje okvira sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA	245
Slika D- 32 Raspored plastičnih zglobova okvira sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa	245
Slika D- 33 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa	246
Slika D- 34 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa	246
Slika D- 35 Oblici bočnog pomeranja okvira sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	247
Slika D- 36 Međuspratno horizontalno pomeranje okvira sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA	247
Slika D- 37 Raspored plastičnih zglobova okvira sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa	248
Slika D- 38 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa	249
Slika D- 39 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa	250
Slika D- 40 Oblici bočnog pomeranja okvira sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	251
Slika D- 41 Međuspratno horizontalno pomeranje okvira sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA	251
Slika D- 42 Raspored plastičnih zglobova okvira sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa	252
Slika D- 43 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa	253
Slika D- 44 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa.....	254
Slika D- 45 Oblici bočnog pomeranja okvira sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA.....	255
Slika D- 46 Međuspratna horizontalna pomeranja okvira sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA	255
Slika D- 47 Raspored plastičnih zglobova okvira sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa	255
Slika D- 48 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa	256
Slika D- 49 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa.....	256
Slika D- 50 Oblici bočnog pomeranja okvira sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA.....	256

Slika D- 51 Međuspratna horizontalna pomeranja okvira sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA	257
Slika D- 52 Raspored plastičnih zglobova okvira sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa	257
Slika D- 53 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa.....	258
Slika D- 54 Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa.....	258
Slika D- 55 Oblici bočnog pomeranja okvira sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA.....	259
Slika D- 56 Međuspratno horizontalno pomeranje okvira sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA	259
Slika D- 57 Raspored plastičnih zglobova okvira sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa	260
Slika D- 58 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa.....	261
Slika D- 59 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa.....	262
Slika D- 60 Oblici bočnog pomeranja okvira sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA.....	263
Slika D- 61 Međuspratno horizontalno pomeranje okvira sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA	263
Slika D- 62 Raspored plastičnih zglobova okvira sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa	264
Slika D- 63 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa.....	265
Slika D- 64 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa	266

LISTA TABELA

Tabela 2.1 Granična stanja i nivoi seizmičke opasnosti prema Evrokodu 8.....	18
Tabela 4.1 Karakteristike okvira	46
Tabela 4.2 Detalji zapisa odabranih zemljotresa za okvire projektovane za 0,2 g	52
Tabela 4.3 Detalji zapisa odabranih zemljotresa za okvire projektovane za 0,2 g	52
Tabela 4.4 Tipične vrednosti relativnog spratnog pomeranja za ocenu seizmičkog ponašanja okvira [23]	53
Tabela 5.1 Ciljna pomeranja za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA	57
Tabela 5.2 Zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA.....	60
Tabela 5.3 Ciljna pomeranja za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA.....	61
Tabela 5.4 Zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA.....	64
Tabela 5.5 Ciljna pomeranja za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA.....	65
Tabela 5.6 Zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA.....	66
Tabela 5.7 Ciljna pomeranja za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA.....	70
Tabela 5.8 Zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA.....	70
Tabela 5.9 Ciljna pomeranja za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA.....	75
Tabela 5.10 Zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA.....	78
Tabela 5.11 Ciljna pomeranja za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NSA.....	78
Tabela 5.12 Zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NSA	80
Tabela 5.13 Ciljna pomeranja za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA.....	82
Tabela 5.14 Zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA	84
Tabela 5.15 Ciljna pomeranja za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA.....	88
Tabela 5.16 Zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA	89

Tabela 5.17 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim preseccima greda i stubova okvira sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA.....	95
Tabela 5.18 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim preseccima greda i stubova okvira sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	99
Tabela 5.19 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim preseccima greda i stubova okvira sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	103
Tabela 5.20 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim preseccima greda i stubova okvira sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA.....	106
Tabela 5.21 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim preseccima greda i stubova okvira sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA.....	111
Tabela 5.22 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim preseccima greda i stubova okvira sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA	115
Tabela 5.23 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim preseccima greda i stubova okvira sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA	120
Tabela 5.24 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim preseccima greda i stubova okvira sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA	123
Tabela 5.25 Ukupna horizontalna sila u osnovi za okvire sa 4 sprata za projektna i skalirana seizmička dejstva	128
Tabela 5.26 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja okvira 4s-DCM-0.2g i 4s-DCH-0.2g za projektna i skalirana seizmička dejstva.....	128
Tabela 5.27 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja okvira 4s-DCM-0.3g i 4s-DCH-0.3g za projektna i skalirana seizmička dejstva.....	128
Tabela 5.28 Zahtevane duktilnosti krivine greda i stubova okvira 4s-DCM-0.2g i 4s-DCH-0.2g za projektna i skalirana seizmička dejstva.....	130
Tabela 5.29 Zahtevane duktilnosti krivine greda i stubova okvira 4s-DCM-0.3g i 4s-DCH-0.3g za projektna i skalirana dejstva.....	131
Tabela 5.30 Ukupna horizontalna sila u osnovi za okvire sa 6 spratova za projektna i skalirana dejstva	133
Tabela 5.31 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja okvira 6s-DCM-0.2g i 6s-DCH-0.2g za projektna i skalirana dejstva.....	133
Tabela 5.32 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja okvira 6s-DCM-0.3g i 6s-DCH-0.3g za projektna i skalirana dejstva.....	133
Tabela 5.33 Zahtevane duktilnosti krivine greda i stubova okvira 6s-DCM-0.2g i 6s-DCH-0.2g za projektna i skalirana dejstva.....	134
Tabela 5.34 Zahtevane duktilnosti krivine greda i stubova okvira 6s-DCM-0.3g i 6s-DCH-0.3g za projektna i skalirana dejstva.....	135

Tabela 5.35 Ukupna horizontalna sila u osnovi za okvire sa 8 spratova za projektna i skalirana dejstva	138
Tabela 5.36 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja okvira 8s-DCM-0.2g i 8s-DCH-0.2g za projektna i skalirana dejstva.....	139
Tabela 5.37 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja okvira 8s-DCM-0.3g i 8s-DCH-0.3g za projektna i skalirana dejstva.....	139
Tabela 5.38 Zahtevane duktilnosti krivine greda i stubova okvira 8s-DCM-0.2g i 8s-DCH-0.2g za projektna i skalirana dejstva.....	142
Tabela 5.39 Zahtevane duktilnosti krivine greda i stubova okvira 8s-DCM-0.3g i 8s-DCH-0.3g za projektna i skalirana dejstva.....	143
Tabela 5.40 Ukupna horizontalna sila u osnovi za okvire sa 10 spratova za projektna i skalirana dejstva	144
Tabela 5.41 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja okvira 10s-DCM-0.2g i 10s-DCH-0.2g za projektna i skalirana dejstva.....	145
Tabela 5.42 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja okvira 10s-DCM-0.3g i 10s-DCH-0.3g za projektna i skalirana dejstva.....	145
Tabela 5.43 Zahtevane duktilnosti krivine greda i stubova okvira 10s-DCM-0.2g i 10s-DCH-0.2g za projektna i skalirana dejstva.....	146
Tabela 5.44 Zahtevane duktilnosti krivine greda i stubova okvira 10s-DCM-0.3g i 10s-DCH-0.3g za projektna i skalirana dejstva.....	146
Tabela 6.1 Uticaj parametara na seizmički odgovor okvira za granično stanje SD primenom NSA	158
Tabela 6.2 Uticaj parametara na seizmički odgovor okvira za granično stanje NC primenom NSA	163
Tabela 6.3 Uticaj parametara na seizmički odgovor okvira za granično stanje SD primenom NDA.....	168
Tabela 6.4 Uticaj parametara na seizmički odgovor okvira za granično stanje NC primenom NDA.....	172

PRILOG A

Tabela A- 1 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 4s-DCM-0.2g	209
Tabela A- 2 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 4s-DCH-0.2g	210
Tabela A- 3 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 4s-DCM-0.3g	211
Tabela A- 4 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 4s-DCH-0.3g	212
Tabela A- 5 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 6s-DCM-0.2g	213

Tabela A- 6 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 6s-DCH-0.2g	214
Tabela A- 7 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 6s-DCM-0.3g	215
Tabela A- 8 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 6s-DCH-0.3g	216
Tabela A- 9 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 8s-DCM-0.2g	217
Tabela A- 10 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 8s-DCH-0.2g	218
Tabela A- 11 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 8s-DCM-0.3g	219
Tabela A- 12 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 8s-DCH-0.3g	220
Tabela A- 13 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 10s-DCM-0.2g	221
Tabela A- 14 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 10s-DCH-0.2g	222
Tabela A- 15 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 10s-DCM-0.3g	223
Tabela A- 16 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 10s-DCH-0.3g	224

PRILOG B

Tabela B- 1 Mehaničke karakteristike materijala utegnutih preseka elemenata okvira spratnosti 4	227
Tabela B- 2 Mehaničke karakteristike materijala utegnutih preseka elemenata okvira spratnosti 6	227
Tabela B- 3 Mehaničke karakteristike materijala utegnutih preseka elemenata okvira spratnosti 8	227
Tabela B- 4 Mehaničke karakteristike materijala utegnutih preseka elemenata okvira spratnosti 10	228

PRILOG C

Tabela C- 1 Kapacitet rotacije tetive elemenata okvira spratnosti 4 za granično stanje blizu rušenja	231
Tabela C- 2 Kapacitet rotacije tetive elemenata okvira spratnosti 6 za granično stanje blizu rušenja	231

Tabela C- 3 Kapacitet rotacije tetive elemenata okvira spratnosti 8 za granično stanje blizu rušenja	231
Tabela C- 4 Kapacitet rotacije tetive elemenata okvira spratnosti 10 za granično stanje blizu rušenja	232
Tabela C- 5 Raspoloživa duktilnost krivine greda i stubova za okvir spratnosti 4.....	232
Tabela C- 6 Raspoloživa duktilnost krivine greda i stubova za okvir spratnosti 6.....	232
Tabela C- 7 Raspoloživa duktilnost krivine greda i stubova za okvir spratnosti 8.....	232
Tabela C- 8 Raspoloživa duktilnost krivine greda i stubova za okvir spratnosti 10.....	232

1. UVOD

1.1 OPIS PREDMETA ISTRAŽIVANJA

U svakodnevnim statičkim proračunima uticaji u konstrukcijama potiču od potpuno definisanog opterećenja: stalnog i korisnog opterećenja koje je određeno težinom upotrebljenog materijala i tereta, opterećenja usled vremenskih uslova, temperaturnih promena, sleganja oslonaca kao i fizičkih fenomena materijala. Kada je konstrukcija izložena dejstvu zemljotresa, sile koje se javljaju u konstrukciji zavisiće kako od pomeranja tla tako od mehaničkih karakteristika konstrukcije. Bitne karakteristike budućeg pomeranja tla se ne mogu unapred pouzdano odrediti, pa se i samo seizmičko dejstvo ne može potpuno tačno definisati. Pri seizmičkoj analizi dejstvo zemljotresa se prikazuje preko ubrzanja temeljnog tla u vidu vremenskog zapisa ubrzanja ili u vidu elastičnog spektra odgovora ubrzanja tla. Seizmičko dejstvo se prikazuje horizontalnom i vertikalnom komponentom, a za uobičajene konstrukcije zgrada vertikalna komponenta se zanemaruje. Pojava zemljotresa ima slučajan karakter i zavisi od lokacije. Na osnovu analize seizmoloških i geoloških podataka određene lokacije mogu se odrediti projektni seizmički parametri i izraditi seizmološke karte na kojima je prikazan seizmički hazard. Seizmički hazard predstavlja verovatnoću pojave zemljotresa sa magnitudom jednakom ili većom od određene vrednosti, koja će se u okviru razmatranog perioda vremena manifestovati na posmatranoj lokaciji. Teritorija određene države je podeljena u seizmičke zone u zavisnosti od lokalnog seizmičkog hazarda u okviru koje se seizmički hazard smatra konstantnim. Osnovni parametar koji opisuje seizmički hazard je maksimalno horizontalno ubrzanje tla na osnovnoj steni. Seizmički odgovor konstrukcije je veoma složen proces jer ponašanje konstrukcije zavisi od dejstva zemljotres, kao što i dejstvo zemljotresa zavisi od ponašanja konstrukcije. Seizmički otporne konstrukcije se proračunavaju na osnovu pojednostavljenih pretpostavki o dejstvu zemljotresa na konstrukcije i uprošćenih postupaka određivanja odgovora konstrukcije na seizmičko dejstvo.

U prošlosti, zahtevi i odredbe propisa za seizmički proračun zgrada su bili zasnovani na iskustvu i eksperimentalnim zapažanjima i oni su periodično revidirani posle katasrofalnih zemljotresa. Teška oštećenja usled nekoliko snažnih zemljotresa poslednjih decenija postavile su pitanje pouzdanosti takvih propisa. Uočena je potreba da se poboljša seizmičko ponašanje objekata i da se dopune postojeće konvencionalne metode seizmičkog proračuna i procene čiji je primarni cilj određivanje kapaciteta nosivosti konstrukcije i procena zahteva sila. Većina sadašnjih seizmičkih propisa za proračun konstrukcija pripada kategoriji proračunskih procedura za zadovoljenje graničnih stanja (nosivosti i upotrebljivosti).

U ovom radu AB okviri su projektovani u skladu sa savremenim seizmičkim propisima, čiji se koncept proračuna zasniva na smanjenu elastičnih inercijalnih seizmičkih sila faktorom redukcije uz obezbeđenje adekvatne duktilnosti u svim kritičnim regionima. Ovako proračunatim okvirima procenjeno je ponašanje usled projektnih i jačih seizmičkih dejstava i analizirani su parametri koji utiču na seizmički odgovor. Istraživanje je urađeno u nastojanju da se otkriju moguće slabe tačke novoprojektovanih konstrukcija i odredi uticaj parametara pri predviđanju i proceni ponašanja konstrukcije. Varirani parametri su broj spratova, nivo seizmičkog dejstva (u obliku maksimalnog ubrzanja tla PGA) i nivo duktilnosti.

Proračun AB okvira je u skladu sa odredbama EN 1992-1:2004 [24] i EN 1998-1:2004 [25]. Okviri su proračunati usled gravitacionog i seizmičkog dejstva. U Evrokodu 8 se dozvoljava određivanje seizmičkih uticaja na osnovu linearno elastičnog ponašanja konstrukcije. Za konstrukcije koje ispunjavaju kriterijume regularnosti u osnovi analiza može da se sprovede na ravanskom modelu. Referentna metoda za određivanje seizmičkih uticaja je modalna analiza u kombinaciji sa metodom spektra odgovora i linearno elastični model konstrukcije.

Pri projektovanju je potrebno obezbediti adekvatnu pouzdanost konstrukcije sa aspekta sigurnosti, funkcionalnosti i ekonomičnosti. Osnovni projektni cilj u većini važećih pravilnika je

prevencija kolapsa, odnosno prema odredbama Evrokoda 8, konstrukcija mora da bude projektovana i izvedena tako da izdrži projektno seizmičko dejstvo bez lokalnog ili globalnog rušenja i sačuva kapacitet nosivosti i nakon prestanka zemljotresa. Konstrukcija pored nosivosti treba da ispuni i određene funkcionalne zahteve tokom i nakon zemljotresa, koje zavise od namene i važnosti objekta. Ona mora uz ograničena oštećenja da izdrži seizmičko dejstvo veće verovatnoće pojave od projektnog seizmičkog dejstva. Proračun pomoću linearnih metoda daje dobru procenu seizmičkih sila koje konstrukcija indukuje za vreme zemljotresa, ali ne i pomeranja i drugih deformacijskih veličina [71]. Stvarno ponašanje zgrada za vreme jakog pomeranja tla u područjima srednje do visoke seizmičnosti podrazumeva neelastičan odgovor konstrukcije. Utvrđeno je da linearna analiza koja se sprovodi uz upotrebu faktora ponašanja ne može da obuhvati nelinearno ponašanje zgrade i zbog toga postoji potreba za sprovođenjem nelinearnih analiza, statičke ili dinamičke nelinearne analize. Ove dve analize imaju različite nivoe složenosti i mogu dati rezultate različitog stepena tačnosti i pouzdanosti. Najbolji uvid u nelinearno ponašanje konstrukcije dobija se pomoću nelinearne dinamičke analize vremenskog odgovora, gde je ulazni podatak akcelerogram očekivanog zemljotresa, a konstrukcija je modelirana sa mogućnošću da obuhvati ponašanje elemenata u post-elastičnom području. Ovakav proračun je složen i nepraktičan za svakodnevnu inženjersku praksu. Veću primenu i jednostavniji način obuhvatanja problema nelinearnosti ima nelinearna statička (pushover) analiza, koja preko nelinearne zavisnosti sila - pomeranje daje dobar uvid u ponašanje konstrukcije za vreme zemljotresa, posebno onih konstrukcije kod koji viši tonovi nemaju bitan uticaj na ukupan odgovor.

Nelinearne metode predstavljaju referentne metode za ocenu seizmičkih performansi. U radu su sprovedene nelinearne statička i dinamička analiza AB okvira različitih spratnosti, nivoa seizmičkog dejstva i nivoa duktilnosti. Geometrijska nelinearnost se obuhvata preko $P - \Delta$ efekta, a materijalna nelinearnost se prikazuje preko modela raspodeljene plastičnosti sa vlaknastim modelom poprečnog preseka. Pri nelinearnim statičkim analizama razmatrane su dve vertikalne raspodele bočnih sila: trougaona i uniformna raspodela, dok su za potrebe nelinearne dinamičke analize upotrebljeni realni zapisi zemljotresa. Odgovor okvira je procenjen preko maksimalnog pomeranja vrha okvira (peak roof displacement), oblika bočnog pomeranja u nivoima spratova, relativnog spratnog pomeranja (interstorey drift), obrtanja tetiva (chord rotation) stubova i greda i promena krivina poprečnih preseka na krajevima stubova i greda. Procena ponašanja i stepen oštećenja okvira utvrđeni su poređenjem zahteva i kapaciteta. Prema EN 1998-3:2005 [26] nivoi ponašanja konstrukcije se mogu definisati kroz oštećenja koja su povezana sa tri granična stanja: blizu rušenja (Near Collapse NC), značajnog oštećenja (Significant Damage SD) i ograničenja oštećenja (Damage Limitation DL). Pored određivanja seizmičkog ponašanja analiziran je i uticaj razmatranih parametara na odgovor konstrukcije i stepen oštećenja.

1.2 PREGLED VLADAJUĆIH STAVOVA U PODRUČJU ISTRAŽIVANJA

Posledice zemljotresa su destruktivne, pa se pored pitanja zaštite života mora obratiti pažnja i na funkcionalno i ekonomsko pitanje. Ovo dovodi do filozofije proračuna zasnovanog na ponašanju (performance based seismic design - PBSD) kojim se određuje ponašanje konstrukcije u smislu njene funkcije (značaja), učestalosti zemljotresa i očekivanog nivoa štete [7], [39], [42], [114]. PBSD predstavlja formalizaciju često navedenih zahteva pri proračunu konstrukcije, da konstrukcija izdrži manje ili česte zemljotrese bez štete, umereno kretanje tla samo sa štetom na nekonstrukcijskim elementima, a za slučaj jakih zemljotresa da se izbegne rušenja i pretnje po sigurnost života. Uočljiva je veza očekivanog nivoa ponašanja konstrukcije (cilja ponašanja): bez oštećenja, oštećenje nekonstruktivnih delova, zaštita života, prevencija rušenja, sa očekivanim nivoom seizmičkog dejstva: slabiji - često, umereni - ponekad, jaki -

retko. Razlog formalizovanja kriterijuma i ciljeva PBSD je bio u velikoj meri izazvan činjenicom da je u razvijenim regionima sveta cilj izražen u obliku zaštite života (life-safety) u velikoj meri ostvaren, ali su ekonomski gubici usled nekoliko zemljotresa poslednjih decenija bili ogromni [11].

Koncept PBSD povlači sa sobom i složenije analitičke i numeričke postupke u cilju tačnijeg predviđanja ponašanja u neelastičnoj oblasti i tu svakako spada nelinearna dinamička analiza metodom konačnih elemenata [13], [15], [48], [133], [142]. Zbog složenosti ovakve analize u svakodnevnoj praksi predložene su i pojednostavljene numeričke analize koje su primenu našle kako u fazi projektovanja tako i za preliminarne procene ponašanja konstrukcija. Nelinearna statička analiza predstavlja proceduru koja je jednostavna za upotrebu i pruža jednostavan i efikasan grafički prikaz odgovora konstrukcije u vidu pushover krive [5], [20], [32], [53], [66], [135]. Prema PBSD promenljive veličine koje se kontrolišu pri proračunu nisu više sile nego pomeranja u generalisanom smislu. Ovakav pristup kod koga se na osnovu pomeranja određuje ponašanje konstrukcije naziva se proračun zasnovan na pomeranju (Displacement Based Design - DBD).

U prošlosti se proračun seizmički otpornih konstrukcija zasnivao isključivo na nosivosti, dok nije primećeno da povećanje nosivosti ne znači nužno i poboljšanje sigurnosti i smanjenje oštećenja [114]. U tom periodu nosivost i ponašanje (performanse) su smatrani za sinonime. Razvoj metode programiranog ponašanja (capacity design) 70-tih godina prošlog veka od strane Park i Paulay bio je zasnovan na shvatanju da je raspodela nosivosti kroz konstrukciju važnija od vrednosti ukupne proračunske seizmičke sile (base shear). Uočeno je da se okvirna konstrukcija pod seizmičkim dejstvom ponaša bolje kada se može osigurati da se plastični zglobovi formiraju u gredama, a ne u stubovima (mehanizam slabe grede/jaki stubovi) i ako je nosivost na smicanje veće od smicanja koje odgovara maksimalno mogućoj nosivosti na savijanje [105]. Ova shvatanja predstavljaju početak seizmičkog proračuna zasnovanog na ponašanju, gde se ukupno ponašanje konstrukcije kontroliše u funkciji proračuna. Istovremeno je istaknut značaj neelastičnog odgovora konstrukcije usled jakih zemljotresa i potreba da se kvantifikuje kapacitet neelastične deformacije komponenti konstrukcije. Danas se proračun i dalje sprovodi u smislu potrebne nosivosti, uz redukciju seizmičkih sila koja zavisi od duktilnost kao mere kojom se izražava kapaciteta pomeranja.

Tradicionalni seizmički proračunski pristup je zasnovan na silama (Force Based Design - FBD) i sadržan je u većini propisa. Ovakav način proračuna proističe iz bliskosti sa proračunima za druge vrste opterećenja (gravitaciono, vetar). Upotreba sila kao osnove za seizmički proračun je više stvar praktičnosti nego što se na taj način može predstaviti stvarno ponašanje konstrukcije tokom zemljotresa. Direktna posledica seizmičkog dejstva su deformacije elemenata konstrukcije koje su u vezi sa oštećenjima [45]. Proračun pri kome se kontroliše deformacija može da se sprovede i pomoću FBD pristupa, gde se zajedno sa nosivosti proverava i pomeranje (odnosno ograničava se pomeranje). Ovo proveravanje pomeranja se sprovodi na samom kraju procesa proračuna, mada se čini racionalnije da se pomeranja razmatraju na početku procesa proračuna na taj način da se konstrukcija projektuje za odgovarajući profil pomeranja, čime bi se kontrolisala i potencionalna oštećenja. Proračunski pristup jeste zasnovan na silama, ali sa ciljem da se konstrukciji omogući kapacitet za disipaciju energije i duktilnost. Konstrukcija se projektuje tako da za seizmičko dejstvo (projektni zemljotres) ispolji nelinearno ponašanje. Proračunsko seizmičko dejstvo se određuje redukovanjem seizmičkog dejstva pri elastičnom odgovoru. Jedinstvena vrednost faktora redukcije se primenjuje na celu konstrukciju (i njene elemente) što ne odražava realni odgovor. Da bi se zadovoljili ciljevi (nivoi) ponašanja primenjuju se pravila za kapacitativno dimenzionisanje i oblikovanja detalja što dovodi do konzervativnog proračuna na strani sigurnosti po pitanju sila. Po pitanju stvarne deformacije konstrukcije odgovor može da bude i podcenjen.

Poslednjih godina težnja je usmerena ka uvođenju proračuna zasnovanog na pomeranjima (DBD) u seizmičku inženjersku praksu. Metodologija proračuna zasnovanog na pomeranjima može se posmatrati sa dva aspekta, jedan je primena ove metode u projektovanju i proračunu novih konstrukcija, a drugi je primena pri seizmičkoj proceni postojećih i novih konstrukcija. Seizmička procena konstrukcije mora biti zasnovana na deformacijama koja su izazvana zemljotresom, a dobijanje korektne procene ponašanja moguće je jedino uvođenjem nelinearnih metoda analize. Nelinearnim metodama analize procenjuju se seizmički zahtevi na globalnom i lokalnom nivou. Zahtevi na globalnom nivou se najčešće odnose na maksimalno pomeranje kontrolnog čvora, tj. na odnos ukupne horizontalne sile prema pomeranju kontrolnog čvora. Zahtevi na lokalnom nivou se najčešće odnose na procenu relativnih pomeranja između pojedinih tačaka konstrukcije, neelastične krivine (rotacije) kritičnih poprečnih preseka i rotacija tetiva pojedinih konstrukcijskih elemenata. Procenjeni seizmički zahtevi se upoređuju sa prihvatljivim stepenom oštećenja. Seizmička procena je prepoznata kao problem koji zahteva posebno mesto u propisima za seizmičko projektovanje i kao takva je pronašla mesto u propisima zemalja sa visokim nivoom seizmičkog hazarda kao što su Japan, Novi Zeland, SAD, a u Evropi su preporuke date u EN 1998-3 [26].

1.3 CILJ I METODOLOGIJA ISTRAŽIVANJA

Armirani beton je po svojim mehaničkim karakteristikama materijal koji može da obezbedi povoljno ponašanje konstrukcija izloženih dejstvu seizmičkih sila. Ako se pravilno projektuje i dobro izvede AB konstrukcija može razviti potreban duktilitet i obezbediti zaštitu od lokalnog ili globalnog rušenja. Skeletne konstrukcije predstavljaju najčešće primenjivane konstrukcije u zgradarstvu. Njih odlikuje relativno velika fleksibilnost usled koje se razvijaju relativno male seizmičke sile. Usled velike fleksibilnosti dolazi i do velikih pomeranja koja mogu da rezultuju znatnim oštećenjima [1]. Zbog toga su predmet analiza u ovom radu AB okviri koji su projektovani prema savremenim seizmičkim propisima, u cilju da se dobije uvid i utvrde uticaji variranih parametara na njihov seizmički odgovor.

Propisi za proračun seizmički otpornih konstrukcija zasnivaju se na konceptu projektovanja konstrukcija za postizanje prihvatljivog ponašanja usled seizmičkog dejstva. Osnovni cilj je da se obezbedi da se objekti odupru manjim zemljotresima bez oštećenja, umerenim zemljotresima sa oštećenjima nekonstrukcijskih elemenata, a za jake zemljotrese da se spreči rušenje objekata izloženih seizmičkom dejstvu. Jaki zemljotresi se dešavaju veoma retko i zbog toga je neekonomično projektovati i izvesti konstrukciju koja bi za ovakvo opterećenje ostala u elastičnoj oblasti ili uz umerena oštećenja. Proračun konstrukcije se vrši za redukovane seizmičke sile, odnosno konstrukcija se proračunava sa predviđanjem da će zemljotres izazvati odgovarajuća oštećenja i u cilju da se tim oštećenjima upravlja. Zbog toga je potrebno u proračun uključiti i procenu zahteva i odgovora konstrukcije na zemljotresno dejstvo. Prepoznato je da pristup zasnovan na silama nije odgovarajući za seizmičku procenu, za razliku od pristupa koji je zasnovan na deformacijama.

Glavni cilj istraživanja je da se kroz uporednu analizu odredi uticaj određenih parametara na seizmički odgovor višespratnih AB konstrukcija zgrada. Pri tome su procenjeni seizmički odgovori AB konstrukcija koje su projektovane u skladu sa odredbama EN 1998 - 1, a usled projektog i jačeg seizmičkog dejstva. Parametri koji se variraju su spratnost konstrukcije, nivo seizmičkog proračunskog dejstva i nivo duktilnosti konstrukcije. Na osnovu sprovedenih numeričkih analiza i ocene stepena oštećenja i uticaja variranih parametara formulisane su preporuke za projektovanje seizmički otpornih konstrukcija.

U Evrokodu 8 deo 1 se daju različite mogućnosti u pogledu tipa analiza, raspodele opterećenja, pravila za dimenzionisanje i oblikovanje detalja u cilju projektovanja seizmički

otpornih konstrukcija, dok se u delu 3 Evrokoda 8 daju različite mogućnosti u pogledu tipa analiza, raspodele opterećenja, kao i pravila za procenu seizmičkog odgovora.

U ovom radu su primenjeni numerički postupci za procenu ponašanja konstrukcija AB zgrada izloženih zemljotresima različitog intenziteta. U istraživanjima su primenjene nelinearne metode analize, pri čemu je naglasak dat na nelinearnu dinamičku analizu koja predstavlja najtačniju metodu za procenu odgovora i pomoću koje se može najpotpunije sagledati ponašanje AB konstrukcije. Kako je ova metoda zbog svoje kompleksnosti složena za praktičnu primenu u svakodnevnoj inženjerskoj praksi, primenjena je i nelinearna statička analiza sa ciljem poređenja rezultati dobijenih na osnovu ove dve metode analize. Nelinearna statička analiza predstavlja pojednostavljenu metodu za procenu seizmičkog odgovora koja pored svoje jednostavnost pri primeni (u poređenju sa nelinearnom dinamičkom metodom) daje i efektan globalni odgovor konstrukcije. U numeričkim analizama korišćeni su nelinearni proračunski modeli, koji obuhvataju materijalnu i geometrijsku nelinearnost. Sproveden je veliki broj numeričkih analiza sa ciljem da se odredi uticaj određenih parametara na ponašanje konstrukcije. Urađena je komparativna analiza rezultata proračuna dobijenih nelinearnim metodama sa teorijskim postavkama i preporukama pravilnika, kao i komparativna analiza rezultata dobijenih različitim metodama.

1.4 HIPOTEZE ISTRAŽIVANJA

Prilikom proračuna konstrukcije prema seizmičkim propisima, sposobnost konstrukcije da neelastičnim deformacijama rasipa energiju unetu tokom zemljotresa se uzima posredno preko smanjenja veličine seizmičkih sila. Projektna seizmička dejstva se dobijaju prema evropskim normama primenom faktora ponašanja, koji predstavlja faktor redukcije seizmičkih sila, a konstrukcija se proračunava primenom linearne analize. Prema propisima konstrukcija treba da bude projektovana i izvedena tako da zadovoljava osnovne zahteve: zahtev da se objekat ne sruši i zahtev ograničenih deformacija, svaki sa odgovarajućim stepenom pouzdanosti, odnosno u propisima se zahteva da budu proverena granična stanja nosivosti i upotrebljivosti. Proverom graničnog stanja nosivosti verifikuje se nosivost, kako konstrukcije tako i njenih konstrukcijskih elemenata i spojeva, i duktilnost na lokalnom i globalnom nivou. Provera graničnog stanja upotrebljivosti ogleda se u ograničenju međuspratnih horizontalnih pomeranja usled seizmičkog dejstva koje ima veću verovatnoću pojave u odnosu na projektno. Pored ovih zahteva konstrukcija mora da obezbedi dobro ponašanje i za seizmička dejstva koja su jača od projektnog. U nameri da se ispune traženi zahtevi primenjuje se metoda programiranog ponašanja sa jasno definisanim zonama gde se koncentrišu nelinearne deformacije. Proračun pomoću linearnih metoda daje dobru procenu seizmičkih sila koje konstrukcija indukuje za vreme zemljotresa, ali ne i pomeranja i drugih deformacijskih veličina koje čine neelastičan odgovor konstrukcije. Procena seizmičkog ponašanja zgrada u savremenim propisima je delimično ili potpuno zasnovana na pomeranjima i zbog toga postoji opravdana potreba da se analiza seizmičkog odgovora sprovede nelinearnim metodama. Detaljna seizmička procena postojećih konstrukcija radi se prvenstveno zbog utvrđivanja potrebe za ojačanjem, dok je za nove konstrukcije, projektovane prema savremenim propisima sa prihvatljivim oštećenjem konstrukcije za slučaj projektnog zemljotresa, potrebno proveriti pretpostavljeni stepen i mehanizam oštećenja.

Opšte je mišljenje da se seizmička otpornost konstrukcije može postići ili velikom nosivošću ili kombinacijom manje nosivosti i odgovarajuće duktilnosti. U prvom slučaju se očekuje seizmički odgovor konstrukcije u elastičnoj oblasti dok bi za drugi slučaj usled seizmičkog dejstva odgovor konstrukcije bio neelastičan. Stepem neelastičnog odgovora zavisi od odnosa nosivosti i duktilnosti i prema odredbama EN 1998-1 bira se izborom klase duktilnosti.

Za projektovanje konstrukcija u oblastima srednje i visoke seizmičnosti projektantu je ostavljena sloboda izbora između dve klase duktilnosti za koje su proračun, dimenzionisanje i obrada detalja urađeni prema posebnim odredbama i koje omogućavaju da za različiti kapacitet histerezisne disipacije energije izbegnu nepoželjni mehanizmi loma. U ovim istraživanjima se polazi od hipoteze da se ponašanje konstrukcije na dejstvo zemljotresa u celini ne može dobro predvideti samo izborom određene nosivosti, odnosno duktilnosti. Kroz izbor nivoa duktilnosti utiče se na ponašanje konstrukcije, međutim ponašanje zavisi i od tipa konstrukcijskog sistema, regularnosti konstrukcije u osnovi i po visini, od spratnosti konstrukcije i broja polja. U ovom radu istraživanja su usmerena na uticaj spratnosti okvira na seizmički odgovor. Intenzitet projektnog seizmičkog dejstva takođe utiče na vrednost seizmičkih sila. Za niže seizmičko dejstvo, dominantan uticaj pri projektovanju i dimezionisanju poprečnih preseka elemenata ima gravitaciono opterećenje, te je i stepen neelastičnog odgovora manji i manje zavisn od odabrane klase duktilnosti. Za više vrednosti projektnog seizmičkog dejstva očekuje se i veći uticaj odabrane klase duktilnosti na seizmički odgovor. Duktilno ponašanje konstrukcije podrazumeva nelinearne deformacije kako na globalnom tako i na lokalnom nivou. Globalna duktilnost proizilazi kako iz sposobnosti kritičnih oblasti da ostvare velike plastične deformacije tako i iz broja kritičnih oblasti koje su za to sposobne. Broj spratova okvirnih konstrukcija utiče na statičku neodređenost takvih objekata te utiče i na broj elemenata kod kojih se razvijaju neelastične deformacije. Drugim rečima spratnosti konstrukcije utiče na njen seizmički odgovor. Pri projektovanju seizmički otpornih konstrukcija nije dovoljno za predviđanje njihovog ponašanja pod dejstvom zemljotresa uzeti u obzir samo odnos nosivosti i duktilnosti nego ovaj odnos treba sagledati i kroz intenzitete seizmičkog dejstva i spratnost objekta.

1.5 KRATAK PRIKAZ SADRŽAJA RADA

Doktorska disertacija je organizovana u osam poglavlja i četiri priloga. Sadrži ukupno 254 slike i 81 tabelu.

U okviru uvoda doktorske disertacije prikazani su: opis predmeta istraživanja, pregled vladajućih stavova u području istraživanja, cilj i metodologija istraživanja, hipoteze istraživanja kao i kratak prikaz sadržaja rada.

U drugom poglavlju ukratko je dat pregled stanja u oblasti aseizmičkog projektovanja. Izložen je koncept seizmičkog proračuna zasnovanog na ponašanju prema FEMA kao i zahtevi ponašanja prema evropskim propisima. Dat je uporedni prikaz bitnih pitanja prilikom proračuna seizmički otpornih konstrukcija prema EN 1998-1 i drugim važećim propisima. Prikazana je procena seizmičkog odgovora prema EN 1998-3, kao i bitne odredbe procene stanja prema važećim propisima zemalja relevantnih za aseizmičko projektovanje i procenu stanja. Na kraju su prikazani parametri koji utiču na seizmički odgovor zgrada i naznačena je njihova povezanost.

U trećem poglavlju su dati analitički i numerički modeli za proračun seizmičkog odgovora AB okvira. U kratkim crtama su prikazani postupci za proračun odgovora: nelinearna statička i dinamička analiza. Opisani su modeli kojima se prikazuje materijalna nelinearnost sa naglaskom na model raspodeljene plastičnosti. Izložena je osnovna ideja računarskog programa OpenSees i prikazani su osnovni elementi koji se u tom programu koriste pri nelinearnim analizama. Dati su modeli za procenu ponašanja i to analitički modeli za određivanje kapaciteta AB konstrukcija izraženog preko kapaciteta rotacije tetive prema EN 1998-3, model za određivanje kapaciteta duktilnosti i faktori duktilnosti prema Evrokodu 8.

U četvrtom poglavlju su formulisani modeli za numeričku analizu višespratnog AB okvira. Opisani su analizirani AB okviri i modeli za linearni proračun koji je neophodan za dimenzionisanje prema EN 1992-1 i EN 1998-1. Prikazani su usvojeni modeli za opis nelinearne

materijalnost u okviru modela za nelinearan proračun koji je neophodan za procenu ponašanja. Osnovne pretpostavke potrebne za određivanje kapaciteta deformacija elemenata AB okvira su date u ovom poglavlju. Opisana su seizmička dejstva za procenu ponašanja okvira za nelinearnu statičku i dinamičku analizu.

U petom poglavlju dati su reprezentativni rezultati nelinearnih statičkih i dinamičkih analiza. Prikazani su odgovori AB okvira dobijeni nelinearnom statičkom analizom za dva oblika bočnog opterećenja i nelinearnom dinamičkom analizom za set od tri akceleroograma odgovarajućeg seizmičkog dejstva. Obe nelinearne analize su primenjene za dobijanje odgovora za dva nivoa ponašanja, odnosno dva granična stanja prema odredbama EN 1998-3 (granično stanje značajnog oštećenja SD i granično stanje blizu rušenja NC). Pored toga, prikazani su i rezultati nelinearnih dinamičkih analiza za akceleroграme koji su 100% jači od projektnog seizmičkog dejstva. Svi odgovori su dati u potpoglavljima u zavisnosti od spratnosti objekta i tu su prikazani: ciljna pomeranja i krive kapaciteta za nelinearne statičke analize, maksimalno pomeranje vrha i promena pomeranja u vremenu za nelinearne dinamičke analize, oblici bočnog pomeranja, dijagrami međuspratnog horizontalnog pomeranja, rasporedi plastičnih zglobova kao i redosled njihovih formiranja pri nelinearnoj statičkoj analizi, zahtevane duktilnosti pomeranja, zahtevane rotacija tetiva svih elemenata kao i zahtevane duktilnosti krivina u karakterističnim presecima greda i stubova.

U šestom poglavlju su diskutovani rezultati numeričkih analiza prikazanih u prethodnom poglavlju. Dobijeni rezultati su poređeni u zavisnosti od variranih parametara: spratnosti, klase duktilnosti i nivoa seizmičkog projektnog dejstva.

U sedmom poglavlju su date opšte napomene i zaključna razmatranja uticaja parametara na procenu seizmičkog odgovora višespratnih AB okvira. Zaključna razmatranja su izvedena posebno za dve sprovedene nelinearne analize, a zatim je ocenjena uporebljivost rezultata nelinearne statičke analize poređenjem sa rezultatima nelinearne dinamičke analize. Na osnovu navedenog dati su svi bitni zaključci koji su proizašli iz istraživanja sprovedenih u okviru ove doktorske disertacije, i naznačeni su pravci daljih istraživanja u ovoj oblasti.

U osmom poglavlju dat je spisak literature koji sadrži 142 reference i listu od 34 internet adresa sa podacima koji su povezani sa istraživanjima vezanim za temu doktorske disertacije.

U prilogu „A“ su date geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova svih analiziranih okvira.

U prilogu „B“ su date vrednosti mehaničkih karakteristika materijala greda i stubova svih analiziranih okvira.

U prilogu „C“ su prikazani kapaciteti rotacija tetiva i raspoložive duktilnosti krivine stubova i greda svih analiziranih okvira.

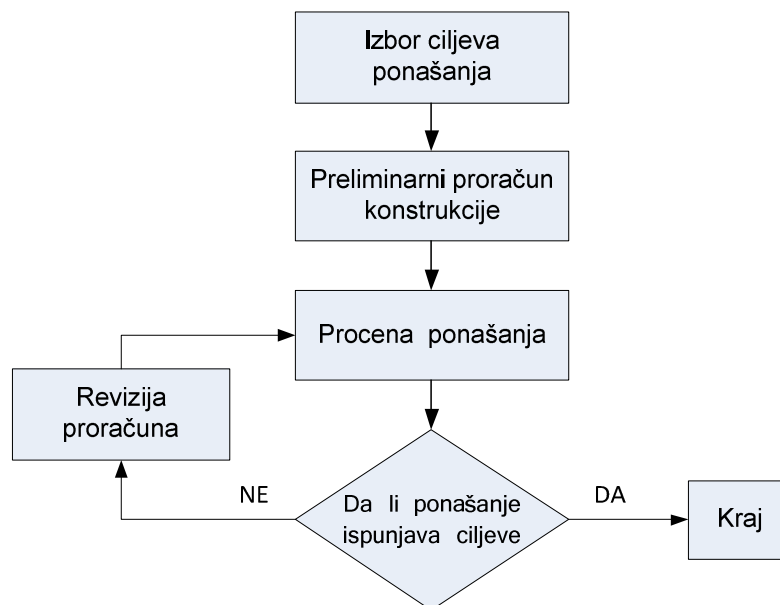
U prilogu „D“ su prikazani ostali rezultati nelinearne statičke i dinamičke analize.

2. PREGLED STANJA U OBLASTI ASEIZMIČKOG PROJEKTOVANJA

2.1 KONCEPT SEIZMIČKOG PRORAČUNA ZASNOVAN NA PONAŠANJU

Osnovni koncept seizmičkog proračuna zasnovanog na ponašanju (PBSD) je da obezbedi inženjerima mogućnost da projektuju zgrade koje će imati predvidljivo i pouzdano ponašanje pri zemljotresu, a vlasnicima i drugim zainteresovanim da kvantifikuju finansijski ili na drugi način očekivani rizik za njihov objekat i odaberu nivo ponašanja koji zadovoljava njihove potrebe uz održavanje osnovnog nivo bezbednosti [39].

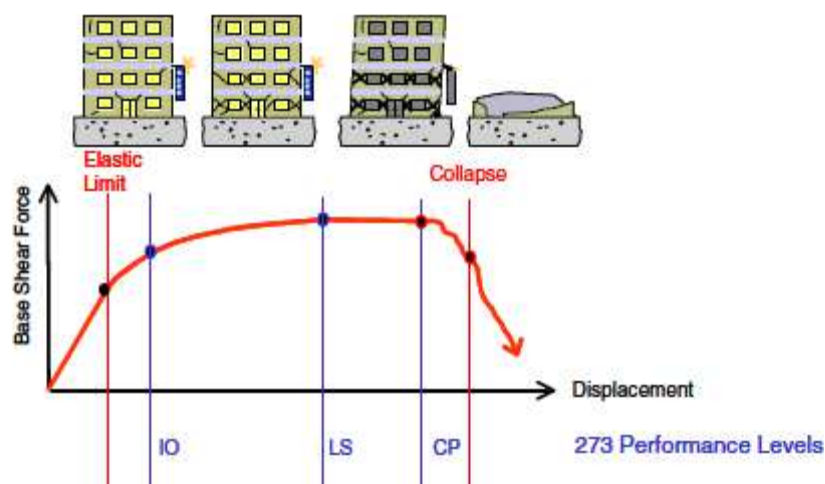
PBD je iterativni postupak koji počinje izborom ciljeva ponašanja, zatim sledi razvoj idejnog projekta, procena da li projektovana konstrukcija ispunjava ciljeve ponašanja, i na kraju ako je potrebno ponovni proračun i procena, sve dok željeni nivo ponašanja ne bude ostvaren (Slika 2.1). Svaki cilj ponašanja se odnosi na prihvatljiv rizik nastanka određenog stepena oštećenja i gubitaka koji se javljaju kao rezultat tog oštećenja. U sadašnjoj proceduri, ponašanje se izražava u obliku određenih nivoa (prema FEMA 273: Operational, Immediate Occupancy, Life Safety i Collapse Prevention, odnosno prema Vision 2000: Fully Functional, Operational, Life Safe, Near Collapse) koji se primenjuju i na konstruktivne i na nekonstruktivne elemente i procenjuju na određenom nivou seizmičke opasnosti. Ponašanja su iskazana u smislu nastanka žrtvi, veličine oštećenja i troškova sanacija, i mogu se proceniti za određeni scenario i intenzitet zemljotresa, ili uzimajući u obzir sve zemljotrese koji se mogu dogoditi i verovatnoće svakog u određenom vremenskom periodu.



Slika 2.1 Dijagram proračuna zasnovanog na ponašanju [42]

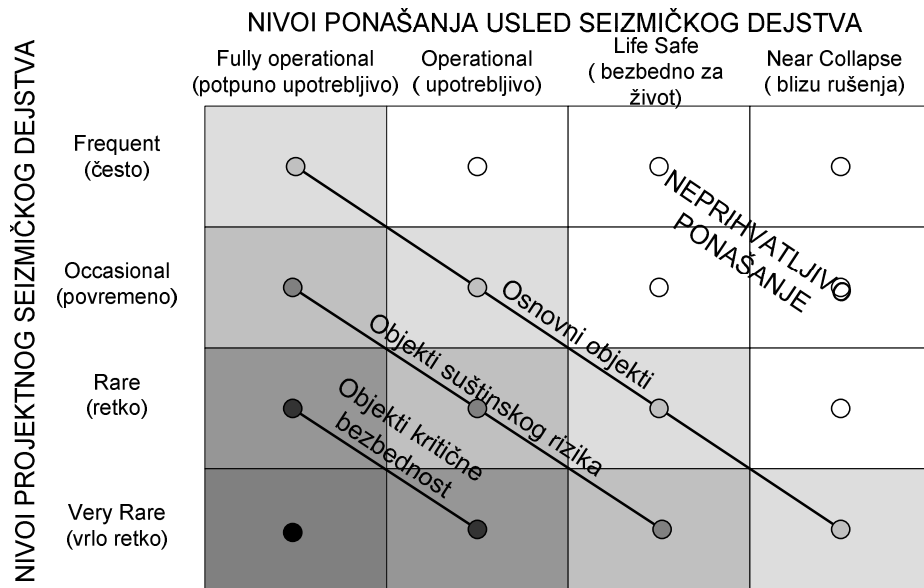
Na ponašanju zasnovano inženjerstvo (performance based engineering PBE) predstavlja izbor kriterijuma proračuna, odgovarajućeg konstrukcijskog sistema, položaja elemenata, odnosa dimenzija i oblikovanje detalja za konstrukcijske i nekonstrukcijske elemente, kao i osiguranje i kontrola kvaliteta izgradnje i održavanja, tako da pri odgovarajućim nivoima pomeranja tla i sa definisanim nivoima pouzdanosti, konstrukcija neće biti oštećena preko određenih graničnih stanja. Ključno obeležje PBE karakteriše postizanje više nivoa ciljeva ponašanja (performansi) kroz predviđanje stvarnog ponašanja konstrukcije pod različitim zemljotresima [118]. PBE nastoji da unapredi odlučivanje u okviru seizmičkog rizika kroz metode procene i proračuna koje imaju jaku naučnu osnovu i koje omogućavaju zainteresovanim stranama da donose odluke o kojima su informisani.

U okviru prve generacije PBEE (SEAOC's Vision 2000 (1995); FEMA 273 (1997)) povezani su odgovori konstrukcije (npr. relativno spratno pomeranje, lokalna duktilnost) sa određenim nivoima ponašanja, ali bez strogih (eksplicitnih) formulisanja. Pri tome su nivoi ponašanja imenovani na osnovu očekivanog nivoa štete. Osnovni problem je što su nivoi ponašanja suviše opisni umesto numerički. Kod konstrukcije koja je izložena monotono rastućem opterećenju i iznad granice elastičnosti, odgovor je nelinearan i javljaju se oštećenja. Globalni odgovor takve konstrukcije, prikazan kao veza bočne sile i pomeranja, povezan je sa stepenom oštećenja. (Slika 2.2), odnosno uspostavljena je veza između odgovora konstrukcije (koji uključuje i međuspratna pomeranja, neelastične deformacije elemenata i sile u presecima elemenata) i ponašanja predstavljenog opisima kao funkcionalno (Immediate Occupancy), zaštita života (Life Safety) i prevencija od rušenja (Collapse Prevention). Takođe su uvedeni analitički postupci različitog stepena složenosti koji su se koristili za dobijanje seizmičkog odgovora konstrukcija. Nedostaci prve generacije PBEE odnose se na primenu pojednostavljene metode analize (statička linearna analiza) za određivanje seizmičkih zahteva. Definisani odnosi između zahteva i ponašanja su se zasnivali na donekle nedoslednim odnosima koji su dobijeni na osnovu laboratorijskih testova, a računati na analitičkim modelima ili na osnovu inženjerskog presuđivanja. Ponašanje konstrukcije je određeno na osnovu stanja ponašanja elemenata, gde je ukupno ponašanje sistema procenjeno da bude jednako najgorem ponašanju bilo kog elementa konstrukcije, što kod nekih konstrukcija dovodi do lažne slike stepena oštećenja. Iako su ovi nedostaci odmah prepoznati tehnološki razvoj u to vreme nije omogućavao njihovo otklanjanje. [92].



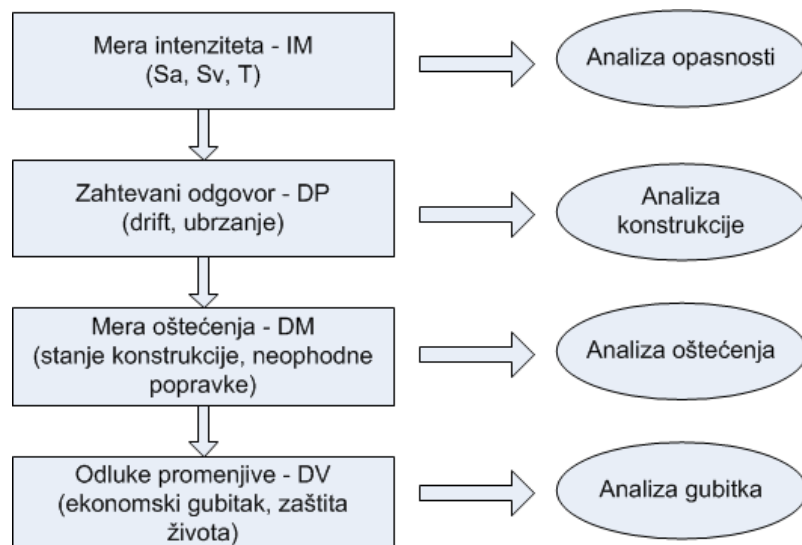
Slika 2.2 Veza nivoa ponašanja i dijagrama sila pomeranje

Dokument Vision 2000 daje preporuke kako da konstrukcije budu izgrađene tako da u zavisnosti od njihovog značaja i namene ispune ciljeve ponašanja. Preporučeni su ciljevi ponašanja za zgrade koji povezuju četiri projektne nivoa seizmičkog dejstva (intenziteta pomeranja tla) i nivoa ponašanja, (Slika 2.3) [58]. Povratni periodi pomeranja tla od 43 (česti zemljotresi), 72 (povremeni zemljotresi), 475 (retki zemljotresi) i 970 godina (vrlo retki zemljotresi) odgovaraju verovatnoći prekoračenja od 69, 50, 10 i 5% respektivno u periodu od 50 godina. Svaka kombinacija povratnog perioda zemljotresa i nivoa ponašanja, predstavlja specifičan projektne cilj ponašanja u zavisnosti od značaja zgrade. Namera je da obične zgrade obezbede nizak rizik za ugroženost života kao rezultat ponašanja zgrade pri bilo kom zemljotresu koji bi mogao da se dogodi, za česte zemljotrese da ne budu potrebne velike popravke i da ne dođe do nemogućnosti korišćenja. Zgrade za koje je neophodno da funkcionišu u vanrednim situacijama i objekti osnovnih javnih funkcija treba da imaju nizak rizik da budu oštećene iznad nivoa koji bi dozvolio njihovu upotrebu.



Slika 2.3 Ciljevi ponašanja za različite nivoe ponašanja i nivoe seizmičkog dejstva [58]

U drugoj generaciji PBEE eksplicitno su definisane četiri kategorije projektnih promenljivih veličina: mera intenziteta (Intensity Measures IM), zahtevani odgovor (Demand Parameter DP), mera oštećenja (Damage Measure DM) i odluke promenljive (Decision Variables DV). Koraci analize se sprovode na sukcesivan način (Slika 2.4) Proces počinje definisanjem mere intenziteta (IM), odnosno pomeranja tla (maksimalno ubrzanje tla), koja definišu u smislu verovatnoće, najbitnije karakteristike hazarda kretanja tla koji utiču na odgovor konstrukcije. Sledeći korak je određivanje zahteva inženjerskih veličina (DP), odnosno odgovor konstrukcije u vidu deformacije, ubrzanja ili druge veličine odgovora određene usled dejstva zemljotresa. Zahtevani odgovor se povezuje sa merom oštećenja (DM), koja opisuje stanje konstrukcije i njenih komponenti na osnovu posledica oštećenja na nivo sigurnosti, funkcionalnosti i na zahtevane sanacije. Na kraju sa datim detaljnim opisom verovatnoće oštećenja, postupak se završava proračunom odluka promenljivih (DV), koji prevodi oštećenje u količine koje ulaze u odluke upravljanja rizikom. U skladu sa trenutnim razumevanjem potreba onog koji donosi odluke, odluke promenljive su definisane u smislu količine kao što su troškovi popravke, zastoji, broj žrtvi. U osnovi ove metodologije je dosledan okvir za predstavljanje stalne (karakteristične) neizvesnosti u proceni ponašanja pod zemljotresom.



Slika 2.4 Druga generacija PBEE

PBSD ima prednosti u odnosu na Evropske propise: omogućava izbor odgovarajućeg nivoa seizmičkog hazarda i odgovarajućeg nivoa ponašanja konstrukcije. Ciljevi ponašanja su ugrađeni u konceptualni proračunski postupak te procena ponašanja postaje više postupak verifikacije efikasnog proračuna nego postupak poboljšanja proračuna koji može zahtevati radikalne promene prvobitnog koncepta proračuna.

2.2 ZAHTEVI PONAŠANJA PREMA EVROPSKIM NORMAMA

Evrokod 8 se primenjuje za projektovanje i izvođenje zgrada i drugih građevinskih konstrukcija u seizmičkim oblastima sa zahtevima da se u slučaju zemljotresa obezbedi da su ljudski životi zaštićeni, da su oštećenja ograničena i da objekti koji su značajni za zaštitu ljudi ostanu u upotrebljivom stanju [25].

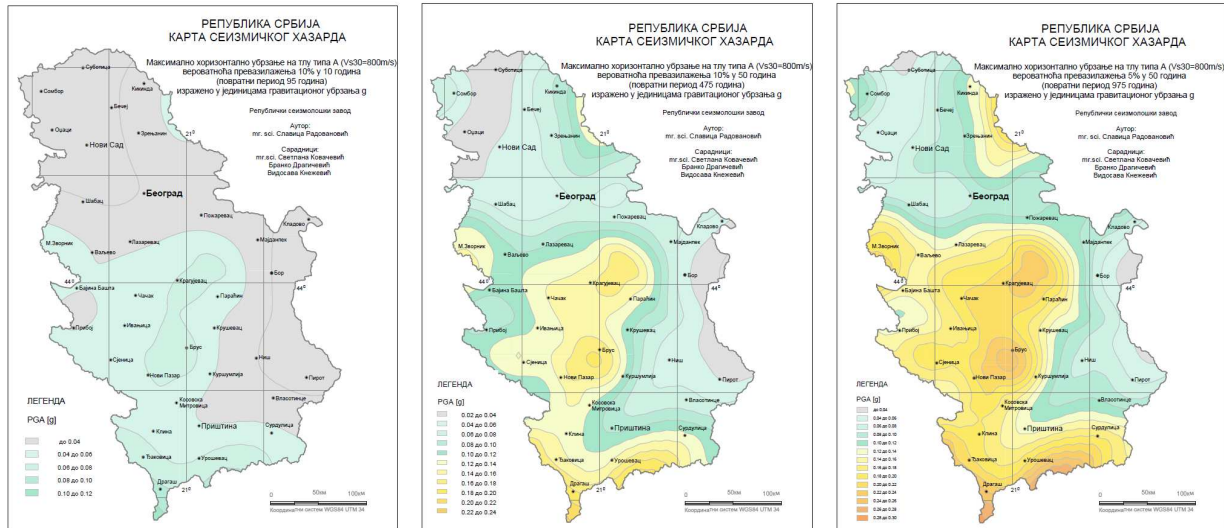
U Evropi su nivoi ponašanja povezani, odnosno poistovećuju se sa graničnim stanjima. Koncept graničnih stanja se pojavio 60-tih godina prošlog veka čime su definisana krajnja stanja pri kojim konstrukcija još zadovoljava projektne zahteve. Granično stanje nosivosti (Ultimate Limit States) se odnosi na bezbednost ljudi i/ili konstrukcije, dok se granično stanje upotrebljivosti (Serviceability Limit States) odnose na normalno funkcionisanje i upotrebu konstrukcije, udobnost ljudi ili oštećenje imovine.

Granično stanje nosivosti povezano je sa zahtevom da se objekat prosečnog veka eksploatacije od 50 godina ne sruši, što odgovara seizmičkom dejstvu sa verovatnoćom prekoračenja od 10% u periodu od 50 godina, odnosno povratnom periodu od $T_{NCR} = 475$ godina. Granično stanje upotrebljivosti povezano je sa zahtevom da se ograničena oštećenja mogu javiti samo kao posledica dejstva zemljotresa za koji postoji verovatnoća da bude prekoračen od 10% u periodu od 10 godina, odnosno zemljotresa koji ima prosečan povratni period $T_{DLR} = 95$ godina. Verovatnoće prekoračenja i referentni povratni period predstavljaju vrednosti definisane Nacionalnim aneksom. U Evrokodu 8 date su preporučene vrednosti koje su ovde navedene. Dva granična stanja su povezana sa dva različita nivoa seizmičke opasnosti. Seizmički hazard predstavlja verovatnoću pojave zemljotresa određene i veće magnitude, koji će se dogoditi u okviru razmatranog perioda vremena na posmatranoj lokaciji. Seizmički hazard se predstavlja preko maksimalnog horizontalnog ubrzanja PGA , a seizmičko dejstvo preko referentnog maksimalnog horizontalnog ubrzanje osnovnog tla a_{gR} koje odgovara povratnom periodu seizmičkog dejstva. Seizmički opasnost je prikazana na kartama zoniranja seizmičkog hazarda na osnovnom tlu. Osnovno tlo pri tome odgovara tlu tipa A po EN1998-1, odnosno to je tlo koje na dubini od 30 m od površine terena ima prosečnu brzinu prostiranja smičućih elastičnih talasa od $v_{s,30} = 800$ m/s [119]. Seizmološki zavod Srbije daje karte seizmičkog hazarda za povratne periode od 95, 475 i 975 godina (Slika 2.5).

U aktuelnoj verziji evropskih propisa EN1998-1 postoje dva zahteva ponašanja, odnosno dva granična stanja, i u ograničenoj meri je u skladu sa PBD. Seizmički proračun za zahtev da se objekat ne sruši (no collapse) zasnovan je na pomeranju tla sa povratnim periodom 475 godina, dok je proračun za zahtev ograničenih oštećenja (damage limitation) kontrolisan za pomeranje tla sa preporučenim povratnim periodom od 95 godina. Da bi se sadašnji koncept proračuna uskladio sa PBD u potpunosti potrebno je da se uvede treći ili čak i četvrti nivo proračuna, što će zahtevati izbor i naknadne provere dodatnih povratnih perioda za definisanje projektog seizmičkog opterećenja.

Projektno seizmičko dejstvo koje odgovara zahtevu da se objekat ne sruši, čime je određen nivo seizmičke opasnosti, zavisi i od faktora značaja koji uzima u obzir i razlike u nivou pouzdanosti. Preko faktora značaja izražen je nivo pouzdanosti koji zavisi od klase značaja u koju je konstrukcija svrstana. Faktor značaja odgovara većoj ili manjoj vrednosti povratnog

perioda seizmičkog događaja u skladu sa kategorijom određene konstrukcije. Na vrlo približan način PBD je uključen u aktuelne proračunske propise u Evropi i kroz upotrebu faktora značaja, jer faktori značaja utiču da sigurnosno važne konstrukcije budu projektovane za duži povratni period. U EC 8 preporučene vrednosti faktora za objekte od vitalnog značaja (bolnice vatrogasne stanice, električne centrale) ili bitne objekte (škole, dvorane, kulturne institucije) su 1,4, odnosno 1,2 respektivno. Vrednost faktora značaja je 0,8 za zgrade sa manjim značajem za sigurnost ljudi.



Slika 2.5 Karte seizmičkog hazarda Srbije za osnovnu stenu za povratne periode od 95, 475 i 975 godina, (izvor: Republički Seizmološki zavod Srbije)

Deo EN 1998-3 koji sadrži odredbe koje se odnose na procenu stanja i ojačanje postojećih zgrada je zasnovan na ponašanju. Osnovni zahtevi odnose se na stepen oštećenja konstrukcije koji su definisani preko tri granična stanja, odnosno tri nivoa seizmičke opasnosti. Granično stanje blizu rušenja (Near Collapse - NC) karakteriše teško oštećena konstrukcija, sa niskom preostalom bočnom nosivošću i krutošću, kod koje su verikalni elementi još uvek u stanju da prime vertikalna opterećenja, dok je većina nekonstruktivnih elemenata srušena. Za ovo granično stanje kod konstrukcije su prisutne velike zaostale deformacije, konstrukcija je blizu loma i verovatno bi se usled novog zemljotresa, čak i umerenog intenziteta, srušila. Granično stanje značajnog oštećenja (Significant Damage - SD) karakteriše značajno oštećena konstrukcija, sa malom preostalom bočnom nosivošću i krutošću i sa vertikalnim elementima koji su sposobni da prime i prenesu vertikalna opterećenja, dok su nekonstrukcijski elementi oštećeni. Prisutne su zaostale deformacije srednjeg veličine, a konstrukcija je u mogućnosti da pretrpi naknadni zemljotres srednjeg intenziteta. Pretpostavlja se da je sanacija ovakve konstrukcije neekonomična. Granično stanje ograničenih oštećenja (Damage Limitation - DL) karakteriše lako oštećena konstrukcija, kod koje su konstrukcijski elementi zadržali nosivost i krutost i kod kojih nisu dostigli značajno tečenje. Oštećenja nekonstrukcijskih elemenata se mogu ekonomično sanirati, a za samu konstrukciju nisu potrebne mere sanacije. Povratni periodi seizmičkog dejstva za ova tri granična stanja treba da budu određeni u Nacionalnim aneksima zemalja. Preporuka je da za obične nove zgrade graničnom stanju blizu rušenja (NC) odgovara seizmička opasnost sa verovatnoćom prekoračenja 2% u 50 godina (povratni period 2475 godina), graničnom stanju značajnog oštećenja (SD) odgovara seizmička opasnost sa verovatnoćom prekoračenja 10% u 50 godina (povratni period 475 godina) dok graničnom stanju ograničenih oštećenja (DL) odgovara seizmička opasnost sa verovatnoćom prekoračenja 20% u 50 godina (povratni period 225 godina).

Karte seizmičkog hazarda Republičkog seizmološkog savez Srbije odgovaraju graničnom stanju upotrebljivosti prema EN 1998-1 i nosivosti prema EN 1998-1 odnosno značajnog oštećenja prema EN 1998-3. Pregled graničnih stanja i nivoa seizmičke opasnosti prema Evrokodu 8 deo 1 i 3 su dati (Tabela 2.1). Pojedini autori smatraju da je povratni period za granično stanje DL vrlo visok i blizu projektnom te bi ga trebalo korigovati i smanjiti na nivo povratnog perioda od 95 godina čime bi se poklopilo sa graničnim stanjem upotrebljivosti prema EN 1998-1 [36],[108].

Tabela 2.1 Granična stanja i nivoi seizmičke opasnosti prema Evrokodu 8

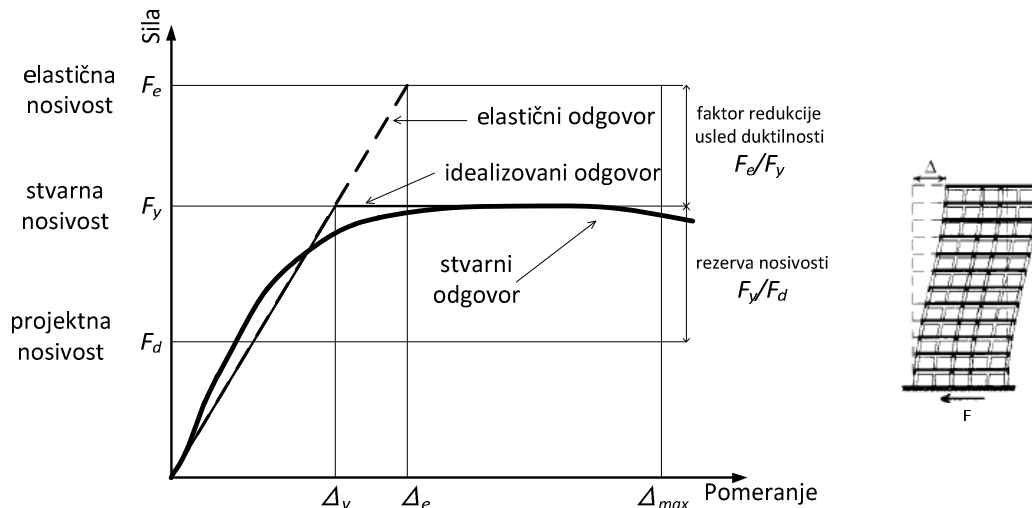
Nivo seizmičke opasnosti	Granična stanja EN 1998-1	Granična stanja EN 1998-3
2% u 50 godina ($T_R=2475$)		blizu rušenja
10% u 50 godina ($T_R=475$)	nosivosti	značajna oštećenja
20% u 50 godina ($T_R=225$)		ograničena oštećenja
10% u 10 godina ($T_R=95$) ($\approx 40\%$ u 50 godina)	upotrebljivosti	

2.3 PRORAČUN KONSTRUKCIJA PREMA SAVREMENIM SEIZMIČKIM PROPISIMA

Iako su razvijene metode proračuna zasnovane na pomeranjima, u svim savremenim seizmičkim propisima (SAD - UBC 1997 i IBC 2012, Kanada - NBCC 2005, Novi Zeland - NZS 2011, Evropa - EN 1998-1) uobičajene seizmičke proračunske procedure i dalje su zasnovane na silama. Konstrukcije se proračunavaju za granično stanje nosivosti (ULS) na osnovu jedinstvenog spektra seizmičkog hazarda sa različitim vrednostima povratnog perioda. Prema američkim i kanadskim propisima povratni period je 2475 godina (2% u 50 godina), dok je prema evropskim i novozelandskim propisima povratni period 475 (500) godina. Seizmičko dejstvo se određuje na osnovu redukcije elastičnog spektra odgovora tako da se za projektni zemljotres očekuje neelastičan odgovor konstrukcije. U seizmičkim propisima faktor redukcije figuriše pod različitim imenima i oznakama; u Evrokodu 8 se zove faktor ponašanja (behaviour factor) q , faktor modifikacije odgovora (response modification factor) R u odredbama NEHRP ili R - koeficijent u propisima UBC, faktor modifikacije sile (force modification factors) R , koji je predstavljen kao proizvod faktora rezerve nosivosti (overstrength) i duktilnosti, prema Kanadskim propisima ili faktor duktilnosti konstrukcije (structural ductility factor) μ prema seizmičkim propisima Novog Zelanda. Za okvirne konstrukcije vrednosti faktora se kreću u granicama od 1,95 do 6,8 (NBCC 2005), od 3 do 8 prema Američkim propisima, od 1,25 do 6 (NZS 2011) i od 1,5 do 5,85 (EN 1998-1). Ove vrednosti zavise, između ostalog i od klase duktilnosti, kojih ima uglavnom 3 i gde najniža klasa odgovara elastičnom odgovoru. Dve gornje klase karakteriše različit odnos nosivosti i duktilnosti, uz sprovođenje procedura kapacitativnog projektovanja. Svi propisi zahtevaju zadovoljenje u odnosu na dva nivoa ponašanja, granično stanje nosivosti (ULS), i upotrebljivosti (SLS), tj. ograničena oštećenja. U odnosu na navedene propise bitnije se razlikuju Japanski seizmički propisi. Proračun konstrukcija na seizmičko opterećenje je zasnovano na silama ili pomeranjima. Razmatra se eksplicitno duktilno ponašanje povezano sa nelinearnim metodama analiza, bez faktora redukcije [47].

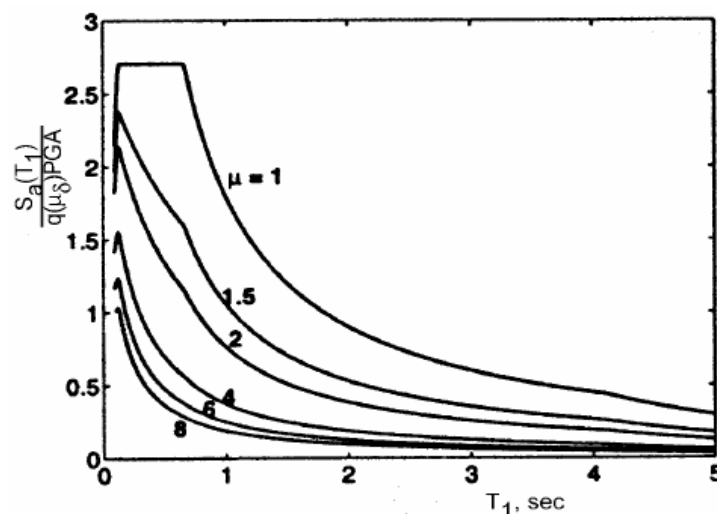
Tradicionalni koncept smanjenja seizmičkih sila, a time i potrebne nosivosti konstrukcije, se zasniva na jednom faktoru redukcije koji odražava sposobnost rasipanja energije kroz neelastično ponašanje. Faktor redukcije se koristi za smanjenje seizmičkih sila na račun rezerve nosivosti i duktilnosti. Prema normama UBC faktor redukcije se može izraziti preko faktora

redukcije usled duktilnosti, redukcije elastične sile na nivo sile na granici elastičnosti (vrednost sile na kojoj je nosivost konstrukcije dostignuta) i faktora rezerve nosivosti, odnosa između nosivosti konstrukcije i projektne nosivosti. Rezerva nosivosti potiče usled razlike između stvarne i proračunske nosivosti materijala, konzervativnih zahteva pri proceduri proračuna i zahteva duktilnosti, zadovoljenja uslova pri graničnom stanju upotrebljivosti, minimalnih količinama armature, efekata utezanja, upotrebe elastičnog perioda za dobijanje proračunskih sila, dimenzija elemenata koji prevazilaze proračunske zahteve. Iz veze sila - pomeranje pri elastičnom i neelastičnom odgovoru sistema može se objasniti redukcija sile potrebne za elastičan odgovor sistema F_e na proračunsku vrednost sile F_d , kao i veza sa stvarnom nosivosti sistema F_y (Slika 2.6).



Slika 2.6 Veza sila - pomeranje za elastičan i neelastičan odgovor

Prema EN 1998-1 konstrukcije se usled seizmičkog dejstva projektuju za disipaciju energije kroz globalnu i lokalnu duktilnost. Duktilnost na globalnom nivo ostvarena je pomoću zidova za smicanje ili jakih stubova, dok se na lokalnom nivou ona ostvaruje kroz projektovanje i oblikovanje plastičnih zglobova za odgovarajući kapacitet duktilnosti i sprečavanjem krtoq loma metodom programiranog ponašanja (capacity design method). Dozvoljeno je da se u konstrukciji razviju značajne neelastične deformacije pod dejstvom zemljotresa pod uslovom da integritet konstrukcijskih delova i cele konstrukcije nije ugrožen, odnosno mora biti ispunjen zahtev da se objekat ne sruši.



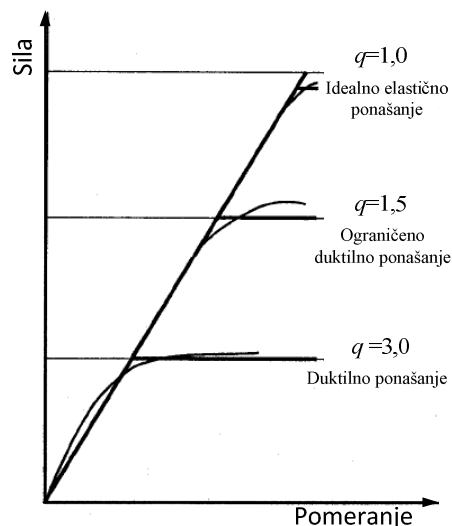
Slika 2.7 Neelastičan spektar usvojen u EN 1998-1 [36]

Osnovu proračuna radi ostvarenja određenog kapaciteta duktilnosti, predstavlja neelastičan spektar odgovora sistema sa jednim stepenom slobode (single degree of freedom - SDOF) sa elastično-idealno plastičnom krivom sila pomeranje za monotono opterećenje. Za fiksne vrednosti prigušenja ($\xi=5\%$) i period T za SDOF sistem, neelastični spektar zavisi od odnosa $q = F_{el} / F_y$ (maksimalne elastične sile F_{el} koja bi se razvila kada bi SDOF sistem bio linearno elastičan i sile na granici tečenja F_y) i zahteva za maksimalno pomeranje neelastičnog SDOF sistema δ_{max} izraženog preko faktora duktilnosti pomeranja μ_δ ($\mu_\delta = \delta_{max} / \delta_y$). U Evrokodu 8 je usvojen neelastičan spektar dat jednačinama (2.1) i (2.2), (Slika 2.7), gde je T_c gornja granica perioda u oblasti sa konstantnim spektralnim ubrzanjem.

$$\mu_\delta = q \quad \text{ako je } T \geq T_c \quad (2.1)$$

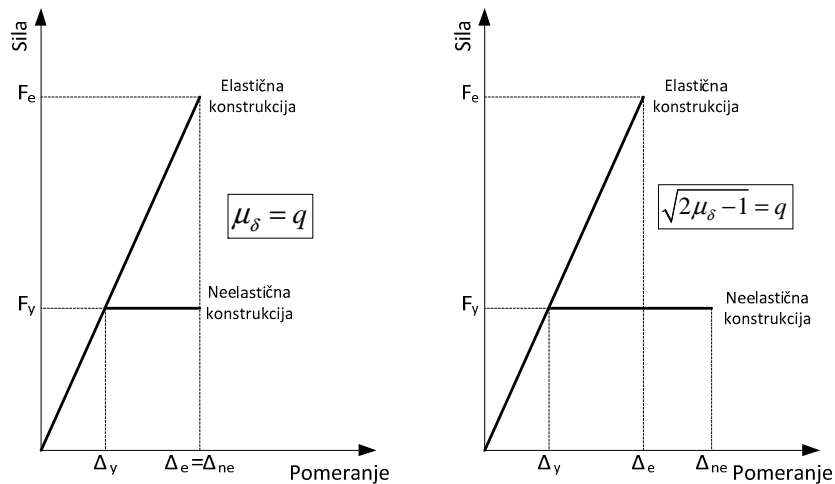
$$\mu_\delta = 1 + (q-1) \frac{T_c}{T} \quad \text{ako je } T \leq T_c \quad (2.2)$$

Faktor ponašanja q se primenjuje kao globalni faktor smanjenja unutrašnjih sila koje bi se razvile kao elastične u konstrukciji sa 5% prigušenja (Slika 2.8). Njegova vrednost zavisi od tipa konstrukcije, klase duktilnosti, regularnosti zgrada po visini i u osnovi, a kod zgrada sa zidovima i od dominantnog oblika loma. Kao i faktori redukcije u seizmičkim propisima drugih zemalja i faktor ponašanja sadrži uticaj duktilnosti, rezerve nosivosti i prigušenja koji utiču na mogućnost disipacije energije.



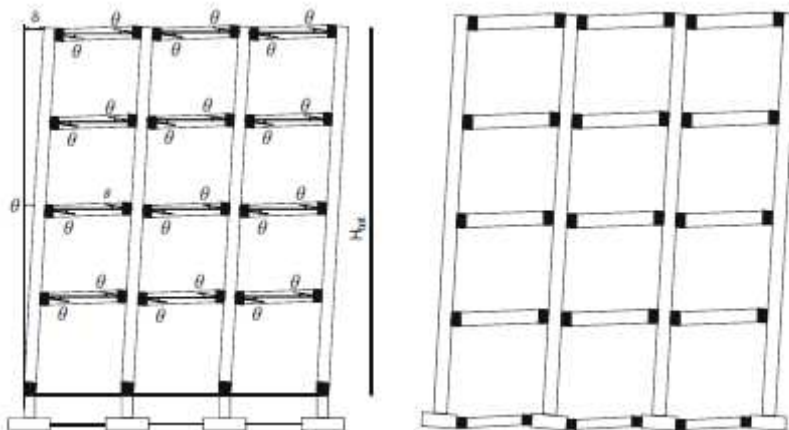
Slika 2.8 Odgovor konstrukcije u zavisnosti od faktora ponašanja

Na veličinu smanjenja između ostalog utiče faktor duktilnosti pomeranja, odnosno njegova veza sa faktorom ponašanja u zavisnosti od krutosti konstrukcije. Za obične konstrukcije srednje i manje krutosti primenjuje se pristup jednakih pomeranja gde se izjednačavaju maksimalna pomeranja za elastičan i neelastičan odgovor, i tada je faktor smanjenja (faktor ponašanja) jednak faktoru duktilnosti pomeranja. Što je konstrukcija fleksibilnija to su maksimalna pomeranja pri elastičnom i neelastičnom odgovoru sve bliža. Kod krutih konstrukcija kod kojih je nosivost određena na osnovu jednakosti faktora duktilnosti i faktora ponašanja zahtevana duktilnost je veoma velika i pri uobičajenim zemljotresima [49], te se kod takvih konstrukcija mora obezbediti veća nosivost. Tada se za određivanje faktora ponašanja koristi pristup jednakih disipacija energije. Pri istoj duktilnosti kod krućih konstrukcija je dozvoljena manja redukcija nosivosti (Slika 2.9). Za vrlo krute konstrukcije nije moguća nikakva redukcija seizmičkih sila.



Slika 2.9 Redukcija nosivosti prema konceptu jednakih pomeranja i jednakih energija

Redukcijom nosivosti izbegava se nelinearna analiza i unutrašnje sile mogu biti određene primenom linearne elastične analize koja je zasnovana na spektru odgovora koji je redukovan u odnosu na elastičan spektar. Pri tome se koristi skup propisanih pravila da bi konstrukcija mogla da izdrži maksimalno globalno pomeranje najmanje jednako globalnom pomeranju na pragu tečenja δ_y pomnoženom sa faktorom duktilnosti pomeranja μ_δ koji zavisi od faktora ponašanja, jed. (2.1) i (2.2). Smatra se da tako projektovana i oblikovana konstrukcija ima dovoljnu duktilnost ili kapacitet rasipanja energije. Skup propisanih pravila vodi ka konstrukcijama sa jakim stubovima i slabim gredama, odnosno ka takozvanom "grednom mehanizmu" savijanja koji zahteva formiranje plastičnih zglobova na krajevima greda i samo na mestu uklještenja stubova u temelje (Slika 2.10). Ovaj mehanizam omogućava dobijanje znatnog kapaciteta globalnog pomeranja sa relativno niskim zahtevom deformacija na nivou elementa koje su ravnomerno raširene po konstrukciji, odnosno bez koncentracije deformacija [101].



Slika 2.10 Gredni mehanizam savijanja kod okvira sa jakim stubovima i slabim gredama [36]

Prema Evrokodu 8 konstrukcije se mogu projektovati za različite nivoe disipacije energije kroz tri klase duktilnosti koje se suštinski svode na dve: srednje duktilnosti DCM i visoke duktilnosti DCH. Treća klasa duktilnost, niska, DCL je bez projektovane duktilnosti, sa vrednosti faktora ponašanja 1,5 koji potiče usled rezerve nosivosti (overstrength) materijala i elemenata i konstrukcijske rezerve usled statičke neodređenosti (redundancy). Proračun elemenata je predviđen kao za obično, neseizmičko dejstvo, prema EN 1992-1 sa nekim ograničenjima po pitanju materijala. Preporučuje se za slučaj niske seizmičnosti (proizvod projektog ubrzanja tla i faktora tla $a_g \cdot S$ nije veće od 0,1 g). Dve klase duktilnosti (DCM i

DCH) predstavljaju dva različita odnosa nosivosti i duktilnosti i razlikuju se osim u vrednosti faktora ponašanja i u zahtevima za lokalnu duktilnost, koja se ogleda u pogledu zahtevanog materijala, oblikovanju elemenata i kapacitativnom projektovanju radi sprečavanja lokalnog kolapsa [98], [99]. Objekti projektovani za srednju klasu duktilnosti su donekle lakši za proračun i pokazuju bolje ponašanje kod umerenih zemljotresa, dok su objekti projektovani za visoku klasu duktilnosti ispoljili bolje ponašanje usled seizmičkog dejstva jačeg od projektnog. EN 1998-1 ne povezuje klasu duktilnosti sa seizmičnosti ili klasom značaja zgrade.

Standardna proračunska procedura je linearno elastična analiza zasnovana na elastičnom spektru sa 5 % prigušenja koji je redukovano faktorom ponašanja q . Pri tome se može koristiti metoda ekvivalentnih bočnih sila ili multimodalna spektralna analiza u zavisnosti od konstrukcijski karakteristika zgrada. Kod konstrukcija kod kojih je moguća primena obe metode, predviđanja pomeranja i deformacija primenom modalne spektralne analize su bliža rezultatima nelinearnih dinamičkih analiza. Kod objekata srednje i visoke klase duktilnosti, disipacija energije na globalnom nivou i kapacitet duktilnosti neophodan da bi vrednost q faktora bila iznad 1,5 su obezbeđeni preko mera za kontrolu neelastičnog mehanizma odgovora i oblikovanjem regiona plastičnog zgloba za očekivane neelastične deformacije. Koncentracija neelastične deformacije i mehanizmi mekog sparata se izbegavaju oblikovanjem i odnosom dimenzija elemenata tako da vertikalni elementi ostaju u elastičnoj oblasti, odnosno da stubovi budu jači od greda sa faktorom prekoračenja 1,3 od projektovanog kapaciteta na savijanje greda. Svi elementi se projektuju protiv smičućeg loma, jer deformacija smicanja ne ispoljava karakteristike za rasipanje energije.

Kao alternativa linearnom proračunu sa upotrebom faktora ponašanja dozvoljeni su i nelinearni proračuni: statički (pushover) ili dinamički (vremenska analiza), što bi trebalo da bude definisano Nacionalnim aneksom u kojem bi bile date i dodatne informacije o kapacitetima deformacija konstruktivnih elemenata i odgovarajućim parcijalnim koeficijentima za proveru graničnih stanja nosivosti. Duktilni elementi bi se tada proveravali direktnim poređenjem obezbeđene i zahtevane deformacije. Dozvoljavajući nelinearni proračun uz obaveznu kontrolu i potvrdu elemenata putem deformacija otvaraju se vrata za proračun zasnovan na pomeranjima (displacement based design DBD). Nelinearne analize značajnu primenu imaju za detaljnu procenu seizmičkog ponašanja konstrukcije koja je projektovana upotrebom linearnih analiza. Nelinearna statička analiza se koristi za proveru ili revidiranje vrednosti faktora prekoračenja koji je uključen u vrednost faktora ponašanja, za procenu očekivanog plastičnog mehanizma i raspodele oštećenja, za procenu ponašanja postojećih i novih konstrukcija. Pri upotrebi nelinearne statičke analize treba da se primene dva obrasca raspodele bočnog opterećenja, a kao osnova za proračun se koristi ciljno pomeranje određeno pomoću N2 metode. Seizmičko dejstvo za nelinearnu dinamičku analizu je veštački ili postojeći akceleroگرام očekivanog zemljotresa. Kada je odgovor određen na osnovu barem 7 nelinearnih vremenskih analiza, tada se kao proračunska vrednost uticaja od zemljotresa koristi osrednjena vrednost iz ovih analiza, u suprotnom za proračunsku vrednost se uzima najnepovoljnija vrednost iz svih sprovedenih analiza čiji je minimalni broj 3.

2.4 PROCENA SEIZMIČKOG ODGOVORA ZGRADA

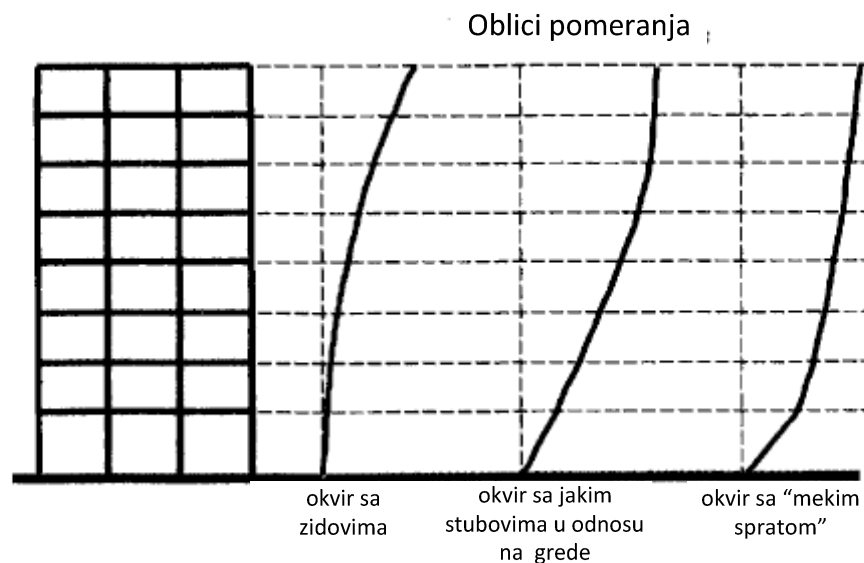
Detaljna seizmička procena se ne određuje samo radi utvrđivanja potrebe za ojačanjem postojećih konstrukcija, nego i da se identifikuju posebne slabosti i nedostaci kod novih konstrukcija koje su projektovane sa odgovarajućim prihvatljivim stepenom konstrukcijskog oštećenja za slučaj projektnog zemljotresa. Osnovna procedura procene je zasnovana na direktnom ili indirektnom poređenju zahtevanih neelastičnih deformacija prema odgovarajućem kapacitetu deformisanja.

Poređenje zahteva i kapaciteta prema odredbama savremenih propisa za seizmički proračun novih zgrada se zasniva na silama. Ovaj tradicionalni pristup može da se upotrebi i za seizmičku procenu ponašanja AB okvira, i tada se razmatraju nosivosti i duktilnosti [102]. Procena seizmičkog ponašanja postojećih i novih zgrada u savremenim propisima je delimično ili potpuno zasnovana na pomeranjima. Kao što je već navedeno ovakav pristup je mnogo racionalniji jer zemljotres za konstrukciju ne predstavlja bočne sile kojima se treba odupreti, kako se razmatra u proračunu (pristupu) zasnovanom na silama, nego zemljotres predstavlja zahtev konstrukciji da prihvati seizmičku energiju ili znatno dinamičko pomeranje osnove. Zbog toga, ne samo procena ponašanja, nego i seizmički proračun konstrukcije bi trebao da se bazira na pomeranjima (deformacijama). Posle svega, do rušenja konstrukcije ne dolazi zbog seizmičkih bočnih sila samih za sebe nego zbog gravitacionog opterećenja koje deluje pri bočnom pomeranju izazvanom zemljotresom. Procedure za direktni proračun i projektovanje AB elemenata na osnovu datih zahteva deformacija nisu još u potpunosti razvijene i prihvaćene, pa se stoga kod proračuna zasnovanom na pomeranjima problem dimenzionisanja elemenata još uvek uprošćava u većini do sada predloženih procedura, sa konvencionalnim, na silama zasnovanom projektovanju i proračunu. Procena ponašanja postojeće konstrukcije obezbeđuje bolju osnovu za primenu deformacijski zasnovanog koncepta nego proračun nove.

Ponašanje konstrukcije je u vezi sa maksimalnim oštećenjem, koje je povezano sa različitim parametrima, kao što su bočno pomeranje, relativno međuspratno pomeranje, promena krivine poprečnog preseka. Oštećenja se koriste za procenu ponašanja, odnosno ponašanje se meri oštećenjem koje će objekat pretrpiti kada je izložen zemljotresu. Procena seizmičkog odgovora zrada može biti na globalnom, spratnom i lokalnom nivou. Na globalnom nivou se posmatra oblik bočnog pomeranja i procenjuje odgovor konstrukcije, na spratnom nivou relativno spratno pomeranje i rotacija tetive, dok se na lokalnom nivou, nivou preseka, procenjuje odgovor u vidu odnosa krivine i momenta savijanja poprečnog preseka. Procena seizmičkog odgovora može da se prikaže i kao odgovor materijala (napon - dilatacija). Bočno pomeranje i međuspratno relativno pomeranje je deformacija koja se najčešće koristi kao parametar oštećenja. Oblik bočnog pomeranja usled opterećenja bočnim silama zavisi od tipa konstrukcije i za konstrukcije sa zidovima može da se generalizuje kao oblik bočnog pomeranja tipa konzole. Kod okvirnih konstrukcija kod koji su stubovi znatne čvrstoće u odnosu na čvrstoću greda, maksimalna razlika spratnih pomeranja će se pojaviti u visini donje trećine, dok kod okvira sa mekim ili slabim spratom maksimalna razlika spratnih pomeranja će biti koncentrisana u mekom spartu (Slika 2.11). Spratovi sa većim vrednostima međuspratnih pomeranja mogu da imaju veća oštećenja. Međuspratno pomeranje je povezano sa nekoliko bitnih aspekata odgovora zgrade kao što su neelastična deformacija konstrukcijskih i nekonstrukcijskih elementa i globalna stabilnost konstrukcije i predstavlja dobar pokazatelj oštećenja stubova. Određivanje tolerantnog nivoa međuspratnog pomeranja je pitanje o kome treba voditi računa kada se zna da za vrednost međuspratnog pomeranja od 0,5% u odnosu na spratnu visinu troškovi sanacije koštaju kao i polovina novog elementa [45]. Maksimalne vrednosti rotacija elemenata i na lokalnom nivou promene krivine preseka su direktno povezane sa kapacitetom deformacija elementa. Svakako da samo jedan od navedenih odgovora ne može biti dovoljan da odredi (kvantifikuje i kvalifikuje) ukupno oštećenje usled cikličnog opterećenja. Seizmičko ponašanje konstrukcije zavisi od ponašanja svih njenih komponenti.

Za ocenu seizmičkog ponašanja konstrukcije često se koristi duktilnost, koja ukazuje na količinu seizmičke energije koja se može rasipati kroz plastičnu deformaciju. Parametar kojim se prikazuje oštećenje u tom slučaju je zahtev duktilnosti koji se određuje na osnovu odnosa ostvarene deformacije i deformacije na granici tečenja, a može da se prikaže na različitim nivoima kao duktilnost pomeranja, duktilnost krivine, duktilnost rotacije. Kada se govori o duktilnosti na globalnom nivou uglavnom se misli na duktilnost pomeranja čitave konstrukcije, mada se duktilnost pomeranja može definisati i na lokalnom nivou kao duktilnost pomeranja

jednog elementa. Za elemente okvira napregnute na savijanje, grede i stubove, osnovna je duktilnost krivine ili rotacije.



Slika 2.11 Oblici bočnog pomeranja okvira u zavisnosti od tipa okvira [45]

Metode za procenu seizmičkog odgovora zgrada su razvijane veliki broj godina. Glavne odrednice u tom razvoju u SAD su izveštaj ATC-14, dokument FEMA 273 i 356 kao i nedavni standard ASCE/SEI 41-13, a izvan SAD značajne su publikacije o seizmičkoj proceni CEB FIB 24 [44] i rad R. Park [102], kao i preporuke NZSEE 2006 Novog Zelanda i deo EN 1998-3. Koncepti proračuna se zasnivaju na silama (FBD) ili pomeranjima (DBD) i uključuju različite modele za procenu kapaciteta elemenata. Ocena stanja i verifikacija se zasnivaju na poređenju zahteva usled seizmičkog dejstva i kapaciteta prema silama ili deformacijama. Elementi se klasifikuju kao primarni (konstrukcijski) i sekundarni (nekonstrukcijski) u zavisnosti od njihove funkcije u konstrukciji. Prema standardima u SAD ciljani nivo ponašanja konstrukcije (collapse prevention, life safety, immediate occupancy) se kombinuju sa seizmičkim hazardom (sa povratnim periodima od 43, 72, 225, 475, 975 i 2475 godina) u zavisnosti od kategorije rizika. Potrebno je da se razmatra eksplicitna verifikacija elemenata na svim nivoima ponašanja. Kriterijum za procenu ponašanja dominantno na savijanje opterećenog AB elementa je rotacija plastičnog zgloba na njegovom kraju. Prema preporukama NZSEE 2006 granično stanje nosivosti (ULS) se koristi za definisanje granice između prihvatljivog i neprihvatljivog ponašanja pri seizmičkoj proceni. Verifikacija se određuje poređenjem zahteva sa kapacitetom u pogledu bočnog pomeranja. Kapacitet globalnog pomeranja konstrukcije je određen na osnovu kapaciteta deformacija elemenata. Metode analize za seizmičku procenu mogu biti linearne i nelinearne, statičke ili dinamičke.

EN 1998-3 jeste skup odredbi koje predstavljaju na pomeranjima zasnovan pristup procene stanja postojećih i novih objekata. Poređenje zahteva i kapaciteta za verifikaciju duktilnosti elemenata je u funkciji deformacija. Glavna mera deformacije AB konstrukcija je izražena preko obrtanja tetive na krajevima štapa. U aneksu A Evrokoda 8-3 dati su za elemente AB zgrada kapaciteti deformacija za procenu ili ojačanje u zavisnosti od tri granična stanja (NC, SD i DL). Konstrukcijski elementi okvira zgrada (grede i stubovi) su u većini slučajeva dominantno opterećeni na savijanje u poređenju sa smicanjem. Kod ovakvih elemenata odnos smičućeg raspona i visine poprečnog elementa je visok pa se mehanizam prenosa sile smicanja i savijanja može posmatrati odvojeno, odnosno procedura procene duktilnih i krtih mehanizama su odvojene. Kada je u pitanju krt mehanizam ponašanja, praktično bez duktilnosti, procena je zasnovana na silama. Aneks A sadrži i dopunu proračunskih pravila za smicanje usled cikličnog

opterećenja posle dostizanja tečenja usled savijanja. Proračunska pravila za smicanje data u Evrokodu 2 bave se samo monotonim opterećenjem i ne odražavaju smanjenje smičuće nosivosti sa plastičnim delom zahtevane duktilnosti rotacije tetive. Novi objekti projektovani prema pravilima metode programiranog ponašanja imaju parametre sa krtim ponašanjem ograničene u elastičnim oblastima i zato nije neophodno da se razmatra i krt mehanizam loma. Provera krtog elementa, odnosno, mehanizma loma je zasnovana na nosivosti sa ciljem da ovi elementi ostanu u elastičnom domenu, dok je kontrola duktilnog mehanizma zasnovana na deformacijama, jer se proverava sposobnost razvijanja dovoljnog kapaciteta i duktilnosti deformacija. Prema odredbama EN 1998-3 Nacionalni nadležni organi odlučuju da li će biti proverena sva tri ili samo neka od graničnih stanja.

Kao i kod projektovanja novih konstrukcija i ovde su na raspolaganju dve linearno elastične metode: analiza bočnih sila i multimodalna spektralna analiza, i dve nelinearne metode: nelinearna statička i dinamička analiza. Linearna analiza za procenu pomeranja koriste elastičan spektar odgovora i zahtevi neelastičnih deformacija elemenata određuju se direktno iz takvih analiza. Seizmičko dejstvo pri upotrebi nelinearne statičke analize je određeno ciljnim pomeranjem, a pri nelinearnoj dinamičkoj analizi određeno je vremenskom istorijom ubrzanja tla. Sve analize osim nelinearne dinamičke koriste pravilo jednakih pomeranja, na nivou deformacije elementa, npr. zahtev obrtanja tetive za linearne analize ili pomeranje ekvivalentnog SDOF sistema kod pushover analize. Da bi se primenila linearna analiza zahtevi duktilnosti treba da budu prilično ravnomerno raspoređeni po celoj konstrukciji što predstavlja uslov koji se teže ispunjava. Nelinearne metode se smatraju za referentne metode pri proceni stanja konstrukcije.

2.5 PARAMETRI KOJI UTIČU NA SEIZMIČKI ODGOVOR ZGRADA

Odgovor konstrukcije za statička opterećenja zavisi od nosivosti i krutosti konstrukcije, nosivost kontroliše intenzitet opterećenja koji konstrukcija može da primi, a krutost veličinu deformacije. Za slučaj seizmičkog dejstva odgovor zavisi i od duktilnosti, jer se pri znatnom seizmičkom dejstvu očekuje nelinearno ponašanje konstrukcije. Na odgovor konstrukcije utiču karakteristike i istorija pomeranja tla, oblik konstrukcije, dinamičke karakteristike, nosivost, kapacitet deformisanja elemenata, interakcija sa tlom. Lom konstrukcije za vreme jakih zemljotresa se dešava kada je dostignut kapacitet deformacija, obično lomom po vertikalnim nosećim elementima, usled formiranja plastičnog mehanizma usled bočnog opterećenja ili kada uticaji drugog reda prouzrokuju nestabilnost nakon znatnih deformacija. Brojni primeri nakon zemljotresa pokazuju kolaps konstrukcija usled dostizanja nosivosti i kapaciteta deformacija. Sposobnost konstrukcije da izdrži (preživi) zemljotres zavisi od kompleksnih veza između pomeranja tla, otpora konstrukcije u obliku krutosti i nosivosti i sposobnosti deformisanja konstrukcije. Ovaj kompleksni odnos je najčešće pojednostavljen pri proračunu i proceni usled vladajućeg mišljenja da konstrukcija sa malim kapacitetom deformisanja zahteva visoku vrednost krutosti i nosivosti, dok se ona sa znatnim kapacitetom deformisanja može ponašati dobro sa nižim vrednostima krutosti i nosivosti. Oštećenja konstrukcija koja imaju veliku otpornost (krutost i nosivost) su verovatno manja nego ona kod konstrukcija sa manjom otpornošću, bez obzira na kapacitet deformacija. Svakako je poželjna izvesna minimalna otpornost koja je neophodna kod odgovora konstrukcije u slučaju čestih seizmičkih događaja.

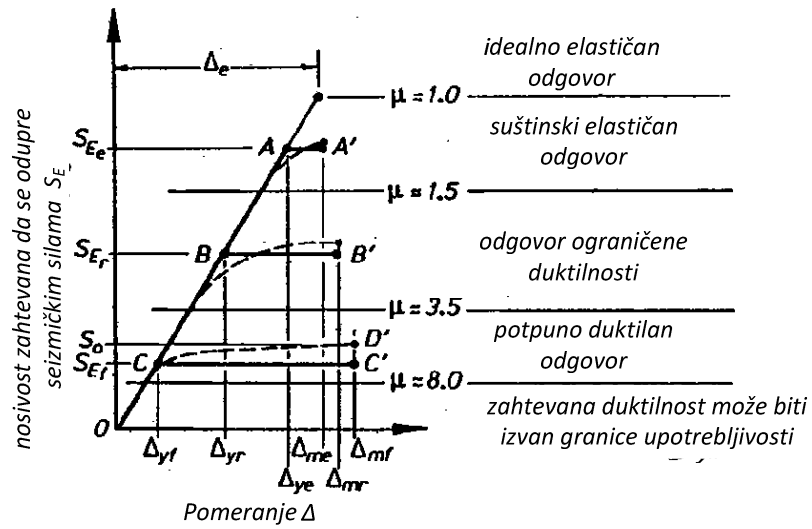
Osnovni parametri za razumevanje i kontrolu seizmičkog odgovora konstrukcije su krutost, nosivost i duktilnost. Ove parametre svakako treba razmotriti zajedno sa graničnim stanjima. Krutost je najprikladniji parametar u odgovoru na zahteve upotrebljivosti za slabe, česte zemljotrese. Nosivost se koristi za kontrolu nivoa neelastičnosti usled zemljotresa srednje veličine po jačini i učestalosti, što bi odgovaralo graničnom stanju kontrolisanog oštećenja. Duktilnost je naizraženija kod odgovora za jake i retke zemljotrese, odnosno za stanje prevencije

kolapsa. Na svaki od ovih parametara konstrukcije uticaj imaju kako materijal, oblik preseka, tip elementa tako i njihovo povezivanje u konstrukciju i sama konstrukcija.

Krutost definiše odnos između opterećenja i pomeranja konstrukcije i njenih elemenata. Krutost konstrukcije se bitno menja tokom zemljotresa, te je pri proračunu i kontroli deformacija usled dejstva bočnih sila potrebno napraviti realnu procenu krutosti u zavisnosti od dostignutog nivoa nelinearnosti u vezi sila - pomeranje. Krutost utiče i na vrednost seizmičkog dejstva pri delovanju zemljotresa. Nosivost predstavlja veličinu opterećenja koje konstrukcija može da primi, dok se preko duktilnosti prikazuje sposobnost konstrukcije da pretrpi znatne neelastične deformacije posle dostignute nosivosti. Termin duktilnosti se pri seizmičkom proračunu upotrebljava za procenu seizmičkog ponašanja konstrukcija, ukazujući na količinu seizmičke energije koja se može rasipati kroz neelastičnu deformaciju. Koncept duktilnosti daje mogućnost da se redukuju seizmičke proračunske sile i da se omogući kontrolisano oštećenje u konstrukciji. U zavisnosti od klase duktilnosti konstrukcije prema Evrokodu 8, odnosno globalnog nivoa duktilnosti pomeranja, primenjuju se različite vrednosti koeficijenta ponašanja q , čime se konstrukciji obezbeđuje različita nosivost. Nosivost konstrukcije zavisi pre svega od seizmičke zone u kojoj se konstrukcija nalazi. Zahtev zemljotresa može da premaši kapacitet nosivosti konstrukcije. Da li će se neelastičan odgovor desiti zavisi od intenziteta zemljotresa i od karakteristika konstrukcije. Bez pokušaja da se kvantifikuje stepen neelastičnog odgovora, na kvalitativnom nivou prihvaćeno je da se neelastični odgovor očekuje za vreme srednjih do jakih pomeranja tla za većinu konvencionalnih konstrukcija. Stepem neelastičnog odgovora sistema će se povećavati kako se smanjuje nosivost konstrukcija

Zadovoljenje zahteva ponašanja u odnosu na stepen oštećenja, odnosno u odnosu na granična stanje, je moguće proračunskim pristupom koji se zasniva na različitim nivoima duktilnosti konstrukcije (Slika 2.12). Neke konstrukcije se, zbog svoje velike važnosti, projektuju da ostanu u elastičnoj oblasti usled seizmičkog dejstva, odnosno one moraju da poseduju adekvatnu nosivost da bi ostale suštinski elastične. Odgovor takve konstrukcije je vrlo blizu idealno elastičnom odgovoru. Većina običnih zgrada se projektuju da se odupru seizmičkim silama koje su manje od onih koje bi se razvile u konstrukciji za elastičan odgovor, što nameće da se od konstrukcije zahteva neelastična deformacija a time i duktilnost. U zavisnosti od nivoa sila usvojene za proračunsku nosivost, zahtev nivoa duktilnosti može varirati od beznačajnog koji ne zahteva specijalne detalje, do nivoa koji zahteva pažljiv proračun i oblikovanje detalja radi obezbeđenja duktilnosti. Određene konstrukcije same po sebi poseduju značajnu nosivost na bočne sile (konstrukcije sa zidovima), dok je kod drugih moguće obezbediti veću otpornost na bočne sile sa relativnom lakoćom, čime se redukuje zahtev duktilnosti. Kod ovakvih konstrukcija odgovor je sa ograničenom duktilnosti a proračunske procedure, kao i zahtevani detalji za obezbeđenje duktilnosti su jednostavniji. Konstrukcije mogu biti projektovane da poseduju maksimalnu duktilnost koja može biti dostignuta u odabranim zonama gde su projektovani detalji za obezbeđenje duktilnosti i kod koje su poštovane stroge proračunske procedure [105]. Smanjenjem nosivosti kod konstrukcija sa velikom duktilnosti povećavaju se deformacije u slučaju zenljotresnog dejstva, te iz razloga zadovoljenja graničnog stanja uporebljivosti postoji donja granica nosivosti.

Kako se kod AB konstrukcija nosivost obezbeđuje većom količinom materijala, a duktilnost izborom materijala, pravilima i detaljima pri armiranju, to troškovi neophodni za postizanje određenog nivoa duktilnosti su obično manji od troškova potrebnih za obezbeđenje velike nosivosti. Izbor odgovarajuće nosivosti predstavlja problem ekonomičnosti.



Slika 2.12 Veza između nosivosti i duktilnosti [105]

3. ANALITIČKI I NUMERIČKI MODELI ZA PRORAČUN SEIZMIČKOG ODGOVORA AB OKVIRA

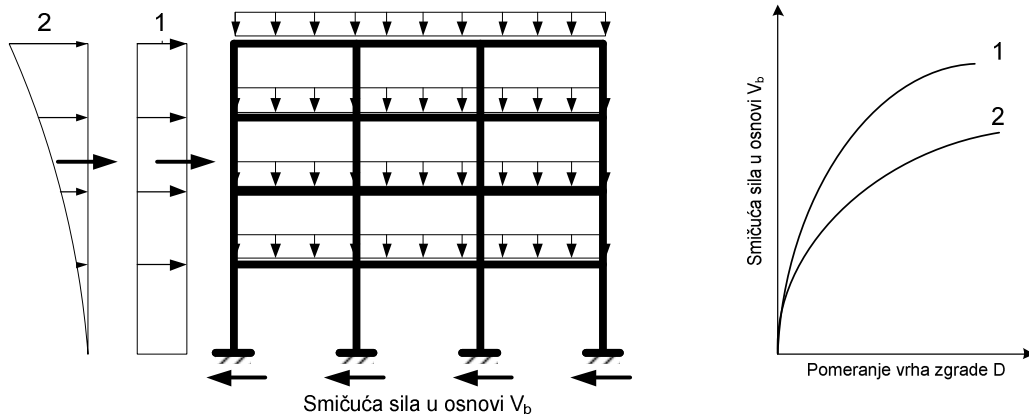
3.1 POSTUPCI ZA PRORAČUN SEIZMIČKOG ODGOVORA KONSTRUKCIJA

Proračun seizmičkog odgovora konstrukcije može se uraditi upotrebom linearnih i nelinearnih postupaka. Seizmička proračunska filozofija koja je zastupljena u sadašnjim proračunskim propisima, dozvoljava konstrukciji da uđe u neelastičnu oblast deformacija kako bi bila u mogućnosti da apsorbuje energiju za vreme snažnih zemljotresa. Iz tog razloga razumno je koristiti nelinearne postupke proračuna da bi se odredio i kontrolisao stepen oštećenja konstrukcija. Prema odredbama Evrokoda 8 dozvoljavaju se nelinearna statička i nelinearna dinamička metoda proračuna. Nelinearna dinamička analiza daje vremenski zavisani odgovor u vidu pomeranja, koji je određen integracijom jednačine kretanja konstrukcije u vremenskom intervalu koji odgovara vremenu trajanja zemljotresa. Primenom nelinearne statičke analize određuje se kapacitet otpora konstrukcije na bočne sile i maksimalni nivo oštećenja konstrukcije.

3.1.1 NELINEARNA STATIČKA ANALIZA

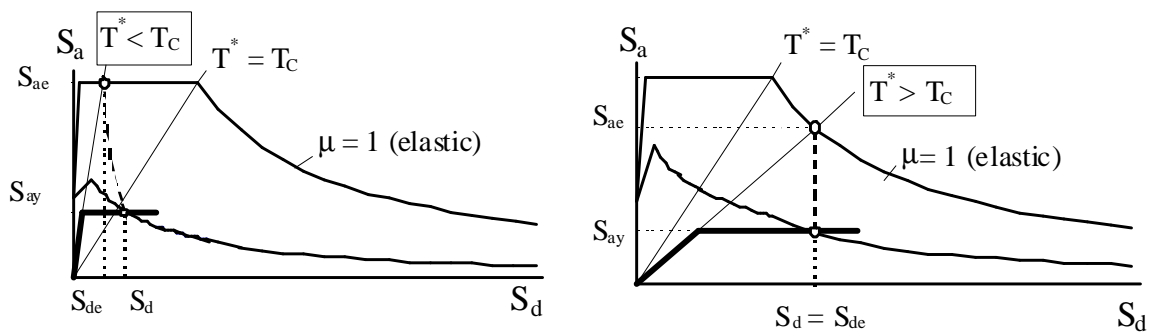
Nelinearna statička analiza (NSA) daje neelastičan karakter odgovora konstrukcije i pruža informaciju o ponašanju konstrukcije usled zemljotresnog dejstva. Ona predstavlja metodu za predviđanje seizmičkih sila i zahteva deformacija, kada je konstrukcija izložena inercijalnim silama kojima se ne može odupreti u elastičnom domenu, realnija je i sveobuhvatnija u odnosu na linearne metode analize, a u odnosu na nelinearnu dinamičku analizu je relativno jednostavna. Namena analize je da proceni očekivano ponašanje konstrukcije na osnovu procene zahteva nosivosti i deformacija i poređenja sa raspoloživim kapacitetom. Seizmičko dejstvo zadaje se u vidu bočnih sila koje se inkrementalno povećavaju do njihove maksimalne vrednosti, odnosno kapaciteta odgovarajuće konstrukcije. Metode pushover analize podeljene su u tri grupe: konvencionalna, adaptivna i zasnovana na energiji. Konvencionalna procedura se ogleda u primeni i monotonom povećavanju unapred određene raspodele bočnih sila koja ostaje konstantna tokom analize, što može da daje tačne procene odgovora kod okvira koji dominantno vibriraju u prvom obliku. Pri konvencionalnom postupku se ne uključuje uticaj viših tonova vibracija kao i degradacija krutosti konstrukcije. Iz tog razloga poslednjih godina je razvijena adaptivna pushover metoda. Kod ove metode, raspodela bočnih sila ne ostaje konstanta, već je u skladu sa promenom modalnih oblika. Promenom bočnih sila može da se osigura realnija degradacija krutosti. Postoje dve varijante ove metode: postupak zasnovan na silama i postupak zasnovan na pomeranjima gde se koristi monotono bočno povećanje pomeranja [2], [3]. Konvencionalni pushover postupak je u osnovi zasnovan na sili, zbog nemogućnosti postupka zasnovanog na pomeranju da obuhvati važne slabosti konstrukcija Pushover analiza je prvobitno razvijena za dvodimenzionalne modele i uglavnom se kod takvih modela i koristi.

Prema odredbama Evrokoda 8 nelinearna statička analiza se primarno upotrebljava za procenu seizmičkog odgovora novih i postojećih zgrada, dok bi njena primena za proračun novih konstrukcija predstavljala proračun zasnovan na pomeranjima za koji bi se u Nacionalnim aneksima trebalo dati dodatna uputstva. Za konstrukcije koja zadovaljava uslove regularnosti u osnovi analiza se može primeniti na dva ravanska modela, dok se za slučaj neregularnosti mora upotrebiti prostorni model konstrukcije. Nema oraničenja po pitanju regularnosti konstrukcije po visini. Nelinearna statička analiza se sprovodi pod konstantnim gravitacionim opterećenjem primenom monotono rastućeg horizontalnog opterećenjem. Horizontalno opterećenje je pretpostavljeno sa odgovarajućom raspodelom po visini i povećava se monotono od nula do krajnje vrednosti koje bi izazvalo rušenje konstrukcije Neophodno je primeniti dve vertikalne raspodele bočnih sila: ravnomernu raspodelu, gde su bočne sile proporcionalne masama bez obzira na visinski položaj i modalnu raspodelu gde su bočne sile u skladu sa raspodelom sila pri elastičnoj analizi (Slika 3.1) [136]. Nepovoljniji rezultati iz ove dve analize se usvajaju kao merodavni. Bočne sile se apliciraju na mestu koncentrisanih masa proračunskog modela.



Slika 3.1 Raspodela bočnih sila za pushover analizu Evrokodu 8 i pushover kriva

Pushover analiza se kombinuje sa spektrom odgovora, i u Evrokodu 8 za to se koristi metoda N2. Metoda N2 transformiše odgovor sistema sa više stepeni slobode (MDOF) u odgovor ekvivalentnog sistema sa jednim stepenom slobode (SDOF). To je neophodno kako bi se pushover kriva konstrukcije uporedila sa zahtevom, koji je predstavljen preko projektnog spektra koji odgovara SDOF sistemu (Slika 3.2). Rezultat primenjenog postupka je ciljno pomeranje koje predstavlja seizmički zahtev [28], [29], [30]. Ova metoda je dovoljno tačna kada konstrukcija osciluje pretežno u prvom obliku oscilovanja. Za dobijanje krive kapaciteta, koja prikazuje zavisnost smičuće sile u osnovi zgrade i kontrolnog pomeranja koje najčešće predstavlja horizontalno pomeranje vrha konstrukcije, pushover analiza se primenjuje do vrednosti kontrolnog pomeranja koje odgovara 150% vrednosti ciljnog pomeranja. Zahtev da se pushover analiza nastavi i preko vrednosti ciljnog pomeranja je u cilju sagledavanja mogućeg ponašanja konstrukcije pod opterećenjima većim od očekivanih.



Slika 3.2 Određivanje ciljnog pomeranja za ekvivalentni SDOF sistem [29]

Pushover analiza se koristi za određivanje kako krive kapaciteta i odgovora na globalnom nivou (daje procenu maksimalnog horizontalnog pomeranja i procenu globalne duktilnosti konstrukcije), tako i zahteva rotacije tetiva i duktilnosti u preseccima kritičnih elemenata. Za konstrukcije koje osciluju dominantno u prvom modu, konvencionalna pushover analiza upućuje na slabosti konstrukcije koje mogu da se ogledaju u spratnom mehanizmu savijanja, prevelikim zahtevima deformacija, neregularnosti u nosivosti i preopterećenju potencionalno krutih elemenata [66]. Pored provere očekivanog razvoja i rasporeda plastičnih zglobova i oštećenja po konstrukciji, proverava se i koliko je prekoračenje nosivosti konstrukcije iznad određene vrednosti zahtevane propisom. Prekoračenje svakako utiče na ponašanje konstrukcije i ukupan nivo seizmičke zaštite. Kao statička, ova metoda zanemaruje disipaciju energije kroz ciklični odgovor i zanemaruje vreme trajanja dejstva. Progresivno opadanje krutosti usled cikličnog opterećenja tokom zemljotresa ne može da se obuhvati ovom metodom. Pored ovih nedostataka postoji teškoće kod uključivanja torzionih uticaja u odgovor konstrukcije.

Za određivanje ciljnog pomeranja osim metode N2 u upotrebi su i metoda spektra kapaciteta (Capacity spectrum method - CSM), poboljšana metoda spektra kapaciteta (Improved capacity spectrum method - ICSM), metoda koeficijenta pomeranja (Displacement Coefficient method - DCM) i modalna pushover analiza (Modal pushover analysis - MPA) [139].

3.1.2 NELINEARNA DINAMIČKA ANALIZA

Nesporno je da je nelinearna dinamička analiza (NDA) najprecizniji metod za procenu odgovora konstrukcije izložene dejstvu zemljotresa. Osnovni nedostatak ove metode je njena primena u svakodnevnoj praksi, te se upotreba ove analize uglavnom svela na istraživačku oblast.

Kao seizmička pobuda koristi se veštački ili zabeleženi akceleroگرام koji je kompatibilan sa projektnim spektrom odgovora. Diferencijalna jednačina kretanja konstrukcije usled dejstva zemljotresa koji se aplicira kao pomeranje tla data je u matricnom obliku:

$$[m]\{\ddot{u}\} + [c]\{\dot{u}\} + \{R(u)\} = -[m]\{\ddot{u}_g\} \quad (3.1)$$

gde su $[m]$ i $[c]$ matrice masa i prigušenja, $\{\ddot{u}\}$ i $\{\dot{u}\}$ vektori ubrzanja i brzine pomeranja konstrukcije, $\{\ddot{u}_g\}$ vektor ubrzanja tla tokom zemljotresa, a $\{R(u)\}$ je vektor restitucionih sila koje zavisi od relativnih pomeranja konstrukcije u . Usled delovanja znatnog seizmičkog dejstva dolazi do oštećenja konstrukcije i promene njene krutosti. Tada veza restitucionih sila i pomeranja postaje nelinearna i u analizu se uvodi preko nekog od histerezisnih pravila. Sila više ne zavisi samo od veličine pomeranja nego od kompletne vremenske istorije njihovog odnosa.

Jednačina (3.1) može da se reši primenom metode direktne numeričke integracije, korak po korak. Jednačina je zadovoljena u određenim koracima vremenskog intervala, a promena pomeranja, brzine i ubrzanja u okviru vremenskog intervala se unapred pretpostavlja. Nelinearnost sistema se uzima u obzir određivanjem novih karakteristika sistema na početku svakog intervala vremena. U svakom koraku izračunata pomeranja se primenjuju na konstrukciju kao početni uslovi za naredni interval. Ovo se ponavlja do konačnog vremena pomeranja tla. Treba napomenuti da ovaj metod zahteva veliki broj proračuna kao i numeričke modele pogodne za modeliranje nelinearnog ponašanja materijala pod cikličnim opterećenjem. Nelinearna analiza uključuje stalnu promenu krutosti konstrukcije te je njeno određivanje najzahtevniji deo analize. Ako se krutost promeni za vreme jednog intervala to utiče na tačnost proračuna i povlači potrebu primene iterativnog postupka u okviru jednog intervala. Vrlo bitan faktor je izbor matrice prigušenja. Ono se najčešće u proračun uvodi kao viskozno Rayleighjevo prigušenje gde je matrica prigušenje određena kao kombinacija matrica krutosti i masa.

Pored izbora matrice prigušenja bitni faktori koji su vezani za NDA su i izbor prikladnog modela konstrukcije (problem vezan i za NSA) kao i izbor akceleroگرامa. Prilikom odabira akceleroagrama prema odredbama Evrokoda 8 zahtevaju se minimum tri različita zapisa, i tada se uzima najnepovoljnija vrednost odgovora od ove tri analize u relevantnim verifikacijama. Ako se koristi 7 i više zapisa tada se uzima osrednjena vrednost odgovora dobijenih iz ovih analiza. Vrednosti akceleroagrama treba da budu skalirani na vrednost $a_g \cdot S$ za posmatranu seizmičku zonu. Skup akceleroagrama koji se koristi mora da zadovolji uslov da osrednjene vrednosti ubrzanja u spektru odgovora za nultu vrednost perioda ne sme da bude manji od vrednosti $a_g \cdot S$ za posmatranu lokaciju. Takođe, u intervalu između $0,2 T_1$ i $2 T_1$ ni jedna vrednost osrednjenog elastičnog spektra sa 5% prigušenja, izračunata iz svih vremenskih istorija ubrzanja, ne sme da bude manja od 90% od odgovarajuće vrednosti elastičnog spektra odgovora sa 5% prigušenja. Zapisi ubrzanja mogu biti veštački, zabeleženi ili simulirani. Opšte je prepoznato da su zabeleženi akceleroگرامi, ako su dobro odabrani, manje zahtevni za konstrukciju u odnosu na generisane akceleroگرامe, iz razloga što se zabeleženi akceleroagrami ne poklapaju tako dobro sa

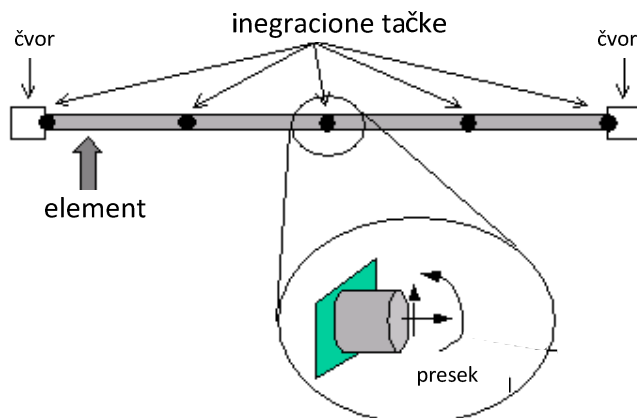
elastičnim spektrom odgovora i frekventni sastav takvih zapisa je ograničen u odnosu na elastični spektar odgovora [136]. Prilikom odabira zabeleženih zapisa treba voditi računa o tome da su oni podesni u odnosu na seizmogenetske karakteristike izvora i uslova tla za datu lokaciju. Najčešće korišten parametar pri selekciji zemljotresa je maksimalno ubrzanje, ali bitnu karakteristiku oscilacija tla daje odnos maksimalne brzine i maksimalnog ubrzanja koji za tipične vibracije ima vrednost oko 0,1 s.

3.2 MODEL RASPODELJENE PLASTIČNOSTI

Pri određivanju uticaja od seizmičkog dejstva nelinearnost se uključuje kao materijalna i geometrijska. Geometrijska nelinearnost se uvodi preko $P-\Delta$ efekta, dok se materijalna nelinearnost prikazuje preko modela koncentrisane ili raspodeljene plastičnosti.

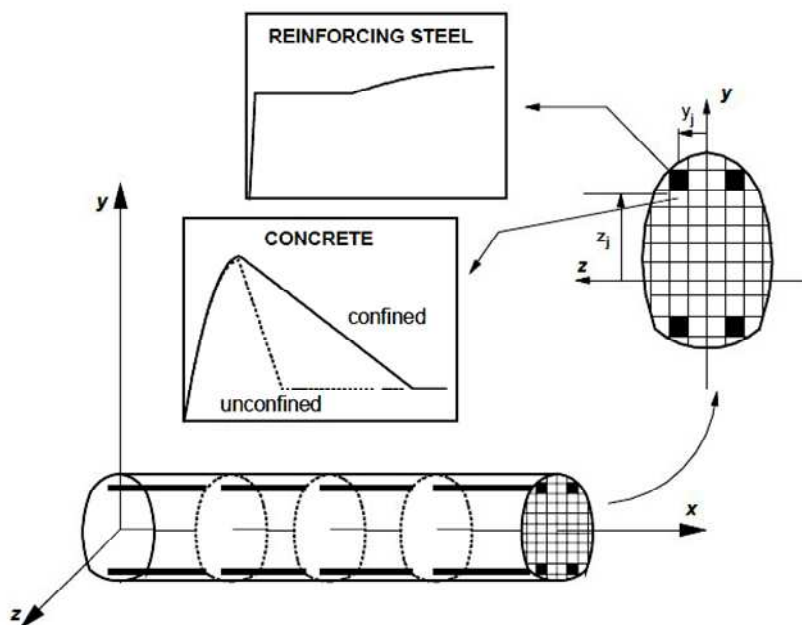
Neelastično ponašanje armiranobetonskih okvira usled seizmičkog dejstva uglavnom je koncentrisano na krajevima stubova ili greda, te je zbog toga jedan od načina za modeliranje nelinearnog ponašanja upotreba modela tačkaste (koncentrisane) plastičnosti. Element se deli na elastični i neelastični deo kod kojeg se neelastično ponašanje prikazuje kao koncentrisano u plastičnom zglobu kao tački ili sa prethodno određenom dužinom. Plastični zglob može biti definisan pomoću odgovarajućeg zakona plastičnog ponašanja ili naprednijim modelom vlaknastog preseka. Model koncentrisane plastičnosti je pojednostavljeno stvarnog ponašanja koje podrazumeva postepeno širenje neelastične deformacije u elementu u zavisnosti od opterećenja i ovaj nedostatak modeliranja je prepoznat u nekoliko istraživanja [46]. Njegova osnovna prednost jeste svakako u jednostavnosti i smanjenjem zahtevima pri numeričkom proračunu i poboljšavanju numeričke stabilnosti proračuna. Kod procene stanja novih zgrada takođe je pogodna primena koncentrisane plastičnosti jer su nove zgrade projektovane prema metodi programiranog ponašanja. Međutim kada se radi procena stanja postojećih objekata, teže je pretpostaviti gde se mogu razviti plastični zglobovi i kako bi se odvijalo njihovo širenje. U ovom slučaju bi trebalo ceo nosač modelirati nelinearno na materijalnom nivou. Pristup koncentrisane plastičnosti je ograničen odgovorom u vidu deformacijskog omekšavanja i nije u stanju da prikaže deformacijsko ojačanje.

Model raspodeljene plastičnosti omogućava materijalnu nelinearnost u bilo kom preseku elementa. Interakcija aksijalne sile i momenta savijanja se računa integracijom odgovora sila - deformacija u presecima duž elementa. Zakon ponašanja poprečnih preseka može biti formulisano u skladu sa teorijom plastičnosti, u obliku rezultanti napona i deformacija, ili je eksplicitno izveden podelom poprečnog preseka na vlakna, što je slučaj kod vlaknastog modela širenja plastičnosti. S obzirom na to da se integrali određuju numeričkim postupcima, prati se ponašanje odabranih preseka u tačkama integracije i ponašanje elementa se određuje integracijom težinskih koeficijenata odgovora odabranih preseka (Slika 3.3). U bilo kom vremenskom koraku u okviru analize, odgovor preseka u svakoj integracionoj tački je poznat. Broj i položaj integracionih tačaka kao i vrednosti težinskih koeficijenata su određeni pravilima numeričke kvadrature, kao što su Gaussove kvadrature koje se koriste za integraciju veze sila-deformacija. Model raspodeljene plastičnosti ima i ograničenja. U slučaju kada se plastičnost ne širi duž elementa nije potrebno opterećivati proračun povećanim brojem integracionih tačaka. Ovaj koncept pretpostavlja odgovor u vidu deformacijskog ojačanja.



Slika 3.3 Model elementa sa raspodeljenom plastičnošću [87]

Vlaknasti modela preseka je prepoznat kao pouzdan i računski efikasan model konačnog elementa za grede i stubove pri analizama AB elemenata usled cikličnog opterećenja koje izaziva savijanje i aksijalne sile. Element je podeljen na betonska vlakna i vlakna podužne armature tako da je odnos sila - deformacija u preseku izveden integracijom odnosa napon - dilatacija za vlakno. Konstitutivne jednačine preseka nisu određene eksplicitno, nego se dobijaju integracijom odgovora svakog vlakna, koji sledi jednoaksijalni odnos napon - dilatacija određenog materijala. Nelinearna ponašanje elementa proističe isključivo iz nelinearne veze napon - dilatacija betonskog i čeličnog vlakna [137]. Korištenjem ovog modela histerezisno ponašanje AB elemenata može biti kontrolisano direktno iz cikličnog odnosa napon - deformacija odgovarajućeg materijala. Integrali duž elementa se procenjuju preko kontrolnih poprečnih preseka koji su locirani u kontrolnim tačkama šeme numeričke integracije (Slika 3.4).

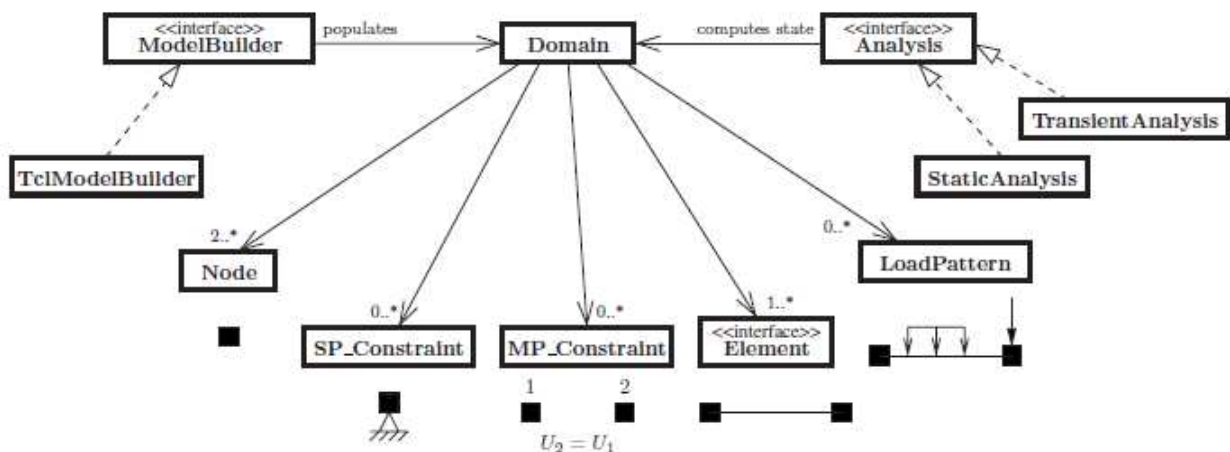


Slika 3.4 Raspored kontrolnih preseka i podela preseka na vlakna kod vlaknastog modela [137]

3.3 RAČUNARSKI PROGRAM OPENSEES

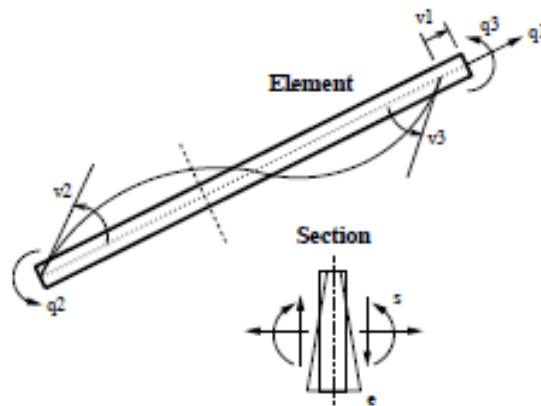
Metodologija zasnovana na ponašanju pri seizmičkom proračunu konstrukcija je povećala potrebu za kvalitetnim simulacijama odgovora konstrukcije usled zemljotresnog dejstva ili

drugih dejstava koje mogu prouzrokovati oštećenja i dovesti do progresivnog kolapsa konstrukcije. Softver za ovakve simulacije mora biti u stanju da, pored drugih zahteva, prihvati sofisticirane konstitutivne modele za konvencionalne i nove materijale, metode za analize pomeranja, robusne algoritme rešenja za dinamička opterećenja. Metod konačnih elemenata daje opštu metodologiju za simulaciju odgovora konstrukcije usled proizvoljnog opterećenja [88]. OpenSees (The Open System for Earthquake Engineering Simulation) je računarski program (objektno orjentisano radno okruženje) za simulaciju seizmičkog odgovora konstrukcija i geotehničkih sistema koji koristi metodu konačnih elemenata. Razvijen je kao platforma za proračun prilikom istraživanja zemljotresnog inženjerstva zasnovanog na ponašanju (PBEE) pri Pacific Earthquake Engineering Research Center. OpenSees radno okruženje se sastoji od klasa (Domain, Analysis i Model Builder) za predstavljanje modela konačnih elemenata i omogućava rešavanje jednačina (Slika 3.5). Centralno mesto OpenSees okruženja je model ili domen (Domain) koji predstavlja skup elemenata (Element), čvorova (Node), ograničenja (SP Constraint, MP Constraint) i načina delovanja opterećenja (LoadPattern). Opensees koristi širok spektar modela materijala, elemenata i algoritama rešenja za modeliranje i analizu nelinearnih odgovora konstrukcija, naročito armiranobetonskih konstrukcija. Tipičan element ima materijalnu nelinearnost dok je geometrijska nelinearnost sadržana u drugim objektima ili geometrijskoj transformaciji.



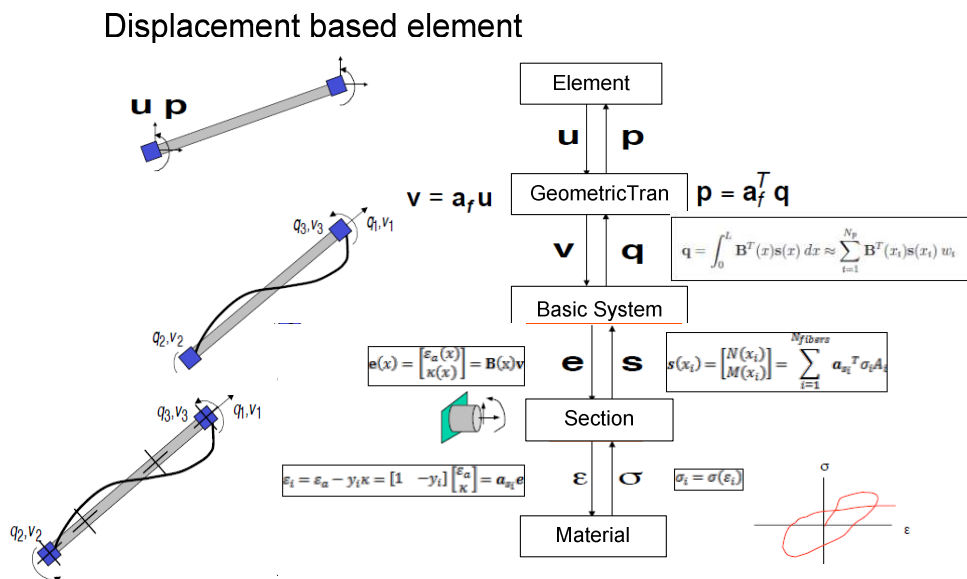
Slika 3.5 Dijagram klasa u OpenSees okruženju [88]

Element konstrukcije koji je izložen aksijalnom opterećenju i momentima savijanja, što je karakteristično za stubove i grede, naziva se beam-column element. Opensees nudi nekoliko vrsta ovih elemenata, kojima može da se dodele različiti modeli materijala i preseka. Nelinearnost se može obuhvatiti preko dva osnovna tipa elementa: zasnovan na silama (Force based element), sa distribuiranom plastičnošću duž elementa ili koncentrisanim zonama plastičnosti i elastičnim unutrašnjim delom; i zasnovan na deformacijama (Displacement based element) sa distribuiranom plastičnošću. Ovi elementi su formulisani bez pomeranja krajeva kao krutog tela, tj. kao gredi element tipa proste grede. U dvodimenzionalnom sistemu, postoje tri osnovne deformacije i tri osnovne sile (Slika 3.6) [43], [96]. U presecima duž elementa se javljaju odgovarajuće deformacije i sile. Uslovi kompatibilnosti između osnovnih deformacija i deformacija preseka, i uslovi ravnoteže između osnovnih sila (sila na krajevima) i sila u presecima zavise od tipa elementa. Bez obzira na tip elementa, odgovor elementa zavisi od odgovora svakog preseka. Pri proračunu se polazi od elementa prema preseku a zatim od preseka prema materijalu gde se prate direktno konstitutivne jednačine.

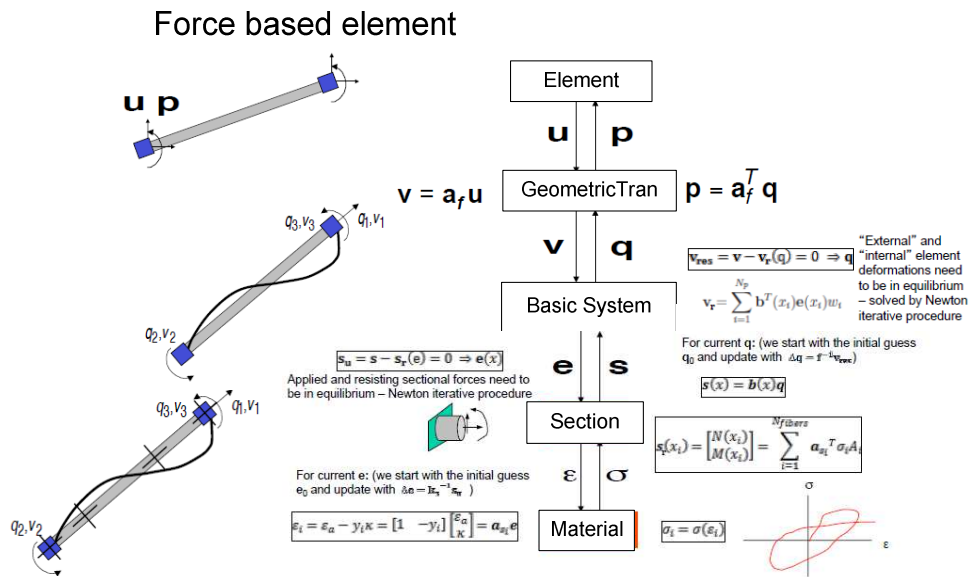


Slika 3.6 Dvodimenzionalni element - beam column element

Formulacija elementa zasnovanog na deformacijama (Slika 3.7) sledi standardnu proceduru konačnih elemenata, određujući aproksimativno polje pomeranja elementa u funkciji pomeranja krajeva, a deformacije se računaju u svakom preseku elementa. Uslovi ravnoteže između sila u presecima i osnovnih sila (sila na krajevima elementa) su zadovoljeni u prosečnom ili slabom obliku. Nasuprot tome formulacija elementa zasnovanog na silama (Slika 3.8) tačno zadovoljava uslove ravnoteže, dok su uslovi kompatibilnosti između deformacija preseka i pomeranja krajeva elementa (osnovne deformacije) dati u obliku integrala. Kod pristup zasnovanog na deformacijama nelinearan odgovor elementa je približan, aksijalna deformacija je konstantna a raspodela krivine linearna po dužini elementa, dok je kod pristupa zasnovanog na silama aksijalna sila konstantna, a moment savijanja se menja linearno za slučaj kada ne postoji poprečno opterećenje na elementu. Promena krivine duž elementa je u tom slučaju mnogo realnija. Osnovna prednost elementa zasnovanog na silama je što je omogućena upotreba jednog takvog elementa za gredu ili stub da bi se prikazao nelinearan odgovor materijala, dok je kod primene elementa zasnovanog na deformacijama neophodno podela duž grede ili stuba na više takvih elemenata [131]. Jedna od prednosti formulacije zasnovane na silama je jednostavnost sa kojom se sila smicanja i odgovarajuća deformacija uzima u obzir zbog pretpostavke o ravnim presecima. Integracija jednoaksijalnog naponsko-deformacijskog odgovora čeličnih i betonskih materijala duž poprečnih preseka obuhvata samo interakciju aksijalne sile i momenta savijanja, dok se ponašanje sile smicanja i odgovarajuće deformacije može dobiti upotrebom histerezisnih modela u OpenSeesu.

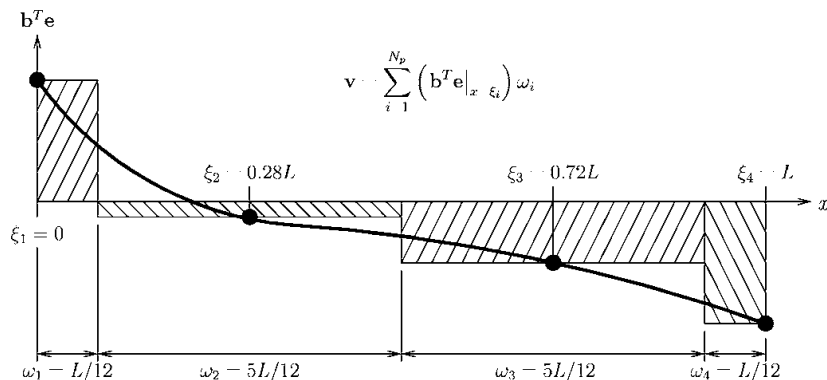


Slika 3.7 Formulacija elementa zasnovana na deformacijama [138]



Slika 3.8 Formulacija elementa zasnovana na silama [138]

Element zasnovan na silama koristi standardno Gauss-Lobatto pravilo integracije za slučaj raspodeljene plastičnosti. Kod ove kvadrature, integracione tačke se postavljaju na krajeve elementa gde se i javlja najveća vrednost momenta savijanja (za slučaj da element nije opterećen poprečnim opterećenjem). Prikazan je primer primene ovog pravila za slučaj kada su usvojene četiri integracione tačke (Slika 3.9).



Slika 3.9 Primena Gauss-Lobatto pravila kvadrature sa četiri tačke [131]

3.4 MODELI ZA PROCENU PONAŠANJA

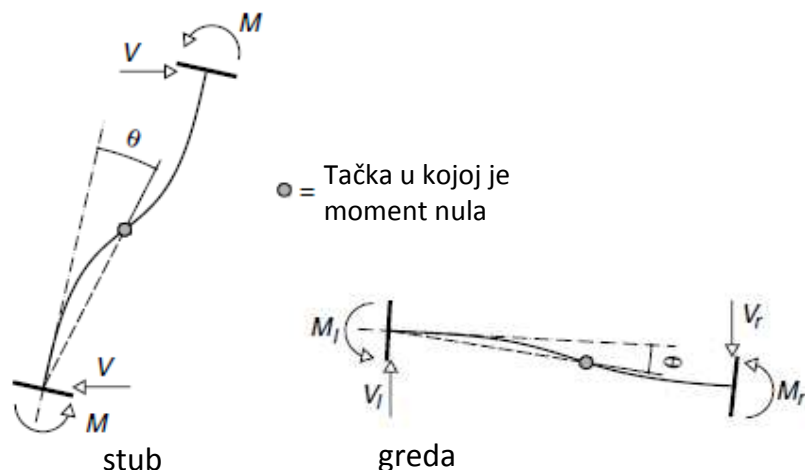
3.4.1 ODREĐIVANJE ZAHTEVA AB OKVIRA

Procena duktilnih elemenata je u funkciji deformacija, a seizmičko ponašanje se određuje poređenjem zahteva i odgovarajućih kapaciteta. Određivanje zahteva je vrlo ozbiljan korak u procesu ocene ponašanja, jer zahteva razvoj modela (kao što je prethodno opisano) znatno složenijeg od onog neophodnog za proračun seizmički otpornih konstrukcija. Seizmički zahtevi dobijeni primenom nelinearnih analiza se procenjuju na globalnom, spratnom i lokalnom nivou. Globalni zahtev se odnosi na oblik pomeranja, kao i na krivu kapaciteta dobijenu usled primene pushover analize. Na spratnom nivou određuju se vrednosti koeficijent međuspratnog relativnog pomeranja, a na loklnom nivou procenjuje se rotacija tetive kao i duktilnost krivine poprečnog preseka. Pored direktnog poređenja zahteva i kapaciteta seizmički odgovor daje i sliku raspodele

plastičnih zglobova. Konstrukcija može da se proceni na više nivoa ponašanja odnosno za više graničnih stanja.

3.4.2 MODELI ZA PROCENU KAPACITETA AB KONSTRUKCIJA

Odredbe Evrokoda 8 deo 3 predviđaju da se kapacitet deformacija elemenata proverava u funkciji obrtanja tetive (chord rotation) θ . Obrtanje tetive je predstavljeno uglom između tangente na osu štapa u preseku gde se formirao plastični zglob (kraj štapa) i tetive koja spaja taj presek sa krajem smičućeg raspon L_v , odnosno jednako je odstupanju kraja smičućeg raspona od pravca tangente na osu elementa na mestu plastičnog zgloba podeljenog sa smičućim rasponom (Slika 3.10). Obrtanje tetive na kraju štapa je bitna i pogodna mera deformacije betonskih elemenata koja se pouzdano utvrđuje.



Slika 3.10 Rotacije tetive na krajevima štapa

Vrednosti rotacije tetive može da se dobije iz izraza koji su zasnovani na teorijskih pretpostavkama ili na osnovu eksperimentalnih rezultata. Čisto empirijski izraz razvijen je od strane Panagiotakosa i Fardisa (2001.), a zatim je na osnovu veće baze podataka rezultata testova dobijen skoro ekvivalentan izraz od strane Biskinsa (2007.) i Biskinsa i Fardisa (2004., 2007.). Ukupna granična rotacija tetive za slučaj loma usled savijanja elemenata sa pravouglom pritisnutom zonom i detaljima oblikovanim za otpornost na zemljotrese je data [9]:

$$\theta_{um} = a_{st} (1 - 0.43a_{cy}) \left(1 + \frac{a_{sl}}{2}\right) (1 - 0.42a_{w,r}) \left(1 - \frac{2}{7}a_{w,nr}\right) \cdot 0,3^v \cdot \left[\frac{\max(0,01;\omega')}{\max(0,01;\omega)} \cdot f_c\right]^{0,225} \cdot \left(\min\left(9; \frac{L_v}{h}\right)\right)^{0,35} \cdot 25^{\left(\alpha \cdot \rho_{sx} \cdot \frac{f_{yw}}{f_c}\right)} \cdot 1,25^{100 \cdot \rho_d} \quad (3.2)$$

Na vrednost θ utiče i da li je opterećenje monotono ili ciklično, što se u (3.2) ogleda kroz promenljivu a_{cy} koja uzima vrednost 0 za monotono opterećenje, a vrednost 1 za ciklično opterećenje, dok su a_{st} , a_{sl} , $a_{w,r}$ i $a_{w,nr}$ takođe 1 - 0 promenljive koje uzimaju u obzir tip čelika, uticaj klizanja šipki podužne armature i oblik zidova. Ovaj izraz je usvojen u Evrokodu 8 deo 3 za specijalan slučaj cikličnog opterećenja i predstavlja ukupni granični kapacitet obrtanja tetive betonskog elementa usled cikličnog opterećenja za granično stanje blizu rušenja (NC):

$$\theta_{NC,um} = \frac{1}{\gamma_{el}} 0,016 \cdot 0,3^v \cdot \left[\frac{\max(0,01;\omega')}{\max(0,01;\omega)} \cdot f_c\right]^{0,225} \cdot \left(\frac{L_v}{h}\right)^{0,35} \cdot 25^{\left(\alpha \cdot \rho_{sx} \cdot \frac{f_{yw}}{f_c}\right)} \cdot 1,25^{100 \cdot \rho_d} \quad (3.3)$$

gde je:

γ_{el} - jednako 1,5 za primarne seizmičke elemente i 1,0 za sekundarne seizmičke elemente,

h - visina poprečnog preseka,

L_v - smičući raspon koji se dobija iz odnosa momenta savijanja i transverzalne sile u krajnjem preseku,

v - normalizovana aksijalna sila $v = N / (b \cdot h \cdot f_c)$

ω i ω' - mehanički koeficijent armiranja zategnutom i pritisnutom aramturom,

f_c i f_{yw} - čvrstoća betona pri pritisku (u MPa) i granica razvlačenja armature uzengija (u MPa),

ρ_{sx} - koeficijent armiranja poprečnom armaturom koja je paralelna sa pravcem opterećenja x,

$\rho_{sx} = A_{sx} / (b_w \cdot s_h)$, s_h je razmak uzengija,

ρ_d - koeficijent armiranja dijagonalnom armaturom ako postoji,

α - faktor efikasnosti utezanja $\alpha = \left(1 - \frac{s_h}{2b_o}\right) \left(1 - \frac{s_h}{2h_o}\right) \left(1 - \frac{\sum b_i^2}{6h_o b_o}\right)$.

Mada se u Evrokodu 8 deo 3 ne navodi, na osnovu izraza (3.2) u slučaju monotonog opterećenja u izrazu (3.3) umesto 0,016 treba da stoji 0,028, odnosno vrednost kapaciteta rotacije tetive usled monotonog opterećenja je 1,75 puta veća od odgovarajuće vrednosti pri cikličnom opterećenju. Kapacitet rotacije tetive zavisi i od geometrijskih i od mehaničkih karakteristika elementa i preseka, odnosno smičućeg raspona, ali zavisi i od seizmičkog ulaza, pa se stoga ovaj kapacitet ne može definisati kao unutrašnji podatak o elementu, jer se sa promenom seizmičkog dejstva menja i vrednost kapaciteta rotacije.

Ukupni kapacitet rotacije tetive za granično stanje značajnog oštećenja (SD) uzima kao 3/4 od vrednosti određene za NC, dok za granično stanje ograničenih oštećenja (DL) kapacitet rotacije tetive odgovara rotaciji na granici tečenja i za grede i stubove je dat izrazom:

$$\theta_{DL,um} = \theta_y = \phi_y \frac{L_v + a_v \cdot z}{3} + 0.00135 \left(1 + 1.5 \frac{h}{L_v}\right) + \frac{\varepsilon_y}{d - d'} \cdot \frac{d_b \cdot f_y}{6\sqrt{f_c}} \quad (3.4)$$

gde je:

ϕ_y - krivina krajnjeg preseka na granici tečenja,

$a_v z$ - pomerena linija zatezanja dijagrama momenata savijanja, gde je z krak unutrašnjih sila jednak $d - d'$ za grede i stubove,

ε_y - dilatacija jednaka f_y/E_s ,

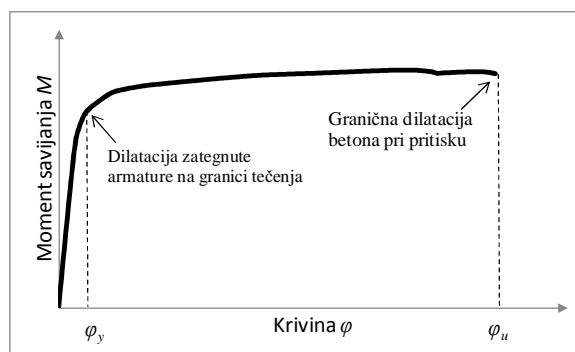
d, d' - visina do zategnute i pritisnute armature respektivno,

d_b - prečnik zategnute armature.

Ovaj izraz sastoji se iz tri dela (sabirka): prvi uzima u obzir savojnu deformaciju, drugi uključuje deformaciju smicanja, a treći se odnosi na proklizavanje usidrenih šipki.

Sposobnost konstrukcije da se odupre seizmičkom dejstvu ulaskom u neelastičnu oblast se ocenjuje preko raspoložive duktilnosti koja se određuje iz odnosa deformacije na granici loma (kapaciteta deformacije) i deformacije na granici elastičnosti. Ponašanje konstrukcije na lokalnom nivou može da se oceni na osnovu duktilnosti krivine. Raspoloživa duktilnost krivine se određuje iz odnosa kapaciteta krivine i krivine na početku tečenja. Za AB preseke kapacitet krivine predstavlja krivinu preseka u trenutku kada je dilatacija betona pri pritisku dostigla

najveću vrednost, dok se krivina na početku tečenja određuje kao vrednost krivine kada je dilatacija zategnute armature dostigla granicu elastičnosti (Slika 3.11).



Slika 3.11 Veza moment - krivina

Na vrednost kapaciteta krivine utiču procenti armiranja zategnutom i pritisnutom armaturom kao i njihov odnos, kvalitet betona, stepen utezanja poprečnom armaturom, kao i vrednost i znak normalne sile. Kapacitet krivine se generalno povećava sa smanjenjem količine zategnute armature, povećanjem širine pritisnute zone, smanjenjem visine preseka, smanjenjem sile pritiska kao i povećanjem utezanja betonskog jezgra. Kod greda kapacitet krivine zavisi od strane zatezanja i manji je u slučaju da je armatura sa gornje strane zategnuta između ostalog i zbog toga što je armature sa gornje strane po običaju veća od one sa donje strane (zbog gravitacionog opterećenja), kao i zbog toga što je širina preseka sa donje strane manja (važi za T preseke). Kod stubova kapacitet krivine je uglavnom nezavisan od strane zatezanja jer su preseki obično simetrično armirani.

3.4.3 FAKTORI DUKTILNOSTI PREMA EVROKODU 8

Najpogodnija veličina za ocenu bilo duktilnosti nametnute konstrukciji zemljotresom bilo kapaciteta duktilnosti konstrukcije je pomeranje. Mera duktilnosti konstrukcije predstavljena je faktorom duktilnosti pomeranja μ_δ koji je definisan kao odnos maksimalnog pomeranja i pomeranja na granici tečenja. Pomeranje na granici tečenja se određuje kao pomeranje u trenutku kada je formiran prvi plastični zglob. U Evrokodu 8 je data veza između faktora duktilnosti pomeranja i klase duktilnosti, odnosno faktora ponašanja q (jednačine (2.1), (2.2)). Obezbeđenje globalne duktilnosti povlači visoke kapacitete deformacija plastičnih zglobova, odnosno veće lokalne duktilnosti. Na početku nelinearnog ponašanja deformacije su koncentrisane na mestima plastičnih zglobova, stoga kada bočno pomeranje konstrukcije uđe u neelastičnu oblast, duktilnost u plastičnom zgloboju je veća od duktilnosti pomeranja. Proračun seizmički otpornih konstrukcija pretpostavlja dovoljnu duktilnost krivina u kritičnim presecima koja je najmanje jednaka faktoru duktilnosti krivine. Faktor duktilnosti pomeranja se značajno razlikuje od faktora duktilnosti krivine μ_ϕ . Faktor duktilnosti krivine definisan je kao odnos post granične krivine kod 85% momenta nosivosti i krivine na početku tečenja, pod uslovom da granične dilatacije betona i čelika nisu prekoračene. U Evrokodu 8 se zahteva da vrednost faktora duktilnosti krivine bude najmanje jednaka vrednosti koja se dobije iz izraza:

$$\mu_\phi = 2q_o - 1 \quad \text{ako je } T_1 \geq T_c \quad (3.5)$$

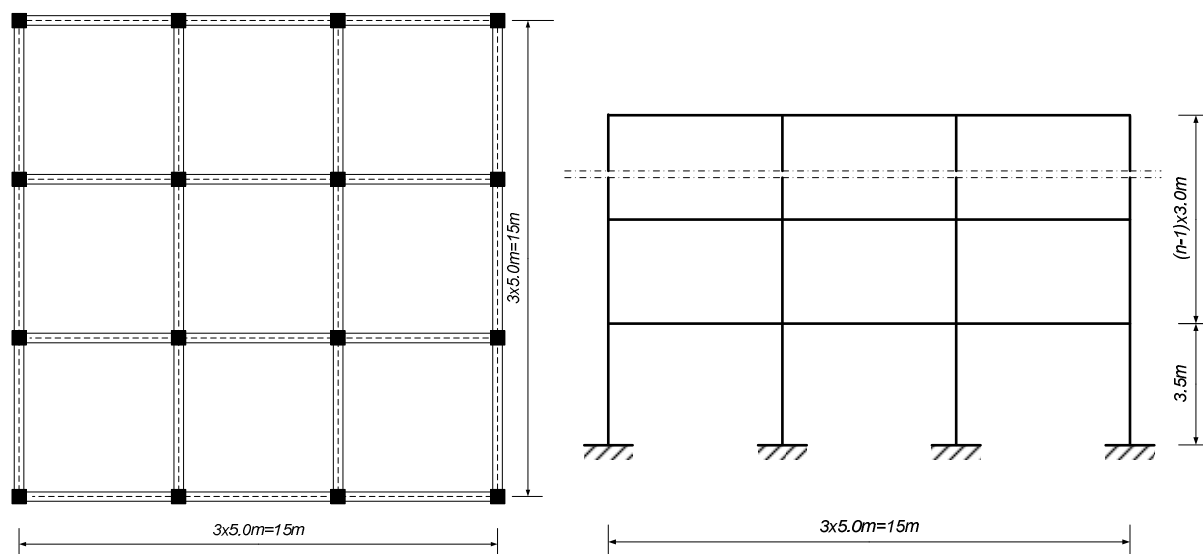
$$\mu_\phi = 1 + 2(q_o - 1) \frac{T_c}{T_1} \quad \text{ako je } T_1 \leq T_c \quad (3.6)$$

gde je T_1 osnovni period oscilovanja konstrukcije a q_o osnovna vrednost faktora ponašanja koja zavisi od tipa konstrukcije i klase duktilnosti.

4. FORMULISANJE MODELA ZA NUMERIČKU ANALIZU VIŠESPRATNIH AB OKVIRA

4.1 OPIS ANALIZIRANIH AB OKVIRA

Analizirani su armiranobetonski okviri koji predstavljaju reprezentativne okvire karakterističnih raspona i spratnih visina konstrukcije koja je simetrična u oba pravca (Slika 4.1). Dužina svakog polja je 5 m, visina prvog sprata 3,5 m, a preostalih po 3 m. Konstrukcije sa 4, 6, 8 i 10 spratova, projektovani su prema EN 1992 i EN 1998 za dve klase duktilnosti (DCM i DCH) i dva slučaja seizmičkog dejstva izraženog preko referentnog maksimalnog ubrzanja tla (a_{gR}) kao 0,2 g i 0,3 g. U prikazanim rezultatima okviri su imenovani u zavisnosti od broja spratova, klase duktilnosti i seizmičkog opterećenja, npr. okvir sa četiri sprata proračunat za srednju klasu duktilnosti i seizmičko dejstvo 0,2 g obeležen je sa 4s-DCM-0.2g. Ukupan broj analiziranih okvira je 16. Prikazani su rezultati koji se zasnivaju na nelinearnim statičkim i dinamičkim analizama.



Slika 4.1 Osnova i presek okvirne konstrukcije

4.2 MODELIRANJE AB OKVIRA ZA LINEARNI PRORAČUN

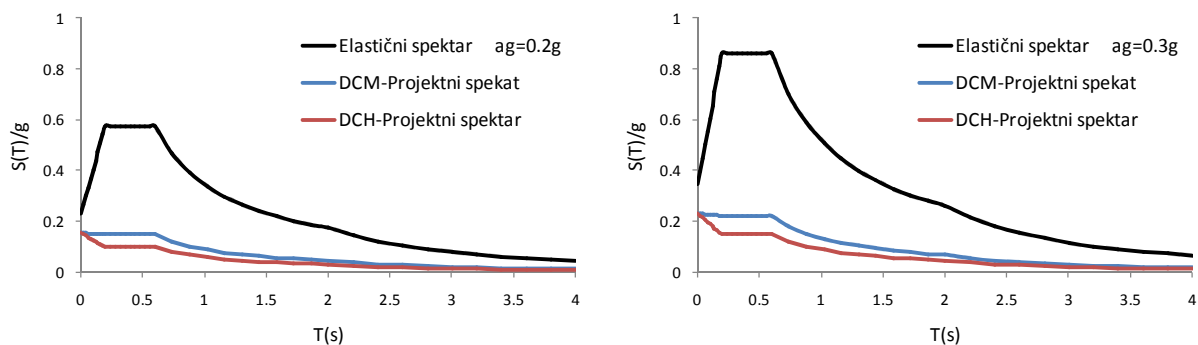
Prostorna konstrukcija ispunjava uslove regularnosti u osnovi, te je stoga analizirana kao ravanski model. Pored sopstvene težine, na konstrukciju deluje i dodatno stalno opterećenje intenziteta $2,5 \text{ kN/m}^2$, kao i povremeno opterećenje intenziteta $2,5 \text{ kN/m}^2$. Ploča je debljine 15 cm i u analizi ravnanskog modela unutrašnjeg okvira ona doprinosi momentu inercije grede kao T presek sa efektivnom širinom flanše od 170 cm, na osnovu EN 1992-1 paragrafa 5.3.2.1. Poprečni preseki greda su isti za sve spratove i za sve okvire, dok se stubovi kvadratnog poprečnog preseka i za okvire određene spratnosti isti po spratovima. Ove dimenzije, kao i mase i prvi ton vibracija, za okvire različite spratnosti su dati u tabeli (Tabela 4.1). U proračunu okvira usvojen je beton klase C30/37 ($f_{ck}=30 \text{ MPa}$, $E=33 \text{ GPa}$) i čelik S500 klase C ($f_{yk}=500 \text{ MPa}$, $E=200 \text{ GPa}$).

Sve dimenzije stubova okvira različite spratnosti određene su, između ostalog, da zadovolje vrednost normalizovane aksijalne sile v_d , koja kod primarnih seizmičkih stubova DCH okvira ne sme biti veća od 0,55, a kod DCM okvira 0,65. Okviri spratnosti 4 imaju vrednost v_d 0,23, okviri spratnosti 6 0,28, dok je kod okvira spratnosti 8 ova vrednost 0,31 a kod okvira spratnosti 10, 0,33. Niža vrednost normalizovane aksijalne sile doprinosi duktilnosti kod stubova.

Tabela 4.1 Karakteristike okvira

n	greda (cm)	stub (cm)	masa (t)	period (s)
4	30x45	45x45	218	0,69
6	30x45	50x50	335	0,93
8	30x45	55x55	459	1,17
10	30x45	60x60	591	1,42

Seizmičko dejstvo je predstavljeno horizontalnim elastičnim spektrom odgovora tipa 1 za tlo kategorije C i dva projektna ubrzanja podloge a_g (klasa značaja zgrade II, faktor značaja $\gamma = 1$) 0,2 g i 0,3 g, te su određeni projektne spektri za analizu okvira dve klase duktilnosti DCM i DCH sa vrednostima faktora ponašanja q : 3,9 i 5,85 respektivno (Slika 4.2). Pri proračunu uticaja usled seizmičkih sila primenjena je multimodalna spektralna analiza sa uticajem prva dva tona oscilovanja.



Slika 4.2 Elastični i projektne spektri za dva intenziteta seizmičkog opterećenja

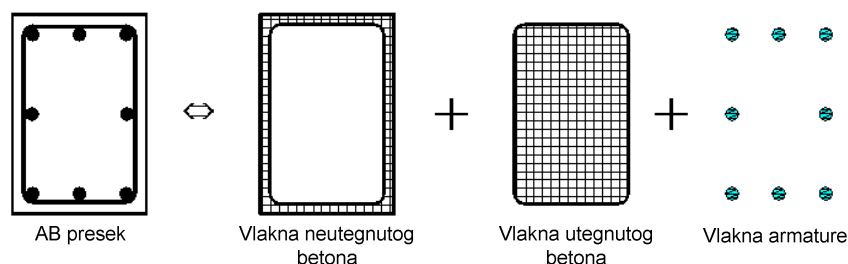
Sve okvirne konstrukcije zadovoljavaju za granično stanje upotrebljivosti uslove ograničenja relativnog spratnog pomeranja od 1% za zgrade sa nosećim elementima koji ne ometaju deformaciju konstrukcije. Efekti drugog reda se ne uzimaju u obzir jer je za sve konstrukcije ispunjen uslov da je koeficijent osetljivosti međuspratnog relativnog horizontalnog pomeranja manji od 0,1. Na osnovu sprovedenih linearnih analiza pomoću programa TOWER 7 dobijene su potrebne količine armature na osnovu kojih su dimezionisani preseki svih okvira. Na usvojenu količinu armature, kako podužne a naročito poprečne, uticalo je ispunjenje posebnih odredbi u zavisnosti od klase duktilnosti za sve konstrukcijske elemente prema EN1998-1. Za okvir određene spratnosti, klase duktilnosti i seizmičkog dejstva, kod svih stubova je usvojena ista armatura. Usvojena armatura greda za okvire svih spratnosti i klase duktilnosti M i okvire sa 6 spratova klase duktilnosti H se ne menja po spratovima. Za okvire sa 4, 8 i 10 spratova klase duktilnosti H ova armatura kod greda je promenljiva po spratovima da bi se zadovoljio uslov ograničenja prečnika podužnih šipki koje prolaze kroz čvor greda-stub kojim se izbegava lom usled gubitka prijanjanja. U Prilogu A su date potrebne i usvojene količine armature za stubove i grede analiziranih okvira.

4.3 MODELIRANJE AB OKVIRA ZA PROCENU PONAŠANJA

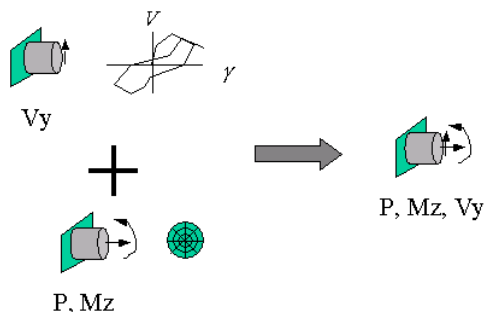
Procene ponašanja AB okvira su određene pomoću nelinearnih statičkih i dinamičkih analiza. Ove analize su urađene pomoću programa OpenSees. Elementi okvira su modelirani kao

gredni elementi zasnovani na silama, sa vlaknastim poprečnim presekom i raspodeljenom plastičnošću duž elementa. Integracija duž elementa se zasniva na Gauss-Lobatto kvadratnom zakonu, sa usvojenih 5 integracionih tačaka kod greda i 4 kod stubova.

U svakoj integracionoj tački poprečni presek je predstavljen vlaknastim modelom koji je definisan sa tri vrste vlakna, neutegnutim betonom koji predstavlja zaštitni sloj betona, utegnutim betonom kojim je definisano jezgro preseka i armaturom (Slika 4.3). Broj vlakana u poprečnim presecima zavisi od dimenzija samog preseka i broja armaturnih šipki. Konačni poprečni presek je određen grupisanjem (Section Aggregator) prethodno definisanih uniaksijalnih materijala u jedinstveni model napon-deformacija poprečnog preseka. Vlaknastom poprečnom preseku kojim je opisano nelinearno ponašanje dodeljena je linearna promena sile smicanja (Slika 4.4).



Slika 4.3 Vlaknasti model poprečnog preseka



Slika 4.4 Poprečni presek sa pridruženom silom smicanja

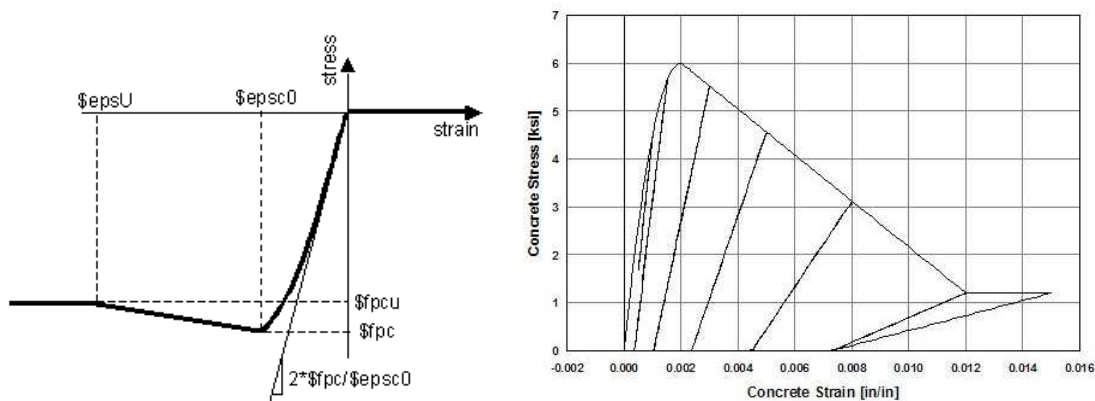
Beton, utegnuti i neutegnuti u vlaknastim presecima, modeliran je OpenSees materijalom Concrete01, kojim se modelira jednoaksijalno ponašanje betona po modelu Kent - Scott - Park bez zatezne čvrstoće [87]. Pri cikličnom opterećenju ponašanje napon dilatacija je po Karsan - Jirsa modelu sa smanjenjem krutosti pri linearnom rasterećenju i ponovnom opterećenju. Parametri koji određuju ponašanje materijala su: f_{pc} - čvrstoća betona pri pritisku pri starosti od 28 dana, ε_{psc0} - dilatacija pri najvećem naponu, f_{pcu} - čvrstoća betona pri pritisku za lom, ε_{psu} - dilatacija koja odgovara lomu betona (Slika 4.5). Čvrstoća betona iza tačke loma ostaje konstantna, a inicijalni nagib koji određuje modul betona E_c , određuje se iz izraza $2 \cdot f_{pc} / \varepsilon_{psc0}$. Ponašanje materijala pri cikličnom opterećenju prikazano je karakterističnom histerezisnom napon-dilatacija petljom. Vrednosti ulaznih parametara kojim se opisuju neutegnuti beton klase C30/37 su: $f_{pc} = 38$ MPa, $\varepsilon_{psc0} = 2,2$ ‰, $\varepsilon_{psu} = 3,5$ ‰, dok je čvrstoća betona pri pritisku koja odgovara dilataciji loma betona određena kao $0,85 f_{pc}$ [36]. Za preseke sa utegnutim betonom, bilo greda ili stubova, svih analiziranih okvira ulazni parametri su izračunati prema [26] i dati su u Prilogu B. Čvrstoća utegnutoг бетона (f_{cc}), kao i dilatacija koja joj odgovara (ε_{cc}) i granična dilatacija krajnjeg vlakna pritisnute zone (ε_{cu}) određeni su prema izrazima:

$$f_{cc} = f_c \left[1 + 3,7 \left(\frac{\alpha \cdot \rho_{sx} \cdot f_{yw}}{f_c} \right)^{0,86} \right] \quad (4.1)$$

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c2} \left[1 + 5 \left(\frac{f_{cc}}{f_c} - 1 \right) \right] \quad (4.2)$$

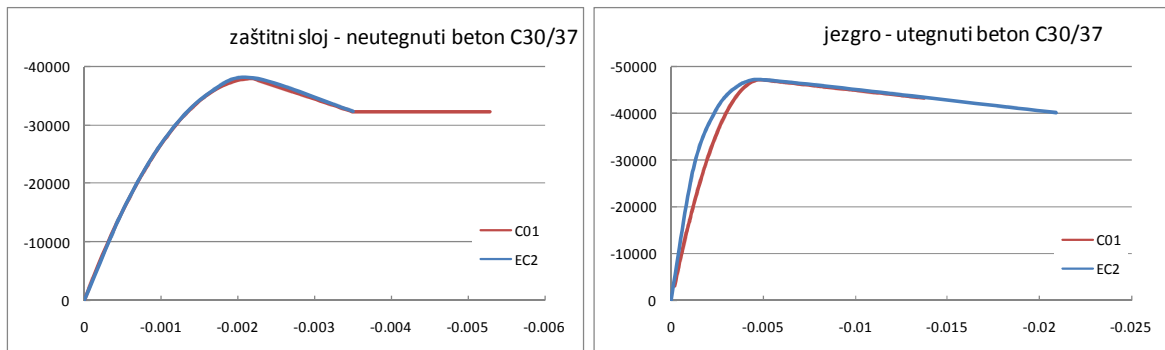
$$\varepsilon_{cu} = 0,004 + 0,5 \frac{\alpha \cdot \rho_{sx} \cdot f_{yw}}{f_{cc}} \quad (4.3)$$

gde su α - faktor efikasnosti utezanja, ρ_{sx} - koeficijent armiranja poprečnom armaturom, f_c - čvrstoća betona pri pritisku i f_{yw} - granica razvlačenja armature uzengija.

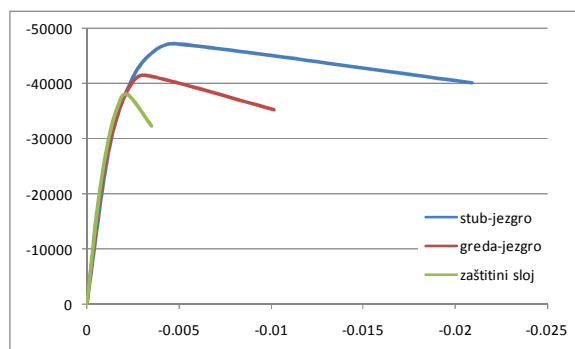


Slika 4.5 Concrete01, parametri materijala i naponsko deformacijski odgovor za monotono i ciklično opterećenje

Dijagram napon-dilatacija za beton za nelinearnu analizu konstrukcija je dat u Evrokodu 2 i upoređen je sa upotrebljenim dijagramom za slučaj neutegnuto i utegnuto betona stuba okvira sa 4 sprata koji je proračunat za klasu duktilnosti M usled seizmičkog dejstva $a_{gR} = 0,2 g$, okvir 4s-DCM-0.2g, (Slika 4.6). Za isti okvir je prikazan i uticaj utezanja poprečnog preseka na ponašanje betona, gde su vrednosti utegnuto betona izračunate prema jednačinama (4.1), (4.2) i (4.3), a dijagram prikazan prema modelu Evrokod 2 (Slika 4.7).

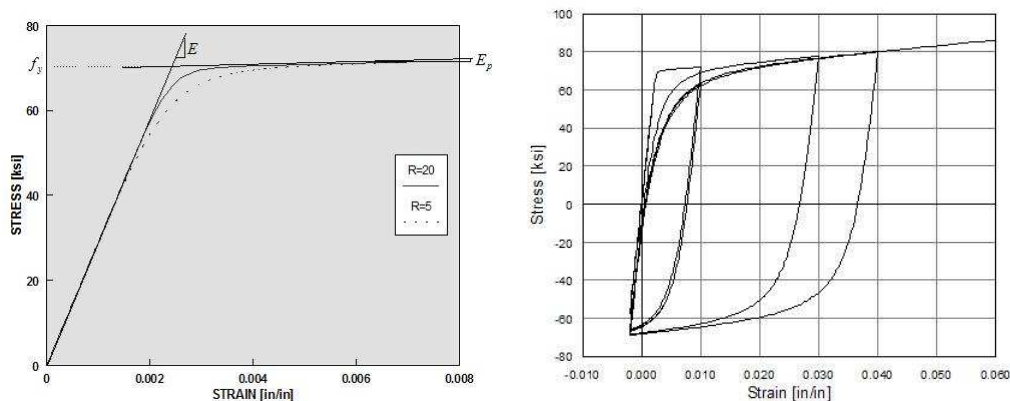


Slika 4.6 Dijagrama napon-dilatacija prema modelu Evrokoda 2 (EC2) i OpenSEES (C01)



Slika 4.7 Karakteristični dijagrami napon-dilatacija jezgra preseka stuba i gređe i zaštitnog sloja

Ponašanje čelika za armiranje modelirano je materijalom Steel02 koji opisuje jednoosni Giuffre - Menegotto - Pinto materijal sa izotropnim ojačanjem, kod koga se prelaz sa elastične grane na plastičnu granu sa ojačanjem može kontrolisati (Slika 4.8). Ulazni parametri koji opisuju ovaj model čelika su f_y - čvrstoća na granici tečenja, E_0 - inicijalna elastična tangenta, b - koeficijent ojačanja, tj. odnos između nagiba posle tečenja i inicijalnog elastičnog nagiba, kao i parametri kojima se kontroliše prelaz sa elastične na plastičnu granu. Za modeliranje upotrebljenog čelika S500 klase C ulazne vrednosti su $f_y = 500$ MPa, $E_0 = 200$ GPa, $b = 0,01$. Odnos između graničnog napona i napona na granici tečenja treba da bude u opsegu 1,15-1,35. U većini slučajeva armatura se pretpostavlja kao elastičan-idealno plastičan materija, što u potpunosti odgovara opterećenjima koja izazivaju male neelastične deformacije, dok kada je znatna neelastična deformacija neophodno je uzeti u obzir i ojačanja armature. Ojačanje armature dozvoljava da kada je element u neelastičnoj oblasti i u određenim presecima dostiže čvrstoću na savijanje tečenjem zategnute armature, oblast tečenja se širi i nije koncentrisana u jednom preseku elementa, dajući bolji kapacitet rotacije elementa.

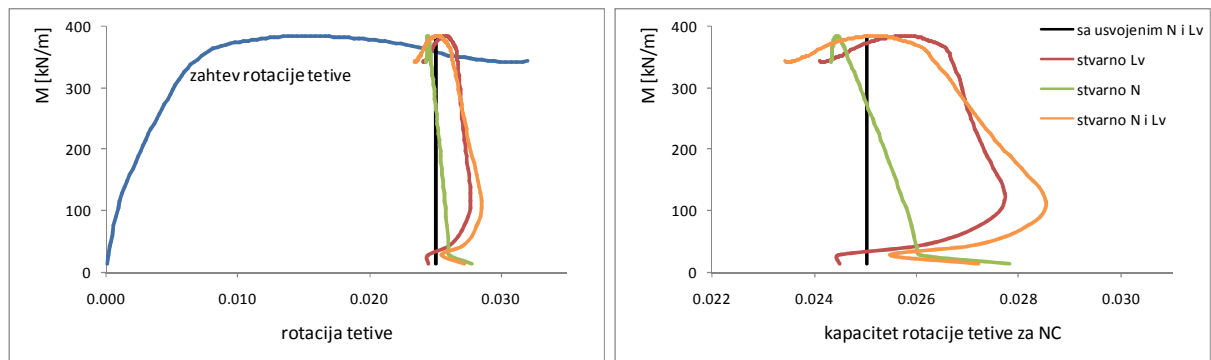


Slika 4.8 Steel02, parametri materijala i naponsko deformacijski odgovor za monotono i ciklično opterećenje

4.4 KAPACITETI DEFORMACIJA ELEMENATA OKVIRA

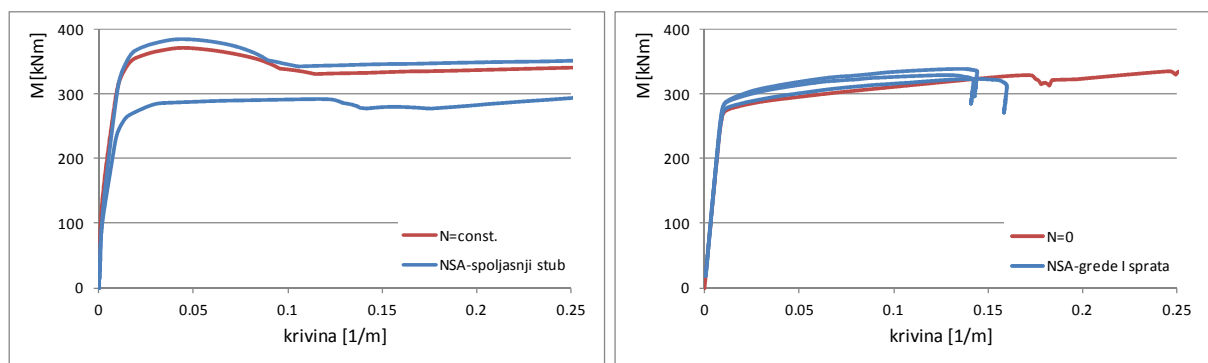
Kapacitet obrtanja tetive greda i stubova analiziranih okvira za granično stanje NC određuje se na osnovu jednačine (3.3). Kao što je prethodno rečeno na ove vrednosti između ostalog utiče aksijalna sila N i smičući raspon L_v , dve veličine koje su promenljive usled seizmičkog dejstva. Kod proračuna kapaciteta obrtanja tetiva greda pretpostavljena vrednost normalne sile je nula, dok je kod stubova usvojena maksimalna vrednost iz analize za seizmičku proračunsku situaciju odgovarajućeg okvira. Kapacitet obrtanja tetiva stubova nije računat za svaki sprat nego za prizemlje i prvi sprat zbog promene spratne visine. Pored toga, kod onih okvira gde se menja armatura greda po spratovima izračunate su na tim spratnim nivoima i odgovarajuće vrednosti za stubove uzimajući u obzir promenu normalne sile. Kako se normalne sile smanjuju u višim spratovima, odgovarajuće vrednosti kapaciteta su veće od onih određenih na osnovu sile (veće) za stubove prizemlja. Usvojena je približna vrednost smičućeg raspona koja odgovara polovini raspona elementa. U Prilogu C date su vrednosti kapaciteta obrtanja tetiva za granično stanje blizu rušenja (NC) za grede i stubove razmatranih okvira. Pored vrednosti obrtanja tetive za stubove u zgrade su upisane i vrednosti normalnih sila pritiska. Za spoljašnji stub prizemlja okvira 4s-DCM-0.3g usled nelinearne statičke analize prikazan je uticaj promene normalne sile N i smičući raspon L_v na određivanje vrednosti kapaciteta rotacije u funkciji od promene momenta savijanja (Slika 4.9). Sa leve strane je prikazana zahtevana rotacija i kapaciteti rotacije koji su izračunati vodeći računa o promenama normalne sile i smičućeg raspona, a sa desne strane je uvećano prikazana samo promena kapaciteta rotacije.

Konstantna vrednost kapaciteta, određena za stalne vrednosti N i L_v , daje u većem delu nešto manje vrednosti, ali dovoljno tačne za procenu ponašanja.



Slika 4.9 Uticaj promene normalne sile i raspona smicanja pri monotonom opterećenju na vrednost kapaciteta rotacije tetive

Vrednosti krivine na pragu tečenja i kapaciteti krivine određeni su za karakteristične preseke greda i stubova svih analiziranih okvira i na osnovu njih su određene vrednosti raspoložive duktilnosti krivine. Ove vrednosti su date u Prilogu C. Pri određivanju ovih vrednosti krivina kod stubova, usvojena je normalna sila koja odgovara maksimalnoj vrednosti za spoljašnje stubove iz analize za seizmičku proračunsku situaciju odgovarajućeg okvira, dok je kod greda pretpostavljeno da je normalna sila nula. Kod greda su određene vrednosti raspoložive duktilnosti za slučaj zatezanja gornje strane iz razloga što je kapacitet krivine greda pri zatezanju donje strane znatan. Kada je pritisnuta gornja strana grede znatna je površina betona (greda "T" preseka), a i površina pritisnute armature (u koju ulazi i površina armature iz ploče) je veća od površine u tom slučaju zategnute armature. Za spoljašnje stubove i grede prvog sprata okira 4s-DCM-0.3g prikazana je promena odnosa moment – krivina za odgovarajuću konstantnu vrednost normalne sile i usled nelinearne statičke analize (Slika 4.10).



Slika 4.10 Odnos moment – krivina kod stuba i grede usled konstantne vrednosti normalne sile i usled NSA

4.5 SEIZMIČKO DEJSTVO ZA NELINEARNE ANALIZE PRI PROCENI PONAŠANJA

Dokaz sigurnosti pri upotrebi nelinearnih metoda analiza dobija se direktnim poređenjem iz uslova da zahtevi ne prekoračuju odgovarajuće kapacitete. Zahtevi se mogu dobiti iz nelinearnih analiza, statičke i dinamičke. Seizmičko dejstvo treba da je u skladu sa odgovarajućim povratnim periodom za granična stanja, odnosno zahtevi za tri granična stanja prema Evrokodu 8 deo 3 (granično stanje blizu rušenja NC, granično stanje značajnog oštećenja SD i granično stanje ograničenja oštećenja DL) se moraju zasnivati na projektnim seizmičkim dejstvima relevantnim za odgovarajuća granična stanja. S obzirom na povratne periode za

granična stanja kod procene ponašanja konstrukcije i povratne periode za granična stanja kod proračuna konstrukcija (Tabela 2.1), projektna seizmička dejstva 0,2 g i 0,3 g su ujedno i seizmička dejstva za procenu kod graničnog stanja značajnog oštećenja SD. Ako bi se procena stanja određivala za granična stanja blizu rušenja ili ograničenja oštećenja tada bi projektna seizmička dejstva trebala redukovati. Pojedini autori navode da za proveru graničnog stanja NC seizmičko dejstvo treba da iznosi 150% projektnog seizmičkog dejstva, dok u slučaju provere ponašanja za granično stanje DL vrednost seizmičkog dejstva treba da iznosi 70% od projektnog seizmičkog dejstva. Takođe, kod pojedinih autora vlada mišljenje da je povratni period za granično stanje DL vrlo visok, kada bi se povratni period smanjio na 95 godina u tom slučaju seizmičko dejstvo bi iznosilo 50% od projektnog (ili 40% kao što je u seizmičkom kodu Italije) [93], [108], [127]. Evrokod 8 deo 3 ostavlja nacionalnim aneksima da definišu koja i koliko graničnih stanja treba proveriti pri proceni ponašanja.

4.5.1 SEIZMIČKO DEJSTVO ZA NELINEARNU STATIČKU ANALIZU

Kada se primenjuje pushover analiza, seizmički zahtev karakterišu ciljna pomeranja koja su određena za dve raspodele opterećenja. Modalnoj raspodeli odgovara linearna promena bočnih sila po visini te je u analizama ovakav raspodela opterećenja obeležena sa "L", a ravnomerna raspodela je predstavljena uniformnim bočnim silama koje su u analizama obeležene sa "U". Za svaki okvir određeno je ciljno pomeranje za seizmičko dejstvo koje odgovara projektnom i za seizmičko dejstvo koje iznosi 150% od projektnog, odnosno za svaki okvir određen je seizmički zahtev za dva granična stanja: značajnog oštećenja (SD) i blizu rušenja (NC). Sve vrednosti referentnih deformacija dobijene su za seizmičke zahteve (ciljno pomeranje) za dva nivoa ponašanja, dok su krive kapaciteta određene za pomeranje kontrolnog čvora do vrednosti 150% ciljnog pomeranja kod oba nivoa ponašanja.

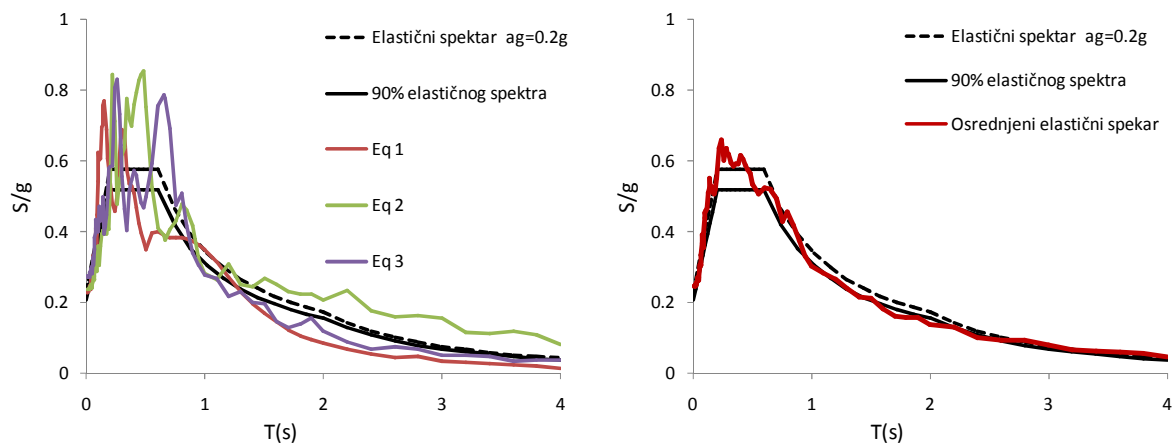
4.5.2 SEIZMIČKO DEJSTVO ZA NELINEARNU DINAMIČKU ANALIZU

Zahtev deformacija usled projektnog zemljotresa, koje ujedno odgovara graničnom stanju značajnog oštećenja, se procenjuje preko nelinearne dinamičke analize odgovorom na zabeležena ubrzanja koja su skalirana na vrednost a_g S. Za sve ramove proračunate za a_g 0,2 g akcelerogrami su skalirani na vrednost 0,23 g, dok su za sve ramove proračunate za a_g 0,3 g odabrani akcelerogrami skalirani na 0,345 g.

Dva seta (za $a_g = 0,2$ g i $a_g = 0,3$ g) sa po tri zapisa zemljotresa su odabrana za nelinearnu dinamičku analizu, prema proceduri odabira zemljotresa datoj u Evrokodu 8. Zapisi su odabrani iz PEER (The Pacific Earthquake Engineering Research Center) baze podataka koja je dostupna na internetu, i koja sadrži zapise iz nekoliko aktivnih regiona širom sveta. Prikazani su elastični spektri odgovora ubrzanja ovih zemljotresa pri prigušenju od 5%, kao i osrednjene vrednosti spektra odgovora seta po tri zapisa, zajedno sa elastičnim spektrom i njegovom vrednosti umanjenom za 10%, za ubrzanje 0,2 g (Slika 4.11) i 0,3 g (Slika 4.12).

Prilikom odabira zapisa zemljotresa vođeno je računa, kako o veličini magnitude i maksimalnog ubrzanja tako i o parametru $V_{s,30}$, osrednjenjonej vrednosti brzine smičućih talasa, koji se za tlo kategorije C se nalazi u rasponu od 180 do 360 m/s, kao i o odnosu $v_{max}/a(g)_{max}$. Dati su detalji ovih zapisa za oba seta (Tabela 4.2, Tabela 4.3).

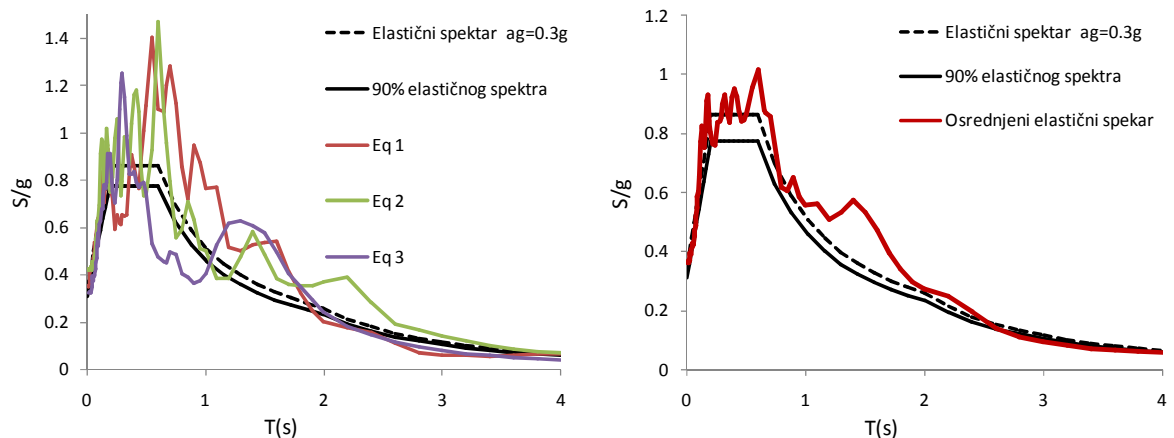
Pored provere graničnog stanja SD usled projektnog seizmičkog dejstva svi okviri su analizirani i za seizmičko dejstvo koje iznosi 150% od projektnog, odnosno za granično stanje blizu rušenja NC. U tu svrhu upotrebljeni su isti zemljotresi iz navedena dva seta, a vrednosti ubrzanja su uvećana 1,5 puta.



Slika 4.11 Spektri odgovora ubrzanja odabranih zapisa, osrednjene vrednosti ubrzanja u spektru odgovora, elastični spekter i 90% od elastičnog spektra za seizmičko dejstvo $a_g = 0,2 g$

Tabela 4.2 Detalji zapisa odabranih zemljotresa za okvire projektovane za 0,2 g

$a_g=0,2 g$	Zemljotres	M	PGA (g)	$V_{s,30}$ [m/s]	$v / a(g)$ [cm/s]
Eq. 1	Coyote Lake	5,74	0,228	278	126
Eq. 2	Chi Chi	7,62	0,237	272	110
Eq. 3	Imperial Valley	6,5	0,27	274,5	92



Slika 4.12 Spektri odgovora ubrzanja odabranih zapisa, osrednjene vrednosti ubrzanja u spektru odgovora, elastični spekter i 90% od elastičnog spektra za seizmičko dejstvo $a_g = 0,3 g$

Tabela 4.3 Detalji zapisa odabranih zemljotresa za okvire projektovane za 0,2 g

$a_g=0,3 g$	Zemljotres	M	PGA (g)	$V_{s,30}$ [m/s]	$v / a(g)$ [cm/s]
Eq. 1	Chi Chi	7,62	0,349	549	117
Eq. 2	Northridge	6,69	0,42	267	144
Eq. 3	Loma Prieta	6,9	0,322	271	121

4.6 OCENA SEIZMIČKOG PONAŠANJA

Na osnovu seizmičkih zahteva procenjenih primenom nelinearnih analiza ocenjuje se ponašanje konstrukcije na globalnom, spratnom i lokalnom nivou. Globalni zahtev odnosi se na oblik pomeranja, kao i na krivu kapaciteta dobijenu usled primene pushover analize. Na osnovu zahtevanog oblika pomeranja može se oceniti da li se okvir ponaša u skladu sa koncepcijom grednog mehanizma savijanja i da li postoje meki spratovi. Zahtev duktilnosti na globalnom nivou izražen je preko pomeranja vrha konstrukcije i poredi se sa faktorom duktilnosti pomeranja, samo radi konstatacije da li je dostignut nivo projektne duktilnosti (na osnovu veze faktora duktilnosti pomeranja sa faktorom ponašanja prema EN 1998-1). Oblik međuspratnog pomeranja takođe može da ukaže na probleme mekog sprata. Ograničenje relativnog spratnog pomeranja prema Evropskim normama je dato samo za fazu proračuna konstrukcije za granično stanje upotrebljivosti, a ne i za ocenu ponašanja. Tipične vrednosti međuspratnog pomeranja za ocenu seizmičkog ponašanja okvirnih konstrukcija su date u tabeli (Tabela 4.4). Veće vrednosti su pokazatelj loma konstrukcije [23]. Za seizmičko dejstvo sa verovatnoćom prekoračenja 10% u 50 godina, međuspratno pomeranje je, prema FEMA 356, kod betonskih okvira ograničeno na 2% u odnosu na spratnu visinu, a za seizmičko dejstvo sa verovatnoćom prekoračenja 2% u 50 godina vrednost međuspratnog pomeranja je ograničeno na 4% u odnosu na spratnu visinu [40]. Ove vrednosti nisu date kao kriterijum za prihvatanje pri oceni ponašanja, već kao približni kvantitativni opis ponašanja konstrukcije koji ograničava stanje oštećenja za odgovarajući nivo seizmičke opasnosti

Tabela 4.4 Tipične vrednosti relativnog spratnog pomeranja za ocenu seizmičkog ponašanja okvira [23]

Tip štete	Nivo seizmičke opasnosti	Relativno spratno pomeranje d/h [%]
nenoseći el.	50% u 50 godina	0,2-0,5
noseći el. - umereno	10% u 50 godina	0,5-1,5
noseći el. - teško	2% u 50 godina	1,5-3,0

Na lokalnom nivou procenjuju se zahtevane rotacije tetiva kao i duktilnosti krivina poprečnog preseka. Ocena ponašanja na osnovu određenih zahteva rotacija tetiva se vrši direktnim poređenjem zahteva i kapaciteta koji su za odgovarajuće granično stanje određeni prema EN 1998-1 deo 3. Zahtevana duktilnost krivine se poredi sa raspoloživom duktilnosti poprečnog preseka. Ovo poređenje je samo u cilju zadovoljenja uslova da zahtevana duktilnost nije premašila raspoloživu.

5. REZULTATI SEIZMIČKOG ODGOVORA AB OKVIRA

5.1 SEIZMIČKI ODGOVOR AB OKVIRA PRIMENOM NELINEARNE STATIČKE ANALIZE ZA GRANIČNO STANJE ZNAČAJNOG OŠTEĆENJA

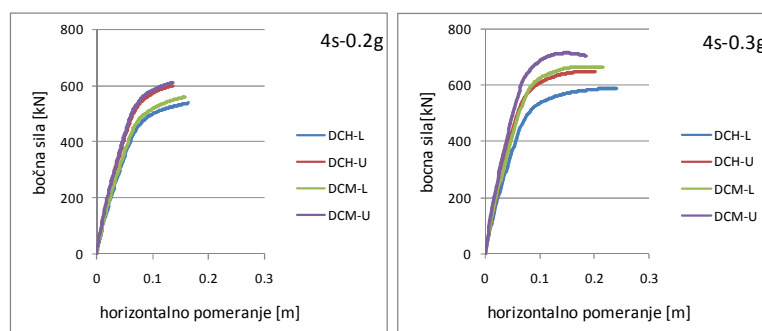
Za svaku spratnost (4, 6, 8 i 10 spratova) analizirano je po četiri okvira proračunatih za različite klase duktilnosti (srednju i visoku) i različite intenzitete projektnog seizmičkog dejstva (0,2 g ili 0,3 g). Okviri su analizirani za granično stanje značajnog oštećenja (SD), odnosno usled seizmičkog dejstva koje po intenzitetu odgovara projektnom seizmičkom dejstvu. Primenjena je metoda nelinearne statičke analize (NSA) za dva slučaja raspodele bočnih sila po visini, te je odgovor konstrukcije usled linearne promene bočnih sila u tabelama i na slikama obeležena sa "L", dok je odgovor pri uniformnoj raspodeli bočnih sila obeležene sa "U". Ukupan broj urađenih nelinearnih statičkih analiza za granično stanje SD je 32. Nelinearnom statičkom analizom određena su ciljna pomeranja, krive kapaciteta, oblici bočnog pomeranja, dijagrami međuspratnog horizontalnog pomeranja, raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova, zahtevane duktilnosti pomeranja, zahtevane rotacija tetiva svih elemenata kao i zahtevane duktilnosti krivina u karakterističnim presecima greda i stubova.

5.1.1 AB OKVIR SA 4 SPRATA

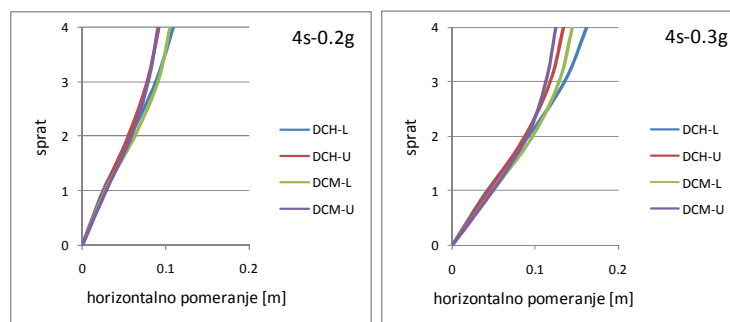
Primenom N2 metode određene su vrednosti ciljnog pomeranja za četiri AB okvira sa 4 sprata (Tabela 5.1). Na dijagramima koji slede prikazani su globalni odgovori okvira na dva oblika bočnog opterećenja: krive kapaciteta (Slika 5.1) i oblici bočnog pomeranja (Slika 5.2). Za jedan intenzitet proračunskog seizmičkog dejstva (0.2 g ili 0.3 g) prikazani su odgovori za oba obrasca opterećenja i obe klase duktilnosti kako bi mogli da se uporede odgovori u zavisnosti od duktilnosti konstrukcije. Vrednosti ukupne horizontalne sile u osnovi određene su nelinearnom statičkom analizom za odgovarajuće ciljno pomeranje i iznose kod okvira 4s-DCM-0.2g 524 kN usled linearne raspodele (L), odnosno 572 kN usled uniformne raspodele bočnih sila (U), kod okvira 4s-DCH-0.2g 508 kN (L), odnosno 563 kN (U). Za okvire 4s-DCM-0.3g i 4s-DCH-0.3g ove vrednosti su za linearnu promenu bočnih sila 659 kN, i 576 kN, dok su za uniformnu raspodelu vrednosti ukupne horizontalne sile 709 kN i 636 kN respektivno.

Tabela 5.1 Ciljna pomeranja za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA

Ciljno pomeranje [cm]	L	U
4s-DCM-0.2g	10,6	9,0
4s-DCH-0.2g	11,0	9,2
4s-DCM-0.3g	14,4	12,3
4s-DCH-0.3g	16,1	13,4

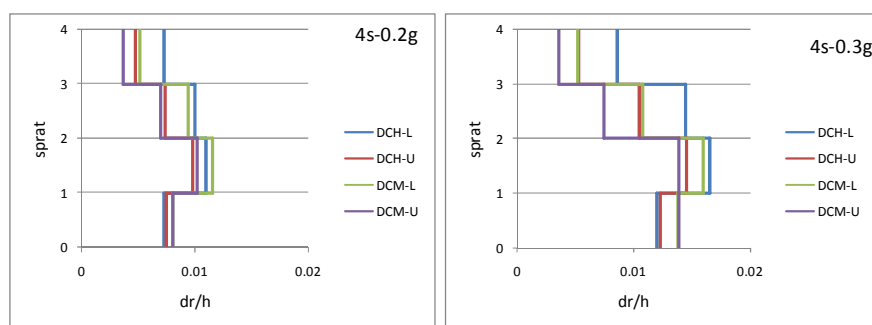


Slika 5.1 Krive kapaciteta za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD



Slika 5.2 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA

Međuspratno horizontalno pomeranja d_r po spratovima je određeno je u zavisnosti od spratne visine h kao odnos d_r / h (Slika 5.3). I ovi dijagrami su prikazani na gore navedeni način, u zavisnosti od proračunskog seizmičkog dejstva na jednom dijagramu su prikazane promene za oba slučaja bočnog opterećenja i dve klase duktilnosti.

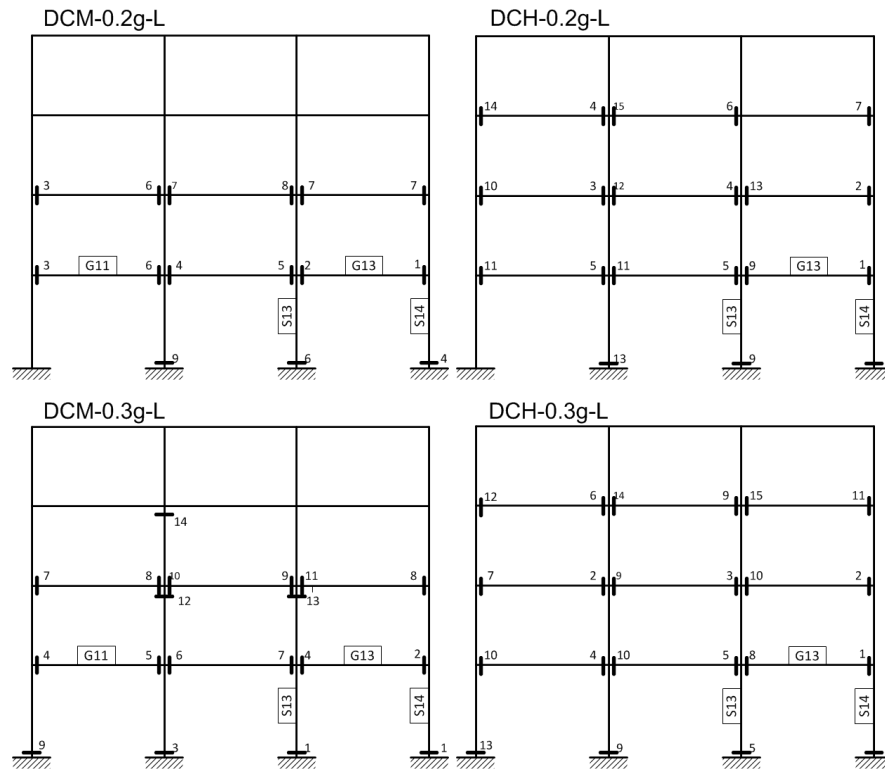


Slika 5.3 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA

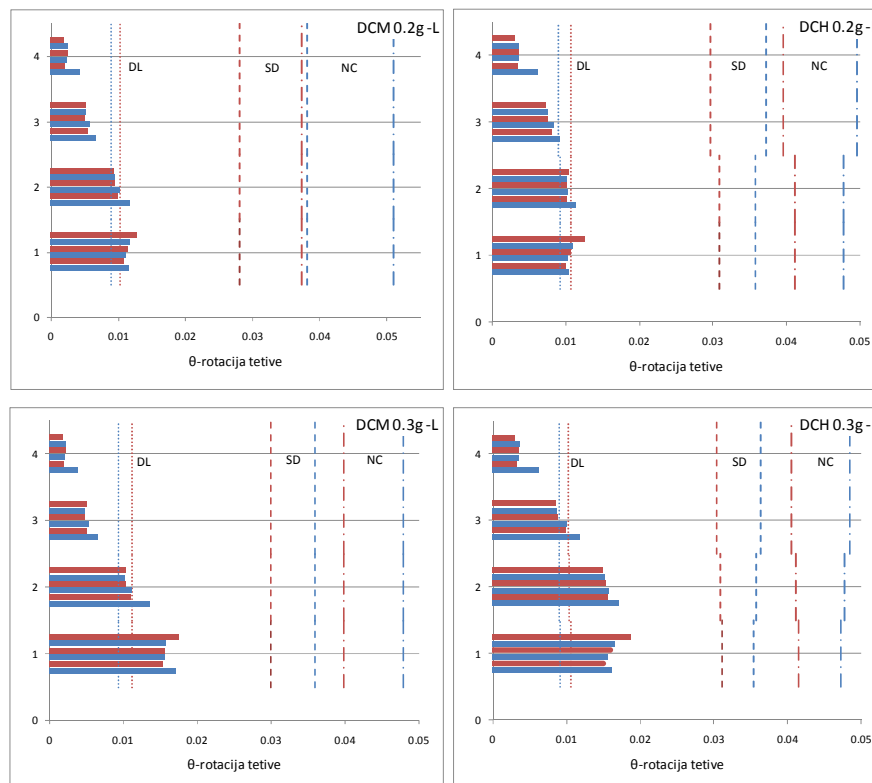
Procena plastičnog mehanizma i raspodela oštećenja konstrukcije je data kroz šemu preseka u kojima su dostignute vrednosti momenata savijanja na pragu tečenja, odnosno u kojima je plastifikacija preseka započeta (Slika 5.4). Pored toga praćen je i redosled plastifikacije. Date su šeme rasporeda plastičnih zglobova odgovarajućeg okvira za onu raspodelu bočnog opterećenja usled koje je plastifikacija započeta u više preseka. Označene su grede i stubovi u kojima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine. Osim za okvir 4s-DCM-0.2g kod koga je isti broj preseka kod kojih je dostignut moment nosivosti u gredama i stubovima za oba obrasca bočnog opterećenja, kod ostalih okvira merodavna je linearna raspodela bočnih sila. Označene su grede i stubovi u kojima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine. Ostale šeme plastifikacije su prikazane u Prilogu D.

Za sve elemente određene su zahtevane rotacije tetiva. Od dve raspodele bočnih sila prikazani su samo oni dijagrami čije su vrednosti nepovoljnije pri proceni ponašanja. Ostali dijagrami su prikazani u Prilogu D. Na dijagramima su prikazani i kapaciteti rotacija tetive za različita granična stanja obeleženi na sledeći način: granično stanje DL tačkastim linijama, SD crtkastim, a NC crta tačka linijama. Na dijagramima gde su prikazane rotacije tetiva greda plavom bojom su obeležene rotacije pri zatezanju donje strane, a crvenom pri zatezanju gornje strane. Razlike potiču usled različitog odnosa pritisnute i zategnute armature. Prikazane su zahtevane rotacije tetiva greda za četiri okvira (Slika 5.5). Svaki okvir je prikazan posebnim dijagramom. Za svaki sprat prikazane su redom (od dole prema gore) vrednosti za grede sa leva na desno i to prvo presek na levom, a zatim presek na desnom kraju svake grede. Na dijagramima koji prikazuju rotacije tetiva stubova (Slika 5.6) plavom linijom su obeležene rotacije spoljašnjih stubova a crvenom rotacije unutrašnjih stubova. Razlike potiču usled različite vrednosti normalne sile u spoljašnjim i unutrašnjim stubovima. Za svaki sprat (od dole prema gore) su prikazane vrednosti rotacija tetive stubova sa leve na desni stranu i to za donji pa za gornji kraj svakog stuba. Ovi dijagrami su prikazani tako da se mogu upoređivati zahtevane

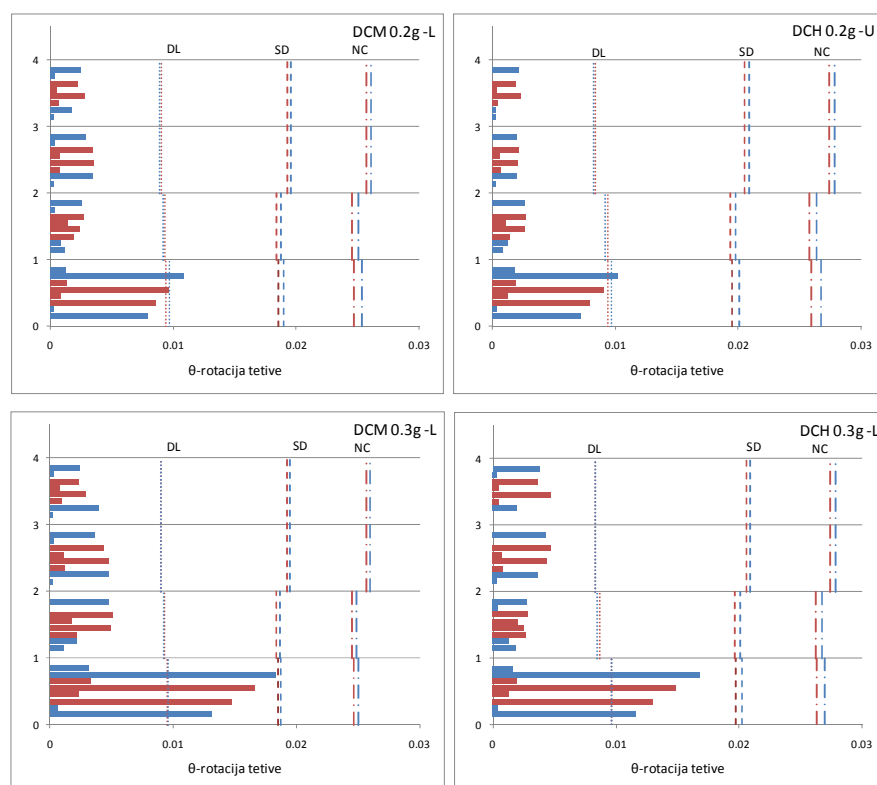
rotacije tetiva za dve klase duktilnosti i dva proračunska seizmička dejstva. Iako su za pojedine spratove vrednosti zahtevanih rotacija minorne, one su takođe prikazane radi uvida u kompletni odgovor konstrukcija



Slika 5.4 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA



Slika 5.5 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA



Slika 5.6 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA

Na osnovu određenih vrednosti ciljnog pomeranja određeni su i vrednosti zahtevane duktilnosti pomeranja, a radi procene ponašanja na lokalnom nivou određene su vrednosti zahtevane duktilnosti krivine u kritičnim presecima greda i stubova. Ove vrednosti su određene usled obe raspodele bočnih sila i prikazane su najnepovoljnije vrednosti (Tabela 5.2). Vrednosti zahtevanih duktilnosti pomeranja su za sve okvire veće u slučaju linearno promenljivog bočnog opterećenja ("L"), što je slučaj i za vrednosti zahtevanih duktilnosti krivina greda svih okvira. Kod stubova veće vrednosti su dobijene usled bočnog opterećenja "U". Kod greda okvira 4s-DCM-0.2g i 4s-DCM-0.3g vrednosti zahtevane duktilnosti krivine usled zatezanja donje strane su veća od prikazanih u tabeli i iznose 4,22 i 6,76 respektivno.

Tabela 5.2 Zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA

	Zahtevana duktilnost pomeranja	Zahtevana duktilnost krivine	
		greda	stub
4s-DCM-0.2g	1,77	3,72	2,50
4s-DCH-0.2g	1,93	4,30	2,31
4s-DCM-0.3g	2,31	5,77	5,48
4s-DCH-0.3g	2,70	7,21	4,84

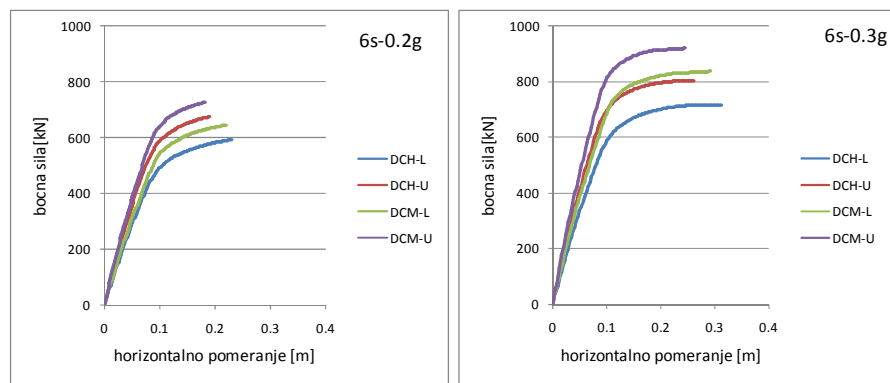
5.1.2 AB OKVIR SA 6 SPRATOVA

Kao i kod okvira sa 4 sprata i za četiri AB okvira sa 6 spratova su prvo određene vrednosti ciljnog pomeranja za oba obrasca bočnog opterećenja (Tabela 5.3). Na dijagramima koji slede prikazane su krive kapaciteta (Slika 5.7), oblici bočnog pomeranja (Slika 5.8) i odnos međuspratnog horizontalnog pomeranja d_r i spratne visine h po spratovima (Slika 5.9). Na

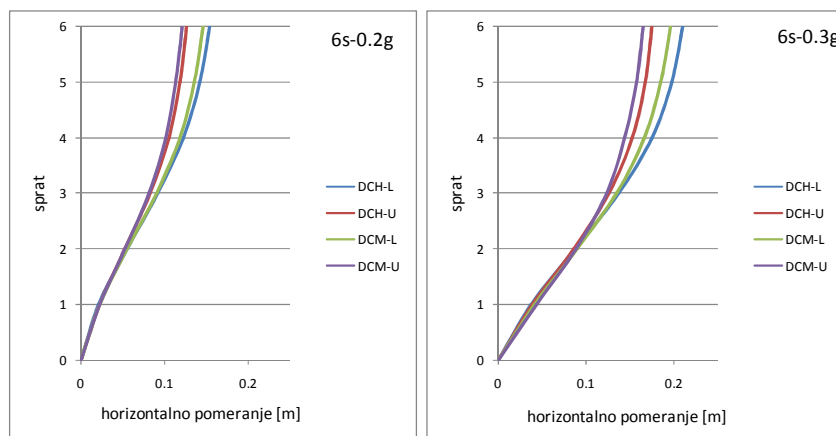
dijagramima su prikazane zajedno vrednosti za različite klase duktilnosti i raspodele bočnog opterećenja pri jednom intenzitetu proračunskog seizmičkog dejstva. Vrednosti ukupne horizontalne sile u osnovi kod okvira 6s-DCM-0.2g i 6s-DCH-0.2g usled linearne promene bočnih sila su 605 kN i 556 kN respektivno, odnosno usled uniformnih sila redom 680 kN i 630 kN, dok su kod okvira 6s-DCM-0.3g i 6s-DCH-0.3g vrednosti ukupne horizontalne sile u osnovi 819 kN i 707 kN (usled opterećenja "L") i 902 kN i 786 kN (usled opterećenja "U").

Tabela 5.3 Ciljna pomeranja za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA

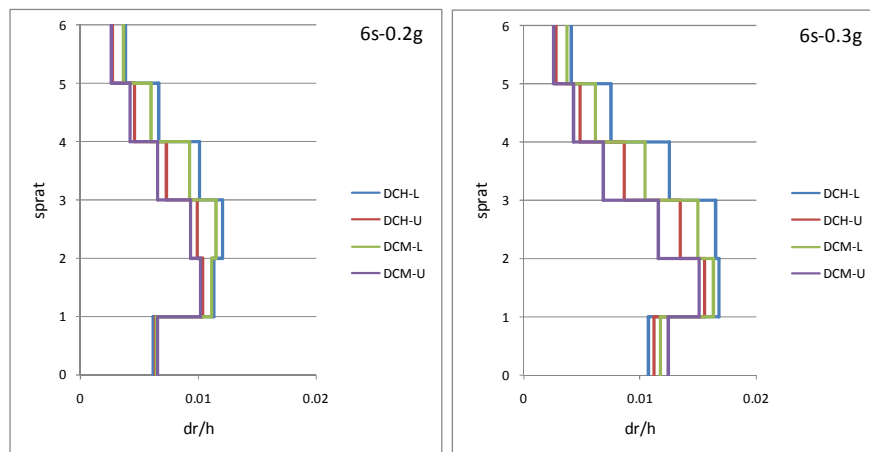
Ciljno pomeranje [cm]	L	U
6s-DCM-0.2g	14,6	12,1
6s-DCH-0.2g	15,4	12,6
6s-DCM-0.3g	19,5	16,4
6s-DCH-0.3g	20,9	17,4



Slika 5.7 Krive kapaciteta za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD

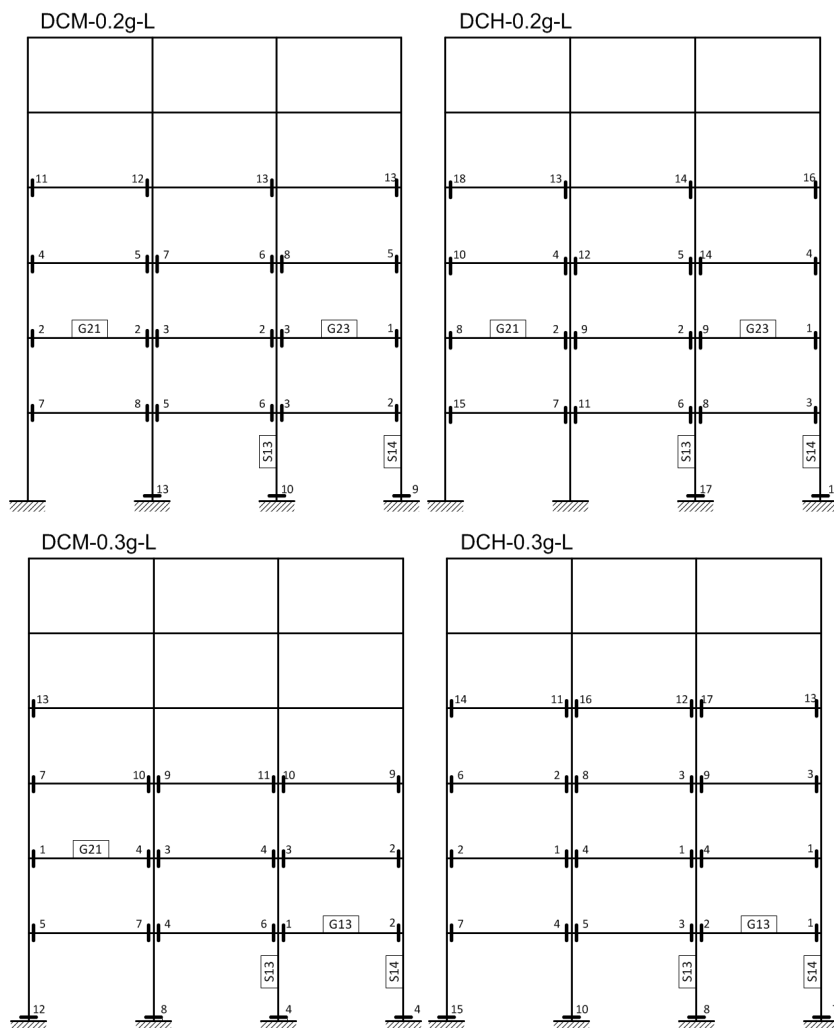


Slika 5.8 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA



Slika 5.9 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA

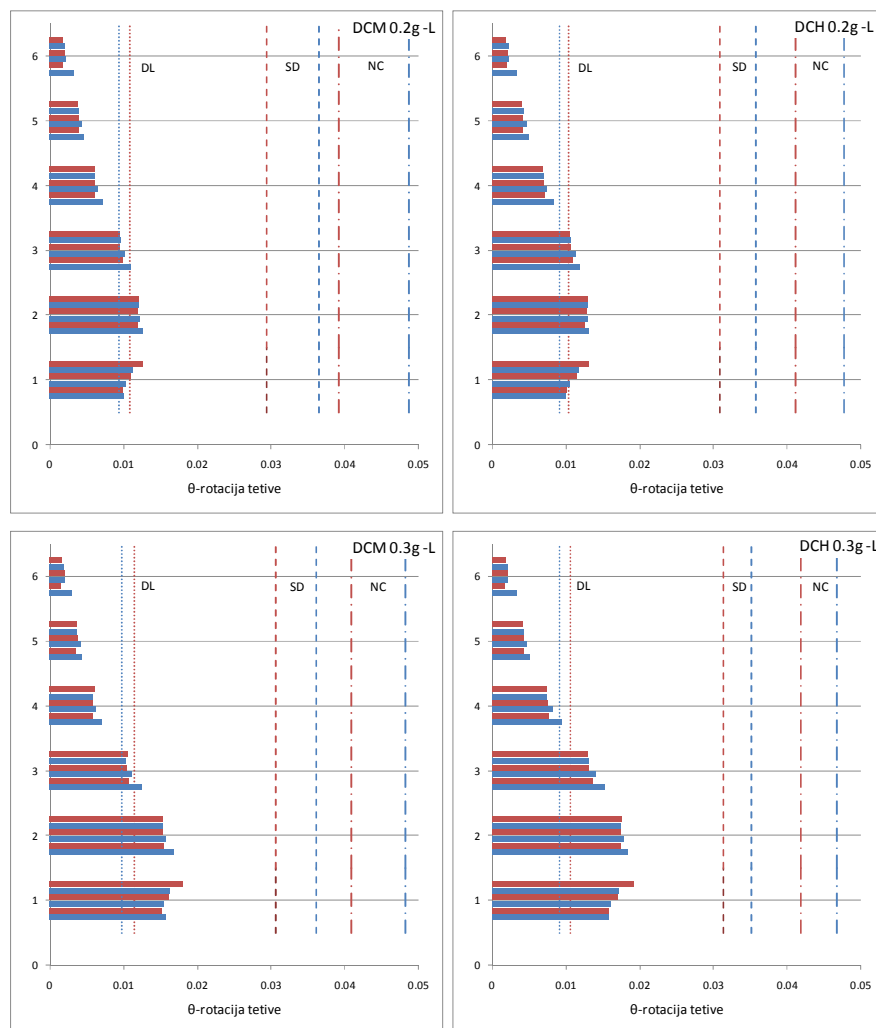
Redosled formiranja plastičnih zglobova i njihov raspored po konstrukciji je prikazan za analizirane okvire sa 6 spratova za merodavnu raspodelu bočnih sila (Slika 5.10). Na svakoj šemi plastičnih zglobova označene su grede i stubovi u kojima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine.



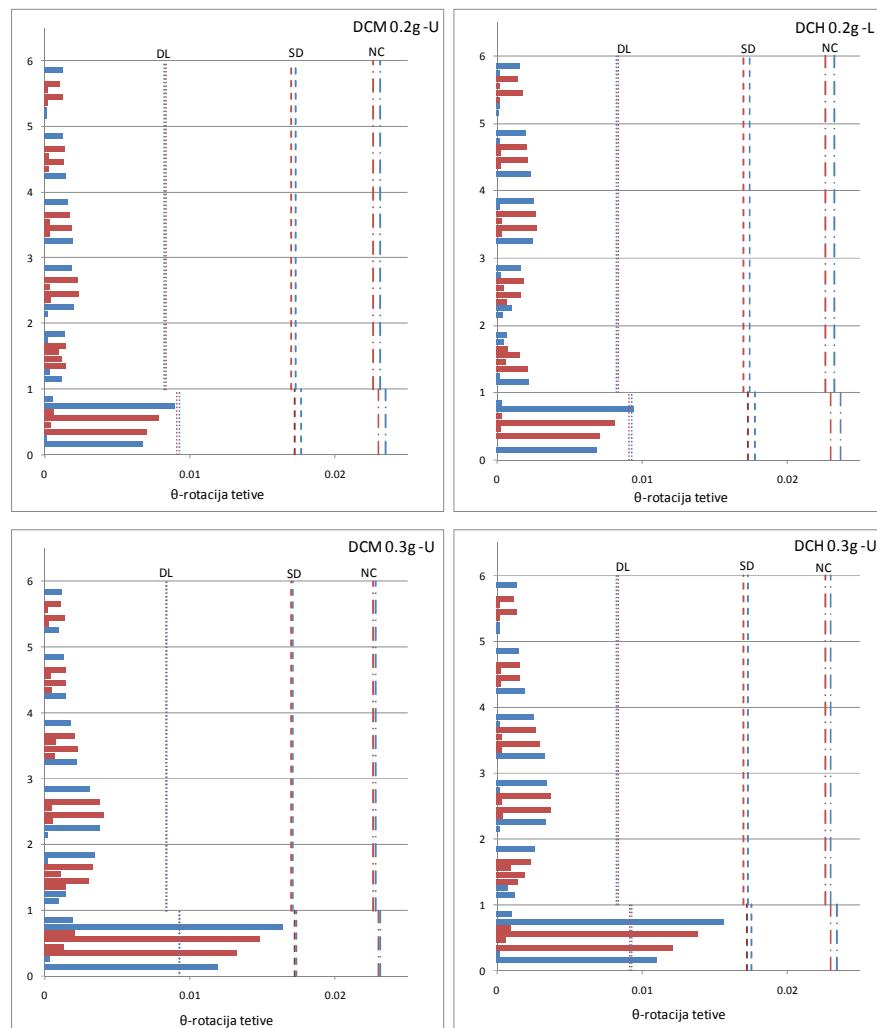
Slika 5.10 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA

Prikazani su određene zahtevane rotacije tetiva greda (Slika 5.11) i stubova (Slika 5.12). Od dve raspodele bočnih sila prikazani su samo oni dijagrami čije su vrednosti nepovoljnije pri proceni ponašanja. Ostali dijagrami su prikazani u Prilogu D.

U tabeli su date zahtevane duktilnosti pomeranja i vrednosti zahtevane duktilnosti krivina greda i stubova pri nelinearnim statičkim analizama za onu raspodelu bočnog opterećenja pri kojoj se javljaju najveće vrednosti (Tabela 5.4). Za sve okvire veće vrednosti zahtevanih duktilnosti pomeranja su usled bočnog opterećenja "L". Najveće vrednosti zahtevanih duktilnosti krivina greda svih okvira su takođe veće usled bočnog opterećenja "L", dok su za stubove najveće vrednosti zahtevanih duktilnosti krivina svih okvira usled bočnih opterećenja "U". Zahtevane duktilnosti krivine grede usled zatezanja donje strane su veće od odgovarajući pri zatezanju gornje strane kod okvira 6s-DCM-0.2g, 6s-DCM-0.3g i 6s-DCH-0.3g i iznose 4,45, 7,01 i 7,17 respektivno.



Slika 5.11 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA



Slika 5.12 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA

Tabela 5.4 Zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA

	Zahtevana duktilnost pomeranja	Zahtevana duktilnost krivine	
		greda	stub
6s-DCM-0.2g	1,72	3,70	1,76
6s-DCH-0.2g	2,10	5,18	1,74
6s-DCM-0.3g	2,09	5,58	5,10
6s-DCH-0.3g	2,50	7,01	4,51

5.1.3 AB OKVIR SA 8 SPRATOVA

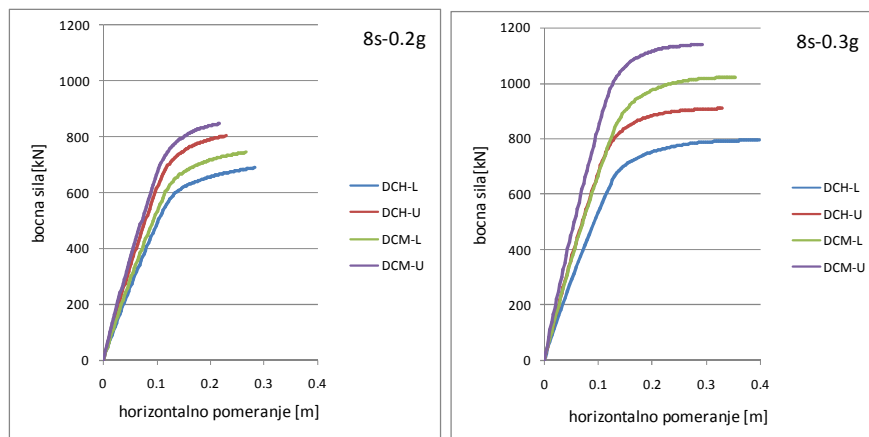
Kao i kod prethodnih okvira i za četiri AB okvira sa 8 spratova određene su vrednosti ciljnog pomeranja (Tabela 5.5), krive kapaciteta (Slika 5.13) i oblici bočnog pomeranja (Slika 5.14) za obe raspodele bočnog opterećenja. Prikazan je dijagram odnos međuspratnog horizontalnog pomeranja d_r i spratne visine h po spratovima (Slika 5.15).

Kod okvira 8s-DCM-0.2g i 8s-DCH-0.2g usled linearne raspodele bočnih sila vrednosti ukupne horizontalne sile su 701 kN i 650 kN, a usled uniformne raspodele 794 kN i 753 kN, dok

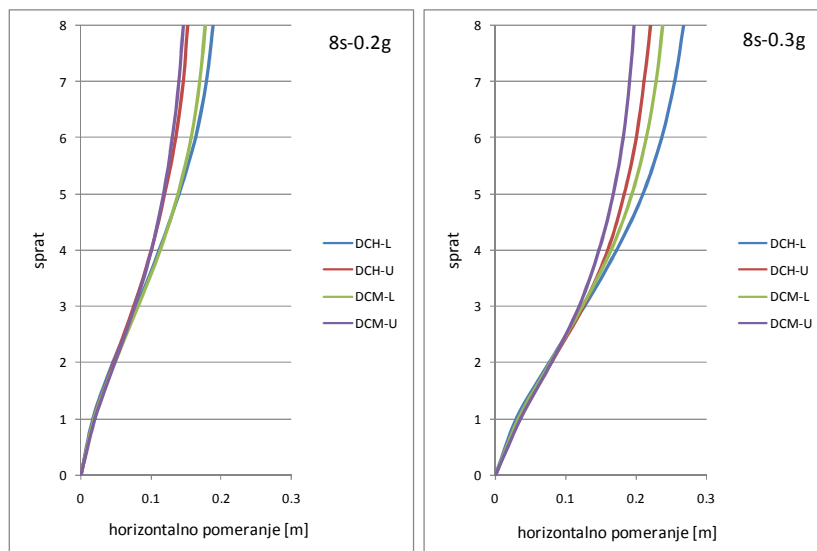
su kod okvira 8s-DCM-0.3g i 8s-DCH-0.3g ove sile 999 kN i 781kN, odnosno 1113 kN i 892 kN respektivno.

Tabela 5.5 Ciljna pomeranja za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA

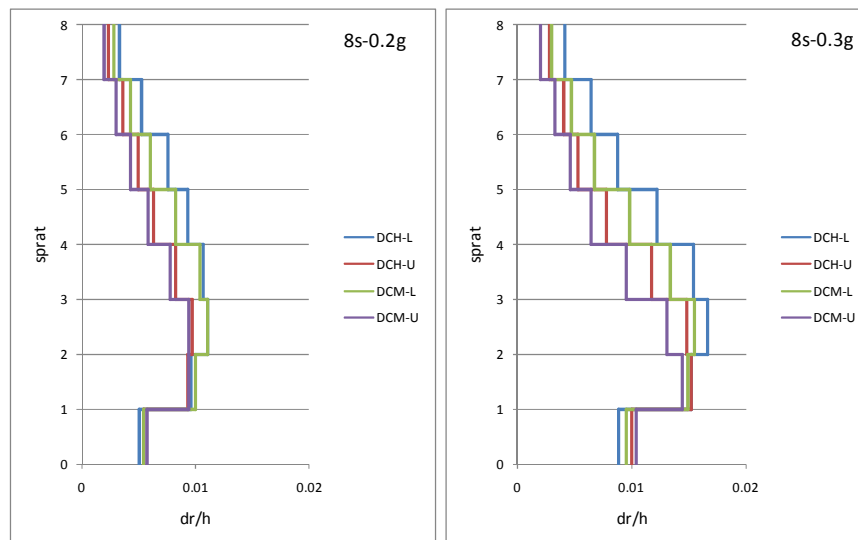
Ciljno pomeranje [cm]	L	U
8s-DCM-0.2g	17,7	14,5
8s-DCH-0.2g	18,8	15,2
8s-DCM-0.3g	23,6	19,6
8s-DCH-0.3g	26,6	21,9



Slika 5.13 Krive kapaciteta za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA



Slika 5.14 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA



Slika 5.15 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA

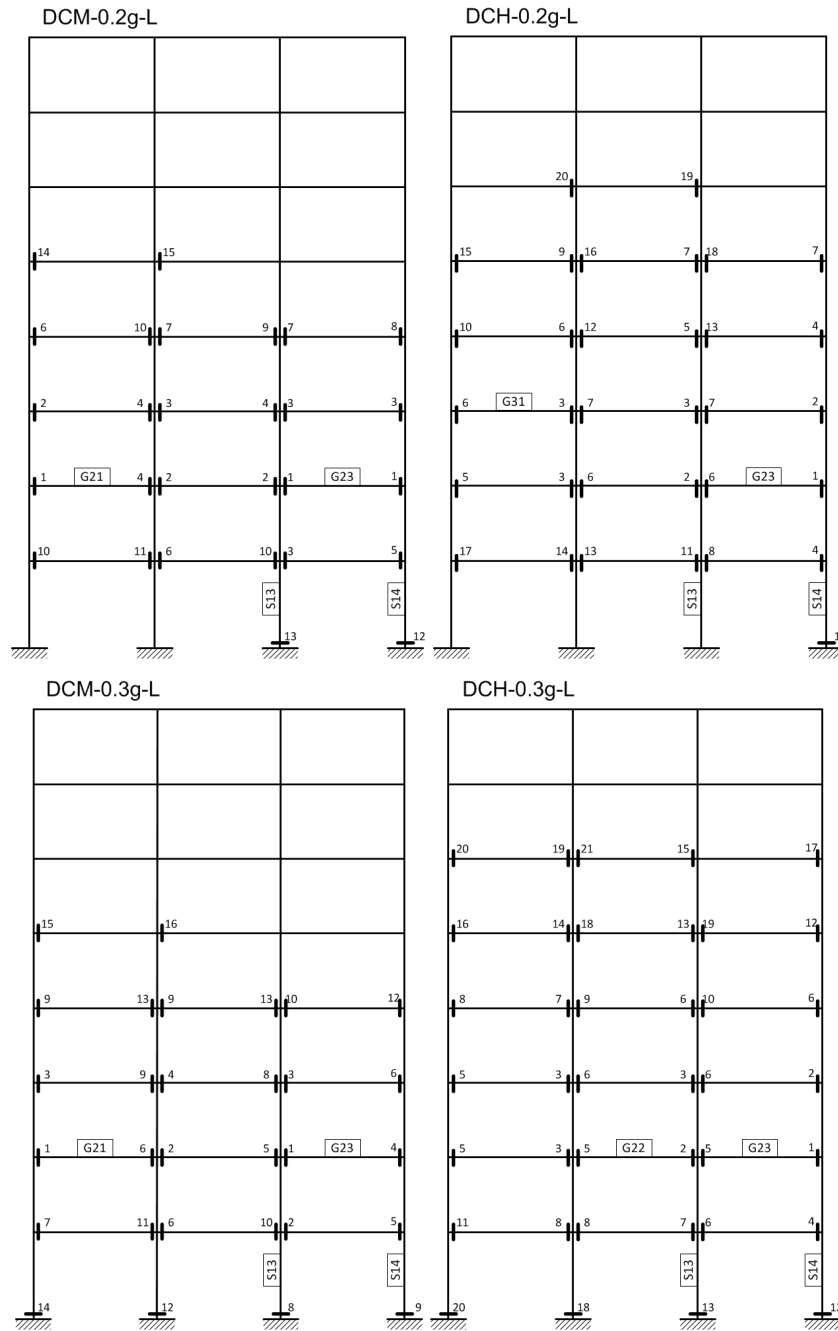
Raspored plastičnih zglobova i redosled njihovog formiranja je dat (Slika 5.16), sa označenim gredama i stubovima u kojima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine. Bočno opterećenje sa linearnom raspodelom uzrokuje veći broj formiranih plastičnih zglobova, te su za taj slučaj opterećenja i prikazane šeme položaja plastičnih zglobova, dok su za slučaj uniformnog bočnog opterećenja ove šeme date u Prilogu D.

Prikazani su zahtevane rotacije tetiva greda (Slika 5.17) i stubova (Slika 5.18) na način kako je ranije objašnjeno. Od dve raspodele bočnih sila prikazani su samo oni dijagrami čije su vrednosti nepovoljnije pri proceni ponašanja. Ostali dijagrami su prikazani u Prilogu D.

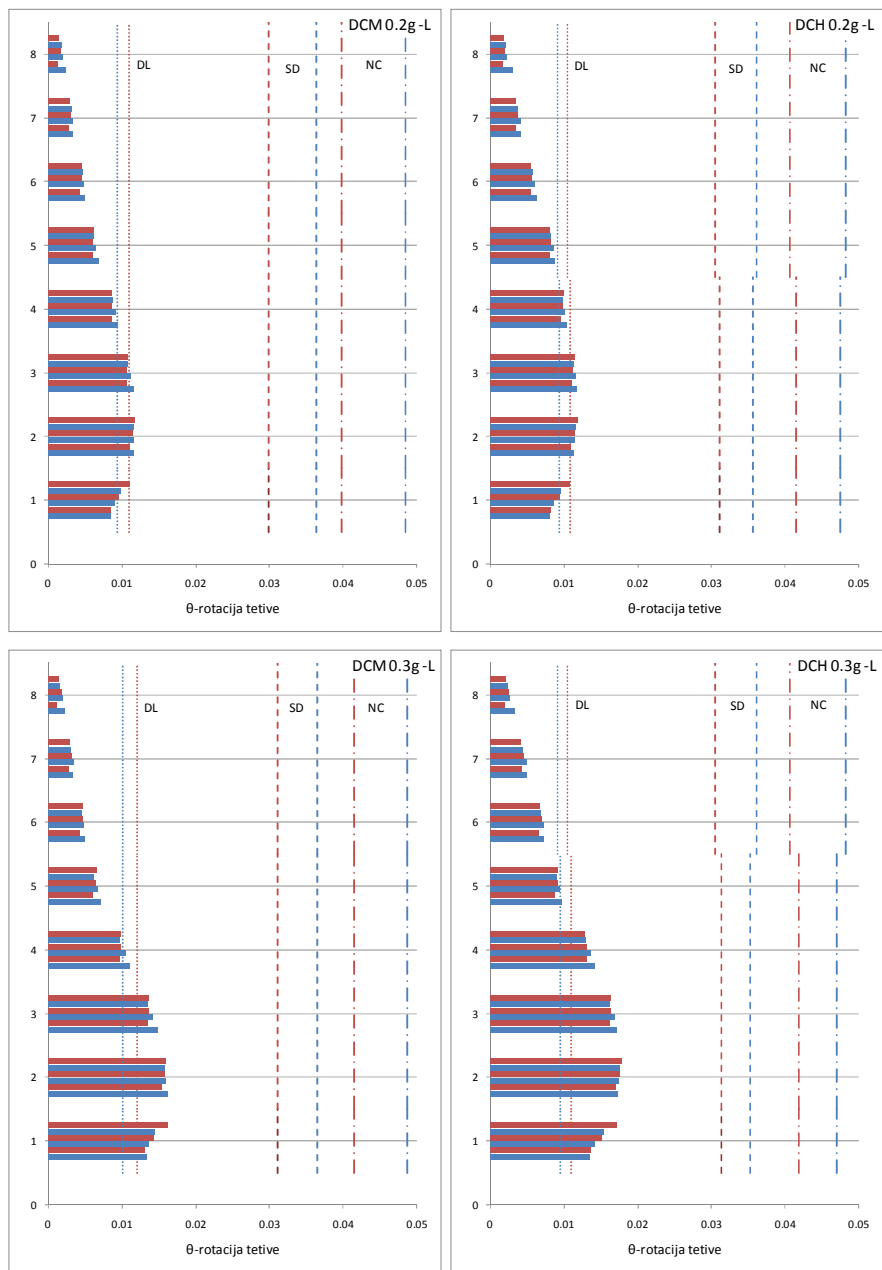
Date su i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivina greda i stubova određene nelinearnim statičkim analizama (Tabela 5.6). Za sve okvire zahtevane duktilnosti pomeranja su veće za slučaj bočnog opterećenja "L". Kod vrednosti zahtevanih duktilnosti krivina bočno opterećenje "U" je merodavno za stubove svih okvira, dok su za grede veće vrednosti zahtevane duktilnosti krivine dobijene usled linearno promenljivog bočnog opterećenja. Zahtevane duktilnosti krivine greda usled zatezanja donje strane kod okvira 8s-DCM-0.2g i 8s-DCM-0.3g iznose 4,20, 6,83 respektivno.

Tabela 5.6 Zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA

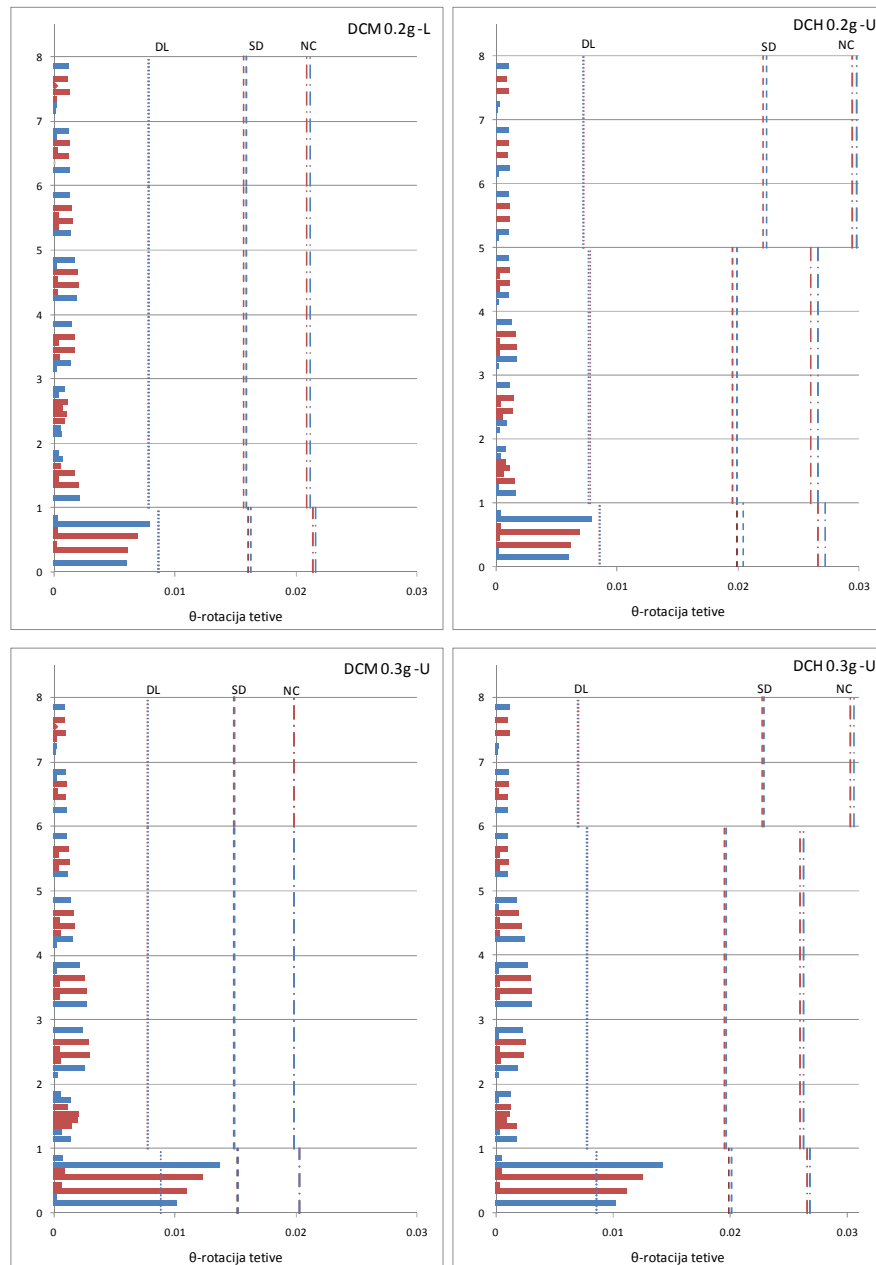
	Zahtevana duktilnost pomeranja	Zahtevana duktilnost krivine	
		greda	stub
8s-DCM-0.2g	1,59	3,34	1,54
8s-DCH-0.2g	1,76	4,02	1,40
8s-DCM-0.3g	1,96	4,59	3,97
8s-DCH-0.3g	2,40	6,90	3,88



Slika 5.16 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA



Slika 5.17 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA



Slika 5.18 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA

5.1.4 AB OKVIR SA 10 SPRATOVA

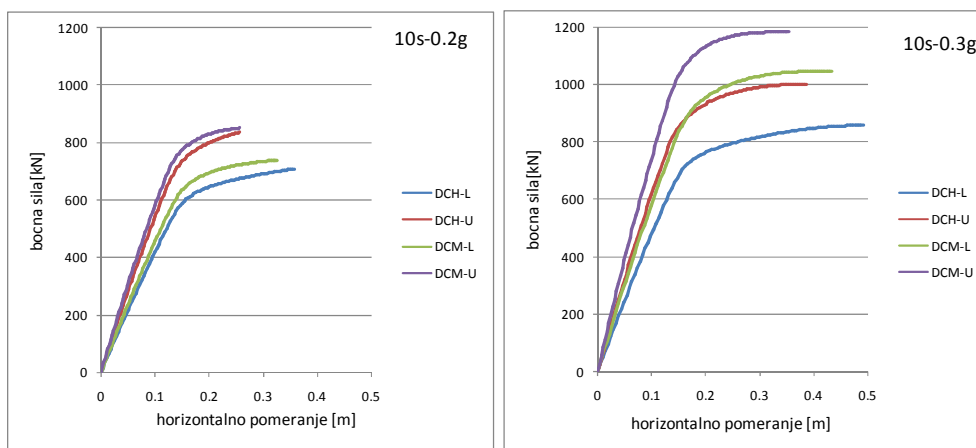
I kod okvira sa 10 spratova određene su vrednosti ciljnog pomeranja (Tabela 5.7), krive kapaciteta (Slika 5.19), oblici bočnog pomeranja (Slika 5.20) i međuspratna horizontalna pomeranja d_r u odnosu na spratnu visinu h (Slika 5.21). Na ovim dijagramima prikazane su promene za oba obrasca opterećenja. Dijagrami rasporeda plastičnih zglobova (Slika 5.22), sa označene gredama i stubovima u kojima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine kao i dijagrami zahtevane rotacije tetiva greda (Slika 5.23) i stubova (Slika 5.24) su prikazani za onu raspodelu bočnih sila usled koje je odgovor nepovoljniji pri proceni ponašanja, dok su ostali dijagrami su prikazani u Prilogu D. U tabelama su prikazane vrednosti zahtevanih duktilnosti pomeranja i krivina (Tabela 5.8). Bočno opterećenje koje se menja linearno daje veće vrednosti zahtevanih duktilnosti pomeranja i krivina za grede kod svih okvira, dok su zahtevane duktilnosti krivina stubova svih okvira veće usled uniformnog bočnog opterećenja. Zahtevane duktilnosti krivine usled zatezanja donje strane grede je veće kod okvira 10s-DCM-0.2g (4,43), 10s-DCM-0.3g (7,11) i 10s-DCH-0.3g (7,23).

Tabela 5.7 Ciljna pomeranja za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA

Ciljno pomeranje [cm]	L	U
10s-DCM-0.2g	21,7	17,1
10s-DCH-0.2g	23,9	17,1
10s-DCM-0.3g	28,9	23,6
10s-DCH-0.3g	32,8	25,7

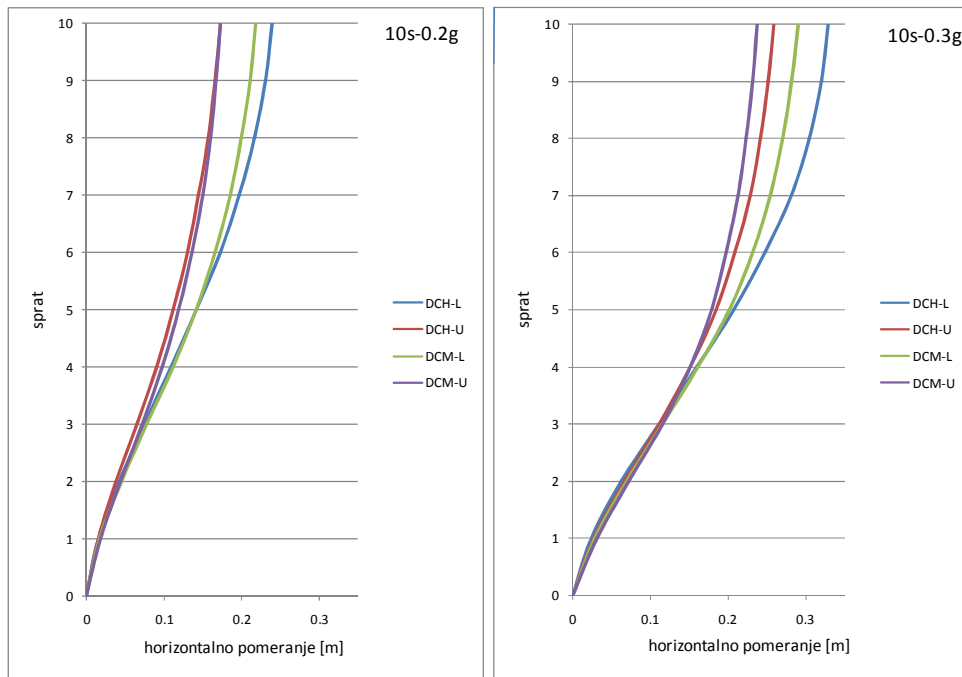
Tabela 5.8 Zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim preseccima greda i stubova okvira sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA

	Zahtevana duktilnost pomeranja	Zahtevana duktilnost krivine	
		greda	stub
10s-DCM-0.2g	1,63	3,32	1,32
10s-DCH-0.2g	1,86	4,30	1,0
10s-DCM-0.3g	2,02	4,89	3,40
10s-DCH-0.3g	2,39	6,66	2,52

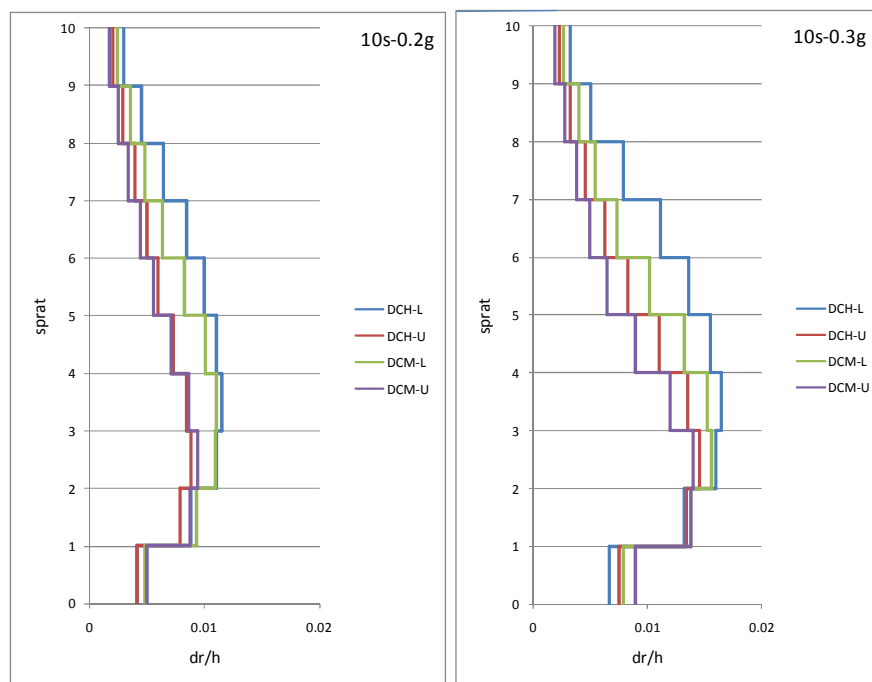


Slika 5.19 Krive kapaciteta za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA

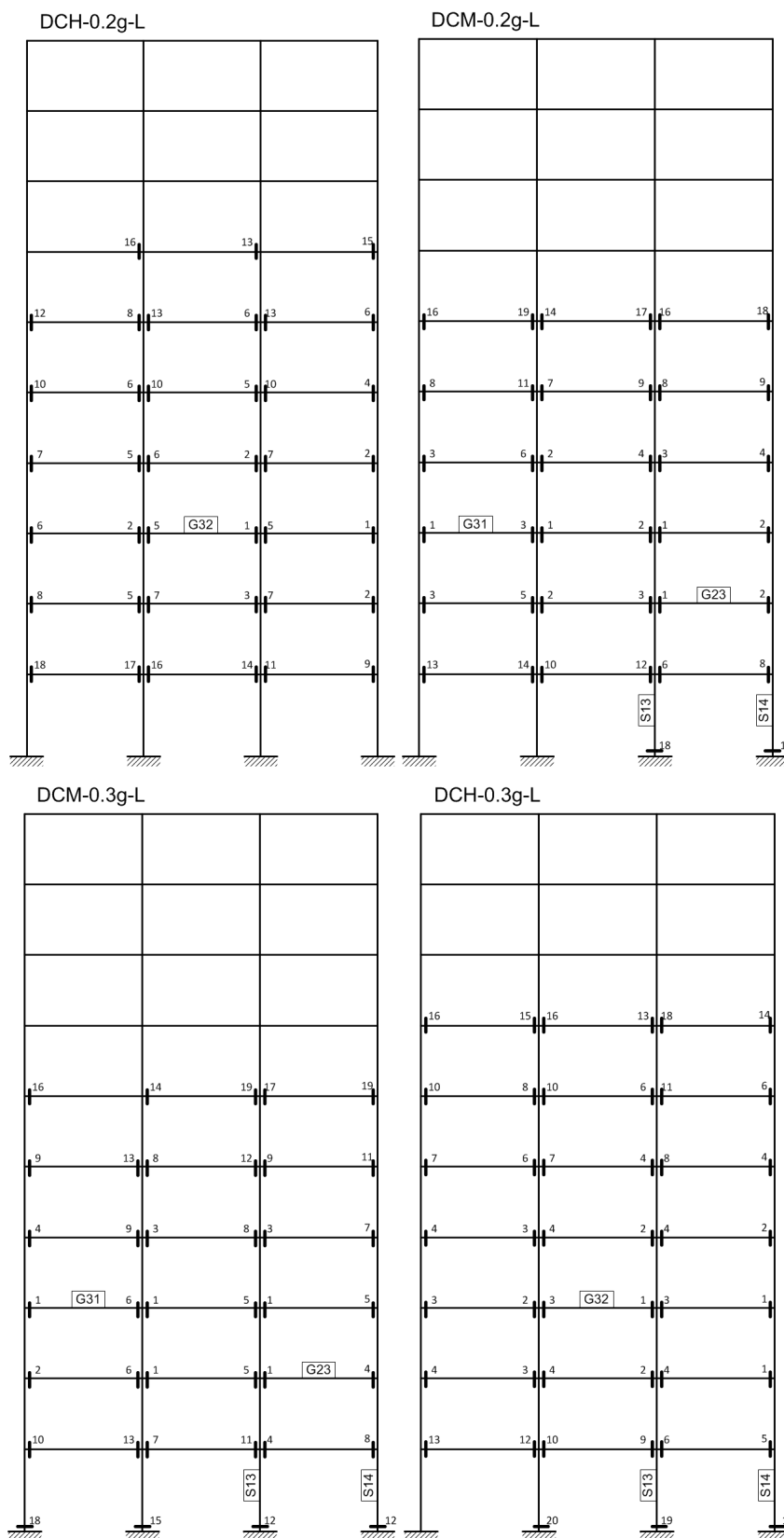
Kod okvira 10s-DCM-0.2g i 10s-DCH-0.2g usled linearnog raspodele opterećenja bočnim silama vrednosti ukupne horizontalne sile su 706 kN i 667 kN, a usled uniformnog opterećenja bočnim silama 806 kN i 770 kN, dok su kod okvira 10s-DCM-0.3g i 10s-DCH-0.3g ove sile 1025 kN i 828 kN za opterećenje "L", odnosno 1162 kN i 974 kN za opterećenje "U", respektivno.



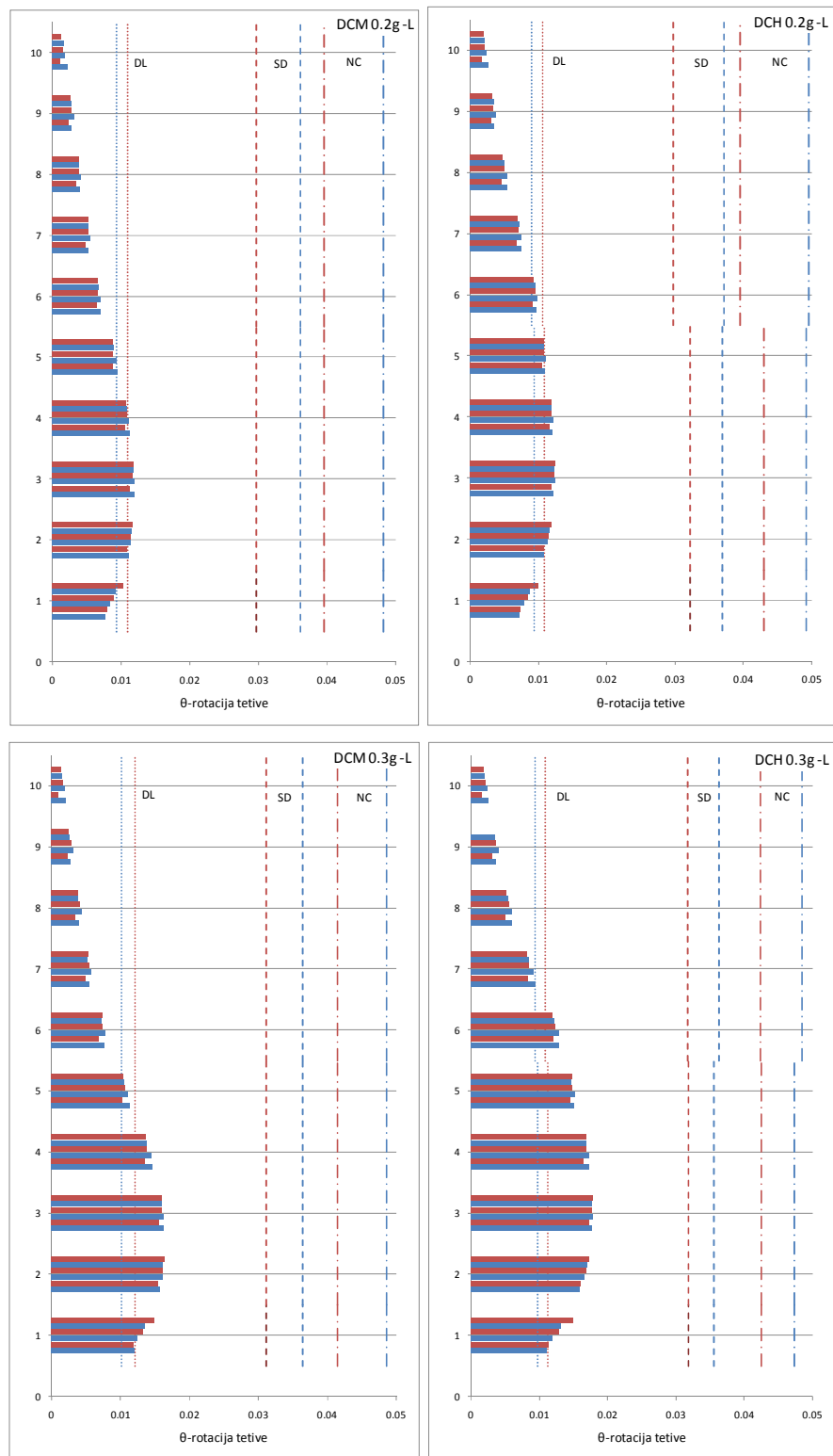
Slika 5.20 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA



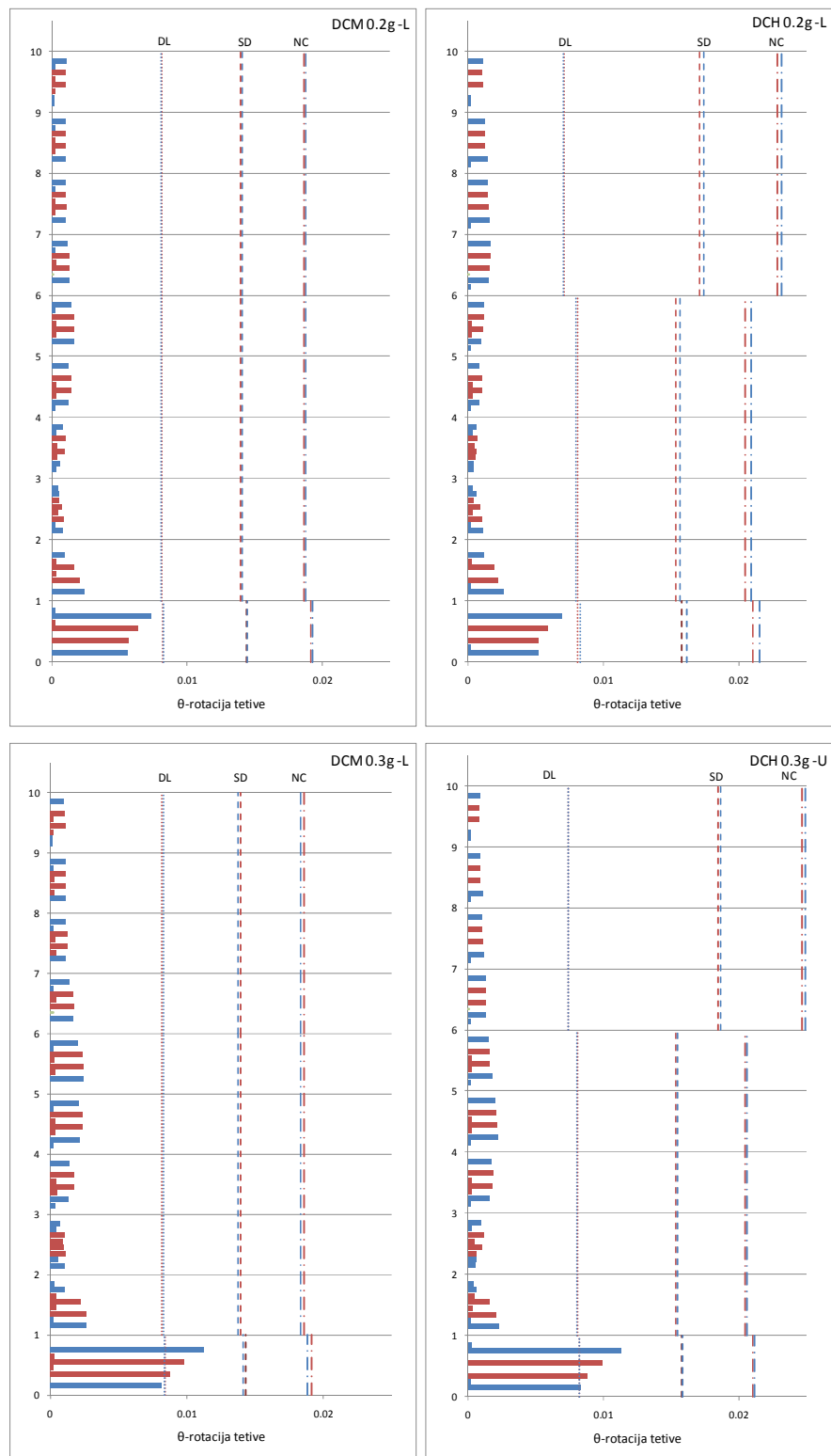
Slika 5.21 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA



Slika 5.22 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA



Slika 5.23 Zahtevane rotacije tetiva gređa za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA



Slika 5.24 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA

5.2 SEIZMIČKI ODGOVOR AB OKVIRA PRIMENOM NELINEARNE STATIČKE ANALIZE ZA GRANIČNO STANJE BLIZU RUŠENJA

Za svaku spratnost (4, 6, 8 i 10 spratova) analizirano je po četiri okvira proračunatih za različite klase duktilnosti (srednju i visoku) i različite intenzitete projektnog seizmičkog dejstva

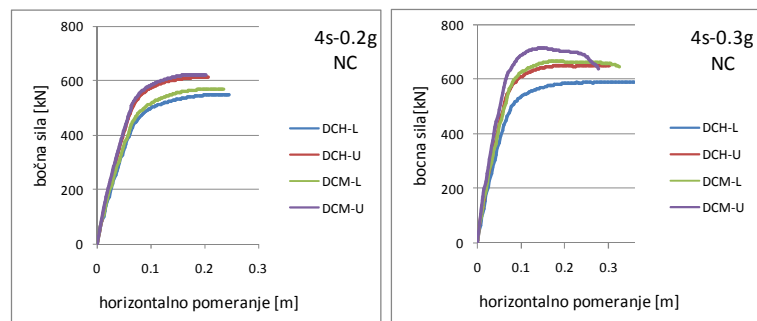
(0,2 g ili 0,3 g). Okviri su analizirani za granično stanje blizu rušenja (NC), odnosno usled seizmičkog dejstva koje po intenzitetu odgovara vrednosti od 150% od projektnog seizmičkog dejstva. Seizmički odgovor je dobijen primenom metode nelinearne statičke analize (NSA) za dva slučaja raspodele bočnih sila po visini, uz oznake kako je naveden u prethodnom potpoglavlju (5.1.). Ukupan broj urađenih nelinearnih statičkih analiza za granično stanje NC je 32. Nelinearnom statičkom analizom određena su ciljna pomeranja, krive kapaciteta, oblici bočnog pomeranja, dijagrami međuspratnog horizontalnog pomeranja, raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova, zahtevane duktilnosti pomeranja, zahtevane rotacija tetiva svih elemenata kao i zahtevane duktilnosti krivina u karakterističnim presecima greda i stubova.

5.2.1 AB OKVIR SA 4 SPRATA

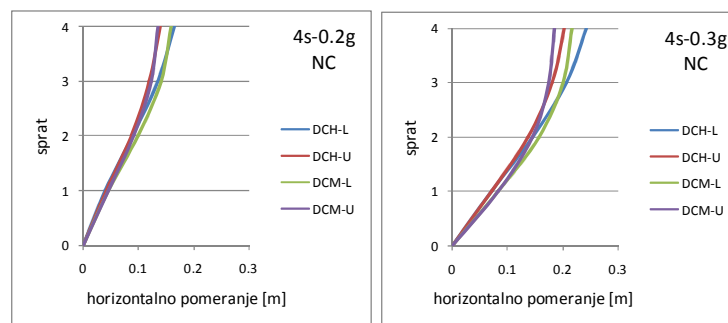
Primenom N2 metode određene su vrednosti ciljnog pomeranja za četiri AB okvira sa 4 sprata (Tabela 5.9). Na dijagramima koji slede prikazani su globalni odgovori okvira na dva oblika bočnog opterećenja: krive kapaciteta (Slika 5.25) i oblici bočnog pomeranja (Slika 5.26). Za jedan intenzitet proračunskog seizmičkog opterećenja (0.2 g ili 0.3 g) prikazani su odgovori za oba obrasca opterećenja i obe klase duktilnosti kako bi mogla da se napravi analiza odgovora u zavisnosti od duktilnosti konstrukcije.

Tabela 5.9 Ciljna pomeranja za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA

Ciljno pomeranje [cm]	L	U
4s-DCM-0.2g	15,9	13,6
4s-DCH-0.2g	16,5	13,8
4s-DCM-0.3g	21,6	18,5
4s-DCH-0.3g	24,14	20,12



Slika 5.25 Krive kapaciteta za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA

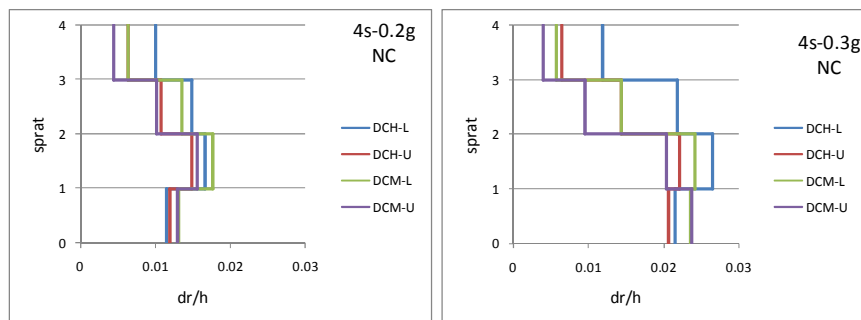


Slika 5.26 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA

Vrednosti ukupne horizontalne sile u osnovi određene su iz krive kapaciteta i kod okvira 4s-DCM-0.2g ova sila ima vrednost 569 kN usled linearne raspodele (L), odnosno 623 kN usled

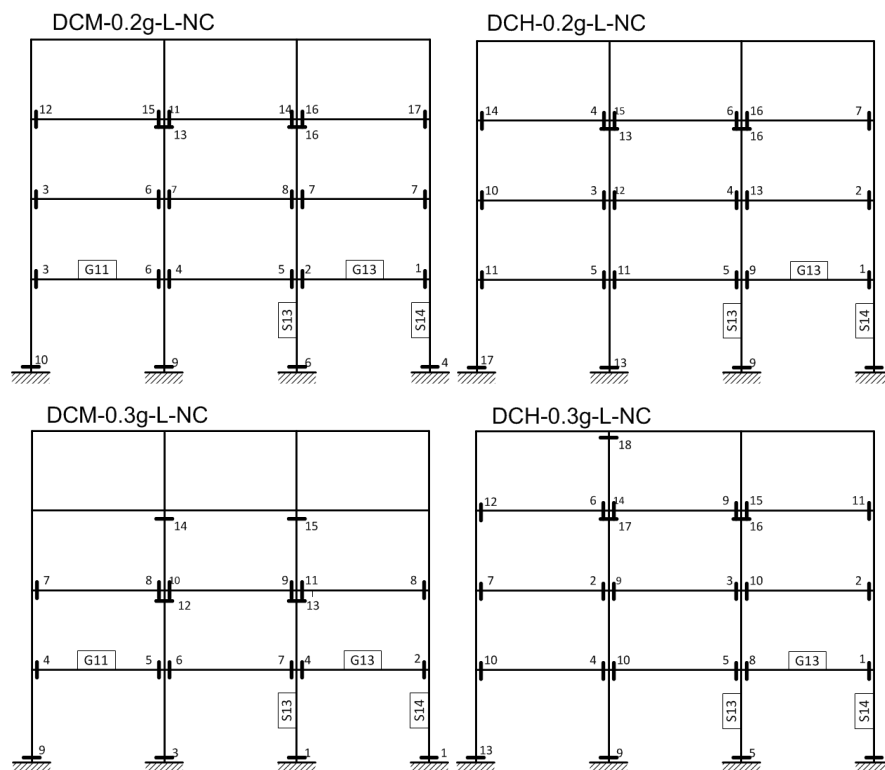
uniformne raspodele bočnih sila (U), kod okvira 4s-DCH-0.2g 550 kN (L), odnosno 613 kN (U). Za okvire 4s-DCM-0.3g i 4s-DCH-0.3g ove vrednosti su za linearnu promenu bočnih sila 666 kN, i 592 kN, dok su za uniformnu raspodelu vrednosti ukupne horizontalne sile 715 kN i 650 kN respektivno.

Međuspratno horizontalno pomeranja d_r po spratovima je određeno je u zavisnosti od spratne visine h kao odnos d_r / h (Slika 5.27). I ovi dijagrami su prikazani na gore navedeni način, u zavisnosti od proračunskog seizmičkog opterećenja na jednom dijagramu su prikazane promene za oba slučaja bočnog opterećenja i dve klase duktilnosti.



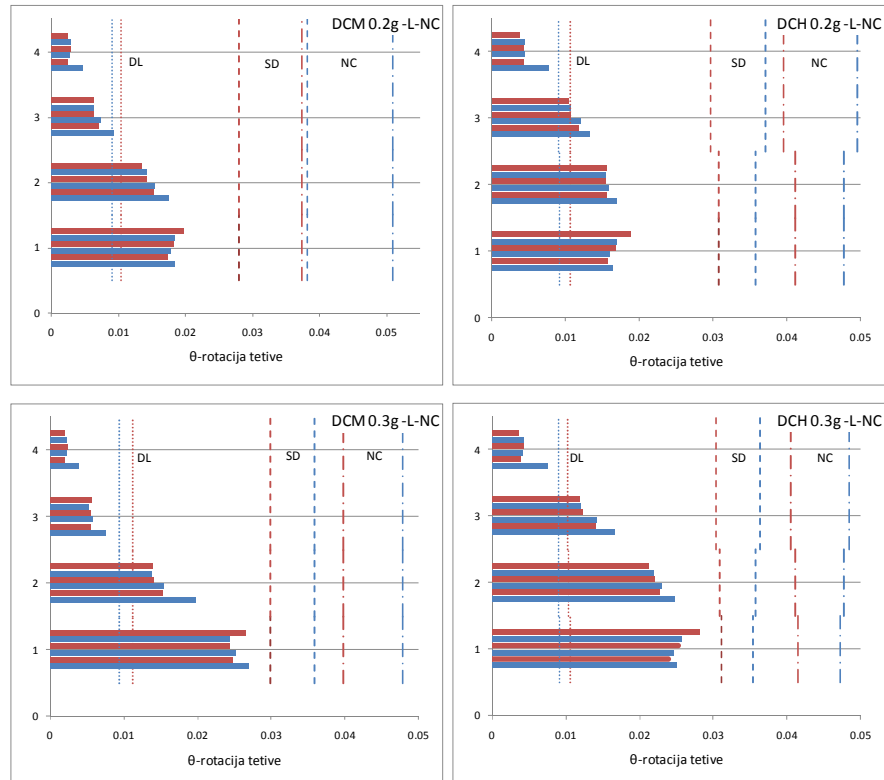
Slika 5.27 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA

Procena plastičnog mehanizma i raspodela oštećenja elemenata konstrukcije prikazana je šemom preseka u kojima su dostignute vrednosti momenata savijanja na pragu tečenja, odnosno u kojima je plastifikacija preseka započeta i na kojoj je dat i redosled plastifikacije kritičnih preseka greda i stubova (Slika 5.28). Označene su grede i stubovi u kojima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine.

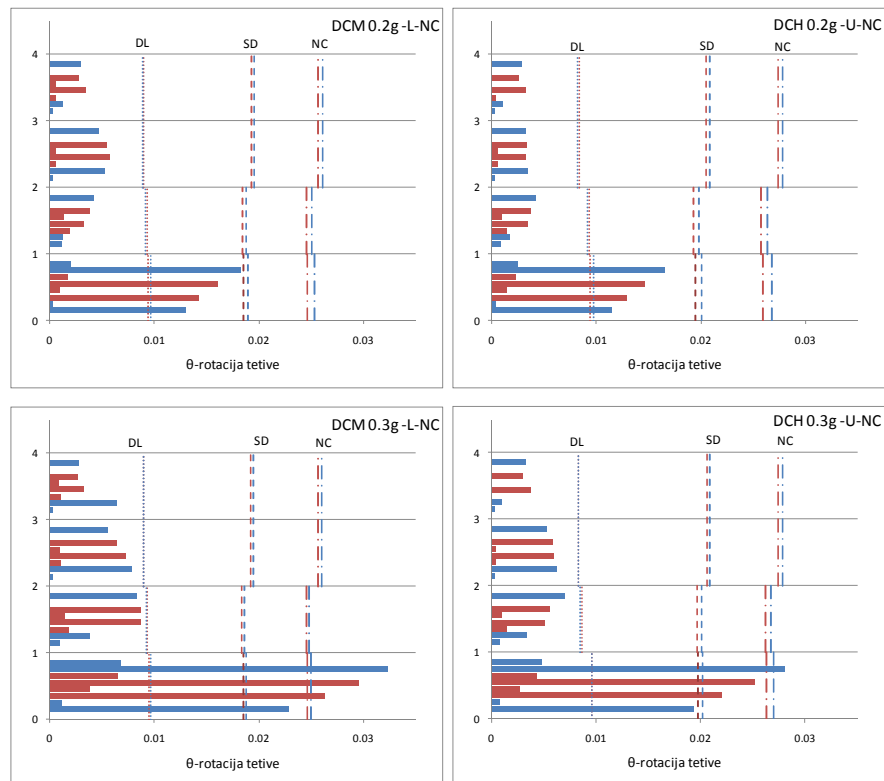


Slika 5.28 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA

Za sve elemente određene su zahtevane rotacije tetiva greda (Slika 5.29) i stubova (Slika 5.30). Od dve raspodele bočnih sila prikazani su samo oni dijagrami čije su vrednosti nepovoljnije pri proceni ponašanja. Ostali dijagrami su prikazani u Prilogu D.



Slika 5.29 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA



Slika 5.30 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA

Na osnovu određenih vrednosti ciljnog pomeranja određeni su i vrednosti zahtevane duktilnosti pomeranja, a radi procene ponašanja na lokalnom nivou određene su vrednosti zahtevane duktilnosti krivine u kritičnim preseccima greda i stubova. Ove vrednosti su određene usled obe raspodele bočnih sila i prikazane su najnepovoljnije vrednosti (Tabela 5.10). Vrednosti zahtevanih duktilnosti pomeranja su za sve okvire veće u slučaju linearno promenljivog bočnog opterećenja ("L"), što je slučaj i za vrednosti zahtevanih duktilnosti krivina greda svih okvira. Kod stubova za okvire srednje klase duktilnosti veće vrednosti su dobijene usled bočnog opterećenja "L", a za okvire visoke klase duktilnosti veće vrednosti su usled uniformnog bočnog opterećenja ("U"). Kod greda okvira 4s-DCM-0.2g i 4s-DCM-0.3g vrednosti zahtevane duktilnosti krivine usled zatezanja donje strane su veća od prikazanih u tabeli i iznose 8,22 i 12,21 respektivno.

Tabela 5.10 Zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim preseccima greda i stubova okvira sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA

	Zahtevana duktilnost pomeranja	Zahtevana duktilnost krivine	
		greda	stub
4s-DCM-0.2g	2,65	7,04	5,16
4s-DCH-0.2g	2,88	7,39	4,71
4s-DCM-0.3g	3,47	10,06	10,81
4s-DCH-0.3g	4,04	11,72	9,31

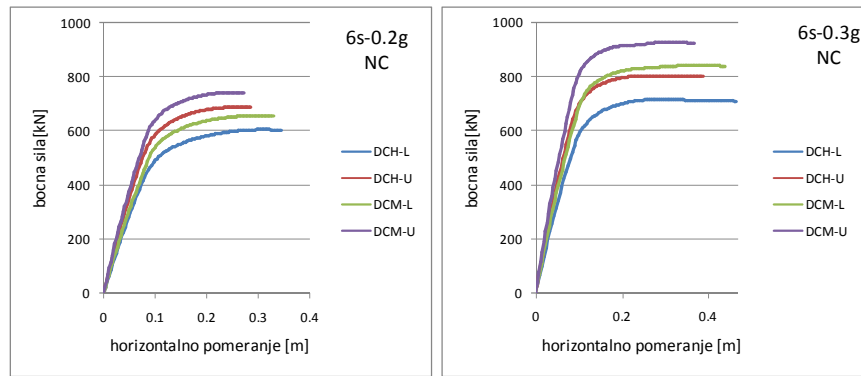
5.2.2 AB OKVIR SA 6 SPRATOVA

Kao i kod okvira sa 4 sprata i za četiri AB okvira sa 6 spratova su prvo određene vrednosti ciljnog pomeranja za oba obrasca bočnog opterećenja (Tabela 5.11).

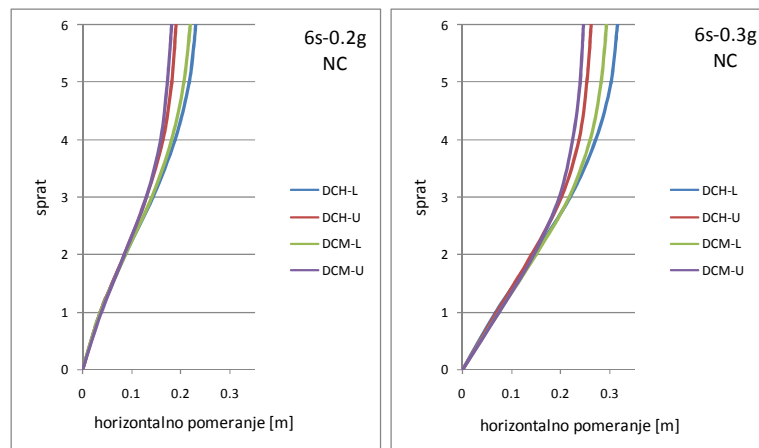
Tabela 5.11 Ciljna pomeranja za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NSA

Ciljno pomeranje [cm]	L	U
6s-DCM-0.2g	21,9	18,2
6s-DCH-0.2g	23,0	19,0
6s-DCM-0.3g	29,3	24,6
6s-DCH-0.3g	31,4	26,2

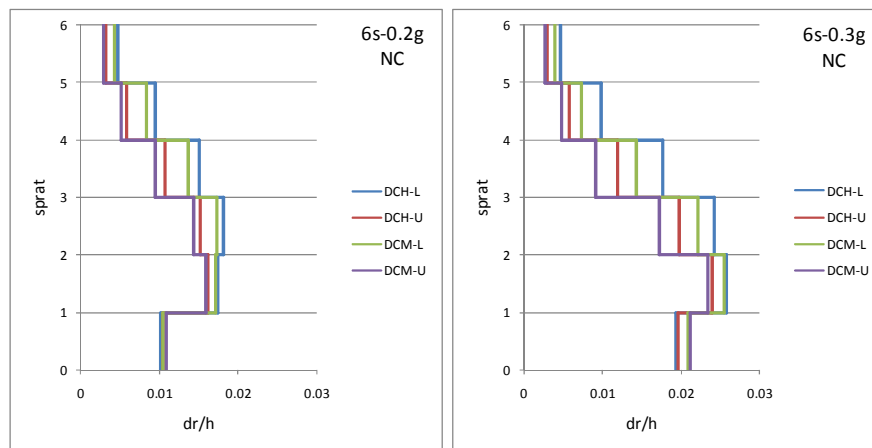
Na dijagramima koji slede prikazane su krive kapaciteta (Slika 5.31), oblici bočnog pomeranja (Slika 5.32) i odnos međuspratnog horizontalnog pomeranja d_r i spratne visine h (Slika 5.33). Vrednosti ukupne horizontalne sile u osnovi kod okvira 6s-DCM-0.2g i 6s-DCH-0.2g usled linearne promene bočnih sila su 657 kN i 605 kN respektivno, odnosno usled uniformnih sila redom 742 kN i 688 kN, dok su kod okvira 6s-DCM-0.3g i 6s-DCH-0.3g vrednosti ukupne horizontalne sile u osnovi 842 kN i 716 kN (usled opterećenja "L") i 928 kN i 801 kN (usled opterećenja "U").



Slika 5.31 Krive kapaciteta za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NSA



Slika 5.32 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NSA



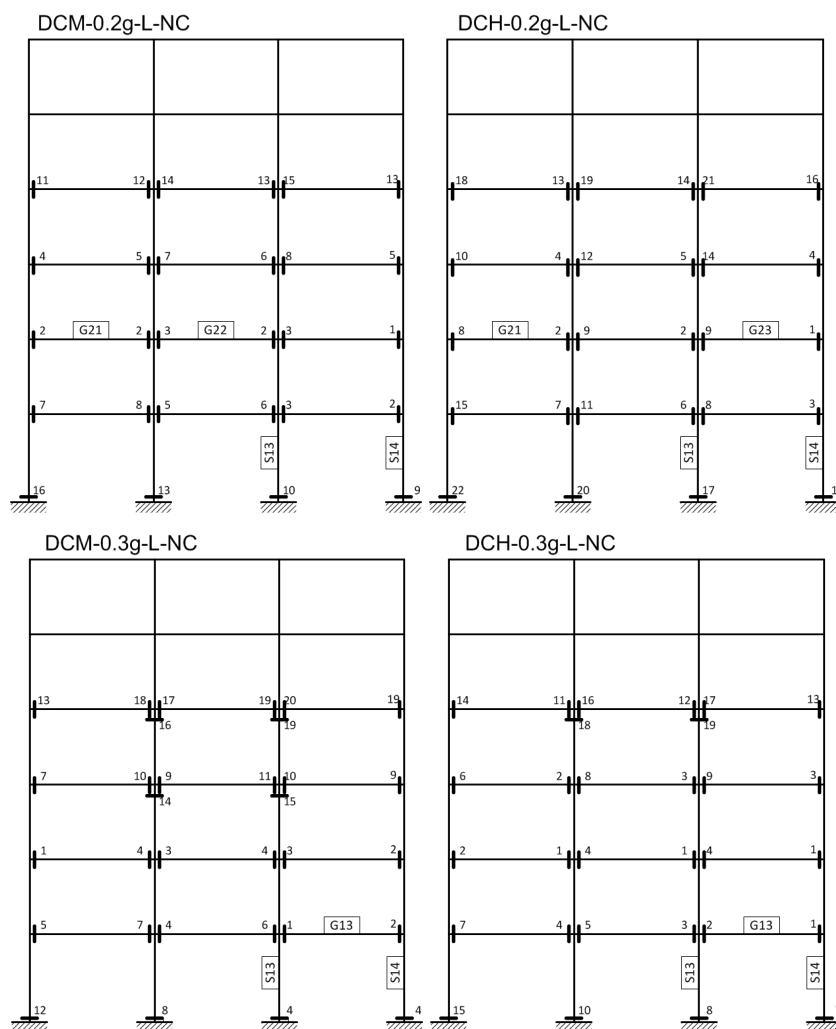
Slika 5.33 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NSA

Redosled formiranja plastičnih zglobova i njihov raspored je prikazan za analizirane okvire sa 6 spratova za merodavane raspodele bočnih sila (Slika 5.34). Na svakoj šemi plastičnih zglobova označene su grede i stubovi u kojima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine. U tabeli su date zahtevane duktilnosti pomeranja i vrednosti zahtevane duktilnosti krivina greda i stubova pri nelinearnim statičkim analizama za onu raspodelu bočnog opterećenja pri kojoj se javljaju najveće vrednosti (Tabela 5.12). Za sve okvire veće vrednosti zahtevanih duktilnosti pomeranja su usled bočnog opterećenja "L". Najveće vrednosti zahtevanih duktilnosti krivina greda svih okvira su takođe veće usled bočnog opterećenja "L", dok su za stubove najveće vrednosti zahtevanih duktilnosti krivina svih okvira usled bočnih opterećenja "U". Zahtevane duktilnosti krivine grede usled zatezanja donje strane su veće od odgovarajuć

pri zatezanju gornje strane kod okvira 6s-DCM-0.2g, 6s-DCM-0.3g i 6s-DCH-0.3g i iznose 8,26, 13,04 i 12,79 respektivno.

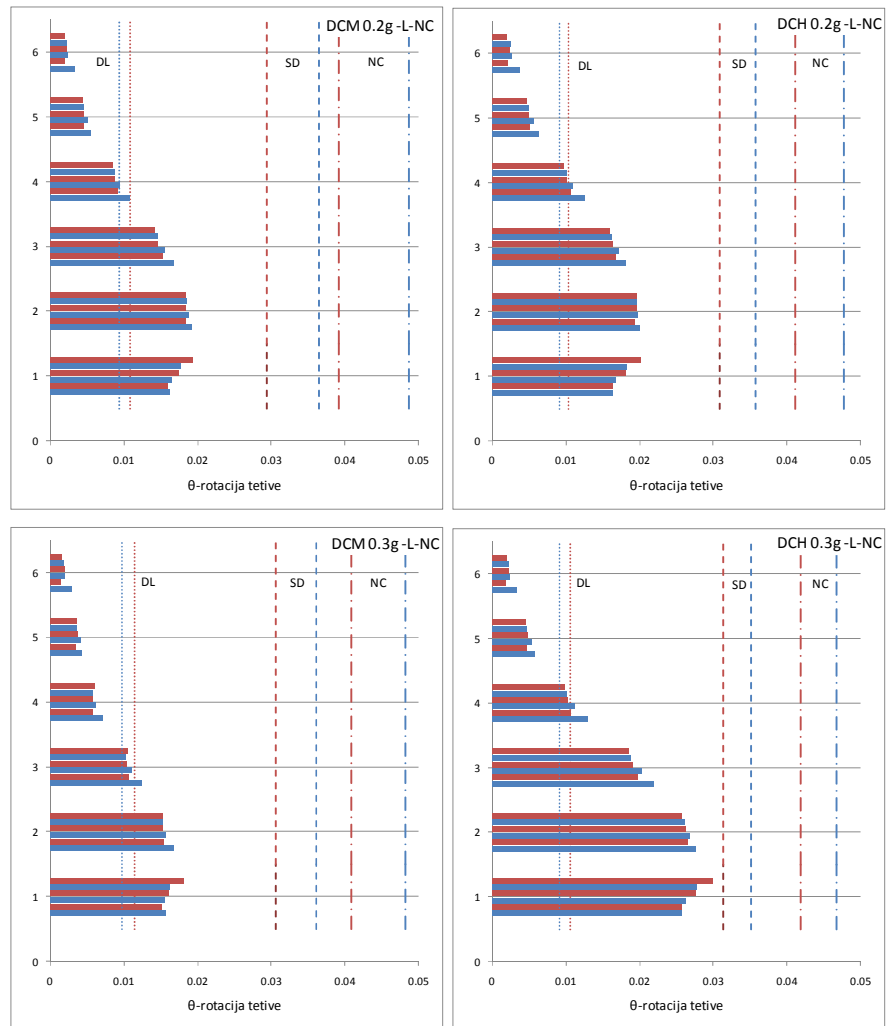
Tabela 5.12 Zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NSA

	Zahtevana duktilnost pomeranja	Zahtevana duktilnost krivine	
		greda	stub
6s-DCM-0.2g	2,57	6,84	4,17
6s-DCH-0.2g	3,14	8,68	4,08
6s-DCM-0.3g	3,13	10,36	10,22
6s-DCH-0.3g	3,72	12,42	9,53

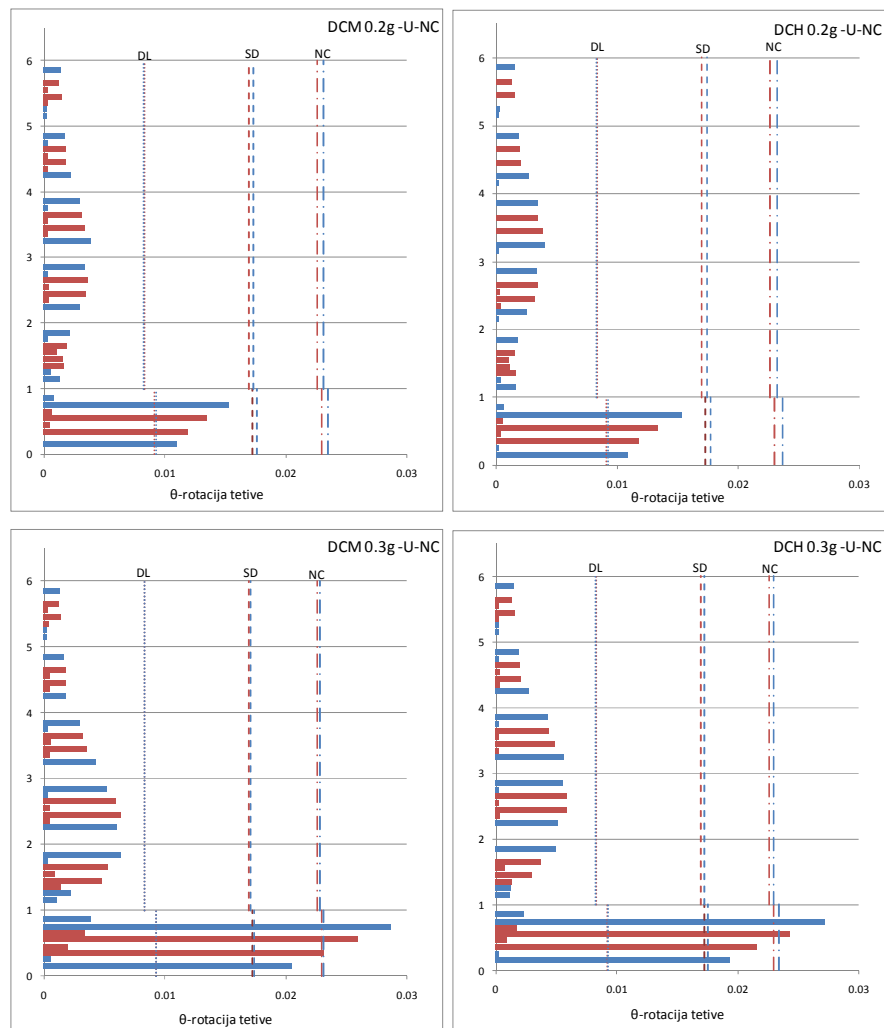


Slika 5.34 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 6 spratova opterećenja za granično stanje NC primenom NSA

Prikazani su određene zahtevane rotacije tetiva greda (Slika 5.35) i stubova (Slika 5.36). Od dve raspodele bočnih sila prikazani su samo oni dijagrami čije su vrednosti nepovoljnije pri proceni ponašanja. Ostali dijagrami su prikazani u Prilogu D.



Slika 5.35 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NSA



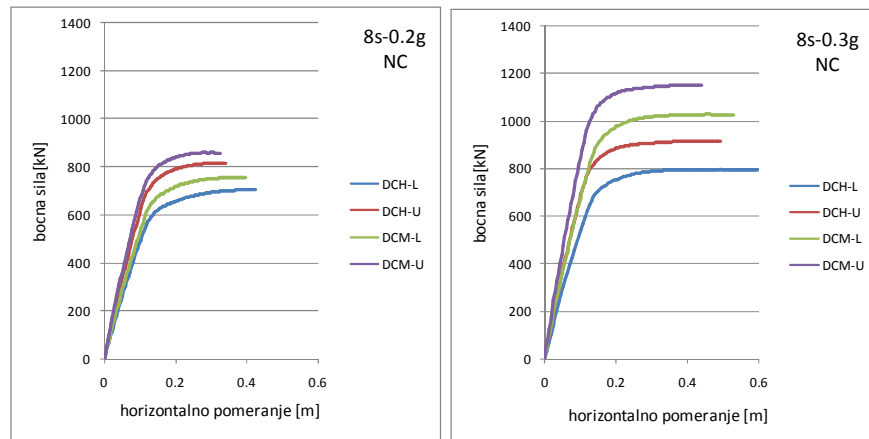
Slika 5.36 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NSA

5.2.3 AB OKVIR SA 8 SPRATOVA

Kao i kod prethodnih okvira i za četiri AB okvira sa 8 spratova su određene vrednosti ciljnog pomeranja za obe raspodele bočnog opterećenja (Tabela 5.13), krive kapaciteta (Slika 5.37) i oblici bočnog pomeranja (Slika 5.38).

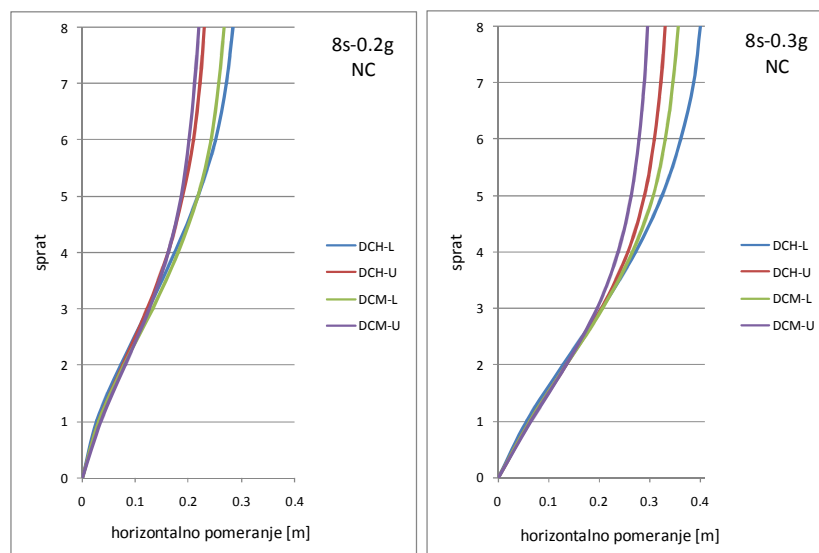
Tabela 5.13 Ciljna pomeranja za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA

Ciljno pomeranje [cm]	L	U
8s-DCM-0.2g	26,6	21,8
8s-DCH-0.2g	28,3	22,9
8s-DCM-0.3g	35,5	29,4
8s-DCH-0.3g	39,9	32,9



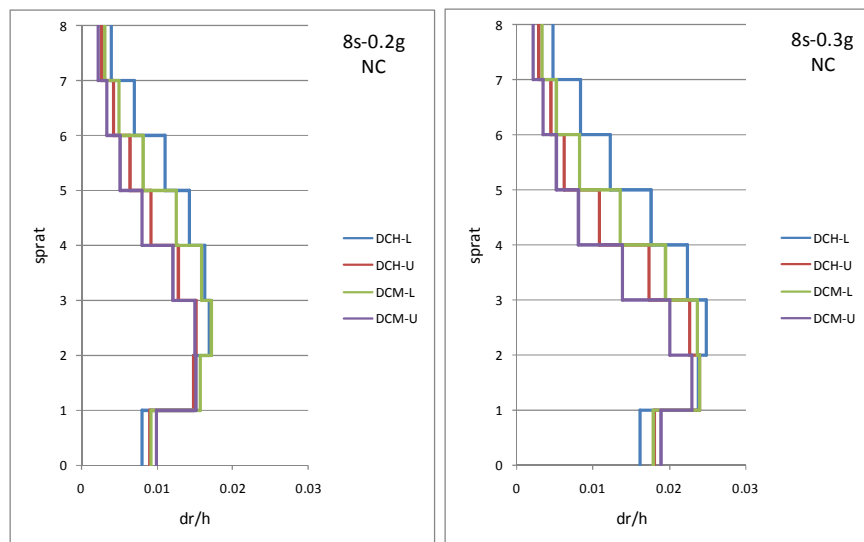
Slika 5.37 Krive kapaciteta za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA

Na osnovu krive kapaciteta kod okvira 8s-DCM-0.2g i 8s-DCH-0.2g vrednosti ukupne horizontalne sile su 754 kN i 704 kN, usled linearnog obrasca opterećenja bočnim silama, a usled uniformnog opterećenja bočnim silama 858 kN i 815 kN, dok su kod okvira 8s-DCM-0.3g i 8s-DCH-0.3g ove sile 1027 kN i 796 kN za raspodelu opterećenja L, odnosno 1150 kN i 913 kN za raspodelu opterećenja U.



Slika 5.38 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA

Prikazan je odnos međuspratnog horizontalnog pomeranja d_r i spratne visine h (Slika 5.39). Krive kapaciteta, dijagrami oblika bočnog pomeranja i međuspratnog horizontalnog pomeranja su dati za obe raspodele bočnih sila.



Slika 5.39 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA

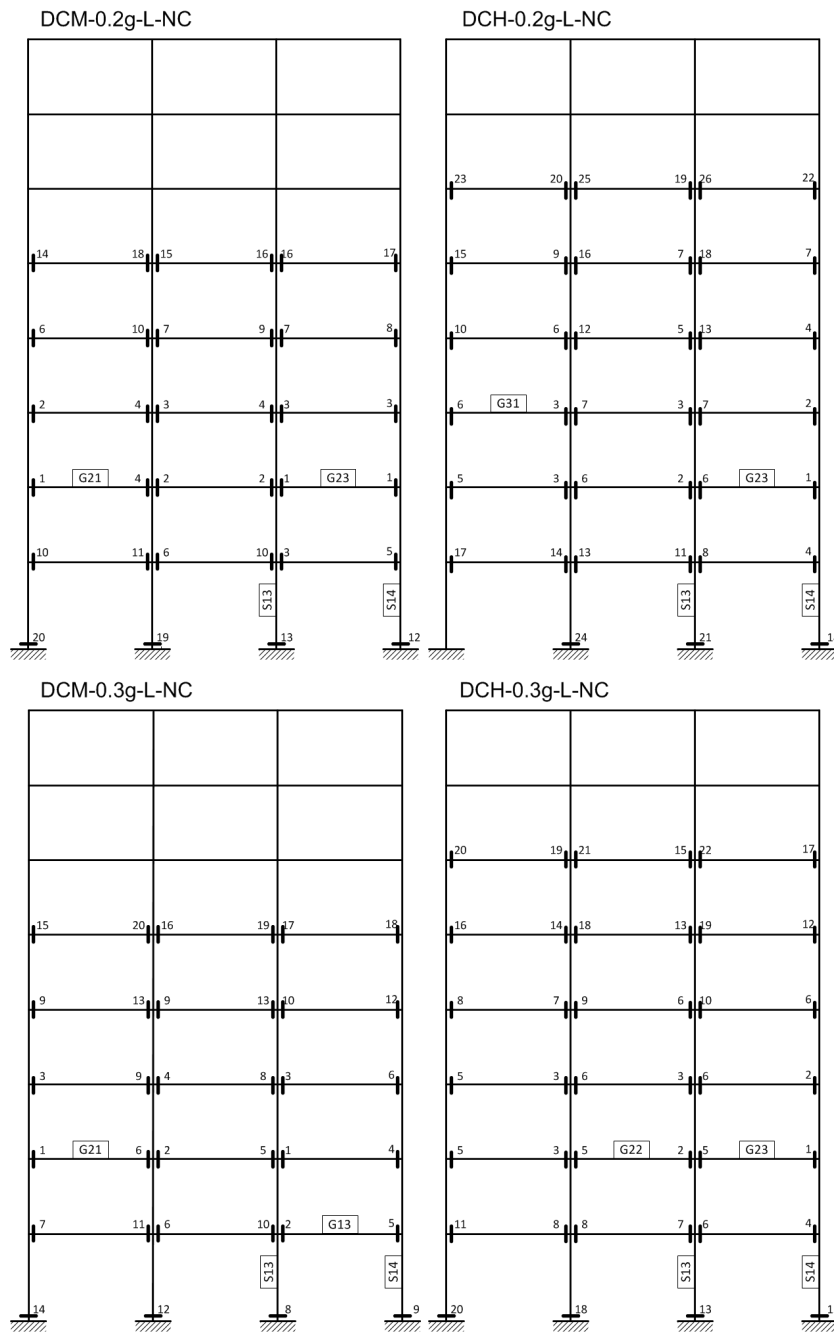
Raspored plastičnih zglobova i redosled njihovog formiranja sa označene gredama i stubovima u kojima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine je prikazan za merodavan slučaj bočnog opterećenja (Slika 5.40). Usled linearne promene bočnih sila broj plastičnih zglobova odgovarajućeg okvira je veću nego pri uniformnoj raspodeli bočnih sila.

Prikazani su određene zahtevane rotacije tetiva greda (Slika 5.41) i stubova (Slika 5.42) na načina kako je ranije objašnjeno. Od dve raspodele bočnih sila prikazani su samo oni dijagrami čije su vrednosti nepovoljnije pri proceni ponašanja. Ostali dijagrami su prikazani u Prilogu D.

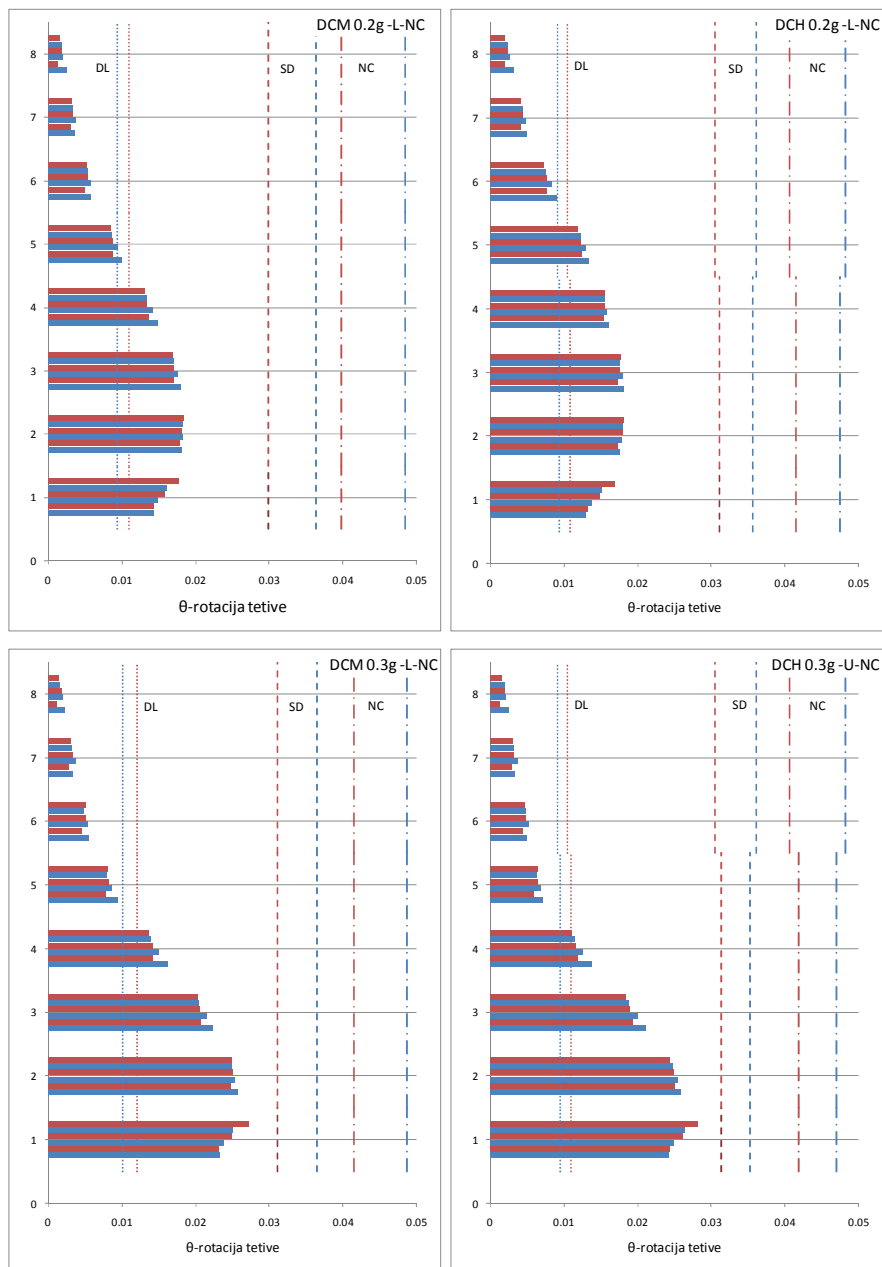
Date su i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivina greda i stubova pri nelinearnim statičkim analizama (Tabela 5.14). Za sve okvire zahtevane duktilnosti pomeranja su veće za slučaj bočnog opterećenja "L". Kod vrednosti zahtevanih duktilnosti krivina bočno opterećenje "U" je merodavno za stubove svih okvira, dok su za grede veće vrednosti zahtevane duktilnosti krivine dobijene usled linearno promenljivog bočnog opterećenja. Zahtevane duktilnosti krivine greda usled zatezanja donje strane kod okvira 8s-DCM-0.2g, 8s-DCM-0.3g i 8s-DCH-0.3g iznose 8,14, 12,26 i 12,63 respektivno.

Tabela 5.14 Zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA

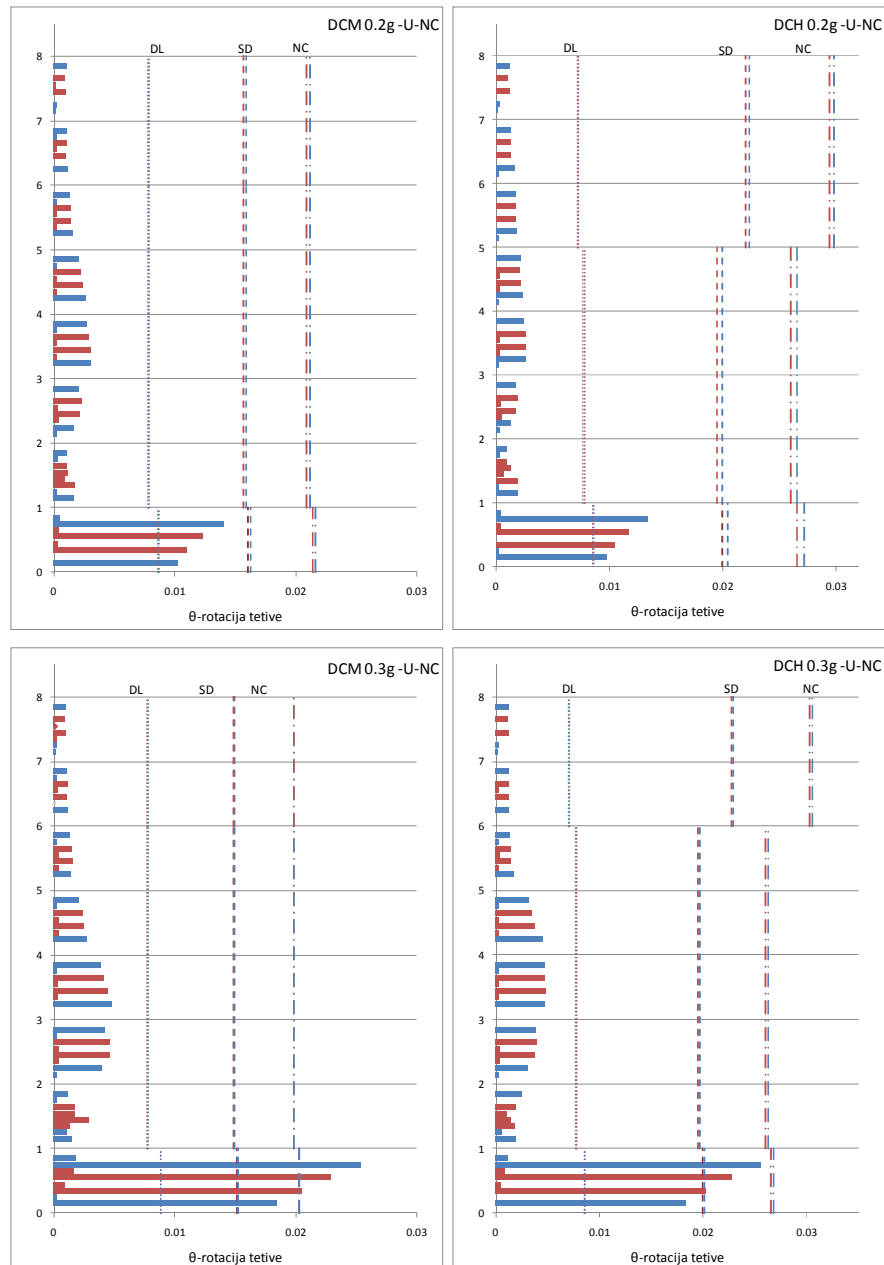
	Zahtevana duktilnost pomeranja	Zahtevana duktilnost krivine	
		greda	stub
8s-DCM-0.2g	2,38	6,63	4,02
8s-DCH-0.2g	2,64	7,23	3,47
8s-DCM-0.3g	2,94	9,32	9,18
8s-DCH-0.3g	3,58	11,51	8,73



Slika 5.40 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 8 spratova opterećenja za granično stanje NC primenom NSA



Slika 5.41 Zahtevane rotacije tetiva gređa za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA



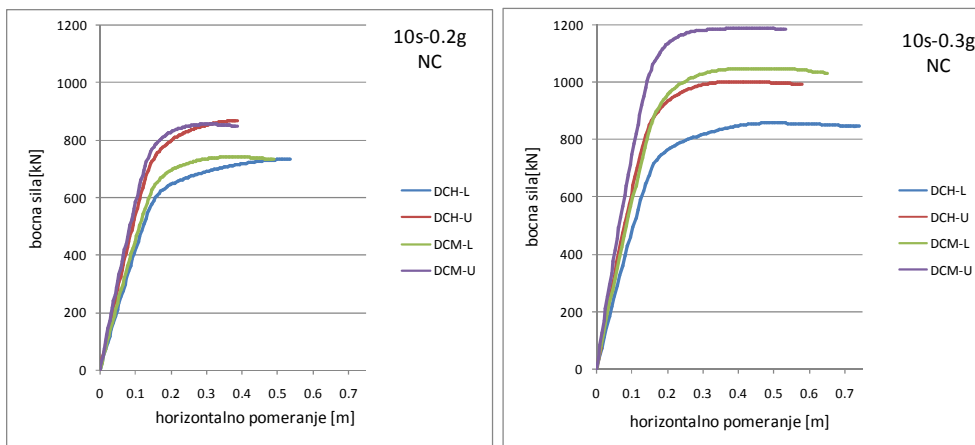
Slika 5.42 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA

5.2.4 AB OKVIR SA 10 SPRATOVA

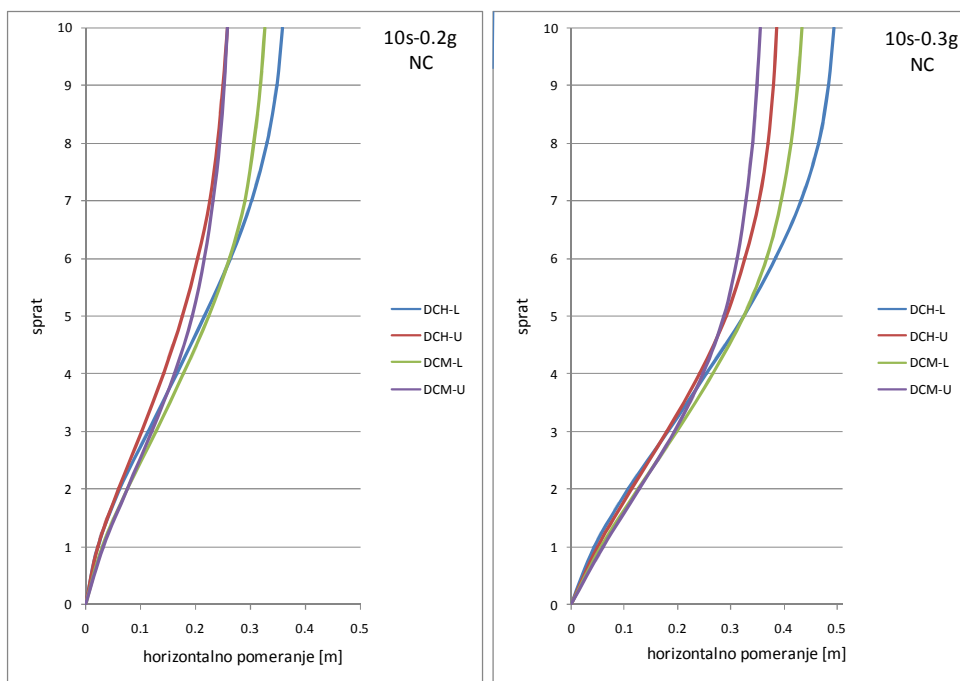
Za četiri okvira sa 10 spratova vrednosti ciljnog pomeranja određene su primenom N2 metode (Tabela 5.15), a zatim su određene i prikazne krive kapaciteta (Slika 5.43), oblici bočnog pomeranja (Slika 5.44), međuspratna horizontalna pomeranja (Slika 5.45). Na ovim dijagramima su prikazane promene za obe raspodele opterećenja. Kod okvira 10s-DCM-0.2g i 10s-DCH-0.2g usled linearnog raspodele opterećenja bočnim silama vrednosti ukupne horizontalne sile su 742 kN i 734 kN, a usled uniformnog opterećenja bočnim silama 856 kN i 869 kN, dok su kod okvira 10s-DCM-0.3g i 10s-DCH-0.3g ove sile 1046 kN i 858 kN, odnosno 1187 kN i 1000 kN respektivno. Rasporedi plastičnih zglobova (Slika 5.46) sa označene gredama i stubovima u kojima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine prikazani su za merodavni slučaj raspodele bočnih sila. Dijagrami zahtevane rotacije tetiva greda (Slika 5.47) i stubova (Slika 5.48), su takođe prikazani samo za slučaj merodavne raspodele bočnih sila. Ostali rezultati su prikazani u Prilogu D.

Tabela 5.15 Ciljna pomeranja za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA

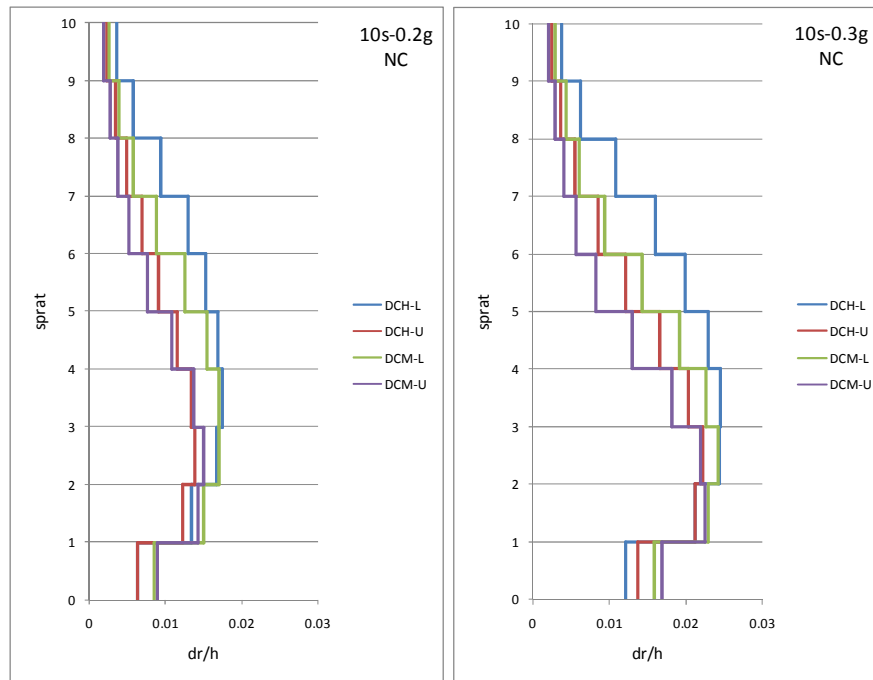
Ciljno pomeranje [cm]	L	U
10s-DCM-0.2g	32,5	25,7
10s-DCH-0.2g	35,8	25,7
10s-DCM-0.3g	43,3	35,4
10s-DCH-0.3g	49,3	38,6



Slika 5.43 Krive kapaciteta za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA



Slika 5.44 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA

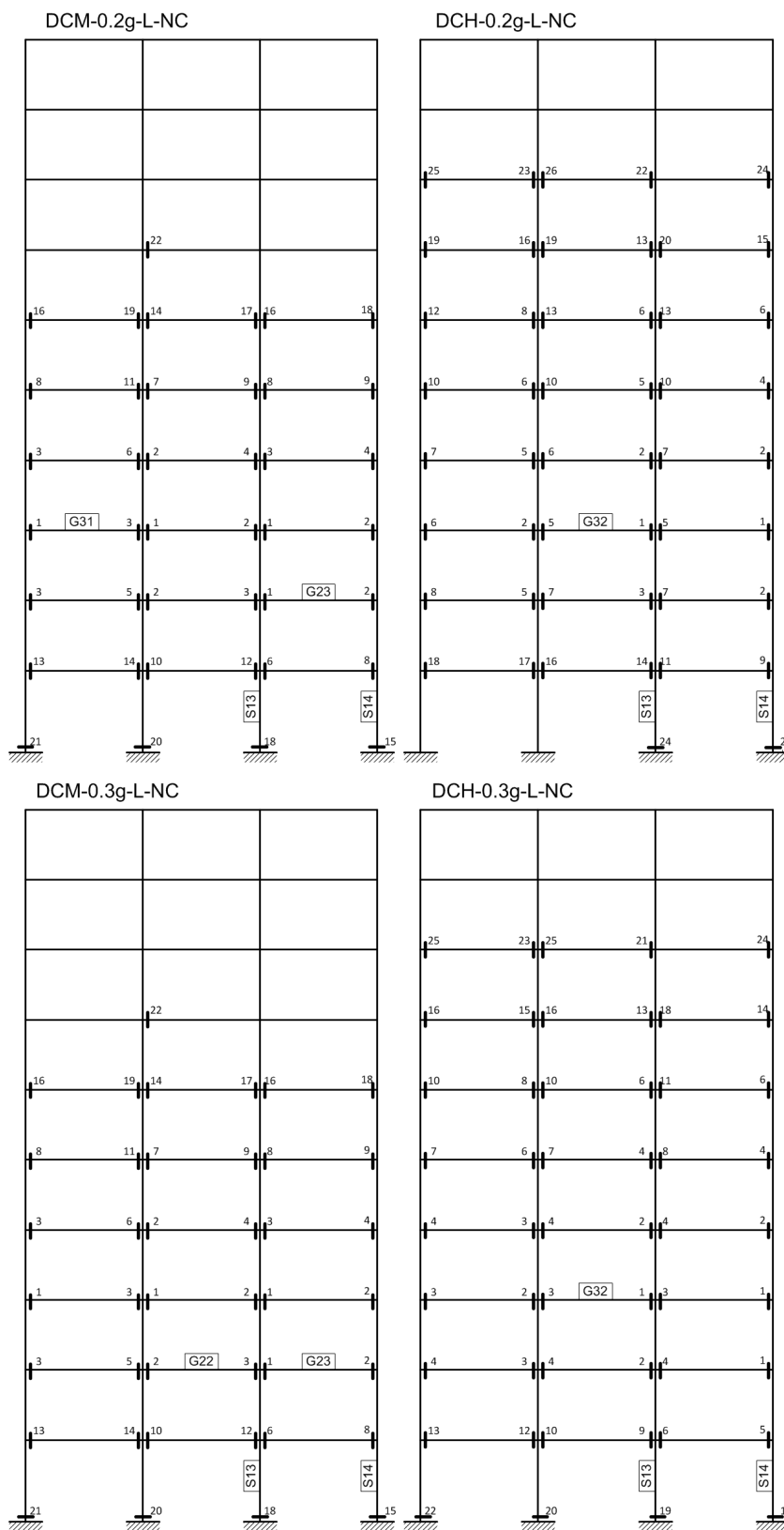


Slika 5.45 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA

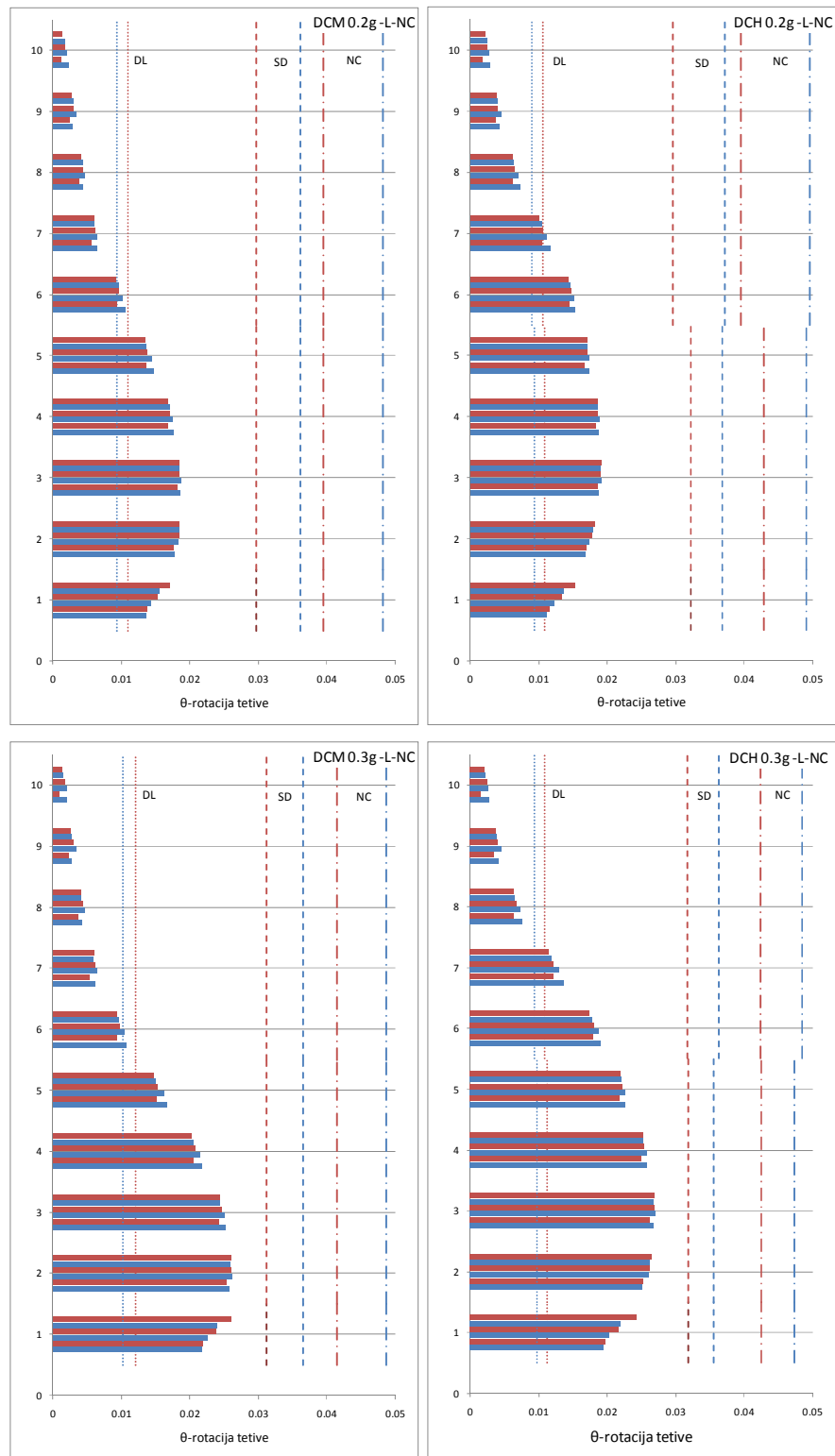
Vrednosti zahtevanih duktilnosti pomeranja i krivina su dati za merodavnu raspodelu bočnih sila (Tabela 5.16). Bočno opterećenje sa linearnom raspodelom daje veće vrednosti zahtevanih duktilnosti pomeranja i krivina za grede kod svih okvira, dok su zahtevane duktilnosti krivina stubova svih okvira veće usled uniformnog bočnog opterećenja. Zahtevane duktilnosti krivine usled zatezanja donje strane grede su veće kod okvira 10s-DCM-0.2g (8,40), 10s-DCM-0.3g (12,71) i 10s-DCH-0.3g (12,47).

Tabela 5.16 Zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA

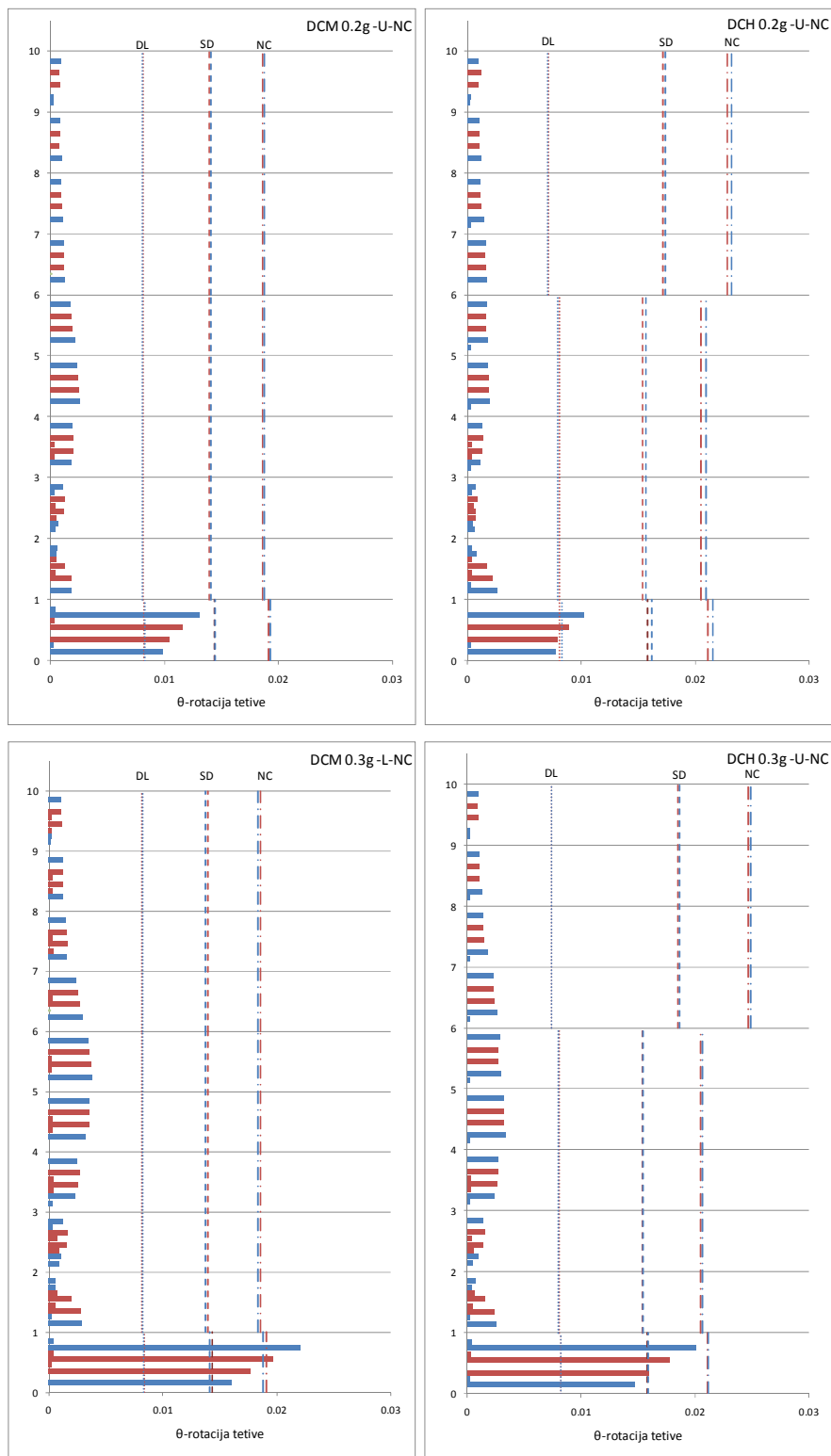
	Zahtevana duktilnost pomeranja	Zahtevana duktilnost krivine	
		greda	stub
10s-DCM-0.2g	2,44	6,71	3,66
10s-DCH-0.2g	2,78	7,71	1,84
10s-DCM-0.3g	3,03	9,33	8,7
10s-DCH-0.3g	3,58	11,20	6,75



Slika 5.46 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 10 spratova opterećenja za granično stanje NC primenom NSA



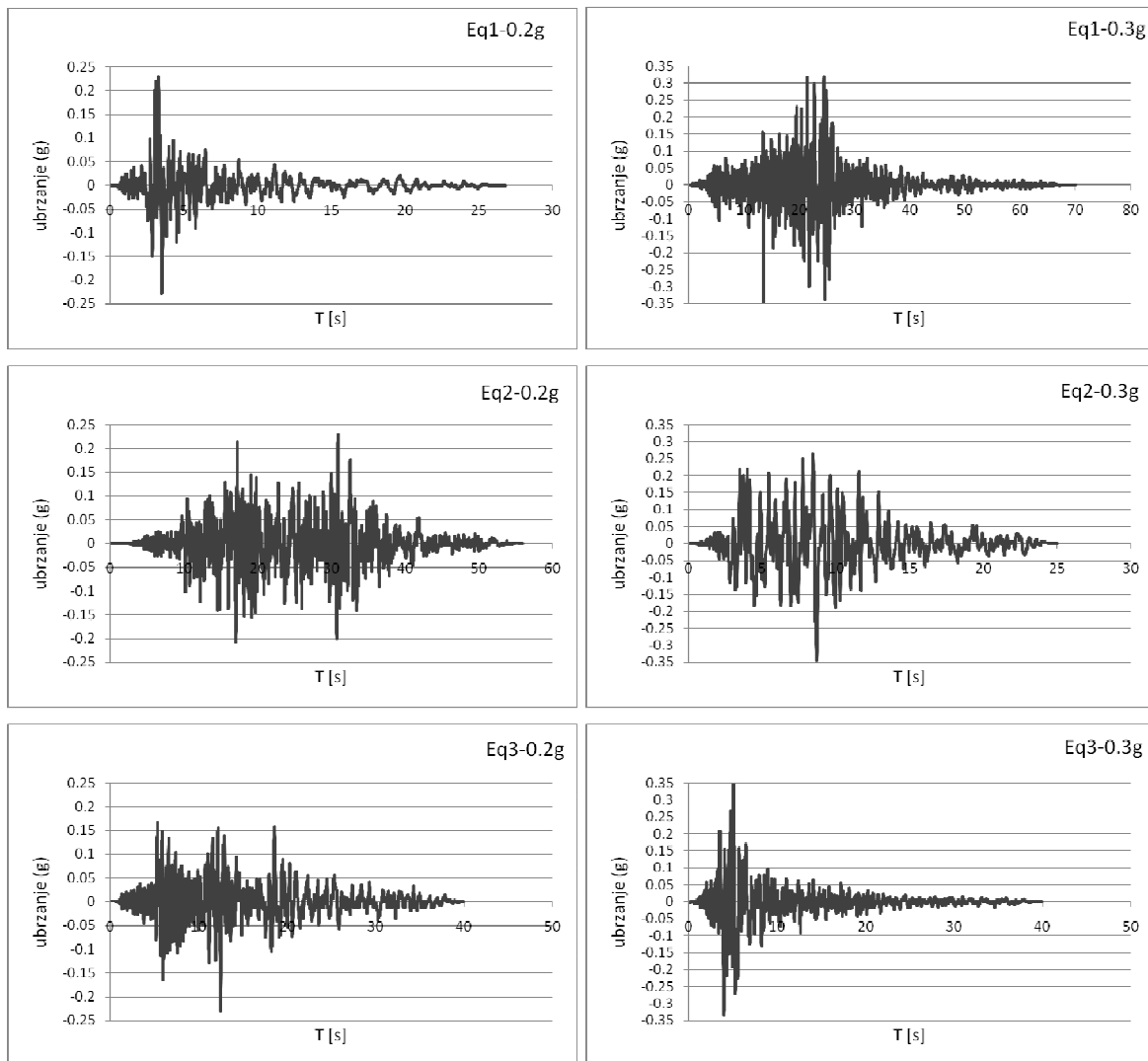
Slika 5.47 Zahtevane rotacije tetiva gređa za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA



Slika 5.48 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA

5.3 SEIZMIČKI ODGOVOR AB OKVIRA PRIMENOM NELINEARNE DINAMIČKE ANALIZE ZA GRANIČNO STANJE ZNAČAJNOG OŠTEĆENJA

Procena stanja šesnaest AB okvira različite spratnosti (4,6,8 i 10), duktilnosti (srednja i visoka) i različitog intenzitete projektnog seizmičkog dejstva (0,2 g ili 0,3 g) određena je metodom nelinearne dinamičke analize (NDA) za granično stanje značajnog oštećenja (SD). Dva seta sa po tri zapisa akceleroograma (za $a_g = 0,2$ g i $a_g = 0,3$ g) su skalirana na vrednost $a_g S$ (Slika 5.49).

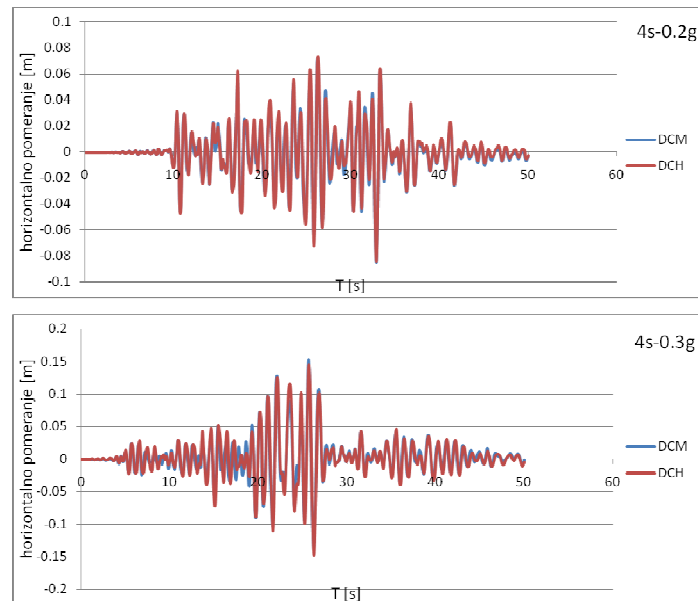


Slika 5.49 Vremenski zapisi ubrzanja za nelinearnu dinamičku analizu skalirani na vrednost $a_g S$

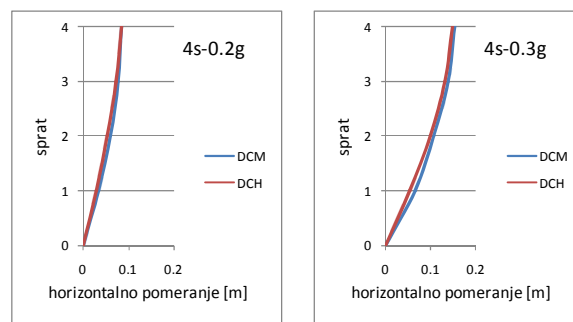
Nelinearnom dinamičkom analizom određeni su dijagrami pomeranja vrha okvira u funkciji vremena, oblici bočnog pomeranja, dijagrami međuspratnog relativnog horizontalnog pomeranja, šeme plastifikacije okvira i određene su vrednosti pomeranja vrha okvira, zahtevane duktilnosti pomeranja, zahtevane rotacije tetiva svih elemenata u kritičnim preseccima, kao i zahtevane duktilnosti krivina u karakterističnim preseccima. Kod određivanja zahtevane duktilnosti krivina greda prikazane su vrednosti za zatezanje gornje strane grede, iz razloga što je raspoloživa duktilnost krivine greda usled zatezanja donje strane znatna. Date su samo najnepovoljnije vrednosti odgovora usled tri akceleregrama jednog seta. Ostali odgovori su prikazani u Prilogu D. Ukupan broj urađenih nelinearnih dinamičkih analiza za granično stanje SD je 48.

5.3.1 AB OKVIR SA 4 SPRATA

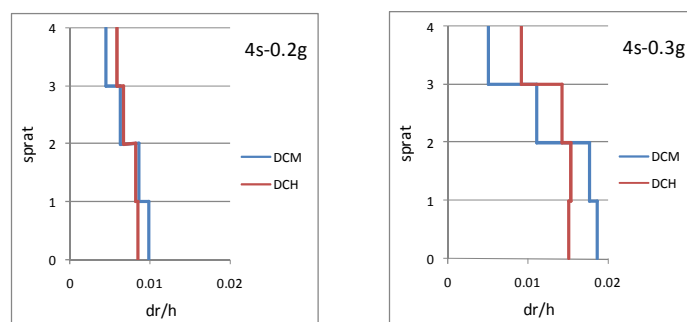
Globalni odgovor okvira sa 4 sprata u vidu dijagrama pomeranja vrha okvira (kontrolnog čvora) tokom vremena dat je u zavisnosti od seizmičkog dejstva za obe klase duktilnosti (Slika 5.50). Prikazani su oblici bočnog pomeranja (Slika 5.51) koji daju maksimalne vrednosti pomeranja vrha okvira i pri tome isti akceleroگرام daje maksimalne vrednosti za obe klase duktilnosti odgovarajućeg seizmičkog projektog dejstva. Međuspratno horizontalno pomeranja d_r po spratovima je određeno je u zavisnosti od spratne visine h kao odnos d_r / h (Slika 5.52). Prikazani su oni odgovori za svaki od četiri AB okvira sa 4 sprata kod kojih su vrednosti međuspratnog pomeranja najveće. Na ove tri slike prikazani su na jednom dijagramu odgovori za dve klase duktilnosti (DCM i DCH), a pri istom projektom seizmičkom dejstvu (0,2 g ili 0,3 g).



Slika 5.50 Pomeranje vrha okvira sa 4 sprata u funkciji vremena za granično stanje SD

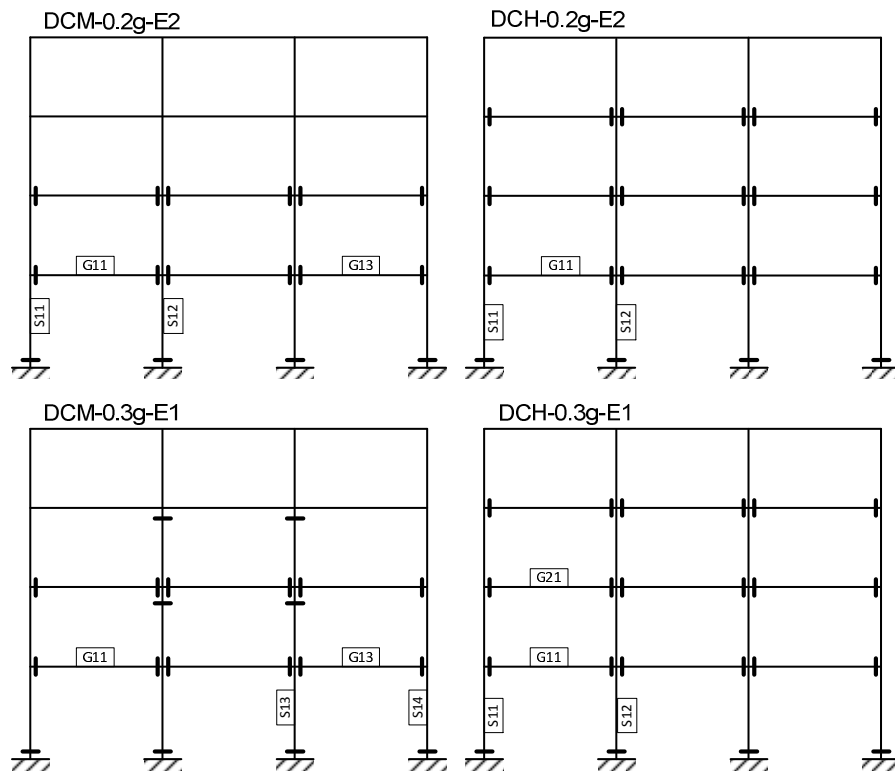


Slika 5.51 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA



Slika 5.52 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA

Raspodela oštećenja konstrukcije je data kroz šemu preseka u kojima su dostignute vrednosti momenata savijanja na pragu tečenja, odnosno u kojima je plastifikacija preseka započeta. Prikazane su šeme rasporeda plastičnih zglobova za najnepovoljniji odgovor, odnosno odgovor kod koga je plastifikacija započeta u najvećem broju preseka za četiri okvira sa 4 sprata (Slika 5.53). Označene su grede i stubovi u čijim obeleženim presecima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine. Za AB okvir 4s-DCM-0.2g šema plastičnih zglobova je ista za akcelerograme Eq2 i Eq3 iz odgovarajućeg seta, dok je za okvir 4s-DCH-0.3g ta šema ista za sva tri akcelerograma odgovarajućeg seta, a razlikuju se samo grede u kojima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine preseka.



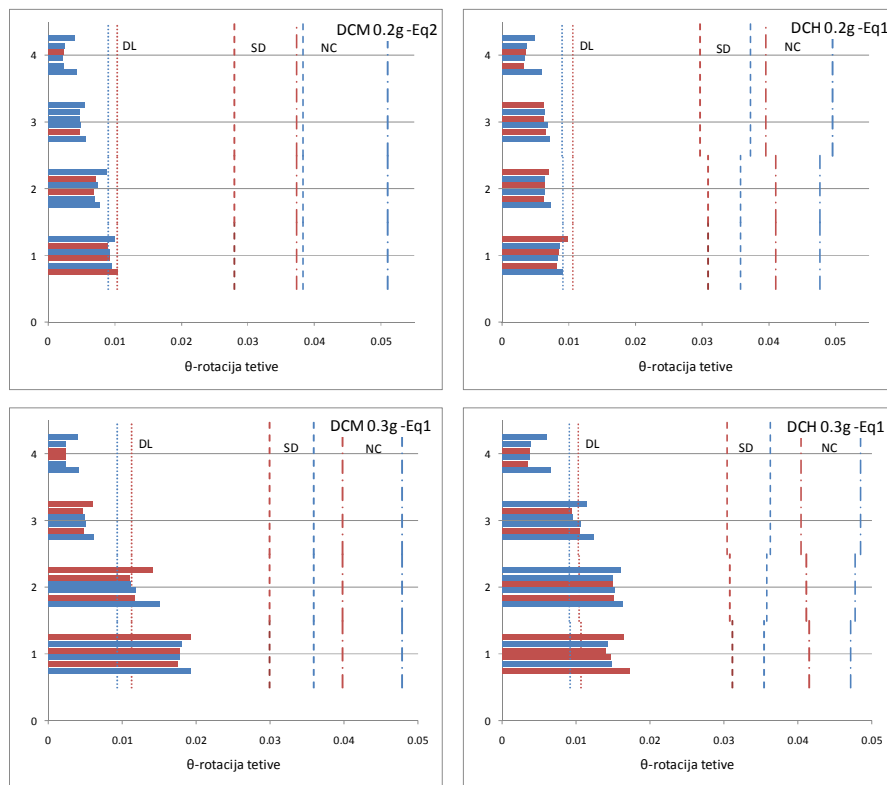
Slika 5.53 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA

Pored maksimalnih vrednosti pomeranja vrha okvira date su i vrednosti zahtevane duktilnosti pomeranja i zahtevane duktilnosti krivine u kritičnim presecima greda i stubova. (Tabela 5.17). Kod okvira 4s-DCM-0.3g usled zatezanja donje strane grede zahtevana duktilnost krivine je 9,23 što je veće od odgovarajuće vrednosti prikazane u tabeli.

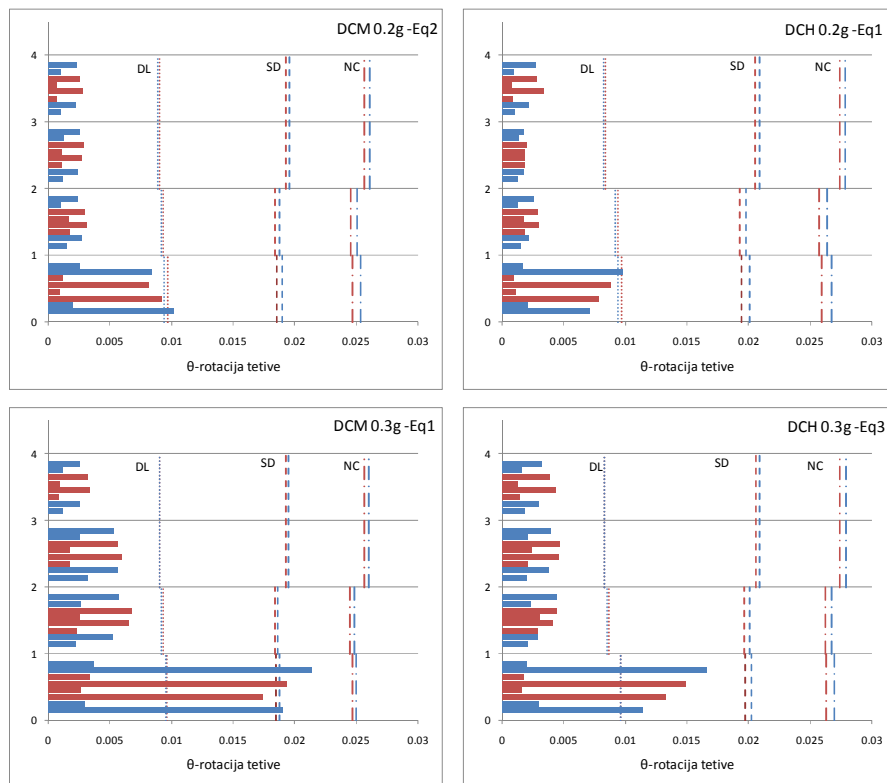
Tabela 5.17 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA

	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zahtevana duktilnost pomeranja	Zahtevana duktilnost krivine	
			greda	stub
4s-DCM-0.2g	8,56	1,6	3,54	2,02
4s-DCH-0.2g	8,45	1,38	3,07	1,92
4s-DCM-0.3g	15,29	2,35	6,57	6,68
4s-DCH-0.3g	14,84	2,42	6,62	4,36

Za sve elemente određene su zahtevane rotacije tetiva. Prikazani su samo oni dijagrami čije su vrednosti nepovoljnije pri proceni ponašanja. Ostali dijagrami su prikazani u Prilogu D. Prikazane su zahtevane rotacije tetiva greda (Slika 5.54) i stubova (Slika 5.55). Svaki okvir je prikazan posebnim dijagramom. Način prikazivanja i oznake na ovim dijagramima su objašnjene ranije.



Slika 5.54 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA

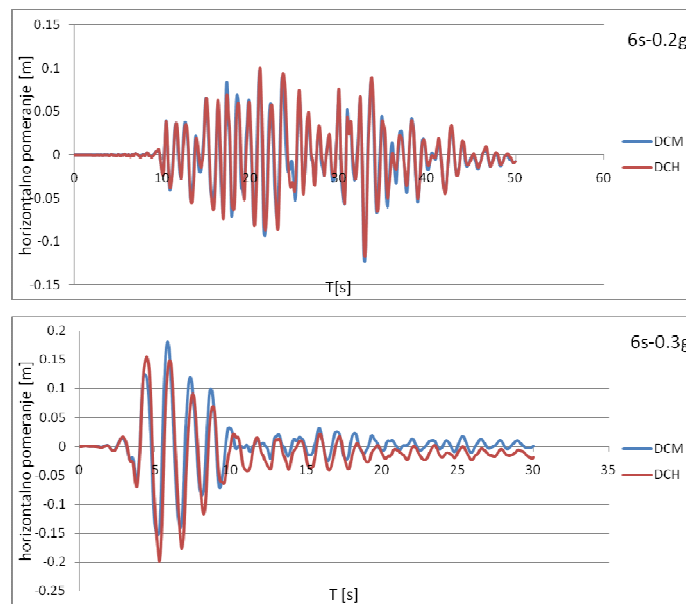


Slika 5.55 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 4 sprata primenom NDA

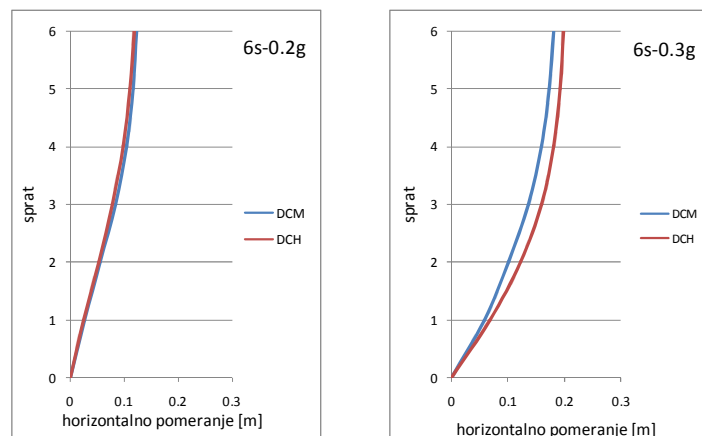
Kod okvira projektovanih za seizmičko dejstvo 0,2 g maksimalna ukupna horizontalna sila u osnovi se javila usled zemljotresa Eq1 iz odgovarajućeg seta i iznosi 565 kN za okvir srednje klase duktilnosti, odnosno 555 kN za okvir visoke klase duktilnosti. Kod okvira projektovanih za seizmičko dejstvo 0,3 i maksimalne ukupne sile su dobijene usled različitih zemljotresa iz odgovarajućeg seta i njihove vrednosti su za okvir srednje klase duktilnosti 666 kN, odnosno 631 kN za okvir visoke klase duktilnosti.

5.3.2 AB OKVIR SA 6 SPRATOVA

Dijagrami pomeranja vrha okvira tokom vremena (Slika 5.56) i dijagrami oblika bočnog pomeranja (Slika 5.57) dati su za zemljotrese koji izazivaju maksimalno pomeranja vrha AB okvira sa 6 spratova. Ovi dijagrami su prikazani u zavisnosti od seizmičkog projektog dejstva za obe klase duktilnosti.



Slika 5.56 Pomeranje vrha okvira sa 6 spratova u funkciji vremena za granično stanje SD

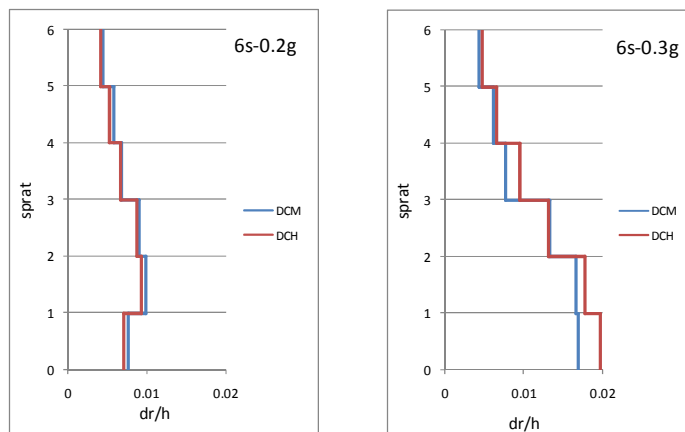


Slika 5.57 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA

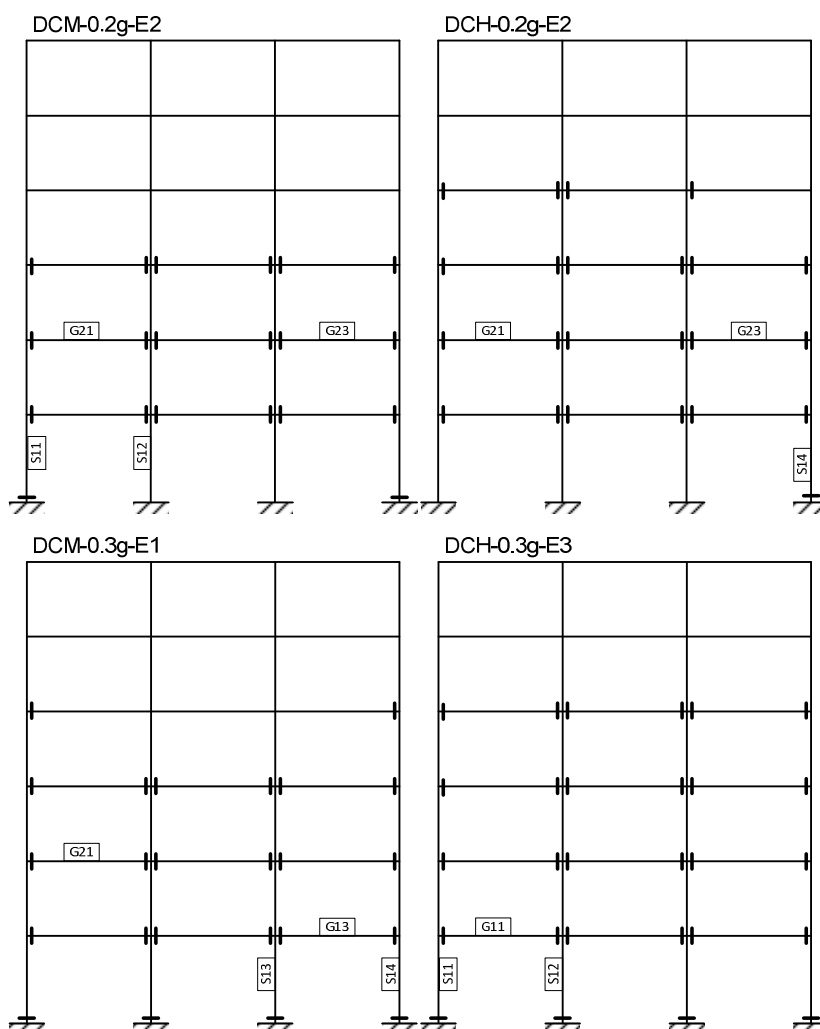
Međuspratno horizontalno pomeranja d_r po spratovima je određeno je u zavisnosti od spratne visine h kao odnos d_r / h (Slika 5.58). Prikazani su oni odgovori za svaki od četiri AB okvira sa 6 spratova kod kojih su vrednosti međuspratnog pomeranja najveće.

Šeme rasporeda plastičnih zglobova prikazane su za najnepovoljniji odgovor, odnosno odgovor kod koga je plastifikacija započeta u najvećem broju preseka za četiri okvira sa 6 sprata

(Slika 5.59). Označene su grede i stubovi u čijim obeleženim presecima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine. Za AB okvir 6s-DCM-0.2g akceleroگرام Eq3 iz odgovarajućeg seta ne izaziva plastifikaciju ni u jednom preseku, dok je za okvir 6s-DCH-0.3g ta šema ista za sva tri akcelerograma odgovarajućeg seta, a razlikuju se samo grede u kojima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine preseka.



Slika 5.58 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA



Slika 5.59 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA

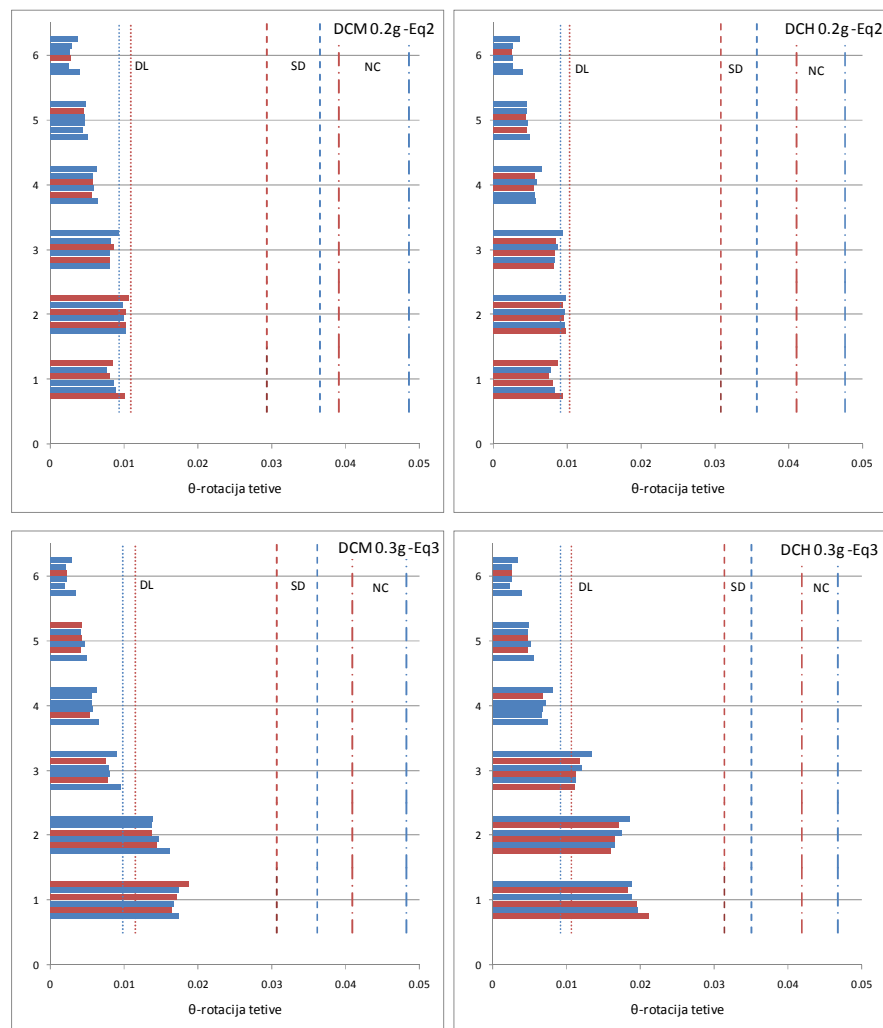
Pored maksimalnih vrednosti pomeranja vrha okvira date su i vrednosti zahtevane duktilnosti pomeranja i zahtevane duktilnosti krivine u kritičnim presecima greda i stubova.

(Tabela 5.18). Za zatezanje donje strane greda zahtevane duktilnosti krivine za okvire 6s-DCM-0.2g, 6s-DCM-0.3g i 6s-DCH-0.3g su veće od odgovarajućih datih u tabeli i iznose 3,69, 8,11 i 9,0 respektivno.

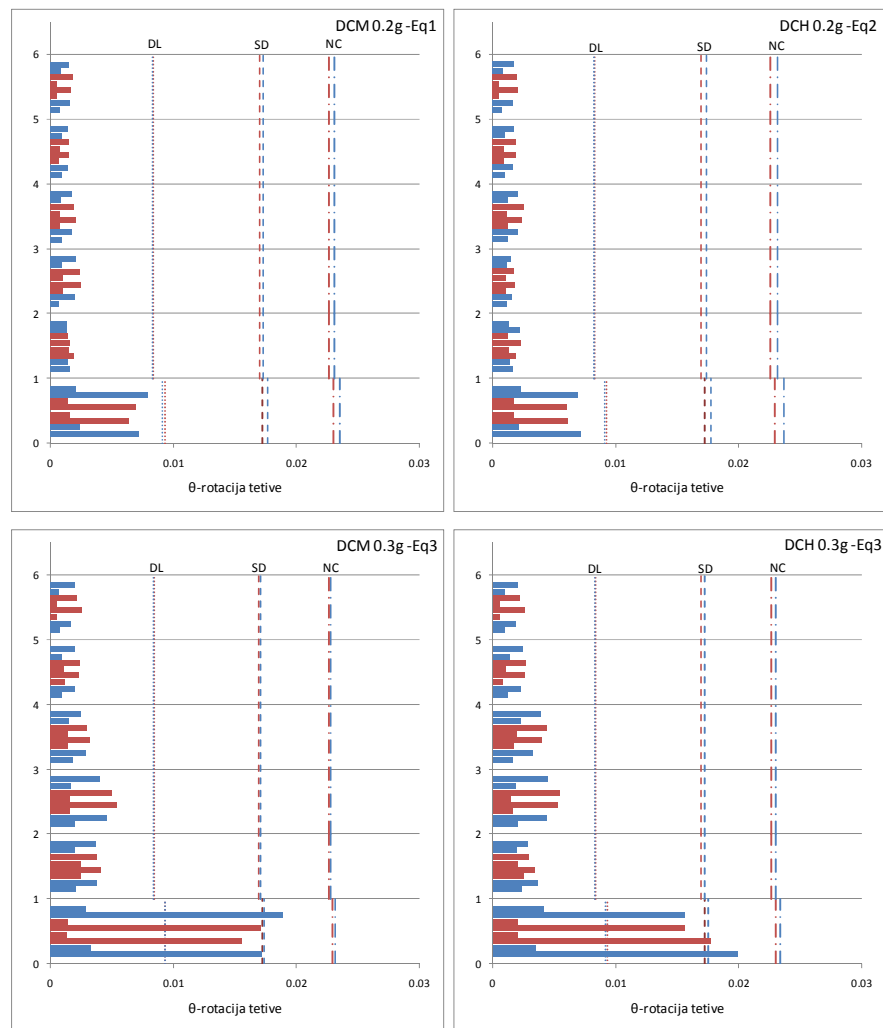
Tabela 5.18 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA

	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zahtevana duktilnost pomeranja	Zahtevana duktilnost krivine	
			greda	stub
6s-DCM-0.2g	12,33	1,91	2,73	1,20
6s-DCH-0.2g	11,79	1,93	3,46	1,01
6s-DCM-0.3g	18,04	1,90	6,07	5,87
6s-DCH-0.3g	20,94	2,51	7,96	6,04

Za sve elemente određene su zahtevane rotacije tetiva. Prikazani su samo oni dijagrami čije su vrednosti nepovoljnije pri proceni ponašanja. Ostali dijagrami su prikazani u Prilogu D. Prikazane su zahtevane rotacije tetiva greda (Slika 5.60) i stubova (Slika 5.61). Svaki okvir je prikazan posebnim dijagramom. Način prikazivanja i oznake na ovim dijagramima su objašnjene ranije.



Slika 5.60 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA

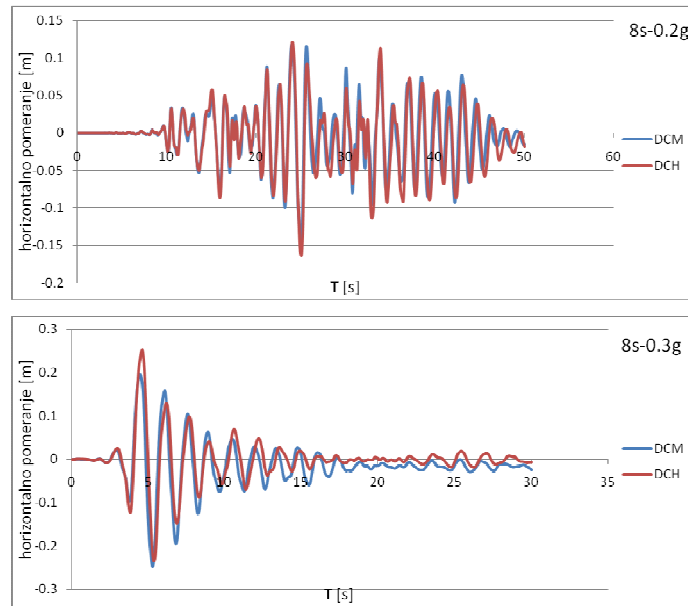


Slika 5.61 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA

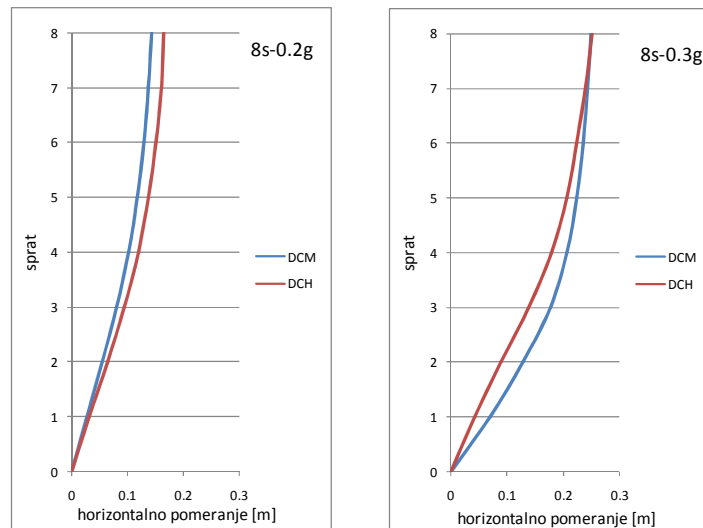
Usled zemljotresa Eq2 iz odgovarajućeg seta dobijene su maksimalne vrednosti ukupne horizontalne sile kod oba okvira projektovana za seizmičko dejstvo 0,2 g i njihove vrednosti su 649 kN za okvir srednje klase duktilnosti, odnosno 572 kN za okvir visoke klase duktilnosti. Kod okvira projektovanih za seizmičko dejstvo 0,3 g maksimalne horizontalne sile su dobijene usled istog zemljotresa (Eq3) iz odgovarajućeg seta i njihove vrednosti su za okvir srednje klase duktilnosti 919 kN, odnosno 820 kN za okvir visoke klase duktilnosti.

5.3.3 AB OKVIR SA 8 SPRATOVA

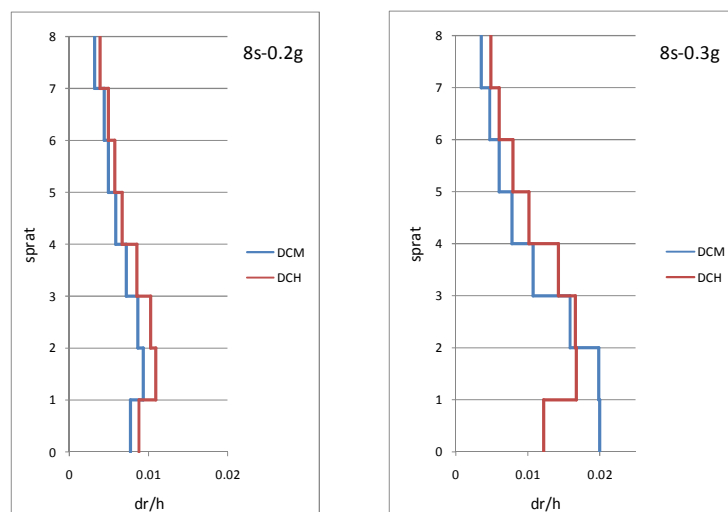
Za četiri AB okvira sa 8 spratova određeni su dijagrami pomeranja vrha okvira tokom vremena i dijagrami oblika bočnog pomeranja i prikazani su oni usled zemljotresa koji izazivaju maksimalno pomeranja vrha okvira (Slika 5.62) i (Slika 5.63). Ovi dijagrami su prikazani u zavisnosti od seizmičkog projektnog dejstva za obe klase duktilnosti. Usled zemljotresa Eq2 iz odgovarajućeg seta dobijene su maksimalne vrednosti ukupne horizontalne sile kod oba okvira projektovana za seizmičko dejstvo 0,2 g i njihove vrednosti su 765 kN za okvir srednje klase duktilnosti, odnosno 727 kN za okvir visoke klase duktilnosti. Kod okvira projektovanih za seizmičko dejstvo 0,3 g maksimalne ukupne sile su dobijene usled istog zemljotresa (Eq3) iz odgovarajućeg seta i njihove vrednosti su za okvir srednje klase duktilnosti 1076 kN, odnosno 898 kN za okvir visoke klase duktilnosti. Međuspratno horizontalno pomeranja d_r po spratovima je određeno je u zavisnosti od spratne visine h kao odnos d_r / h (Slika 5.64). Prikazani su oni odgovori za svaki od četiri AB okvira sa 8 spratova kod kojih su vrednosti međuspratnog pomeranja najveće.



Slika 5.62 Pomeranje vrha okvira sa 8 spratova u funkciji vremena za granično stanje SD

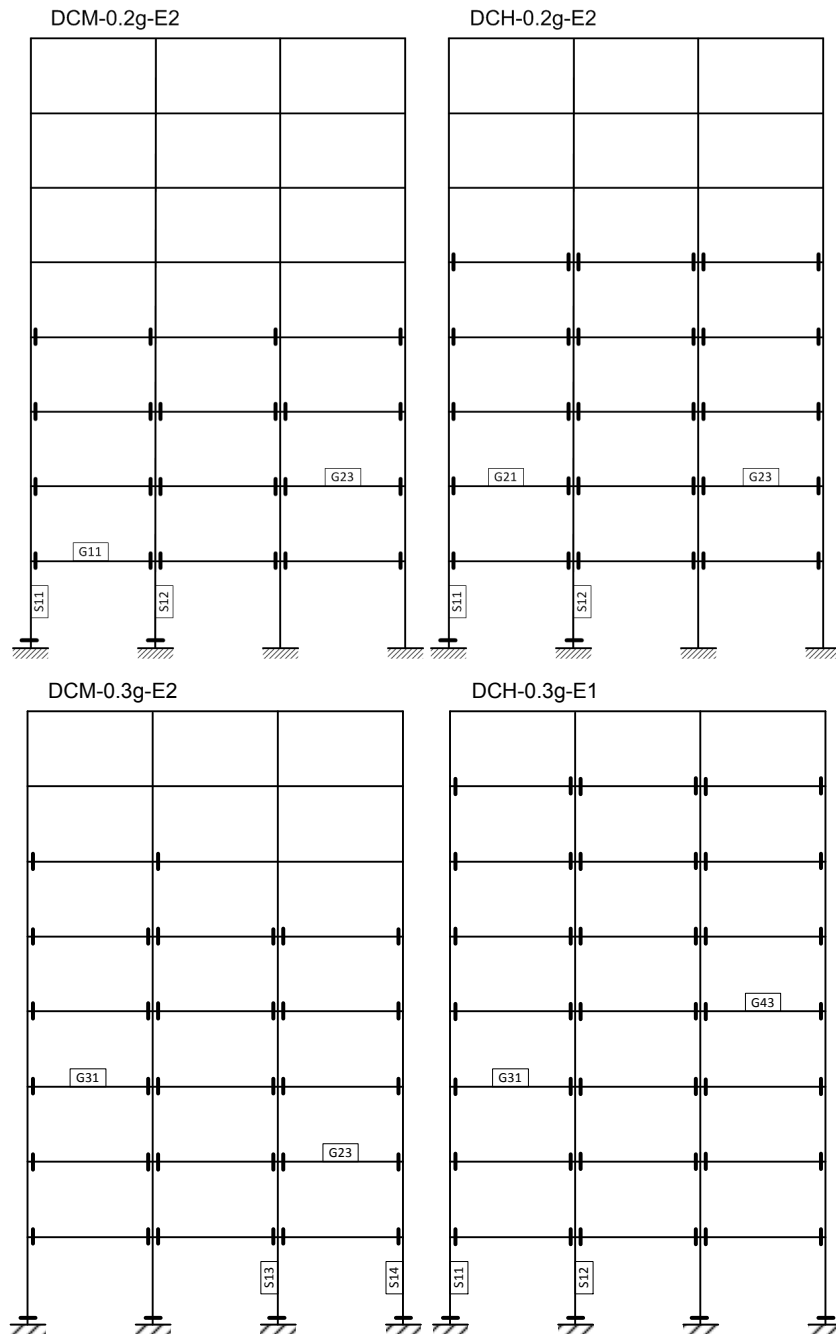


Slika 5.63 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA



Slika 5.64 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA

Šeme rasporeda plastičnih zglobova za četiri okvira sa 8 spratova prikazane su za najnepovoljniji odgovor, odnosno odgovor kod koga je plastifikacija započeta u najvećem broju preseka (Slika 5.65). Označene su grede i stubovi u čijim obeleženim presecima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine. Za AB okvir 8s-DCM-0.2g akcelerogram Eq3 iz odgovarajućeg seta ne izaziva plastifikaciju ni u jednom preseku.



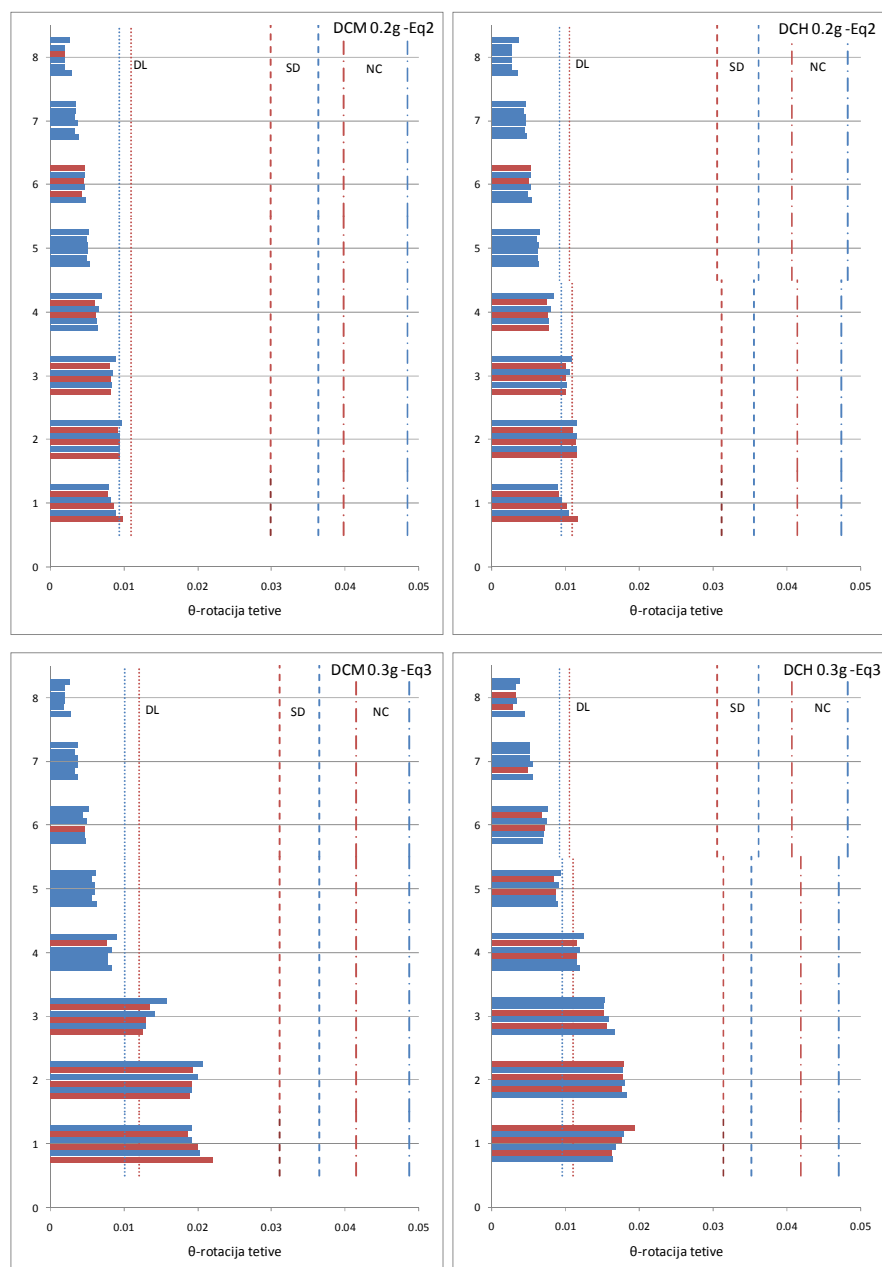
Slika 5.65 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA

Maksimalnih vrednosti pomeranja vrha okvira kao i vrednosti zahtevane duktilnosti pomeranja i zahtevane duktilnosti krivine u kritičnim presecima gređa i stubova su određene. (Tabela 5.19). Kod okvira 8s-DCM-0.2g, 8s-DCM-0.3g i 8s-DCH-0.3g zahtevane duktilnosti krivina usled zatezanja donje strane (3,22, 9,68 i 7,62 respektivno) su veće od odgovarajućih vrednosti usled zatezanja gornje strane koje su prikazane u tabeli.

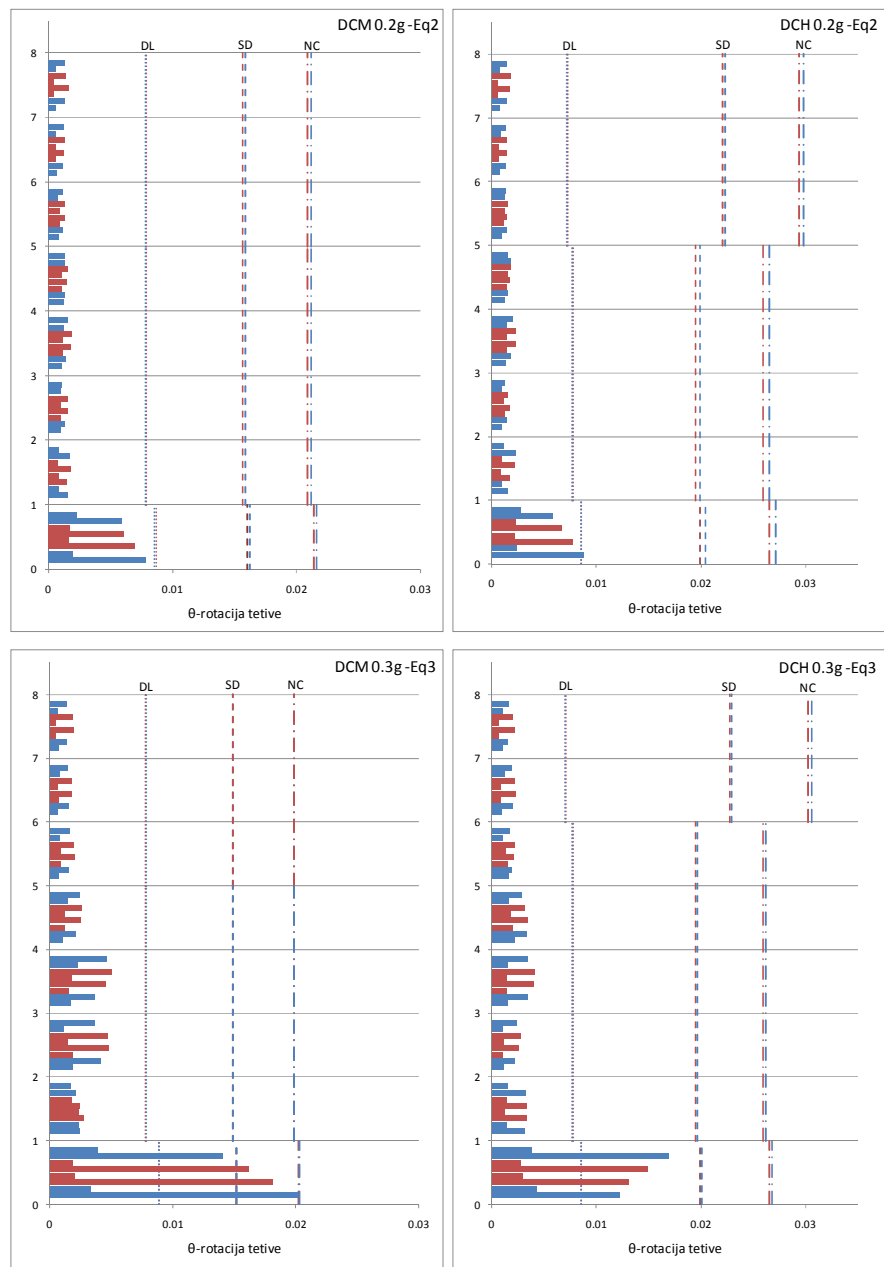
Tabela 5.19 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim preseccima greda i stubova okvira sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA

	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zahtevana duktilnost pomeranja	Zahtevana duktilnost krivine	
			greda	stub
8s-DCM-0.2g	14,14	1,40	2,30	1,35
8s-DCH-0.2g	16,42	1,65	3,86	1,47
8s-DCM-0.3g	24,83	2,32	7,23	6,64
8s-DCH-0.3g	25,68	2,70	7,17	4,88

Za sve elemente određene su zahtevane rotacije tetiva. Prikazani su samo oni dijagrami čije su vrednosti nepovoljnije pri proceni ponašanja. Prikazane su zahtevane rotacije tetiva greda (Slika 5.66) i stubova (Slika 5.67). Način prikazivanja i oznake na ovim dijagramima su objašnjene ranije.



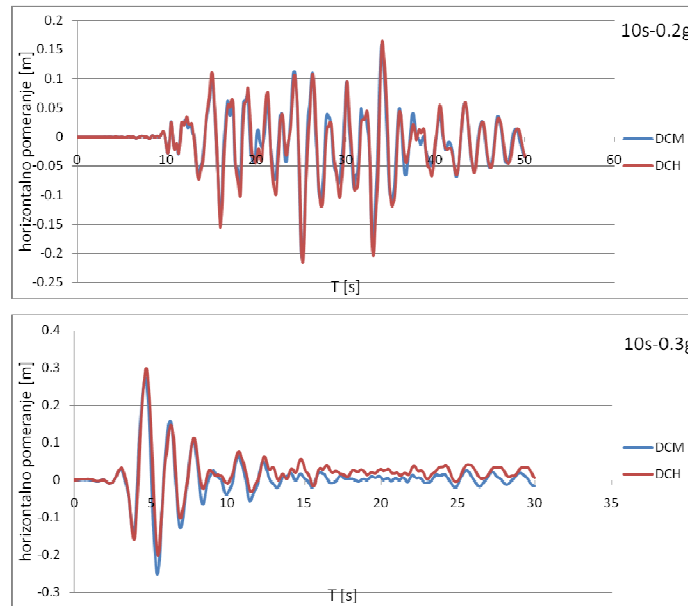
Slika 5.66 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA



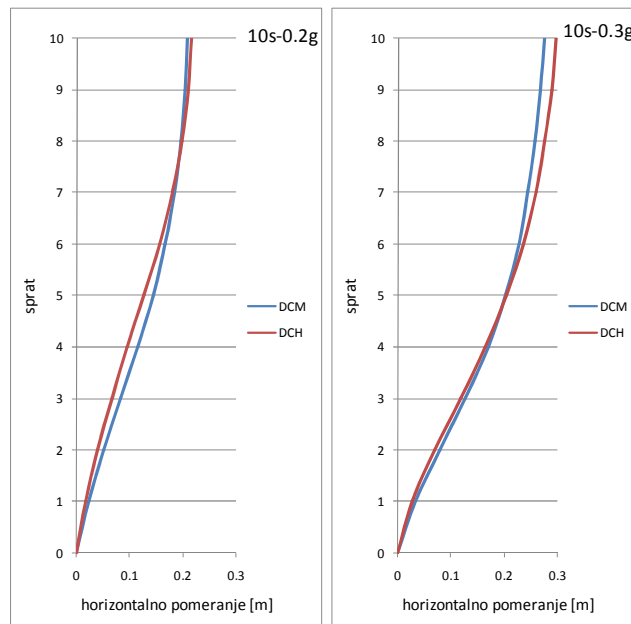
Slika 5.67 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA

5.3.4 AB OKVIR SA 10 SPRATOVA

Za četiri AB okvira sa 10 spratova određeni su dijagrami pomeranja vrha okvira tokom vremena i dijagrami oblika bočnog pomeranja i prikazani su oni usled zemljotresa koji izazivaju maksimalno pomeranja vrha okvira (Slika 5.68) i (Slika 5.69). Ovi dijagrami su prikazani u zavisnosti od seizmičkog projektog opterećenja za obe klase duktilnosti.



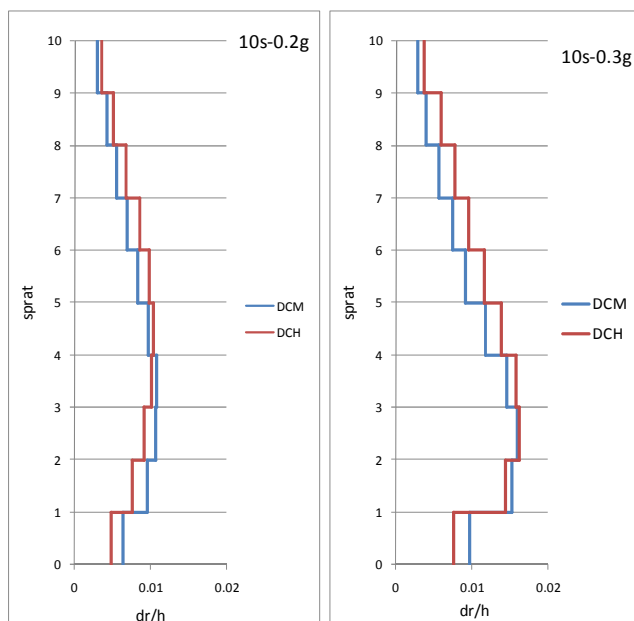
Slika 5.68 Pomeranje vrha okvira sa 10 spratova u funkciji vremena za granično stanje SD



Slika 5.69 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA

Usled zemljotresa Eq2 iz odgovarajućeg seta dobijene su maksimalne vrednosti ukupne horizontalne sile kod oba okvira projektovana za seizmičko dejstvo 0,2 g i njihove vrednosti su 724 kN za okvir srednje klase duktilnosti, odnosno 669 kN za okvir visoke klase duktilnosti. Kod okvira projektovanih za seizmičko dejstvo 0,3 g maksimalne horizontalne sile su dobijene usled različitih zemljotresa iz odgovarajućeg seta i njihove vrednosti su za okvir srednje klase duktilnosti 1143 kN (Eq1), odnosno 1053 kN (Eq2) za okvir visoke klase duktilnosti.

Dijagram međuspratnog horizontalnog pomeranja d_r u zavisnosti od spratne visine h prikazuje one odgovore za svaki od četiri AB okvira sa 10 spratova kod kojih su vrednosti međuspratnog pomeranja najveće. (Slika 5.70).



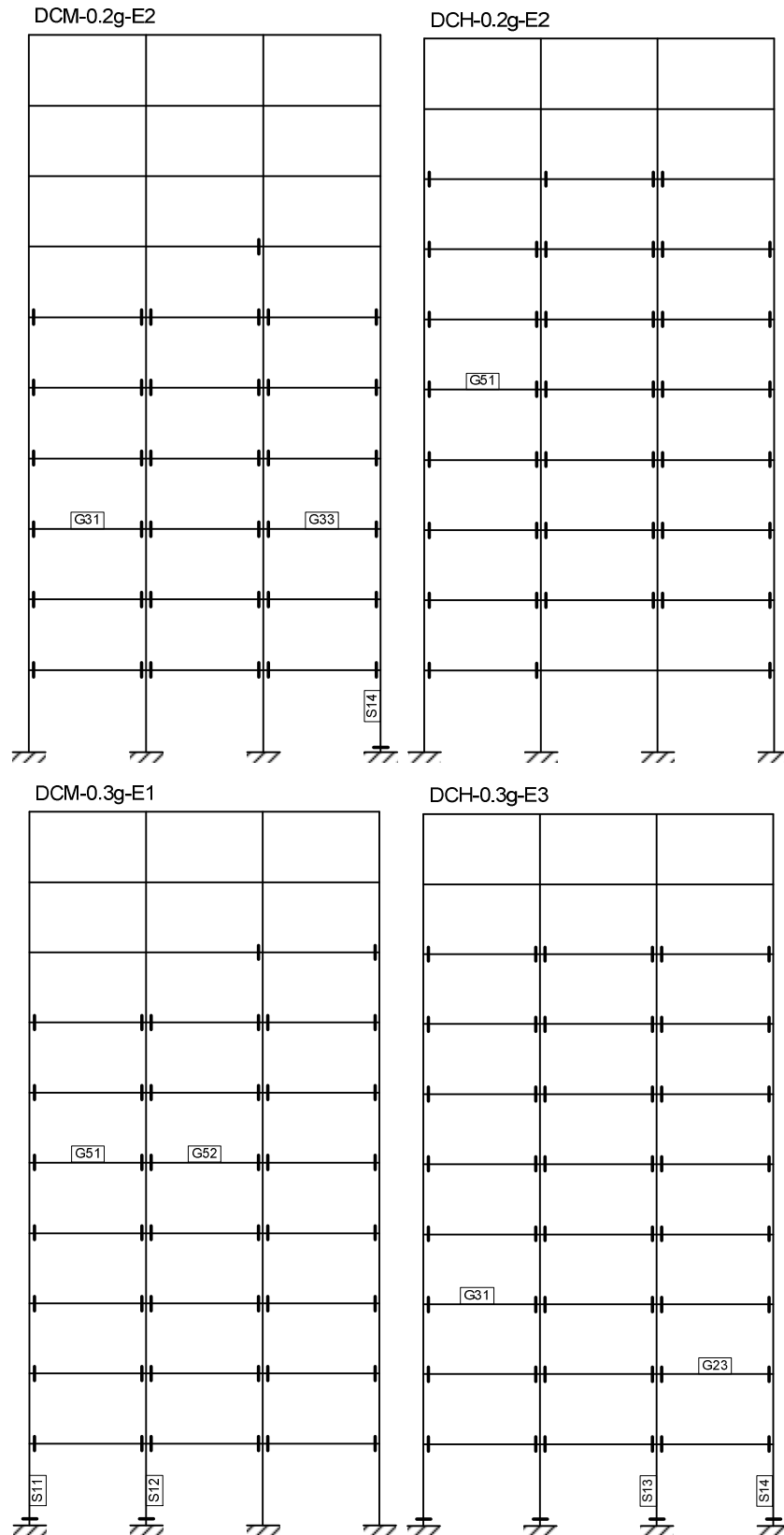
Slika 5.70 Meduspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA

Maksimalnih vrednosti pomeranja vrha okvira i vrednosti zahtevane duktilnosti pomeranja i zahtevane duktilnosti krivine u kritičnim preseccima greda i stubova su određene. (Tabela 5.20). Zahtevane duktilnosti krivina greda usled zatezanja donje strane veće su od prikazanih u tabeli za okvire 10s-DCM-0.2g, 10s-DCM-0.3g, i 10s-DCH-0.3g i iznose 4,28, 7,20 i 7,10 respektivno.

Tabela 5.20 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim preseccima greda i stubova okvira sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA

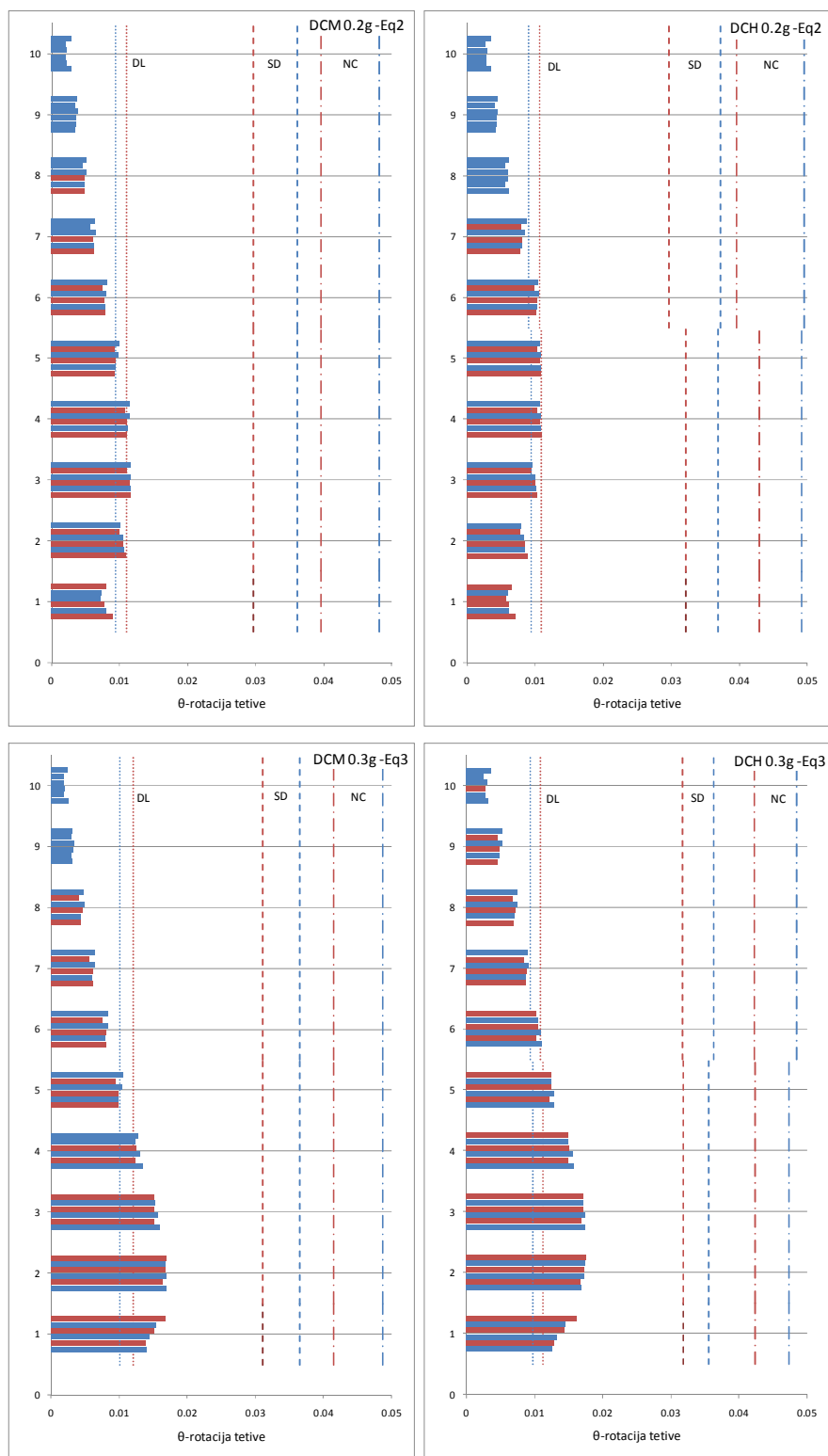
	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zahtevana duktilnost pomeranja	Zahtevana duktilnost krivine	
			greda	stub
10s-DCM-0.2g	20,82	1,51	3,32	1,04
10s-DCH-0.2g	21,59	1,57	3,69	1,00
10s-DCM-0.3g	27,46	2,04	5,21	3,87
10s-DCH-0.3g	29,76	2,80	6,78	2,89

Šeme rasporeda plastičnih zglobova prikazane su za najnepovoljniji odgovor, odnosno odgovor kod koga je plastifikacija započeta u najvećem broju preseka za četiri okvira sa 10 spratova (Slika 5.71). Označene su grede i stubovi u čijim obeleženim preseccima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine. Za AB okvir 10s-DCM-0.2g samo akcelerogram Eq3 iz odgovarajućeg seta izaziva plastifikaciju u preseccima okvira, dok je za okvir 10s-DCH-0.3g ista šema plastifikacije greda i stubova se razvija za akcelerograme Eq2 i Eq3 iz odgovarajućeg seta. Za ovaj okvir usled akcelerograma Eq1 plastifikacija je započeta i u gredama devetog sprata, ali samo u dva stuba na mestu uklješetenja, za razliku od šeme rasporeda plastičnih zglobova usled akcelerograma Eq2 ili Eq3, gde su grede devetog sprata bez dostignutih momenata tečenja, ali su u svim stubovima na mestu uklješetenja oni dostignuti.

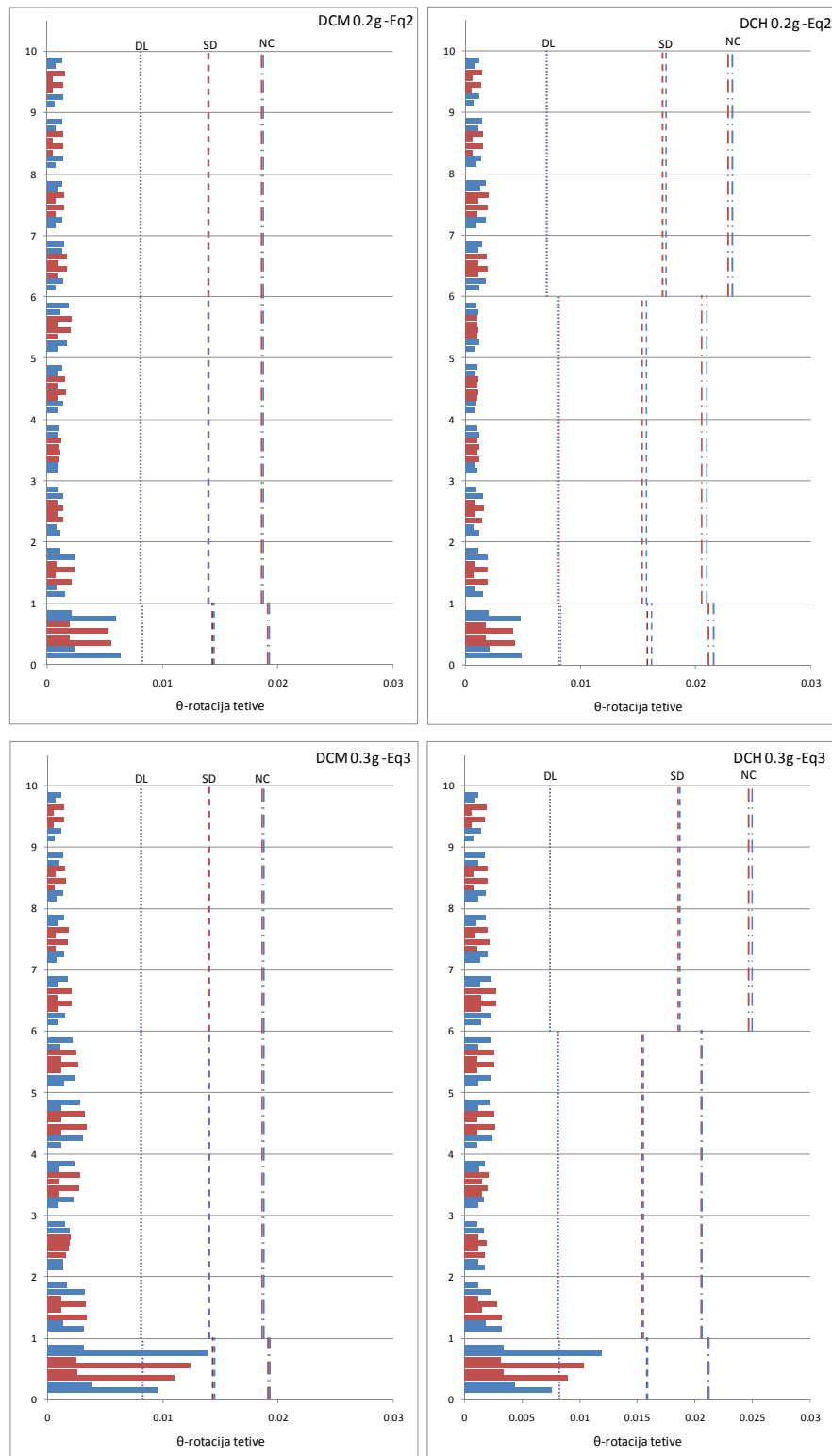


Slika 5.71 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA

Za sve elemente određene su zahtevane rotacije tetiva, a prikazani su samo oni dijagrami čije su vrednosti nepovoljnije pri proceni ponašanja. Prikazane su zahtevane rotacije tetiva greda (Slika 5.72) i stubova (Slika 5.73). Način prikazivanja i oznake na ovim dijagramima su objašnjene ranije.



Slika 5.72 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA



Slika 5.73 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA

5.4 SEIZMIČKI ODGOVOR AB OKVIRA PRIMENOM NELINEARNE DINAMIČKE ANALIZE ZA GRANIČNO STANJE BLIZU RUŠENJA

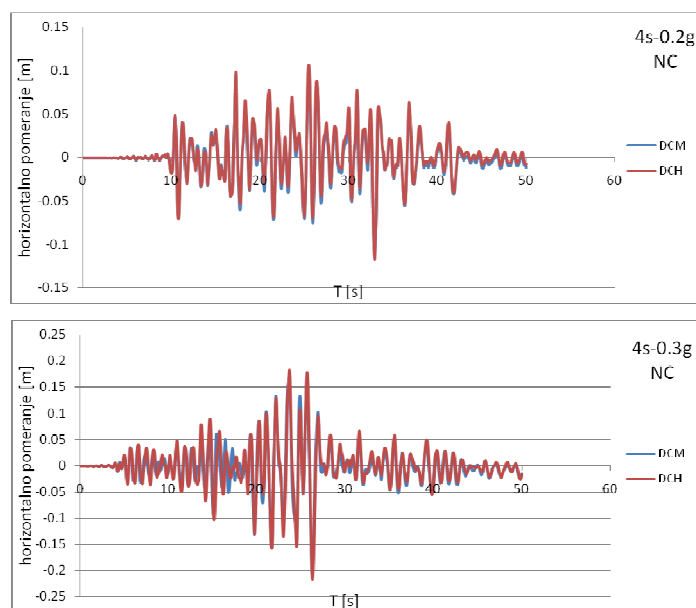
Procena stanja šesnaest AB okvira različite spratnosti (4,6,8 i 10), duktilnosti (srednja i visoka) i različitog intenziteta projektnog seizmičkog dejstva (0.2 g ili 0.3 g) određena je metodom nelinearne dinamičke analize (NDA) za granično stanje blizu rušenja (NC). U tu svrhu su dva seta sa po tri zapisa akcelorograma koja su upotrebljena za dobijanje odgovora za

granično stanje SD (Slika 5.49) skalirana 1,5 puta. Broj urađenih nelinearnih dinamičkih analiza za granično stanje NC je 48.

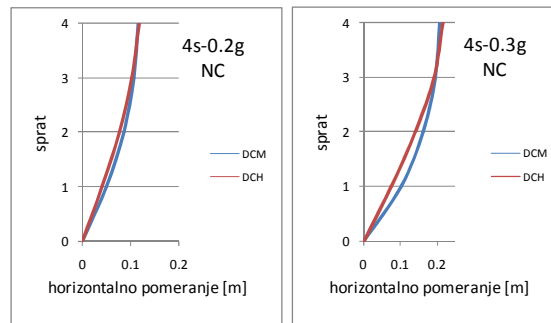
Nelinearnom dinamičkom analizom određeni su dijagrami pomeranja vrha okvira u funkciji vremena, oblici bočnog pomeranja, dijagrami međuspratnog relativnog horizontalnog pomeranja, šeme plastifikacije okvira i određene su vrednosti pomeranja vrha okvira, zahtevane duktilnosti pomeranja, zahtevane rotacije tetiva svih elemenata kao i zahtevane duktilnosti krivina u karakterističnim preseccima. Kod određivanja zahtevane duktilnosti krivina greda prikazane su vrednosti za zatezanje gornje strane grede, iz razloga što je raspoloživa duktilnost krivine greda usled zatezanja donje strane daleko veća. Date su samo najnepovoljnije vrednost odgovora usled tri akceleregrama jednog seta. Ostali odgovori su prikazani u Prilogu D.

5.4.1 AB OKVIR SA 4 SPRATA

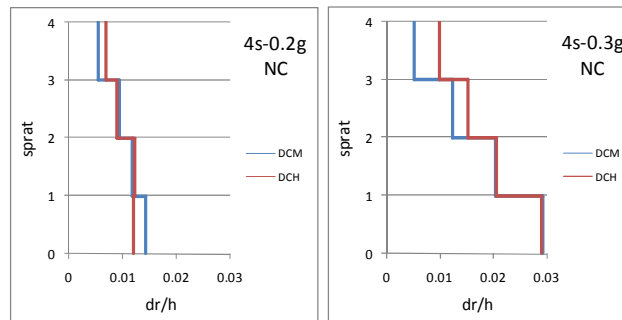
Globalni odgovor okvira sa 4 sprata u vidu dijagrama pomeranja vrha okvira (kontrolnog čvora) tokom vremena dat je u zavisnosti od seizmičkog dejstva za obe klase duktilnosti (Slika 5.74). Prikazani su oblici bočnog pomeranja (Slika 5.75) koji daju maksimalne vrednosti pomeranja vrha okvira i pri tome isti akceleroگرام (Eq2 za okvire 0.2g i Eq1 za okvire 0.3g) daje maksimalne vrednosti za obe klase duktilnosti odgovarajućeg seizmičkog projektnog dejstva. Međuspratno horizontalno pomeranja d_r po spratovima je određeno je u zavisnosti od spratne visine h kao odnos d_r / h (Slika 5.76). Prikazani su oni odgovori za svaki od četiri AB okvira sa 4 sprata kod kojih su vrednosti međuspratnog pomeranja najveće, i pri tome su u pitanju različiti akceleroگرامi za odgovarajuće projektno dejstvo (Eq2 za okvir DCM-0.2g, a Eq1 za okvir DCH-0.2g, odnosno Eq1 za okvir DCM-0.3g, a Eq3 za okvir DCH-0.3g). Na ove tri slike prikazani su na jednom dijagramu odgovori za dve klase duktilnosti (DCM i DCH), a pri istom projektnom seizmičkom dejstvu (0,2 g ili 0,3 g).



Slika 5.74 Pomeranje vrha okvira sa 4 sprata u funkciji vremena za granično stanje NC



Slika 5.75 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA



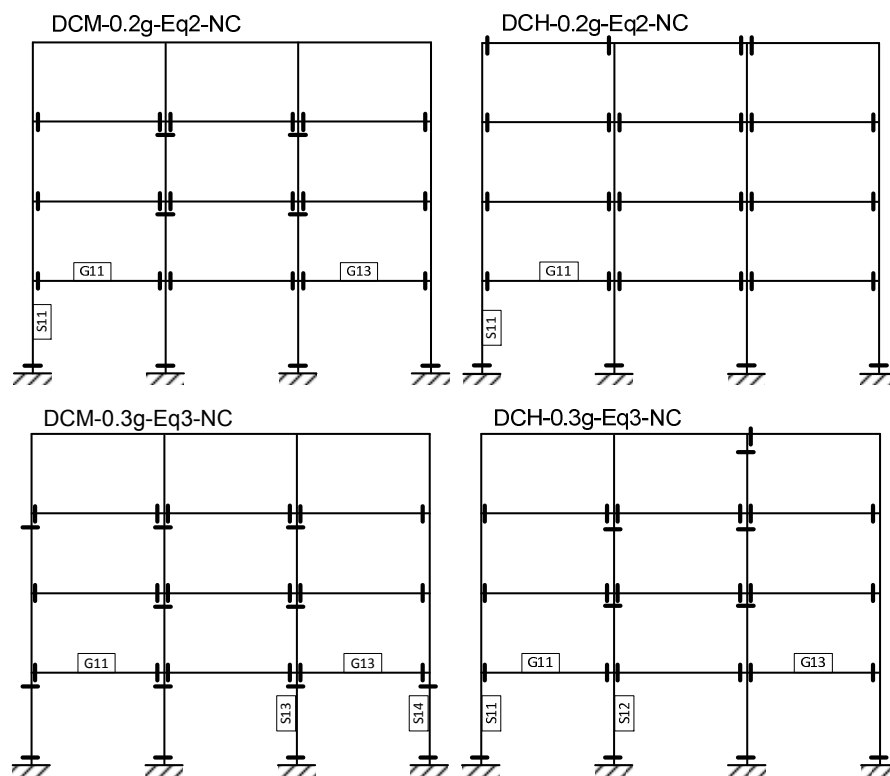
Slika 5.76 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA

Raspodela oštećenja konstrukcije je data kroz šemu preseka u kojima su dostignute vrednosti momenata savijanja na pragu tečenja, odnosno u kojima je plastifikacija preseka započeta. Prikazane su šeme rasporeda plastičnih zglobova za najnepovoljniji odgovor, odnosno odgovor kod koga je plastifikacija započeta u najvećem broju preseka za četiri okvira sa 4 sprata (Slika 5.77). Označene su grede i stubovi u čijim obeleženim presecima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine. Za AB okvir 4s-DCH-0.3g usled dejstva akcelorograma Eq1 plastifikacija je započeta u većem broju poprečnih preseka greda dok je usled akcelorograma Eq3 plastifikacija započeta u većem broju poprečnih preseka stubova, te je ta šema i prikazana.

Pored maksimalnih vrednosti pomeranja vrha okvira u tabeli su date i vrednosti zahtevane duktilnosti pomeranja i zahtevane duktilnosti krivine u kritičnim presecima greda i stubova (Tabela 5.21). Kod okvira 4s-DCM-0.2g usled zatezanja donje strane grede zahtevana duktilnost krivine je 7,09, a kod okvira 4s-DCM-0.3g 13,12, što je veće od odgovarajućih vrednosti prikazanih u tabeli.

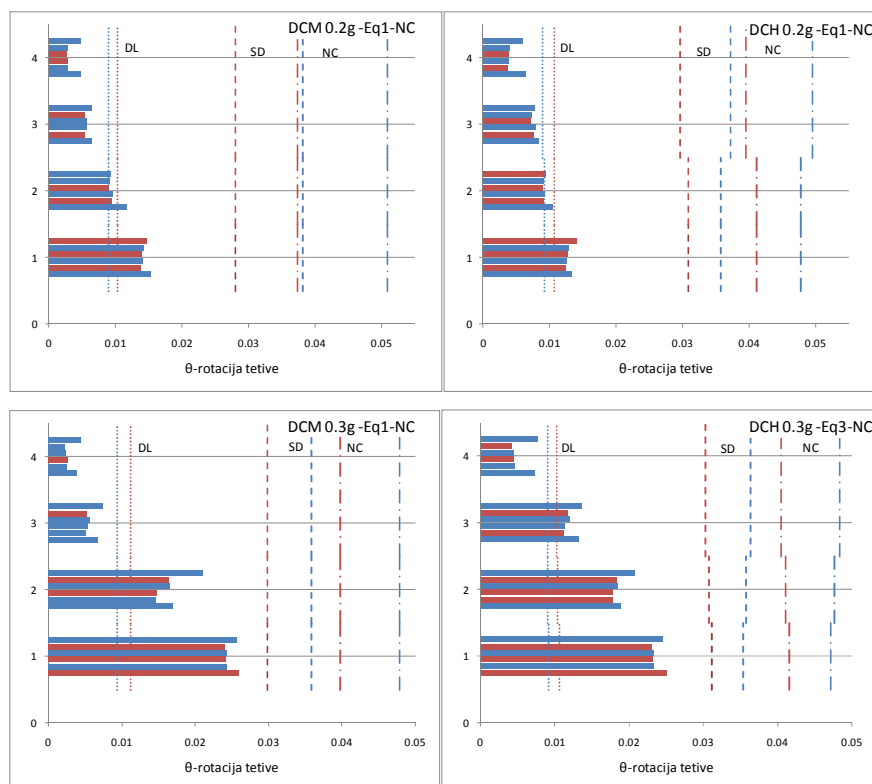
Tabela 5.21 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA

	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zahtevana duktilnost pomeranja	Zahtevana duktilnost krivine	
			greda	stub
4s-DCM-0.2g	11,65	1,71	4,74	4,43
4s-DCH-0.2g	11,75	1,88	5,03	3,62
4s-DCM-0.3g	20,63	3,84	9,52	10,18
4s-DCH-0.3g	21,68	3,53	10,10	9,84

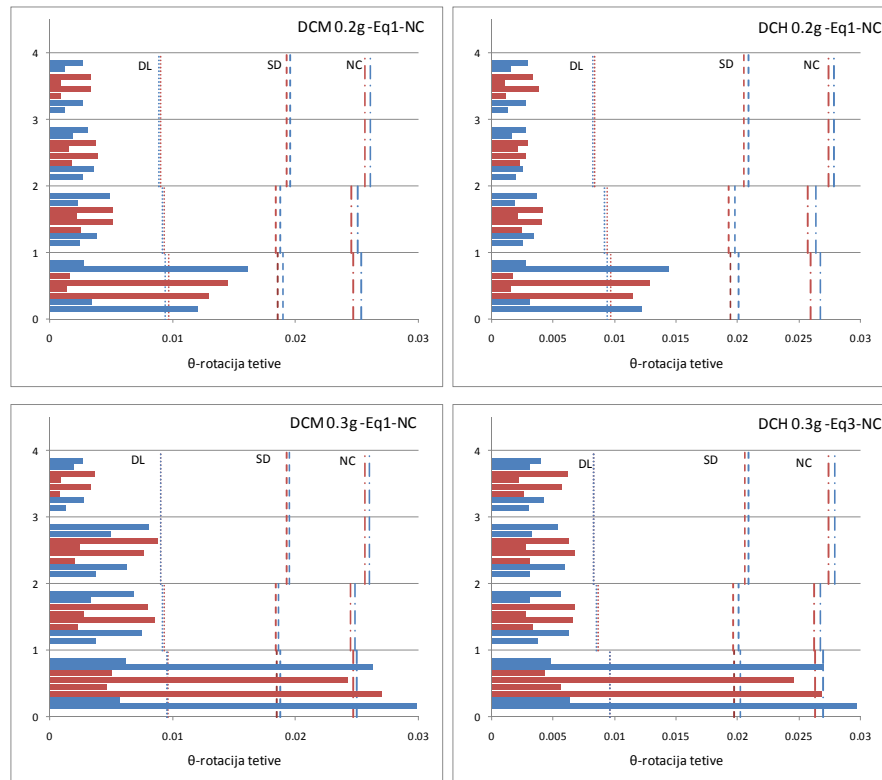


Slika 5.77 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA

Za sve elemente određene su zahtevane rotacije tetiva. Prikazani su samo oni dijagrami čije su vrednosti nepovoljnije pri proceni ponašanja. Prikazane su zahtevane rotacije tetiva greda (Slika 5.78) i stubova (Slika 5.79). Svaki okvir je prikazan posebnim dijagramom. Način prikazivanja i oznake na ovim dijagramima su objašnjene ranije.



Slika 5.78 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA



Slika 5.79 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA

Kod okvira projektovanih za seizmičko dejstvo 0,2 g maksimalna ukupna horizontalna sila u osnovi se javila usled zemljotresa Eq1 iz odgovarajućeg seta i iznosi 610 kN za okvir srednje klase duktilnosti, odnosno 589 kN za okvir visoke klase duktilnosti. Kod okvira projektovanih za seizmičko dejstvo 0,3 g maksimalne ukupne sile su dobijene usled zemljotresa Eq3 iz odgovarajućeg seta i njihove vrednosti su za okvir srednje klase duktilnosti 736 kN, odnosno 669 kN za okvir visoke klase duktilnosti.

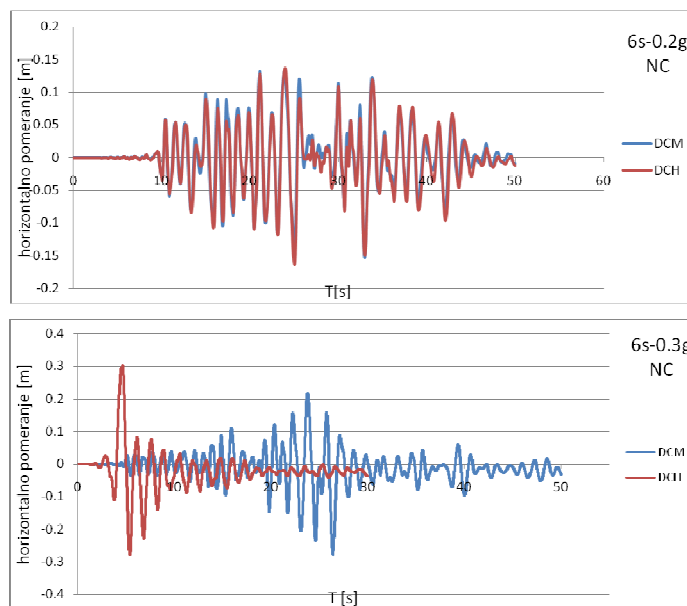
5.4.2 AB OKVIR SA 6 SPRATOVA

Dijagrami pomeranja vrha okvira tokom vremena (Slika 5.80) i dijagrami oblika bočnog pomeranja (Slika 5.81) dati su za one zemljotrese koji izazivaju maksimalno pomeranja vrha AB okvira sa 6 spratova. Ovi dijagrami su prikazani u zavisnosti od seizmičkog projektog opterećenja za obe klase duktilnosti. Kod 0.2g okvira obe klase duktilnosti maksimalna vrednost pomeranja je zahtevana usled akceleroograma Eq2 iz odgovarajućeg seta, dok je kod okvira DCH-0.3g maksimalna vrednost pomeranja zahtevana usled Eq3 odgovarajućeg seta zemljotresa, a kod okvira DCM-0.3g usled Eq1 (razlika između maksimalnog pomeranja vrha okvira usled Eq1 i Eq3 je manja od 2 %).

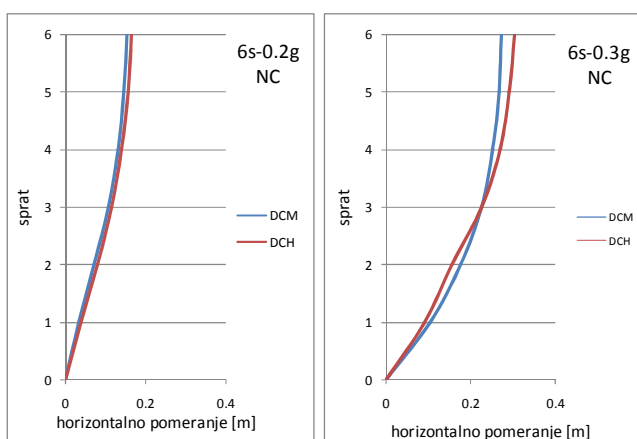
Maksimalne vrednosti odnosa međuspratnog horizontalnog pomeranja d_r i spratne visine h za 0.2g okvire obe klase duktilnosti zahtevane su usled dejstva zemljotresa Eq2 odgovarajućeg seta, a kod okvira 0.3g obe klase duktilnosti usled Eq3 odgovarajućeg seta. Ovi dijagrami su prikazani za svaki od četiri AB okvira sa 6 spratova (Slika 5.82).

Šeme rasporeda plastičnih zglobova prikazane su za najnepovoljniji odgovor, odnosno odgovor kod koga je plastifikacija započeta u najvećem broju preseka za četiri okvira sa 6 sprata (Slika 5.83). Označene su grede i stubovi u čijim obeleženim presecima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine. Za AB okvire 0.2g obe klase duktilnosti akceleroogram Eq2 iz odgovarajućeg seta izaziva plastifikaciju u najvećem broju preseku, pri tome kod DCH okvira usled akceleroograma Eq1 u istom broju preseka je započeta plastifikacija sa razlikom da

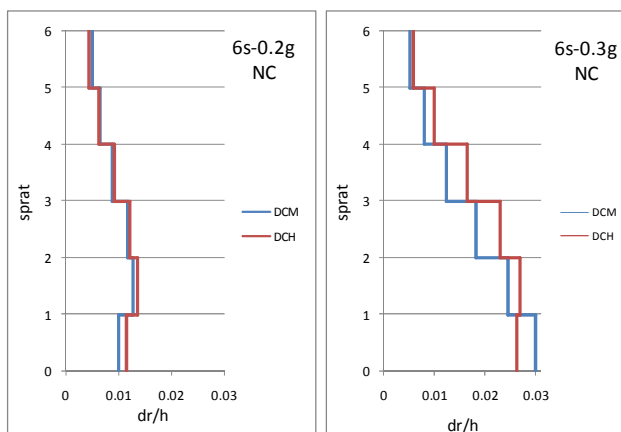
je veći broj plastičnih zglobova u gredama, a manji u stubovima. Kod 0.3g okvira obe klase duktilnosti merodavno dejstvo je zapis Eq3 odgovarajućeg seta zapisa.



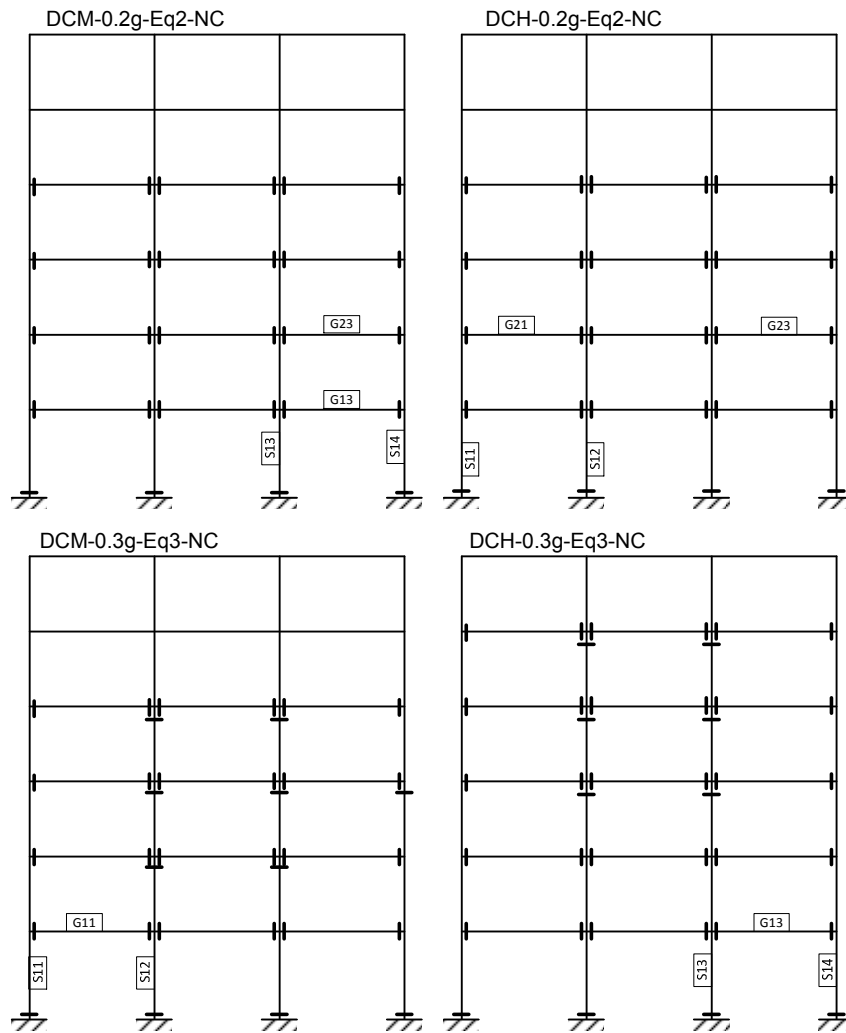
Slika 5.80 Pomeranje vrha okvira sa 6 spratova u funkciji vremena za granično stanje NC



Slika 5.81 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA



Slika 5.82 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA



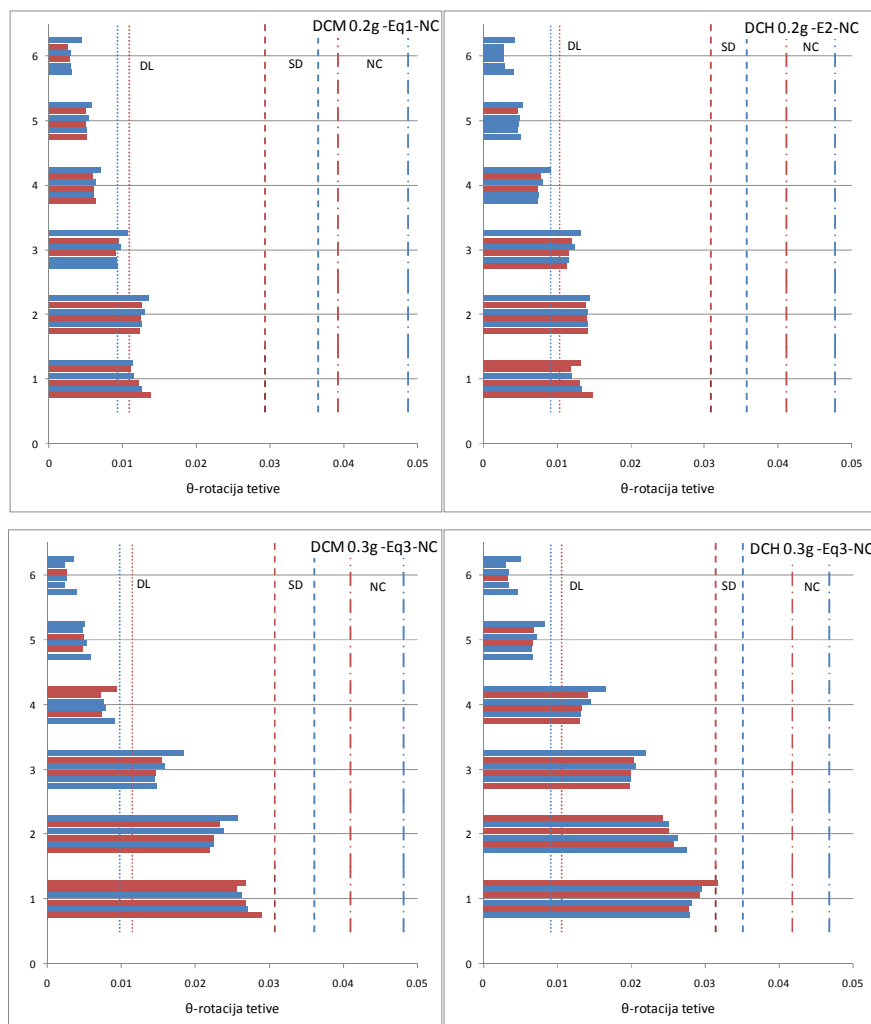
Slika 5.83 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA

Pored maksimalnih vrednosti pomeranja vrha okvira date su i vrednosti zahtevane duktilnosti pomeranja i zahtevane duktilnosti krivine u kritičnim presecima greda i stubova. (Tabela 5.22). Za zatezanje donje strane greda zahtevane duktilnosti krivine za okvire 6s-DCM-0.2g, 6s-DCM-0.3g i 6s-DCH-0.3g su veće od odgovarajućih datih u tabeli i iznose 6,35, 13,50 i 14,02 respektivno.

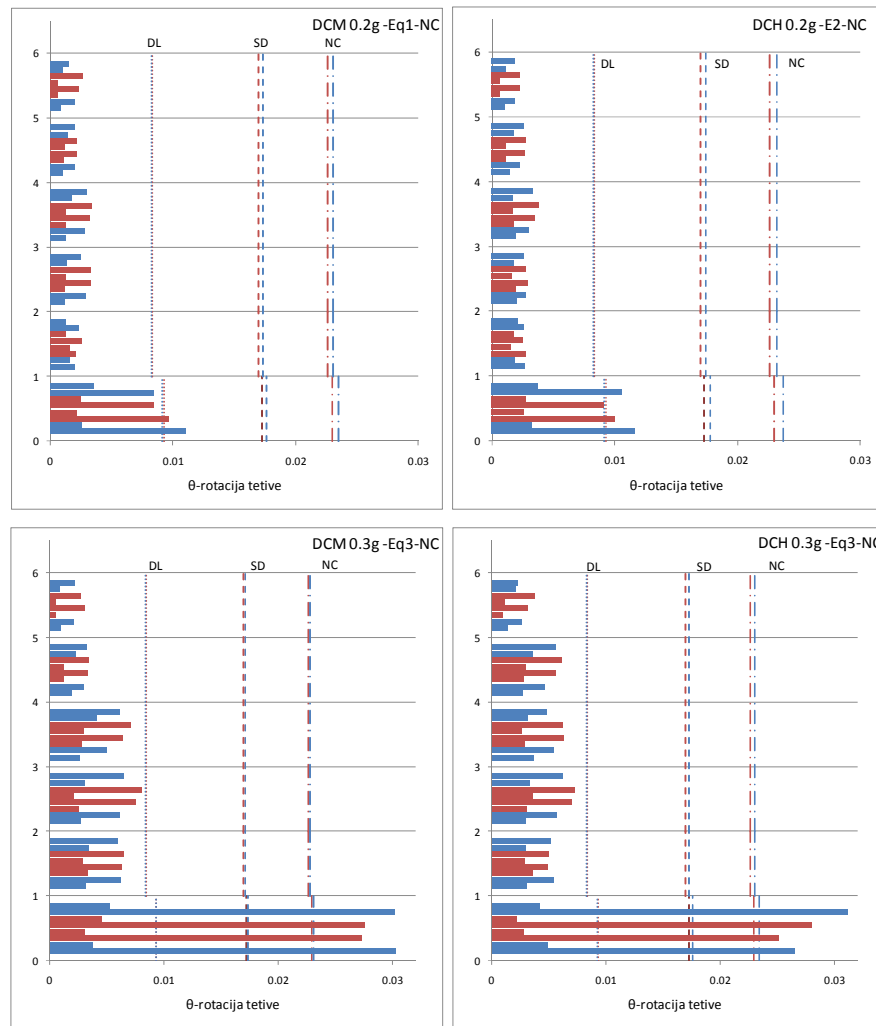
Tabela 5.22 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA

	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zahtevana duktilnost pomeranja	Zahtevana duktilnost krivine	
			greda	stub
6s-DCM-0.2g	15,37	1,88	4,41	2,13
6s-DCH-0.2g	16,40	2,07	5,77	2,23
6s-DCM-0.3g	27,84	3,65	10,75	10,64
6s-DCH-0.3g	30,25	4,70	13,75	10,81

Za sve elemente određene su zahtevane rotacije tetiva. Prikazani su samo oni dijagrami čije su vrednosti nepovoljnije pri proceni ponašanja. Ostali dijagrami su prikazani u Prilogu D. Kod 0.3g okvira usled dejstva akceleroograma Eq3 odgovarajućeg seta, zahtevane su maksimalne vrednosti rotacije tetiva greda i stubova, dok kod okvira DCM-0.2g merodavan je akceleroogram Eq1, a za okvir DCH-0.2g akceleroogram Eq2 odgovarajućeg seta. Prikazane su zahtevane rotacije tetiva greda (Slika 5.84) i stubova (Slika 5.85). Svaki okvir je prikazan posebnim dijagramom. Način prikazivanja i oznake na ovim dijagramima su objašnjene ranije.



Slika 5.84 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA

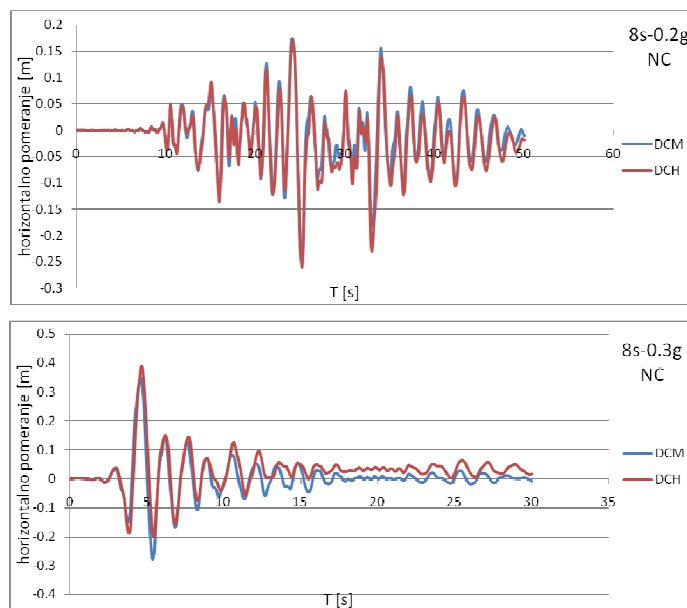


Slika 5.85 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA

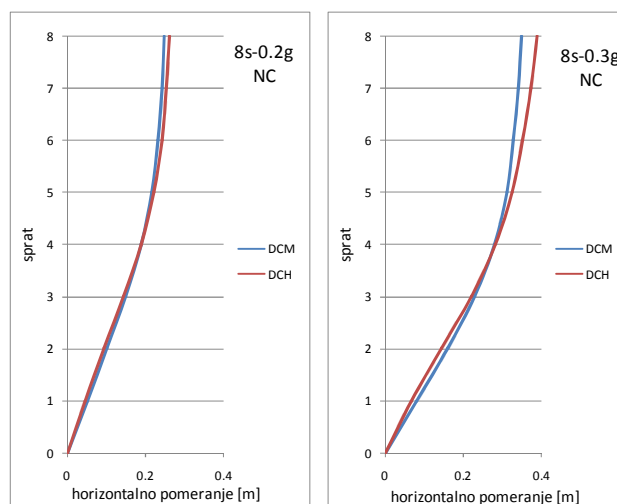
Kod oba okvira projektovanih za seizmičko dejstvo 0,2g, usled zemljotresa Eq2 iz odgovarajućeg seta dobijene su maksimalne vrednosti ukupne horizontalne sile i njihove vrednosti su 675 kN za okvir srednje klase duktilnosti, odnosno 634 kN za okvir visoke klase duktilnosti. Kod okvira projektovanih za seizmičko dejstvo 0,3g maksimalne ukupne sile su dobijene usled istog zemljotresa (Eq3) iz odgovarajućeg seta i njihove vrednosti su za okvir srednje klase duktilnosti 968 kN, odnosno 821 kN za okvir visoke klase duktilnosti.

5.4.3 AB OKVIR SA 8 SPRATOVA

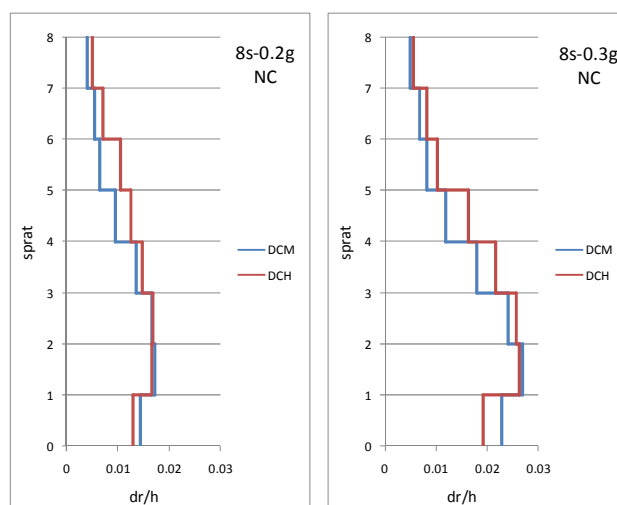
Za četiri AB okvira sa 8 spratova određeni su dijagrami pomeranja vrha okvira tokom vremena i dijagrami oblika bočnog pomeranja i prikazani su za one zemljotrese koji izazivaju maksimalno pomeranja vrha okvira (slika 5.86) i (slika 5.87). Ovi dijagrami su prikazani u zavisnosti od seizmičkog projektog opterećenja za obe klase duktilnosti. Kod 0.2g okvira obe klase duktilnosti maksimalna vrednost pomeranja je zahtevana usled akcelerograma Eq2 iz odgovarajućeg seta, dok je kod 0.3g okvira maksimalna vrednost pomeranja zahtevana usled Eq3 odgovarajućeg seta zemljotresa. Ovi akcelerogrami su zahtevali i maksimalna međuspratna horizontalna pomeranja, a njihove promena po spratovima, a u zavisnosti od spratne visine, su prikazani za svaki od četiri AB okvira (Slika 5.88).



Slika 5.86 Pomeranje vrha okvira sa 8 spratova u funkciji vremena za granično stanje NC



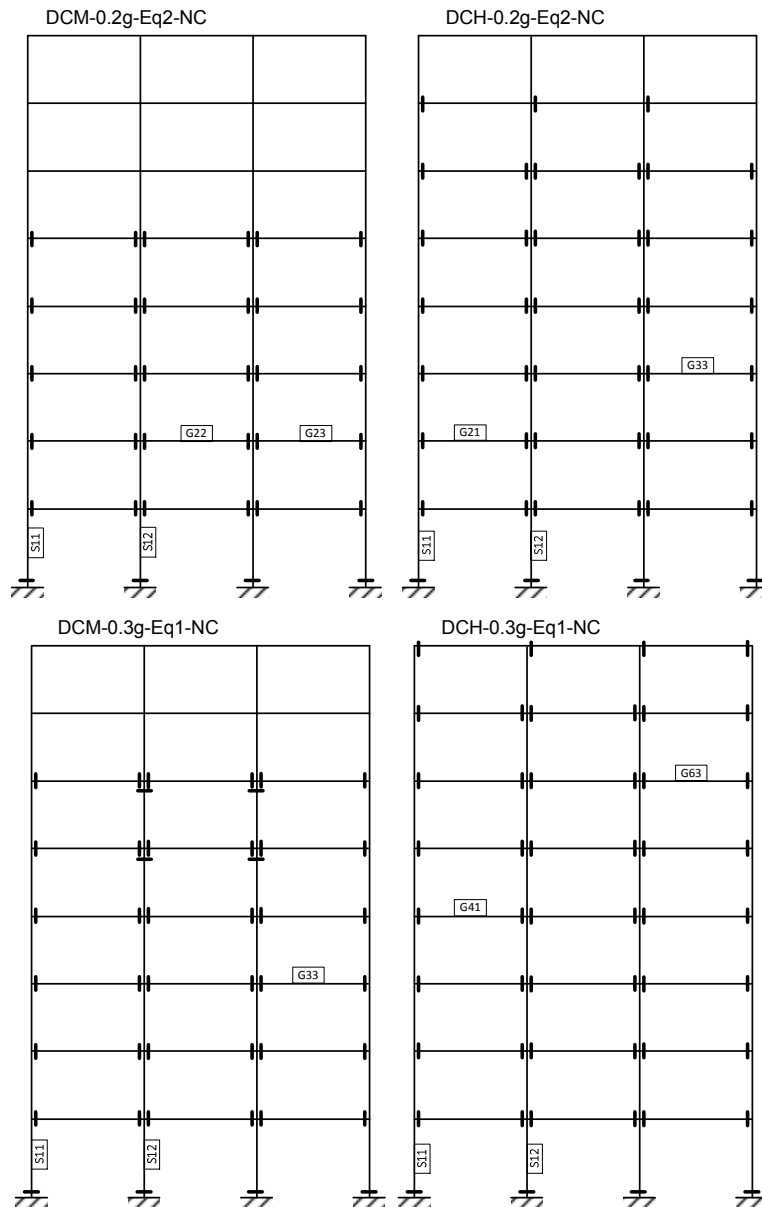
Slika 5.87 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA



Slika 5.88 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA

Usled zemljotresa Eq2 iz odgovarajućeg seta dobijene su maksimalne vrednosti ukupne horizontalne sile kod oba okvira projektovana za seizmičko dejstvo 0,2 g i njihove vrednosti su 796 kN za okvir srednje klase duktilnosti, odnosno 737 kN za okvir visoke klase duktilnosti. Kod okvira projektovanih za seizmičko dejstvo 0,3 g maksimalne ukupne sile su dobijene usled zemljotresa Eq3 iz odgovarajućeg seta za DCM okvir i iznosi 1193 kN, odnosno usled zemljotresa Eq2 za okvir DCH i iznosi 941 kN.

Šeme rasporeda plastičnih zglobova prikazane su za najnepovoljniji odgovor, odnosno odgovor kod koga je plastifikacija započeta u najvećem broju preseka za četiri okvira sa 8 spratova (slika 5.89). Označene su grede i stubovi u čijim obeleženim presecima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine.



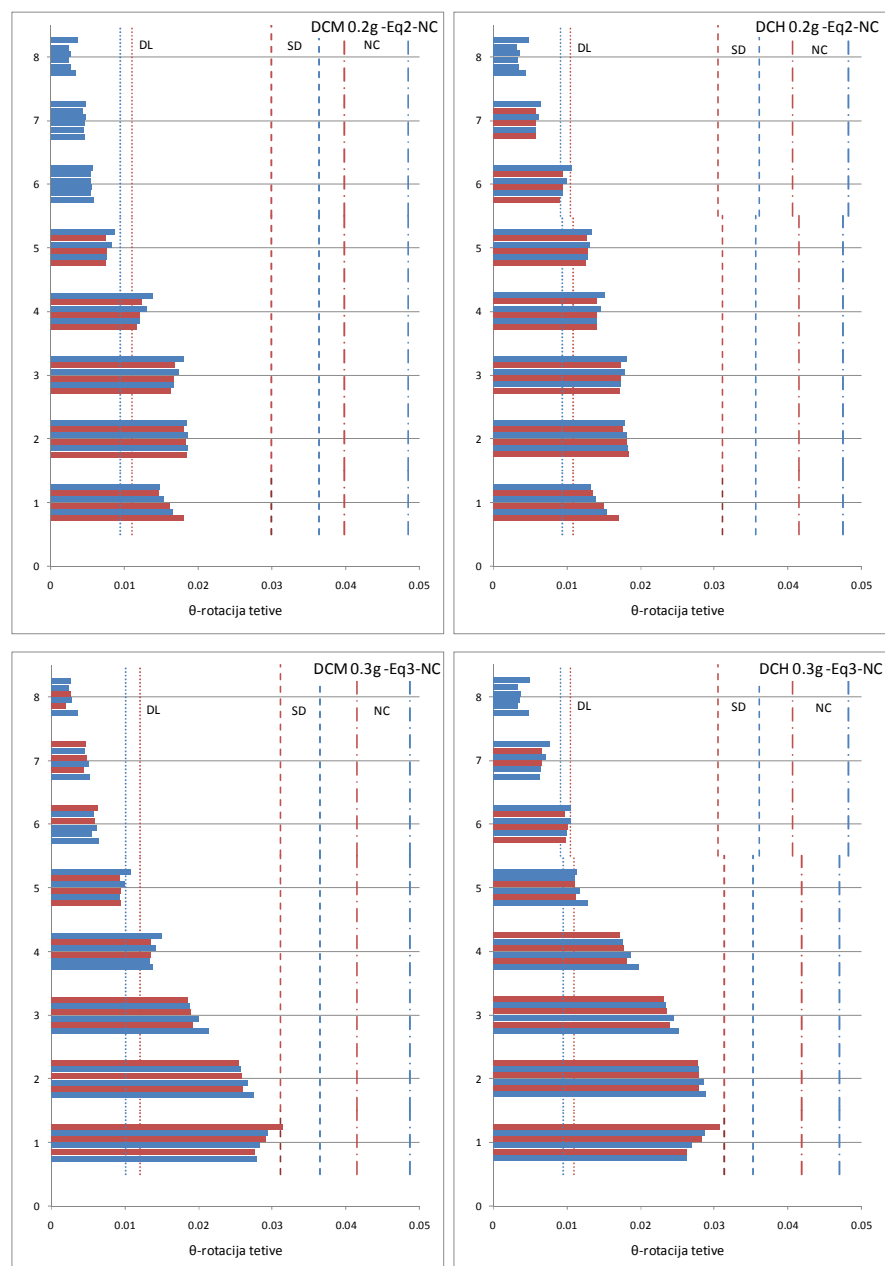
Slika 5.89 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA

Maksimalnih vrednosti pomeranja vrha okvira kao i vrednosti zahtevane duktilnosti pomeranja i zahtevane duktilnosti krivine u kritičnim presecima greda i stubova su određene (tabela 5.23). Kod svih okvira zahtevane duktilnosti krivina usled zatezanja donje strane su veće od odgovarajućih vrednosti usled zatezanja gornje strane koje su prikazane u tabeli i one iznose: 9,07, 7,84, 14,21 i 14,19 redom u odnosu na redosled okvira datih u tabeli.

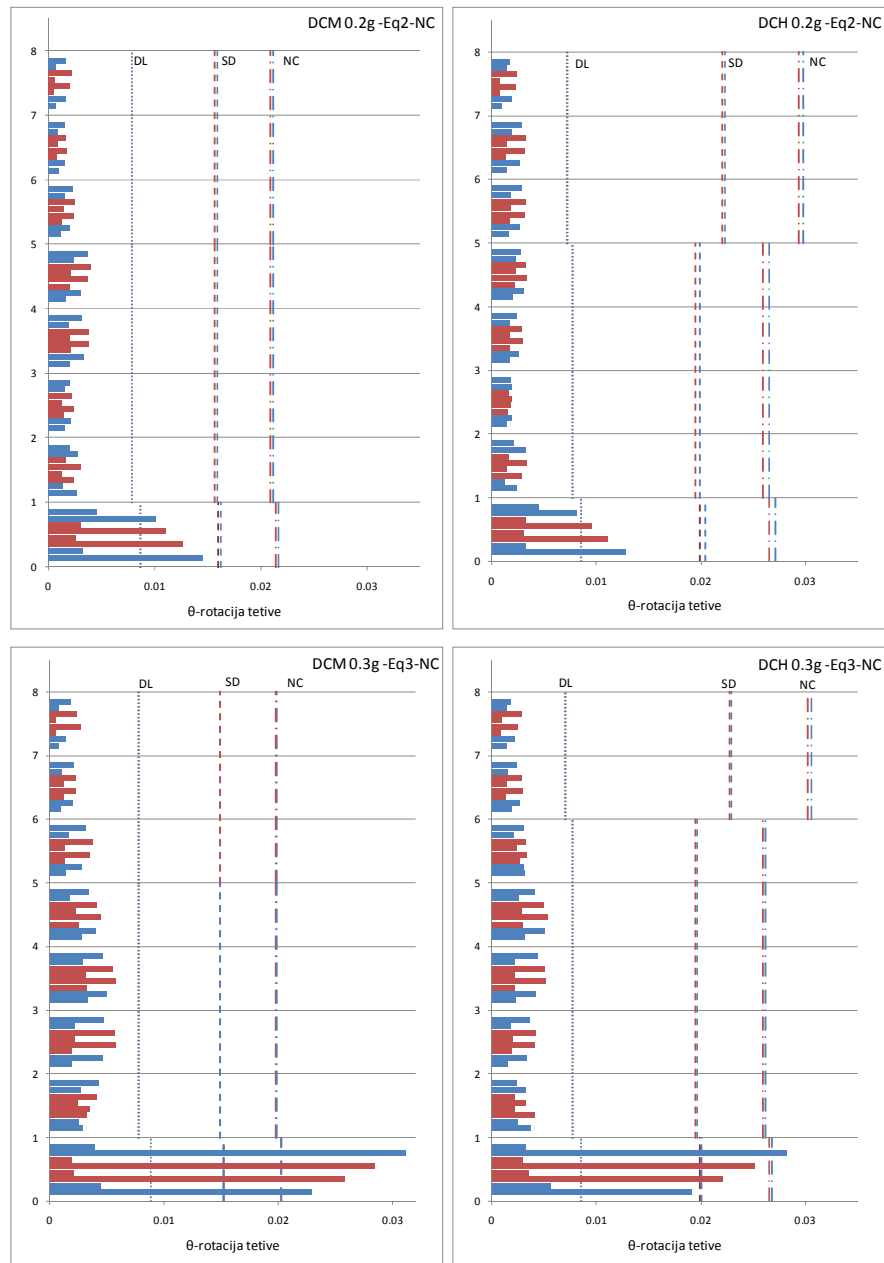
Tabela 5.23 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA

	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zahtevana duktilnost pomeranja	Zahtevana duktilnost krivine	
			greda	stub
8s-DCM-0.2g	24,74	2,18	6,21	3,8
8s-DCH-0.2g	26,01	2,46	7,18	2,72
8s-DCM-0.3g	34,91	4,25	11,74	11,70
8s-DCH-0.3g	38,88	4,63	12,49	9,98

Za sve elemente određene su zahtevane rotacije tetiva. Prikazani su samo oni dijagrami čije su vrednosti nepovoljnije pri proceni ponašanja. Prikazane su zahtevane rotacije tetiva greda (slika 5.90) i stubova (Slika 5.91).



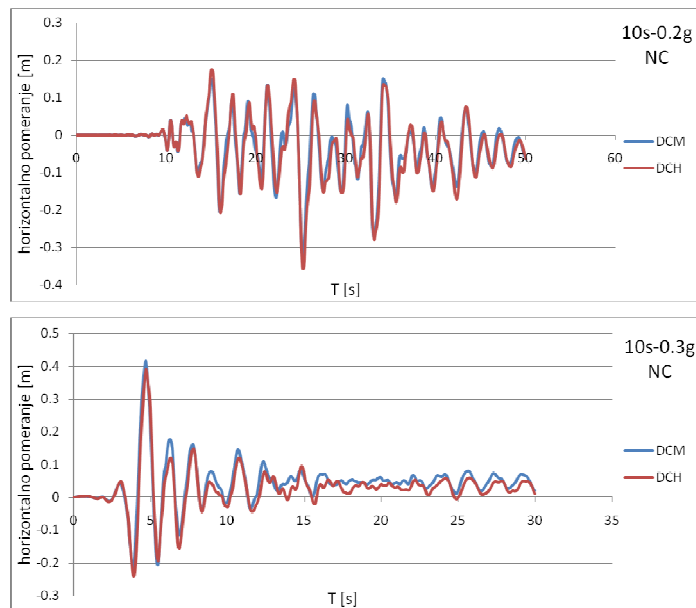
Slika 5.90 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA



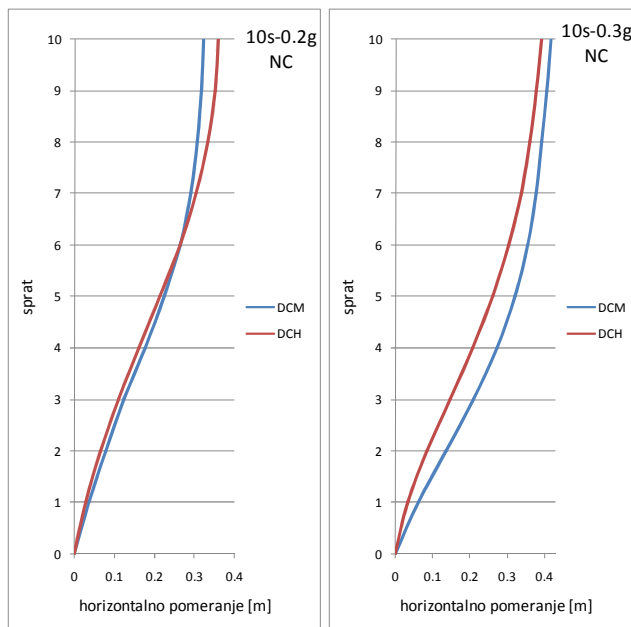
Slika 5.91 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA

5.4.4 AB OKVIR SA 10 SPRATOVA

Dijagrami pomeranja vrha okvira tokom vremena i dijagrami oblika bočnog pomeranja su određeni za četiri AB okvira sa 10 i prikazani u zavisnosti od intenziteta projektnog seizmičkog dejstva za obe klase projektne duktilnosti (Slika 5.92) i (Slika 5.93). Prikazani dijagrami su usled zemljotresa koji izazivaju maksimalno pomeranja vrha okvira.



Slika 5.92 Pomeranje vrha okvira sa 10 spratova u funkciji vremena za granično stanje NC



Slika 5.93 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA

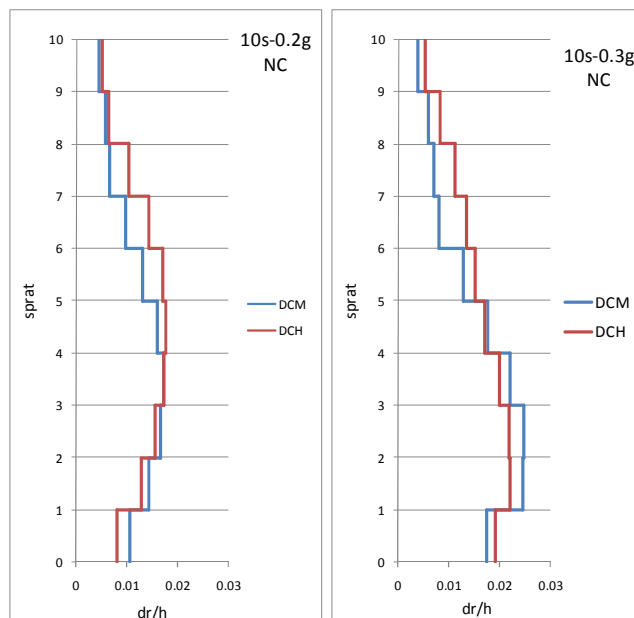
Maksimalna vrednosti ukupne horizontalne sile za 0.2g okvire srednje klase duktilnosti dobijena je usled zemljotresa Eq2 iz odgovarajućeg seta i iznosi 819 kN, dok je kod okvira visoke klase duktilnosti merodavan zemljotres Eq3, a maksimalna horizontalna sile iznosi 832 kN. Kod okvira projektovanih za seizmičko dejstvo 0,3 g maksimalne sile su dobijene usled zemljotresa Eq1 iz odgovarajućeg seta i njihove vrednosti su za okvir srednje klase duktilnosti 1230 kN, odnosno 1036 kN za okvir visoke klase duktilnosti.

Međuspratno horizontalno pomeranja d_r po spratovima određeno je u zavisnosti od spratne visine h i prikazani su dijagrami odgovora za svaki od četiri AB okvira sa 10 spratova usled akceleroograma za koji se javi maksimalna vrednost međuspratnog pomeranja (Slika 5.94). Za 0.2g okvire obe klase duktilnosti merodavan je zemljotres Eq2, dok je za DCM-0.3g okvir merodavan zemljotres Eq3, a za DCH-0.3g zemljotres Eq3 odgovarajućeg seta zapisa.

Maksimalnih vrednosti pomeranja vrha okvira kao i vrednosti zahtevane duktilnosti pomeranja i zahtevane duktilnosti krivine u kritičnim presecima greda i stubova su određene (Tabela 5.24). Zahtevane duktilnosti krivina greda usled zatezanja donje strane veće su kod sva četiri okvira od prikazanih u tabeli i iznose 8,97, 8,81, 13,21 i 12,01 respektivno.

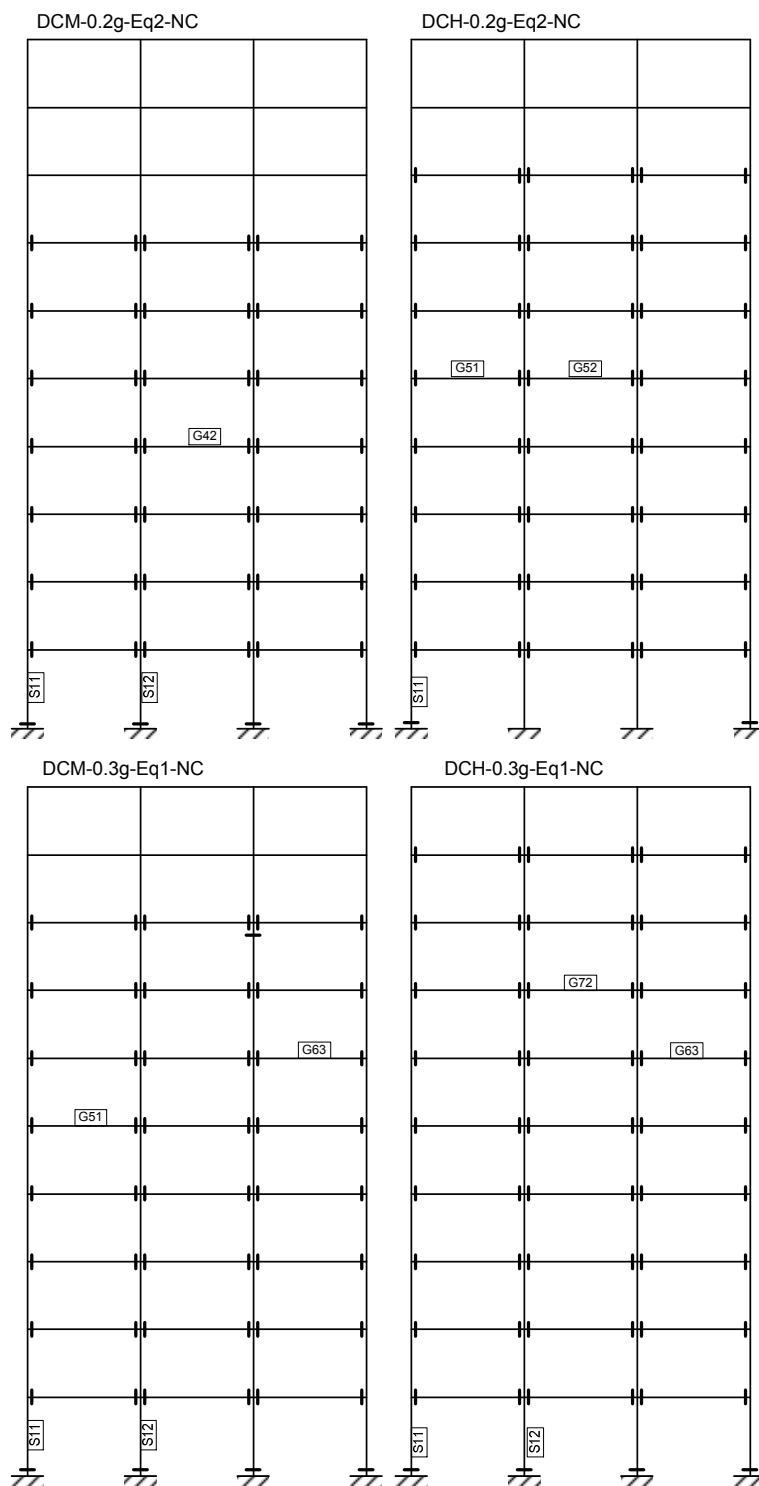
Tabela 5.24 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja i krivine u kritičnim presecima greda i stubova okvira sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA

	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zahtevana duktilnost pomeranja	Zahtevana duktilnost krivine	
			greda	stub
10s-DCM-0.2g	32,11	2,83	6,60	2,59
10s-DCH-0.2g	35,88	3,23	7,61	1,15
10s-DCM-0.3g	41,60	4,00	10,22	9,21
10s-DCH-0.3g	39,02	3,93	9,72	6,0



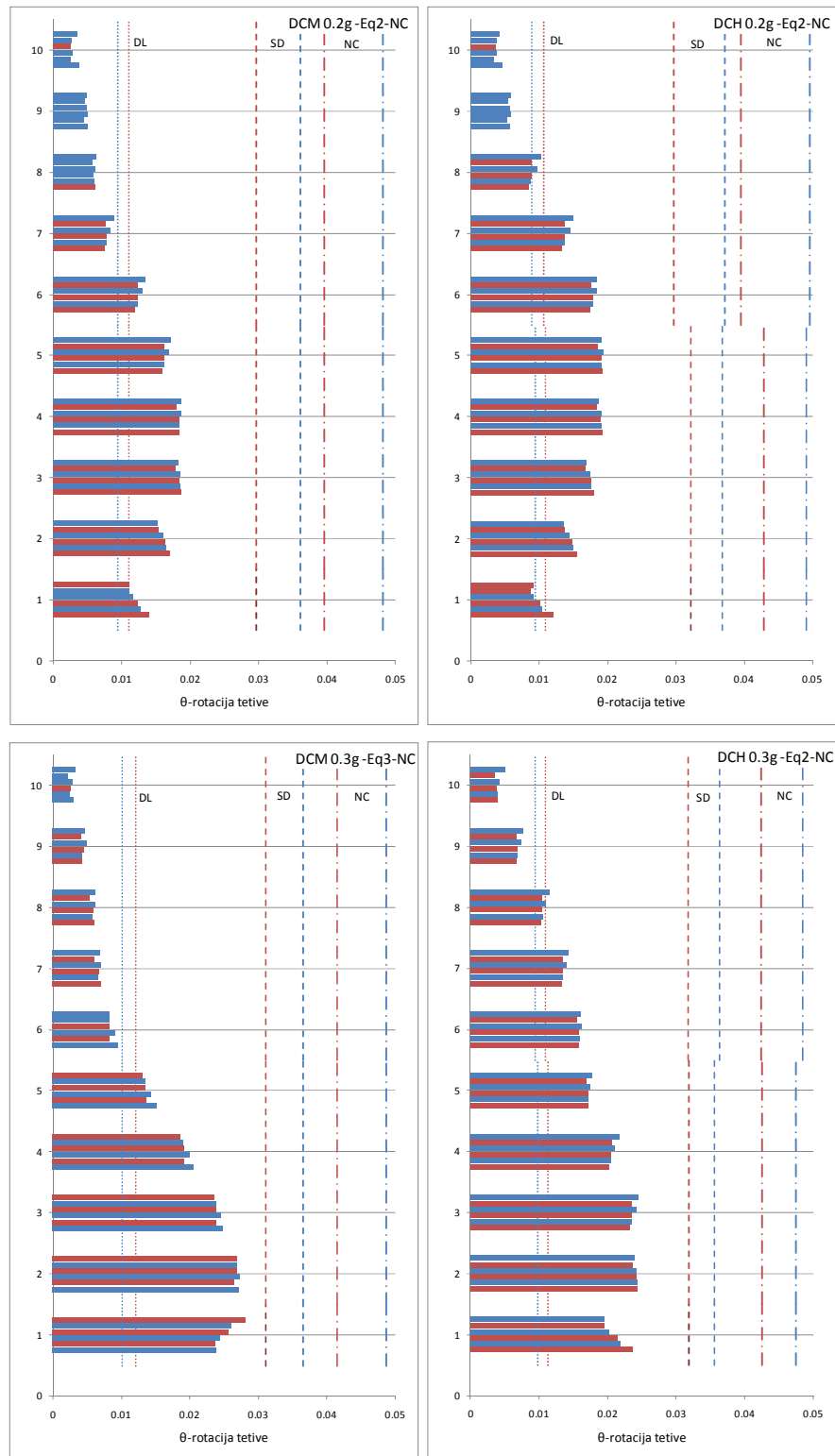
Slika 5.94 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA

Šeme rasporeda plastičnih zglobova prikazane su za najnepovoljniji odgovor, odnosno odgovor kod koga je plastifikacija započeta u najvećem broju preseka za četiri okvira sa 10 spratova (Slika 5.95). Označene su grede i stubovi u čijim obeleženim presecima je dostignuta najveća vrednost zahtevane duktilnosti krivine. Za AB okvir 10s-DCM-0.2g akcelrogram Eq2 iz odgovarajućeg seta izaziva plastifikaciju u presecima svih stubova na mestu uklještenja okvira, dok kod okvira 10s-DCH-0.2g jedino usled ovog dejstva se plastifikuju preseci kod stubova na mestu uklještenja, ali samo kod spoljašnjih stubova. Kod okvira 10s-DCH-0.3g ista je šema plastifikacije greda i stubova usled sva tri akcelograma odgovarajućeg seta, samo su različite grede u kojima se javlja maksimalna duktilnost krivine. Kod ovog okira je prikazana šema plastifikacije usled akcelograma Eq2 koji je merodavan kod okvira DCM-0.3g.

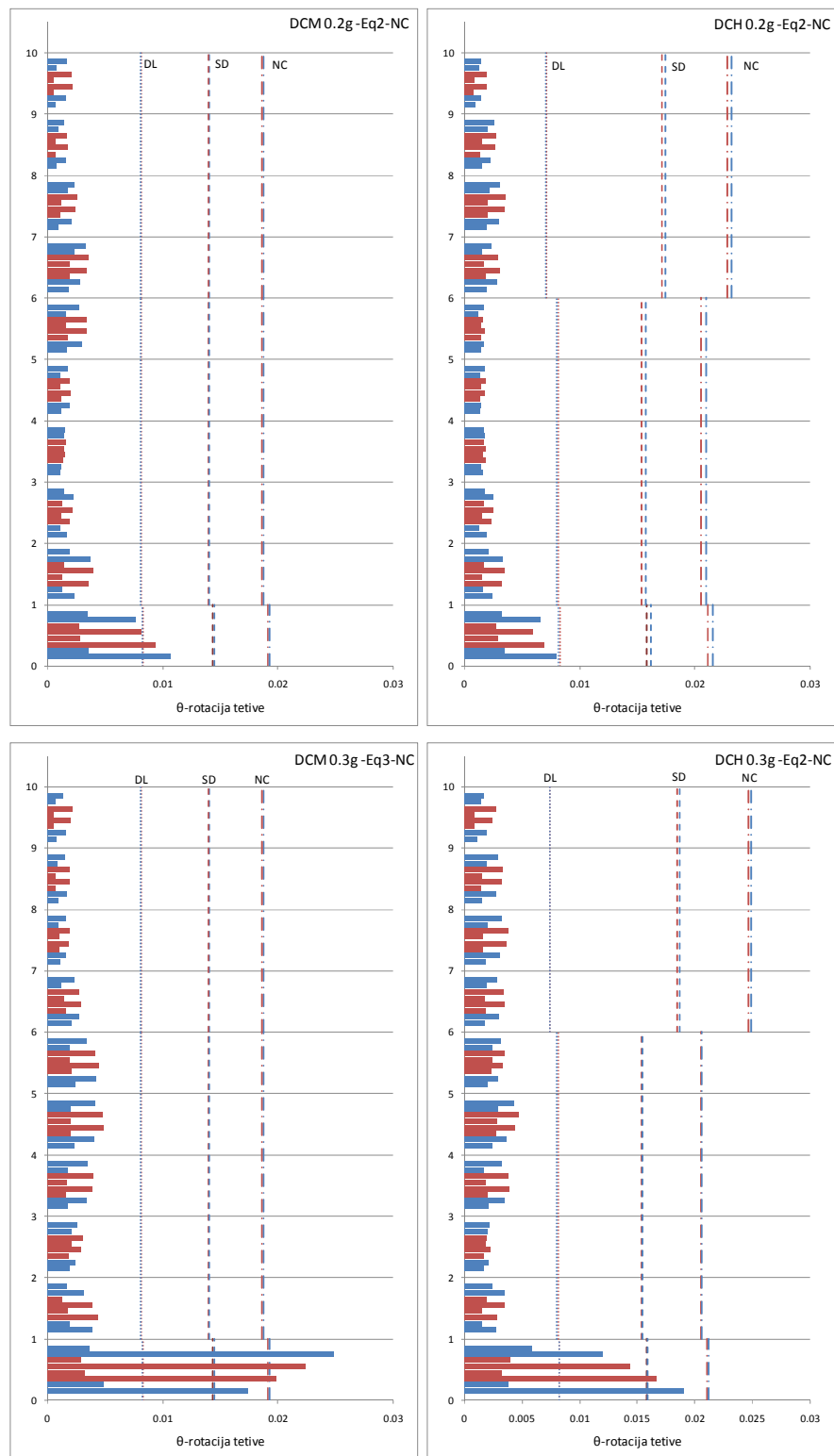


Slika 5.95 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA

Za sve okvire određene su zahtevane rotacije tetiva greda i stubova i prikazani su oni dijagrami čije su vrednosti merodavne pri proceni ponašanja (Slika 5.96) i (Slika 5.97)



Slika 5.96 Zahtevane rotacije tetiva gređa za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA



Slika 5.97 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA

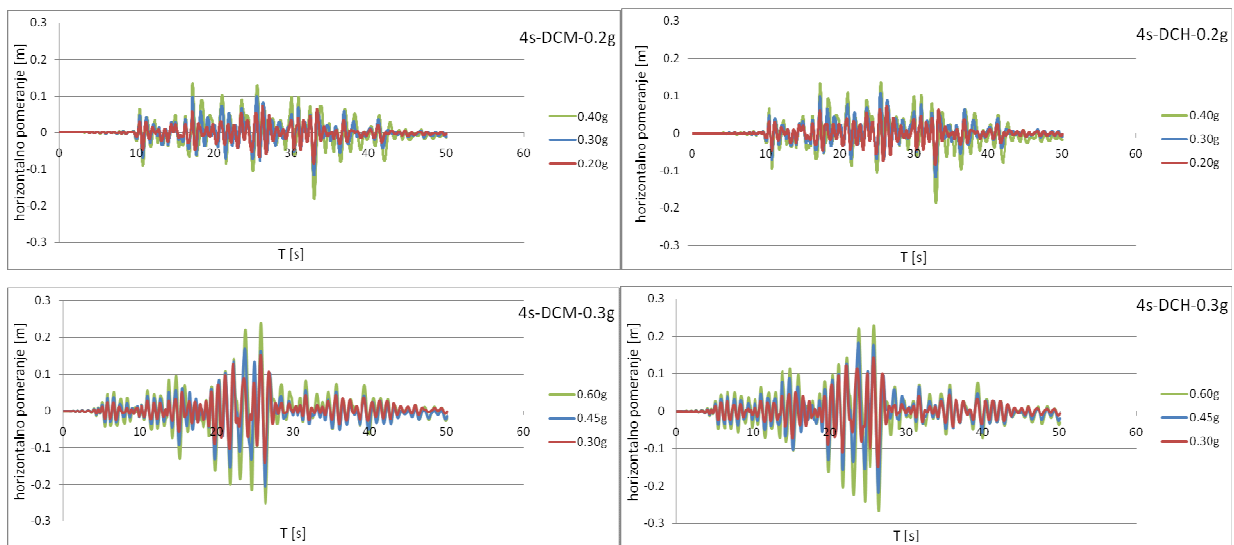
5.5 SEIZMIČKI ODGOVOR AB OKVIRA ZA SEIZMIČKA DEJSTVA VEĆA OD PROJEKTOG

Svi okviri podvrgnuti su jednom zemljotresu iz odgovarajućeg seta koji je skaliran 1,5 i 2 puta. Za okvire koji su projektovani na seizmičko dejstvo 0,2 g odabran je zemljotres Eq2 iz

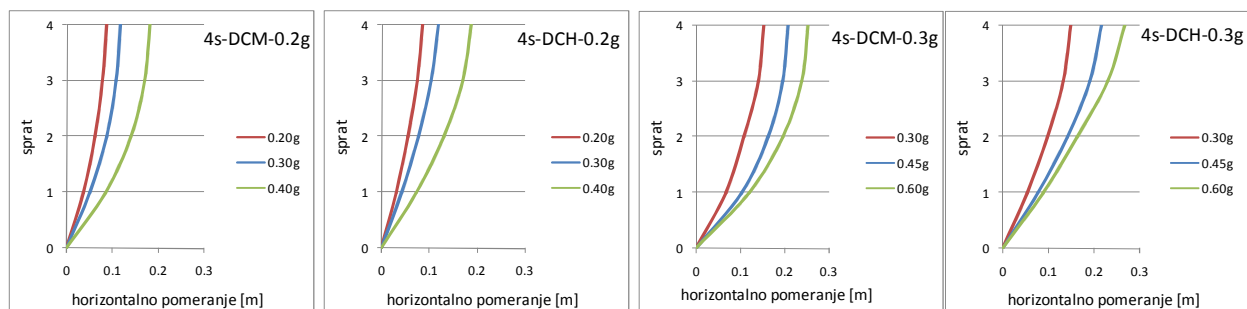
odgovarajućeg seta od tri zemljotresa za koje su procenjeni odgovori okvira za dva granična stanja (SD i NC), dok je za okvire projektovane na seizmičko dejstvo 0,3 g odabran zemljotres Eq1 iz odgovarajućeg seta. Ove analize su urađene radi poređenja seizmičkog odgovora konstrukcije u slučaju zemljotresa koji su jači od projektних, i ne možemo govoriti o proceni ponašanja jer su analizirani odgovori samo za jedan akcelerogram. Dijagrami horizontalnog pomeranja vrha okvira u funkciji vremena, oblici bočnog pomeranja kao i dijagrami međuspratnog relativnog pomeranja su prikazani za odgovarajući okvir usled projektnog seizmičkog dejstva i usled dejstva uvećanog 50%, odnosno 100% (prvi set zemljotresa: $a_g = 0,2 g$, $1,5 \cdot a_g = 0,3 g$ i $2 \cdot a_g = 0,4 g$ i drugi set: $a_g = 0,3 g$, $1,5 \cdot a_g = 0,45 g$ i $2 \cdot a_g = 0,6 g$). Na isti način su prikazane u tabelama vrednosti pomeranja vrha okvira, zahtevane duktilnosti pomeranja kao i zahtevane duktilnosti krivine za karakteristične poprečne preseke greda i stubova. Šeme plastičnih zglobova i dijagrami zahtevanih rotacija tetiva elemenata četiri okvira odgovarajuće spratnosti su prikazani samo za seizmičko dejstvo koje je uvećano 100% u odnosu na projektno ($2 \cdot a_g$), dok su odgovarajuće šeme i dijagrami za projektna seizmička dejstva (odgovara graničnom stanju SD) i dejstva uvećana 50% (odgovara graničnom stanju NC) dati u poglavlju 5.3 i 5.4 ili Prilogu D.

5.5.1 AB OKVIR SA 4 SPRAT

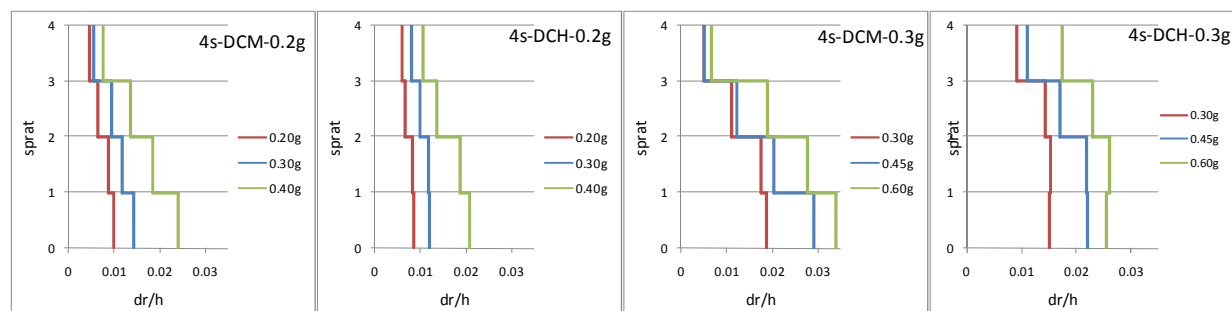
Na dijagramima koji slede prikazani su pomeranje vrha okvira (Slika 5.98), oblici bočnog pomeranja (Slika 5.99) i međuspratno horizontalno pomeranje (Slika 5.100) četiri okvira sa 4 sprata za akcelerogram koji odgovara projektnom seizmičkom dejstvu i dejstvu koje je uvećano 1,5 i 2 puta.



Slika 5.98 Pomeranje vrha okvira sa 4 sprata u funkciji vremena za projektna i skalirana seizmička dejstva



Slika 5.99 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 4 sprata za projektna i skalirana seizmička dejstva



Slika 5.100 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 4 sprata za projektna i skalirana seizmička dejstva

Vrednosti ukupne horizontalne sile u osnovi za projektna i skalirana seizmička dejstva su određena i data (Tabela 5.25).

Tabela 5.25 Ukupna horizontalna sila u osnovi za okvire sa 4 sprata za projektna i skalirana seizmička dejstva

Ukupna horizontalna sila u osnovi [kN]					
Opt.	4s-DCM-0.2g	4s-DCH-0.2g	Opt.	4s-DCM-0.3g	4s-DCH-0.3g
0,2 g	541	503	0.3 g	660	566
0,3 g	565	526	0.45 g	678	582
0,4 g	571	551	0.6 g	679	586

Date su vrednosti pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja kod okvira obe klase duktilnosti za projektna seizmičko dejstvo 0,2 g usled tog i skaliranih dejstava (Tabela 5.26) kao i za projektno seizmičko dejstvo 0,3 g usled tog i skaliranih dejstava (Tabela 5.27).

Tabela 5.26 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja okvira 4s-DCM-0.2g i 4s-DCH-0.2g za projektna i skalirana seizmička dejstva

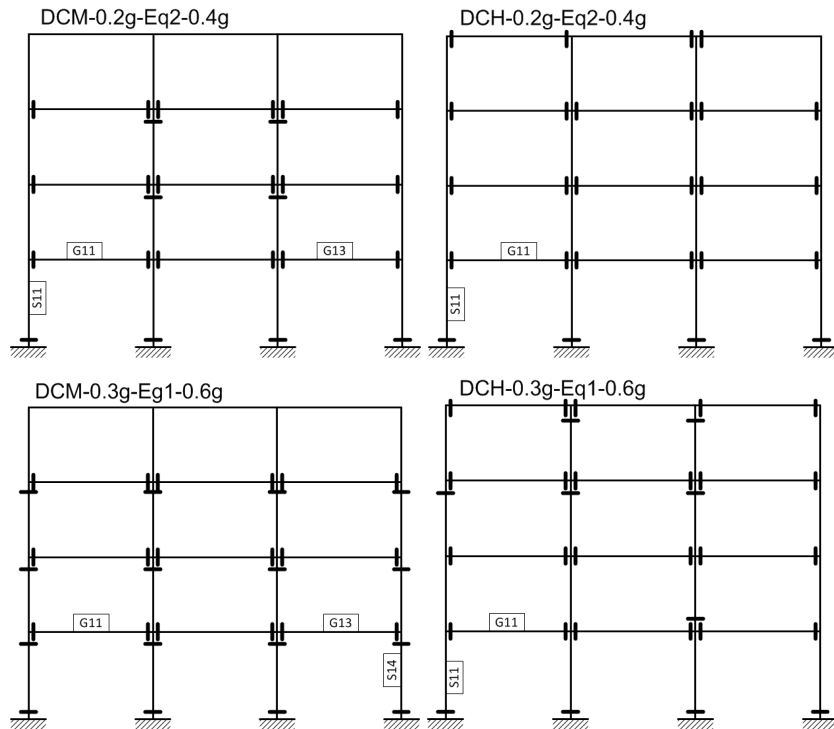
	4s-DCM-0.2g		4s-DCH-0.2g	
	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zaht. duktilnost pomeranja	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zaht. duktilnost pomeranja
0,2 g	8,56	1,60	8,45	1,38
0,3 g	11,65	1,71	11,75	1,83
0,4 g	18,18	2,96	18,76	3,17

Tabela 5.27 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja okvira 4s-DCM-0.3g i 4s-DCH-0.3g za projektna i skalirana seizmička dejstva

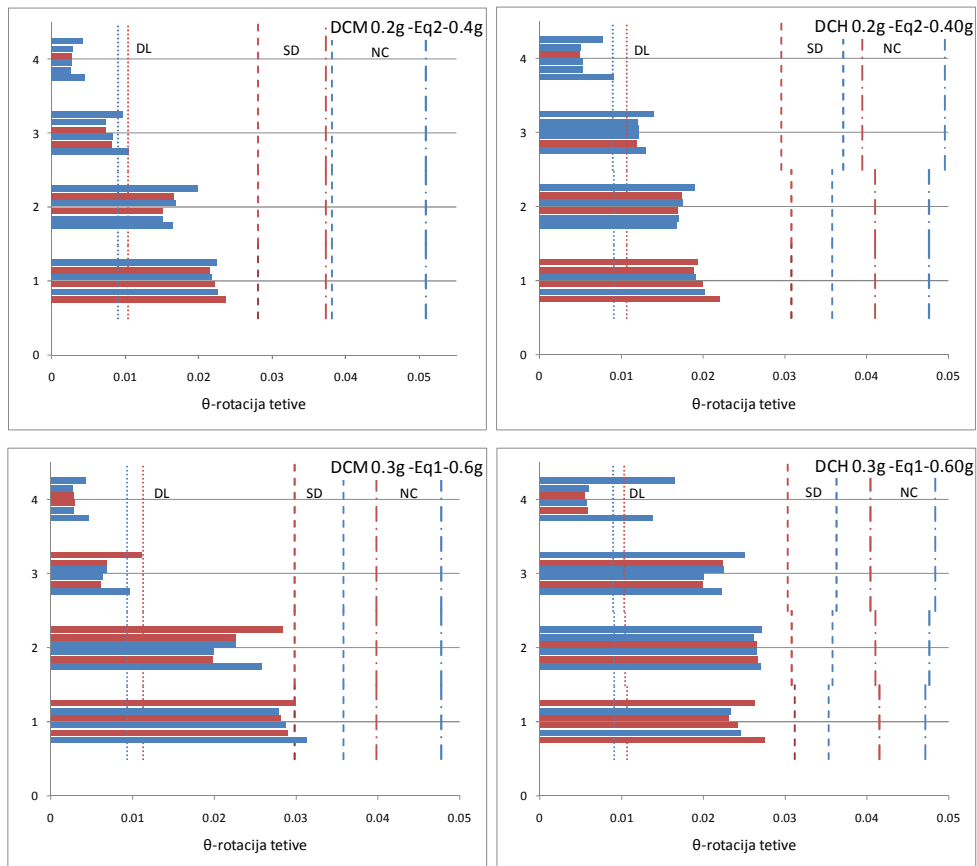
	4s-DCM-0.3g		4s-DCH-0.3g	
	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zaht. duktilnost pomeranja	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zaht. duktilnost pomeranja
0.3 g	15,29	2,08	14,84	2,42
0.45 g	20,63	2,68	21,68	2,84
0.6 g	25,17	3,76	26,74	4,58

Prikazane su šeme plastičnih zglobova za okvire sa 4 sprata u slučaju seizmičkog dejstva koje je dva puta veće od projektnog (Slika 5.101). Obeleženi su elementi u čijim karakterističnim preseccim su zahtevane duktilnosti krivine najveće. Prikazani su dijagrami zahtevanih obrtanja tetiva greda i stubova za obe klase duktilnosti okvira koji su proračunati za seizmičko dejstvo

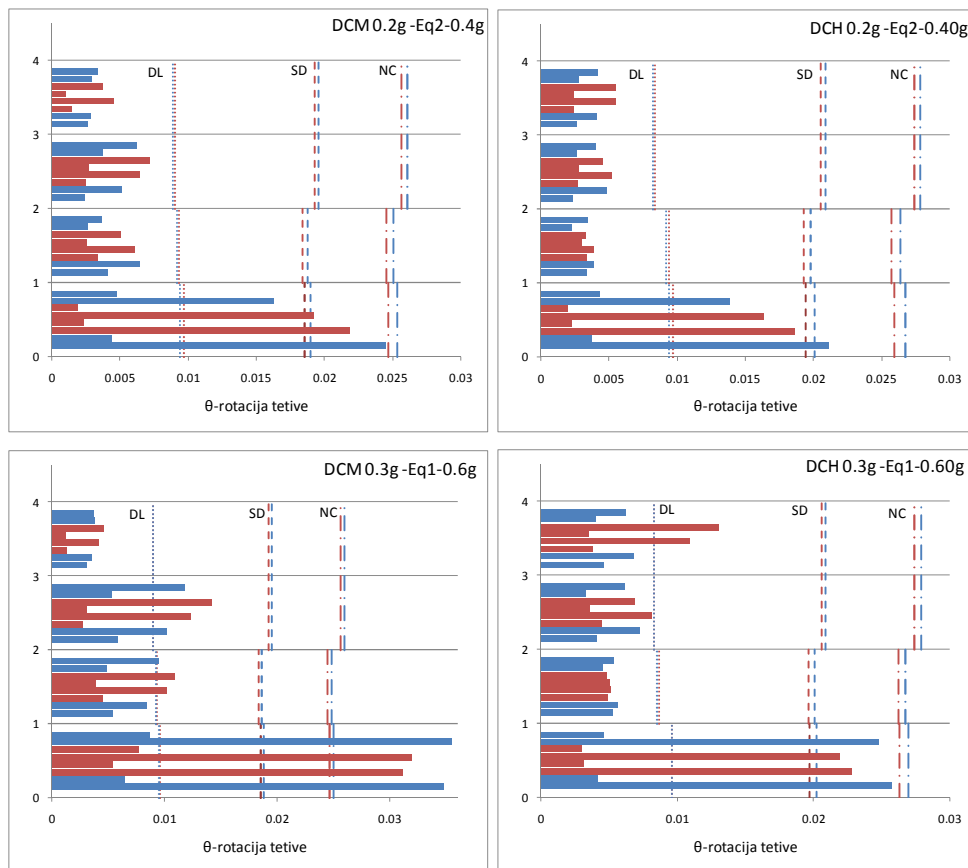
0,2 g a usled skaliranih dejstava (100%) kao i okvira koji su proračunati za seizmičko dejstvo 0,3 g (Slika 5.102) i (Slika 5.103). Zahtevane rotacije tetiva se porede sa kapacitetima za stanje blizu rušenja (NC).



Slika 5.101 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 4 sprata za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$



Slika 5.102 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 4 sprata za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$


 Slika 5.103 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 4 sprata za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$

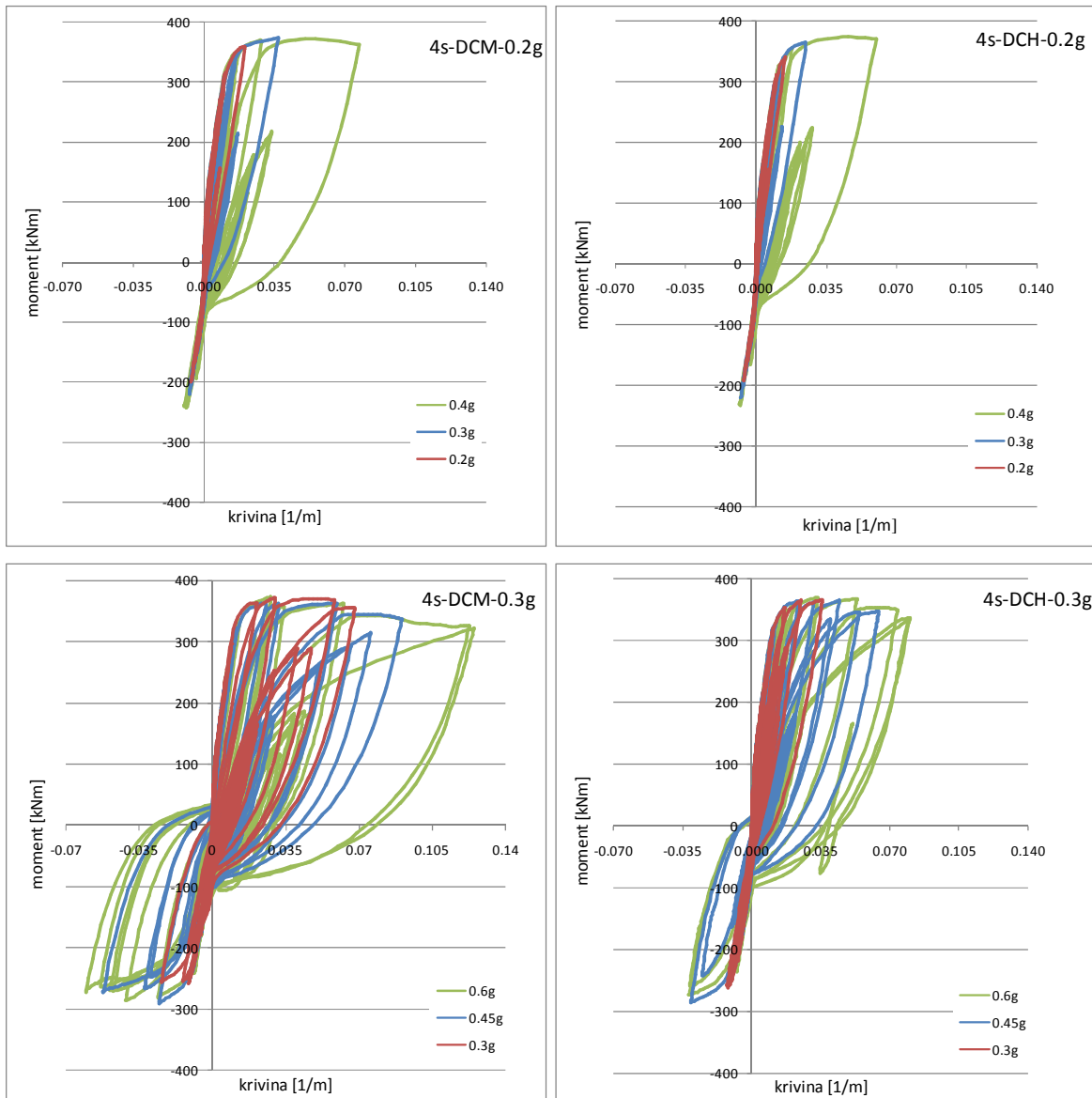
Određene su i vrednosti zahtevane duktilnosti krivine za karakteristične poprečne preseke greda i stubova (Tabela 5.28) i (Tabela 5.29). Kod greda zahtevane duktilnosti krivina su prikazane za slučaj zatezanja gornje strane. Kod okvira srednje klase duktilnosti za oba projektna dejstva i odgovarajuća skalirana, zahtevane duktilnosti krivine su veće za slučaj zatezanja gornje strane i to za okvir 4s-DCM-0.2g te vrednosti su 3,54, 6,72 i 11,82, a za okvir 4s-DCM-0.3g 9,23, 11,39 i 15,25 za projektna i skalirana seizmička dejstva redom. Za spoljašnje stubove na mestu uklještenja prikazani su dijagrami moment savijanja krivina za četiri analizirana okvira spratnosti 4 usled projektnog seizmičkog dejstva i dejstva koja su uvećana 50% i 100% (Slika 5.104).

Tabela 5.28 Zahtevane duktilnosti krivine greda i stubova okvira 4s-DCM-0.2g i 4s-DCH-0.2g za projektna i skalirana seizmička dejstva

Zaht. duktilnost krivine	4s-DCM-0.2g		4s-DCH-0.2g	
	greda	stub	greda	stub
0,2 g	2,69	2,02	2,86	1,41
0,3 g	4,59	3,66	4,83	2,40
0,4 g	8,98	7,68	9,13	5,75

Tabela 5.29 Zahtevane duktilnosti krivine greda i stubova okvira 4s-DCM-0.3g i 4s-DCH-0.3g za projektna i skalirana dejstva

Zaht. duktilnost krivine	4s-DCM-0.3g		4s-DCH-0.3g	
	greda	stub	greda	stub
0.3 g	6,57	6,68	6,62	3,46
0.45 g	9,52	10,18	9,91	6,85
0.6 g	12,12	12,28	11,69	7,73

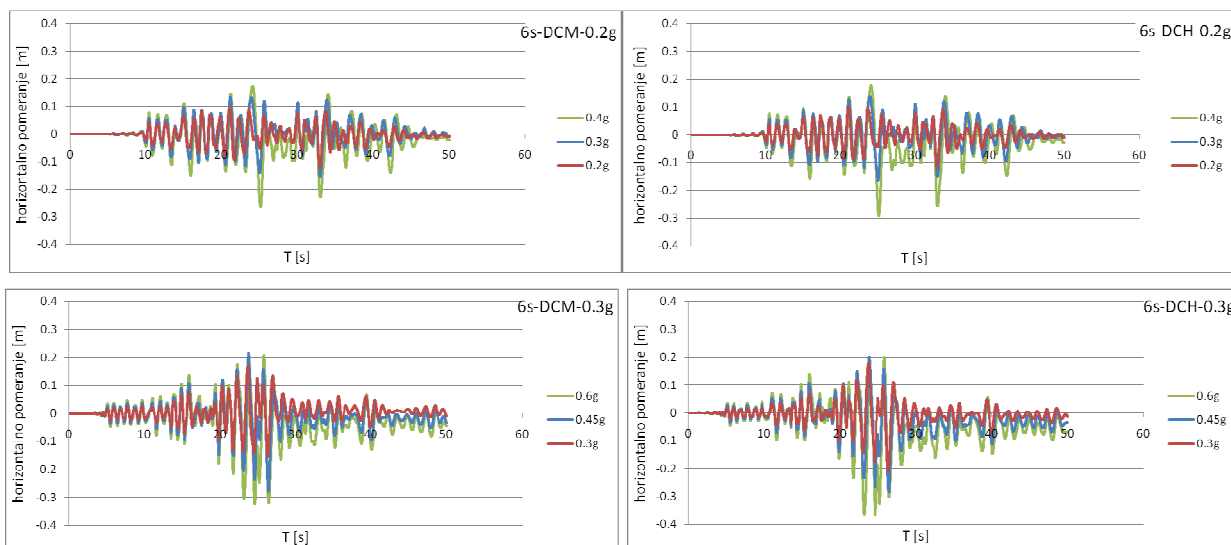


Slika 5.104 Dijagrami moment krivina za spoljašnji stub na mestu ukleštenja okvira sa 4 sprata za projektno i skalirana dejstva primenom NDA

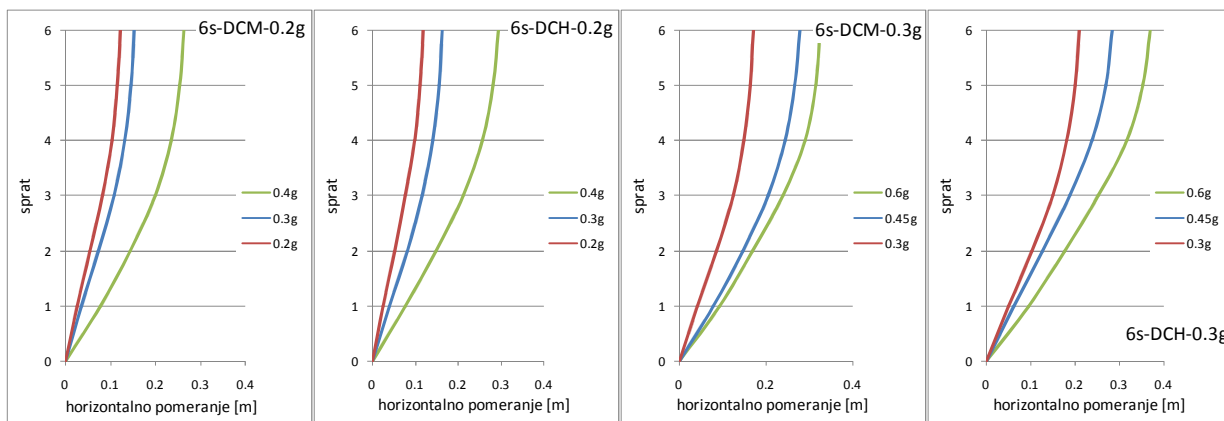
5.5.2 AB OKVIR SA 6 SPRATOVA

Na dijagramima koji slede prikazani su pomeranje vrha okvira (Slika 5.105), oblici bočnog pomeranja (Slika 5.106) i međuspratno horizontalno pomeranje (Slika 5.107) okvira sa 6 spratova za akcelorogram koji odgovara projektnom seizmičkom dejstvu i dejstvu koje je

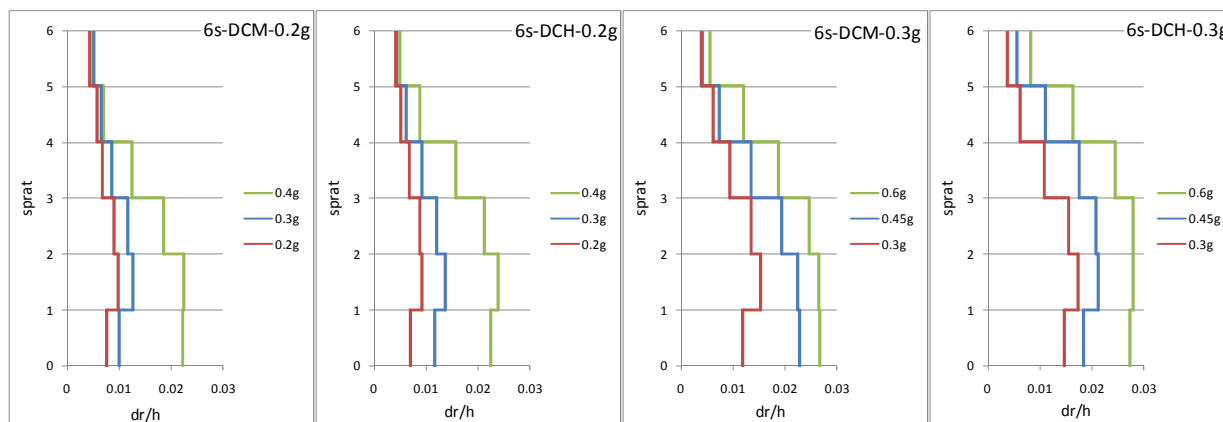
uvećano 1,5 i 2 puta, a u tabeli su date vrednosti ukupne horizontalne sile u osnovi za razmatrana seizmička dejstva (Tabela 5.30).



Slika 5.105 Pomeranje vrha okvira sa 6 spratova u funkciji vremena za projektna i skalirana dejstva



Slika 5.106 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 6 spratova za projektna i skalirana dejstva



Slika 5.107 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 6 spratova za projektna i skalirana dejstva

Tabela 5.30 Ukupna horizontalna sila u osnovi za okvire sa 6 spratova za projektna i skalirana dejstva

Ukupna horizontalna sila u osnovi [kN]					
Opt.	6s-DCM-0.2g	6s-DCH-0.2g	Opt.	6s-DCM-0.3g	6s-DCH-0.3g
0,2 g	649	573	0.3 g	843	735
0,3 g	674	634	0.45 g	831	740
0,4 g	692	633	0.6 g	894	843

Vrednosti pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja kod okvira obe klase duktilnosti za proračunska dejstva 0,2 g i 0,3 g usled tih i skaliranih dejstava su data u tabelama (Tabela 5.31) i (Tabela 5.32).

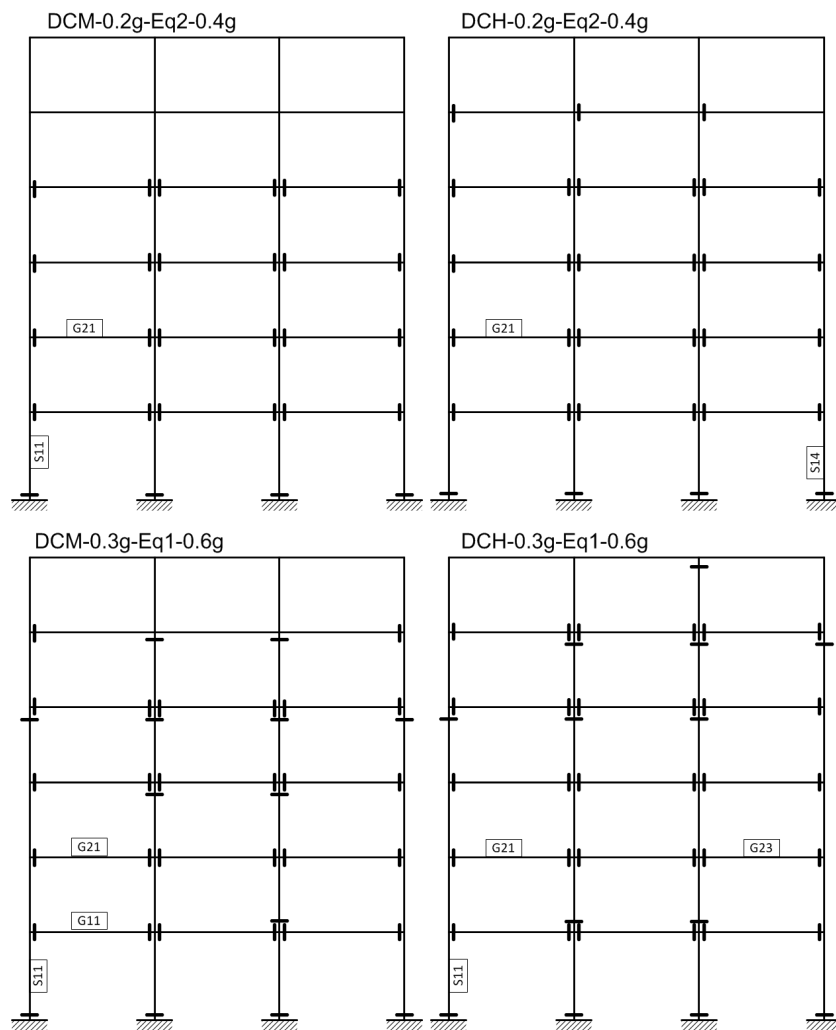
Tabela 5.31 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja okvira 6s-DCM-0.2g i 6s-DCH-0.2g za projektna i skalirana dejstva

	6s-DCM-0.2g		6s-DCH-0.2g	
	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zaht. duktilnost pomeranja	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zaht. duktilnost pomeranja
0,2 g	12,33	1,91	11,79	1,93
0,3 g	15,37	1,88	16,40	2,07
0,4 g	26,27	2,75	29,24	3,8

Tabela 5.32 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja okvira 6s-DCM-0.3g i 6s-DCH-0.3g za projektna i skalirana dejstva

	6s-DCM-0.3g		6s-DCH-0.3g	
	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zaht. duktilnost pomeranja	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zaht. duktilnost pomeranja
0.3 g	17,23	1,9	20,94	2,32
0.45 g	27,8	3,65	28,44	3,0
0.6 g	32,63	3,96	36,88	4,15

Šeme preseka u kojima je započeta plastifikacija za četiri okvira sa 6 spratova seizmičkog dejstva dva puta većeg od projektnog su prikazane (Slika 5.108). Obeleženi su elementi u čijim karakterističnim preseccim su zahtevane duktilnosti krivine najveće. Prikazani su dijagrami zahtevanih obrtanja tetiva greda i stubova za obe klase duktilnosti okvira koji su proračunati za seizmičko opterećenje 0,2 g i 0,3 g a usled skaliranih seizmičkih dejstava (Slika 5.109) i (Slika 5.110). Kod ovih dijagrama odgovori se porede sa kapacitetima za stanje blizu rušenja (NC).


 Slika 5.108 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 6 spratova za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$

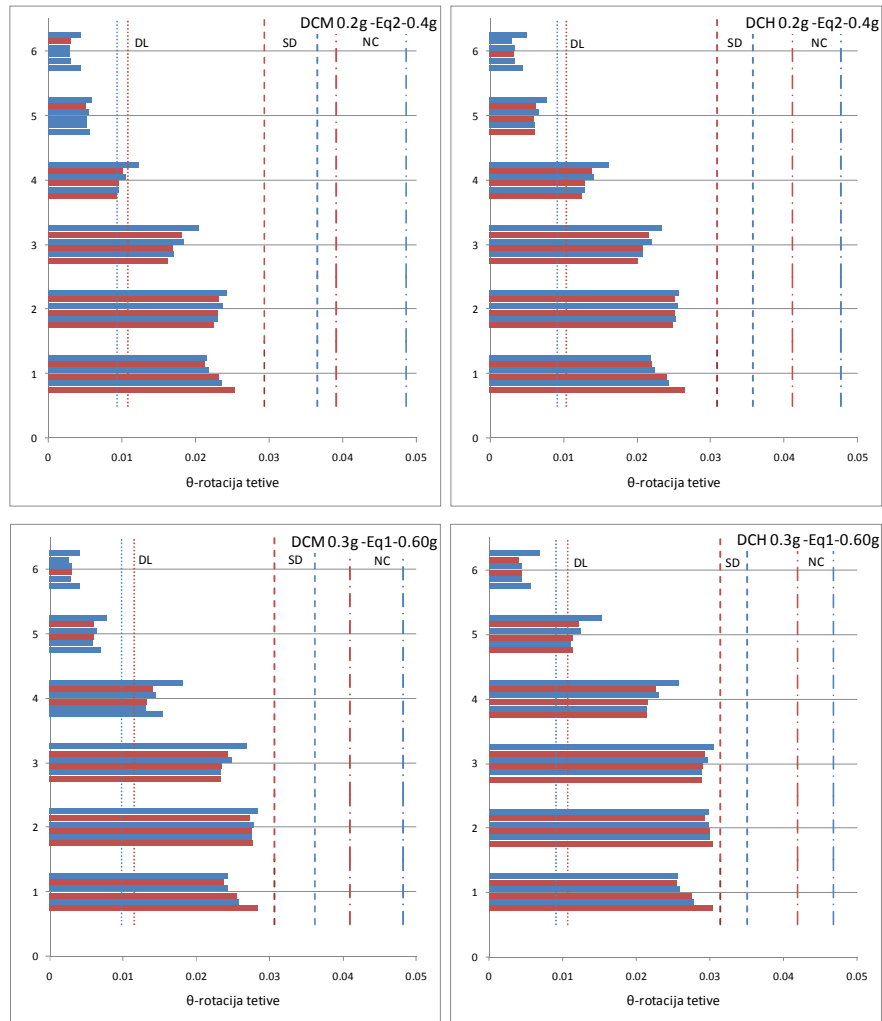
Određene su vrednosti zahtevane duktilnosti krivine za karakteristične poprečne preseke greda i stubova za projektna i skalirana dejstva (Tabela 5.33, Tabela 5.34). Za okvire koji su projektovani za seizmičko dejstvo $0,3 g$ obe klase duktilnosti kao i za okvir DCM-0.2g, veće vrednosti zahtevane duktilnosti krivine su dobijene za slučaj zatezanja donje strane. Kod okvira 6s-DCM-0.2g zahtevane duktilnosti krivine za projektno i skalirana dejstva iznose 3,69, 6,35 i 12,36. Za okvir 6s-DCM-0.3g ove vrednosti iznose 6,87, 12,06 i 14,57, dok su kod okvira 6s-DCH-0.3g te vrednosti 8,26, 10,57 i 14,71 za opterećenja $0,3 g$, $0,45 g$ i $0,6 g$ redom.

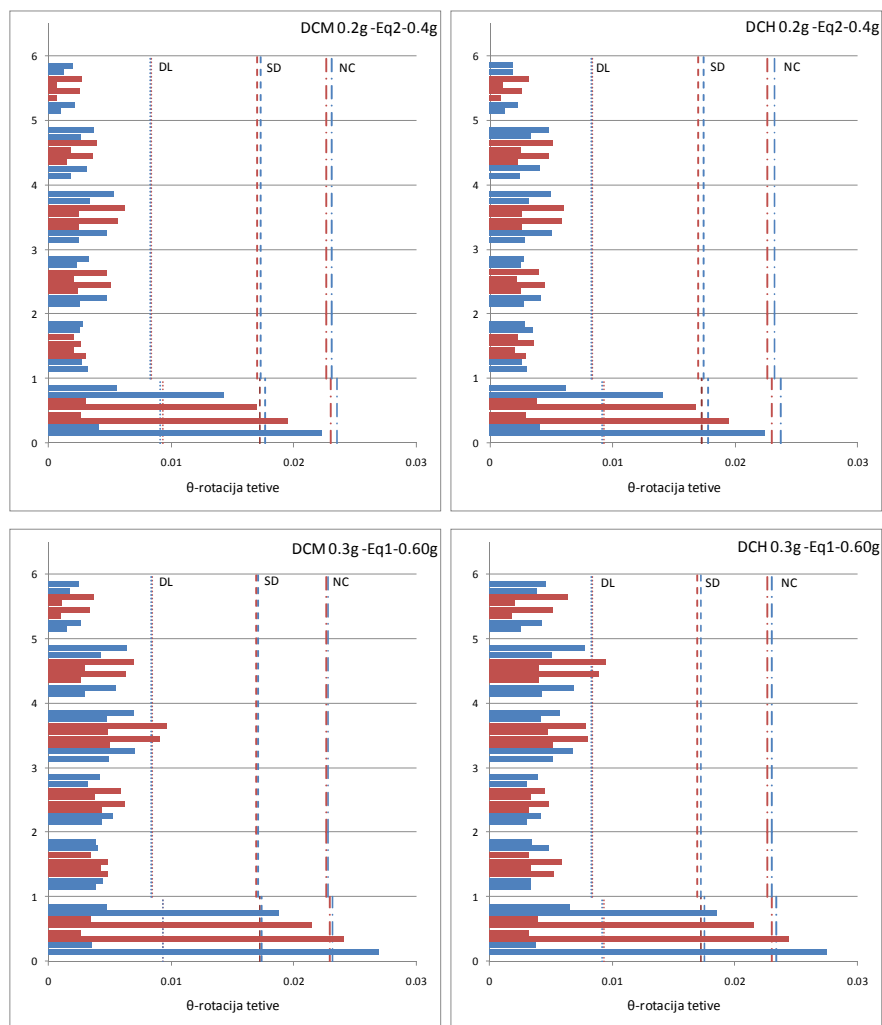
Tabela 5.33 Zahtevane duktilnosti krivine greda i stubova okvira 6s-DCM-0.2g i 6s-DCH-0.2g za projektna i skalirana dejstva

Zaht. duktilnost krivine	6s-DCM-0.2g		6s-DCH-0.2g	
	greda	stub	greda	stub
0,2 g	2,73	1,1	3,46	1,01
0,3 g	4,08	2,13	5,77	2,23
0,4 g	8,42	6,71	11,11	6,57

Tabela 5.34 Zahtevane duktilnosti krivine greda i stubova okvira 6s-DCM-0.3g i 6s-DCH-0.3g za projektna i skalirana dejstva

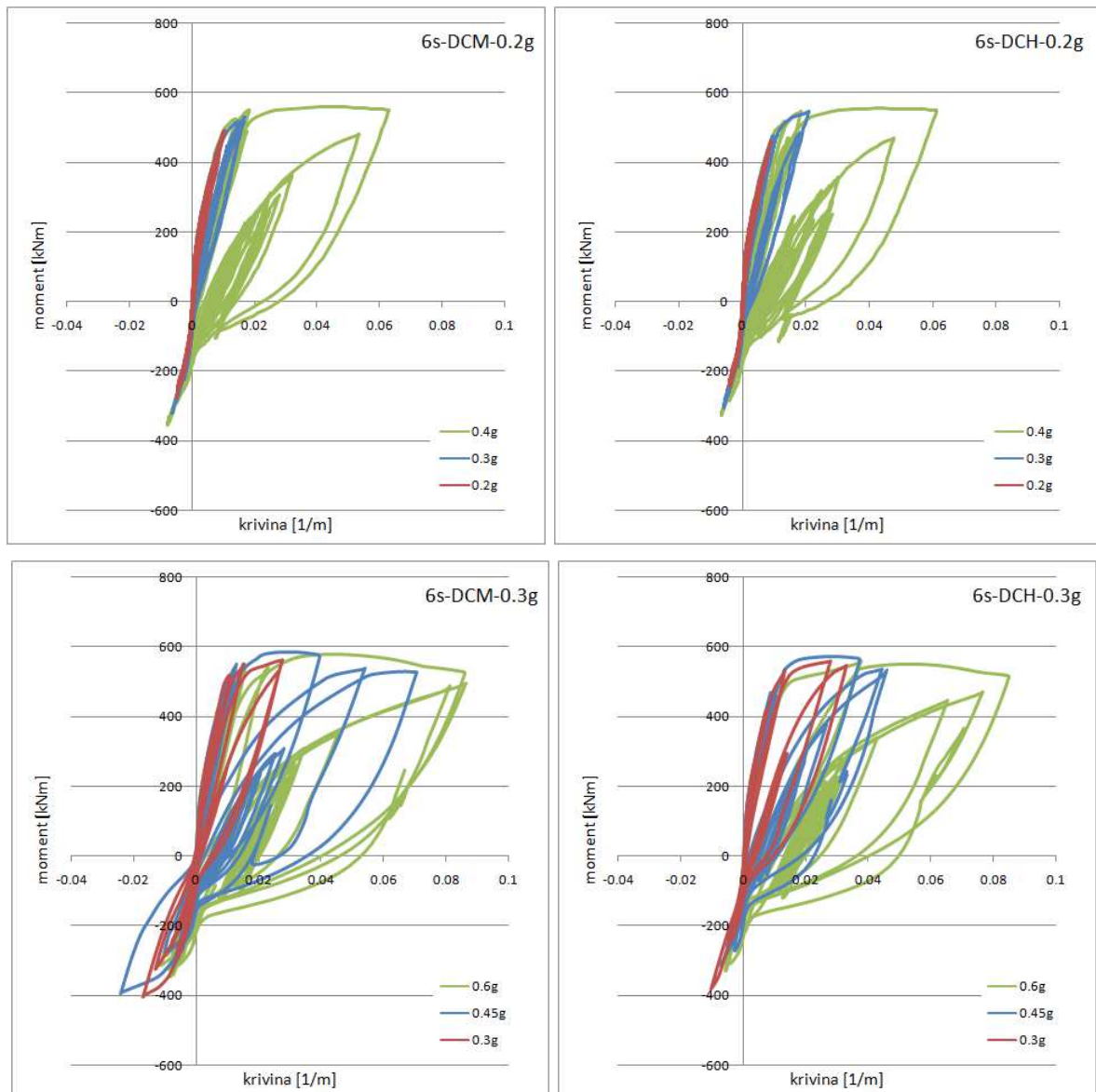
Zaht. duktilnost krivine	6s-DCM-0.3g		6s-DCH-0.3g	
	greda	stub	greda	stub
0.3 g	5,34	4,46	7,0	3,58
0.45 g	8,85	7,28	9,81	4,82
0.6 g	10,72	8,92	13,82	8,9

Slika 5.109 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 6 spratova za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$



Slika 5.110 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 6 spratova za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$

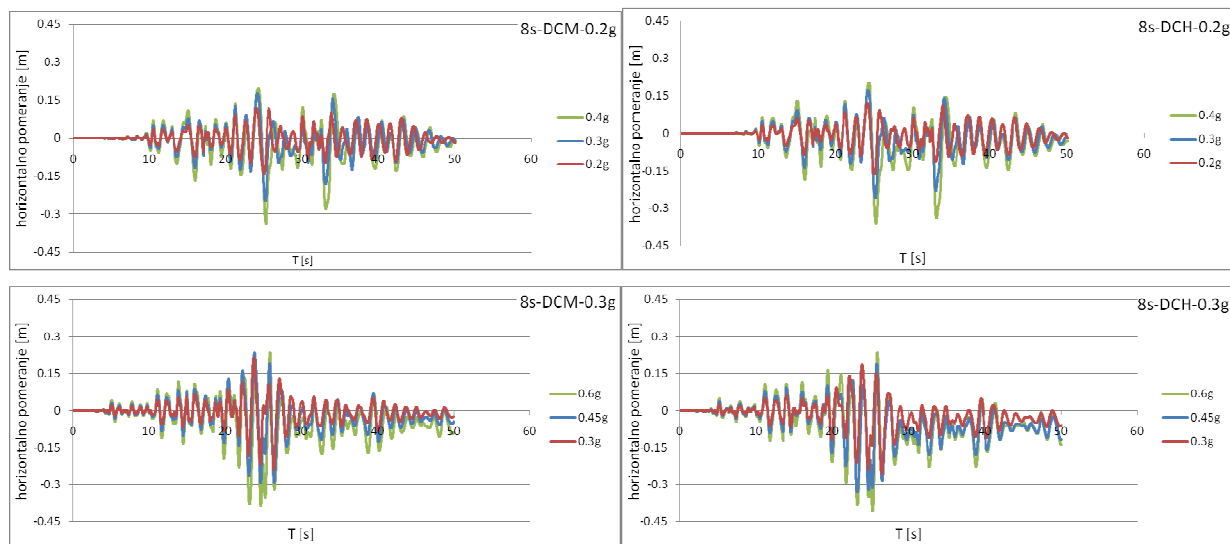
Zavisnost promene momenta savijanja i krivine u kritičnim presecima spoljašnjih stubova za razmatrane okvire usled projektog i skaliranih dejstava je data u vidu dijagrama (Slika 5.111)



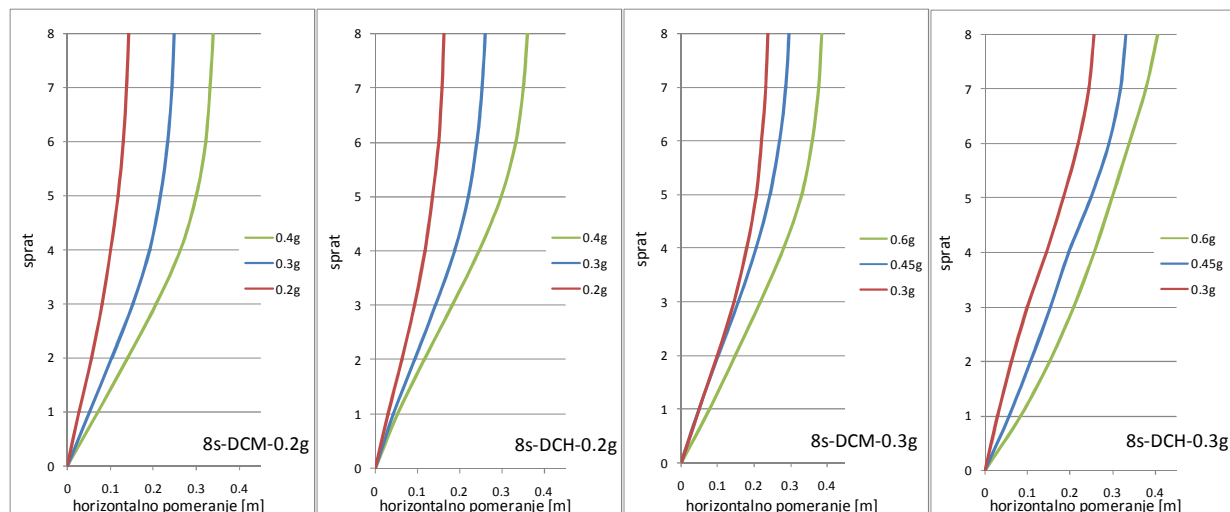
Slika 5.111 Dijagrami moment krivina za spoljašnji stub na mestu uklještenja okvira sa 6 spratova za projektno i skalirana dejstva primenom NDA

5.5.3 AB OKVIR SA 8 SPRATOVA

Na dijagramima koji slede prikazani su pomeranje vrha okvira (Slika 5.112), oblici bočnog pomeranja (Slika 5.113) i međuspratno horizontalno pomeranje (Slika 5.114) okvira sa 8 spratova za akcelerogram koji odgovara projektnom seizmičkom dejstvu i dejstvu koje je uvećano 1,5 i 2 puta. Vrednosti ukupne horizontalne sile za projektna i skalirana dejstva za sve okvire sa 8 spratova su data (Tabela 5.35).



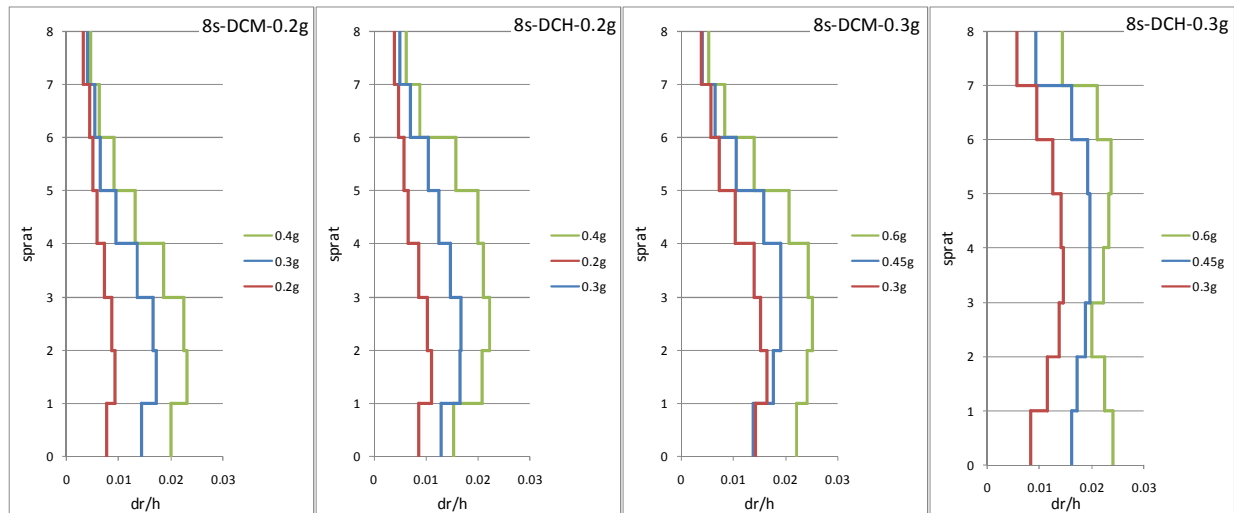
Slika 5.112 Pomeranje vrha okvira sa 8 spratova u funkciji vremena za projektna i skalirana dejstva



Slika 5.113 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 8 spratova za projektna i skalirana dejstva

Tabela 5.35 Ukupna horizontalna sila u osnovi za okvire sa 8 spratova za projektna i skalirana dejstva

Ukupna horizontalna sila u osnovi [kN]					
Opt.	8s-DCM-0.2g	8s-DCH-0.2g	Opt.	8s-DCM-0.3g	8s-DCH-0.3g
0,2 g	765	727	0.3 g	1021	806
0,3 g	796	737	0.45 g	1035	892
0,4 g	818	757	0.6 g	1091	932



Slika 5.114 Meduspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 8 spratova za projektna i skalirana dejstva

Vrednosti pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja kod okvira obe klase duktilnosti za projektna dejstva 0,2 g i 0,3 g usled tih i skaliranih dejstava su data u tabelama (Tabela 5.36) i (Tabela 5.37). Određene su i vrednosti zahtevane duktilnosti krivine za karakteristične poprečne preseke greda i stubova za projektna i skalirana dejstva (Tabela 5.38) i (

Tabela 5.39). Kod okvira 8s-DCM-0.2g, 8s-DCM-0.3g i 8s-DCH-0.3g za preseke gde je zategnuta donja strana zahtevane duktilnosti krivine grede su veće od vrednosti prikazanih u tabeli. Za proračunsko i skalirana opterećenja te vrednosti su: kod okvira 8s-DCM-0.2g 3,22, 8,89 i 13,14, kod okvira 8s-DCM-0.3g 8,42, 9,12 i 12,38 i kod okvira 8s-DCH-0.3g 6,68, 9,12 i 11,09.

Tabela 5.36 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja okvira 8s-DCM-0.2g i 8s-DCH-0.2g za projektna i skalirana dejstva

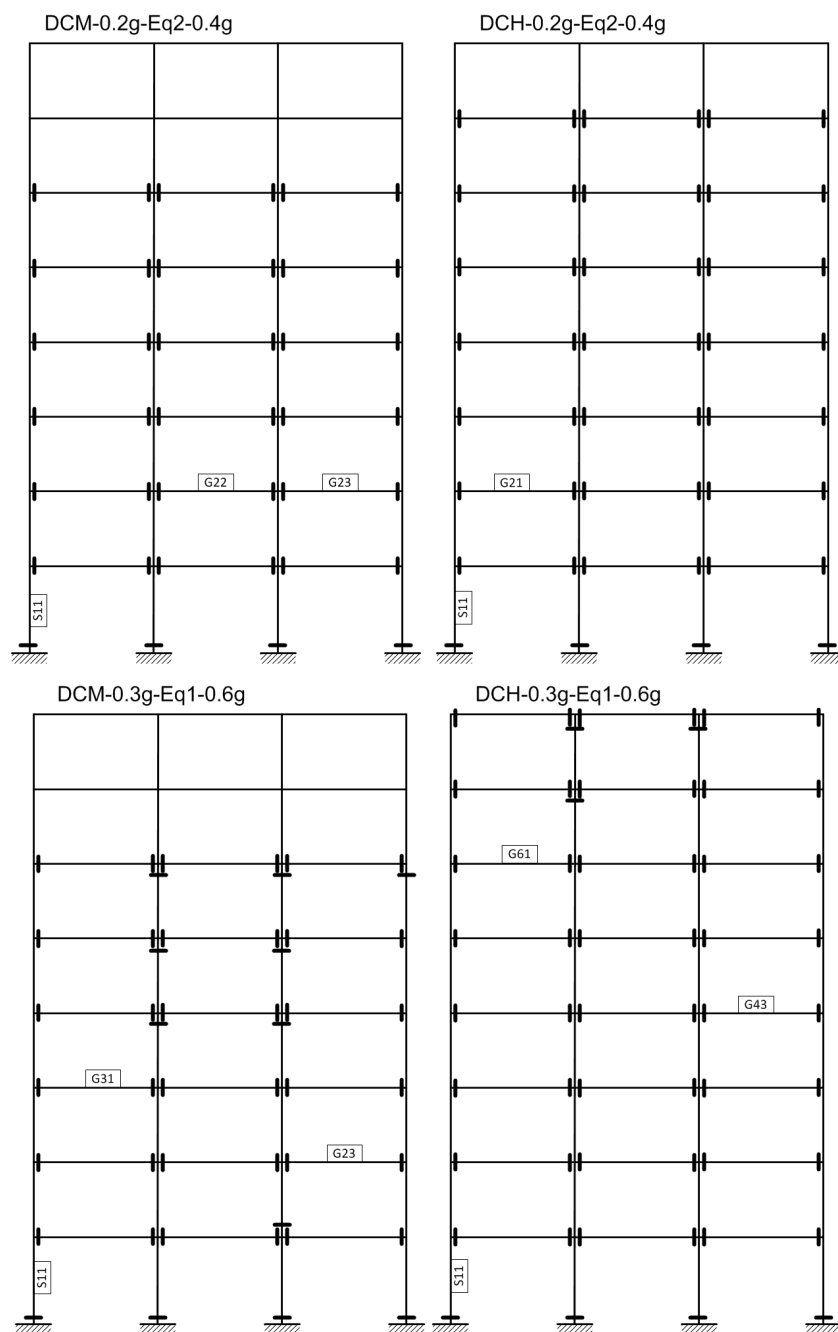
	8s-DCM-0.2g		8s-DCH-0.2g	
	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zaht. duktilnost pomeranja	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zaht. duktilnost pomeranja
0,2 g	14,14	1,4	16,42	1,65
0,3 g	24,74	2,18	26,01	2,46
0,4 g	33,90	3,53	36,10	3,64

Tabela 5.37 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja okvira 8s-DCM-0.3g i 8s-DCH-0.3g za projektna i skalirana dejstva

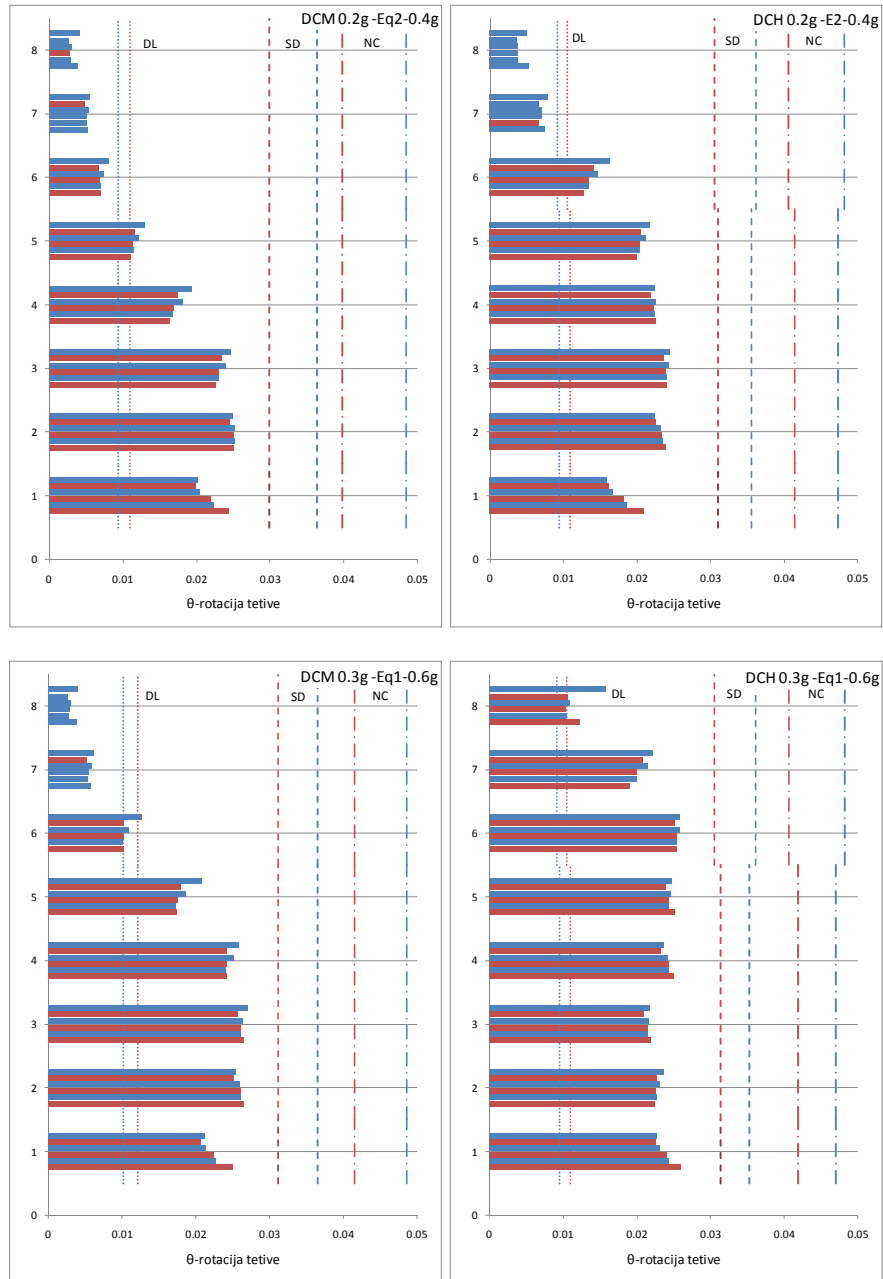
	8s-DCM-0.3g		8s-DCH-0.3g	
	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zaht. duktilnost pomeranja	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zaht. duktilnost pomeranja
0.3 g	23,78	2,32	25,68	2,2
0.45 g	29,50	2,80	33,13	3,6
0.6 g	38,63	3,53	40,54	3,70

Šeme preseka u kojoj je započeta plastifikacija za četiri okvira sa 8 spratova usled skaliranih dejstava ($2 \cdot a_g$) su prikazane (Slika 5.115). Označene su grede i stubovi u čijim

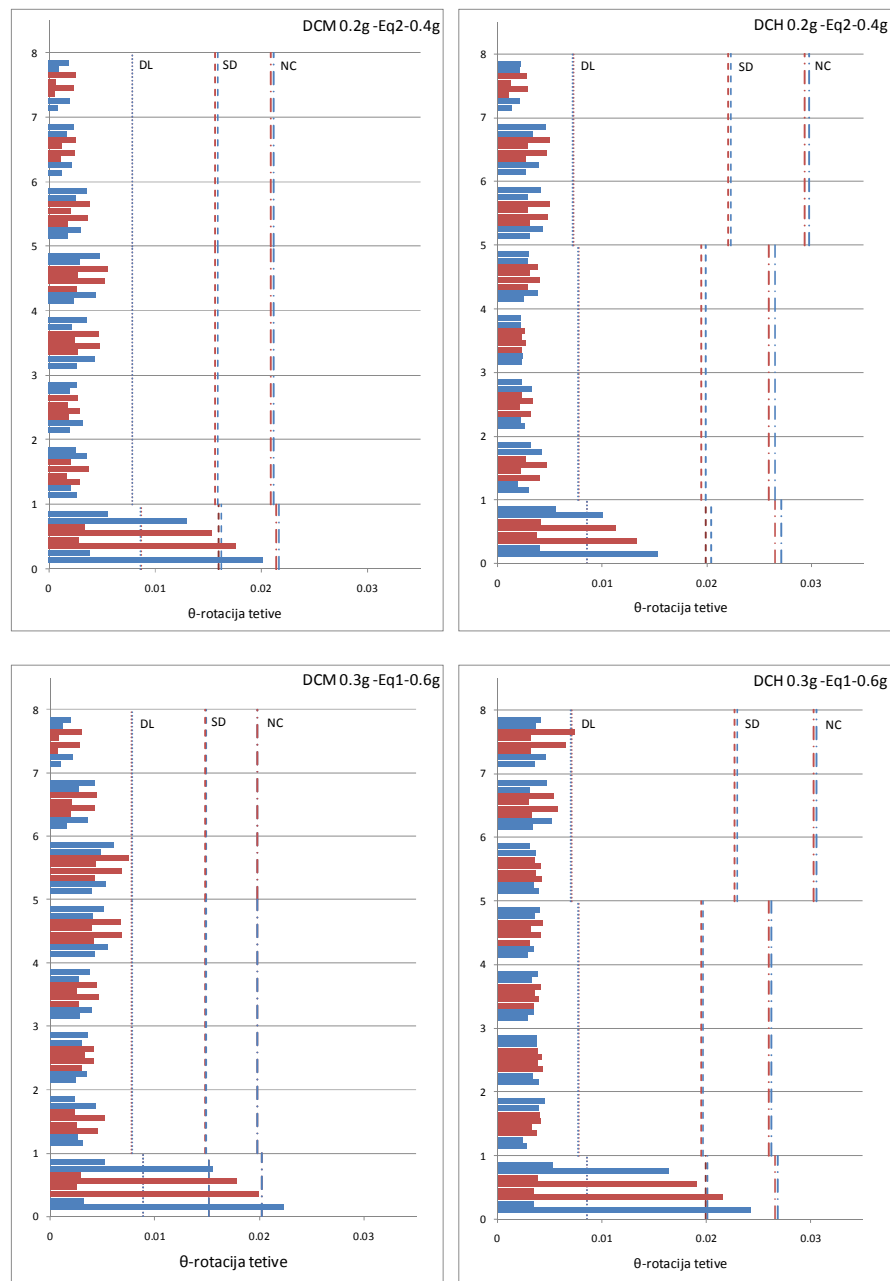
obeležnim preseccima je vrednost zahtevane duktilnosti krivine najveća. Prikazani su dijagrami zahtevanih obrtanja tetiva gređa i stubova (Slika 5.116 i Slika 5.117) za obe klase duktilnosti okvira usled seizmičkog dejstva intenziteta $2 \cdot a_g$. Kod ovih dijagrama odgovori se porede sa kapacitetima za stanje blizu rušenja (NC).



Slika 5.115 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 8 spratova za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$



Slika 5.116 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 8 spratova za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$



Slika 5.117 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$

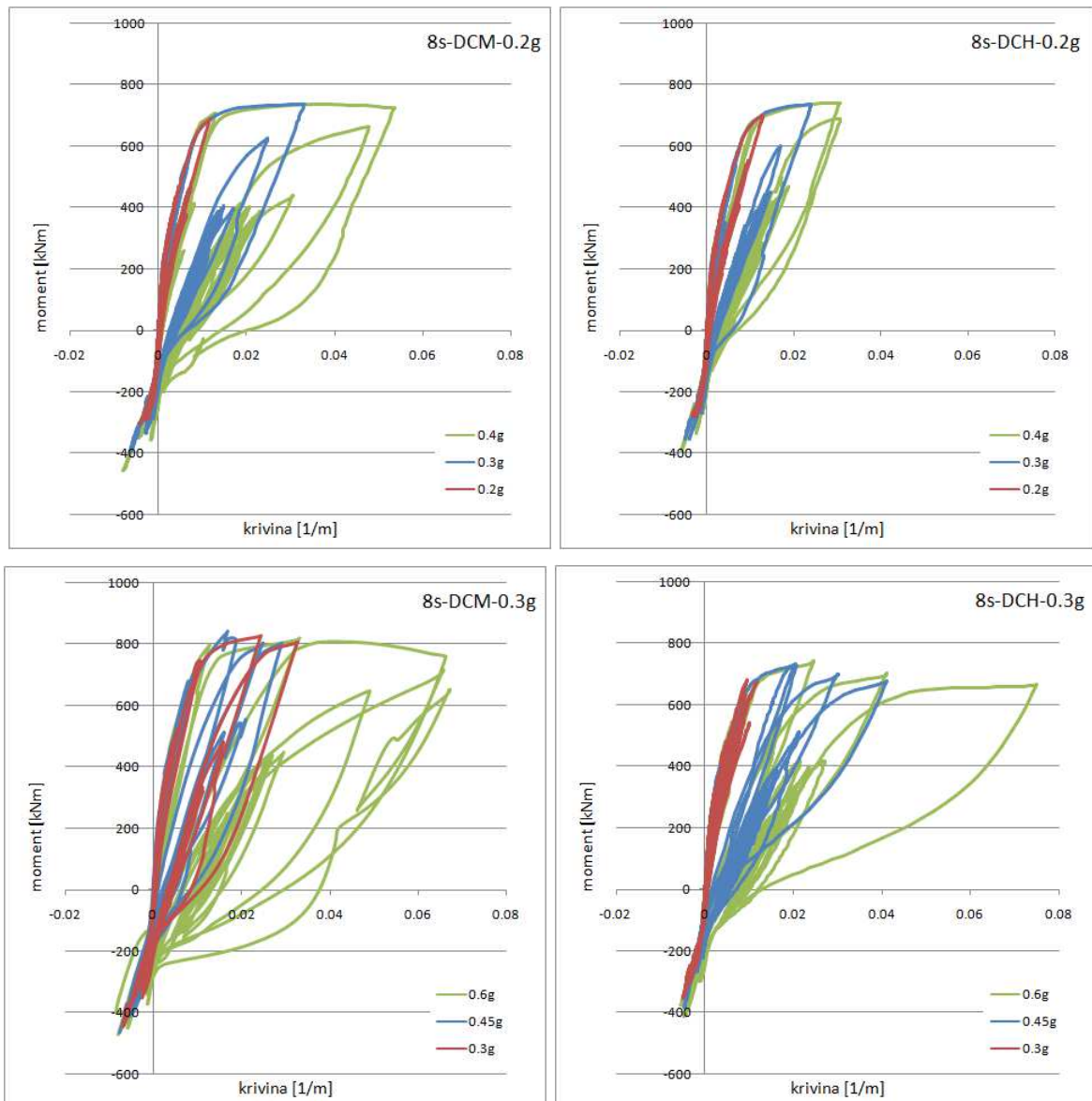
Tabela 5.38 Zahtevane duktilnosti krivine greda i stubova okvira 8s-DCM-0.2g i 8s-DCH-0.2g za projektna i skalirana dejstva

Zaht. duktilnost krivine	8s-DCM-0.2g		8s-DCH-0.2g	
	greda	stub	greda	stub
0,2 g	2,30	1,36	3,86	1,47
0,3 g	6,21	3,80	7,18	2,72
0,4 g	9,27	6,15	9,93	3,47

Tabela 5.39 Zahtevane duktilnosti krivine greda i stubova okvira 8s-DCM-0.3g i 8s-DCH-0.3g za projektna i skalirana dejstva

Zaht. duktilnost krivine	8s-DCM-0.3g		8s-DCH-0.3g	
	greda	stub	greda	stub
0.3 g	4,58	3,7	5,73	1,31
0.45 g	6,73	3,3	8,53	4,57
0.6 g	9,58	7,6	10,87	8,32

Promena odnosa momenta savijanja i krivine u vremenu je data za spoljašnji stub četiri analizirana okvira sa 8 spratova usled projektnog i skaliranih akcelorograma (Slika 5.118).

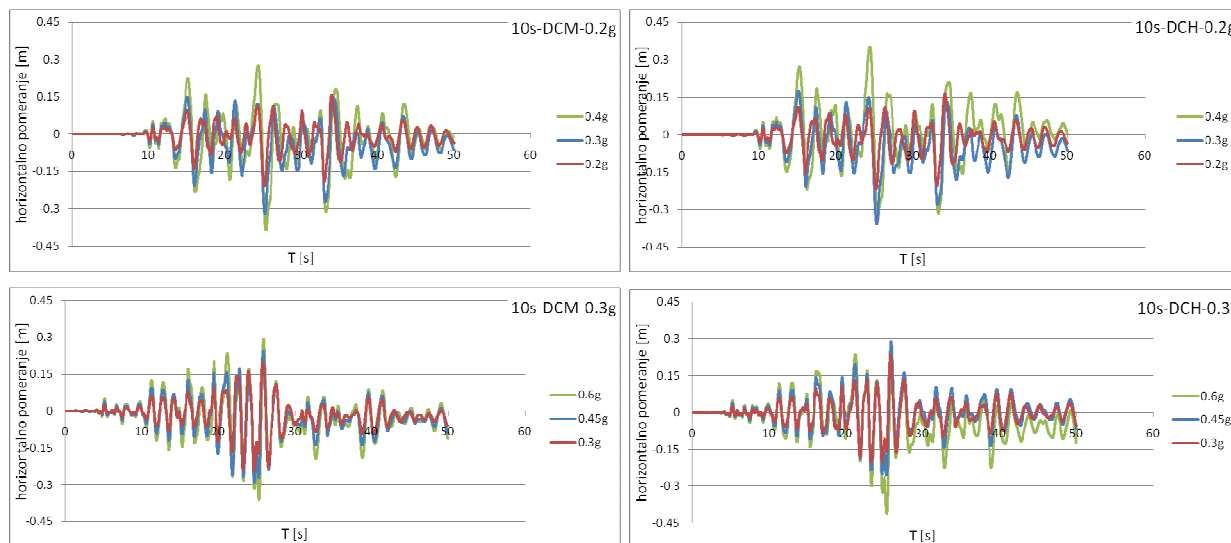


Slika 5.118 Dijagrami moment krivina za spoljašnji stub na mestu ukleštenja okvira sa 8 spratova za projektno i skalirana dejstva primenom NDA

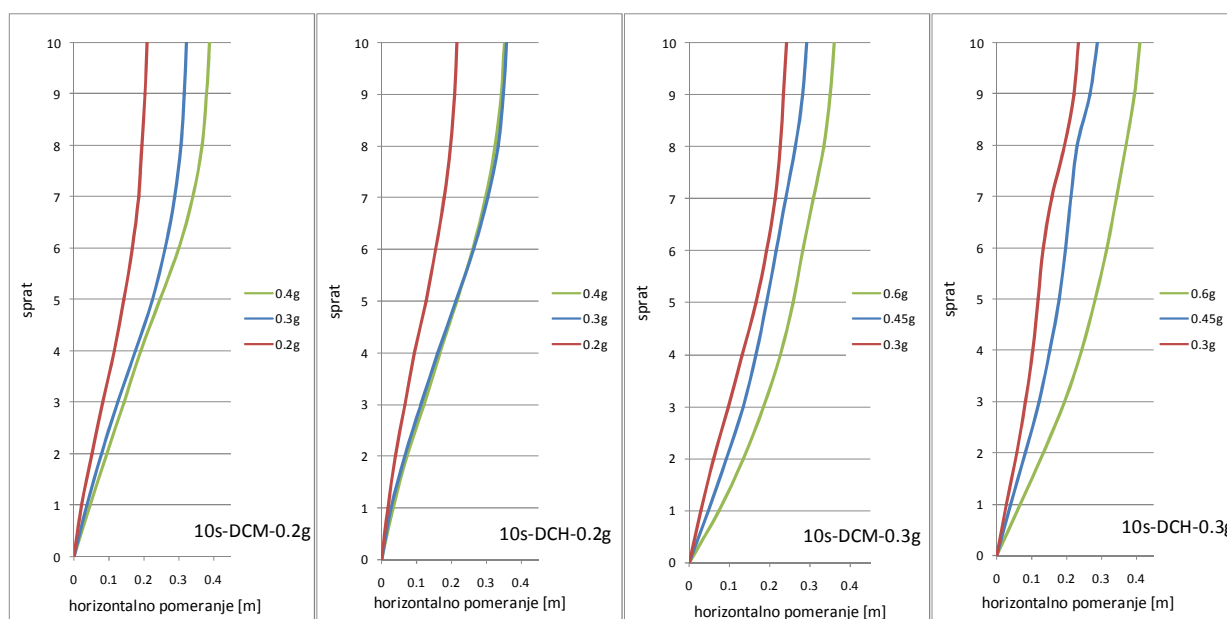
5.5.4 AB OKVIR SA 10 SPRATOVA

Na dijagramima koji slede prikazani su pomeranje vrha okvira (Slika 5.119), oblici bočnog pomeranja (Slika 5.120) i međuspratno horizontalno pomeranje (Slika 5.121) okvira sa 10

spratova za akceleroگرام koji odgovara projektnom seizmičkom dejstvu i dejstvu koje je uvećano 1,5 i 2 puta. Vrednosti ukupne horizontalne sile za projektna i skalirana dejstva za sve okvire sa 10 spratova su date (Tabela 5.40).



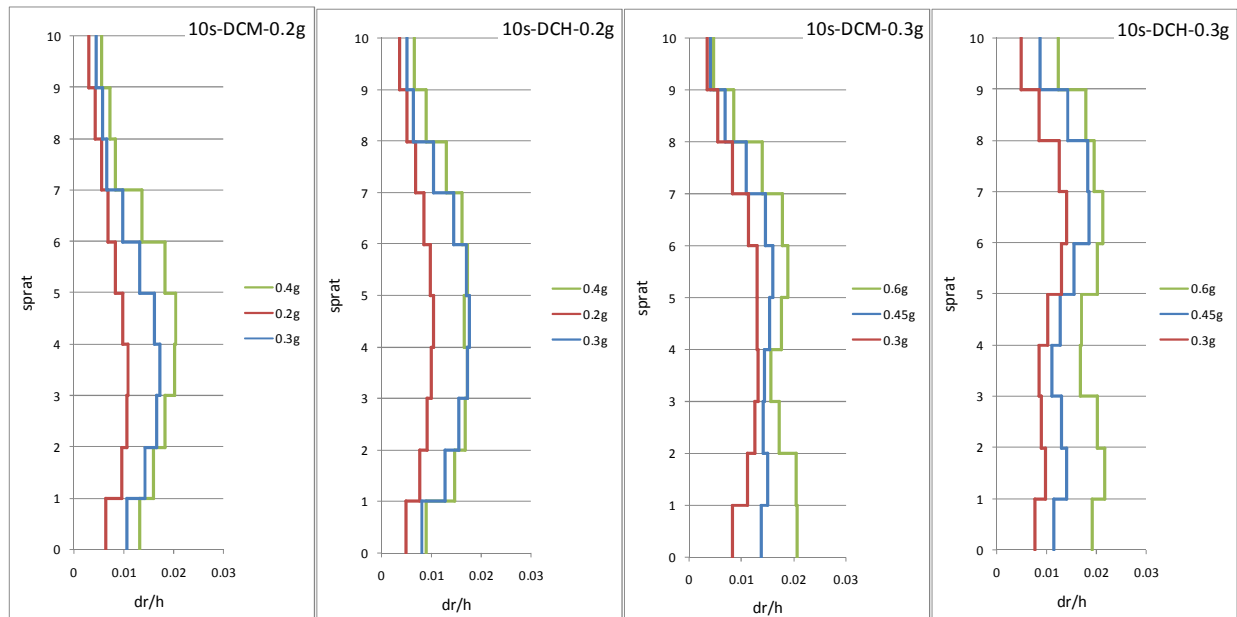
Slika 5.119 Pomeranje vrha okvira sa 10 spratova u funkciji vremena za projektna i skalirana dejstva



Slika 5.120 Oblici bočnog pomeranja za okvire sa 10 spratova za projektna i skalirana dejstva

Tabela 5.40 Ukupna horizontalna sila u osnovi za okvire sa 10 spratova za projektna i skalirana dejstva

Ukupna horizontalna sila u osnovi [kN]					
Opt.	10s-DCM-0.2g	10s-DCH-0.2g	Opt.	10s-DCM-0.3g	10s-DCH-0.3g
0,2 g	724	669	0.3 g	1143	1013
0,3 g	819	784	0.45 g	1230	1035
0,4 g	875	892	0.6 g	1261	1130



Slika 5.121 Međuspratno horizontalno pomeranje za okvire sa 10 spratova za projektna i skalirana dejstva

Vrednosti pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja kod okvira obe klase duktilnosti za projektna dejstva 0,2 g i 0,3 g usled tih i skaliranih dejstava su data u tabelama (Tabela 5.41) i (Tabela 5.42).

Tabela 5.41 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja okvira 10s-DCM-0.2g i 10s-DCH-0.2g za projektna i skalirana dejstva

	10s-DCM-0.2g		10s-DCH-0.2g	
	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zaht. duktilnost pomeranja	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zaht. duktilnost pomeranja
0,2 g	20,82	1,57	21,59	1,57
0,3 g	31,11	2,83	35,80	3,23
0,4 g	37,72	2,93	35,20	2,80

Tabela 5.42 Pomeranja vrha okvira i zahtevane duktilnosti pomeranja okvira 10s-DCM-0.3g i 10s-DCH-0.3g za projektna i skalirana dejstva

	10s-DCM-0.3g		10s-DCH-0.3g	
	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zaht. duktilnost pomeranja	Pomeranje vrha okvira [cm]	Zaht. duktilnost pomeranja
0.3 g	24,3	2,04	23,50	2,1
0.45 g	29,15	2,47	28,91	2,57
0.6 g	36,00	2,83	41,05	3,54

Šeme preseka u kojoj je započeta plastifikacija za četiri okvira sa 10 spratova usled skaliranih dejstava 0,4 g i 0,6 g su prikazane (Slika 5.122). Označene su grede i stubovi u čijim je obeleženim presecima vrednost zahtevane duktilnosti krivine najveća. Prikazani su dijagrami zahtevanih obrtanja tetiva greda i stubova za obe klase duktilnosti okvira i oba intenziteta

seizmičkog dejstva a usled skaliranih opterećenja $2 \cdot a_g$ (Slika 5.123 i Slika 5.124). Kod ovih dijagrama odgovori se porede sa kapacitetima za stanje blizu rušenja (NC).

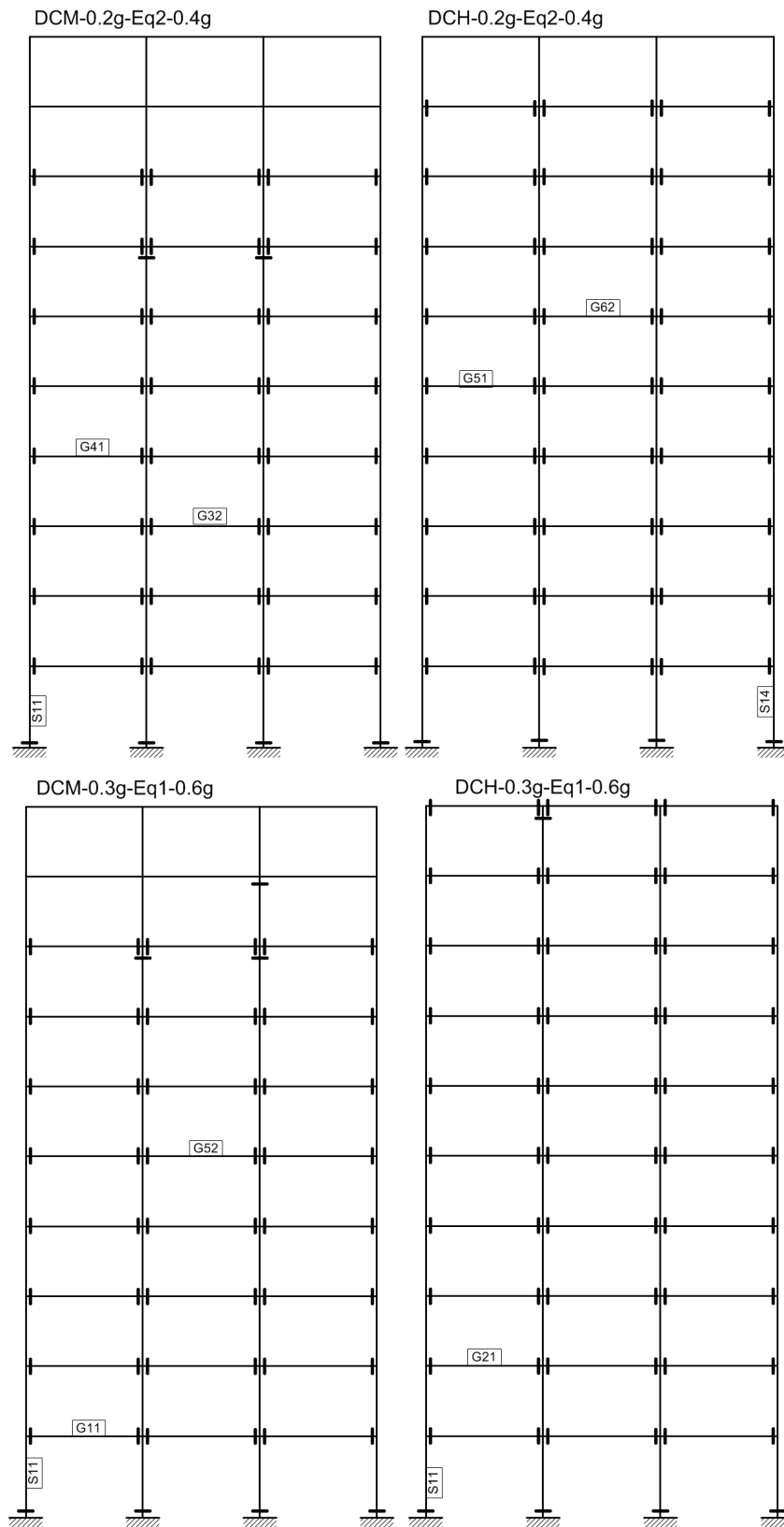
Određene su i vrednosti zahtevane duktilnosti krivine za karakteristične poprečne preseke greda i stubova za projektna i skalirana dejstva (Tabela 5.43) i (Tabela 5.44). Kod okvira srednje klase duktilnosti za oba projektna dejstva za preseke gde je zategnuta donja strana zahtevane duktilnosti krivine grede su veće od vrednosti prikazanih u tabeli i iznose: za okvir 10s-DCM-0.2g 4,28, 8,92 i 10,9, a kod okvira 10s-DCM-0.3g 5,63, 7,34 i 9,12 za projektna i skalirana dejstva redom. Kod okvira 10s-DCH-0.2g usled sklairanog dejstva 0,4 g vrednost zahtevane duktilnosti krivine je veća pri zatezanju donje strane i iznosi 7,58, dok su kod ovira 10s-DCH-0.3g usled projektnih i skaliranih dejstava 1,5 puta, vrednosti zahtevane duktilnosti krivine veće pri zatezanju donje strane i iznosi 6,48 i 9,27. Za spoljašnje stubove na mestu uklještenja data je promena momenta savijanja i krivine usled projektnog dejstav i dejstava koja su uvećana 1, i 2 puta (Slika 5.125)

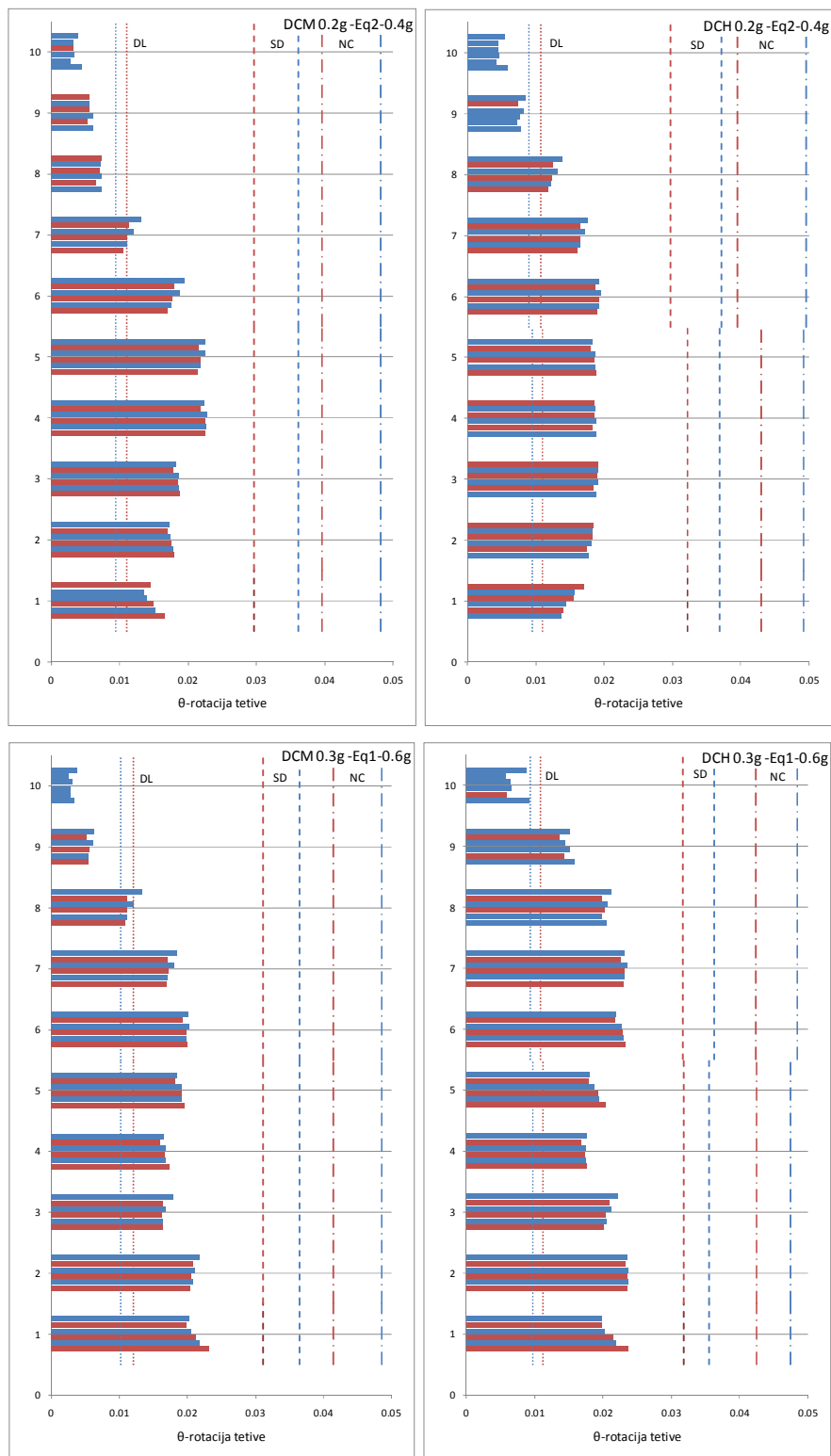
Tabela 5.43 Zahtevane duktilnosti krivine greda i stubova okvira 10s-DCM-0.2g i 10s-DCH-0.2g za projektna i skalirana dejstva

Zaht. duktilnost krivine	10s-DCM-0.2g		10s-DCH-0.2g	
	greda	stub	greda	stub
0,2 g	3,32	1,02	3,69	1,0
0,3 g	6,57	2,58	7,61	1,15
0,4 g	8,18	3,83	7,50	3,04

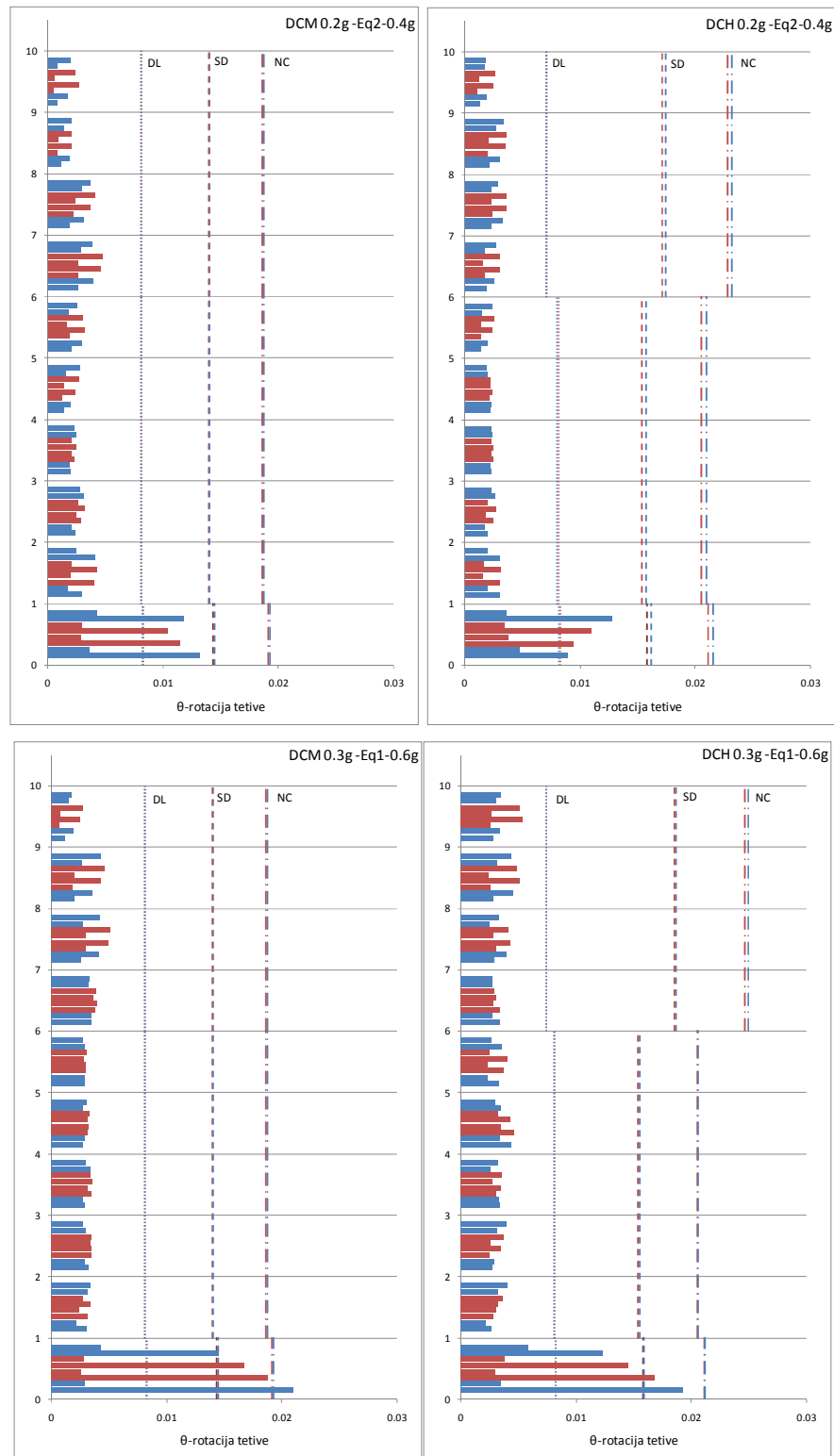
Tabela 5.44 Zahtevane duktilnosti krivine greda i stubova okvira 10s-DCM-0.3g i 10s-DCH-0.3g za projektna i skalirana dejstva

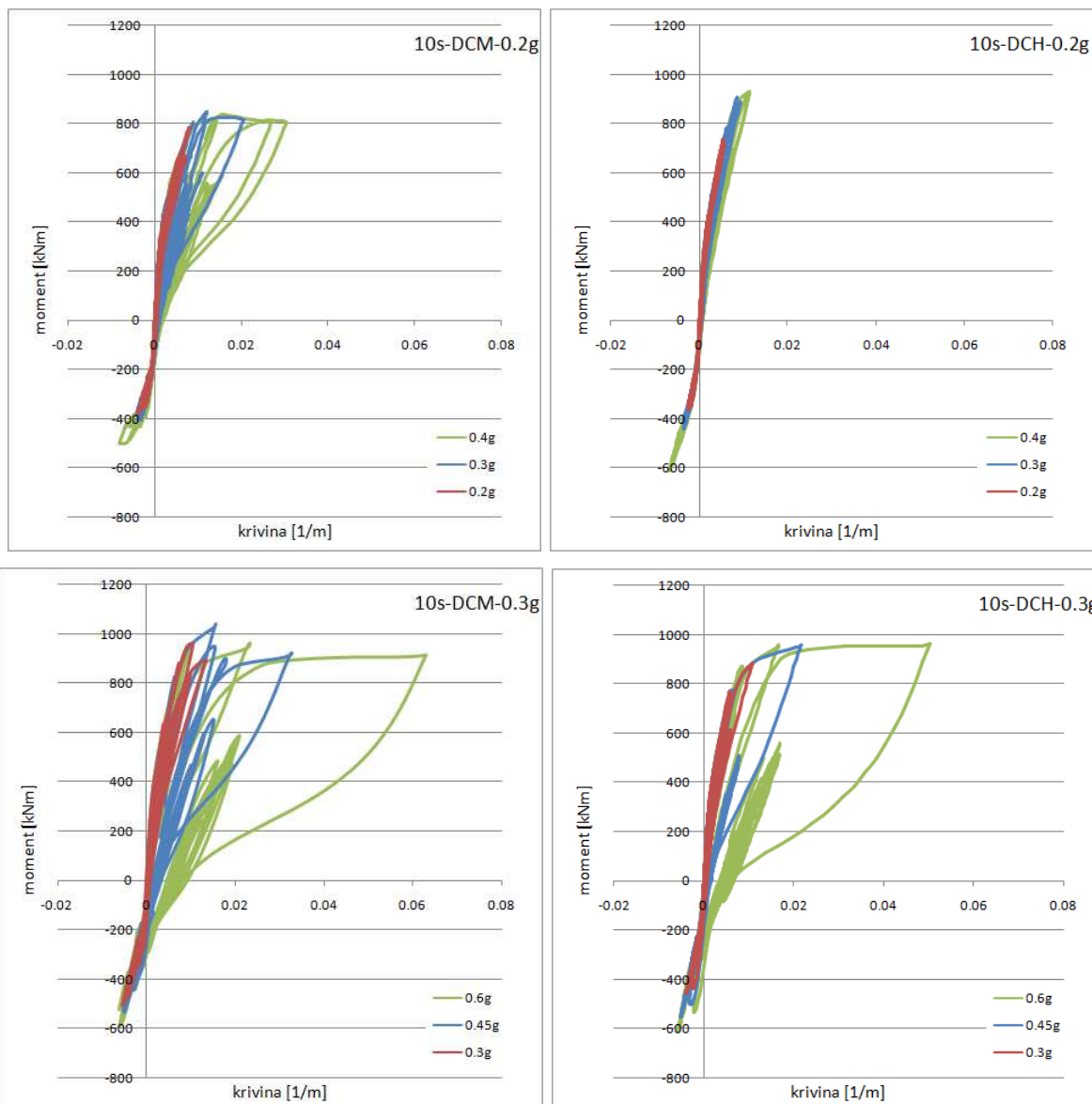
Zaht. duktilnost krivine	10s-DCM-0.3g		10s-DCH-0.3g	
	greda	stub	greda	stub
0.3 g	3.67	1.6	4.47	1,34
0.45 g	5.08	3,94	6.66	2.65
0.6 g	7.77	7.56	9.46	6.14

Slika 5.122 Raspored plastičnih zglobova za okvire sa 10 spratova za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$



Slika 5.123 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 10 spratova za skalirana seizmička dejstva $2 \cdot a_g$

Slika 5.124 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za skalirana seizmička dejstva $2-a_g$

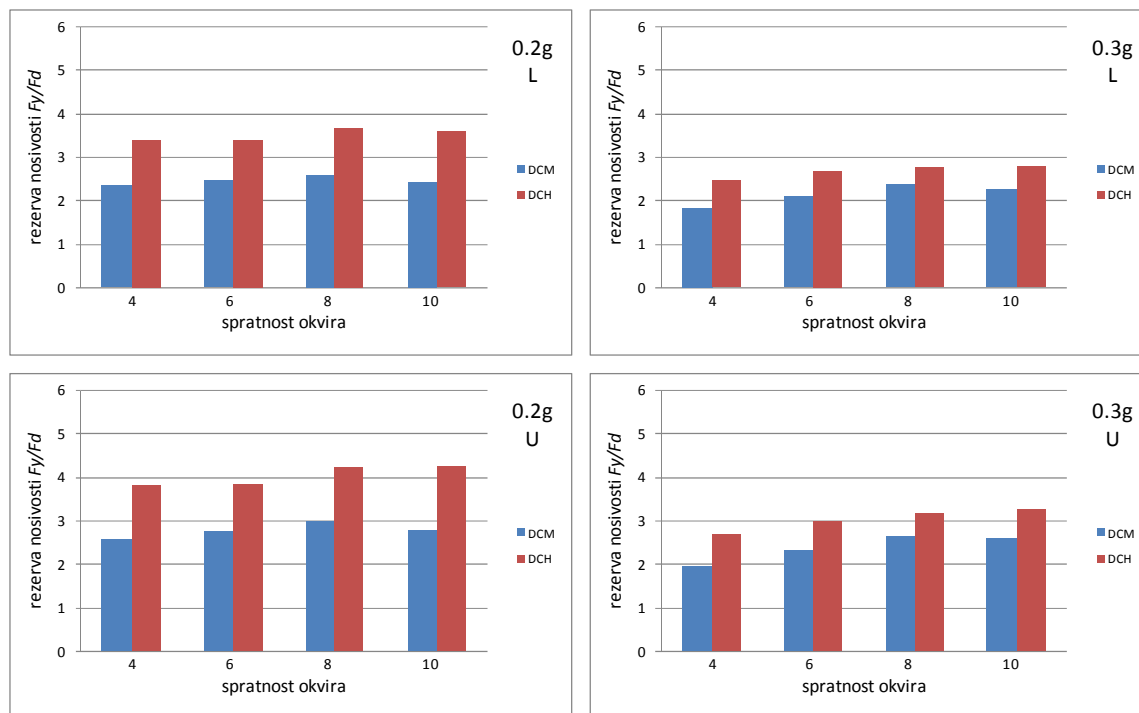


Slika 5.125 Dijagrami moment krivina za spoljašnji stub na mestu uklještenja okvira sa 10 spratova za projektno i skalirana dejstva primenom NDA

6. DISKUSIJA REZULTATA ISTRAŽIVANJA

6.1 ANALIZA SEIZMIČKOG ODGOVORA AB OKVIRA PRIMENOM NELINEARNE STATIČKE ANALIZE

AB okviri različite spratnosti, klase duktilnosti i intenziteta seizmičkog dejstva, proračunati su u skladu sa odredbama EN 1992-1 i EN 1998-1 i analizirani za dva granična stanja prema EN 1998-3, granično stanje značajnog oštećenja i granično stanje blizu rušenja. Radi dobijanja što boljeg uvida u ponašanje okvira analizirana je rezerva nosivosti za dva slučaja bočnog opterećenja primenjenih pri NSA (Slika 6.1).



Slika 6.1 Rezerva nosivosti AB okvira za dva slučaja bočnog opterećenja primenom NSA

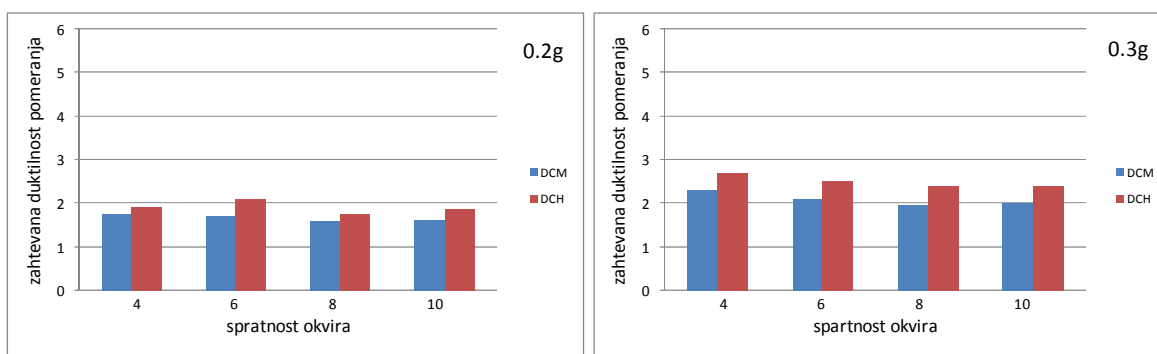
Rezerva nosivosti okvira proračunatih u skladu sa odredbama Evrokodova je veća za slučaj seizmičkog dejstva manjeg intenziteta ($0,2\text{ g}$) i to primetno kod DCH okvira. DCH okviri generalno imaju veću rezervu nosivosti u odnosu na DCM okvire. Spratnost okvira ne utiče bitno na ovu vrednost, ali je svakako nešto veća kod okvira veće spratnosti. Veća rezerva nosivosti za manja projektna seizmička dejstva odražava veći doprinos gravitacionog opterećenja, dok veća rezerva nosivosti DCH okvira potiče od veće vrednosti faktora redukcije, odnosno faktora ponašanja što dovodi do smanjenja projektne seizmičke sile i većeg uticaja gravitacionog opterećenja. Rigorozne odredbe radi poboljšanja duktilnosti takođe kod DCH okvira doprinose povećanju rezerve nosivosti [22]. Uniformno bočno opterećenje pri NSA takođe pokazuje konzervativizam po pitanju nosivosti. Na osnovu prikazanih odnosa rezervi nosivosti može se očekivati povoljnije ponašanje DCH okvira u odnosu na DCM okvire kao i povoljnije ponašanje okvira projektovanih za manje seizmičko dejstvo.

6.1.1 ANALIZA SEIZMIČKOG ODGOVORA AB OKVIRA ZA GRANIČNO STANJE ZNAČAJNOG OŠTEĆENJA

Seizmički odgovori AB okvira primenom nelinearne statičke metode za granično stanje SD su analizirani na globalnom i lokalnom nivou.

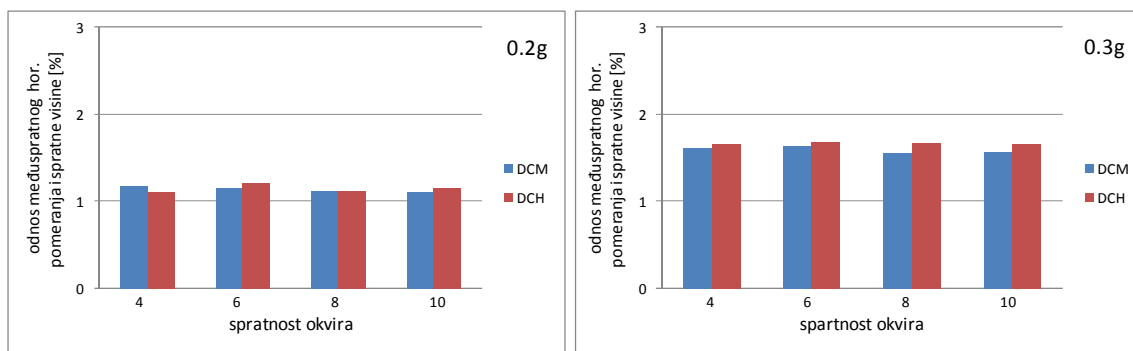
Na osnovu prikazanih krivih kapaciteta (Slika 5.1, Slika 5.7, Slika 5.13, Slika 5.19) za dva oblika bočnog opterećenja, može se uočiti da se veće vrednosti ukupne horizontalne sile u osnovi AB okvira dobijaju pri uniformnoj raspodeli bočnih sila (U) u odnosu na linearno promenljivu

raspodelu (L), a veće vrednosti pomeranja vrha okvira dobijaju se za linearno promenljivu raspodelu. Okviri srednje klase duktilnosti imaju veću ukupnu horizontalnu silu u odnosu na okvire visoke klase duktilnosti, dok je vrednost horizontalnog pomeranja kontrolnog čvora veća kod okvira visoke klase duktilnosti. Ovakav odgovor je očekivan i on potiče iz različitog odnosa nosivosti i duktilnosti za dve različite klase duktilnosti. Za spratnost 4 odgovori okvira različitih klasa duktilnosti pri seizmičkom dejstvu 0,2 g su skoro isti, dok su kod okvira spratnosti 10 pri istom opterećenju ovi odgovori sa manjom razlikom. Za seizmičko dejstvo 0,3 g razlike u odgovorima AB okvira različitih klasa duktilnosti su primentne. Isti je slučaj i kod okvira spratnosti 6 i 8 za manje seizmičko dejstvo. Krive kapacitet za okvire 0.2g ukazuju da je konstrukcija ušla u nelinearnu oblast ponašanja, ali maksimalna bočna sila još nije dostignuta, dok okviri 0.3g pokazuju izraženije nelinearno ponašanje. Kako su krive kapaciteta dobijene za 150% ciljnog pomeranja one daju uvid u globalno ponašanje okvira pri seizmičkom dejstvu koje je veće od projektovanog, odnosno može se smatrati da predstavljaju odgovor okvira za granično stanje NC (prema EN 1998-3). Oblici pomeranja svih okvira (Slika 5.2, Slika 5.8, Slika 5.14, Slika 5.20) odgovaraju obliku svojstvenom za sisteme sa jakim stubovima i slabim gredama. Razlike između vrednosti horizontalnih pomeranja za dve klase duktilnosti su izraženije kod okvira projektovanih za jače seizmičko dejstvo i ova razlika se povećava sa povećanjem spratnosti. Na osnovu određenih zahtevanih duktilnosti pomeranja (Tabela 5.2, Tabela 5.4, Tabela 5.6, Tabela 5.8) njihova promena u zavisnosti od spratnosti i klase duktilnosti za dva slučaja projektog seizmičkog dejstva je data (Slika 6.2). Veće vrednosti su dobijene za okvire klase duktilnosti DCH u odnosu na DCM, kao i za okvire projektovane za seizmičko dejstvo 0,3 g u odnosu na 0,2 g. Okviri spratnosti 4 imaju, u poređenju sa odgovarajućim okvirima različite spratnosti, najveće vrednosti zahtevane duktilnosti pomeranja, osim kod okvira DCH-0.2g gde je najveća vrednost za spratnost 6. Pri poređenju sa faktorom duktilnosti prema EN 1998-1 (3,9 za DCM i 5,85 za DCH) ni u jednom slučaju ove vrednosti nisu dostignute. Okviri 0.2g imaju vrednosti zahtevane duktilnosti pomeranja manje i oko 2, dok su za okvire 0.3g ove vrednosti u između 2 i 3.



Slika 6.2 Zahtevana duktilnost pomeranja za granično stanje SD primenom NSA

Odnos međuspratnog horizontalnog pomeranje i spratne visine h (Slika 5.3, Slika 5.9, Slika 5.15, Slika 5.21) zavisi od intenziteta seizmičkog dejstva za koje su AB okviri projektovani. Za seizmičko dejstvo 0,2 g kod svih okvira ovaj odnos ne prelazi 1,2%, odnosno 1,7% za seizmičko dejstvo 0,3 g. Prema preporukama FEMA 356 ove vrednosti su u dozvoljenim granicama, odnosno svi okviri imaju maksimalnu vrednost manju od 2%. Prema tipičnim vrednostima okvirnih konstrukcija za granično stanje SD (Tabela 4.4) svi 0.3 g okviri premašuju graničnu vrednost (1,5%). Za okvire projektovane za manje seizmičko dejstvo klase duktilnosti manje utiče na ove vrednosti. Za 0.3g okvire DCH okviri imaju veće vrednosti u odnosu na DCM okvire. Sa povećanjem spratnosti okvira menja se i sprat na kojem se javlja najveća vrednost međuspratnog relativnog pomeranja, za okvire niže spratnosti to je između prvog i drugog sprat, dok je za okvire spratnosti 10, najveća vrednost između trećeg i četvrtog sprata. Bočno opterećenje koje se menja po linearnom zakonu po visini uzrokuje i veće vrednosti ovog uticaja.

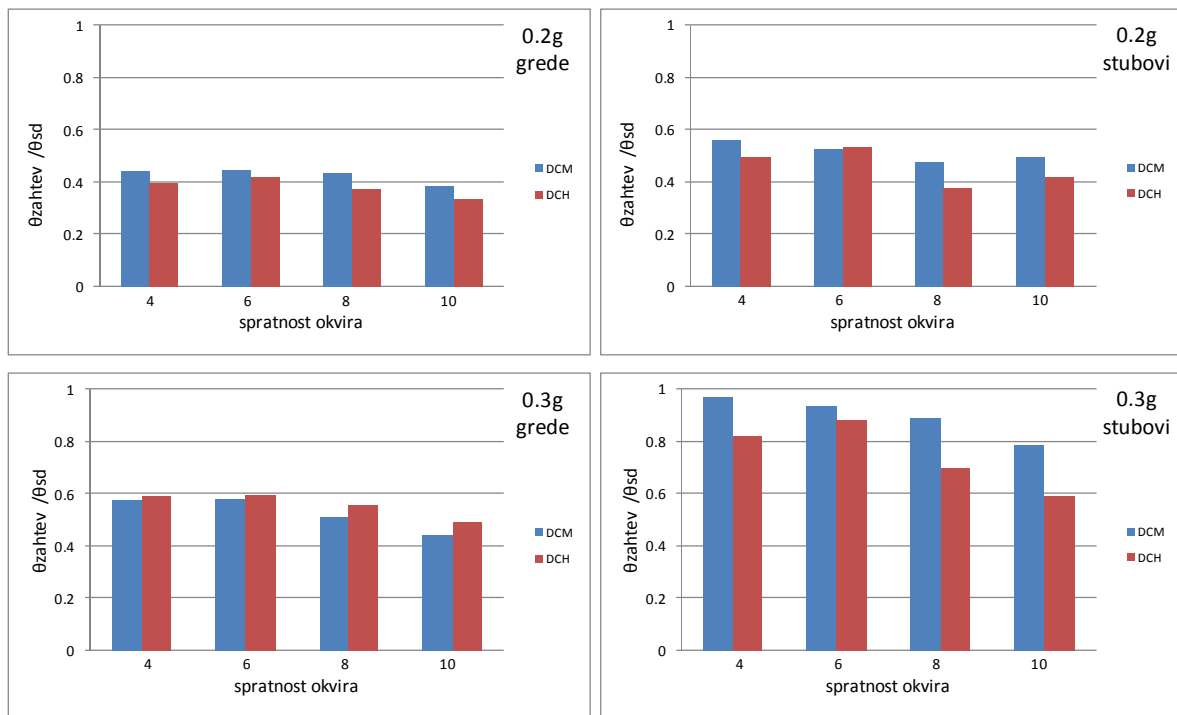


Slika 6.3 Maksimalne vrednosti odnosa međuspratnog horizontalnog pomeranja i spratne visine h za granično stanje SD primenom NSA

Oblik bočnog opterećenja utiče i na broj preseka u kojima je dostignuta nosivost na taj način, što je usled uniformnog bočnog opterećenja, kod manjeg broj preseka započeta plastifikacija. Vrednost projektnog seizmičkog dejstva utiče na broj plastičnih zglobova (Slika 5.4, Slika 5.10, Slika 5.16, Slika 5.22). Okviri 0.2g imaju kod greda manji ili jednak broj plastičnih zglobova, ali kod stubova svakako manji broj plastičnih zglobova u odnosu na okvire 0.3g. Klasa duktilnosti takođe utiče na broj preseka u kojima se formiraju plastični zglobovi. Generalno gledajući, kod DCH okvira veći je broj preseka kod greda u kojima se javljaju plastični zglobovi, dok je broj preseka kod stubova (na mestu uklještenja) jednak ili manji u poređenju sa DCM okvirima. Kod DCM okvira spratnosti 4 i projektnog dejstva 0,3 g, plastifikacija je započeta i u stubovima ostalih spratova. Formiranje plastičnih zglobova u poprečnim presecima stubova nije očekivano s obzirom na kapacitativno dimenzionisanje i ovakav odgovor ukazuje na veću osetljivost ovog okvira na mogući lom konstrukcije usled formiranja mekog sprata.

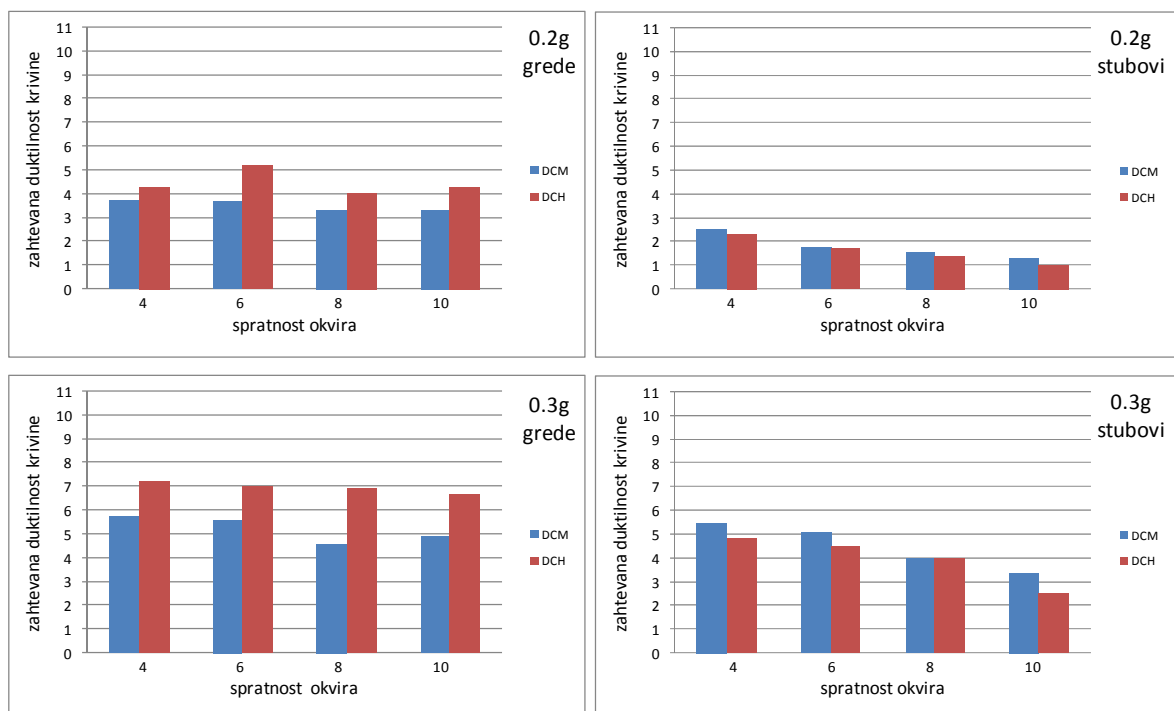
Zahtevane rotacije tetive greda (Slika 5.5, Slika 5.11, Slika 5.17, Slika 5.23) su veće kod okvira projektovanih za jače seizmičko dejstvo. U svim slučajevima zahtevane rotacije tetiva greda su manje od kapaciteta za odgovarajuće granično stanje (SD). Kod okvira spratnosti 4 i 6 najveće vrednosti su dostignute u gredama prvog sprata, a sa povećanjem spratnosti okvira povećava se i sprat u kojem se javlja maksimalna vrednost zahtevane rotacije tetive grede. U odnosu na kapacitet rotacije tetive za granično stanje SD, za dejstvo 0,2 g, nešto su manje vrednosti ovog odnosa kod DCH okvira u odnosu na DCM, dok je za slučaj većeg seizmičkog dejstva (0,3 g) obrnuto (Slika 6.4). Kod okvira spratnosti 10 vrednosti odnosa zahtevane rotacije tetive i odgovarajućeg kapaciteta su manje u odnosu na okvire ostalih spratnosti.

Zahtevane rotacije tetiva stubova su izražene u stubovima prizemlja na mestu uklještenja, dok su kod ostalih stubova one zanemarljive (Slika 5.6, Slika 5.12, Slika 5.18, Slika 5.24). Za okvire projektovane za seizmičko dejstvo 0,2 g, zahtevane rotacije stubova su manje u odnosu na 0.3 g okvire. Sa porastom spratnosti opada vrednost zahtevane rotacije tetive za obe klase duktilnosti i oba projektna seizmička dejstva, s time što je ovo izraženije kod okvira projektovanih za jače seizmičko dejstvo. Stubovi prizemlja svih okvira imaju zahtevane vrednost rotacija tetiva manje od kapaciteta za granično stanje SD (Slika 6.4). Pri tome je odnos zahtevane rotacije i kapaciteta veći kod stubova DCM okvira.



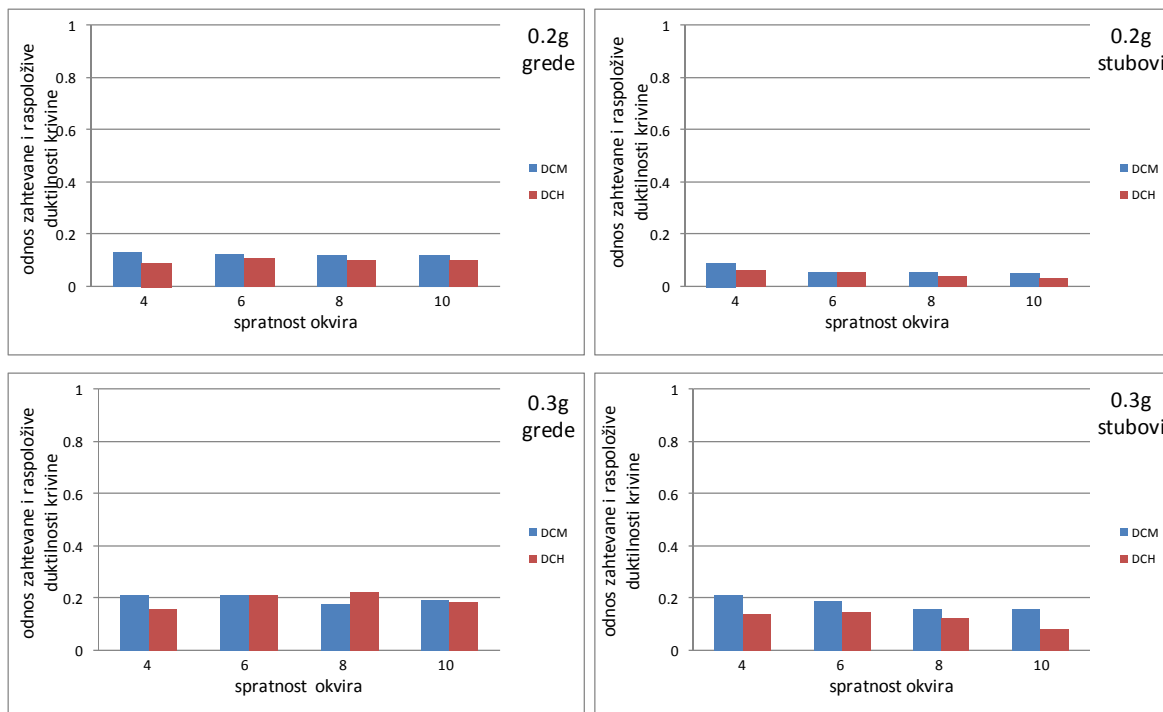
Slika 6.4 Odnosi zahtevane i kapaciteta rotacije tetive za granično stanje SD kod greda i stubova primenom NSA

Vrednosti zahtevanih duktilnosti krivina greda i stubova u kritičnim preseccima su prikazane (Slika 6.5). Za dve raspodele bočnog opterećenja prikazani su rezultati koji daju najnepovoljnije vrednosti. Kod greda u odnosu na klasu duktilnosti veće vrednosti zahtevane duktilnosti krivine poprečnog preseka su kod DCH okvira, dok su kod stubova vrednosti zahtevane duktilnosti veće kod DCM okvira. Generalno gledajući elementi okvira projektovanih za manje seizmičko dejstvo imaju i manje vrednosti zahtevanih duktilnosti krivine. Kod greda uticaj spratnosti nije bitno izražen, ali bi se i za grede i stubove moglo reći da sa povećanjem spratnosti opadaju vrednosti zahtevanih duktilnosti krivine. I kod greda i kod stubova faktori duktilnosti krivine nisu dostignuti.



Slika 6.5 Zahtevane duktilnosti krivina greda i stubova za granično stanje SD primenom NSA

Mnogo je značajniji odnos zahtevane i raspoložive duktilnosti krivine jer on govori o rezervi duktilnosti poprečnih preseka (Slika 6.6). Opšti je zaključak da je kod DCH okvira ovaj odnos manji nego kod DCM okvira, kao i kod elemenata okvira 0.2g u odnosu na okvire 0.3g. Iz prikazanih odnosa očigledno je da za granično stanje SD i grede i stubovi imaju znatnu rezervu duktilnosti.



Slika 6.6 Odnosi zahtevane i raspoložive duktilnosti krivina greda i stubova za granično stanje SD primenom NSA

Seizmički odgovori okvira primenom NSA su pokazali da okviri srednje klase duktilnosti imaju veću ukupnu horizontalnu silu u odnosu na okvire visoke klase duktilnosti, dok je vrednost horizontalnog pomeranja kontrolnog čvora veća kod okvira visoke klase duktilnosti. Zahtevane duktilnost pomeranja su veće kod 0.3g okvira, ali ne prelaze faktore duktilnosti ni kod jedne klase. Maksimalne vrednosti međuspratnog pomeranja su u granicama prema preporukama FEMA 356. Nepovoljni odgovor po pitanju mesta gde su započete plastifikacije poprečnog preseka dobijen je kod DCM okvira spratnosti 4 projektnog seizmičkog dejstva 0,3 g. Zahtevane rotacije tetiva stubova i greda su manje od kapacitete za razmatrano granično stanje. U odnosu na kapacitet, veće vrednosti odgovaraju stubovima. Pri tome stubovi DCM okvira projektovanih za jače seizmičko dejstvo dostižu 80% kapaciteta osim za spratnost 10. Što se tiče odnosa zahtevane i raspoložive duktilnosti krivine poprečnih preseka greda imaju veće vrednosti u odnosu na stubove. Generalno, i grede i stubovi DCH okvira, kao i 0.2g okvira imaju veću rezervu duktilnosti krivine.

Za okvire projektovane za različite klase duktilnosti, intenzitete projektnog seizmičkog dejstva i spratnosti prikazan je uticaj ovih parametara na procenjene vrednosti i oblike seizmičkog odgovora dobijenog primenom NSA za granično stanje SD (Tabela 6.1).

Tabela 6.1 Uticaj parametara na seizmički odgovor okvira za granično stanje SD primenom NSA

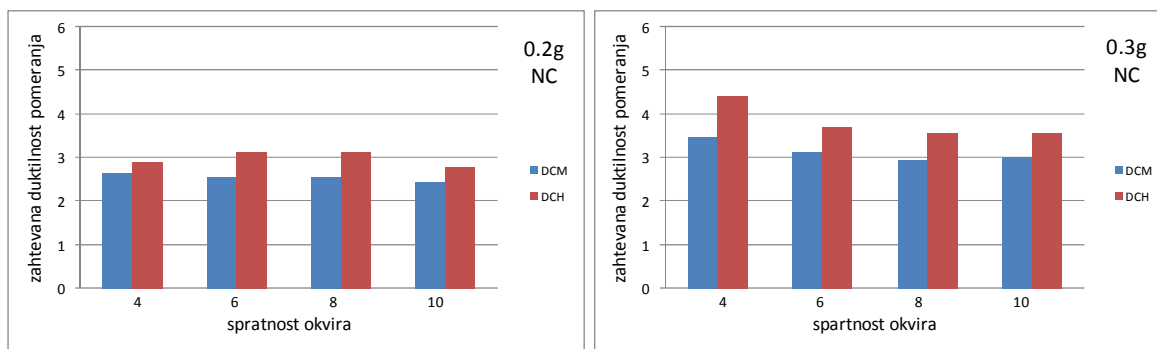
	Klasa duktilnosti	Intenzitet projektnog seizmičkog dejstva	Spratnost
Duktilnost pomeranja	Veće vrednosti kod DCH.	Veće vrednosti za 0,3 g.	Za manje spratnosti veće vrednosti duktilnosti pomeranja, kod 0.3g okvira.
Max međuspratno pomeranje	Uglavnom veće vrednosti za DCH .	Za 0,2 g iznad 1%, za 0,3 g iznad 1,5%.	Bez izraženog uticaja spratnosti.
Formiranje plastičnih zglobova	Veći broj plastičnih zglobova kod greda za DCH, a kod stubova za DCM.	Bez značajnog uticaja kod greda, nešto veći broj kod stubova za 0,3 g.	Veći broj plastičnih zglobova kod stubova za manju spratnost, a kod greda za spratnost 10 kod DCH okvira.
Rotacija tetive	Veće vrednosti kod DCM za stubove, a kod DCH za grede .	Veće vrednosti za 0,3 g.	Bez izraženog uticaja spratnosti.
Duktilnost krivine	Veće vrednosti kod DCH za grede, a kod DCM za stubove.	Veće vrednosti za 0,3 g.	Za manje spratnosti veće vrednosti kod stubova.

6.1.2 ANALIZA SEIZMIČKOG ODGOVORA AB OKVIRA ZA GRANIČNO STANJE BLIZU RUŠENJA

Seizmički odgovor AB okvira primenom nelinearne statičke metode je analiziran na globalnom i lokalnom nivou za granično stanje NC.

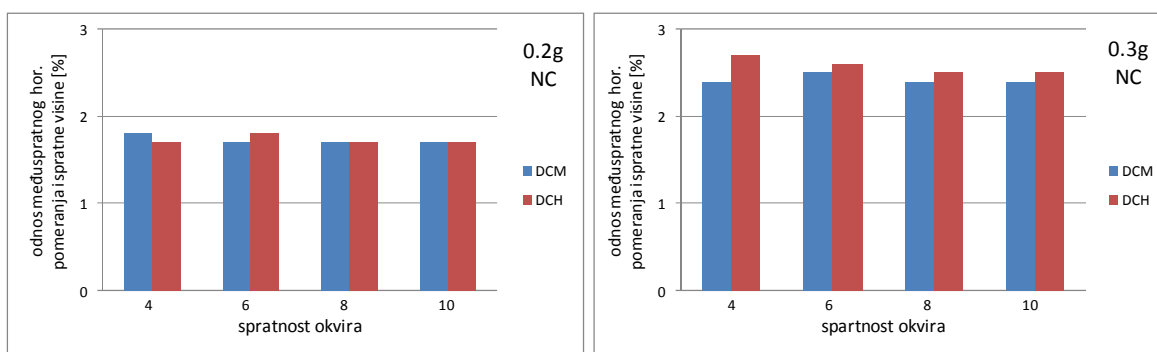
Na osnovu krivih kapaciteta (Slika 5.25, Slika 5.31, Slika 5.37 Slika 5.43) za dva oblika bočnog opterećenja, veće vrednosti ukupne horizontalne sile u osnovi AB okvira se dobijaju pri uniformnoj raspodeli bočnih sila (U) u odnosu na linearno promenljivu raspodelu (L), a veće vrednosti pomeranja vrha okvira dobijaju se za linearno promenljivu raspodelu. Okviri srednje klase duktilnosti imaju veću ukupnu horizontalnu silu u odnosu na okvire visoke klase duktilnosti, dok je vrednost horizontalnog pomeranja kontrolnog čvora veća kod okvira visoke klase duktilnosti. Ovakav odgovor je očekivan i on potiče iz različitog odnosa nosivosti i duktilnosti za dve različite klase duktilnosti. Za okvire 0.3g razlike u odgovorima AB okvira različite klase duktilnosti su primentne i ta razlika je najviše izražena kod spratnosti 4. Za okvire 0.2g spratnost 4 odgovori za obe klase duktilnosti su skoro isti, dok su kod okvira ostalih spratnosti pri istom opterećenju ovi odgovori sa manjom razlikom. Oblici pomeranja svih okvira (Slika 5.26, Slika 5.32, Slika 5.38, Slika 5.44) odgovaraju obliku svojstvenom za sisteme sa jakim stubovima i slabim gredama. Razlike između vrednosti horizontalnih pomeranja za dve klase duktilnosti su izraženije kod okvira projektovanih za jače seizmičko dejstvo i ova razlika se povećava sa povećanjem spratnosti. Na osnovu određenih zahtevanih duktilnosti pomeranja (Tabela 5.10, Tabela 5.12, Tabela 5.14, Tabela 5.16) njihova promena u zavisnosti od spratnosti i klase duktilnosti za dva slučaja projektnog seizmičkog dejstva je data (Slika 6.7). Veće vrednosti

su dobijene za okvire klase duktilnosti DCH u odnosu na DCM, kao i za projektno seizmičko dejstvo 0,3 g u odnosu na 0,2 g. Za okvire 0.2g i klasu duktilnosti DCM spratnost ne utiče bitno na ovu vrednost, dok su kod okvira klase duktilnosti DCH za spratnosti 6 i 8 ove vrednosti nešto veće. Za 0.3g okvir spratnosti 4 vrednosti zahtevane duktilnosti pomeranja su veće kod obe klase duktilnosti u odnosu na ostale spratove, ali ta razlika nije veća od 20%. Pri poređenju sa faktorom duktilnosti prema EN 1998-1 (3,9 za DCM i 5,85 za DCH) ni u jednom slučaju ove vrednosti nisu dostignute.



Slika 6.7 Zahtevana duktilnost pomeranja za granično stanje NC primenom NSA

Odnos međuspratnog horizontalnog pomeranje i spratne visine h (Slika 5.27, Slika 5.33, Slika 5.39, Slika 5.45) zavisi od intenziteta seizmičkog dejstva za koje su AB okviri projektovani. Za 0.2g okvire ovaj odnos ne prelazi 2%, odnosno 3% za 0.3g okvire (Slika 6.8). Za granično stanje NC, prema preporukama FEMA 356 ove vrednosti su u dozvoljenim granicama (do 4%), i odgovaraju tipičnim vrednostima za okvirne konstrukcije (Tabela 4.4). Za okvire projektovane za manje seizmičko dejstvo klasa duktilnosti manje utiče na ove vrednosti. Za okvire projektovane za veće seizmičko dejstvo DCH okviri imaju veće vrednosti u odnosu na DCM okvire. Sa povećanjem spratnosti okvira menja se i sprat na kojem se javlja najveća vrednost međuspratnog relativnog pomeranja, za okvire niže spratnosti to je između prvog i drugog sprat, dok je za okvire spratnosti 10, najveća vrednost između trećeg i četvrtog sprata. Bočno opterećenje koje se menja po linearnom zakonu po visini uzrokuje i veće vrednosti ovog uticaja.



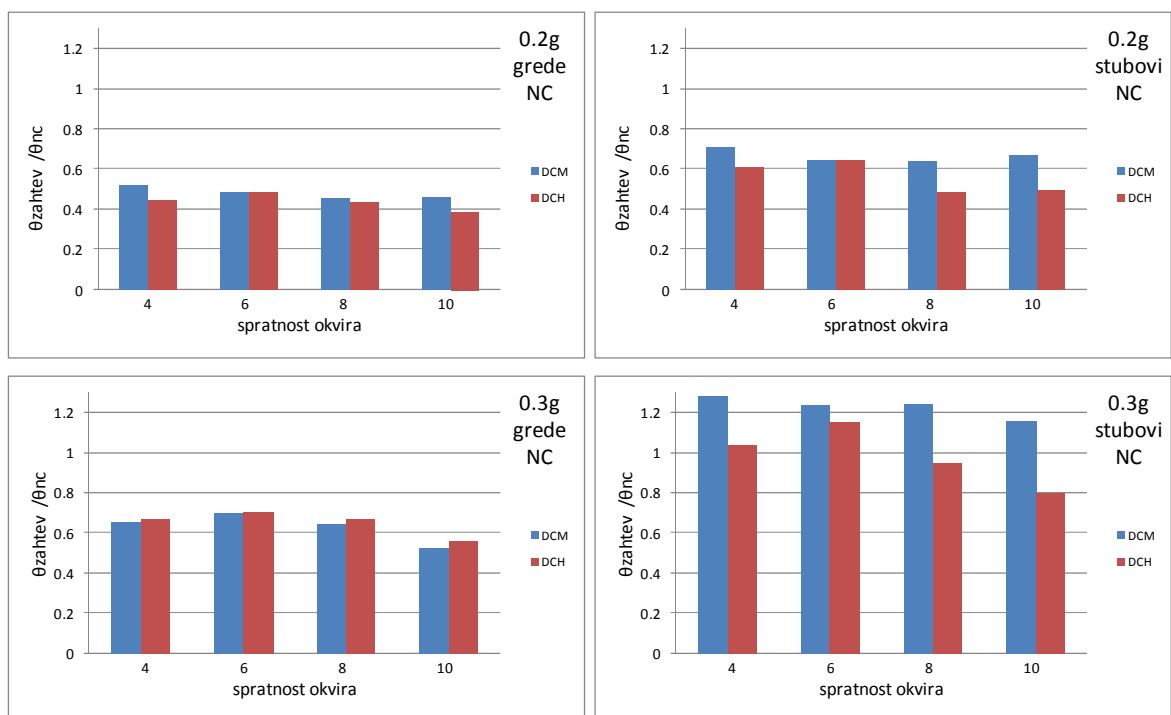
Slika 6.8 Maksimalne vrednosti odnosa međuspratnog horizontalnog pomeranja i spratne visine za granično stanje NC primenom NSA

Oblik bočnog opterećenja utiče i na broj preseka u kojima je dostignuta nosivost na taj način što je usled uniformnog bočnog opterećenja kod manjeg broj preseka započeta plastifikacija. Klasa duktilnosti utiče na broj preseka u kojima se formiraju plastični zglobovi (Slika 5.28, Slika 5.34, Slika 5.40, Slika 5.46). Generalno gledajući kod DCH okvira veći je broj preseka u kojima se javljaju plastični zglobovi i oni su, pored preseka u dnu stubova prizemlja, uglavnom formirani na krajevima greda. Kod okvira spratnosti 4 i 6 plastifikacija je započeta i u stubovima ostalih spratova, izraženije kod okvira DCM. Razvoj plastičnih zglobova u poprečnim

presecima stubova nije očekivan s obzirom na kapacitativno dimenzionisanje i ovakav odgovor ukazuje na veću osetljivost okvira niže spratnosti na mogući lom konstrukcije usled formiranja mekog sprata.

Zahtevane rotacije tetive greda (Slika 5.29, Slika 5.35, Slika 5.41, Slika 5.47) su veće kod okvira projektovanih za jače seizmičko dejstvo. U svim slučajevima zahtevane rotacije tetiva greda su manje od kapaciteta za odgovarajuće granično stanje (SD). Primetno je da za okvire obe klase duktilnosti i spratnosti 4, 6 i 8 projektovanih za jače seizmičko dejstvo, najveće vrednosti su dostignute u gredama prvog sprata, dok za okvire projektovane za slabije seizmičko dejstvo to nije slučaj. U odnosu na kapacitet rotacije tetive za granično stanje NC, za okvire 0.2g nešto su manje vrednosti ovog odnosa kod visoke u odnosu na srednju klasu duktilnosti, dok je za slučaj okvira 0.3g obrnuto (Slika 6.9). Kod okvira spratnosti 6 nije primetna razlika za isti intenzitet projektnog dejstva između greda različitih klasa duktilnosti. Treba napomenuti da su samo kod okvira ove spratnosti grede visoke klase duktilnosti sa usvojenom armaturom koja se ne menja u zavisnosti od sprata.

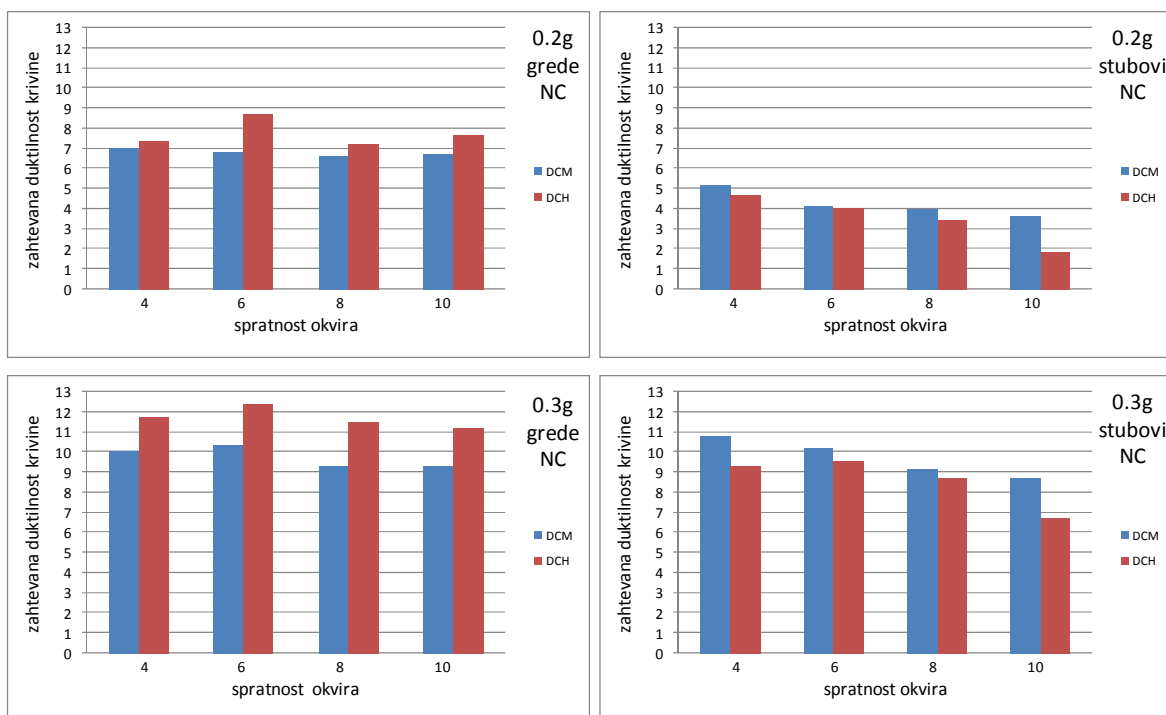
Zahtevane rotacije tetiva stubova su izražene u stubovima prizemlja na mestu uklještenja, dok su kod ostalih stubova one zanemarljive (Slika 5.30, Slika 5.36, Slika 5.42, Slika 5.48). Za okvire projektovane za seizmičko dejstvo 0,2 g zahtevane rotacije stubova su manje od kapaciteta za odgovarajuće granično stanje (Slika 6.9). Stubovi prizemlja okvira projektovanih za seizmičko dejstvo 0,3 g imaju zahtevane vrednost rotacija tetiva veće od kapaciteta za granično stanje NC osim kod DCH okvira spratnosti 8 i 10. Drugim rečima na osnovu direktnog poređenja zahteva i kapaciteta jedino DCH okviri spratnosti 8 i 10 zadovoljavaju granično stanje NC, dok ostali okviri imaju stepen oštećenja veći od onog koji karakteriše granično stanje NC. Vrednosti odnosa zahtevane rotacije tetive i odgovarajućeg kapaciteta su veće kod stubova DCM okvira. Treba napomenuti da su kapaciteti rotacija tetiva na mestima gde se formiraju plastični zglobovi izračunati na osnovu izraza koji odgovaraju cikličnom opterećenju i da su za monotono opterećenje ovi kapaciteti veći.



Slika 6.9 Odnosi zahtevane i kapaciteta rotacije tetive za granično stanje NC kod greda i stubova primenom NSA

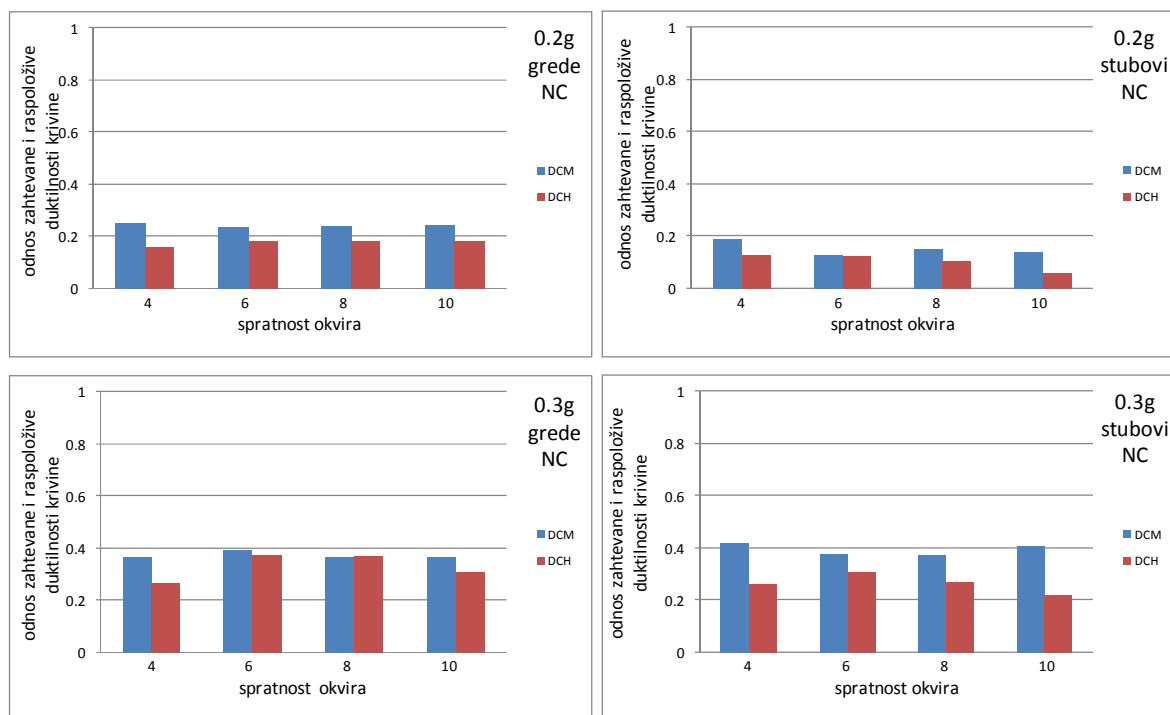
Vrednosti zahtevanih duktilnosti krivina greda i stubova u kritičnim preseccima su prikazane (Slika 6.10). Za dve raspodele bočnog opterećenja prikazani su rezultati koji daju

najnepovoljnije vrednosti. Kod greda u odnosu na klasu duktilnosti veće vrednosti zahtevane duktilnosti krivine poprečnog preseka su kod DCH okvira, dok su kod stubova vrednosti zahtevane duktilnosti veće kod DCM okvira. Generalno gledajući elementi okvira projektovanih za manje seizmičko dejstvo imaju i manje vrednosti zahtevanih duktilnosti krivine. Kod greda okvira DCM-02.g spratnost ne utiče bitno na vrednosti zahtevanih duktilnosti, dok kod ostalih greda odgovarajućih okvira (iste klase duktilnosti i projektog seizmičkog opterećenja) kada se gleda uticaj spratnosti primećuju se nešta veće, ali ne znatne razlike. Kod stubova spratnost utiče na razmatrane vrednosti, tako da se sa povećanjem broja spratova okvira vrednost zahtevane duktilnosti smanjuje. Ako se zna da su elementi DCM okvira projektovani sa duktilnosti 6,9 (faktor duktilnosti krivine za DCM), kod greda okvira DCM je ova vrednost dostignuta (ili joj je vrlo bliska). Za razliku od greda stubovi DCM okvira imaju niže vrednosti zahtevanih duktilnosti u odnosu na faktore duktilnosti kod projektog dejstva 0,2g, a veće kod projektog dejstva 0,3g. Za okvire DCH faktor duktilnosti krivine (10,7) je dostignut jedino kod greda okvira 0,3g.



Slika 6.10 Zahtevane duktilnosti krivina greda i stubova za granično stanje NC primenom NSA

Mnogo je značajniji odnos zahtevane i raspoložive duktilnosti krivine jer on govori o rezervi duktilnosti poprečnih preseka (Slika 6.11). Opšti je zaključak da je kod DCH okvira ovaj odnos manji nego kod DCM okvira, kao i kod elemenata 0.2g okvira u odnosu na 0.3g okvire. Kod elemenata 0.2g okvira su oko 0,2 i ispod, dok su kod 0.3g okvira u granicama od 0,2 do 0,4. Iz prikazanih odnosa očigledno je da za ovo granično stanje i grede i stubovi imaju dovoljnu rezervu duktilnosti.



Slika 6.11 Odnosi zahtevane i raspoložive duktilnosti krivina greda i stubova za granično stanje NC primenom NSA

Seizmički odgovori okvira za granično stanje NC primenom NSA su pokazali da je ukupna horizontalna sila veća kod DCM okvira u odnosu na DCH okvire, dok je vrednost horizontalnog pomeranja kontrolnog čvora veća kod okvira visoke klase duktilnosti. Maksimalne vrednosti međuspratnog pomeranja su prema preporukama FEMA 356 u dozvoljenim granicama (do 4%), i odgovaraju tipičnim vrednostima za okvirne konstrukcije. Nepovoljni odgovor po pitanju mesta gde su započete plastifikacije poprečnog preseka dali su okviri niže spratnosti (4 i 6) nezavisno od klase duktilnosti i projektnog seizmičkog dejstva. Zahtevane rotacije tetiva stubova okvira projektovanih za jače seizmičko dejstvo prevazilaze kapacitete za razmatrano granično stanje i to za otprilike 20% kod okvira DCM. Daleko povoljniju sliku daju odnosi zahtevane i raspoložive duktilnosti krivine poprečnih preseka kako greda tako i stubova sa većom rezervom duktilnosti kod DCH okvira.

Za okvire projektovane za različite klase duktilnosti, intenzitete projektnog seizmičkog dejstva i spratnosti prikazan je uticaj ovih parametara na procenjene vrednosti i oblike seizmičkog odgovora za granično stanje blizu rušenja primenom NSA (Tabela 6.2).

Tabela 6.2 Uticaj parametara na seizmički odgovor okvira za granično stanje NC primenom NSA

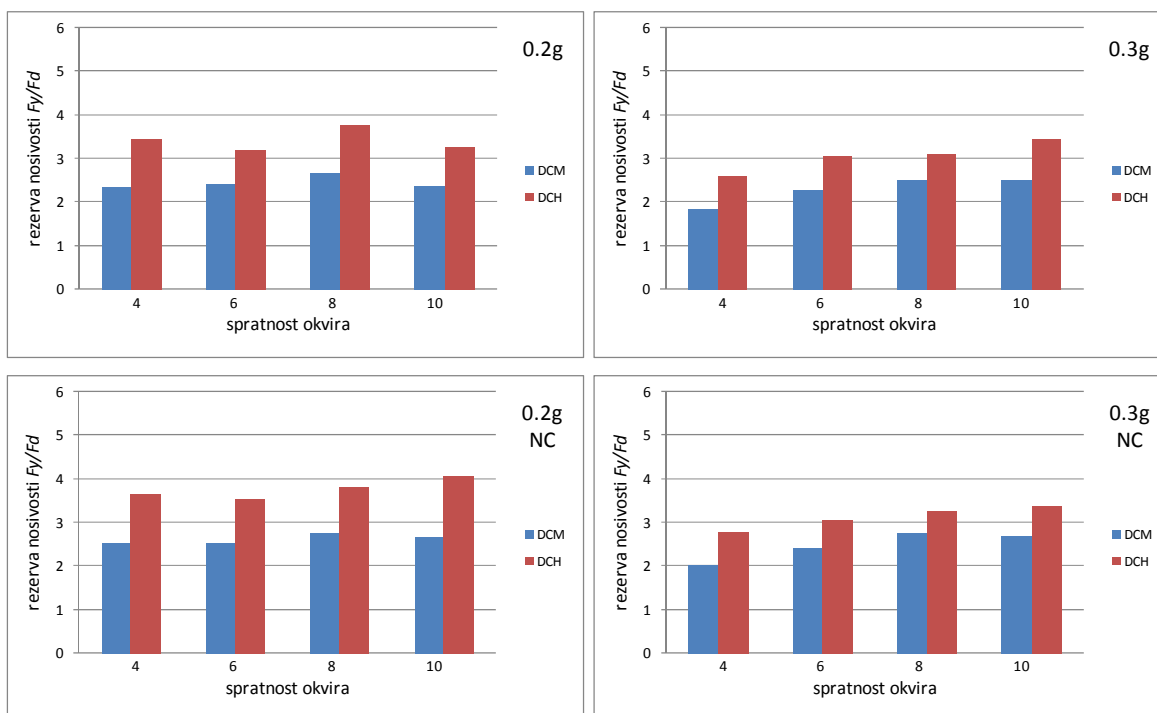
	Klasa duktilnosti	Intenzitet projektnog seizmičkog dejstva	Spratnost
Duktilnost pomeranja	Veće vrednosti kod DCH.	Veće vrednosti za 0,3 g.	Za manje spratnosti veće vrednosti duktilnosti pomeranja, izuzetak DCM-0.2g.
Max međuspratno pomeranje	Uglavnom veće vrednosti za DCH .	Za 0,2 g manje od 2%, za 0,3 g manje od 3%.	Bez izraženog uticaja spratnosti.
Formiranje plastičnih zglobova	Veći broj plastičnih zglobova kod greda za DCH, a kod stubova za DCM.	Bez značajnog uticaja kod greda, nešto veći broj kod stubova za 0,3 g.	Veći broj plastičnih zglobova kod stubova za manju spratnost, a kod greda za spratnost 10 kod DCH okvira.
Rotacija tetive	Veće vrednosti kod DCM.	Veće vrednosti za 0,3 g.	Bez izraženog uticaja spratnosti osim kod stubova okvira DCH 0.3g.
Duktilnost krivine	Veće vrednosti kod DCH za grede, a kod DCM za stubove.	Veće vrednosti za 0,3 g.	Za manje spratnosti veće vrednosti kod stubova.

6.2 ANALIZA SEIZMIČKOG ODGOVORA AB OKVIRA PRIMENOM NELINEARNE DINAMIČKE ANALIZE

Seizmički odgovori AB okvira, različite spratnosti, klase duktilnosti i intenziteta projektnog seizmičkog dejstva proračunatih u skladu sa odredbama EN 1992-1 i EN 1998-1, dobijeni primenom nelinearne dinamičke metode su analizirani na globalnom i lokalnom nivou za dva granična stanja. Analizirana je rezerva nosivosti usled seizmičkog dejstva za dva granična stanja. Seizmičko dejstvo za granično stanje značajnog oštećenja (SD) odgovara intenzitetu projektnog seizmičkog dejstva, dok je za granično stanje blizu rušenja (NC) ono uvećano 50%. Rezerva nosivosti je određena za maksimalnu ukupnu horizontalnu silu u osnovi iz odgovarajućeg seta zemljotresa za odgovarajuće granično stanje (Slika 6.12).

Rezerva nosivosti razmatranih okvira je veća kod okvira DCH u odnosu na okvire DCM za oba slučaja seizmičkog dejstva i oba granična stanja. Za projektno seizmičko dejstvo manjeg intenziteta (0,2 g) ove vrednosti su veće bez obzira na klasu duktilnosti, osim kod okvira spratnosti 10 gde je rezerva nosivosti veća u slučaju projektnog seizmičkog dejstva 0,3g i gde sa povećanjem spratnosti se povećavaju i vrednosti rezerve nosivosti. Kao što je već rečeno veća rezerva nosivosti DCH okvira potiče od veće vrednosti faktora redukcije, odnosno smanjenja projektne sile i povećanja uticaja gravitacionog opterećenja, i odredbi propisa koje doprinose poboljšanja duktilnosti. Veća rezerva nosivosti za manja projektna seizmička dejstva odražava veći doprinos gravitacionog opterećenja. Na osnovu prikazanih odnosa rezervi nosivosti može se

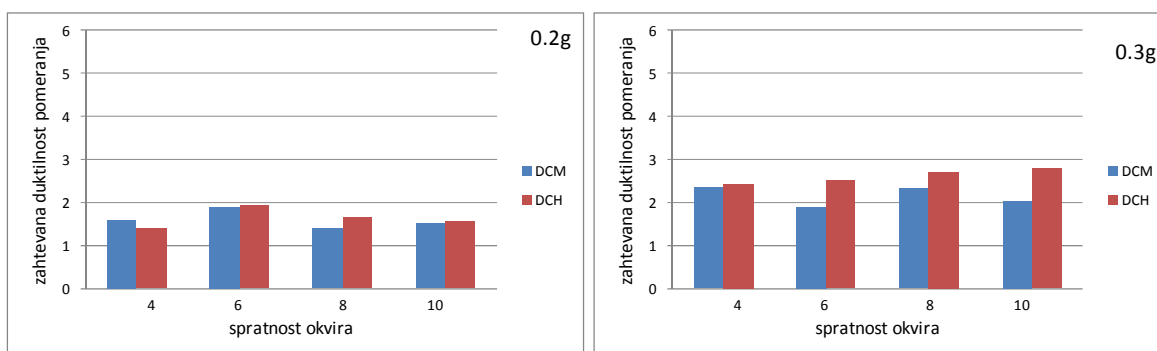
očekivati povoljnije ponašanje DCH okvira u odnosu na DCM okvire kao i povoljnije ponašanje okvira projektovanih za manje seizmičko dejstvo.



Slika 6.12 Rezerva nosivosti AB okvira primenom NDA

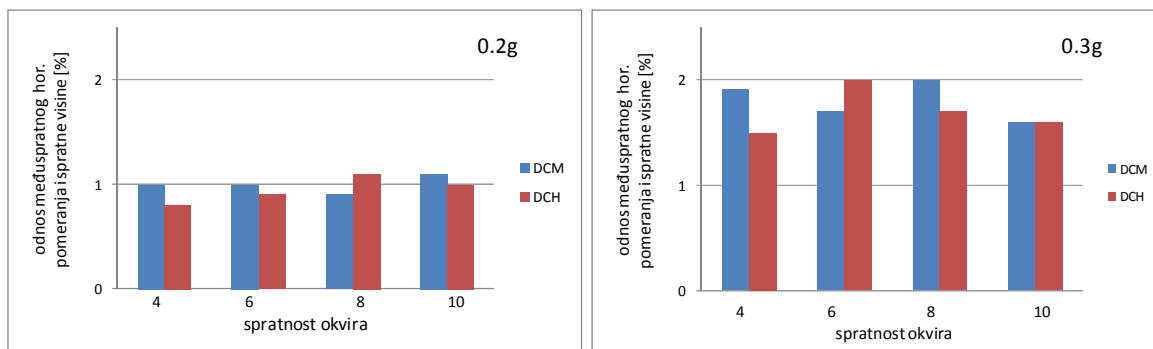
6.2.1 ANALIZA SEIZMIČKOG ODGOVORA AB OKVIRA ZA GRANIČNO STANJE ZNAČAJNOG OŠTEĆENJA

Oblici pomeranja okvira (Slika 5.51, Slika 5.57, Slika 5.63, Slika 5.69) odgovaraju povoljnom odgovoru okvira pri dejstvu zemljotresa i generalno je primetno da za jedan intenzitet seizmičkog dejstva nema bitne razlike između odgovora okvira različite klase duktilnosti. Pri seizmičkom dejstvu 0,3 g veća su pomeranja u odnosu na pomeranja pri dejstvu 0,2 g. Za spratnost 8 i jače seizmičko dejstvo može se primetiti nepovoljniji oblik pomeranja za okvir DCM koji bi ukazivao na moguću pojavu mekog sprata. Na osnovu određenih zahtevanih duktilnosti pomeranja (Tabela 5.17, Tabela 5.18, Tabela 5.19, Tabela 5.20) data je njihova promena u zavisnosti od spratnosti i klase duktilnosti (Slika 6.13). Za seizmičko dejstvo 0,2 g ove vrednosti su za sve spratnosti i klase duktilnosti manje od 2. Okviri klase duktilnosti DCH imaju veće zahtevane duktilnosti pomeranja u odnosu na DCM za seizmičko dejstvo 0,3 g, dok za dejstvo 0,2 g to nije slučaj kod okvira spratnosti 4, a za spratnost 6 ove vrednosti su skoro iste. Pri poređenju sa faktorom duktilnosti prema EN 1998-1 (3,9 za DCM i 5,85 za DCH) ni u jednom slučaju ove vrednosti nisu dostignute.



Slika 6.13 Zahtevana duktilnost pomeranja za granično stanje SD primenom NDA

Odnos međuspratnog horizontalnog pomeranja i spratne visine h (Slika 5.52, Slika 5.58, Slika 5.64, Slika 5.70) zavisi od intenziteta seizmičkog dejstva za koje su AB okviri projektovani. Maksimalne vrednosti za okvire različite spratnosti i klase duktilnosti su prikazane (Slika 6.14). Za seizmičko dejstvo 0,2 g ovaj odnos, osim za okvir 8s-DCH i 10s-DCM, ne prelazi 1%, odnosno 2% za seizmičko dejstvo 0,3 g. Prema preporukama FEMA 356 ove vrednosti su u dozvoljenim granicama, ali prema tipičnim vrednostima okvirnih konstrukcija za granično stanje SD (Tabela 4.4) kod 0.3g okvira ove vrednosti su veće od graničnih vrednosti. Uglavnom se veće vrednosti javljaju kod DCM okvira. Za okvire projektovane za manje seizmičko dejstvo klasa duktilnosti manje utiče na ove vrednosti. Maksimalna vrednost odnosa međuspratnog horizontalnog pomeranje i spratne visine h je između prvog i drugog sprat, dok je za okvire spratnosti 10, najveća vrednost između trećeg i četvrtog sprata.



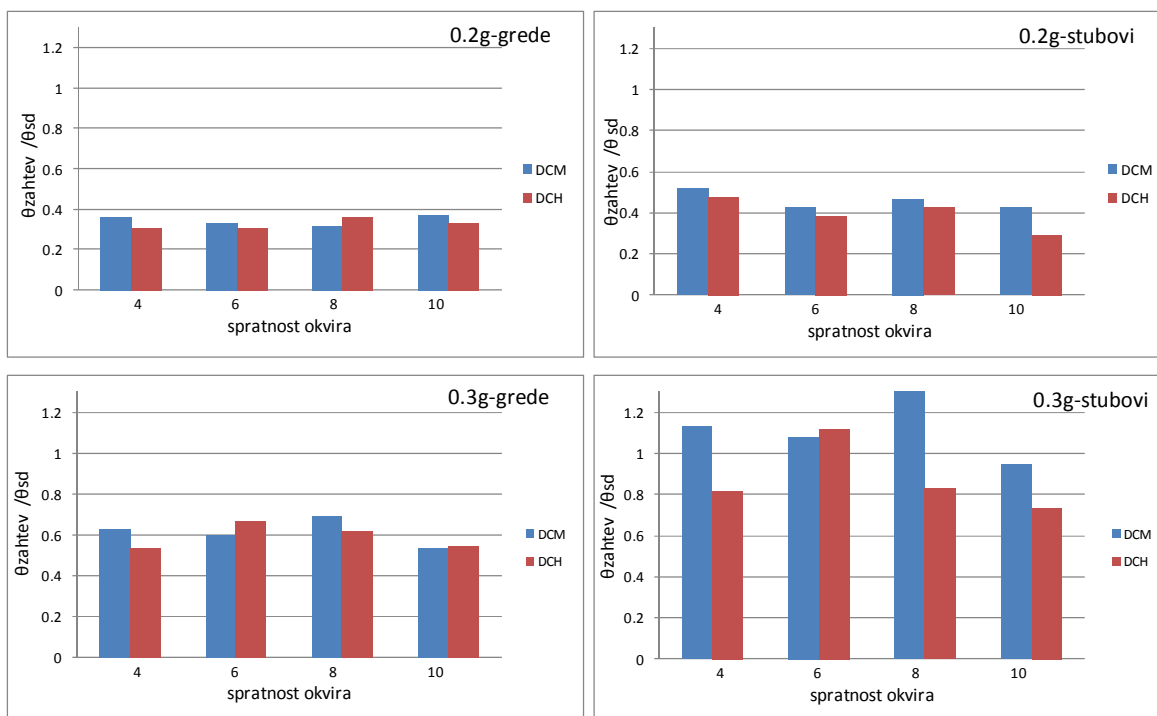
Slika 6.14 Maksimalne vrednosti odnosa međuspratnog horizontalnog pomeranja i spratne visine za granično stanje SD primenom NDA

Klasa duktilnosti za koju je okvir projektovan bitno utiče na formiranje plastičnih zglobova (Slika 5.53, Slika 5.59, Slika 5.65, Slika 5.71). Okviri DCH imaju veći broj preseka u kojima je započeta plastifikacija i oni su locirani na krajevima greda i u dnu stubova prizemlja. Kod okvira projektovanih za seizmičko dejstvo 0,2 g nisu svi preseki u dnu stubova prizemlja dostigli maksimalne momente nosivosti osim kod spratnosti 4. Ova spratnost je vrlo kritična i za seizmičko dejstvo 0,3 g kod DCM okvira jer je plastifikacija započeta i u stubovima ostalih spratova.

Zahtevane rotacije tetive greda (Slika 5.54, Slika 5.60, Slika 5.66, Slika 5.72) su veće kod okvira projektovanih za jače seizmičko dejstvo. U svim slučajevima zahtevane rotacije tetiva greda su manje od kapaciteta za odgovarajuće granično stanje (SD), a za 0.2g okvire ove vrednosti su znatno manje. Uglavnom se kod okvira obe klase duktilnosti najveće vrednosti zahtevane rotacije tetive grede javljaju u gredama prvog i drugog sprata, dok je kod spratnosti 10 okvir DCH primetna na drugom i trećem spratu. Prikazan je odnos maksimalne zahtevane rotacije tetive greda i kapaciteta za granično stanje SD (Slika 6.15). Ove vrednosti su za projektno dejstvo 0,2 g ispod 0,4, dok su kod projektnog dejstva 0,3 g one veće od polovine. Veći odnosi zahtevane vrednosti i kapaciteta su uglavnom kod greda DCM okvira. Izuzetak čine 0.2g okvir spratnosti 8 i 0.3g okvir spratnosti 6.

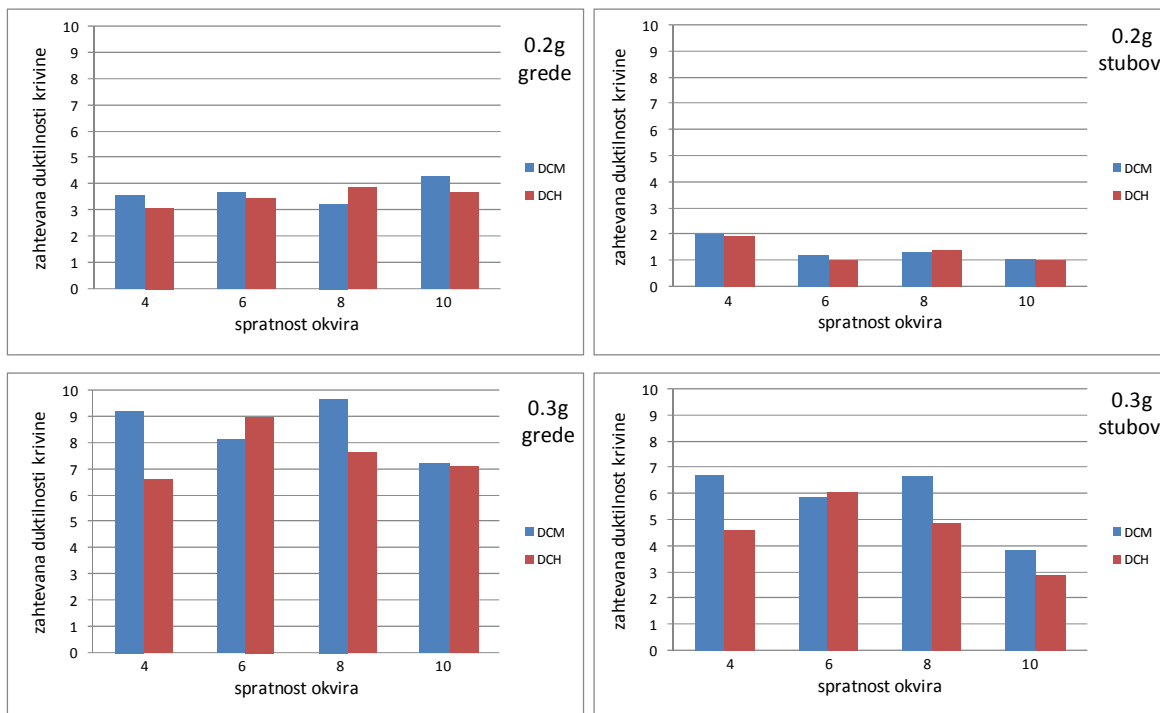
Zahtevane rotacije tetiva stubova su izražene u stubovima prizemlja na mestu uklještenja, dok su kod ostalih stubova one zanemarljive (Slika 5.55, Slika 5.61, Slika 5.67, Slika 5.73). Za okvire projektovane za seizmičko dejstvo 0,2 g zahtevane rotacije stubova su znatno manje od kapaciteta za odgovarajuće granično stanje. Stubovi prizemlja DCM okvira spratnosti 4, 6 i 8 projektovanih za seizmičko dejstvo 0,3 g imaju zahtevane vrednost rotacija tetiva veće od kapaciteta za granično stanje SD. Ovo je slučaj i kod DCH okvira spratnosti 8 projektovanog za isto seizmičko dejstvo. Prikazan je odnos maksimalne zahtevane rotacije tetive stuba i kapaciteta za granično stanje SD (Slika 6.15). Za stubove okvira projektovanih za dejstvo 0,2 g ovaj odnos je oko 0,4, s tim da je nešto veći za spratnost 4. Pri tome DCH okviri imaju veću rezervu rotacije

tetive. Kod DCM-0.3g okvira zahtevane rotacije su prevazišli kapacitet za posmatrano granično stanje osim kod spratnosti 10 gde je taj odnosn oko 0,9. Stubovi DCH okvira su pokazali daleko bolje ponašanje i jedino je za spratnost 6 dostignuta vrednost kapaciteta. Za ostale spratnosti vrednosti zahtevane rotacije tetive stuba dostižu 80% od kapaciteta rotacije tetive.



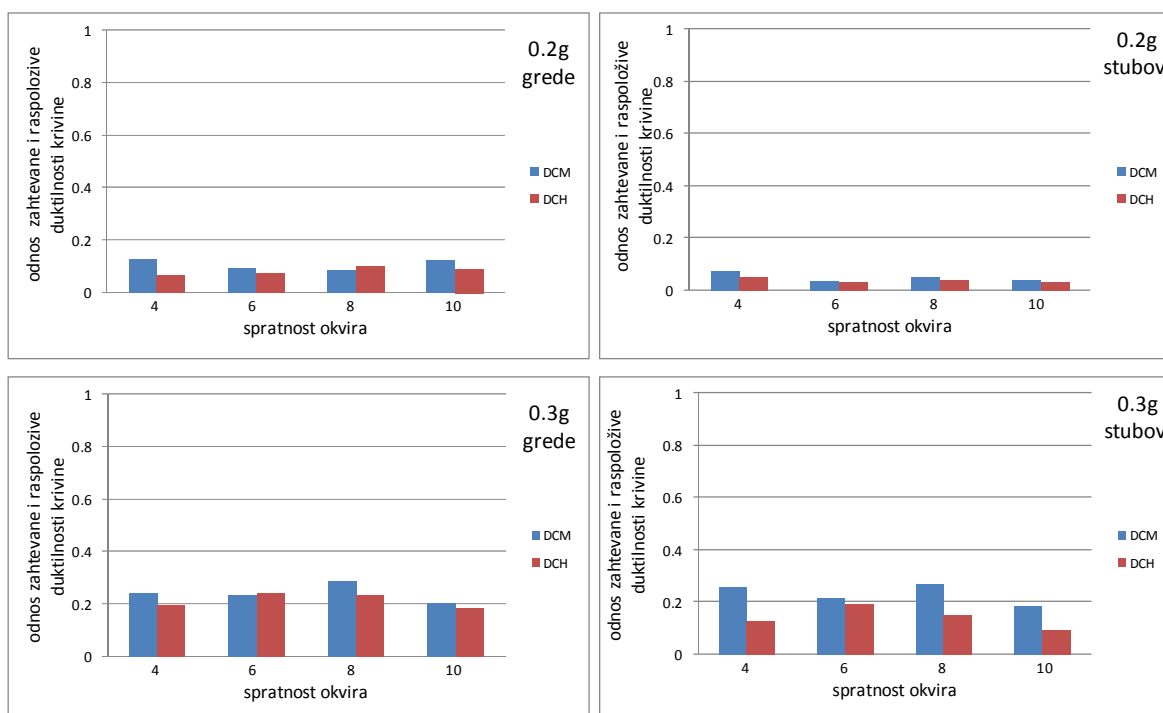
Slika 6.15 Odnosi zahtevane i kapaciteta rotacije tetive za granično stanje SD kod greda i stubova primenom NDA

Vrednosti zahtevanih duktilnosti krivina greda i stubova u kritičnim presecima su prikazane (Slika 6.16). U odnosu na klasu duktilnosti veće vrednosti zahtevane duktilnosti krivine poprečnog preseka i greda i stubova su kod DCM okvira, sa izuzetkom kod okvira spratnosti 8 za projektno dejstvo 0,2 g i okvira spratnosti 6 za projektno dejstvo 0,3 g. Generalno gledajući, elementi okvira projektovanih za manje seizmičko opterećenje imaju i manje vrednosti zahtevanih duktilnosti krivine. Manja razlika između zahtevanih duktilnosti krivine poprečnog preseka za okvire različitih klasa duktilnosti je kod 0.2g okvira u odnosu na 0.3g okvire. Na osnovu prikazanih maksimalnih vrednosti zahtevanih duktilnosti krivine kod stubova za projektno dejstvo 0,2 g može se zaključiti da su poprečni preseki stubova u elastičnom domenu ponašanja sa izuzetkom okvira spratnosti 4. Ako se zna da su elementi DCM okvira projektovani sa duktilnosti 6,9 (faktor duktilnosti krivine za DCM), ova vrednost je dostignuta kod greda okvira DCM-0.3g. Kod svih ostalih elemenata DCM okvira i kod svih elemenata DCH okvira zahtevane duktilnosti krivina su manje od faktora duktilnosti krivine.



Slika 6.16 Zahtevane duktilnosti krivina greda i stubova za granično stanje SD primenom NDA

Na osnovu odnosa zahtevane i raspoložive duktilnosti krivine poprečnih preseka (Slika 6.17) uočava se veća rezerva duktilnosti kod elemenata DCH okvira u odnosu na DCM okvire, kao i kod okvira projektovanih za seizmičko dejstvo 0,2 g u odnosu na 0,3 g, bez uticaja spratnosti na ovaj odnos. Kod DCM-0.3g okvira iste spratnosti, grede i stubovi imaju slične odnosu zahtevane duktilnosti krivine i kapaciteta duktilnosti, za razliku od DCH-0.3g okvira gde su ovi odnosi veći kod greda u odnosu na stubove.



Slika 6.17 Odnosi zahtevane i raspoložive duktilnosti krivina greda i stubova za granično stanje SD primenom NDA

Na osnovu globalnog odgovora oblika bočnog pomeranja i odnosa međuspratnog relativnog pomeranja i spratne visine ne postoji bitna razlika između klasa duktilnosti, naročito

kod okvira projektovanih za dejstvo 0,2 g. Niža vrednost projektnog seizmičkog dejstva povlači i nižu vrednost maksimalnog međuspratnog pomeranja, dok uticaj spratnosti nije primetan. Klasa duktilnosti bitno utiče na broj preseka u kojima je započeta plastifikacija, okviri DCH imaju veći broj formiranih plastičnih zglobova. Pojedini poprečni preseki na mestu uklještenja kod stubova okvira projektovanih za seizmičko dejstvo 0,2 g ostaju u elastičnoj oblasti. Zahtevane rotacije tetiva greda i stubova za 0.2g okvire su znatno ispod kapaciteta za posmatrano granično stanje bez uticaja spratnosti i klase duktilnosti. Za okvire 0.3g zahtevane rotacije tetiva greda su manje od kapaciteta, što je slučaj i sa stubovima DCH okvira. Ocena stanja prema EN 1998-3 direktnim poređenjem zahteva i kapaciteta ukazuje na značajna oštećenja stubova DCM okvira. Na osnovu procenjenih zahtevanih duktilnosti krivina poprečnih preseka elemenata uočava se da stubovi okvira projektovanih za niže seizmičko dejstvo nisu dostigli momente tečenja sa izuzetkom za spratnost 4. Zahtevane duktilnosti krivina elemenata okvira ne zavise bitno od projektne klase duktilnosti za slučaj nižeg seizmičkog dejstva

Za okvire projektovane za različite klase duktilnosti, intenzitete projektnog seizmičkog dejstva i spratnosti prikazan je uticaj ovih parametara na procenjene vrednosti i oblike seizmičkog odgovora (Tabela 6.3).

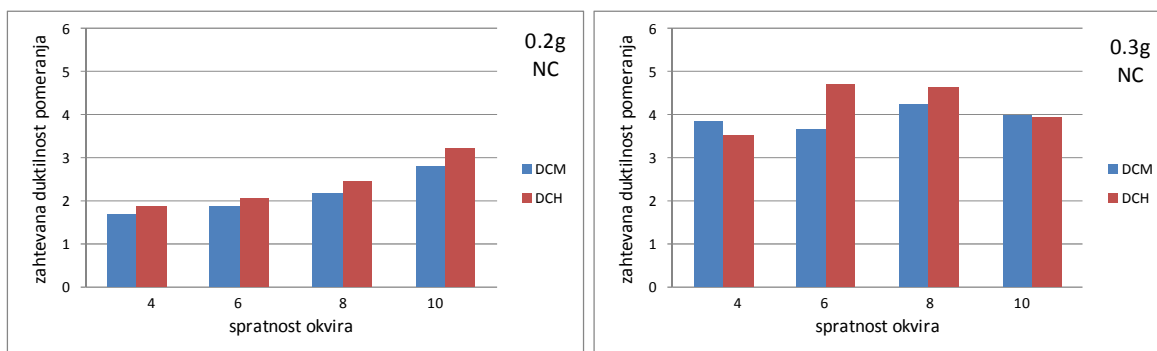
Tabela 6.3 Uticaj parametara na seizmički odgovor okvira za granično stanje SD primenom NDA

	Klasa duktilnosti	Intenzitet projektnog seizmičkog dejstva	Spratnost
Duktilnost pomeranja	Veće vrednosti kod DCH okvire.	Veće vrednosti za 0,3 g.	Bez izraženog uticaja spratnosti.
Max međuspratno pomeranje	Uglavnom veće vrednosti za DCM okvire	Za 0,2 g približno 1%, za 0,3 g približno 2%.	Bez izraženog uticaja spratnosti.
Formiranje plastičnih zglobova	Veći broj plastičnih zglobova kod greda za DCH okvire, a kod stubova za DCM okvire.	Veći broj plastičnih zglobova za 0,3 g.	Veći broj plastičnih zglobova kod stubova za spratnost 4, a kod greda za spratnost 10
Rotacija tetive	Veće vrednosti kod DCM okvire.	Veće vrednosti za 0,3 g.	Bez izraženog uticaja spratnosti.
Duktilnost krivine	Veće vrednosti kod DCM okvira	Veće vrednosti za 0,3 g.	Bez izraženog uticaja spratnosti.

6.2.2 ANALIZA SEIZMIČKOG ODGOVORA AB OKVIRA ZA GRANIČNO STANJE BLIZU RUŠENJA

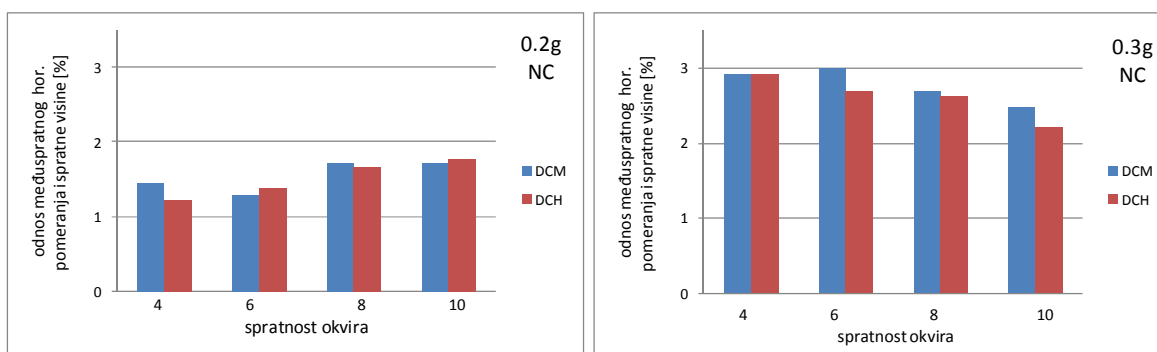
Oblici pomeranja okvira (Slika 5.75, Slika 5.81, Slika 5.87, Slika 5.93) odgovaraju povoljnom odgovoru okvira pri dejstvu zemljotresa i može se primetiti naročito kod 0.2g okvira da nema bitne razlike između odgovora okvira različite klase duktilnosti. Okviri 0.3g imaju veća

pomeranja u odnosu na 0.2g okvire. Jedino kod 0.3g okvira spratnosti 10 pomeranje kontrolne tačke je veće kod okvira projektovanih za srednju klasu duktilnosti u odnosu na okvire projektovane za visoku klasu. Na osnovu određenih zahtevanih duktilnosti pomeranja (Tabela 5.21, Tabela 5.22, Tabela 5.23, Tabela 5.24) data je njihova promena u zavisnosti od spratnosti i klasa duktilnosti (Slika 6.18). Za 0,2g okvire veće vrednosti zahtevanih duktilnosti pomeranja se javljaju kod DCH okvira u odnosu na DCM i primetan je porast zahtevane duktilnosti pomeranja sa povećanjem spratnosti. 0.3g okviri spratnosti 6 i 8 klase duktilnosti DCH imaju veće zahtevane duktilnosti pomeranja u odnosu na DCM što nije slučaj kod okvira spratnosti 4 i 10 gde su vrednosti bliske. Pri poređenju sa faktorom duktilnosti prema EN 1998-1 (3,9 za DCM i 5,85 za DCH) okviri DCM-0.3g spratnosti 8 i 10 su dostigli ove vrednosti.



Slika 6.18 Zahtevana duktilnost pomeranja za granichno stanje NC primenom NDA

Odnos međuspratnog horizontalnog pomeranja i spratne visine (Slika 5.76, Slika 5.82, Slika 5.88, Slika 5.94) zavisi od intenziteta seizmičkog dejstva za koje su AB okviri projektovani. Maksimalne vrednosti za okvire različite spratnosti i klase duktilnosti su prikazane (Slika 6.19). Primetno je da 0.3g okviri imaju veće vrednosti međuspratnog pomeranja u odnosu na 0.2g okvire. Takođe kod jačeg projektog seizmičkog dejstva DCM okviri imaju veće vrednosti maksimalnog međuspratnog pomeranja u odnosu na DCH okvire. Svi okviri zadovoljavaju kako preporuke FEMA 356, tako karakteristične vrednostima okvirnih konstrukcija za granichno stanje NC (Tabela 4.4). Maksimalna vrednost odnosa međuspratnog horizontalnog pomeranja i spratne visine je između prizemlja i prvog sprata, odnosno između prvog i drugog sprata, osim kod okvira spratnosti 10, gde se najveće vrednosti javljaju drugog i trećeg sprata do četvrtog i petog.



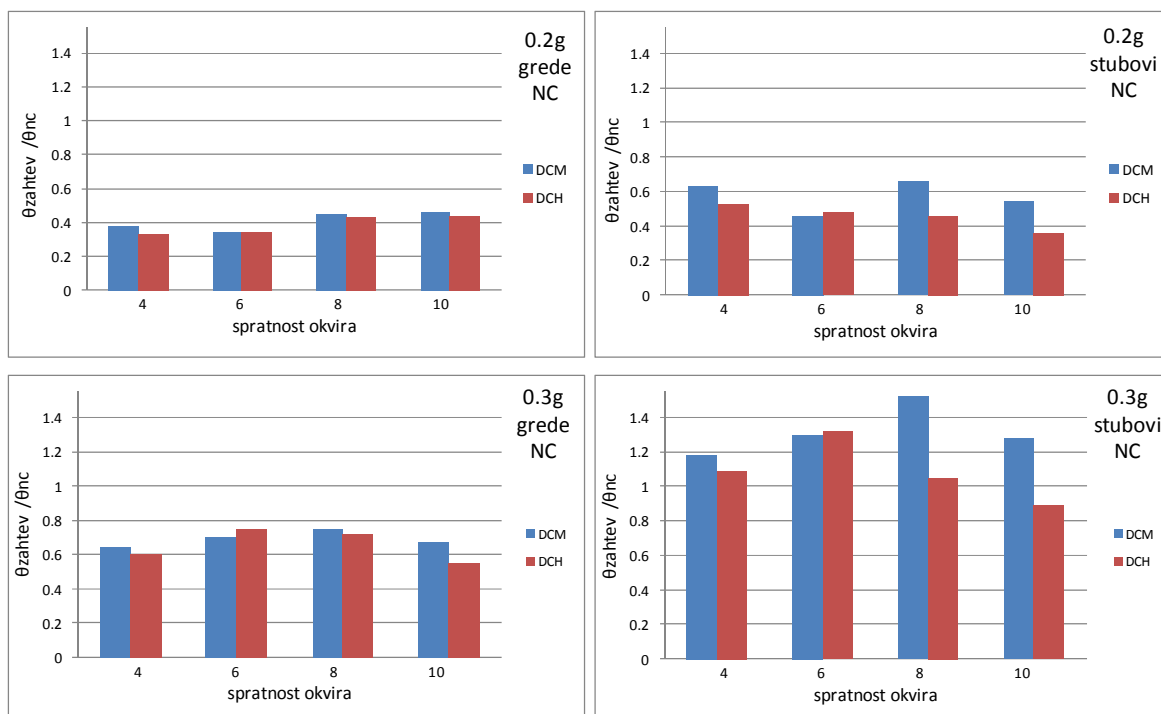
Slika 6.19 Maksimalne vrednosti odnosa međuspratnog horizontalnog pomeranja i spratne visine za granichno stanje NC primenom NDA

Klasa duktilnosti za koju je okvir projektovan bitno utiče na razvoj plastičnih zglobova (Slika 5.77, Slika 5.83, Slika 5.89, Slika 5.95). Okviri DCH imaju veći broj preseka u kojima je započeta plastifikacija i oni su locirani na krajevima greda i u dnu stubova prizemlja, a kod spratnosti 4 i 6 za projektno seizmičko dejstvo 0.3 g i presecima stubova ostalih spratova. U poprečnim presecima stubova po spratovima DCM okvira dostignute su vrednosti maksimalnih

momenata nosivosti za sve spratnosti za okvire 0.3g i za spratnost 4 kod 0.2g okvira. S druge strane, kod DCH-0.2g okvira spratnosti 10 ni svi preseki u dnu stubova prizemlja nisu dostigli maksimalne momente nosivosti.

Zahtevane rotacije tetive greda (Slika 5.78, Slika 5.84, Slika 5.90, Slika 5.96) su veće kod okvira projektovanih za jače seizmičko dejstvo. U svim slučajevima zahtevane rotacije tetiva greda su manje od kapaciteta za odgovarajuće granično stanje (NC). Sa porastom spratnosti raste i broj greda kao i spratnost gde se javljaju maksimalne zahtevane rotacije tetiva. Prikazan je odnos maksimalne zahtevane rotacije tetive greda i kapaciteta za granično stanje NC (Slika 6.20). Ove vrednosti su za projektno dejstvo 0,2 g ispod i oko 0,4, dok su kod projektnog dejstva 0,3 g one ispod i oko 0,6. Veći odnosi zahtevane vrednosti i kapaciteta su uglavnom kod greda DCM okvira. Izuzetak čine 0.3g okvir spratnosti 6. Razlika između maksimalnih vrednosti u zavisnosti od klase duktilnosti nije bitno izražena.

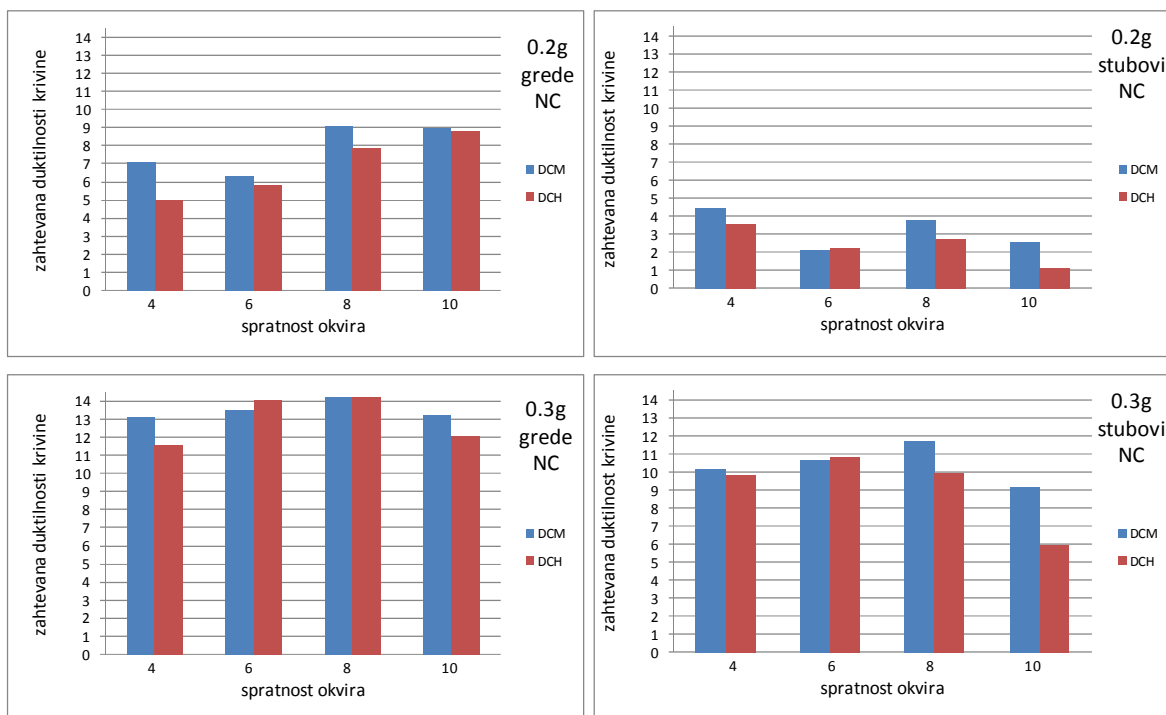
Zahtevane rotacije tetiva stubova su izražene u stubovima prizemlja na mestu uklještenja, dok su kod ostalih stubova one zanemarljive (Slika 5.79, Slika 5.85, Slika 5.91, Slika 5.97). Za okvire projektovane za seizmičko dejstvo 0,2 g zahtevane rotacije stubova su znatno manje od kapaciteta za odgovarajuće granično stanje. Kod 0.3g okvira jedino stubovi DCH okvira spratnosti 10 nisu dostigli kapacitet za granično stanje NC. Kod nekih okvira (6s-DCM, 6s-DCM, 8s-DCM) granično stanje NC je dostignuto u sva četiri stuba na mestu uklještenja. Prikazan je odnos maksimalne zahtevane rotacije tetive stuba i kapaciteta za granično stanje NC (Slika 6.20). Za stubove okvira projektovanih za dejstvo 0,2 g najveća vrednost ovog odnosa je nešto veća od 0,6. Pri tome, DCH okviri imaju veću rezervu rotacije tetive, sa izuzetkom spratnosti 6 gde su posmatrane vrednosti nezavisne od klase duktilnosti. Kod DCM-0.3g okvira zahtevane rotacije su prevazišli kapacitet za posmatrano granično stanje i to u rasponu od 20% do 45%. Ove vrednosti su u određenoj meri niže kod DCH okvira. Povoljno ponašanje sa stanovišta poređenja zahteva i kapaciteta je pokazao samo okvir DCH spratnosti 10.



Slika 6.20 Odnosi zahtevane i kapaciteta rotacije tetive za granično stanje NC kod greda i stubova primenom NDA

Vrednosti zahtevanih duktilnosti krivina greda i stubova u kritičnim presecima su prikazane (Slika 6.21). U odnosu na klasu duktilnosti veće vrednosti zahtevane duktilnosti krivine poprečnog preseka i greda i stubova su kod DCM okvira, sa izuzetkom kod okvira

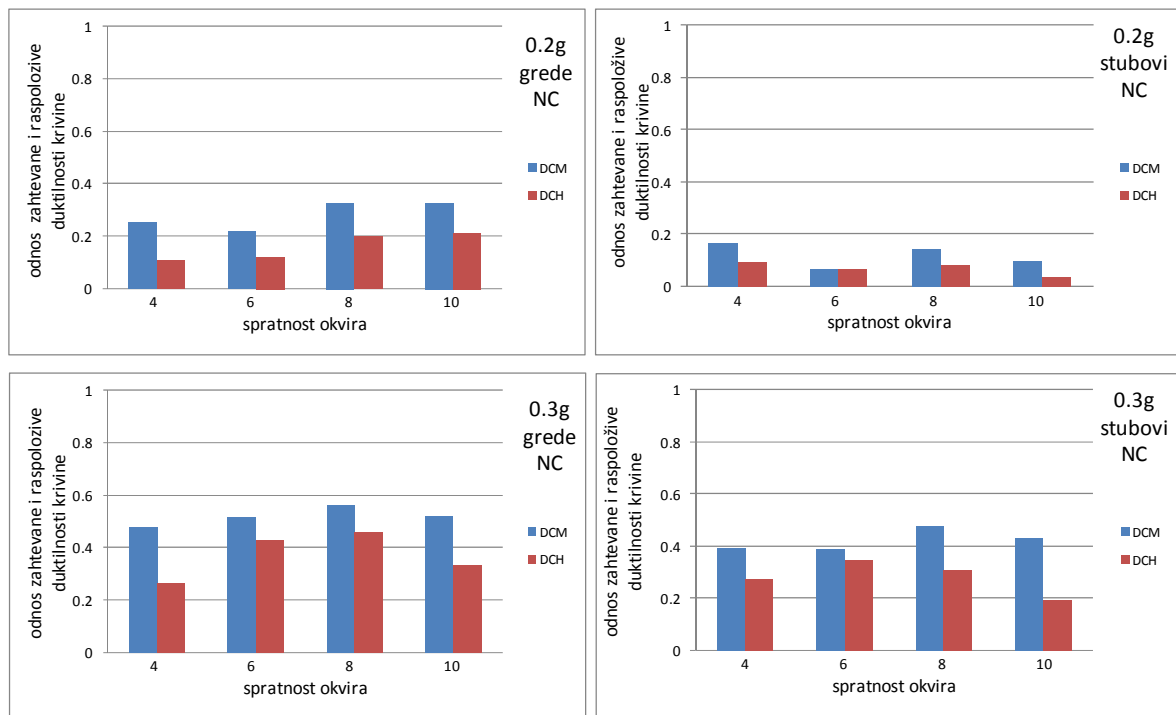
spratnosti 6, gde je to jedino slučaj kod greda pri projektom seizmičkom dejstvu 0,2 g. Generalno gledajući elementi okvira projektovanih za manje seizmičko opterećenje imaju i manje vrednosti zahtevanih duktilnosti krivine. Razlika između zahtevanih duktilnosti krivine poprečnog preseka za okvire različitih klasa duktilnosti nije značajna. Faktor duktilnosti krivine za klasu duktilnosti DCM je dostignuta kod svih greda i stubova 0.3g okvira i kod greda (osim za spratnost 6) 0.2g okvira. Kod DCH okvira zahtevane duktilnosti krivina su veće od faktora duktilnosti krivine kod greda 0.3g okvira i kod stuba spratnosti 6.



Slika 6.21 Zahtevane duktilnosti krivina greda i stubova za granično stanje NC primenom NDA

I za granično stanje NC, na osnovu odnosa zahtevane i raspoložive duktilnosti krivine poprečnih preseka (Slika 6.22) uočava se dovoljna rezerva duktilnosti svih elemenata razmatranih okvira. Kod elemenata DCH okvira ova rezerva je veća u odnosu na DCM okvire, kao i kod okvira projektovanih za seizmičko dejstvo 0,2 g u odnosu na 0,3 g. Takođe manje vrednosti odnosa zahtevane i raspoložive duktilnosti se javljaju kod stubova.

Za okvire projektovane za različite klase duktilnosti, intenzitete projektog seizmičkog dejstva i spratnosti prikazan je uticaj ovih parametara na procenjene vrednosti i oblike seizmičkog odgovora za granično stanje blizu rušenja, odnosno seizmičko dejstvo koje je 50% veće od projektog (Tabela 6.4).



Slika 6.22 Odnosi zahtevane i raspoložive duktilnosti krivina greda i stubova za granično stanje NC primenom NDA

Tabela 6.4 Uticaj parametara na seizmički odgovor okvira za granično stanje NC primenom NDA

	Klasa duktilnosti	Intenzitet projektnog seizmičkog dejstva	Spratnost
Duktilnost pomeranja	Veće vrednosti kod DCH okvire.	Veće vrednosti za 0,3 g.	Bez izraženog uticaja spratnosti.
Max međuspratno pomeranje	Uglavnom veće vrednosti za DCM okvire	Za 0,2 g ispod 2%, za 0,3 g ispod 2%.	Bez izraženog uticaja spratnosti.
Formiranje plastičnih zglobova	Veći broj plastičnih zglobova kod greda za DCH okvire, a kod stubova za DCM okvire.	Veći broj plastičnih zglobova za 0,3 g.	Veći broj plastičnih zglobova kod stubova za spratnost 4, a kod greda za spratnost 10
Rotacija tetive	Veće vrednosti kod DCM okvire.	Veće vrednosti za 0,3 g.	Bez izraženog uticaja spratnosti.
Duktilnost krivine	Veće vrednosti kod DCM okvira	Veće vrednosti za 0,3 g.	Bez izraženog uticaja spratnosti.

6.3 ANALIZA SEIZMIČKOG ODGOVORA AB OKVIRA PRIMENOM NELINEARNE DINAMIČKE ANALIZE ZA SEIZMIČKA DEJSTVA VEĆA OD PROJEKTOG

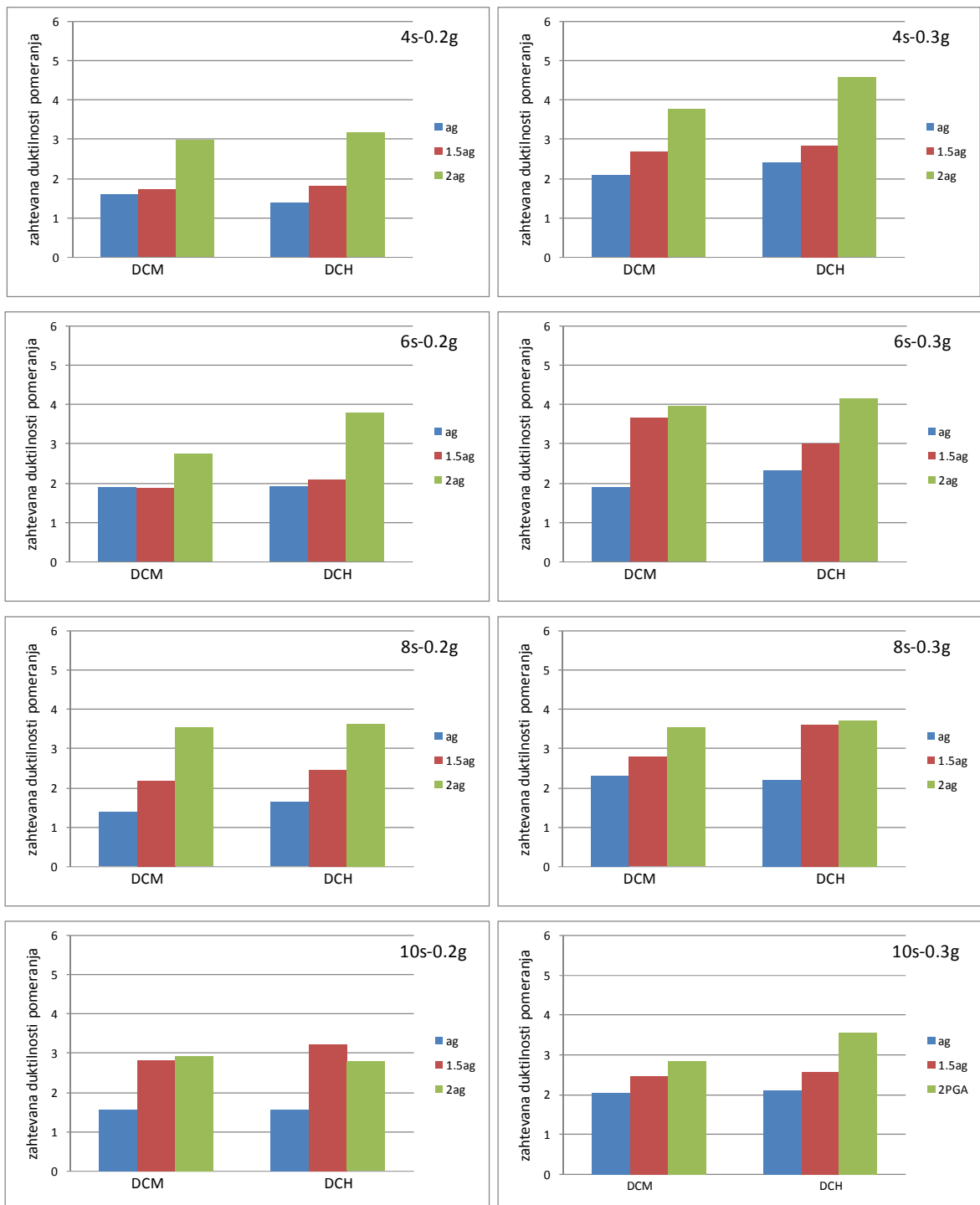
Na osnovu dobijenih rezultata analizirani su odgovori okvira na globalnom i lokalnom nivou, za projektna i dejstva veća od projektnog.

Na osnovu poređenja oblika pomeranja za projektno i skalirana dejstva (Slika 5.99, Slika 5.106, Slika 5.113, Slika 5.120) primetno je za spratnost 4 i 6 za projektno seizmičko dejstvo 0,2 g sličnije pomeranje (manje razlike) između projektnog i $1,5 \cdot a_g$ u odnosu na $2 \cdot a_g$, a za projektno dejstvo 0,3 g sličnije pomeranje (manje razlike) između skaliranih dejstva u odnosu na projektno dejstvo bez obzira na klasu duktilnosti. Ovo se ne može primetiti za okvire spratnosti 8 i 10. Bez obzira na spratnost i intenzitet projektnog dejstva veća su pomeranja kod DCH okvira u odnosu na DCM okvire. Sa povećanjem seizmičkog dejstva procentualno se više povećava ukupna horizontalna seizmička sila kod DCH okvira u odnosu na DCM okvire (izuzetak je okviri 8s-DCM-0.2g i 6s-DCH-0.3g i 10s-DCH-0.3g za $1,5 \cdot a_g$), kao i kod okvira 0.2g u odnosu na 0.3g okvire (izuzetak okviri 6s-DCH i 8s-DCH). Okviri 0.3g imaju procentualno manje povećanje pomeranja kontrolne tačke u odnosu na projektno dejstvo nego okviri 0.2g. Sami oblici pomeranja za 0.3g okvire spratnosti 8 i 10 mogu uputiti na moguća oštećenja na višim spratovima za seizmička dejstva veća od projektnog.

Upoređene su vrednosti zahtevanih duktilnosti pomeranja za projektna i skalirana dejstva (Tabela 5.26, Tabela 5.27, Tabela 5.31, Tabela 5.32, Tabela 5.36, Tabela 5.37, Tabela 5.41, Tabela 5.42) i prikazane su ove vrednosti za okvire odgovarajuće spratnosti i projektnog seizmičkog dejstva u zavisnosti od klase duktilnosti (Slika 6.23). Za okvire 0.2g i nižu spratnost (4 i 6) primetna je ne bitna razlika (razlika manja od 10%, osim kod okvira 4s-DCH-0.2g gde iznosi ~33%) između projektnog i $1,5 \cdot a_g$, dok za $2 \cdot a_g$, vrednost zahtevane duktilnosti je veća od ~50% (6s-DCM-0.2g) do ~130% (4s-DCH-0.2g). Za isto projektno dejstvo i veću spratnost (8 i 10) to nije slučaj. Za spratnost 8 povećanje zahtevane duktilnosti je skoro proporcionalno povećanju intenziteta seizmičkog dejstva, s tim da je povećanje veće za $2 \cdot a_g$. Za spratnost 10 i okvir klase DCM zahtevana duktilnost je skoro ista bez obzira na skalirano dejstvo, a kod okvira 10s-DCH čak je i veća zahtevana duktilnost za $1,5 \cdot a_g$. Generalno gledajući za projektno dejstvo 0,2 g nema bitne razlike u odgovoru u odnosu na klase duktilnosti. Za okvire 0.3g ako izuzmemo odgovore okvira 6s-DCM i 8s-DCH, može se primetiti vrlo sličan odgovor. Povećanje zahtevane duktilnosti pomeranja za dejstvo $1,5 \cdot a_g$ u odnosu na a_g je u granicama od 17% do 29%, a za dejstvo $2 \cdot a_g$ je ovaj raspon veći, od 38% do 89%. Pri tome manjoj spratnosti odgovaraju veća procentualna povećanja. Ako bi se poredili odgovori za dve različite vrednosti projektnog dejstva, može se primetiti da kod okvira 0.2g pri $2 \cdot a_g$ povećanje zahtevane duktilnosti pomeranja je veće nego kod okvira 0.3g. Okviri 0.2g pokazuju znatnije nelinearno ponašanje tek za seizmičko dejstvo dvostruko veće od projektnog.

Oblici međuspratnog horizontalnog pomeranja za proračunska i skalirana opterećenja (Slika 5.100, Slika 5.107, Slika 5.114, Slika 5.121) ukazuju na uticaj intenziteta projektnog dejstva za okvire spratnost 4 i 6. Za projektno seizmičko dejstvo 0,2 g primetne su male razlike (u vrednostima i obliku) za to i dejstvo $1,5 \cdot a_g$, a za projektno dejstvo 0,3 g manje razlike (u vrednostima i obliku) za skalirana dejstva. Za projektno dejstvo 0,2 g i $1,5 \cdot a_g$, sve vrednosti odnosa međuspratnog spratnog pomeranja i spratne visine su manje od 2%, a za $2 \cdot a_g$ su veće od 2% osim kod okvira 10s-DCH-0.2g. Za projektno dejstvo 0,3g primetan je uticaj spratnosti na maksimalne vrednosti međuspratnog pomeranja, okviri manje spratnosti imaju veće vrednosti. Za $1,5 \cdot a_g$, kod okvira 6s-DCM i okvira spratnosti 8 obe klase duktilnosti, zahtevana maksimalna vrednost međuspratnog pomeranja je manje od 2%, a za $2 \cdot a_g$ kod svih okvira su ove vrednosti veće od 2%. Kod okvira 4s-DCM-0.3g zahtevana maksimalna vrednost međuspratnog pomeranja je najveća i iznosi 3,4%. Prema preporukama [40] svi okviri za oba slučaja skaliranog dejstva

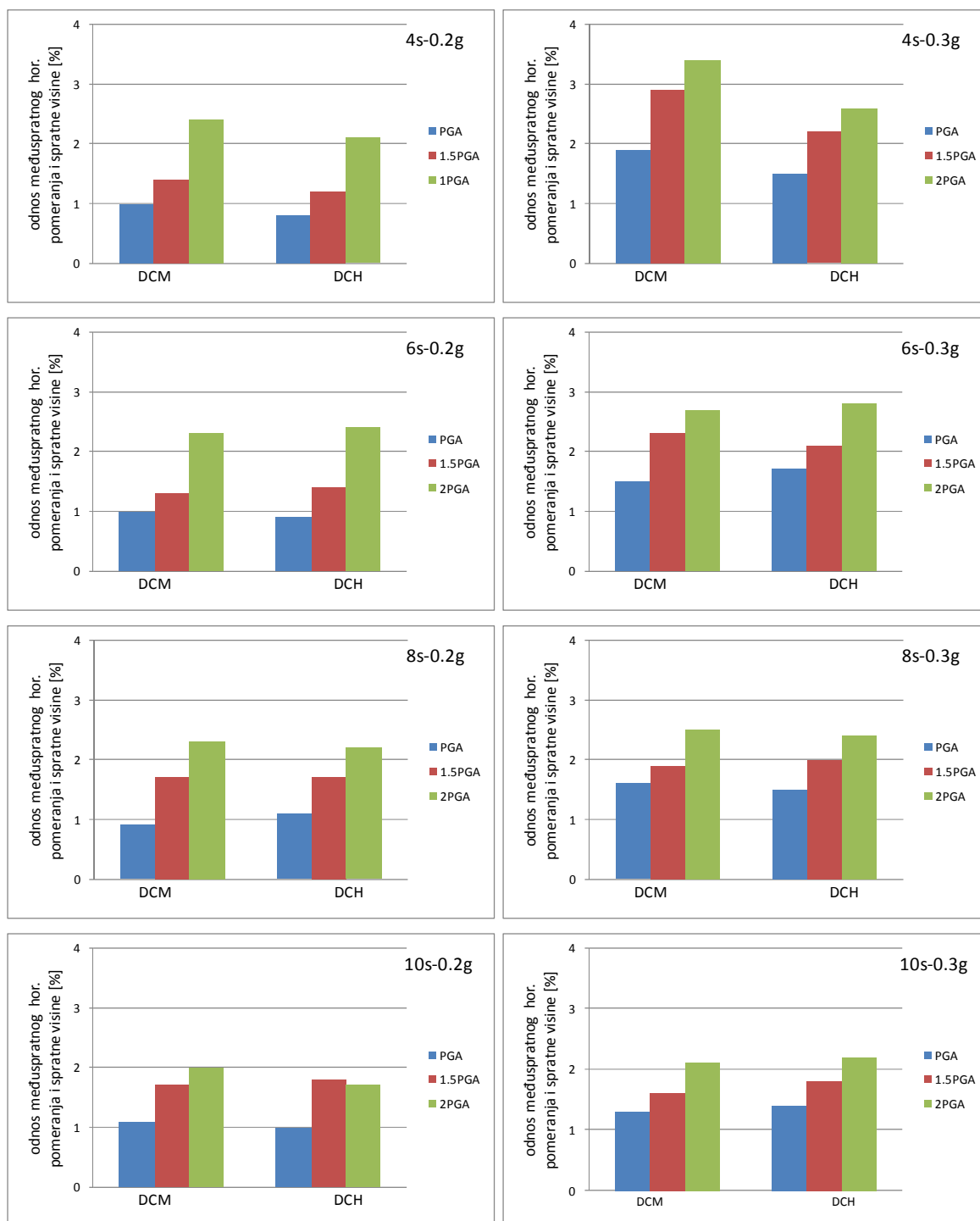
nisu dostigli graničnu vrednost (4%), dok prema vrednostima datim u [23] (Tabela 4.4) kod okvira 4s-DCM-0.3g maksimalna vrednost je veća od granične.



Slika 6.23 Zahtevana duktilnost pomeranja za projektne i skalirane seizmičke dejstva primenom NDA

Upoređene su vrednosti maksimalnog međuspratnog pomeranja za projektne i skalirane dejstva i prikazane su ove vrednosti za okvire odgovarajuće spratnosti i projektne seizmičke dejstva u zavisnosti od klase duktilnosti (Slika 6.24). Može se primetiti da klasa duktilnosti osim kod okvira spratnosti 4 ne utiče bitno na zahtevanu vrednost. I ovde je primetno da je kod projektne dejstva 0,2 g znatno veći porast posmatrane vrednosti za $2 \cdot a_g$ u odnosu na a_g (iznad 100%) osim kod okvira spratnosti 10. Za projektne opterećenje 0,3 g ovaj porast pri opterećenju

$2 \cdot a_g$ se kreće od 56% do 80%. Vrlo sličan uticaj projektne dejstva i spratnosti uočen je i kod zahtevanih duktilnosti pomeranja za skalirana u odnosu na projektne dejstva.



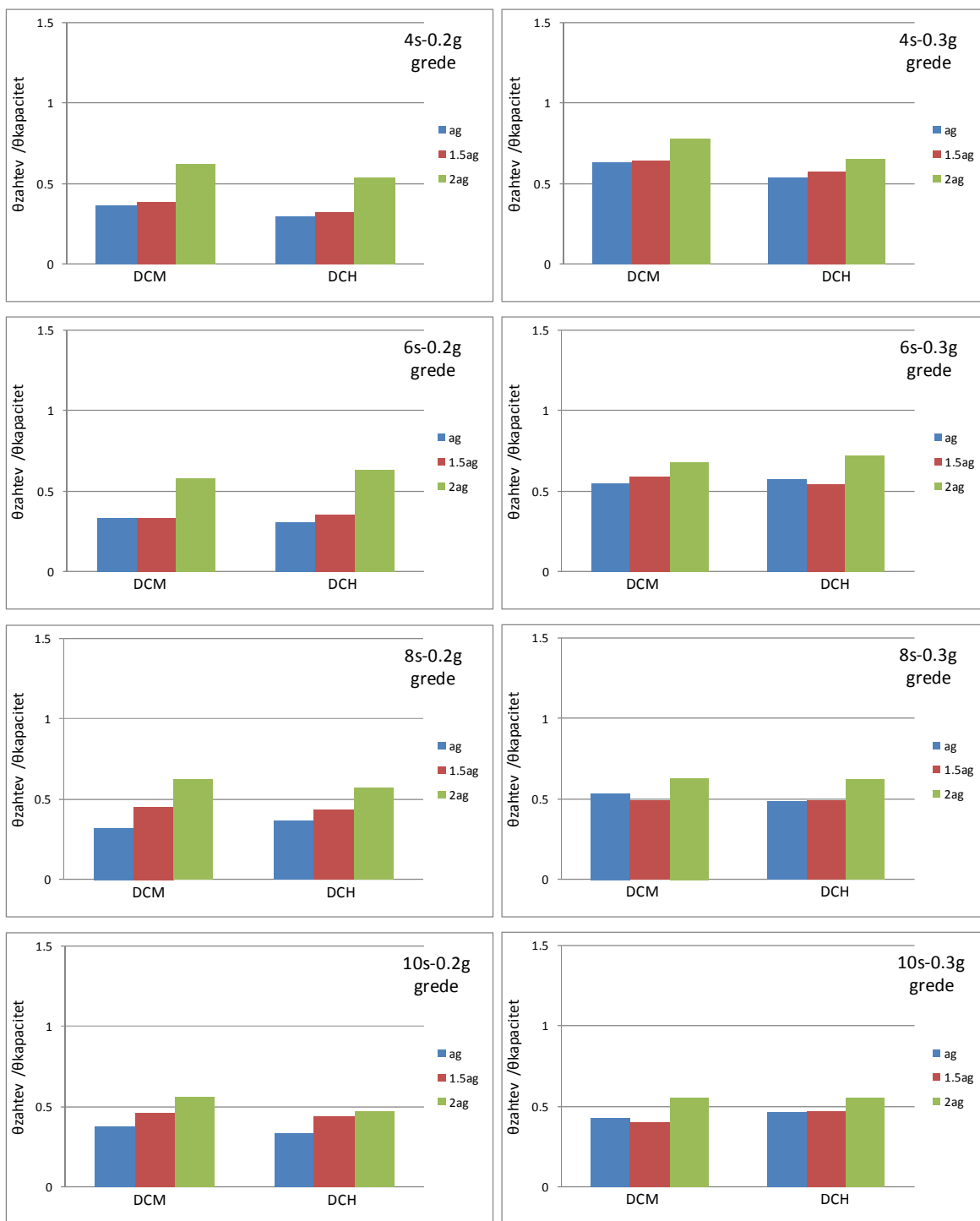
Slika 6.24 Maksimalne vrednosti odnosa međuspratnog horizontalnog pomeranja i spratne visine za projektne i skalirana seizmička dejstva primenom NDA

Klasa duktilnosti i projektno seizmičko dejstvo bitno utiču na razvoj plastičnih zglobova (Slika 5.101, Slika 5.108, Slika 5.115, Slika 5.122). Za okvire 0.2g plastifikacija je započeta na krajevima greda i kod stubova prizemlja na mestu uklještenja za obe klase duktilnosti za $1.5 \cdot a_g$, dok je za $2 \cdot a_g$ kod DCM okvira spratnosti 4 i 10 plastifikacija započeta i kod stubova ostalih spratova. Za okvire 0.3g i $1.5 \cdot a_g$ plastifikacija je započeta na krajevima greda i kod stubova pored preseka na mestu uklještenja i u presecima ostalih spratova osim kod DCH okvira za spratnost 8 i 10. Za skalirano dejstvo $2 \cdot a_g$ bez obzira na klasu duktilnosti plastifikacija je

započeta i kod stubova ostalih spratova. Generalno gledajući okviri DCH imaju veći broj preseka sa plastičnim zglobovima na krajevima greda u odnosu na okvire DCM, dok je kod stubova stanje obrnuto. Manji broja plastičnih zglobova na krajevima stubova je za okvire veće spratnosti kod obe klase. Povećanjem intenziteta seizmičkog dejstva kod okvira DCM počinje plastifikacija u presecima stubova ostalih spratova iako grede viših spratova u kritičnim presecima još nisu dostigle momente nosivosti, dok kod okvira DCH za spratnosti 8 i 10 tek kada je plastifikacija započeta na krajevima svih greda počinje plastifikacija kritičnih preseka stubova ostalih spratova. Na osnovu prikazanih slika razvoja plastičnih zglobova proizilazi povoljnije ponašanje DCH okvira za dejstva jača od projektnog. Naročito je to izraženo pri projektnim seizmičkim dejstvima većeg intenziteta.

Zahtevane rotacije tetive greda (Slika 5.102, Slika 5.109, Slika 5.116, Slika 5.123) za dejstva dva puta veća od projektnih se porede sa kapacitetima za granično stanje NC i u svim analiziranim slučajevima zahtevane rotacije tetiva greda su manje od kapaciteta. Primetna razlika između okvira projektovane za različite klase duktilnosti ogleda se u tome da su kod DCH okvira vrednosti zahtevane rotacija tetiva po spratovima ravnomernije raspoređeni, dok su kod DCM okvira ove vrednosti ograničene na manji broj spratova i to na niže spratove. Prikazan je odnos maksimalne zahtevane rotacije tetive grede i kapaciteta za odgovarajuće granično stanje (zahtevani odgovor usled projektnog seizmičkog dejstva se poređi sa kapacitetom za granično stanje SD, dok se zahtevani odgovor usled seizmičkog dejstva intenziteta $1,5 \cdot a_g$ i $2 \cdot a_g$ poređi sa kapacitetom za granično stanje NC) za okvire odgovarajuće spratnosti i projektnog seizmičkog dejstva u zavisnosti od klase duktilnosti (Slika 6.25). Za okvire projektovane za seizmičko dejstvo $0,2 g$ pri projektnom i dejstvu intenziteta $1,5 \cdot a_g$ ove vrednosti su ispod $0,5$ (najveća vrednost kod okvira 10s-DCM), a pri $2 \cdot a_g$ u granicama od $0,47$ do $0,63$. Za okvire projektovane za seizmičko dejstvo $0,3 g$ pri projektnom i dejstvu $1,5 \cdot a_g$ ove vrednosti su oko i iznad od $0,5$ (osim kod okvira spratnosti 10), a pri opterećenju $2 \cdot a_g$ se kreću u granicama od $0,55$ do $0,78$. Kod ovih okvira primetan je i uticaj spratnosti, za nižu spratnost vrednost odnosa je veći. Uticaj klase duktilnosti je manje izražen, uglavnom se veće vrednosti posmatranog odnosa javljaju kod okvira DCM. Treba primetiti (osim kod $0,2g$ okvira spratnosti 8 i 10) vrlo bliske vrednosti odnosa zahtevane rotacije tetive i kapaciteta za projektno dejstvo (u odnosu na kapacitet za granično stanje SD) i $1,5 \cdot a_g$ (u odnosu na kapacitet za granično stanje NC), što upućuje na dobro odabran odnos intenziteta seizmičkog dejstva za granično stanje NC u odnosu na intenzitet seizmičkog dejstva za granično stanje SD.

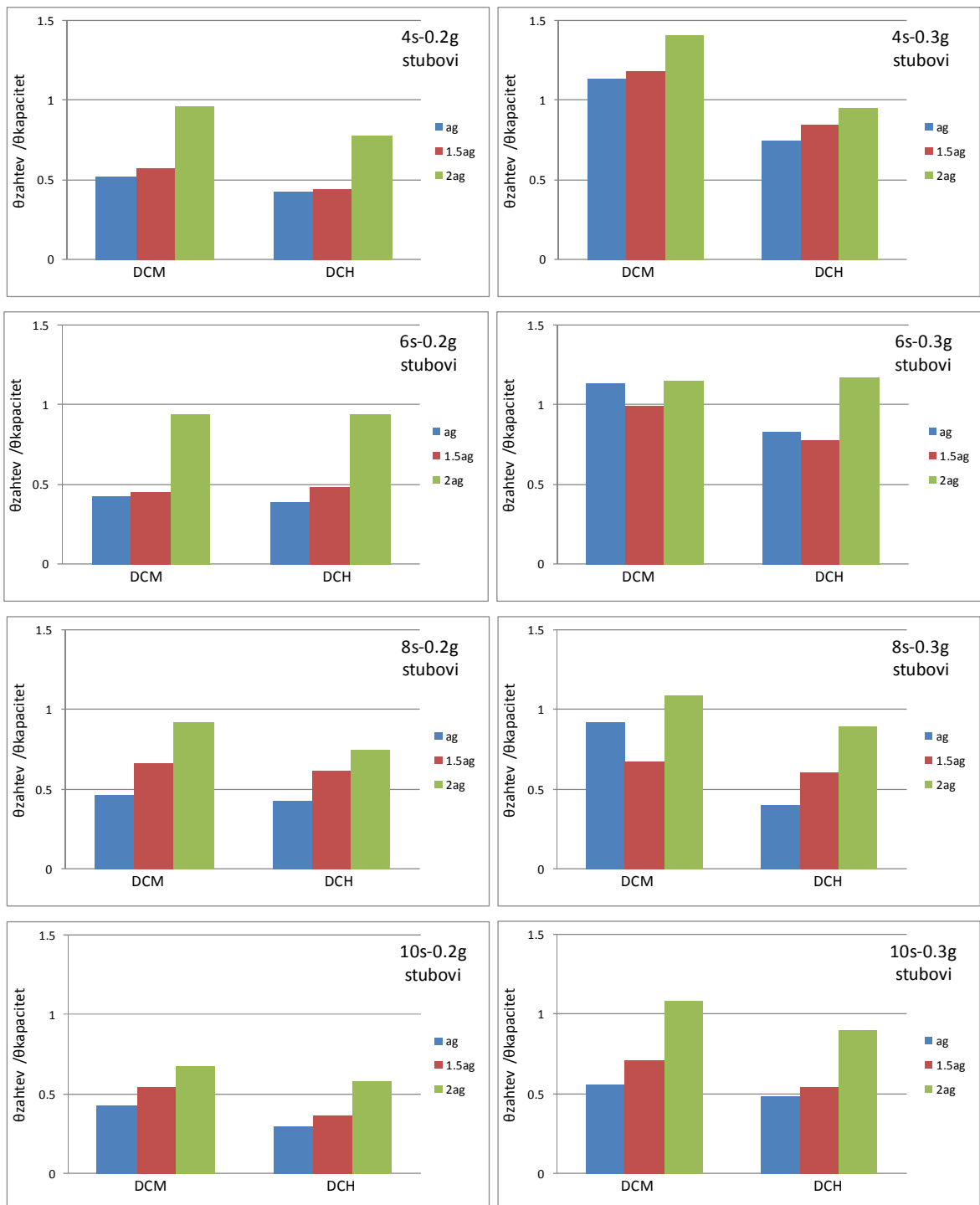
Zahtevane rotacije tetive stubova (Slika 5.103, Slika 5.110, Slika 5.117, Slika 5.124) za seizmičko dejstvo $2 \cdot a_g$ se porede sa kapacitetima za granično stanje NC. U svim analiziranim slučajevima najveće rotacije tetiva se javljaju kod stubova prizemlja na mestima uklještenja. Ni kod jednog okvira projektovanog za seizmičko dejstvo $0,2 g$ nije dostignut kapacitet za granično stanje NC. Za okvire projektovane za seizmičko opterećenje $0,3g$ bolje ponašanje pokazuju okviri veće spratnosti (8 i 10) kod kojih je za opterećenje $2 \cdot a_g$ dostignut kapacitet rotacije tetive samo u jednom stubu i to u slučaju obe spratnosti kod okvira DCM. Za spratnost 4 vrlo je izražena razlika u odgovoru stubova u zavisnosti od klase duktilnosti. Kod DCM okvira kapacitet je dostignut kod sva četiri stuba prizemlja, dok su kod DCH okvira zahtevane vrednosti manje od kapaciteta.



Slika 6.25 Odnosi zahtevane i kapaciteta rotacije tetive za odgovarajuće granično stanje kod gređa za projektno i skalirana seizmička dejstva primenom NDA

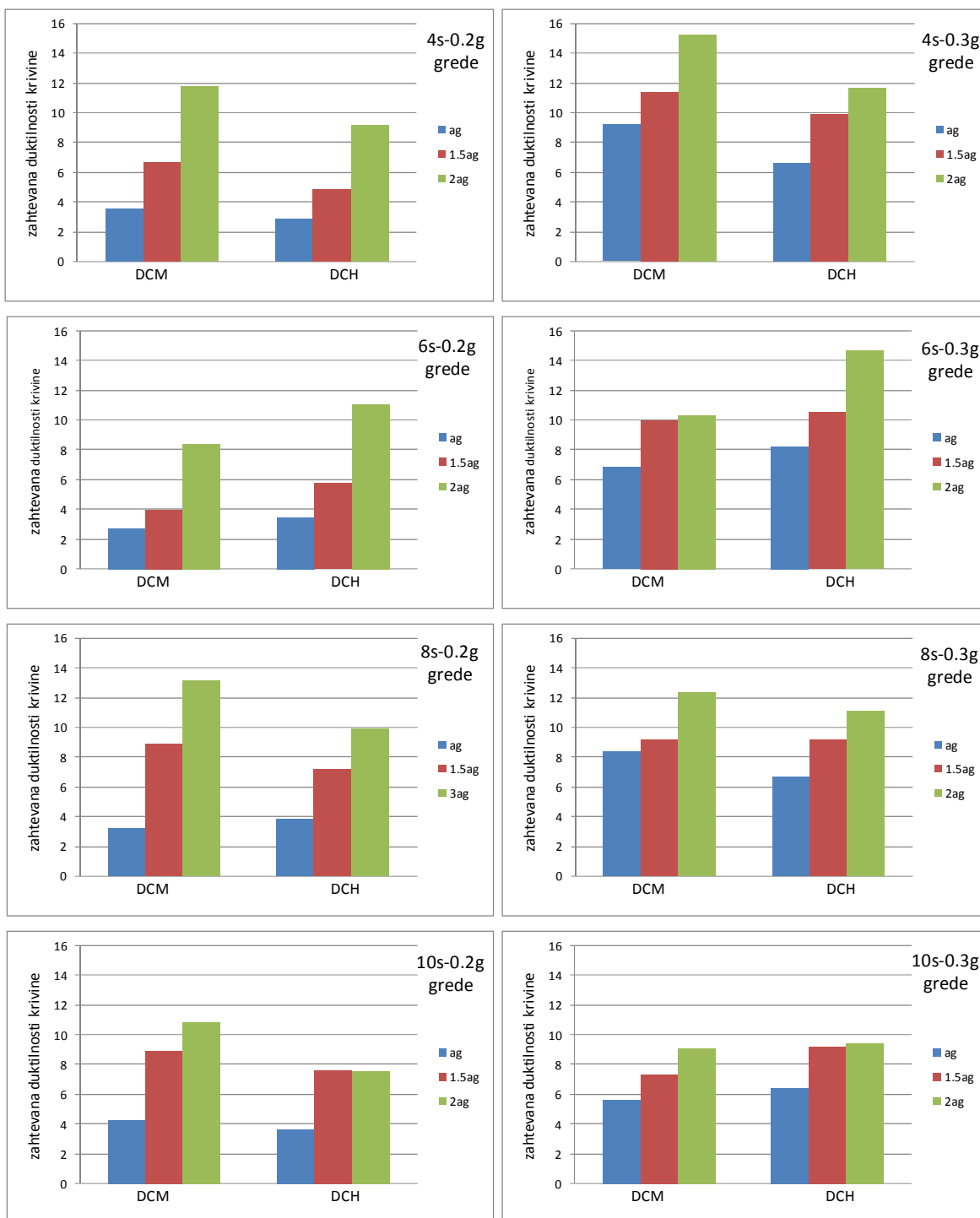
Prikazan je odnos maksimalne zahtevane rotacije tetive stubova i kapaciteta za odgovarajuće granično stanje usled projektne i skalirane seizmičke dejstva (Slika 6.26). Može se uočiti da bez obzira na projektno seizmičko dejstvo i spratnost okviri DCM imaju veću vrednost odnosa nego okviri DCH. Izuzetak je spratnost 6 kod 0.2g okvira, gde su te vrednosti nešto veće za okvire DCH ili jednake, odnosno gde je odgovor konstrukcije neosetljiv na uticaj projektne klase duktilnosti. Za sve 0.2g okvire je primetan manji uticaj klase duktilnosti na zahtevane vrednosti. Uticaj spratnosti je prisutan kod okvira 0.3g, gde nižoj spratnosti odgovara veća vrednost odnosa. Kod ovih okvira srednje klase duktilnosti pri spratnosti 6 i 8 je primetno da je odnos zahtevane vrednosti i odgovarajućeg kapaciteta veći usled projektne dejstva a_g u

odnosu na dejstvo $1,5 \cdot a_g$, a usled preraspodele uticaja u spoljašnjim stubovima prizemlja pri skaliranom dejstvu.



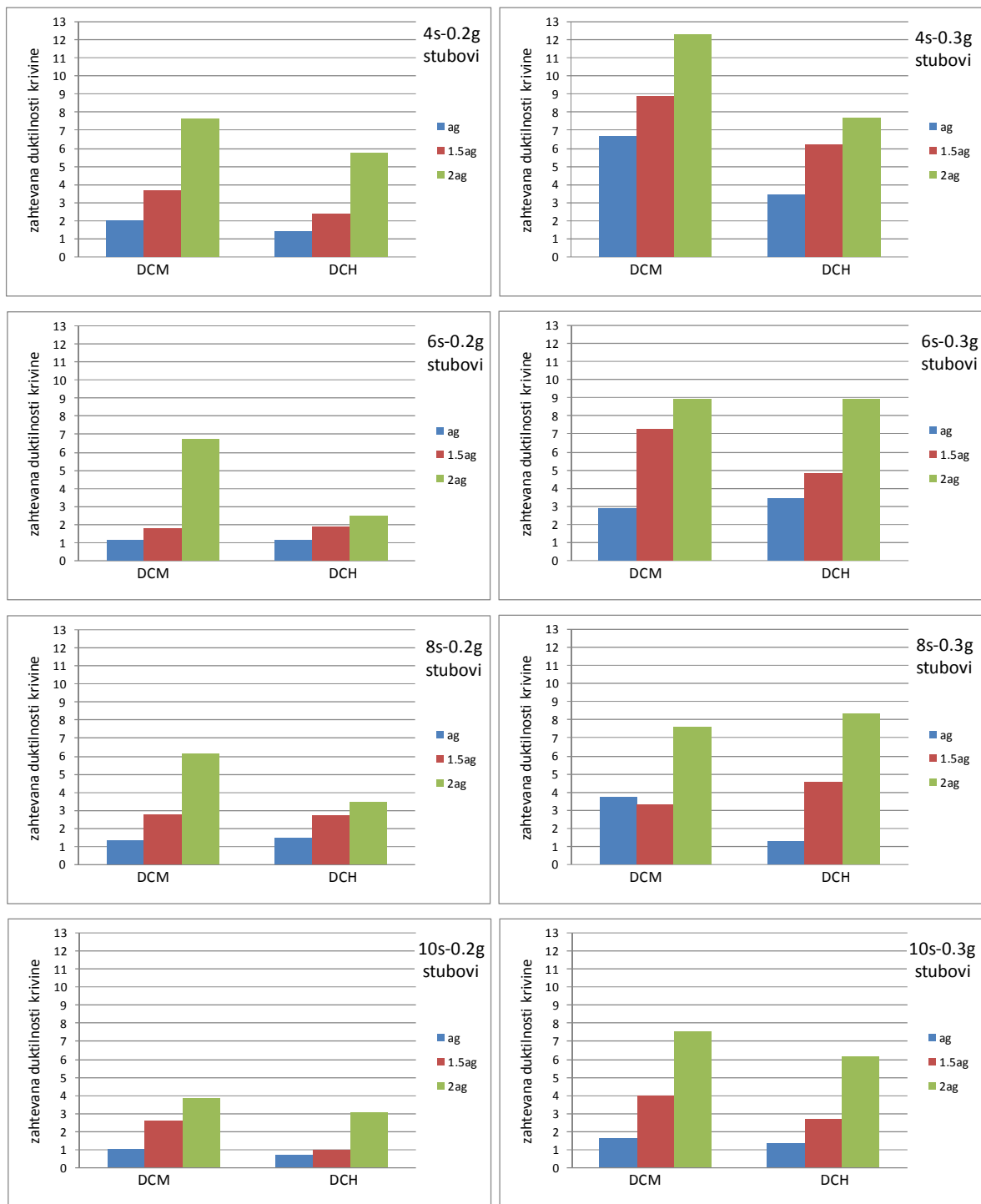
Slika 6.26 Odnosi zahtevane i kapaciteta rotacije tetive za odgovarajuće granično stanje kod stubova za projektno i skalirana seizmička dejstva primenom NDA

Vrednosti zahtevanih duktilnosti krivina greda u kritičnim preseccima za projektna i skalirana seizmička dejstva su prikazane (Slika 6.27). Za okvire 0.2g veće vrednosti duktilnosti krivine su zahtevane kod DCM okvira, sa izuzetkom za spratnost 6. Kod okvira projektovanih za seizmičko opterećenje 0,3 g i spratnost 6 i 10 veće vrednosti duktilnosti krivine su zahtevane kod DCH okvira. Grede okvira projektovanih za manje seizmičko dejstvo imaju i manje vrednosti zahtevanih duktilnosti krivine.



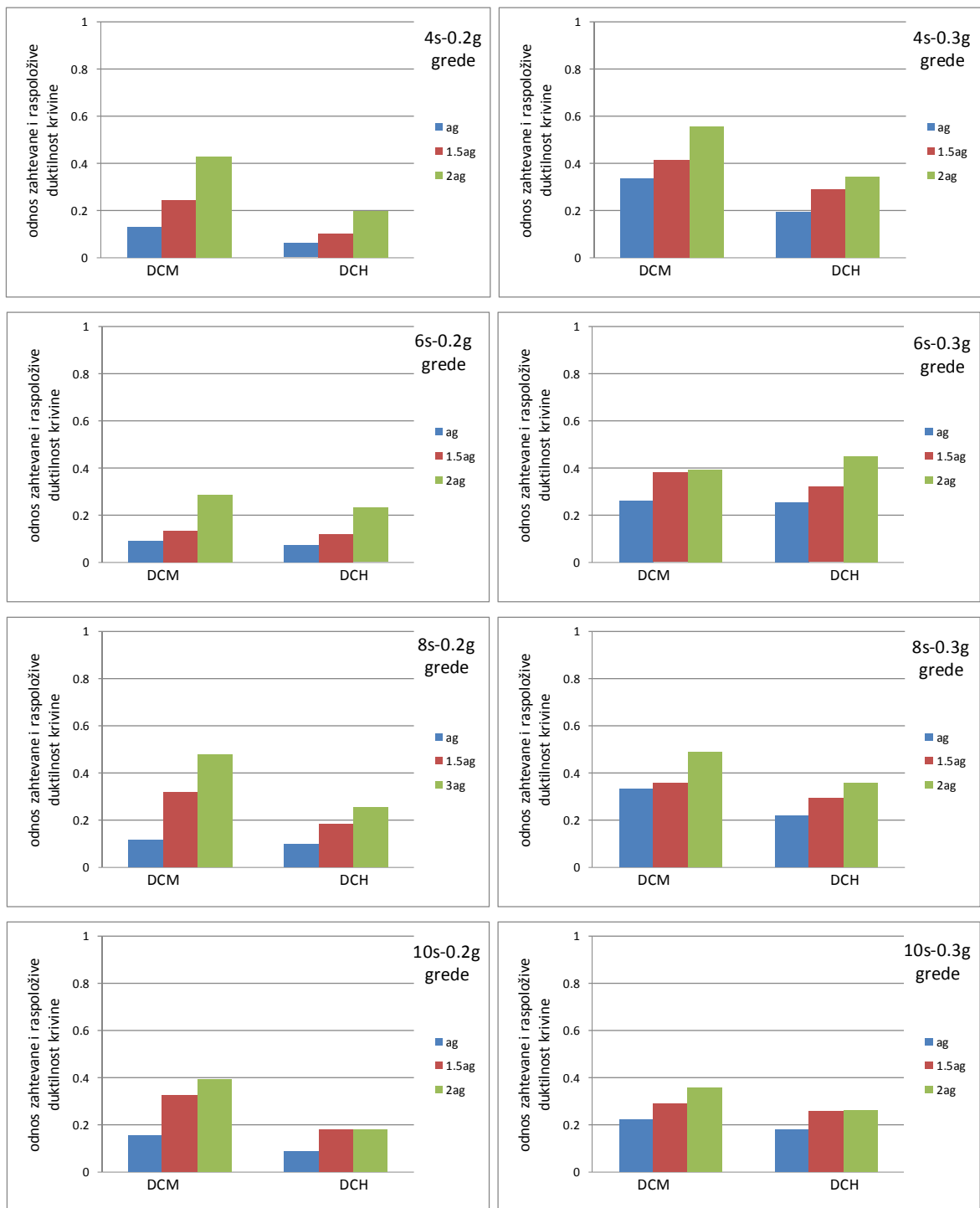
Slika 6.27 Zahtevane duktilnosti krivina gređa za projektna i skalirana dejstva primenom NDA

Vrednosti zahtevanih duktilnosti krivina stubova u kritičnim presećima za projektna i skalirana seizmička dejstva su prikazane (Slika 6.28). Veće vrednosti duktilnosti krivine su zahtevane kod DCM okvira, sa izuzetkom okvira 6s-0.2g pri dejstvu $1,5 \cdot a_g$, okvira 6s-0.3g pri dejstvu a_g i okvira 8s-0.3g za oba skalirana dejstva. Kao i kod gređa i kod stubova se može primetiti da stubovi okvira projektovanih za manje seizmičko dejstvo imaju i manje vrednosti zahtevanih duktilnosti krivine. To se može primetiti i na osnovu vremenske promene odnosa momenta savijanja i krivine poprečnog preseka (Slika 5.104, Slika 5.111, Slika 5.118, Slika 5.125) usled projektnog i skaliranih dejstava. Primetno je za okvire projektovane za veće seizmičko dejstvo da je zahtevana krivina poprečnog preseka veća kod DCM okvira.

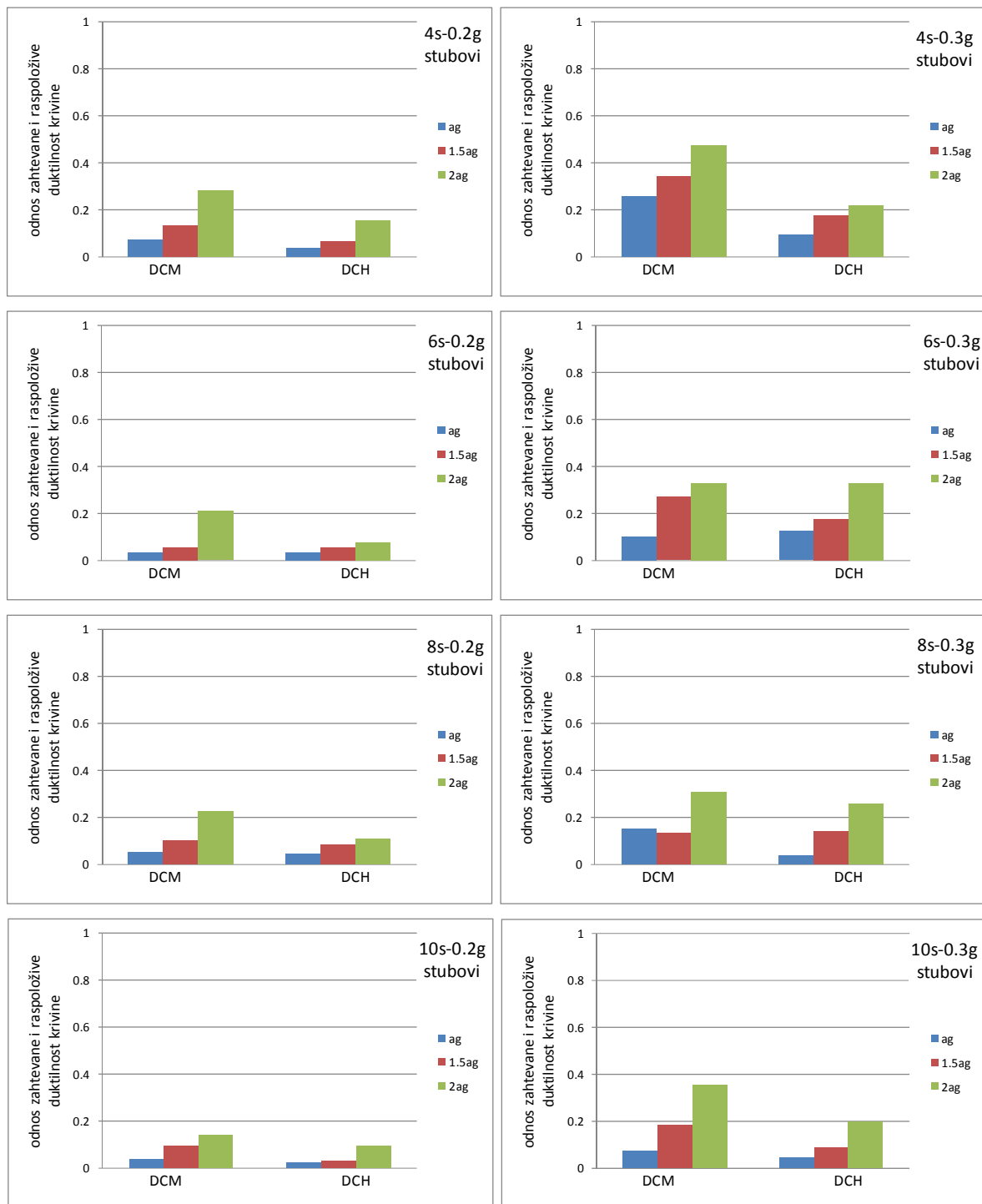


Slika 6.28 Zahtevane duktilnosti krivina stubova za projektna i skalirana dejstva primenom NDA

Na osnovu odnosa maksimalne vrednosti zahtevane duktilnosti krivine i raspoložive duktilnosti krivine poprečnih preska greda i stubova, (Slika 6.29, Slika 6.30) uočava se dovoljna rezerva duktilnosti i pri dejstvu $2 \cdot a_g$, naročito kod stubova okvira projektovanih za seizmičko opterećenje $0,2 g$. Generalno je veća rezerva duktilnosti kod elemenata DCH okvira u odnosu na DCM okvire. Veću rezervu duktilnosti imaju stubovi u odnosu na grede.



Slika 6.29 Odnos zahtevane i raspoložive duktilnosti krivine greda za projektna i skalirana dejstva primenom NDA



Slika 6.30 Odnos zahtevane i raspoložive duktilnosti krivine stubova za skalirana opterećenja primenom NDA

Kada se poredi ponašanje greda i stubova sa stanovišta odnosa zahtevane rotacije tetive elementa i odgovarajućeg kapaciteta (Slika 6.25, Slika 6.26), zahtevane rotacije greda ni u jednom analiziranom slučaju nisu dostigle kapacitet, dok kod stubova to nije slučaj. Može se reći da grede imaju veću rezervu po pitanju rotacije tetive u odnosu na stubove. Na osnovu prikazanih odnosa zahtevane i raspoložive duktilnosti krivine (Slika 6.27, Slika 6.28) veću rezervu duktilnosti imaju stubovi u odnosu na grede. Duktilnost krivine poprečnog preseka je lokalna duktilnost, vrlo usko vezana za poprečni presek elementa, dok se rotacijom tetive takođe predstavlja lokalna deformacija, ali na nivou elementa. Poprečni preseci i greda i stubova imaju vrlo značajne kapacitete duktilnosti i ne može se ni zahtevati da se ove vrednosti dostignu usled

nekog dejstva jer bi na nivou elementa (širi lokalni nivo) i na nivou konstrukcije (globalni nivo) to karakterisalo lom elemenata i same konstrukcije.

7. ZAVRŠNE NAPOMENE I ZAKLJUČCI

7.1 OPŠTE NAPOMENE

Aktuelni tehnički propisi (kako sadašnji nacionalni [113] tako i evropske norme kao budući) dozvoljavaju određivanje seizmičkog dejstva na osnovu linearno elastičnog ponašanja konstrukcije primenom ekvivalentne statičke ili multi modalne metode i metode spektra odgovora. Pri projektovanju je potrebno obezbediti adekvatnu pouzdanost konstrukcije sa aspekta sigurnosti, funkcionalnosti i ekonomičnosti. Zemljotresno dejstvo za konstrukcije u seizmički aktivnim područjima predstavlja dejstvo koje je merodavno za dimenzionisanje iako je mala verovatnoća da će se zemljotres dogoditi u životnom veku konstrukcije. Iz tog razloga, vodeći računa o ekonomičnosti pri projektovanju, zgrade se projektuju sa ciljem da pri slabijim zemljotresima osiguraju upotrebljivost, a pri jačim zemljotresima stabilnost konstrukcije.

Uobičajeni seizmički proračun je zasnovan na elastičnoj analizi uz redukciju seizmičkih sila na osnovu procene zahtevanog odgovora konstrukcije na globalnom nivou. Propisi koji su namenjeni oceni stanja zasnivaju se na proceni zahteva na lokalnom nivou (EN 1998-3). Detaljna seizmička procena se ne određuje samo radi utvrđivanja potrebe za ojačanjem postojećih konstrukcija, nego i da se identifikuju eventualne slabosti i nedostaci kod novih konstrukcija koje su projektovane sa odgovarajućim prihvatljivim stepenom konstrukcijskog oštećenja za slučaj projektnog zemljotresa. Takođe, neophodno je sagledati ponašanje konstrukcije i pri dejstvima koja su veća od projektnog dejstva. Ponašanje konstrukcije u toku zemljotresa je određeno složenom interakcijom mnogobrojnih parametara, koji mogu biti obuhvaćeni samo primenom nelinearnih analiza. Odgovor konstrukcije, dobijen statičkom ili dinamičkom analizom, svakako zavisi i od usvojenog proračunskog modela tako da je neophodna i procena samog modela.

Pri projektovanju konstrukcija u seizmički aktivnim područjima u EN 1998-1:2004 je predviđen izbor između dve klase duktilnosti, srednje i visoke, bez uslovljavanja prilikom odabira klase duktilnosti drugim parametrima i favorizovanja bilo koje od njih. Razlika se ogleda osim u vrednosti faktora ponašanja i u zahtevima za lokalnu duktilnost. Izborom klase duktilnosti definiše se kod konstrukcije odnos nosivosti i duktilnosti i pretpostavlja ponašanje usled zemljotresnog dejstva. Seizmički odgovor zavisi i od nivoa seizmičkog dejstva kao i od spratnosti konstrukcije. Zbog toga je neophodno da se uoči zavisnost između sledećih parametara pri projektovanju konstrukcije: klase duktilnosti, nivoa projektnog seizmičkog dejstva i spratnosti konstrukcija.

Istraživanja u ovom radu usmerena su na proučavanje uticaja parametara, spratnosti, projektne klase duktilnosti, i projektnog seizmičkog dejstva, na seizmički odgovor armiranobetonskih okvira projektovanih prema evropskim normama EN 1998-1:2004 i EN 1992-1:2004. Odgovor konstrukcije je razmatran na globalnom, spratnom i lokalnom nivou. Procena stanja je sprovedena pre svega direktnim poređenjem zahteva rotacije tetive stubova i greda okvira sa kapacitetom za odgovarajuće granično stanje prema EN 1998-3. Pored toga upoređeni su zahtevi sa kapacitetom u pogledu duktilnosti krivina kritičnih poprečnih preseka i zahtevi odnosa međuspratnog pomeranja i spratne visine sa tipičnim vrednostima za pojedina granična stanja, odnosno očekivani nivo oštećenja konstrukcije.

Prema odredbama Evrokoda 8, pri proceni stanja zgrada, dozvoljavaju se nelinearna statička i nelinearna dinamička metoda proračuna. Nelinearna statička analiza se sprovodi pod konstantnim gravitacionim opterećenjem primenom monotono rastućeg horizontalnog opterećenjem koje je pretpostavljeno sa dve raspodele bočnih sila. Za određivanje ciljnog pomeranja koristi se metoda N2. Ciljno pomeranje se definiše kao seizmički zahtev. Nepovoljniji rezultati od ove dve raspodele se usvajaju kao merodavni. Najbolji uvid u nelinearno ponašanje konstrukcije dobija se pomoću nelinearne dinamičke analize vremenskog odgovora. Dva seta (za $a_g = 0,2 g$ i $a_g = 0,3 g$) sa po tri zapisa realnih zemljotresa su odabrana za nelinearnu dinamičku

analizu, prema proceduri odabira zemljotresa datoj u Evrokodu 8. Zapisi su odabrani iz PEER baze podataka. Najnepovoljnija vrednost odgovora dobijena prilikom analize usled tri zapisa zemljotresa seuzima u relevantnim verifikacijama Seizmički odgovori sprovedenih nelinearnih statičkih i dinamičkih analiza su upoređeni.

Procene stanja su sprovedene za projektna dejstva, odnosno za seizmički događaj sa verovatnoćom prekoračenja od 10% u 50 godina, kao i za dejstva veća od projektnih, odnosno za seizmički događaj sa verovatnoćom prekoračenja 2% u 50 godina. Pored toga analiziran je i upoređen odgovor AB okvira i za više nivoe intenziteta seizmičkog dejstva.

7.2 ZAKLJUČCI

Na osnovu rezultata dobijenih primenom nelinearne statičke analize za seizmičko dejstvo koje odgovara projektnom (granično stanje SD) i seizmičko dejstvo 50% veće od projektnog (granično stanje NC) mogu se formulisati sledeći zaključci:

- za dva oblika bočnog opterećenja, veće vrednosti ukupne horizontalne sile u osnovi AB okvira se dobijaju pri uniformnoj raspodeli bočnih sila (U) u odnosu na linearno promenljivu raspodelu (L), dok se veće vrednosti pomeranja vrha okvira, kao i međuspratnog horizontalnog pomeranja, dobijaju za linearno promenljivu raspodelu. Broj plastičnih zglobova takođe zavisi od oblika bočnog opterećenja, tako da je za slučaj primenjene linearne raspodele bočnih sila broj formiranih plastičnih zglobova veći. Vrednosti zahtevanih duktilnosti krivina kod stubova su veće za bočno opterećenje "U", a kod greda usled linearno promenljivog bočnog opterećenja. I kod zahtevanih rotacija tetiva greda veće vrednosti su dobijene usled bočnog opterećenja "L". Linearno promenljivo bočno opterećenje je merodavno kod procene odgovora na globalnom nivou i za odgovor na lokalnom nivou kod greda, dok je za procenu odgovora na lokalnom nivou kod stubova i za određivanje nosivosti merodavno uniformno bočno opterećenje.
- klasa duktilnosti određuje odnos nosivosti i globalne duktilnosti odgovarajućeg okvira te i seizmički odgovor na globalnom nivou odgovara očekivanom. Okviri DCM indukuju veće horizontalne seizmičke sile dok se kod okvira DCH dobijaju veće zahtevane vrednosti kako pomeranja vrha okvira tako i duktilnosti pomeranja. Maksimalno međuspratno pomeranje je uglavnom veće kod okvira DCH. Veći broj plastičnih zglobova kod greda i manji kod stubova se formira kod okvira klase DCH u odnosu na okvire klase DCM, što je posledica raspodele relativne nosivosti po spratovima - grede DCH okvira su po spratovima armirane različito. Zahtevane vrednosti rotacija tetiva elemenata su manje kod DCH okvira kao i zahtevane duktilnosti krivina.
- intenzitet projektnog seizmičkog dejstva utiče na vrednost seizmičkih sila i preko odnosa sa stalnim opterećenjem zavisi i njegov uticaj na seizmički odgovor konstrukcije. Kako je za nižu vrednost projektnog seizmičkog dejstva dominantan uticaj, pri projektovanju i dimezionisanju poprečnih preseka elemenata, gravitacionog opterećenja, seizmički odgovor usled projektnog dejstva često ostaje u elastičnom domenu. Za više vrednosti projektnog seizmičkog dejstva, nelinearni odgovor konstrukcije i na lokalnom i na globalnom nivou je izraženiji. U slučaju seizmičkog dejstva koje je veće od projektnog, odgovor okvira projektovanih za niže seizmičko dejstvo ostaje u granicama odgovarajućeg graničnog stanja, dok kod okvira projektovanih za veće seizmičko dejstvo, odgovor u nekim slučajevima prevazilazi kapacitet za to granično stanje.
- spratnosti okvira bitno utiče na seizmički odgovor i na globalnom i na lokalnom nivou. Okviri manje spratnosti imaju veće vrednosti zahtevane duktilnosti pomeranja kao i veći broj preseka kod stubova u kojima je plastifikacija započeta. Nepovoljni odgovor po pitanju mesta gde su započete plastifikacije poprečnog preseka dobijeni su kod okvira spratnosti 4 usled

projektnog seizmičkog dejstva, a za seizmička dejstva veća od projektnog i kod okvira spratnosti 6. Kod njih se plastični zglobovi formiraju na stubovima spratova, a ne samo na mestu uklještenja. Zahtevane duktilnosti krivine poprečnih preseka stubova su takođe veće kod okvira manje spratnosti. Generalno gledajući povoljniji seizmički odgovor pružaju okviri veće spratnosti

- procena stanja na osnovu globalnog ponašanja konstrukcije nije dovoljno pouzdan pokazatelj za dobijanje uvida u seizmički odgovor. Iako ni jedan razmatrani okvir nije dostigao vrednost faktora duktilnosti pomeranja, procena stanja prema EN 1998-3 ukazuje na moguća značajna oštećenja kod okvira projektovanih za seizmičko dejstvo 0,3 g usled projektnog dejstva, kao i na stanje blizu rušenja kod ovih okvira srednje klase duktilnosti usled dejstva većih od projektnih. Na nivou preseka zahtevana duktilnost krivine je u svim slučajevima manja od kapaciteta duktilnosti krivine kritičnih preseka.
- analizirani parametri u vidu klase duktilnosti i intenziteta seizmičkog dejstva navode na zaključak da u oblastima nižeg intenziteta seizmičkog dejstva klasa duktilnosti nema bitnog uticaja, dok je usled više vrednosti projektnog seizmičkog dejstva pouzdaniji odgovor okvira klase DCH. Pored ovoga primetan je i uticaj spratnosti te okviri više spratnosti pokazuju povoljniji odgovor

Rezultati dobijeni primenom nelinearne dinamičke analize za seizmičko dejstvo koje odgovara projektom (granično stanje SD) i seizmičko dejstvo 50% veće od projektnog (granično stanje NC) ukazuju na sledeće:

- klasa duktilnosti utiče na seizmički odgovor na globalnom nivou i daje očekivane veće vrednosti zahtevane duktilnosti pomeranja za okvire klase DCH, što je direktna posledica vrednosti faktora ponašanja pri projektovanju. Maksimalno međuspratno pomeranje je uglavnom veće kod DCM okvira. Veći broj plastičnih zglobova kod greda a manji kod stubova se formira kod okvira klase DCH u odnosu na okvire klase DCM, što je posledica raspodele relativne nosivosti po spratovima - grede DCH okvira su po spratovima armirane različito. Zahtevane vrednosti rotacija tetiva elemenata su manje kod DCH okvira kao i zahtevane duktilnosti krivina.
- intenzitet projektnog seizmičkog dejstva utiče na seizmički odgovor konstrukcije. Kod okvira projektovanih za niže seizmičko dejstvo svi razmatrani odgovori imaju manje vrednosti u poređenju sa okvirima projektovanim za više seizmičko dejstvo.
- uticaj spratnosti okvira uočen je kod razvoja plastičnih zglobova. Okviri manje spratnosti imaju veći broj preseka u kojima je plastifikacija započeta kod stubova, dok okviri spratnosti 10 imaju veći broj plastičnih zglobova kod greda.
- procena stanja prema EN 1998-3 za granično stanje SD ukazuje na značajna oštećenja stubova kod okvira DCM za projektno seizmičko dejstvo 0,3 g osim za spratnost 10. Kod okvira klase DCH jedino za spratnost 6 je zahtevana rotacija tetive stuba veća od odgovarajućeg kapaciteta rotacije. Procena stanja za granično stanje NC takođe ukazuje na povoljni odgovor svih okvira projektovanih za niže seizmičko dejstvo kao i DCH okvir spratnosti 10 projektovan za više seizmičko dejstvo. Kod ostalih okvira dostignut je kapacitet rotacije tetive stuba. Na nivou preseka zahtevana duktilnost krivine je u svim slučajevima manja od kapaciteta duktilnosti krivine kritičnih preseka za oba granična stanja.
- analizirani parametri u vidu klase duktilnosti i intenziteta projektnog seizmičkog dejstva nameću preporuku da u oblastima nižeg intenziteta seizmičkog opterećenja nema bitnog uticaja klasa duktilnosti, dok je usled više vrednosti projektnog seizmičkog opterećenja pouzdaniji odgovor okvira klase DCH.

Na osnovu poređenja rezultata NSA i NDA za seizmička dejstva koja odgovaraju graničnim stanjima SD i NC mogu se formulirati sledeći zaključci:

- odgovori okvira, u vidu zahtevane duktilnosti pomeranja, maksimalne vrednosti odnosa međuspratnog pomeranja i spratne visine, odnosa zahtevane i kapaciteta rotacije tetive elemenata, zahtevane duktilnosti krivine poprečnih preseka i odnosa zahtevane i kapaciteta duktilnosti krivine poprečnih preseka, dobijeni NSA se uglavnom dobro slažu sa odgovorima dobijenim primenom NDA. Razlike koje postoje se više uočavaju kod okvira projektovanih za veće seizmičko dejstvo. Bitna razlika je konstatovana kod odnosa zahtevane rotacije tetive i kapaciteta kod stubova za projektno seizmičko dejstvo $0,3 g$, gde su odgovori dobijeni primenom NSA manji od odgovarajućih dobijenih primenom NDA.

Rezultati dobijeni primenom nelinearne dinamičke analize za projektno i seizmičko dejstvo uvećana 1,5 i 2 puta ukazuju na sledeće:

- klasa duktilnosti utiče na zahtevanu duktilnost pomeranja na očekivani način, veća vrednost odgovara okvirima DCH. Kod svih DCH okvira usled razmatrana tri slučaja seizmičkog dejstva zahtevana duktilnost pomeranja nije dostigla vrednost faktor duktilnosti pomeranja. Jedino kod okvir 6s-DCM-0.3g zahtevana duktilnost pomeranja je veća od faktora duktilnosti pomeranja za oba skalirana dejstva, dok ostali DCM okviri imaju ovu vrednost ispod 3,9. Na maksimalne vrednosti međuspratnog horizontalnog pomeranja klasa duktilnosti ne utiče bitno ni za jedan slučaj dejstva. Znatnije razlike u ovim vrednostima između okvira različitih klasa se javljaju samo kod 0.3g okvira spratnosti 4. Klasa duktilnosti bitno utiče na razvoj plastičnih zglobova, okviri DCH imaju veći broj preseka sa plastičnim zglobovima na krajevima greda u odnosu na okvire DCM, dok je kod stubova stanje obrnuto. Povećanjem intenziteta seizmičkog dejstva kod okvira DCM počinje plastifikacija u presecima stubova ostalih spratova iako preseki na krajevima greda viših spratova još nisu dostigli momente nosivosti. Na osnovu prikazanih slika razvoja plastičnih zglobova proizilazi povoljnije ponašanje DCH okvira za dejstva veća od projektnog. Naročito je to izraženo pri projektom seizmičkom dejstvu većeg intenziteta. Primetna razlika između okvira projektovanih za različite klase duktilnosti, kada je u pitanju zahtevana rotacija tetiva greda, ogleda se u tome da su kod DCH okvira ove vrednosti po spratovima ravnomernije raspoređeni, dok su kod DCM okvira ove vrednosti ograničene na manji broj spratova i to na niže spratove. Na samu vrednost odnosa zahtevane vrednosti i kapaciteta rotacije tetiva greda, projektna klasa duktilnosti okvira ne utiče bitno. Što se tiče odnosa zahtevane rotacije tetive kod stubova i kapaciteta rotacije kod okvira DCM ovi odnosi imaju uglavnom veću vrednost nego kod okvira DCH. Odnosi zahtevane i raspoložive duktilnost krivine i stubova i greda zavise od klase duktilnosti i veće se kod okvira DCM
- intenzitet projektog seizmičkog dejstva utiče na seizmički odgovor konstrukcije i za dejstva veća od projektnih. Okviri projektovani za $0.2 g$ usled skaliranih dejstava imaju manje vrednosti svih razmatranih odgovora u poređenju sa okvirima projektovanim za $0.3 g$. Kod okvira projektovanih za niže seizmičko dejstvo, odgovori su manje osetljivi na intenzitete dejstva.
- okviri veće spratnosti (naročito okviri spratnosti 10) pokazuju manju osetljivost na povećanje seizmičkog dejstva, kao i povoljnije ponašanje pri skaliranim dejstvima. Uticaj spratnosti okvira uočen je kod razvoja plastičnih zglobova. Manji broja plastičnih zglobova na krajevima stubova se formira kod okvira veće spratnosti.
- na osnovu poređenja zahtevane rotacije tetive i kapaciteta prema EN 1998-3 granično stanje NC je dostignuto kod svih stubova DCM-0.3g okvira usled dejstva $2 \cdot a_g$, a za spratnost 4 i 6 i pri dejstvu $1,5 \cdot a_g$. Za ove spratnosti je dostignuto i granično stanje SD pri projektom dejstvu. Za DCH-0.3g spratnosti 6 zahtevana rotacija tetive stuba je veća od odgovarajućeg

kapaciteta rotacije za granično stanje NC pri dejstvu $2 \cdot a_g$. Stubovi ostalih okvira kao i sve grede za projektna i skalirana dejstva pokazuju povoljno ponašanje. Na nivou preseka i za skalirana dejstva zahtevane duktilnosti krivina su u svim slučajevima manja od kapaciteta duktilnosti krivina kritičnih preseka.

Na osnovu sprovedenih numeričkih analiza i ocene stepena oštećenja za varirane parametre, može se zaključiti da je uticaj intenziteta projektanog seizmičkog dejstva na odgovor konstrukcije bitan. U seizmičkim zonama sa mogućnošću pojave umerenih zemljotresa klasa duktilnosti kao i spratnost objekta ne predstavljaju parametre koji će bitno uticati na seizmički odgovor konstrukcije. U seizmičkim zonama sa mogućnošću pojave zemljotresa jačih intenziteta treba voditi računa o odabiru projektne klase duktilnosti, jer su okviri projektovani za visoku klasu duktilnosti pokazali bolji odgovor u slučaju dejstava jačih od projektanog. Takođe povoljnije ponašanje pokazuju i okviri veće spratnosti kod kojih se manji broj plastičnih zglobova formira na krajevima stubova što doprinosi očuvanju globalne sigurnosti konstrukcije. Fardis i Panagiotakos (2003., 2004.) su analizirali uticaj klase duktilnosti na ponašanje AB okvira projektovanih prema Evrokodu 8, i došli su do zaključka o približno istom seizmičkom odgovoru, u slučaju projektanog seizmičkog dejstva. Njihova analiza je obuhvatila i ekonomski aspekt, na osnovu kojega su zaključili da su konstrukcije projektovane za višu klasu duktilnosti u zonama jače seizmičnosti, kao i kod viših zgrada u zonama umerene seizmičnosti, mnogo isplativije u odnosu na srednju klasu duktilnosti [98], [99].

Rezultati analiza ukazuju na raznolikost odgovora pri proceni zahteva na lokalnom, spratnom i globalnom nivou, te se radi dobijanja kompletnog uvida u ocenu stanja konstrukcije mora razmotriti odgovor na svim nivoima. Projektovanje konstrukcije za dostizanje određenog nivoa duktilnosti (globalnog), koji je uzražena preko klase duktilnosti, rezultuje većim zahtevima na lokalnom nivou, ali i većom sposobnošću (kapacitetom) za povoljno ponašanje konstrukcije. Takođe se smatra da je međuspratno pomeranje u vezi sa zahtevima elemenata na spratnom nivou, mada dolazi do neslaganja između zadovoljenja maksimalnih vrednosti međuspratnog pomeranja i odnosa zahtevane rotacije tetive i kapaciteta rotacije. Na osnovu dobijenih rezultata ni jedna zahtevana duktilnost krivine nije dostigla raspoloživu duktilnost (za granično stanje SD maksimalna vrednost ovog odnosa nije prešla vrednost 0,3, a za granično stanje NC vrednost 0,6). Svakako to ne bi trebalo ni da se dopusti jer strogim odredbama za ostvarenje lokalne duktilnosti prema EN 1998-1 preseki greda i stubova imaju znatne raspoložive duktilnosti, za obe klase, te bi se dostizanje raspoloživih vrednosti odrazilo vrlo velikim oštećenjima kako na spratnom tako i na globalnom nivou.

7.3 PRAVCI DALJIH ISTRAŽIVANJA

U okviru sprovedenih istraživanja razmatrane su samo regularne konstrukcije i po visini i u osnovi, pa su sve analize sprovedene na ravanskim modelima. Realne konstrukcije su vrlo često kompleksne prostorne konstrukcije, koje nisu regularne u osnovi. Kod takvih konstrukcija analiza mora da se sprovede na prostornom modelu. U budućim istraživanjima trebalo bi razmatrati neregularne konstrukcije i analize sprovesti na prostornom modelu.

Analiziranjem dobijenih rezultata uočeno je da okvir spratnosti 6 odstupa od ponašanja okvira ostalih spratova. Prilikom projektovanja jedino je okvir ove spratnosti za visoku klasu duktilnosti proračunat sa količinom armature koja je nezavisna od spratnosti. Takođe kod svih analiziranih okvira, kako dimenzije stubova tako i količina armature je nepromenljiva po visini konstrukcije. U okviru daljih istraživanja svakako bi trebalo razmotriti odgovore okvira projektovanih tako da grede imaju promenljivu relativnu nosivost po visini, kao i promenljive dimenzija elemenata po spratovima.

Kroz sprovedene analize krutost konstrukcije je bila direktno povezana sa spratnošću. Svakako je od interesa za dobijanje boljeg uvida o uticaju krutosti na odgovor konstrukcije razmotriti okvire kod kojih će se pri istoj spratnosti menjati krutost konstrukcije.

Primenjena konstruktivna rešenja utiču na ponašanje konstrukcije. U ovom radu su analizirani samo okvirni sistemi, te bi u daljim istraživanjima bilo interesantno analizirati i druge sisteme: dvojne sisteme kao i sistemi sa zidovima.

8. REFERENCE

8.1 LITERATURA

1. Aničić D., Fajfar P., Petrović B., Szavits-Nossan A., Tomažević M.: Zemljotresno inženjerstvo - visokogradnja, Građevinska knjiga, Beograd, 1990.
2. Antoniou S., Pinho R.: Advantages and limitations of adaptive and non-adaptive force-based pushover procedures, *Journal of Earthquake Engineering*, Volumen 8, No. 4, 2004, pp. 497-522.
3. Antoniou S., Pinho R.: Development and verification of a displacement-based adaptive pushover procedure, *Journal of Earthquake Engineering*, Volumen 8, No. 5, 2004, pp. 643-661
4. Aschheim M., Black F.E.: Yield point spectra for seismic design and rehabilitation, *Earthquake Spectra*, Volumen 16, No. 2, May 2000, pp 317-335.
5. ATC-40, Seismic Evaluation and Retrofit of Concrete Buildings, ATC-40 Report, Volumes 1. and 2., Applied Technology Council, Redwood City, California, 1996.
6. Bertero V.V.: Lessons learned from recent earthquakes and research and implications for earthquake-resistant design of building structures in the United States, *Earthquake Spectra*, Vol. 2, No. 4, 1986, pp. 825-858.
7. Bertero R.D., Bertero V.V.: Performance-base seismic engineering: the need for a reliable conceptual comprehensive approach, *Earthq. Engineering Structural Dynamics*, 31, 2002., 627-652.
8. Bertero R.D., Bertero V.V.: Application of a Comprehensive Approach for the Performance-Based Earthquake-Resistant Design of Buildings. 12th World Conference on Earthquake Engineering, Auckland, New Zeland, 2000, CD-ROM – 0847/1-8.
9. Biskins D., Fardis M. N.: Deformations of concrete members at yielding and ultimate under monotonic or cyclic loading (including repaired and retrofitted members), Report No. SEE 2009-01, Department of Civil Engineering, University of Patras, Januar 2009
10. Black E.F., Aschheim M.: Seismic design and evaluation of multistory buildings using yield point spectra, Mid-America Earthquake Center, Civil and Environmental Engineering, University of Illinois at Urbana-Champaign, July 2000.
11. Bommer J.J., Pinho R.: Adapting earthquake actions in Eurocodes 8 for performance-based seismic design, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Volume 35, 2006, 35 pp. 39-55
12. Bracci J. M., Kunnath S. K., Reinhorn A. M.: Seismic Performance and Retrofit Evaluation of RC Structures, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 123., No.1., pp. 3-10, 1997.
13. Cheng Franklin Y.: Matrix Analysis of Structural Dynamics (Applications and Earthquake Engineering), University of Missouri, Marcel Dekker, 2001.
14. Chopra A. K.: Dynamics of structures-A Primer, Earthquake Engineering Research Institute, California, 1980.
15. Chopra A. K.: Dynamics of Structures, Theory and Applications to Earthquake Engineering, Prentice Hall, New Jersey, 1995.
16. Chopra A. K., Goel R. K.: Capacity-Demand-Diagram Methods for Estimating Seismic Deformation of Inelastic Structures: SDF Systems, Univ. of Cal. Berkeley, PEER Report 02, 1999.

17. Clough R. W., Penzien J.: Dynamics of structures, Computers & Structures, Inc., Berkeley, California, 1995.
18. Comartin C.D., Niewiarowski R.W., Freeman S.A., Turner F.M.: Seismic evaluation and retrofit of concrete buildings: A practical overview of the ATC 40 document, Earthquake Spectra, Volume 16, No. 1, February 2000, pp. 241-261.
19. Čaušević M., Zehentner E.: Nelinearni seizmički proračun konstrukcija prema normi EN 1998-1:2004, Građevinar 59, 9.2007., pp.767-777.
20. Čaušević M.: Potresno inženjerstvo (odabrana poglavlja), Školska knjiga, Zagreb, 2001.
21. Čaušević M.: Dinamika konstrukcija, Golden Marketing – Tehnička knjiga, Zagreb, 2010.
22. Elnashai A. S., Mwafy A. M.: Overstrength and force reduction factors of multistorey reinforced-concrete buildings, The structural design of tall buildings, Volume 11, pp. 329-351, december 2002.
23. Elnashai A.S., Di Sarno L.: Fundamentals of earthquake engineering, Wiley and Sons, 2008.
24. EN 1992-1-1:2004: Proračun betonskih konstrukcija, Deo 1-1: Opšta pravila i pravila za zgrade, Beograd, februar 2006.
25. EN 1998-1:2004: Proračun seizmički otpornih konstrukcija, Deo 1: Opšta pravila, seizmička dejstva i pravila za zgrade, Beograd, novembar 2009.
26. EN 1998-3:2005: Proračun seizmički otpornih konstrukcija, Deo 3: Procena stanja i ojačanje zgrada, Beograd, novembar 2009.
27. Faella G.: Evaluation of the R/C Structures Seismic Response by Means of Nonlinear Static Pushover Analysis, XII WCEE, No. 1146, Elsevier Science, 1996.
28. Fajfar P.: A nonlinear analysis method for performance-based seismic design, Earthquake Spectra, Volume 16, No.3., August 2000., 573-592.
29. Fajfar P., Fischinger M., Isaković T.: Metoda procjene seizmičkog ponašanja zgrada i mostova, Građevinar, br. 52, str. 663-671, Zagreb, 2000.
30. Fajfar P., Gašperčič P.: The N2 method for the seismic damage analysis of RC buildings, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol. 25, 1996., 31-46.
31. Fajfar P., Fischinger M.: Non-Linear Seismic Analysis of RC Buildings, Implications of a Case Study, European Earthquake Engineering, pp. 31-43, 1987.
32. Fajfar P., Fischinger M.: N2 - Method for Nonlinear Seismic Analysis of Regular Structures, Proceedings of the Ninth WCEE (Tokyo-Kyoto, Japan, 1988), Vol. 5., pp. 111-116, 1988.
33. Fajfar P.: Structural Analysis in Earthquake Engineering – A Breakthrough of Simplified Non-Linear Methods, XII ECEE, Elsevier Science Ltd., Paper 843., 2002.
34. Fajfar P., Krawinkler H. (editors): Performance-Based Seismic Design Concepts and Implementation, Proceedings of an International Workshop, Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California Berkeley, PEER Report 2004/05, Bled, Slovenia, 2004.
35. Fardis, Michael: A European perspective to performance-based seismic design, assessment and Retrofitting, Fajfar, Peter (ur.), Krawinkler, Helmut (ur.). Performance-based seismic design : concepts and implementation : proceedings of the International Workshop, Bled,

- Slovenia, 28 June - 1 July 2004, (PEER report, 2004/05). Berkeley, Calif.: Pacific Earthquake Engineering Research Center, 2004, str. 1-13.
36. Fardis, M. N.: Seismic design, assessment and retrofiting of concrete buildings, Geotechnical, geological and earthquake engineering, volume 8, Springer, 2009
 37. FEMA 273, NEHPR Guidelines for the Seismic Rehabilitation of the Buildings, Building Seismic Safety Council, Applied Technology Council, Federal Emergency Management Agency, Washington D. C., 1997.
 38. FEMA 274, NEHPR Comentary on the Guidelines for the Seismic Rehabilitation of the Buildings, Building Seismic Safety Council, Applied Technology Council, Federal Emergency Management Agency, Washington D. C., 1997.
 39. FEMA 349, Action plan for performance based seismic design, Federal Emergency Management Agency, Washington D. C., 2000.
 40. FEMA 356, Prestandard and Commentary for the Seismic Rehabilitation of Buildings, American Society of Civil Engineers, Federal Emergency Management Agency, Washington D. C., 2000.
 41. FEMA 440, Improvement of Nonlinear Static Seismic Analysis Procedures, Applied Technology Council (ATC-55 Project), Department of Homeland Security, Federal Emergency Management Agency, Washington D. C., 2005.
 42. FEMA 445, Next-Generation Performance-Based seismic design Guidelines, Program Plan for New and Existing Buildings, Federal Emergency Management Agency, Washington D. C., 2006.
 43. Fenves G. L., Mckenna F., Scott M.H., Takahashi Y.: An object-oriented software environment for collaborative network simulation, 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, B.C., Canada, August 1-6, 2004, Paper No. 1492
 44. FIB Bulletin No. 24: Seismic assessment and retrofit of reinforced concrete buildings, State of art report, International Federation of Structural Concrete, Lausanne, Switzerland, 2003.
 45. FIB Bulletin No. 25: Displacement - based seismic design of reinforced concrete buildings, State of art report, International Federation of Structural Concrete, Lausanne, Switzerland, 2003.
 46. FIB Bulletin No. 45: A practitioners guide to finite element modelling of reinforced concrete structures, State of art report, International Federation of Structural Concrete, Lausanne, Switzerland, 2008.
 47. FIB Bulletin No. 69: Critical comparison of major seismic codes for buildings, Tehnical report, International Federation of Structural Concrete, Lausanne, Switzerland, 2013.
 48. Filippou F., D'Ambrisi A., Issa A.: Nonlinear Static and Dynamic Analysis of Reinforced Concrete Subassemblages, Earthquake Engineering Research Center, College of Engineering, University of California, Berkeley, Report No. UCB/EERC-92/08, 1992.
 49. Folić R., Lađinović Đ.: Inelastic demand spectra for ground motions representing design earthquakr, 12th European Conference on Earthquake Engineering, Elsevier Science Ltd., London, 2002., Paper Reference 742, pp. 1-10.
 50. Folić R., Lađinović Đ.: Uperedna analiza Evrokoda 8 za projektovanje seizmički otpornih konstrukcija sa nekim nacionalnim odredbama. SGIT Jugoslavije, Građevinski kalendar 2003, Beograd, str. 429-487.

51. Folić R., Lađinović Đ.: Dynamic amplification of inelastic deformation demands of multi-storey frame structures. International Conference in Earthquake Engineering SE 40EEE, Skopje, 26 – 29 August 2003, CD-ROM – Paper Reference 0068, pp. 1-10.
52. Freeman S.A.: Review of the development of the capacity spectrum method, ISET Journal of Earthquake Technology, Paper No. 438, Vol. 41, No. 1, March 2004, pp1-13.
53. Goel R. K., Chopra A. K.: Evaluation of Modal and FEMA Pushover Analyses: SAC Buildings, Earthquake Spectra, Vol. 20., No. 1, pp. 225-254, 2004.
54. Giuliano A., Martinez M., Rubinstein M., Moller O.: Performance-based preliminary seismic analysis approach of new reinforced concrete frame structures, 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, B.C., Canada, August 1-6, 2004, Paper No. 2901.
55. Gulkan P., Sozen M. A.: Inelastic response of reinforced concrete structures to earthquake motions, ACI Journal, Vol. 71., pp. 604–610, 1974.
56. Hrasnica M.: Spektri odgovora za seizmičku procenu zgrada, Građevinar, br. 54, str. 657-663, Zagreb, 2002.
57. Hrasnica M.: Seizmička analiza zgrada, Univerzitet u Sarajevu, Sarajevo, 2005.
58. Holmes W. T., Kircher C., Petak W., Youssef N.: Seismic Performance Objectives for Tall Buildinga, PEER report 2008/01, Pacific Earthquake Engineering Research Center, College of Engineering, University of California, Berkeley, August 2008.
59. Janković S.: Pouzdanost seizmičkih analiza, Materijali i konstrukcije, str. 3-13, Jugoslovensko društvo za ispitivanje i istraživanje materijala i konstrukcija, 2005.
60. Kalkan E.: Prediction of seismic demands in building structures, Dissertation Phd, Civil and environmental engineering, University of California, decembar 2005.
61. Kalkan E., Kunnath S. K.: Method of Modal Combinations for Pushover Analysis of Buildings, XIII World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, Canada, Paper No. 2713., 2004.
62. Kalkan E., Kunnath S. K.: Adaptive Modal Combination Procedure for Nonlinear Static Analysis of Building Structures, Journal of Structural Engineering, Vol. 132, No. 11, 2006.
63. Kappos A., Panagopoulos G.: Performance-Based Seismic Design of 3D R/C Buildings Using Inelastic Static and Dynamic Analysis Procedures, ISET Journal of Earthquake Technology, Vol. 41, No. 1, pp. 141-158, 2004.
64. Kovačević D.: MKE modeliranje u analizi konstrukcija, Građevinska knjiga, Beograd, 2006.
65. Kovačević D, Matijević I., Rašeta A.: An Optimal Numerical Model for Nonlinear Behavior of Reinforced Concrete Frames, Serbian Society for Computational Mechanics, Kragujevac, 2010, str. 100-120
66. Krawinkler H., Seneviratna G. D. P. K.: Pros and Cons of a Pushover Analysis of Seismic Performances Evaluation, Engineering Structures, Vol. 20, Elsevier, 1998.
67. Kunnath S.K., Filippou F.: Inelastic Analysis of Reinforced Concrete Structures, Structural Engineers World Congress, San Francisco, California, USA, July 19-23, 1998, CD-ROM, T125-6/1-8.
68. Kunnath S., Kalkan E.: Evaluation of Seismic Deformation Demands Using Non-Linear Procedures in Multistory Steel and Concrete Moment Frames, ISET Journal of Earthquake Technology, Paper No. 445., Vol. 41, No. 1, pp. 159-181, 2004.

69. Kunnath S.K.: Identification of modal combinations for nonlinear static analysis of building structures, *Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering* 19, 2004., pp. 246-259.
70. Lađinović Đ., Brujić Z., Radujković A.: Structural models and methods for determining seismic effects according to EC8. MASE, 7-th International Symposium, Ohrid, Republic of Macedonia, October 2-4, 1997, Volume 2, pp. EC9/1-8.
71. Lađinović Đ. : Višekriterijumska analiza seizmičke otpornosti konstrukcija armiranobetonskih zgrada, doktorska disertacija, FTN, Novi Sad, 2002.
72. Lađinović Đ.: Modeliranje, analiza i projektovanje seizmički otpornih konstrukcija zgrada. Predavanje po pozivu, DGIT Novog Sada i FTN Novi Sad, Konferencija "Savremena građevinska praksa 2003", Novi Sad, 27.-28. mart 2003., Zbornik radova, str. 183-198.
73. Lađinović Đ., Folić R.: Non-Linear Analysis of Multi-Storey Building Structures by using Equivalent SDOF Model, *Bulletin for Applied Mathematics*, BAM-2080/2003 (CIII) Technical University of Budapest, pp. 495-502, 2003.
74. Lađinović Đ., Alendar V.: Procena seizmičkih zahteva za projektovanje konstrukcija prema performansama. Uvodni referat, JDGK, 12. kongres, Vrnjačka Banja, 26.-29. septembar 2006., Zbornik radova, Knjiga 1, U-8, str. 131-142.
75. Lađinović Đ., Radujković A., Rašeta A. (2008): Procena duktilnosti armiranobetonskih konstrukcija. Savez građevinskih inženjera i tehničara, Zbornik radova sa prvog naučno – stručnog savetovanja "Zemljotresno inženjerstvo i inženjerska seizmologija", Sokobanja, maj 2008., str. 121-126.
76. Lađinović Đ., Folić R.: Parametric analysis of non-linear response of shear wall buildings subjected to strong ground motions. *Proceedings of the fib-Symposium: Concrete Structures in Seismic Regions*, Athens, 6 – 8 May 2003, CD-ROM – Paper Reference 276, pp. 1-9.
77. Lađinović Đ., Folić R.: Analiza uticaja teorije drugog reda pri dejstvu zemljotresa. *Časopis "Materijali i konstrukcije"* br. 3-4, Beograd, 2003, str. 73-77.
78. Lađinović Đ., Folić R.: Analiza konstrukcija zgrada na zemljotresna dejstva, *Časopis "Materijali i konstrukcije"* br. 3-4, str. 31-64, 2004.
79. Lađinović Đ., Folić R.: Seismic analysis of building structures using damage spectra. *International Conference in Earthquake Engineering SE 40EEE*, Skopje, 26 – 29 August 2003, CD-ROM – Paper Reference 0067, pp. 1-8.
80. Lađinović Đ., Folić R., Rašeta A.: Pregled metoda analiza za projektovanje seizmički otpornih mostova prema EN 1998. *Zemljotresno inženjerstvo i inženjerska seizmologija*, Savez građevinskih inženjera Srbije, Divčibare, 27-30 april, 2010, Zbornik radova, str. 339-356
81. Lađinović Đ., Radujković A., Rašeta A.: Seismic performance assessment based on damage of structures - part 1: Theory, *The Scientific Journal FACTA UNIVERSITATIS*, Published by the University of Niš, Serbia, Series: Architecture and Civil Engineering Vol. 9, No 1, 2011, pp. 77 – 88
82. Lađinović Đ.: Savremene metode seizmičke analize konstrukcija zgrada. *Materijali i konstrukcije* 2008, Vol. 51 (2), str. 25-40
83. Lađinović Đ.: Influence of structural parameters on inelastic seismic response, IX national and III international scientific meeting INDIS'03, Novi Sad, 2003.

84. Lawson R. S., Vance V., Krawinkler H.: Nonlinear Static Pushover Analysis - Why, When, and How, Proceedings of V U.S. National Conference on Earthquake Engineering, EERI, Chicago, Vol.1., 1994.
85. Lee S.S., Goel S.C.: Performance-based design of steel moment frames using target drift and yield mechanism, Research Report UMCEE 01-17, Department of Civil and Environmental Engineering, The University of Michigan, College of Engineering, Decembar 2001.
86. Matijević I., Rašeta A., Radujković A., Kovačević D.: Uperedna analiza metoda za određivanje odgovora objekata visokogradnje za seizmička dejstva, Simpozijum o istraživanju i primeni savremenih dostignuća u našem građevinarstvu u oblasti materijala i konstrukcija, XXIV kongres, Divčibare: Društvo za ispitivanje i istraživanje materijala i konstrukcija Srbije, 15-17 oktobar, 2008, str. 207- 214
87. Mazzoni S., McKenna F., Scott M. H., Fenves G. L.: Opensees Command Language Manual, 2007.
88. McKenna F., Scott M. H., Fenves G. L.: Nonlinear Finite-Element Analysis Software Architecture Using Object Composition, Journal of Computing in Civil Engineering, Vol. 24, No. 1, Januar 2010, p.p. 95-107
89. Menjivar M. A. L.: 3D Pushover of Irregular Reinforced Concrete Buildings, A M.Sc. Dissertation, Rose School, Italy, 2003.
90. Menjivar M. A. L.: A Review of Existing Pushover Methods for 2-D Reinforced Concrete Buildings, A Individual Study Submitted in Partial Fulfillment of the Requirements for the PhD Degree in Earthquake Engineering, European School of Advanced Studies in Reduction of Seismic Risk, Rose School, 2004.
91. Miranda E., Bertero V.V.: Evaluation of Strength Reduction Factors for Earthquake-Resistant Design. EERI, Earthquake Spectra, Vol. 10, 1994, pp. 347-359.
92. Moehle J., Deierlein G.G.: A framework methodology for performance based earthquake engineering, 13th World Conference on Earthquake Engineering Vancouver, B.C., Canada, 2004, Paper No. 679
93. Mpampatsikos V., Nascimbene R., Petrini L.: Some considerations about the Eurocode 8 R.C. frame building assessment procedure, 14th World Conference on Earthquake Engineering, Beijing, China, October 12-17, 2008
94. Mwafy A. M., Elnashai A. S.: Static Pushover Versus Dynamic Collapse Analysis of RC Buildings, Engineering Structures, Vol. 23, pp. 407-424, Elsevier, 2001.
95. Mwafy A. M., Elnashai A. S.: Calibration of Force Reduction Factors of RC Buildings, Journal of Earthquake Engineering, Vol. 6, No. 2, pp. 239-23, Imperial College Press, 2002.
96. Neuenhofer A., Fillippou F. C.: Evaluation of nonlinear frame finite-element models, Jurnal of Structural Engineering, Vol 123. No.7, July 1997., pp 958-966.
97. Newmark N. M., Rosenblueth E.: Osnovi zemljotresnog inženjerstva, Građevinska knjiga, Beograd, 1987.
98. Panagiotakos T. B., Fardis M. N.: Performance of RC frame buildings designed for alternative Ductility Classes according to Eurocode (Final version, 2003), Proc. 5th US-Japan Workshop on Performance-based Earthquake Engineering Methodology for Reinforced Concrete Building Structures, pp 63-76, 2004.

99. Panagiotakos T. B., Fardis M. N.: Seismic performance of RC frames designed to Eurocode 8 or to the Greek Codes 2000, *Bulletin of Earthquake Engineering* 2, Kluwer Academic Publishers, Netherlands, pp. 221-259, 2004.
100. Parducci A., Comodini F., Lucarelli M., Mezzi M., Tomassoli E.: Energy-Based Non Linear Static Analysis, I European Conference on Earthquake Engineering and Seismology, No. 1178., Geneva, 2006.
101. Park R., Paulay T.: *Reinforced Concrete Structures*, John Wiley & Sons, Inc., 1975.
102. Park R.: A static force based procedure for the seismic assessment of existing reinforced moment resisting frames, *Bulletin of the New Zealand National Society for Earthquake Engineering*, Vol. 30, No. 3, pp. 213-226, September 1997.
103. Park Y.J., Ang A.H-S.: Mechanistic seismic damage model for reinforced concrete. *ASCE, Journal of Structural Engineering*, Vol. 111, No. 4, 1985, pp. 722-739.
104. Park H., Eom T.: Direct Inelastic Earthquake Design Using Secant Stiffness, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 131., No. 9., pp. 1355-1362, 2005.
105. Paulay T., Priestley M.J.N.: *Seismic Design of Reinforced Concrete and Masonry Buildings*, John Wiley & Sons, Inc., 1992.
106. Paulay T.: A Simple Displacement Compatibility-Based Seismic Design Strategy for Reinforced Concrete Buildings, 12th World Conference on Earthquake Engineering, Auckland, New Zealand, 2000, CD-ROM – 0062/1-8.
107. Paulay T.: *Seismic Design of Concrete Structures – The Present Needs of Societies*, 11th World Conference on Earthquake Engineering, Acapulco, Mexico, 1996, CD-ROM, 2001/1-67.
108. Penelis G. G., Penelis G. G., *Concrete building in seismic regions*, CRC Press, 2014.
109. Petrović B.: *Odabrana poglavlja iz zemljotresnog građevinarstva*, Građ. knjiga, Beograd, 1989.
110. Pinho R., Antoniou S., Casarotti C., Lopez M.: *A Displacement-Based Adaptive Pushover for Assessment of Buildings and Bridges*, NATO Sfp977231, Istanbul, 2005.
111. Powell G.H.: *Nonlinear Analysis for the Practicing Structural Engineer*, Structural Engineers World Congress, San Francisco, California, USA, July 19-23, 1998, CD-ROM, T101-2/1-8.
112. Powell G.H.: Observations on the practical application of nonlinear analysis. Seminar on seismic design and retrofit of bridges, University of California, Berkeley, 1982, p. 18.
113. Pravilnik o tehničkim normativima za projektovanje i proračun inženjerskih objekata u seizmički aktivnim područjima, Službeni list SFRJ br. 07-93/96, 1987.
114. Priestley M. N. J.: Performance Based Seismic Design, XII World Conference on Earthquake Engineering, New Zealand, Paper No. 2831., pp. 1-22, 2000.
115. Priestley M. J. N., Seible F., Calvi G. M. : *Seismic Design and Retrofit of Bridges*, John Wiley & Sons, Inc., 1996.
116. Priestley N.: The need for displacement-based design and analysis, Copyright “Displacement-based seismic design of structures” authored by M.J.N. Priestley, G.m. Calvi and M.J. Kowalsky, published in May 2007 by IUSS Press.
117. Priestly M.J.N.: Myths and Fallacies in Earthquake Engineering – Conflict between Design and Reality. *Concrete International*, February, 1997., pp. 54-63.

118. Qiang Xue: Need of performance-based earthquake engineering in Taiwan: a lesson from the Chichi earthquake, *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 29, November 2000., 1609-1627.
119. Radovanović S.: Karte seizmološkog hazarda Srbije - Izvod iz Tumača
120. Radujković A., Rašeta A., Starčev-Ćurčin A.: Modelling Multi-Storey RC Frames for Nonlinear Static Pushover Analysis, *International Symposium about Research and Application of Modern Achievements in Civil Engineering in the Field of Materials and Structures*, Tara, October 19-21, 2011., Društvo za ispitivanje i istraživanje materijala i konstrukcija Srbije, Beograd, Kneza Miloša 9/I, Zbornik radova, str. 359-364, ISBN: 978-86-87615-02-1.
121. Radujković A., Rašeta A., Lađinović Đ.: Mogući mehanizmi loma petospratne ramovske konstrukcije. JDGK, 12. kongres, Vrnjačka Banja, 26.-29. septembar 2006, Zbornik radova, Knjiga 2, T-6, str. 47-52.
122. Radujković A., Rašeta A., Lađinović Đ.: Seizmička analiza AB okvirne konstrukcije primenom nelinearne metode N2, DGKS, Simpozijum 2008, Zlatibor, 24.-26. septembar 2008., Zbornik radova, str. 391-398
123. Rašeta A., Radujković A., Lađinović Đ.: Nonlinear static analysis of five story frame on elastic ground. INDIS 2006, 10th National and 4th International scientific meeting, Novi Sad, 22-24. November 2006, pp. 517-523.
124. Rašeta A., Radujković A., Lađinović Đ.: Modeliranje plastičnih zglobova za "Pushover" analizu višespratnih okvira, iNDiS, Novi Sad, 2009., str. 369-376
125. Rašeta A., Radujković A., Lađinović Đ.: Seizmička analiza neregularnih armiranobetonskih grednih mostova prema Evrokodu 8, 2010, str. 285-292
126. Rašeta A., Radujković A., Kovačević D.: Modeliranje plastičnih zglobova za nelinearnu dinamičku analizu višespratnih okvira, *Građevinarstvo nauka i praksa*, Univerzite Crne Gore, Građevinski fakultet, Podgorica, februar 2010, str. 147-152
127. Romao X., Guedes J., Costa A., Delgado R.: Assessing the seismic safety of existing RC structures using the EC 8-part 3 procedures, 14th World Conference on Earthquake Engineering, Beijing, China, October 12-17, 2008
128. Rubinstein M., Moller O., Giuliano A., Martinez M.: Preliminary design and inelastic verification of earthquake – resistant structural systems, 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, B.C., Canada, August 1-6, 2004, Paper No. 2899.
129. Rutenberg A., Nsieri E.: The seismic shear demand in ductile cantilever wall system and the EC8 provisions, *Bulletin of Earthquake Engineering* 4, 2006., pp 1-21.
130. Saiidi M., Sozen M. A.: Simple nonlinear analysis of RC structures, ASCE, ST Division, Vol. 107., No. ST5, 1981.
131. Scott M. H., Fenves G. L.: Plastic hinge integration methods for force based beam column elements, *Jurnal of Structural Engineering*, Vol 132. No.2, February 2006, pp 244-252
132. Sekulović M.: Teorija konstrukcija – Savremeni problemi nelinearne analize, *Građevinska knjiga*, Beograd, 1992 godina.
133. Sekulović M.: Metod konačnih elemenata, *Građevinska knjiga*, Beograd, 1984.
134. Spacone E., Ciampi V., Filippou F.: A Beam Element for Seismic Damage Analysis, *Earthquake Engineering Research Center, College of Engineering, University of California, Berkeley*, Report No. UCB/EERC-92/07, 1992.

135. Spacone E., Martino R., Kingsley G.: Nonlinear Pushover Analysis of Reinforced Concrete Structures, Final report, Colorado Advanced Software Institute, 1999.
136. Spacone E., Camata G., Faggella M.: Nonlinear models and nonlinear procedures for seismic analysis of reinforced concrete frames structures, ECCOMAS Thematic Conference on Computational Methods in Structural Dynamics and Earthquake Engineering, Greece, 13.-16. June 2007.
137. Taucer F., Spacone E., Filippou F.: A Fiber Beam-Column Element for Seismic Response Analysis of Reinforced Concrete Structures, Earthquake Engineering Research Center, College of Engineering, University of California, Berkeley, Report No. UCB/EERC-91/17, 1991.
138. Terzic V.: Force-based element vs. displacement-based element, PPT prezentacija, decembar 2011.
139. Themelis S.: Pushover analysis for seismic assessment and design of structures, PhD dissertation, Heriot - Watt University, october 2008
140. Uang C-M, Bertero V.V.: Evaluation of seismic energy in structures. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol. 19, 1990, pp. 77-90.
141. Vamvatsikos D., Cornell C. A.: Incremental dynamic analysis, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol. 31., 2002.
142. Wilson E. L.: Static and Dynamic Analysis of Structures, A Physical Approach with Emphasis on Earthquake Engineering, Computers and Structures, Inc., Berkeley, 2002.

8.2 INTERNET ADRESE

1. ASCE – Journal of Structural Engineering:
<http://www.asce.org/>
2. ATC – Applied Technology Council:
<http://www.atcouncil.org/>
3. BRI – Building Research Institute:
<http://www.kenken.go.jp/english/index.html>
4. CSI – Computers and Structures, INC.
<http://www.csiberkeley.com/>
5. CUREE – Consortium of Universities for Research in Earthquake Engineering:
<http://www.curee.org/>
6. CERl – The Center for Earthquake Research and Information:
<http://www.ceri.memphis.edu/>
7. EAEE – The European Association for Earthquake Engineering:
<http://www.eaee.boun.edu.tr/>
8. Earthquake Engineering Technology of New Zealand:
<http://www.earthquakeengineering.com/>
9. EERC- Earthquake Engineering Research Center:
<http://eerc.berkeley.edu/>
10. EERC Library- The Earthquake Engineering Online Archive:
<http://nisee.berkeley.edu/elibrary/>
11. EERI – Earthquake Engineering Research Institute:
<http://www.eeri.org/>
12. EERL – Earthquake Engineering Research Laboratory:
<http://caltecheerl.library.caltech.edu/>
13. EJSE – Electronic Journal of Structural Engineering:
<http://www.civenv.unimelb.edu.au/ejse/>
14. ES – Earthquake Spectra:
<http://earthquakespectra.org/>
15. EMSC – European-Mediterranean Seismological Centre:
<http://www.emsc-csem.gov/>
16. FEMA – Federal Emergency Management Agency:
<http://www.fema.gov/>
17. IAEE – International Association for Earthquake Engineering:
<http://www.iaee.or.jp/>

18. IISEE – International Institute of Seismology and Earthquake Engineering:
<http://iisee.kenken.go.jp/>
19. IZIIS – Institute of Earthquake Engineering and Engineering Seismology:
<http://www.iziis.edu.mk/>
20. MAE – Mid-America Earthquake Center:
<http://mae.cee.uiuc.edu/>
21. MCEER – Multidisciplinary Center for earthquake Engineering:
<http://mceer.buffalo.edu/>
22. NEES Berkeley – Network for Earthquake Engineering Simulation:
<http://nees.berkeley.edu/>
23. NEES Buffalo – Network for Earthquake Engineering Simulation:
<http://nees.buffalo.edu/>
24. NIBS – National Institute of Building Sciences:
<http://www.nibs.org/>
25. NZSEE – New Zealand Society for Earthquake Engineering Inc:
<http://www.nzsee.org.nz/>
26. Pacific Earthquake Engineering Research Center (PEER):
<http://peer.berkeley.edu/>
27. PEER – NGA Database:
<http://peer.berkeley.edu/nga/>
28. PEER – Strong Motion Database:
<http://peer.berkeley.edu/smcat/>
29. ROSE School – Centre for Post-Graduate Training and Research in Earthquake Engineering and Engineering Seismology:
<http://www.roseschool.it/>
30. SCEC – Southern California Earthquake Center:
<http://www.scec.org/>
31. SEESI – Structural Engineering and Earthquake Simulation Laboratory:
<http://seesi.buffalo.edu/>
32. Republički Seizmološki zavod Srbije:
<http://www.seismo.gov.rs>
33. SGITS – Savez inženjera i tehničara Srbije:
<http://www.sits.org.rs/>
34. The John A. Blume Earthquake Engineering Center:
<http://blume.stanford.edu/>

PRILOG A

Geometrijske karakteristike poprečnih preseka

Tabela A- 1 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 4s-DCM-0.2g

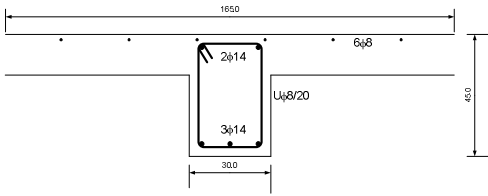
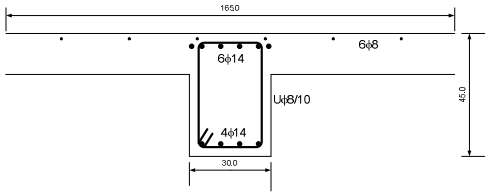
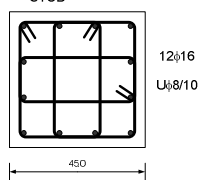
Okvir 4s-DCM-0.2g		
	Greda polje	Greda oslonac
Potrebna armatura	$A_1: 3,77 \text{ cm}^2$ $A_2: 2,48 \text{ cm}^2$	$A_1: 5,17 \text{ cm}^2$ $A_2: 9,17 \text{ cm}^2$
Usvojena armatura	$A_1: 3\phi 14$ $A_2: 2\phi 14 + 6\phi 8$ U $\phi 8/20$ m=2  $A_1: 4,62 \text{ cm}^2$ (0,38%) $A_2: 3,18 \text{ cm}^2$ (0,25%) + 3,02 cm^2 U: 0,17%	$A_1: 4\phi 14$ $A_2: 6\phi 14 + 6\phi 8$ U $\phi 8/10$ m=2  $A_1: 6,16 \text{ cm}^2$ (0,51%) $A_2: 9,24 \text{ cm}^2$ (0,76%) + 3,02 cm^2 U: 0,34%
STUB		
Usvojena armatura	$12\phi 16$ U $\phi 8/10$ m=4 $24,13 \text{ cm}^2$ (1,19%) U: 0,45%	

Tabela A- 2 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 4s-DCH-0.2g

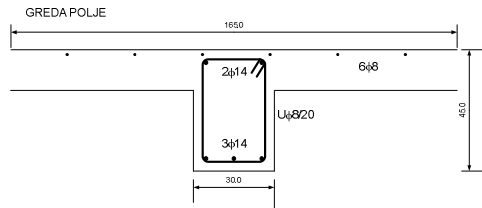
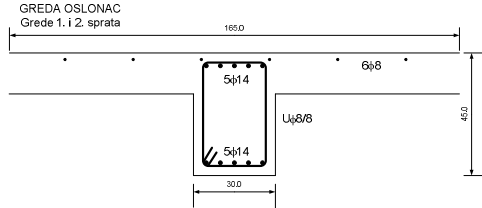
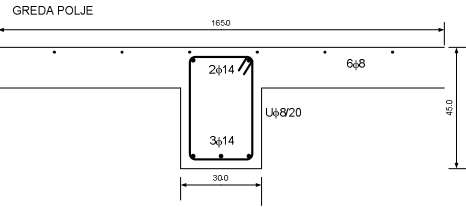
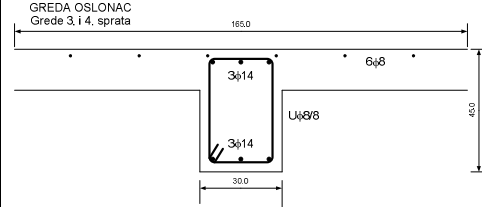
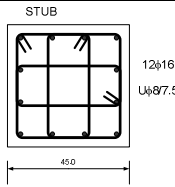
Okvir 4s-DCH-0.2g		
	Greda polje - grede 1. i 2. sprata	Greda oslonac- grede 1. i 2. sprata
Potrebna armatura	$A_1: 2,69 \text{ cm}^2$ $A_2: 1,44 \text{ cm}^2$	$A_1: 2,69 \text{ cm}^2$ $A_2: 7,09 \text{ cm}^2$
Usvojena armatura	$A_1: 3\phi 14$ $A_2: 2\phi 14 + 6\phi 8$ $U \phi 8/20 \text{ m}=2$ 	$A_1: 5\phi 14$ $A_2: 5\phi 14 + 6\phi 8$ $U \phi 8/8 \text{ m}=2$ 
	$A_1: 4,62 \text{ cm}^2 (0,38\%)$ $A_2: 3,18 \text{ cm}^2 (0,25\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,17\%$	$A_1: 7,70 \text{ cm}^2 (0,63\%)$ $A_2: 7,70 \text{ cm}^2 (0,63\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,42\%$
	Greda polje - grede 3. i 4. sprata	Greda oslonac- grede 3. i 4. sprata
Potrebna armatura	$A_1: 1,85 \text{ cm}^2$ $A_2:$	$A_1:$ $A_2: 4,86 \text{ cm}^2$
Usvojena armatura	$A_1: 3\phi 14$ $A_2: 2\phi 14 + 6\phi 8$ $U \phi 8/20 \text{ m}=2$ 	$A_1: 3\phi 14$ $A_2: 3\phi 14 + 6\phi 8$ $U \phi 8/8 \text{ m}=2$ 
	$A_1: 4,62 \text{ cm}^2 (0,38\%)$ $A_2: 3,18 \text{ cm}^2 (0,25\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,17\%$	$A_1: 4,62 \text{ cm}^2 (0,38\%)$ $A_2: 4,62 \text{ cm}^2 (0,38\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,42\%$
STUB		
Usvojena armatura	$12\phi 16$ $U \phi 8/7,5 \text{ m}=4$ $24,13 \text{ cm}^2 (1,19\%)$ $U: 0,60\%$	

Tabela A- 3 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 4s-DCM-0.3g

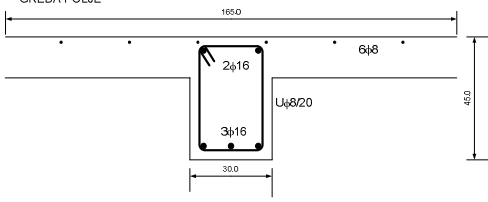
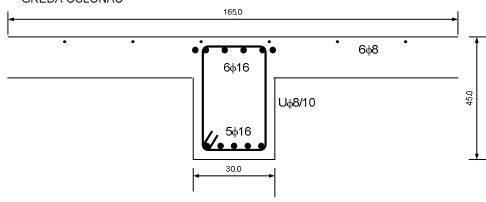
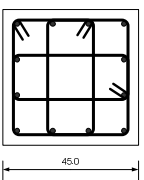
Okvir 4s-DCM-0.3g		
	Greda polje	Greda oslonac
Potrebna armatura	$A_1: 5,17 \text{ cm}^2$ $A_2: 4,20 \text{ cm}^2$	$A_1: 10,44 \text{ cm}^2$ $A_2: 12,5 \text{ cm}^2$
Usvojena armatura	$A_1: 3\phi 16$ $A_2: 2\phi 16 + 6\phi 8$ $U \phi 8/20 \text{ m}=2$  $A_1: 6,03 \text{ cm}^2 (0,50\%)$ $A_2: 4,02 \text{ cm}^2 (0,33\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,17\%$	$A_1: 5\phi 16$ $A_2: 6\phi 16 + 6\phi 8$ $U \phi 8/10 \text{ m}=2$  $A_1: 10,05 \text{ cm}^2 (0,83\%)$ $A_2: 12,06 \text{ cm}^2 (1,0\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,34\%$
STUB		
Usvojena armatura	$12\phi 16$ $U \phi 8/10 \text{ m}=4$ $24,13 \text{ cm}^2 (1,19\%)$ $U: 0,45\%$	

Tabela A- 4 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 4s-DCH-0.3g

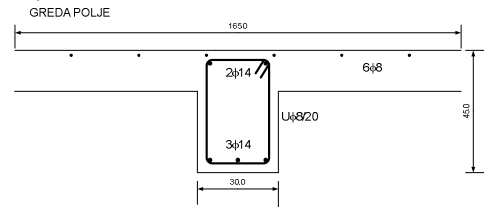
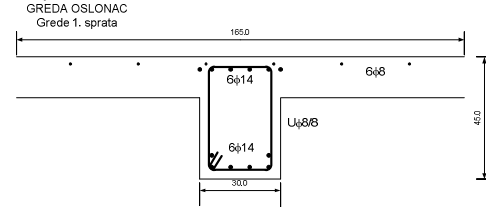
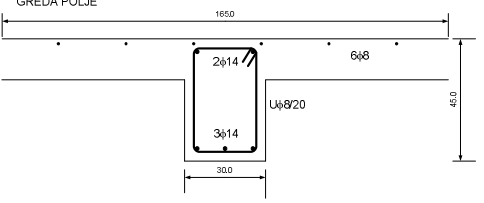
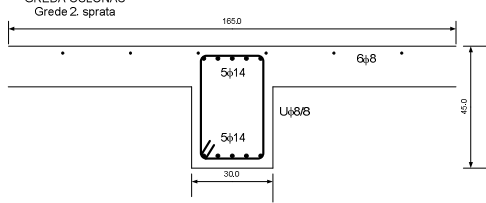
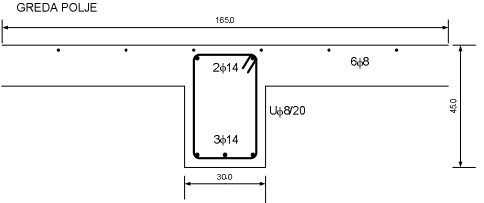
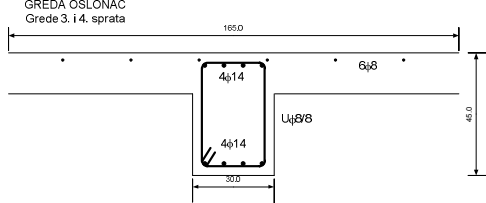
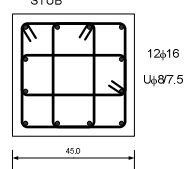
Okvir 4s-DCH-0.3g		
	Greda polje - grede 1. sprata	Greda oslonac- grede 1. sprata
Potrebna armatura	$A_1: 3,73 \text{ cm}^2$ $A_2: 2,48 \text{ cm}^2$	$A_1: 5,17 \text{ cm}^2$ $A_2: 9,17 \text{ cm}^2$
Usvojena armatura	$A_1: 2\phi 14$ $A_2: 3\phi 14 + 6\phi 8$ $U \phi 8/20 \text{ m}=2$ 	$A_1: 6\phi 14$ $A_2: 6\phi 14 + 6\phi 8$ $U \phi 8/8 \text{ m}=2$ 
	$A_1: 4,62 \text{ cm}^2 (0,38\%)$ $A_2: 3,08 \text{ cm}^2 (0,25\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,17\%$	$A_1: 9,24 \text{ cm}^2 (0,76\%)$ $A_2: 9,24 \text{ cm}^2 (0,76\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,42\%$
	Greda polje - grede 2. sprata	Greda oslonac- grede 2. sprata
Potrebna armatura	$A_1: 2,98 \text{ cm}^2$ $A_2: 1,95 \text{ cm}^2$	$A_1: 4,49 \text{ cm}^2$ $A_2: 7,81 \text{ cm}^2$
Usvojena armatura	$A_1: 2\phi 14$ $A_2: 3\phi 14 + 6\phi 8$ $U \phi 8/20 \text{ m}=2$ 	$A_1: 5\phi 14$ $A_2: 5\phi 14 + 6\phi 8$ $U \phi 8/8 \text{ m}=2$ 
	$A_1: 4,62 \text{ cm}^2 (0,38\%)$ $A_2: 3,08 \text{ cm}^2 (0,25\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,17\%$	$A_1: 7,70 \text{ cm}^2 (0,63\%)$ $A_2: 7,70 \text{ cm}^2 (0,63\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,42\%$
	Greda polje - grede 3. i 4. sprata	Greda oslonac- grede 3. i 4. sprata
Potrebna armatura	$A_1: 2,27 \text{ cm}^2$ $A_2: 1,19 \text{ cm}^2$	$A_1: 2,33 \text{ cm}^2$ $A_2: 6,13 \text{ cm}^2$
Usvojena armatura	$A_1: 2\phi 14$ $A_2: 3\phi 14 + 6\phi 8$ $U \phi 8/20 \text{ m}=2$ 	$A_1: 4\phi 14$ $A_2: 4\phi 14 + 6\phi 8$ $U \phi 8/8 \text{ m}=2$ 
	$A_1: 4,62 \text{ cm}^2 (0,38\%)$ $A_2: 3,08 \text{ cm}^2 (0,25\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,17\%$	$A_1: 6,16 \text{ cm}^2 (0,51\%)$ $A_2: 6,16 \text{ cm}^2 (0,51\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,42\%$
STUB		
Usvojena armatura	$12\phi 16$ $U \phi 8/7,5 \text{ m}=4$ $24,13 \text{ cm}^2 (1,19\%)$ $U: 0,60\%$	

Tabela A- 5 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 6s-DCM-0.2g

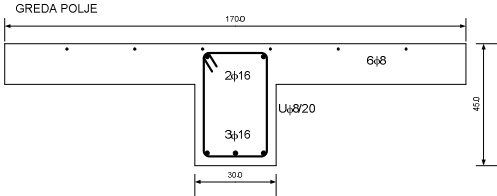
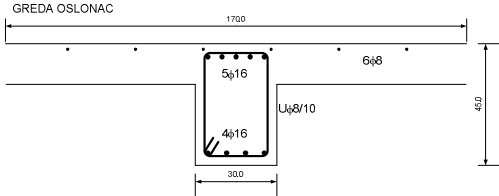
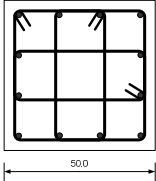
Okvir 6s-DCM-0.2g		
	Greda polje	Greda oslonac
Potrebna armatura	$A_1: 4,04 \text{ cm}^2$ $A_2: 2,71 \text{ cm}^2$	$A_1: 5,51 \text{ cm}^2$ $A_2: 9,63 \text{ cm}^2$
Usvojena armatura	$A_1: 3\phi 16$ $A_2: 2\phi 16 + 6\phi 8$ $U \phi 8/20 \quad m=2$  $A_1: 6,03 \text{ cm}^2 \quad (0,50\%)$ $A_2: 4,02 \text{ cm}^2 \quad (0,33\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,17\%$	$A_1: 4\phi 16$ $A_2: 5\phi 16 + 6\phi 8$ $U \phi 8/10 \quad m=2$  $A_1: 8,04 \text{ cm}^2 \quad (0,66\%)$ $A_2: 10,05 \text{ cm}^2 \quad (0,83\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,34\%$
STUB		
Usvojena armatura	$12\phi 18$ $U \phi 10/10 \quad m=4$ $30,54 \text{ cm}^2 \quad (1,22\%)$ $U: 0,63\%$	 $12\phi 18$ $U\phi 10/10$

Tabela A- 6 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 6s-DCH-0.2g

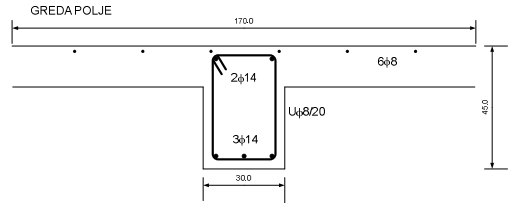
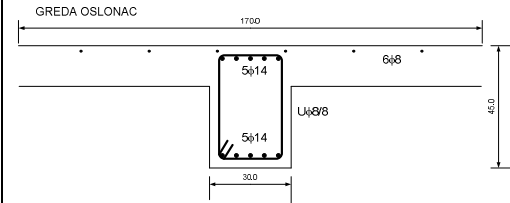
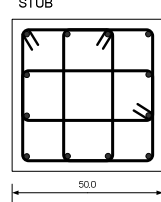
Okvir 6s-DCH-0.2g		
	Greda polje	Greda oslonac
Potrebna armatura	$A_1: 3,0 \text{ cm}^2$ $A_2: 1,95 \text{ cm}^2$	$A_1: 4,49 \text{ cm}^2$ $A_2: 7,89 \text{ cm}^2$
Usvojena armatura	$A_1: 3\phi 14$ $A_2: 2\phi 14 + 6\phi 8$ $U \phi 8/20 \text{ m}=2$	$A_1: 5\phi 14$ $A_2: 5\phi 14 + 6\phi 8$ $U \phi 8/8 \text{ m}=2$
	 <p>$A_1: 4,62 \text{ cm}^2 (0,38\%)$ $A_2: 3,18 \text{ cm}^2 (0,25\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,17\%$</p>	 <p>$A_1: 7,70 \text{ cm}^2 (0,63\%)$ $A_2: 7,70 \text{ cm}^2 (0,63\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,42\%$</p>
STUB		
Usvojena armatura	$12\phi 18$ $U \phi 10/10 \text{ m}=4$	 <p>$30,54 \text{ cm}^2 (1,22\%)$ $U: 0,63\%$</p>

Tabela A- 7 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 6s-DCM-0.3g

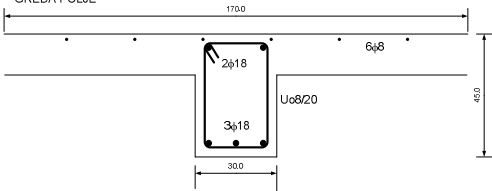
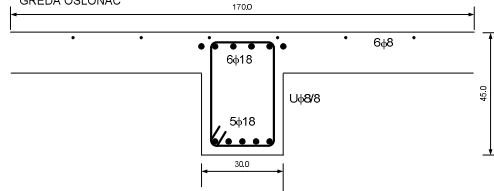
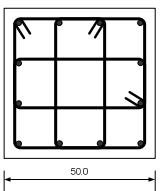
Okvir 6s-DCM-0.3g		
	Greda polje	Greda oslonac
Potrebna armatura	$A_1: 5,31 \text{ cm}^2$ $A_2: 4,33 \text{ cm}^2$	$A_1: 11,09 \text{ cm}^2$ $A_2: 14,2 \text{ cm}^2$
Usvojena armatura	$A_1: 3\phi 18$ $A_2: 2\phi 18 + 6\phi 8$ $U \phi 8/20 \text{ m}=2$	$A_1: 5\phi 18$ $A_2: 6\phi 18 + 6\phi 8$ $U \phi 8/8 \text{ m}=2$
	 <p>$A_1: 7,63 \text{ cm}^2 (0,63\%)$ $A_2: 5,09 \text{ cm}^2 (0,42\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,17\%$</p>	 <p>$A_1: 12,72 \text{ cm}^2 (1,05\%)$ $A_2: 15,27 \text{ cm}^2 (1,26\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,42\%$</p>
STUB		
Usvojena armatura	$12\phi 18$ $U \phi 10/10 \text{ m}=4$	 <p>$30,54 \text{ cm}^2 (1,22\%)$ $U: 0,63\%$</p>

Tabela A- 8 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 6s-DCH-0.3g

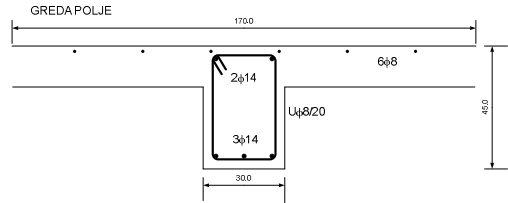
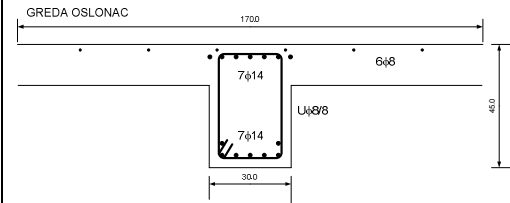
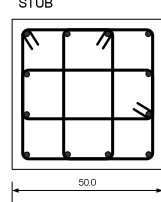
Okvir 6s-DCH-0.3g		
	Greda polje	Greda oslonac
Potrebna armatura	$A_1: 4,18 \text{ cm}^2$ $A_2: 3,35 \text{ cm}^2$	$A_1: 6,26 \text{ cm}^2$ $A_2: 10,88 \text{ cm}^2$
Usvojena armatura	$A_1: 3\phi 14$ $A_2: 2\phi 14 + 6\phi 8$ $U \phi 8/20 \text{ m}=2$	$A_1: 7\phi 14$ $A_2: 7\phi 14 + 6\phi 8$ $U \phi 8/8 \text{ m}=2$
	 <p>$A_1: 4,62 \text{ cm}^2 (0,38\%)$ $A_2: 3,08 \text{ cm}^2 (0,25\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,17\%$</p>	 <p>$A_1: 10,78 \text{ cm}^2 (0,89\%)$ $A_2: 10,78 \text{ cm}^2 (0,89\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,42\%$</p>
STUB		
Usvojena armatura	$12\phi 18$ $U \phi 10/10 \text{ m}=4$	 <p>$30,54 \text{ cm}^2 (1,22\%)$ $U: 0,63\%$</p>

Tabela A- 9 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 8s-DCM-0.2g

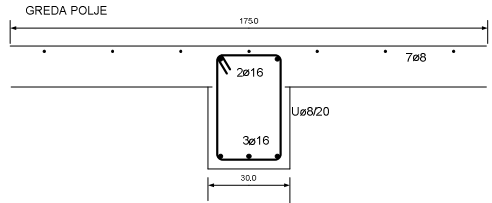
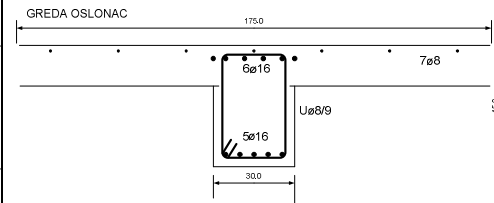
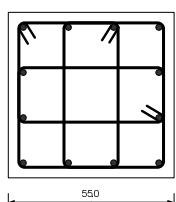
Okvir 8s-DCM-0.2g		
	Greda polje	Greda oslonac
Potrebna armatura	$A_1: 4,13 \text{ cm}^2$ $A_2: 3,33 \text{ cm}^2$	$A_1: 6,64 \text{ cm}^2$ $A_2: 11,55 \text{ cm}^2$
Usvojena armatura	$A_1: 3\phi 16$ $A_2: 2\phi 16 + 7\phi 8$ $U \phi 8/20 \text{ m}=2$	$A_1: 5\phi 16$ $A_2: 6\phi 16 + 7\phi 8$ $U \phi 8/9 \text{ m}=2$
	 <p>$A_1: 6,03 \text{ cm}^2 (0,50\%)$ $A_2: 4,02 \text{ cm}^2 (0,33\%) + 3,51 \text{ cm}^2$ $U: 0,17\%$</p>	 <p>$A_1: 10,05 \text{ cm}^2 (0,83\%)$ $A_2: 12,06 \text{ cm}^2 (1,0\%) + 3,51 \text{ cm}^2$ $U: 0,37\%$</p>
STUB		
Usvojena armatura	$12\phi 18$ $U \phi 10/10 \text{ m}=4$	 <p>$30,54 \text{ cm}^2 (1,01\%)$ $U: 0,57\%$</p>

Tabela A- 10 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 8s-DCH-0.2g

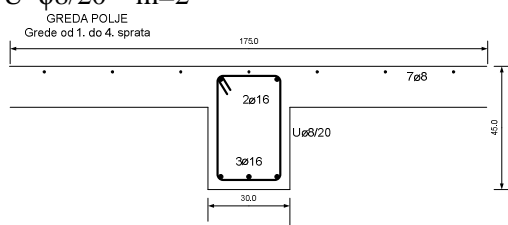
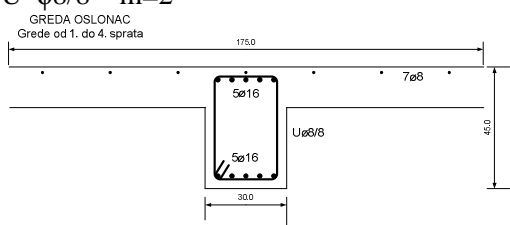
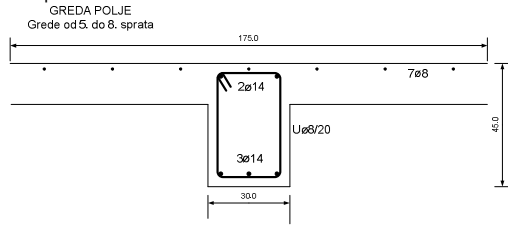
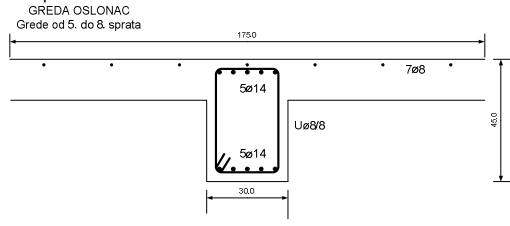
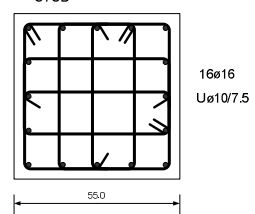
Okvir 8s-DCH-0.2g		
	Greda polje - grede od 1. do 4. sprata	Greda oslonac- grede 1. do 4. sprata
Potrebna armatura	$A_1: 3,34 \text{ cm}^2$ $A_2: 2,18 \text{ cm}^2$	$A_1: 5,10 \text{ cm}^2$ $A_2: 9,35 \text{ cm}^2$
Usvojena armatura	$A_1: 2\phi 16$ $A_2: 2\phi 16 + 7\phi 8$ $U \phi 8/20 \quad m=2$  $A_1: 4,02 \text{ cm}^2 \quad (0,33\%)$ $A_2: 4,02 \text{ cm}^2 \quad (0,33\%) + 3,51 \text{ cm}^2$ $U: 0,17\%$	$A_1: 5\phi 16$ $A_2: 5\phi 16 + 7\phi 8$ $U \phi 8/8 \quad m=2$  $A_1: 10,05 \text{ cm}^2 \quad (0,83\%)$ $A_2: 10,05 \text{ cm}^2 \quad (0,83\%) + 3,51 \text{ cm}^2$ $U: 0,42\%$
	Greda polje - grede 5. do 8. sprata	Greda oslonac- grede 5. do 8. sprata
Potrebna armatura	$A_1: 2,27 \text{ cm}^2$ $A_2: 1,7 \text{ cm}^2$	$A_1: 2,41 \text{ cm}^2$ $A_2: 7,76 \text{ cm}^2$
Usvojena armatura	$A_1: 3\phi 14$ $A_2: 2\phi 14 + 7\phi 8$ $U \phi 8/20 \quad m=2$  $A_1: 4,62 \text{ cm}^2 \quad (0,38\%)$ $A_2: 3,08 \text{ cm}^2 \quad (0,25\%) + 3,51 \text{ cm}^2$ $U: 0,17\%$	$A_1: 5\phi 14$ $A_2: 5\phi 14 + 7\phi 8$ $U \phi 8/8 \quad m=2$  $A_1: 7,70 \text{ cm}^2 \quad (0,63\%)$ $A_2: 7,70 \text{ cm}^2 \quad (0,63\%) + 3,51 \text{ cm}^2$ $U: 0,42\%$
STUB		
Usvojena armatura	$16\phi 16$ $U \phi 10/7,5 \quad m=5$ $32,17 \text{ cm}^2 \quad (1,06\%)$ $U: 0,95\%$	

Tabela A- 11 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 8s-DCM-0.3g

Okvir 8s-DCM-0.3g		
	Greda polje	Greda oslonac
Potrebna armatura	$A_1: 5,97 \text{ cm}^2$ $A_2: 5,84 \text{ cm}^2$	$A_1: 10,2 \text{ cm}^2$ $A_2: 17,75 \text{ cm}^2$
Usvojena armatura	$A_1: 3\phi 20$ $A_2: 2\phi 20 + 7\phi 8$ $U \phi 10/20 \quad m=2$	$A_1: 5\phi 20$ $A_2: 6\phi 20 + 7\phi 8$ $U \phi 10/10 \quad m=2$
	<p>$A_1: 9,42 \text{ cm}^2 (0,78\%)$ $A_2: 6,28 \text{ cm}^2 (0,52\%) + 3,51 \text{ cm}^2$ $U: 0,26\%$</p>	<p>$A_1: 15,71 \text{ cm}^2 (0,52\%)$ $A_2: 18,85 \text{ cm}^2 (1,57\%) + 3,51 \text{ cm}^2$ $U: 0,52\%$</p>
STUB		
Usvojena armatura	$12\phi 20$ $U \phi 10/10 \quad m=4$	<p>$37,70 \text{ cm}^2 (1,25\%)$ $U: 0,57\%$</p>

Tabela A- 12 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 8s-DCH-0.3g

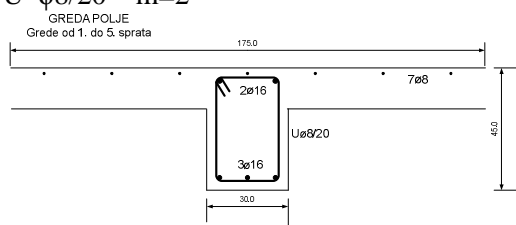
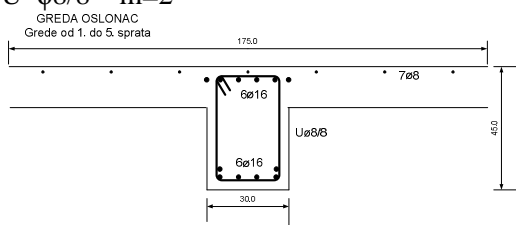
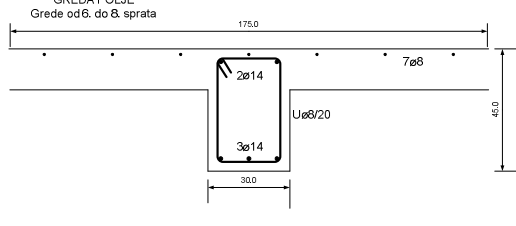
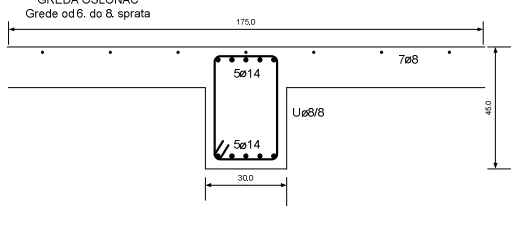
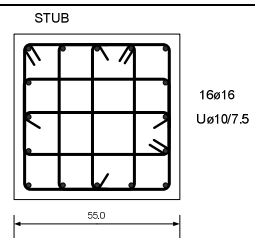
Okvir 8s-DCH-0.3g		
	Greda polje - grede od 1. do 5. sprata	Greda oslonac- grede 1. do 5. sprata
Potrebna armatura	$A_1: 4,43 \text{ cm}^2$ $A_2: 3,57 \text{ cm}^2$	$A_1: 7,01 \text{ cm}^2$ $A_2: 12,34 \text{ cm}^2$
Usvojena armatura	$A_1: 3\phi 16$ $A_2: 2\phi 16 + 7\phi 8$ $U \phi 8/20 \quad m=2$ GREDA POLJE Grede od 1. do 5. sprata 	$A_1: 6\phi 16$ $A_2: 6\phi 16 + 7\phi 8$ $U \phi 8/8 \quad m=2$ GREDA OSLOMAC Grede od 1. do 5. sprata 
	$A_1: 6,03 \text{ cm}^2 \quad (0,50\%)$ $A_2: 4,02 \text{ cm}^2 \quad (0,33\%) + 3,51 \text{ cm}^2$ $U: 0,17\%$	$A_1: 12,06 \text{ cm}^2 \quad (1,0\%)$ $A_2: 12,06 \text{ cm}^2 \quad (1,0\%) + 3,51 \text{ cm}^2$ $U: 0,42\%$
	Greda polje - grede 6. do 8. sprata	Greda oslonac- grede 6. do 8. sprata
Potrebna armatura	$A_1: 2,64 \text{ cm}^2$ $A_2: 1,76 \text{ cm}^2$	$A_1: 2,93 \text{ cm}^2$ $A_2: 7,72 \text{ cm}^2$
Usvojena armatura	$A_1: 3\phi 14$ $A_2: 2\phi 14 + 7\phi 8$ $U \phi 8/20 \quad m=2$ GREDA POLJE Grede od 6. do 8. sprata 	$A_1: 5\phi 14$ $A_2: 5\phi 14 + 7\phi 8$ $U \phi 8/8 \quad m=2$ GREDA OSLOMAC Grede od 6. do 8. sprata 
	$A_1: 4,62 \text{ cm}^2 \quad (0,38\%)$ $A_2: 3,08 \text{ cm}^2 \quad (0,25\%) + 3,02 \text{ cm}^2$ $U: 0,17\%$	$A_1: 7,70 \text{ cm}^2 \quad (0,63\%)$ $A_2: 7,70 \text{ cm}^2 \quad (0,63\%) + 3,51 \text{ cm}^2$ $U: 0,42\%$
STUB		
Usvojena armatura	$16\phi 16$ $U \phi 10/7,5 \quad m=5$ $32,17 \text{ cm}^2 \quad (1,06\%)$ $U: 0,95\%$	

Tabela A- 13 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 10s-DCM-0.2g

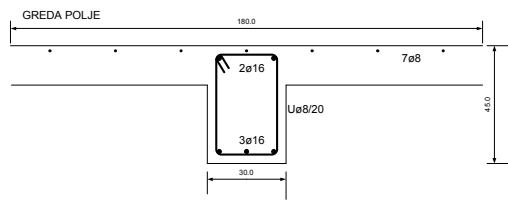
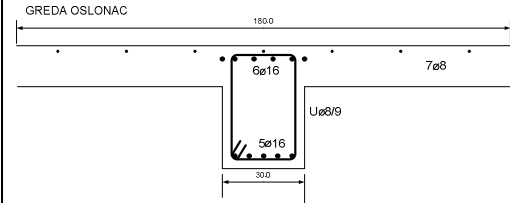
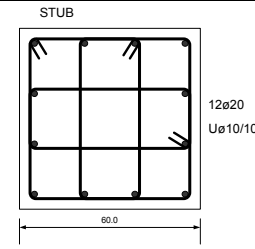
Okvir 10s-DCM-0.2g		
	Greda polje	Greda oslonac
Potrebna armatura	A ₁ : 4,44 cm ² A ₂ : 3,58 cm ²	A ₁ : 7,06 cm ² A ₂ : 12,29 cm ²
Usvojena armatura	A1: 3φ16 A2: 2φ16 + 7φ8 U φ8/20 m=2  A1: 6,03 cm ² (0,50%) A2: 4,02 cm ² (0,33%) + 3,51 cm ² U: 0,17%	A1: 5φ16 A2: 6φ16 + 7φ8 U φ8/9 m=2  A1: 10,05 cm ² (0,83%) A2: 12,06 cm ² (1,0%) + 3,51 cm ² U: 0,37%
STUB		
Usvojena armatura	12φ20 U φ10/10 m=4 37,7 cm ² (1,04%) U: 0,52%	

Tabela A- 14 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 10s-DCH-0.2g

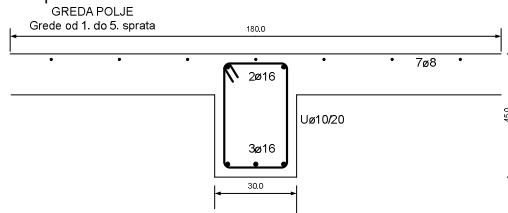
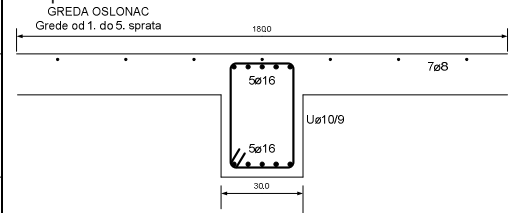
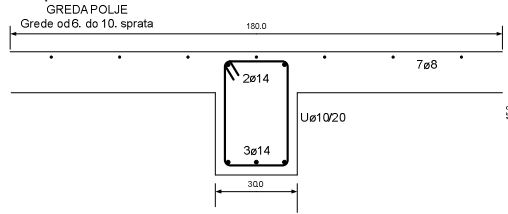
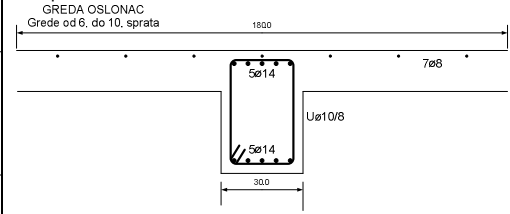
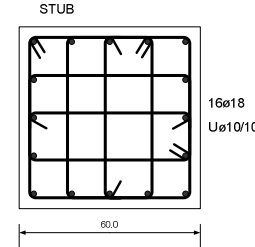
Okvir 10s-DCH-0.2g		
	Greda polje - grede od 1. do 5. sprata	Greda oslonac- grede 1. do 5. sprata
Potrebna armatura	A ₁ : 3,20 cm ² A ₂ : 2,56 cm ²	A ₁ : 5,32 cm ² A ₂ : 9,97 cm ²
Usvojena armatura	A ₁ : 3φ16 A ₂ : 2φ16 + 7φ8 U φ10/20 m=2  A ₁ : 6,03 cm ² (0,50%) A ₂ : 4,02cm ² (0,33%) + 3,51 cm ² U: 0,26%	A ₁ : 5φ16 A ₂ : 5φ16+ 7φ8 U φ10/9 m=2  A ₁ : 10,05 cm ² (0,83%) A ₂ : 10,05cm ² (0,83%) + 3,51 cm ² U: 0,58%
	Greda polje - grede 6. do 10. sprata	Greda oslonac- grede 6. do 10. sprata
Potrebna armatura	A ₁ : 2,57 cm ² A ₂ : 2,02 cm ²	A ₁ : 2,87 cm ² A ₂ : 7,56 cm ²
Usvojena armatura	A ₁ : 3φ14 A ₂ : 2φ14 + 7φ8 U φ10/20 m=2  A ₁ : 4,62cm ² (0,38%) A ₂ : 3,08cm ² (0,25%)+3,51 cm ² U: 0,26%	A ₁ : 5φ14 A ₂ : 5φ14 + 7φ8 U φ10/10 m=2  A ₁ : 7,70cm ² (0,64%) A ₂ : 7,70cm ² (0,64%)+3,51 cm ² U: 0,65%
STUB		
Usvojena armatura	16φ18 U φ10/10 m=5 40,72 cm ² (1,13%) U: 0,65%	

Tabela A- 15 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 10s-DCM-0.3g

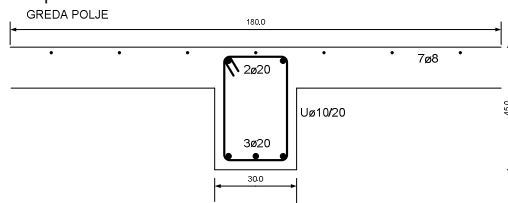
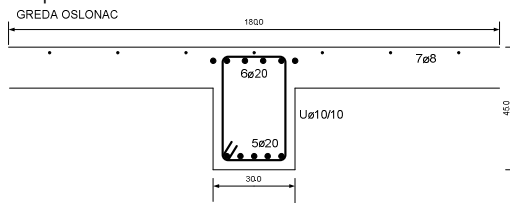
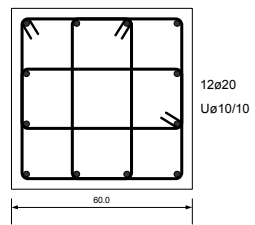
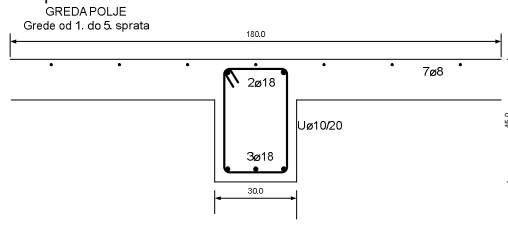
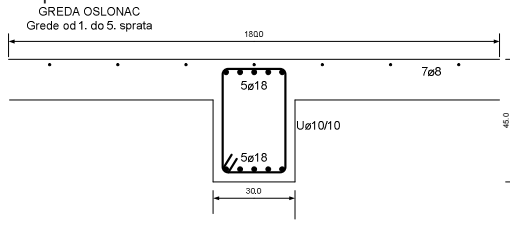
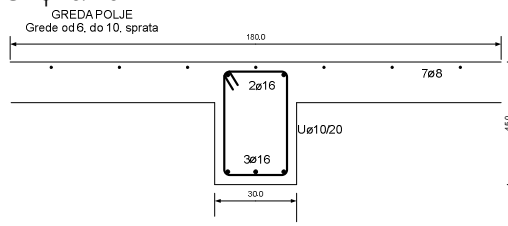
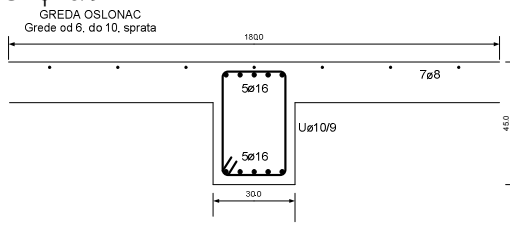
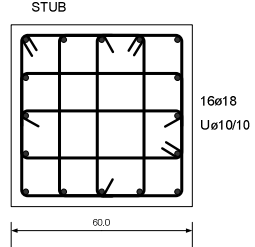
Okvir 10s-DCM-0.3g		
	Greda polje	Greda oslonac
Potrebna armatura	A ₁ : 6,26 cm ² A ₂ : 5,95 cm ²	A ₁ : 11,21 cm ² A ₂ : 19,5 cm ²
Usvojena armatura	A1: 3φ20 A2: 2φ20 + 7φ8 U φ10/20 m=2  A1: 9,42 cm ² (0,78%) A2: 6,28 cm ² (0,52%) + 3,51 cm ² U: 0,26%	A1: 5φ20 A2: 6φ20 + 7φ8 U φ10/10 m=2  A1: 15,71 cm ² (1,31%) A2: 18,85 cm ² (1,57%) + 3,51 cm ² U: 0,52%
STUB		
Usvojena armatura	12φ20 U φ10/10 m=4 37,7 cm ² (1,04%) U: 0,52%	

Tabela A- 16 Geometrijske karakteristike poprečnih preseka greda i stubova okvira 10s-DCH-0.3g

Okvir 10s-DCH-0.3g		
	Greda polje - grede od 1. do 5. sprata	Greda oslonac- grede 1. do 5. sprata
Potrebna armatura	A ₁ : 4,67 cm ² A ₂ : 3,76 cm ²	A ₁ : 7,35 cm ² A ₂ : 12,79 cm ²
Usvojena armatura	A ₁ : 3φ18 A ₂ : 2φ18 + 7φ8 U φ10/20 m=2 	A ₁ : 5φ18 A ₂ : 5φ18+ 7φ8 U φ10/10 m=2 
	A ₁ : 7,63 cm ² (0,63%) A ₂ : 5,09 cm ² (0,42%) + 3,51 cm ² U: 0,26%	A ₁ : 12,72 cm ² (1,06%) A ₂ : 12,72 cm ² (1,06%) + 3,51 cm ² U: 0,52%
	Greda polje - grede 6. do 10. sprata	Greda oslonac- grede 6. do 10. sprata
Potrebna armatura	A ₁ : 3,09 cm ² A ₂ : 2,32 cm ²	A ₁ : 4,47 cm ² A ₂ : 8,91 cm ²
Usvojena armatura	A ₁ : 3φ16 A ₂ : 2φ16 + 7φ8 U φ10/20 m=2 	A ₁ : 5φ16 A ₂ : 5φ16 + 7φ8 U φ10/9 m=2 
	A ₁ : 6,03 cm ² (0,50%) A ₂ : 4,02 cm ² (0,25%) + 3,51 cm ² U: 0,26%	A ₁ : 10,05 cm ² (0,83%) A ₂ : 10,05 cm ² (0,83%) + 3,51 cm ² U: 0,58%
STUB		
Usvojena armatura	16φ18 U φ10/10 m=5 40,72 cm ² (1,13%) U: 0,65%	

PRILOG B

Mehaničke karakteristike materijala greda i stubova

Tabela B- 1 Mehaničke karakteristike materijala utegnutih preseka elemenata okvira spratnosti 4

	Okvir 4s-DCM-0.2g			Okvir 4s-DCH-0.2g		
	f_{pc} [MPa]	ε_{psc0} [‰]	ε_{psu} [‰]	f_{pc} [MPa]	ε_{psc0} [‰]	ε_{psu} [‰]
Greda oslonac	41,463	3,20	10,18	42,506	3,50	12,18
Stub	47,223	4,87	20,94	50,588	5,84	26,70

	Okvir 4s-DCM-0.3g			Okvir 4s-DCH-0.3g		
	f_{pc} [MPa]	ε_{psc0} [‰]	ε_{psc0} [‰]	f_{pc} [MPa]	ε_{psc0} [‰]	ε_{psc0} [‰]
Greda oslonac	41,536	3,22	10,32	42,506	3,50	12,18
Stub	47,223	4,87	20,94	50,588	5,84	26,70

Tabela B- 2 Mehaničke karakteristike materijala utegnutih preseka elemenata okvira spratnosti 6

	Okvir 6s-DCM-0.2g			Okvir 6s-DCH-0.2g		
	f_{pc} [MPa]	ε_{psc0} [‰]	ε_{psu} [‰]	f_{pc} [MPa]	ε_{psc0} [‰]	ε_{psu} [‰]
Greda oslonac	41,536	3,22	10,32	42,506	3,50	12,18
Stub	50,597	5,85	26,72	50,597	5,85	26,72

	Okvir 6s-DCM-0.3g			Okvir 6s-DCH-0.3g		
	f_{pc} [MPa]	ε_{psc0} [‰]	ε_{psu} [‰]	f_{pc} [MPa]	ε_{psc0} [‰]	ε_{psu} [‰]
Greda oslonac	42,696	3,56	12,55	42,506	3,50	12,18
Stub	50,597	5,85	26,72	50,597	5,85	26,72

Tabela B- 3 Mehaničke karakteristike materijala utegnutih preseka elemenata okvira spratnosti 8

	Okvir 8s-DCM-0.2g			Okvir 8s-DCH-0.2g		
	f_{pc} [MPa]	ε_{psc0} [‰]	ε_{psu} [‰]	f_{pc} [MPa]	ε_{psc0} [‰]	ε_{psu} [‰]
Greda oslonac	42,014	3,36	11,24			
1.- 4. sprata				42,602	3,53	12,37
5.-8. sprata				42,506	3,50	12,18
Stub	49,696	5,59	25,22	58,040	8,0	37,98

	Okvir 8s-DCM-0.3g			Okvir 8s-DCH-0.3g		
	f_{pc} [MPa]	ε_{psc0} [‰]	ε_{psu} [‰]	f_{pc} [MPa]	ε_{psc0} [‰]	ε_{psu} [‰]
Greda oslonac	43,529	3,8	14,14			
1.- 5. sprata				42,602	3,53	12,37
6.-8. sprata				42,506	3,50	12,18
Stub	49,718	5,59	25,25	58,040	8,0	37,98

Tabela B- 4 Mehaničke karakteristike materijala utegnutih preseka elemenata okvira spratnosti 10

	Okvir 10s-DCM-0.2g			Okvir 10s-DCH-0.2g		
	f_{pc} [MPa]	ϵ_{psc0} [‰]	ϵ_{psu} [‰]	f_{pc} [MPa]	ϵ_{psc0} [‰]	ϵ_{psu} [‰]
Greda oslonac	42,014	3,36	11,24			
1.- 5. sprata				44,038	3,95	15,10
6.-10. sprata				43,210	3,71	13,53
Stub	48,935	5,37	23,93	51,931	6,23	28,88

	Okvir 10s-DCM-0.3g			Okvir 10s-DCH-0.3g		
	f_{pc} [MPa]	ϵ_{psc0} [‰]	ϵ_{psu} [‰]	f_{pc} [MPa]	ϵ_{psc0} [‰]	ϵ_{psu} [‰]
Greda oslonac	43,529	3,8	14,14			
1.- 5. sprata				43,424	3,77	13,94
6.-10. sprata				44,038	3,95	15,10
Stub	48,935	5,37	23,93	51,931	6,23	28,88

PRILOG C

Kapaciteti rotacija tetive i raspoloživa duktilnost krivine stubova i greda

Tabela C- 1 Kapacitet rotacije tetive elemenata okvira spratnosti 4 za granično stanje blizu rušenja

Okvir	Grede		Stubovi (N [kN])	
	Zat. gore	Zat. dole	Unutrašnji	Spoljašnji
4s-DCM-0.2g	0,0374	0,0509	0,0247 (924)	0,0253 (800)
4s-DCH-0.2g				
1. i 2.sprat	0,0411	0,0477	0,0259 (918)	0,0268 (761)
3 i 4. sprat	0,0395	0,0496	0,0274 (455)	0,0278 (364)
4s-DCM-0.3g	0,0398	0,0478	0,0247 (933)	0,0250 (861)
4s-DCH-0.3g				
1. sprat	0,0415	0,0472	0,0263 (924)	0,0270 (801)
2. sprat	0,0411	0,0477	0,0262 (672)	0,0268 (569)
3. i 4. sprat	0,0405	0,0484	0,0274 (442)	0,0279 (361)

Tabela C- 2 Kapacitet rotacije tetive elemenata okvira spratnosti 6 za granično stanje blizu rušenja

Okvir	Grede		Stubovi (N [kN])	
	Zat. gore	Zat. dole	Unutrašnji	Spoljašnji
6s-DCM-0.2g	0,0391	0,0487	0,0230 (1387)	0,0235 (1248)
6s-DCH-0.2g	0,0411	0,0477	0,0230 (1384)	0,0237 (1201)
6s-DCM-0.3g	0,0409	0,0482	0,0230 (1395)	0,0231 (1347)
6s-DCH-0.3g	0,0419	0,0468	0,0230 (1390)	0,0234 (1276)

Tabela C- 3 Kapacitet rotacije tetive elemenata okvira spratnosti 8 za granično stanje blizu rušenja

Okvir	Grede		Stubovi (N [kN])	
	Zat. gore	Zat dole	Unutrašnji	Spoljašnji
8s-DCM-0.2g	0,0398	0,0485	0,0214 (1862)	0,0217 (1766)
8s-DCH-0.2g				
1. - 4. sprata	0,0414	0,0474	0,0266 (1858)	0,0272 (1683)
5. - 8. sprata	0,0407	0,0482	0,0294 (692)	0,0298 (587)
8s-DCM-0.3g	0,0415	0,0486	0,0203 (1866)	0,0203 (1860)
8s-DCH-0.3g				
1. - 5. sprata	0,0418	0,0470	0,0265 (1863)	0,0268 (1787)
6. - 8. sprata	0,0407	0,0482	0,0303 (463)	0,0306 (395)

Tabela C- 4 Kapacitet rotacije tetive elemenata okvira spratnosti 10 za granično stanje blizu rušenja

Okvir	Grede		Stubovi (N [kN])	
	Zat. gore	Zat dole	Unutrašnji	Spoljašnji
10s-DCM-0.2g	0,0396	0,0482	0,0191 (2348)	0,0193 (2238)
10s-DCH-0.2g				
1. - 5. sprata	0,0423	0,0484	0,0211 (2347)	0,0215 (2154)
6. - 10. sprata	0,0421	0,0499	0,0228 (1143)	0,0232 (1005)
10s-DCM-0.3g	0,0415	0,0486	0,0191 (2351)	0,0188 (2498)
10s-DCH-0.3g				
1. - 5. sprata	0,0425	0,0474	0,0205 (2349)	0,0206 (2302)
6. - 10. sprata	0,0423	0,0484	0,0246 (939)	0,0249 (849)

Raspoloživa duktilnost krivine za preseke spoljašnjih stubova i greda (zatezanje sa gornje strane)

Tabela C- 5 Raspoloživa duktilnost krivine greda i stubova za okvir spratnosti 4

Okvir	Greda	Stub (N [kN])
4s-DCM-0.2g	27,7	27,2 (-800)
4s-DCH-0.2g	46,3	38,6 (-761)
4s-DCM-0.3g	27,4	25,9 (-861)
4s-DCH-0.3g	34,2	35,7 (-801)

Tabela C- 6 Raspoloživa duktilnost krivine greda i stubova za okvir spratnosti 6

Okvir	Greda	Stub (N [kN])
6s-DCM-0.2g	29,5	31,9 (-1248)
6s-DCH-0.2g	47,8	32,6 (-1201)
6s-DCM-0.3g	26,3	27,2 (-1347)
6s-DCH-0.3g	32,9	31,0 (-1276)

Tabela C- 7 Raspoloživa duktilnost krivine greda i stubova za okvir spratnosti 8

Okvir	Greda	Stub (N [kN])
8s-DCM-0.2g	27,6	26,9 (-1766)
8s-DCH-0.2g	39,1	32,6 (-1683)
8s-DCM-0.3g	25,4	24,6 (-1860)
8s-DCH-0.3g	30,8	32,4 (-1787)

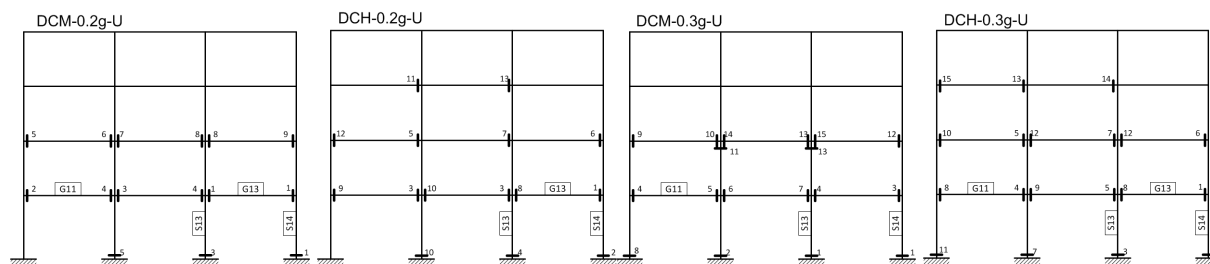
Tabela C- 8 Raspoloživa duktilnost krivine greda i stubova za okvir spratnosti 10

Okvir	Greda	Stub (N [kN])
10s-DCM-0.2g	27,6	26,6 (-2284)
10s-DCH-0.2g	41,8	32,0 (-2154)
10s-DCM-0.3g	25,4	21,3 (-2498)
10s-DCH-0.3g	36,3	30,8 (-2302)

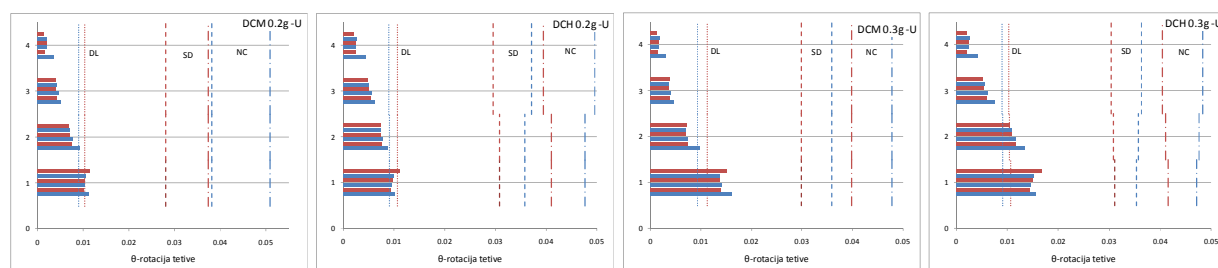
PRILOG D

Ostali rezultati nelinearne statičke i nelinearne dinamičke analize

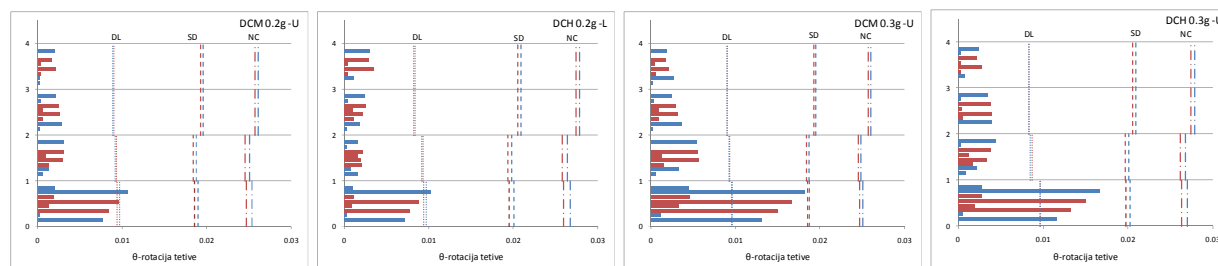
Ostali rezultati za granično stanje značajnog oštećenja (SD) primenom nelinearne statičke analize (NSA)



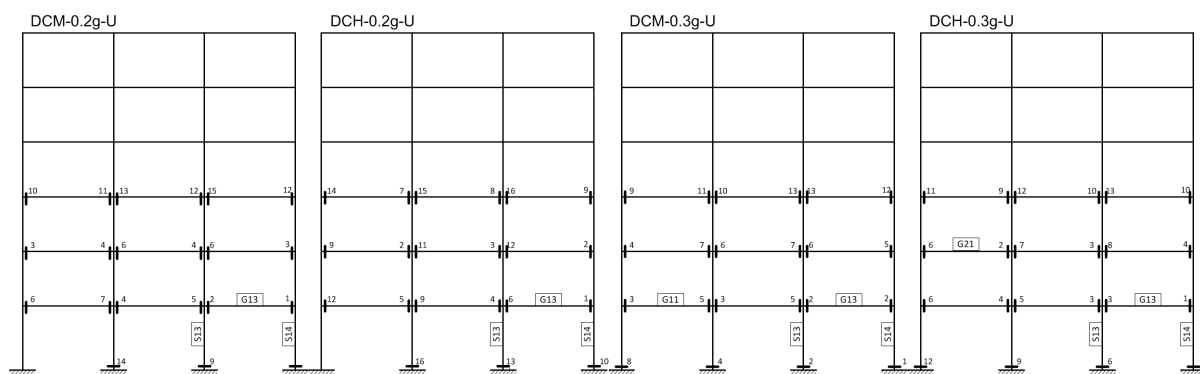
Slika D- 1 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA usled druge raspodele bočnih sila



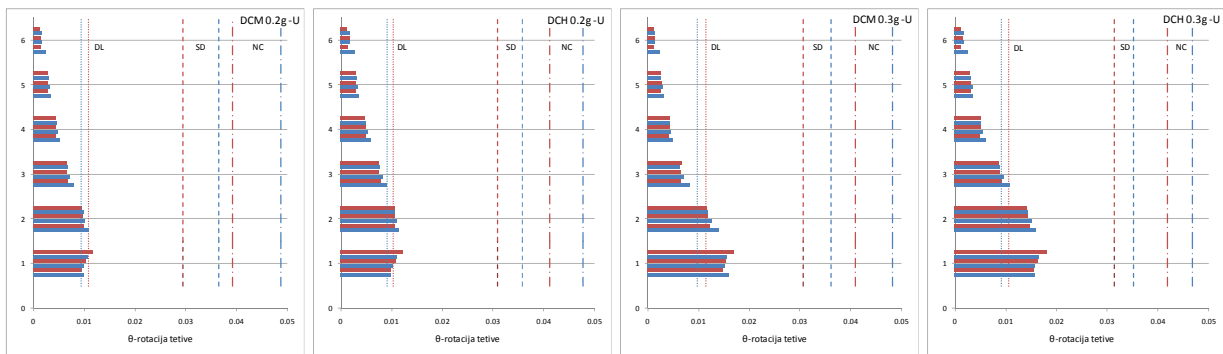
Slika D- 2 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA



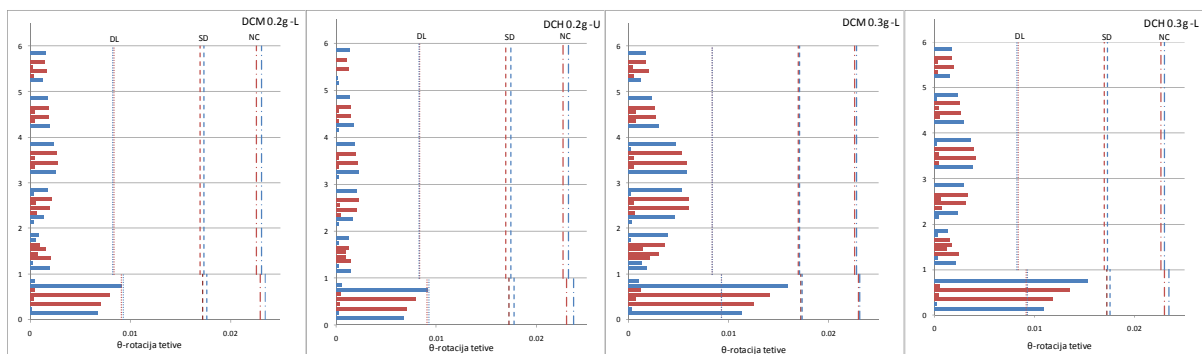
Slika D- 3 Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NSA



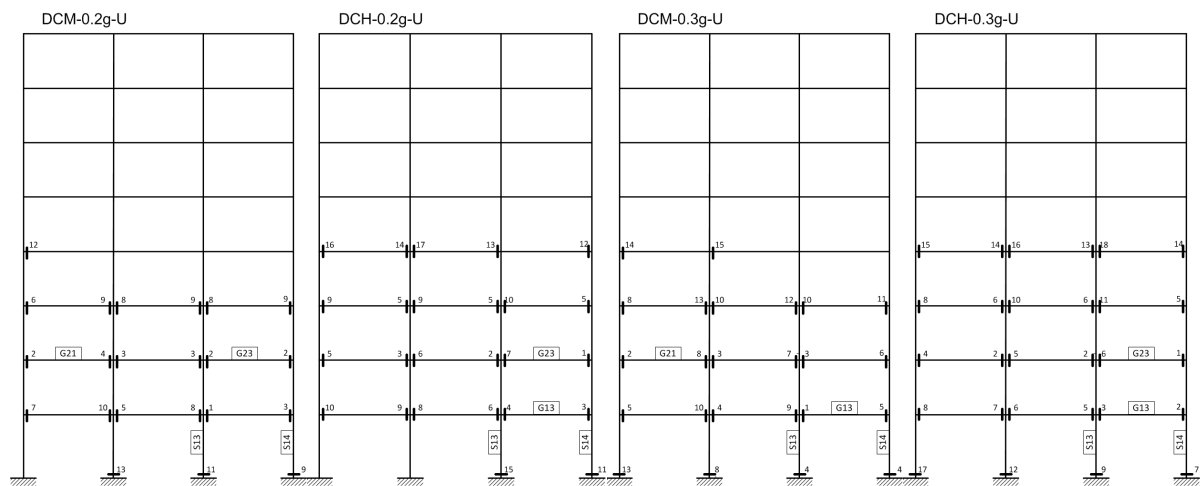
Slika D- 4 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 6 sprata za granično stanje SD primenom NSA usled druge raspodele bočnih sila



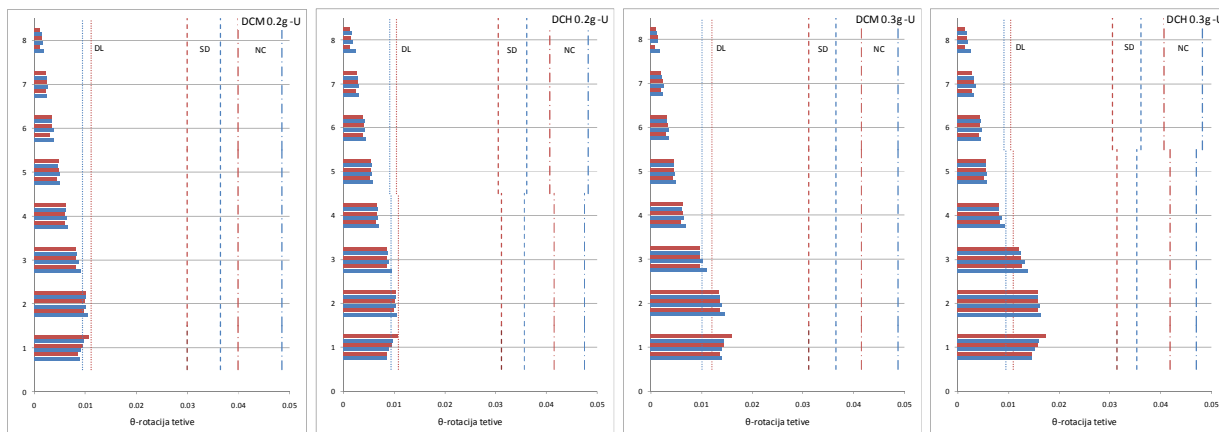
Slika D- 5 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA



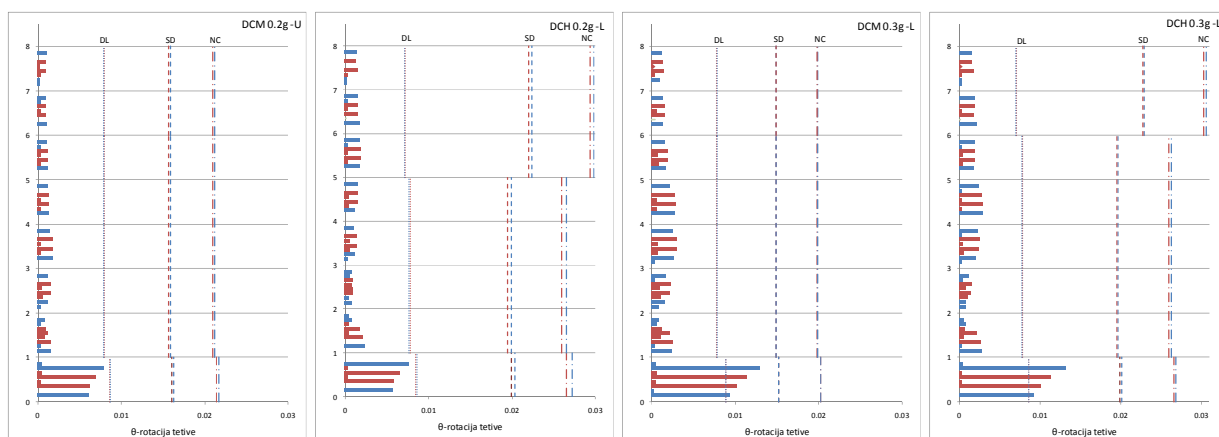
Slika D- 6 Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NSA



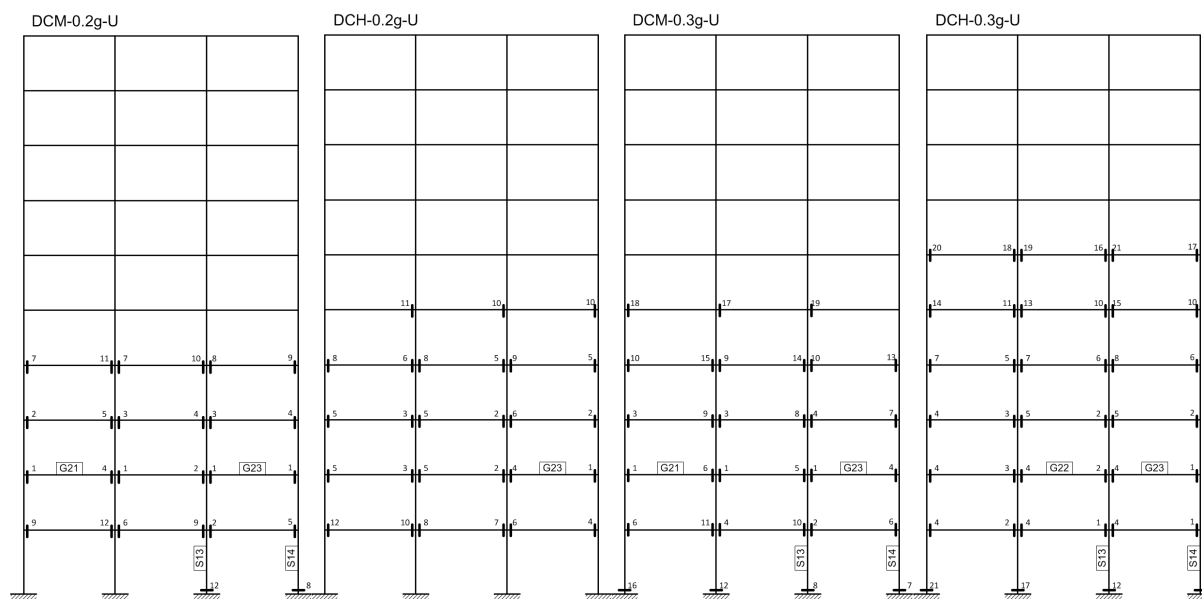
Slika D- 7 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA usled druge raspodele bočnih sila



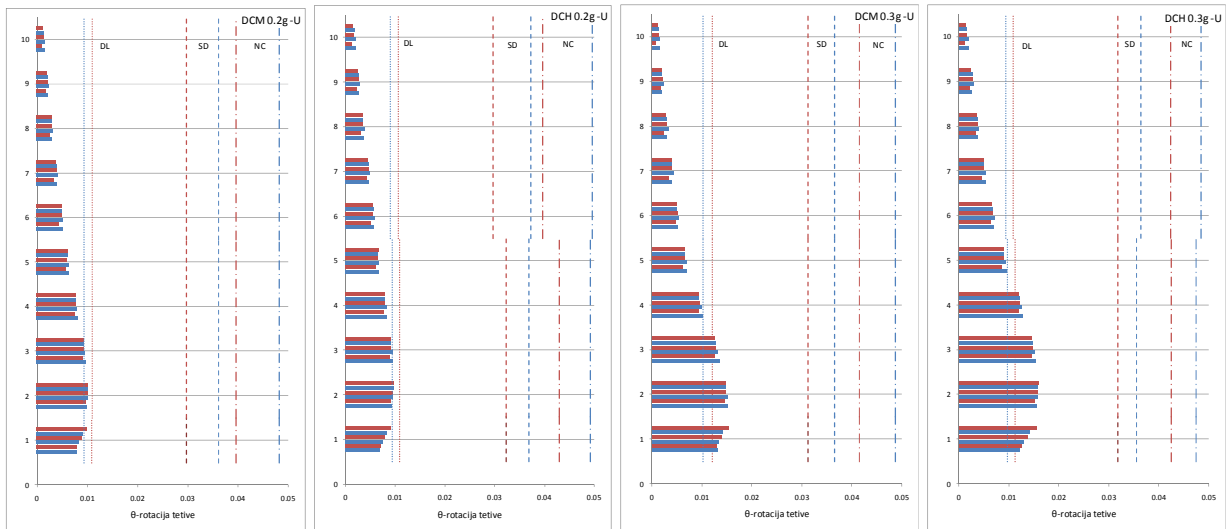
Slika D- 8 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA



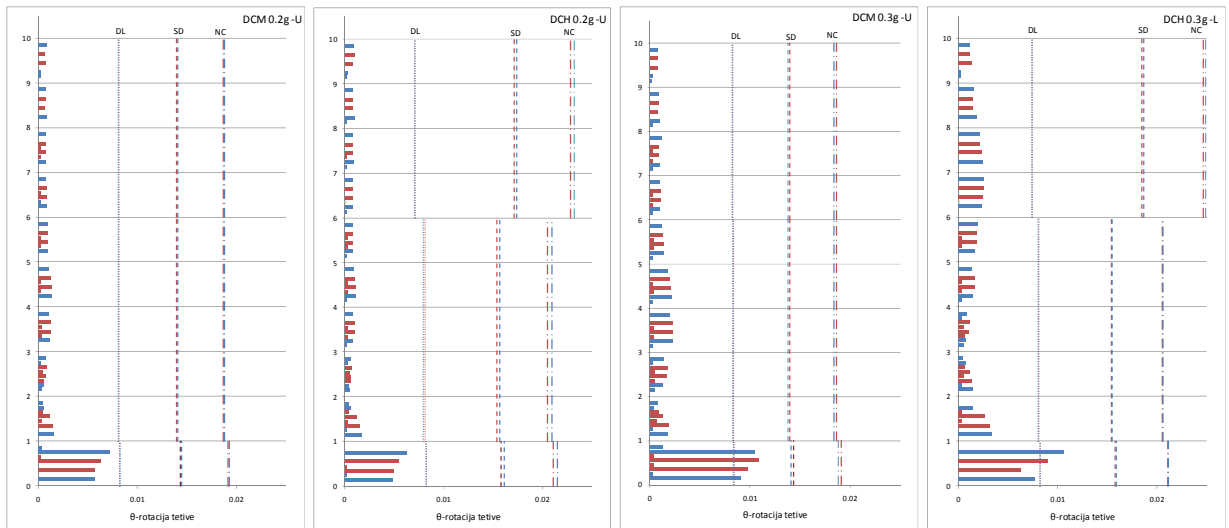
Slika D- 9 Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NSA



Slika D- 10 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA usled druge raspodele bočnih sila

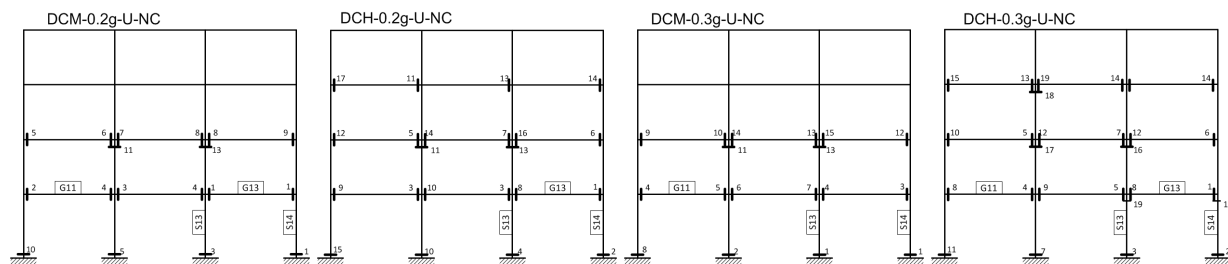


Slika D- 11 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA

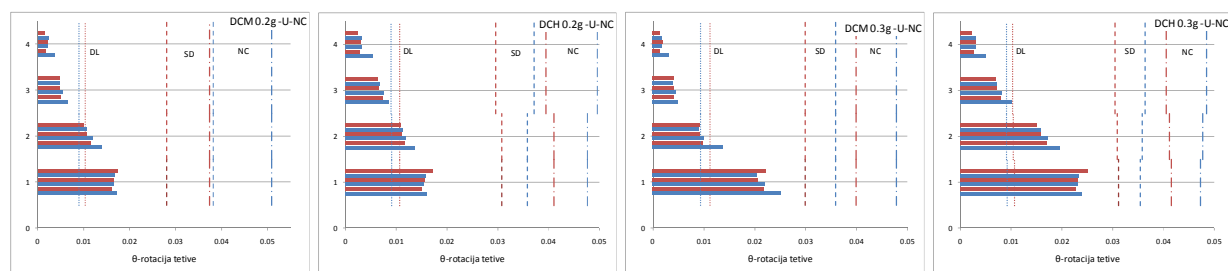


Slika D- 12 Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NSA

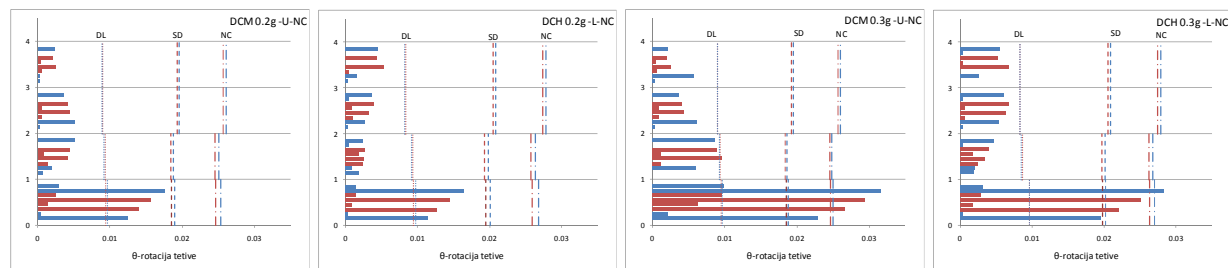
Ostali rezultati za granično stanje blizu rušenja (NC) primenom nelinearne statičke analize (NSA)



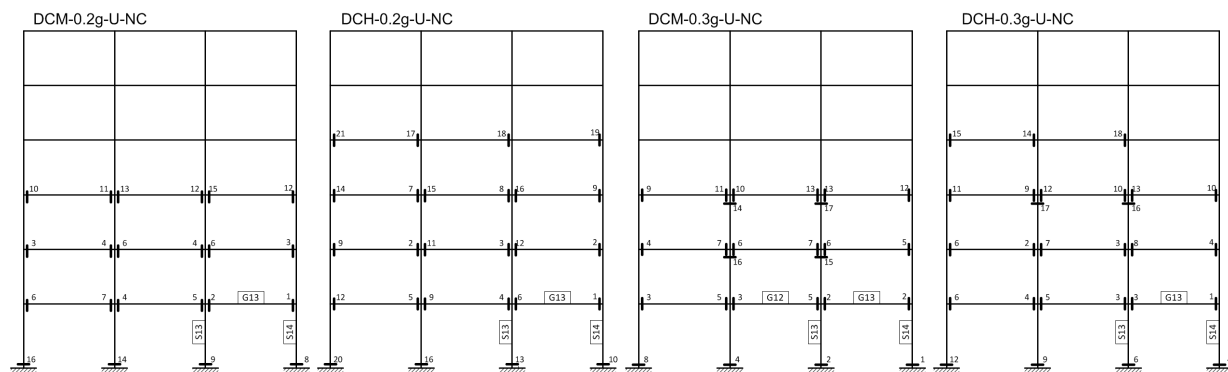
Slika D- 13 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA usled druge raspodele bočnih sila



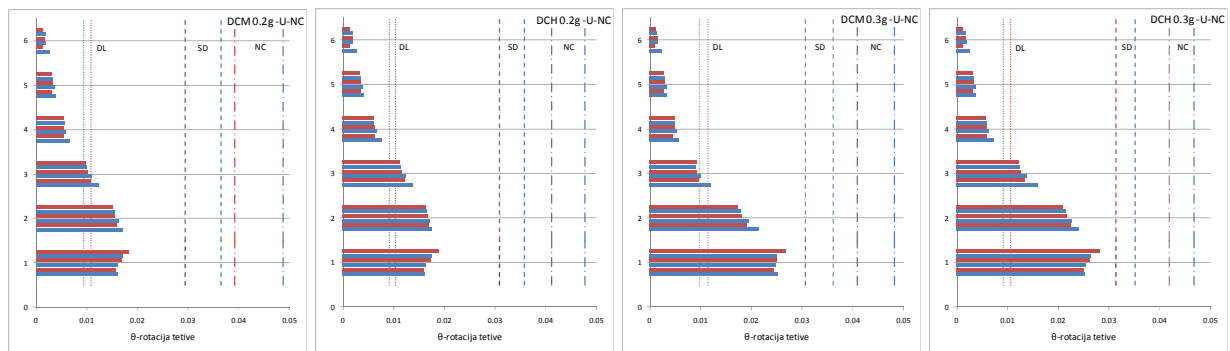
Slika D- 14 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA



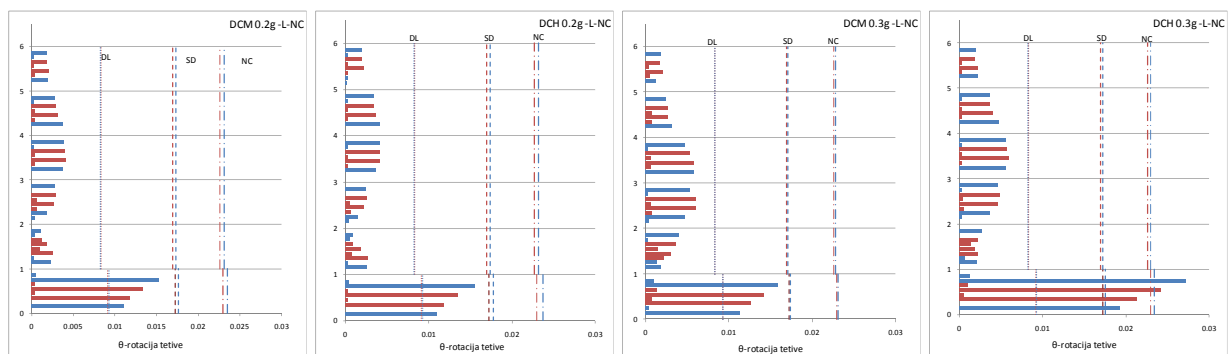
Slika D- 15 Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NSA



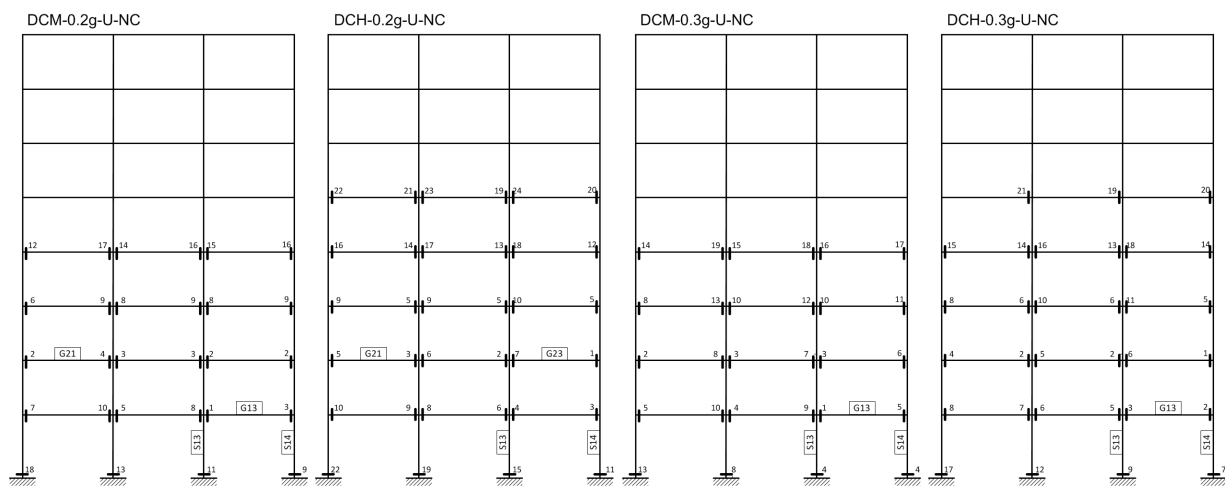
Slika D- 16 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 6 sprata za granično stanje NC primenom NSA usled druge raspodele bočnih sila



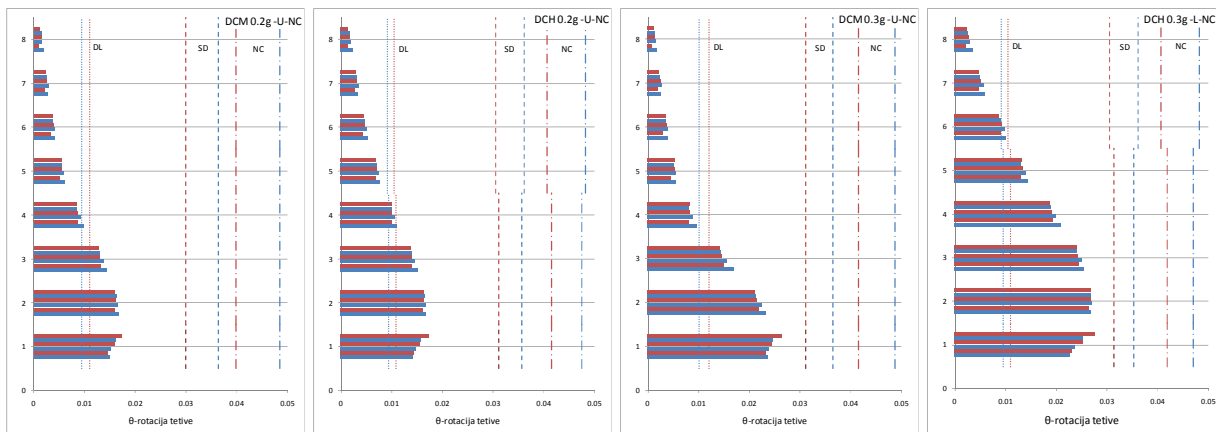
Slika D- 17 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 6 sprata za granično stanje NC primenom NSA



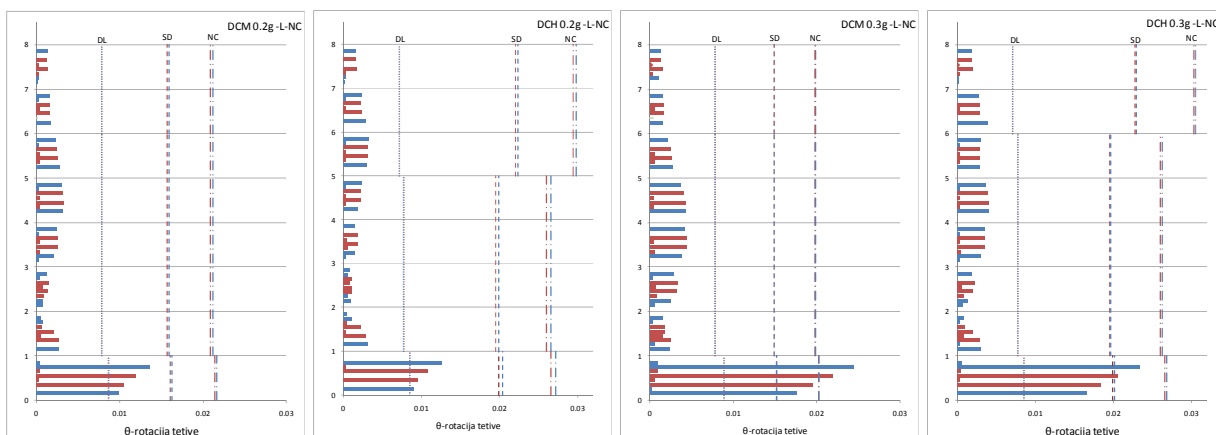
Slika D- 18 Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 6 sprata za granično stanje NC primenom NSA



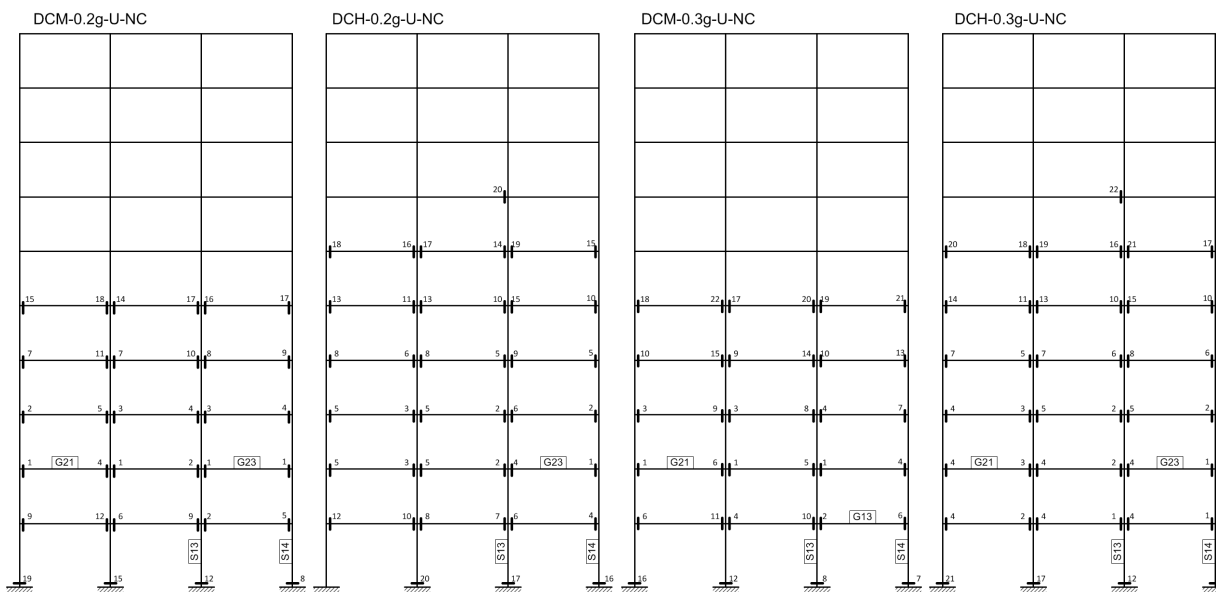
Slika D- 19 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NSA usled druge raspodele bočnih sila



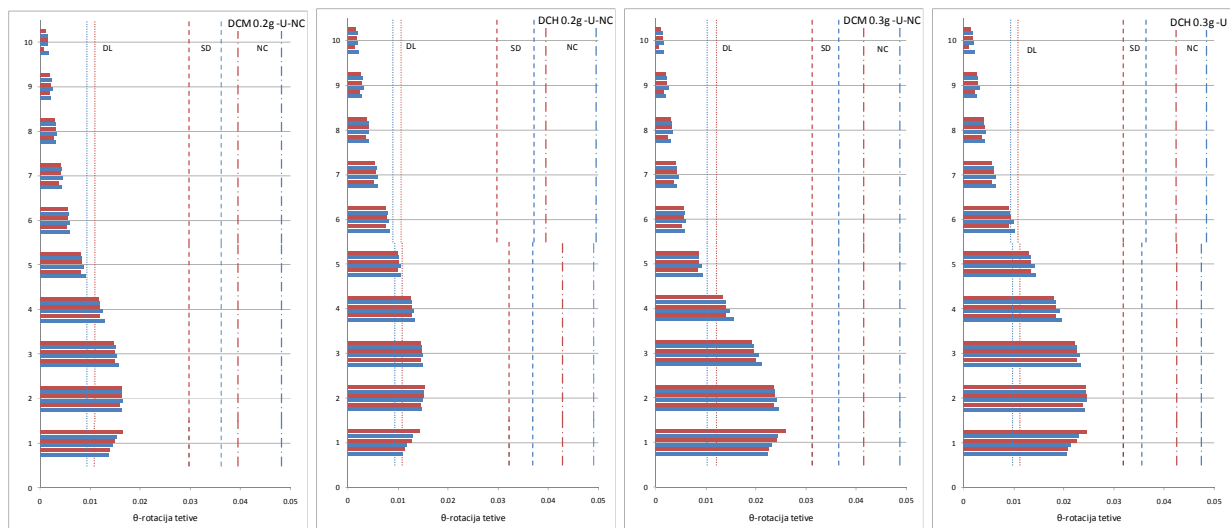
Slika D- 20 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA



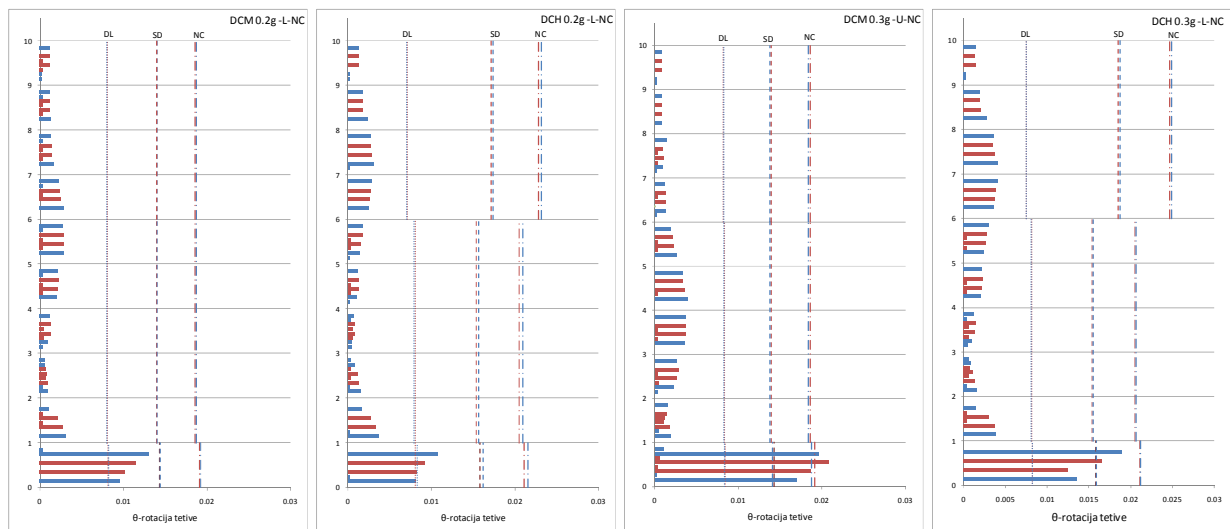
Slika D- 21 Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NSA



Slika D- 22 Raspored i redosled formiranja plastičnih zglobova za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA usled druge raspodele bočnih sila

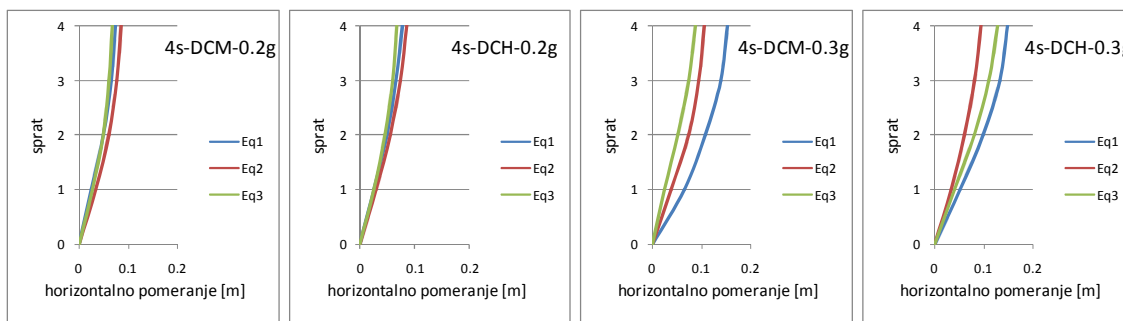


Slika D- 23 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA

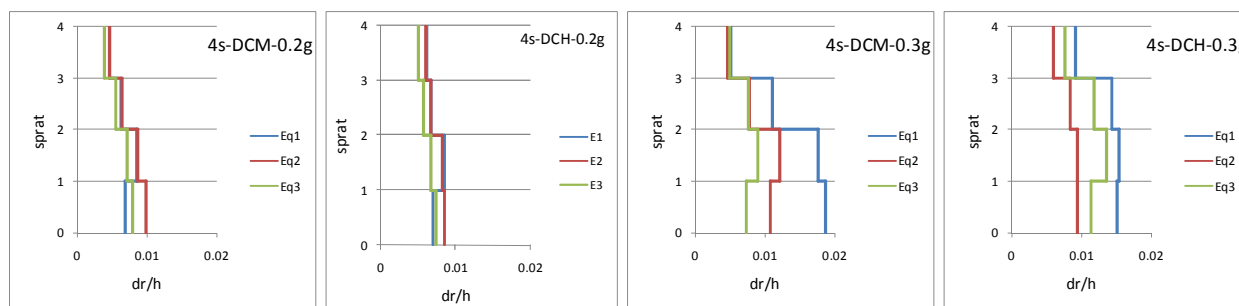


Slika D- 24 Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NSA

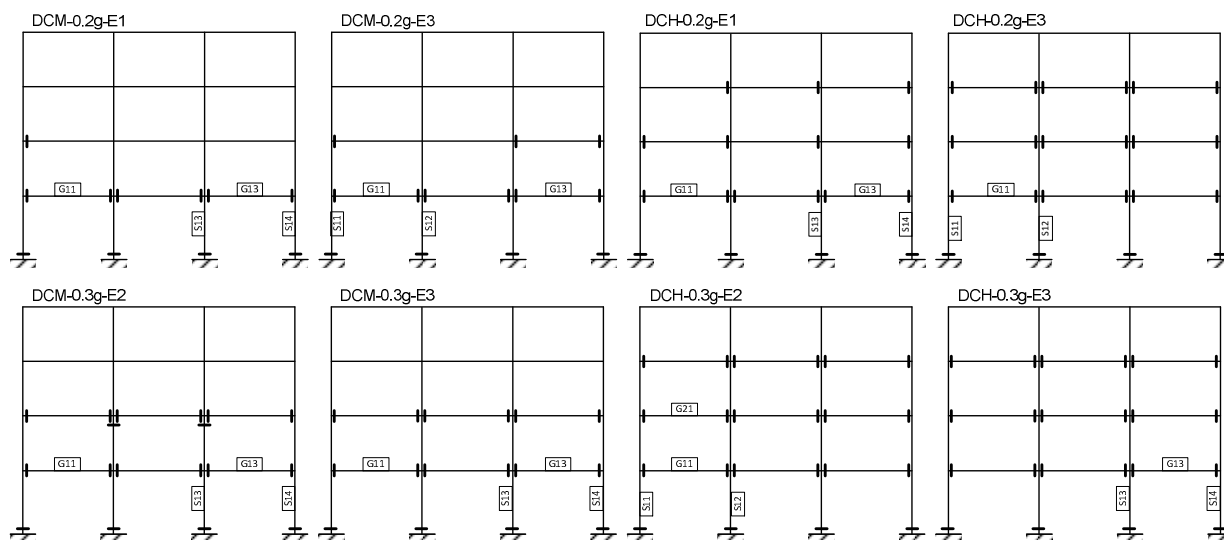
Ostali rezultati za granično stanje značajnog oštećenja (SD) primenom nelinearne dinamičke analize (NDA)



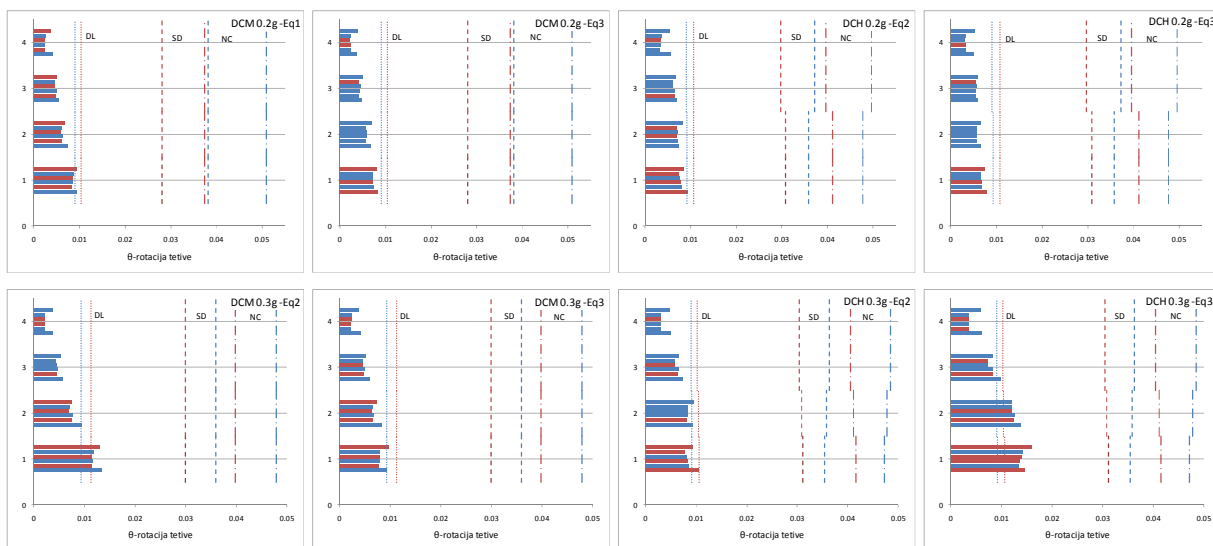
Slika D- 25 Oblici bočnog pomeranja okvira sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA



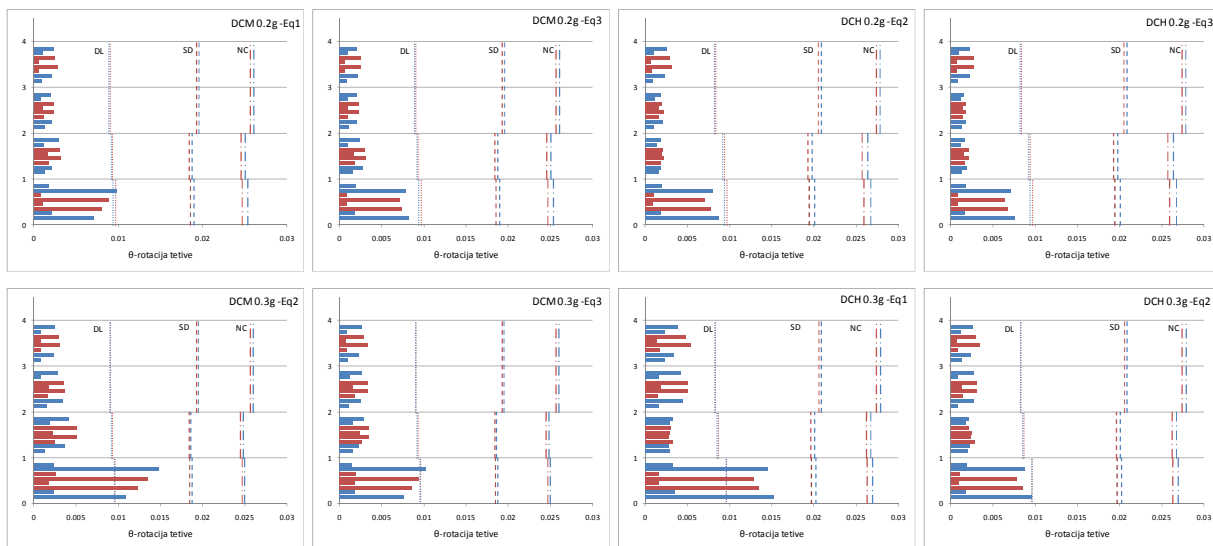
Slika D- 26 Međuspratna horizontalna pomeranja okvira sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA



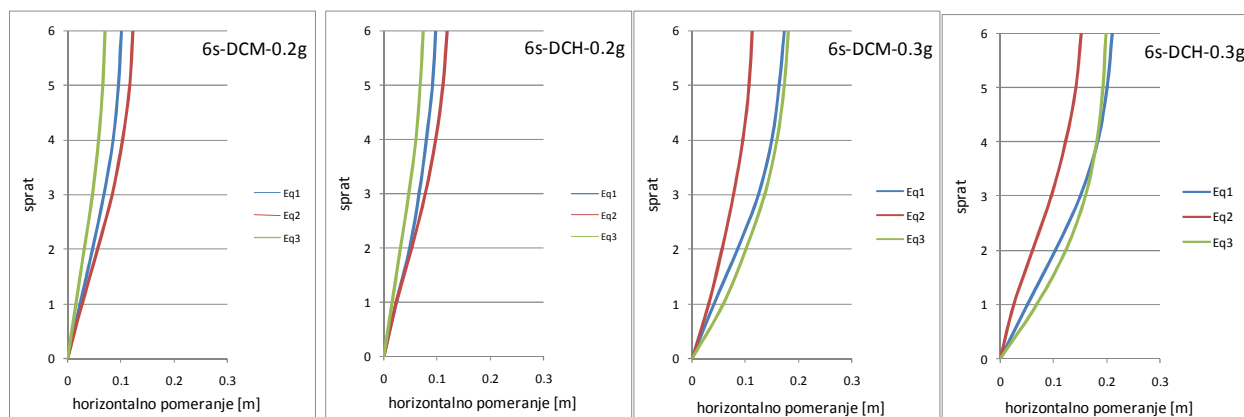
Slika D- 27 Raspored plastičnih zglobova okvira sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa



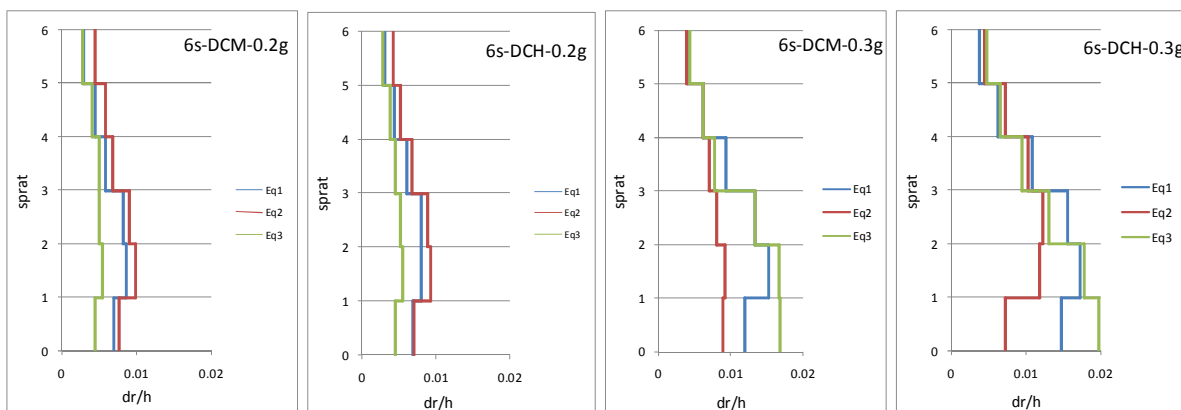
Slika D- 28 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa



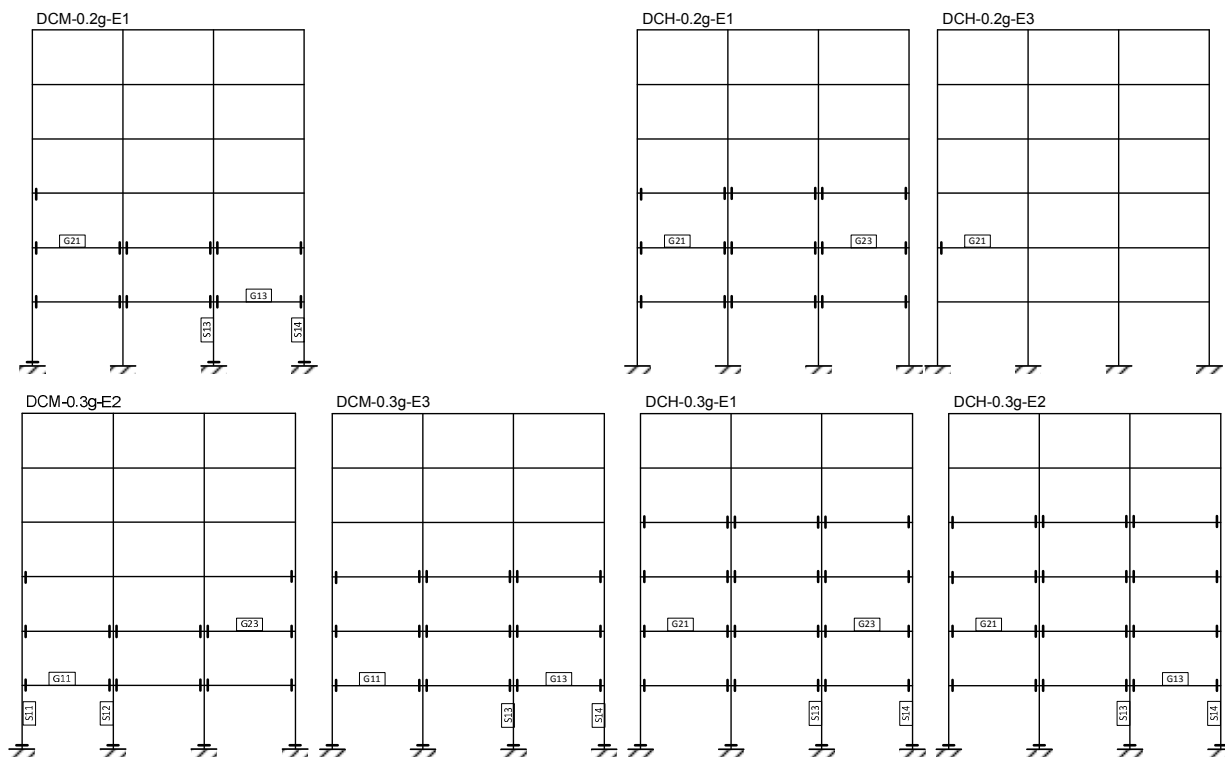
Slika D- 29 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 4 sprata za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa



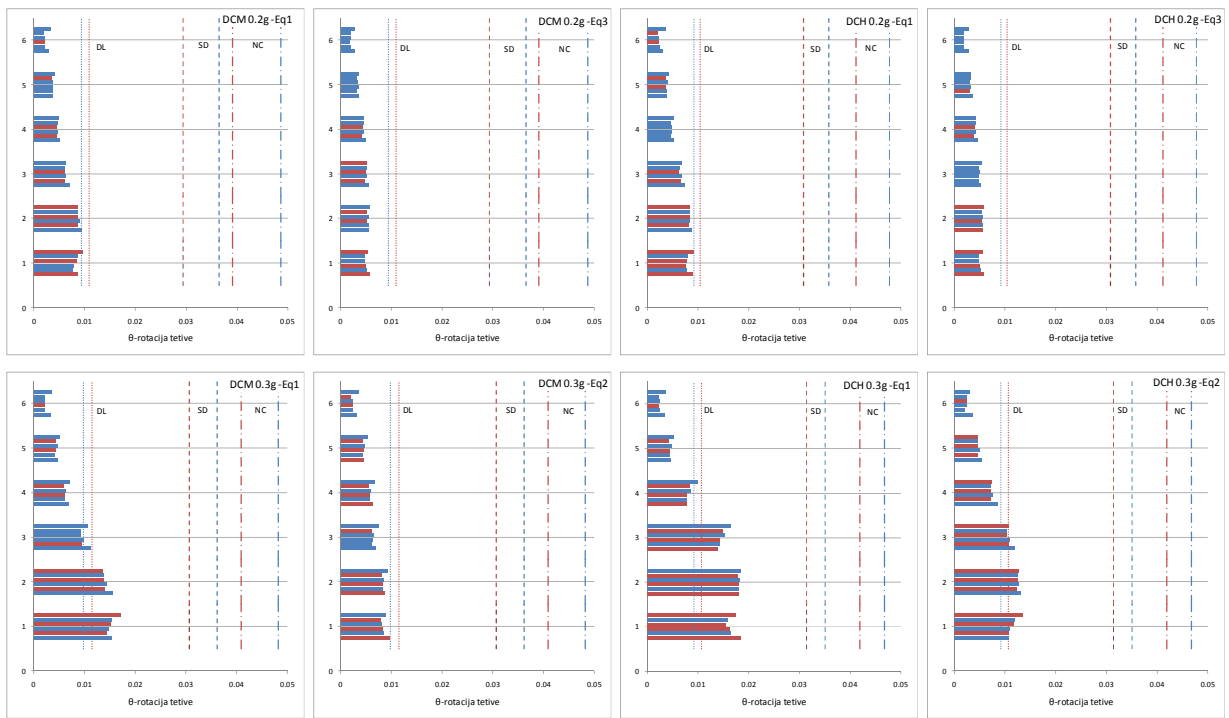
Slika D- 30 Oblici bočnog pomeranja okvira sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA



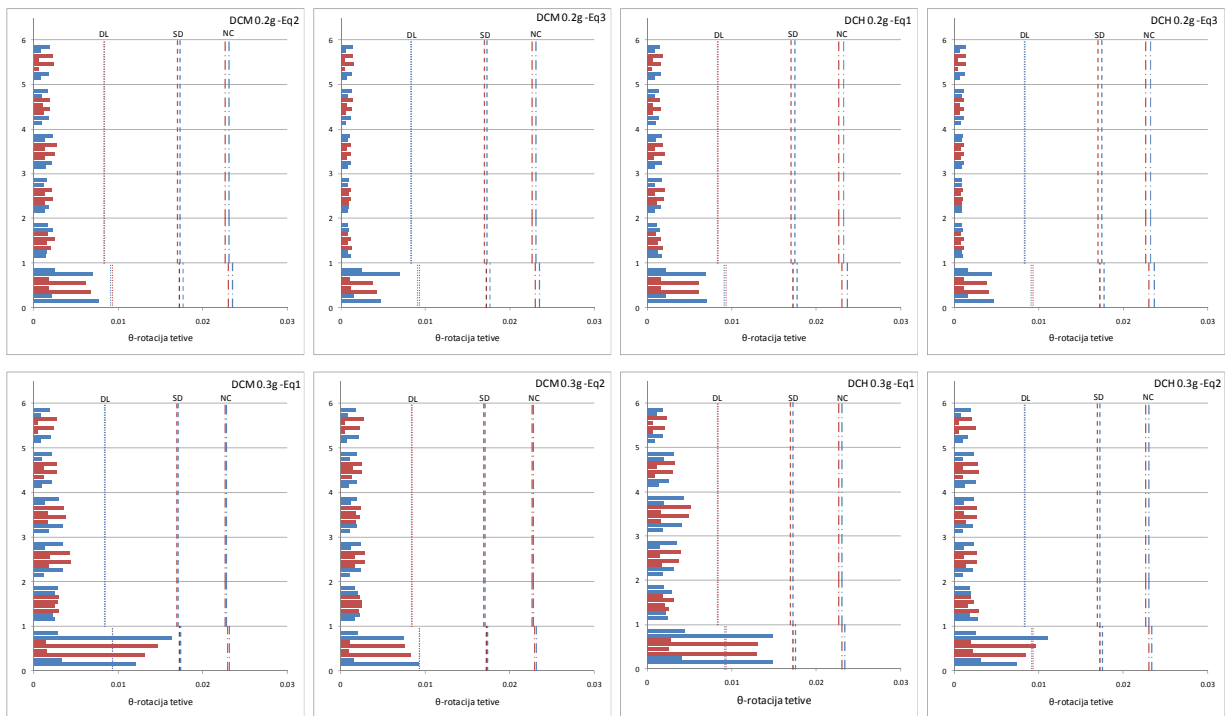
Slika D- 31 Meduspratno horizontalno pomeranje okvira sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA



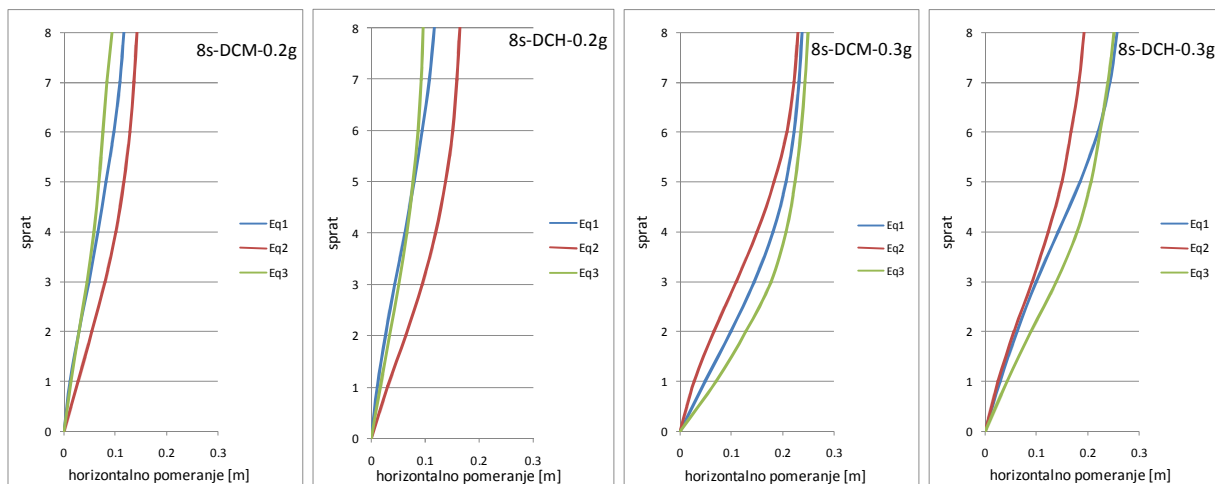
Slika D- 32 Raspored plastičnih zglobova okvira sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa



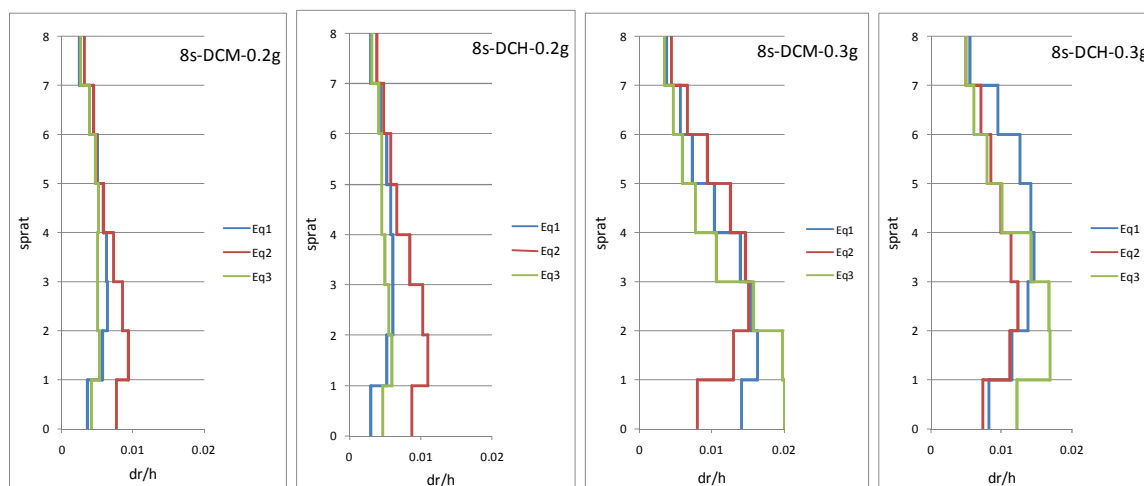
Slika D- 33 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa



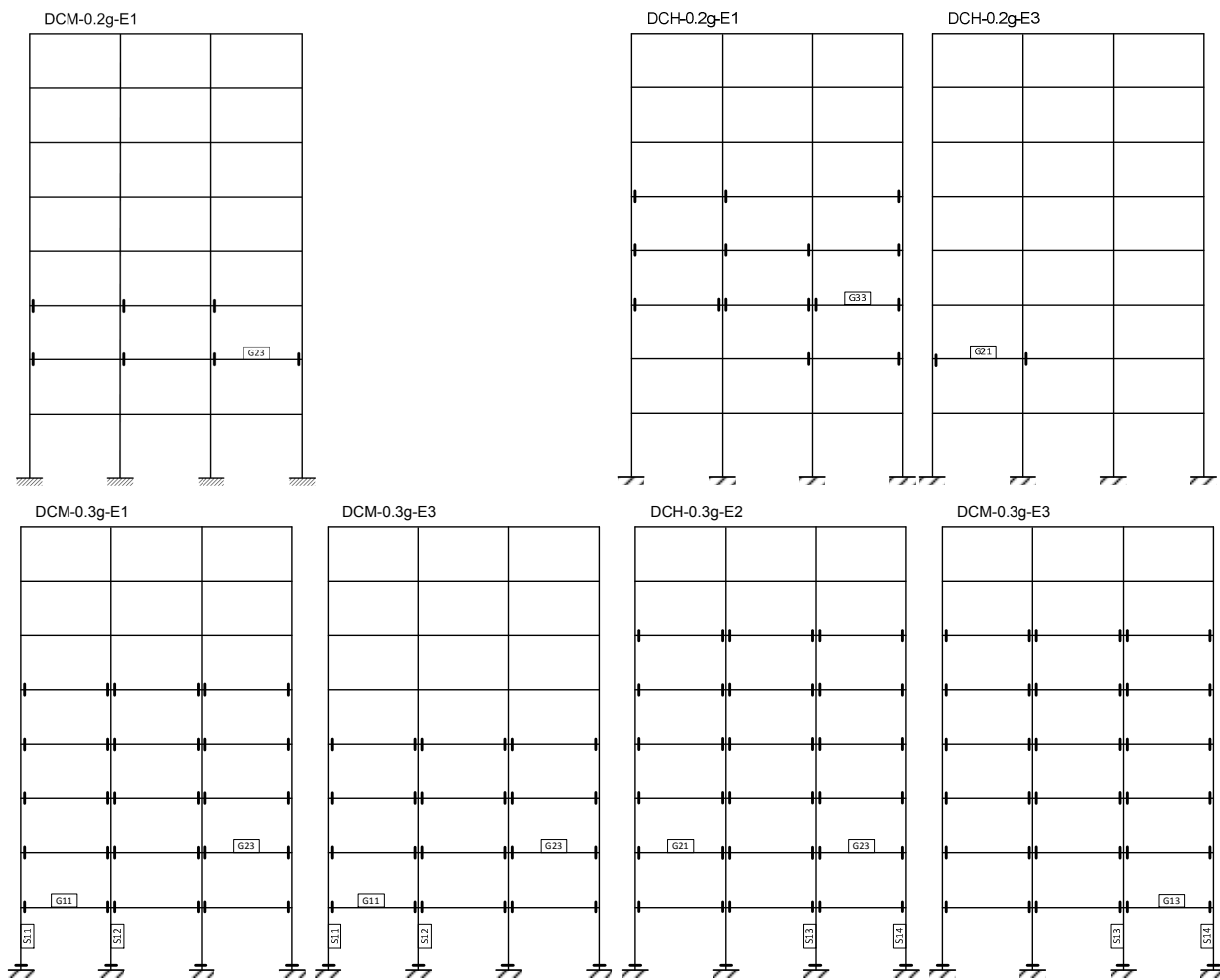
Slika D- 34 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 6 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa



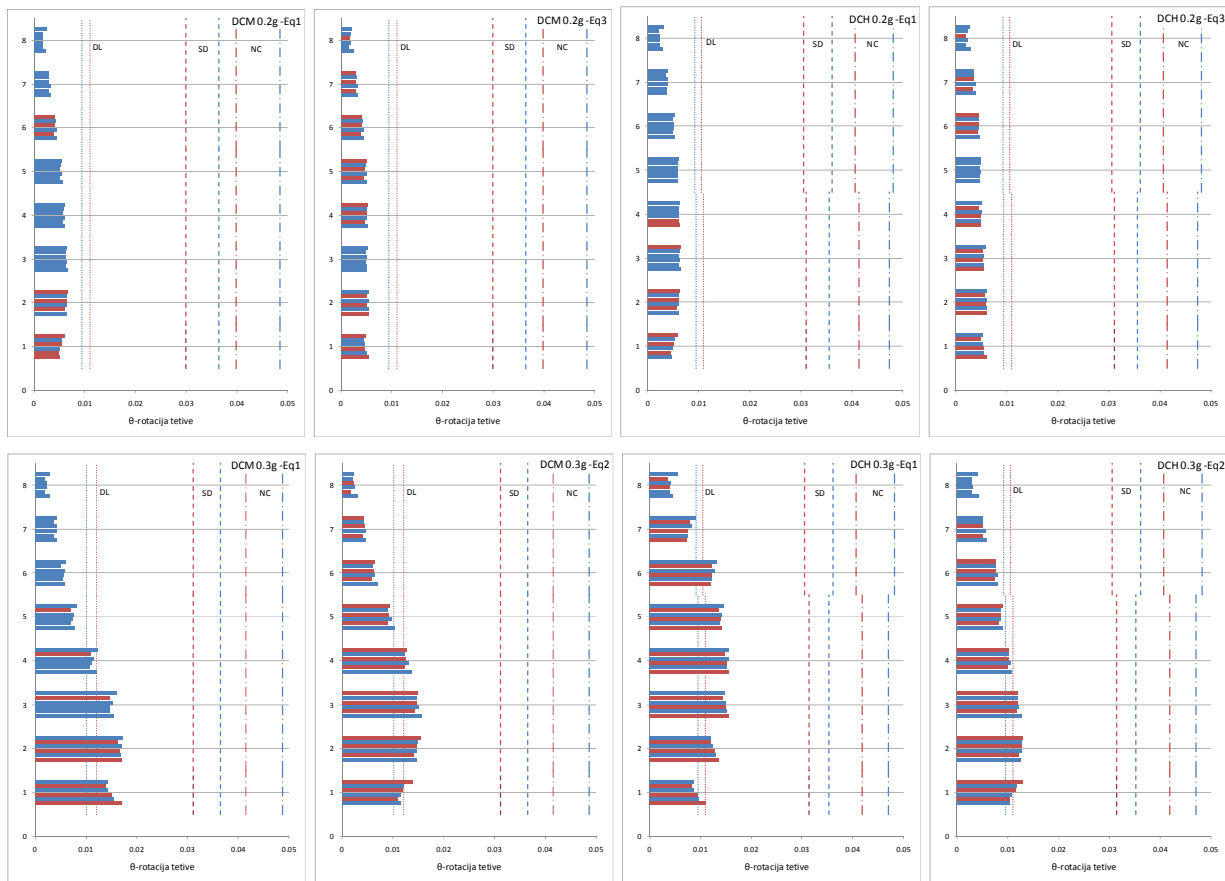
Slika D- 35 Oblici bočnog pomeranja okvira sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA



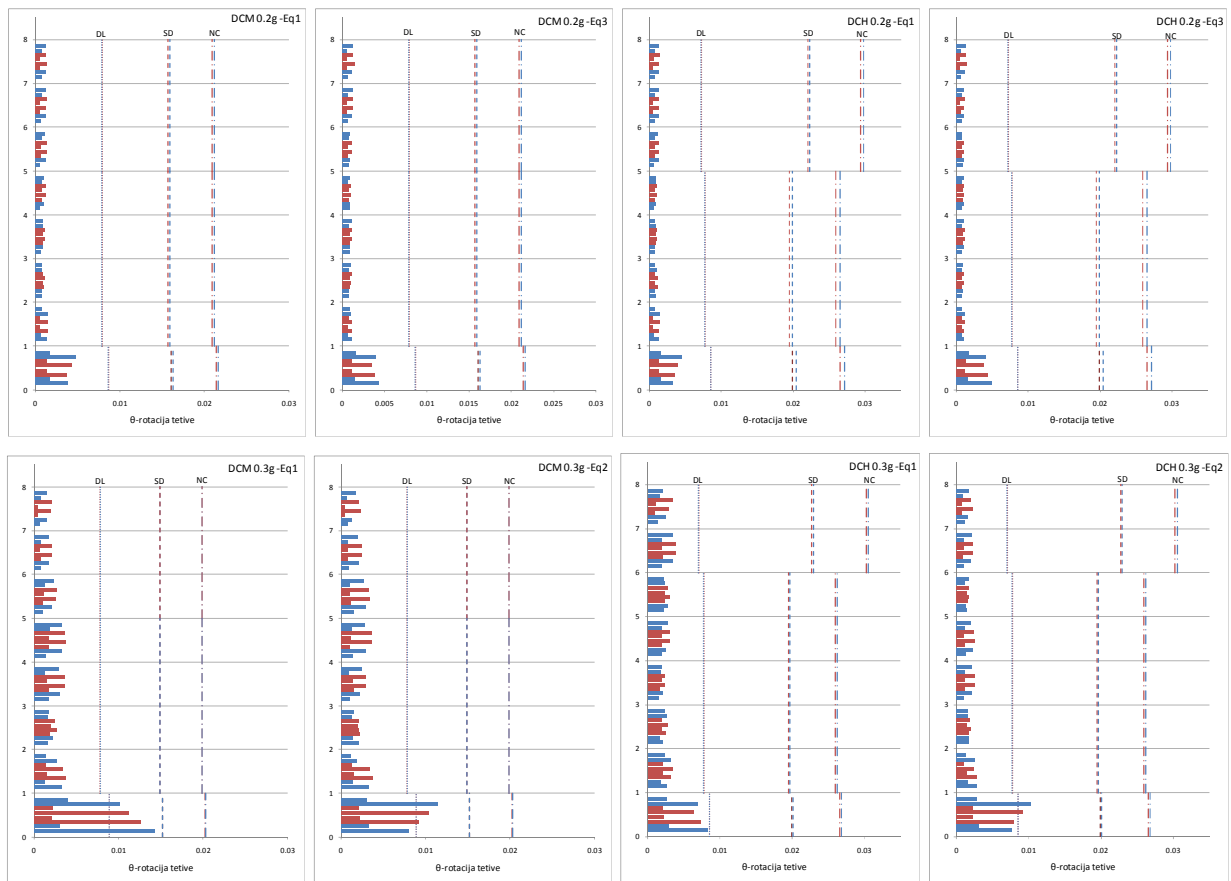
Slika D- 36 Međuspratno horizontalno pomeranje okvira sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA



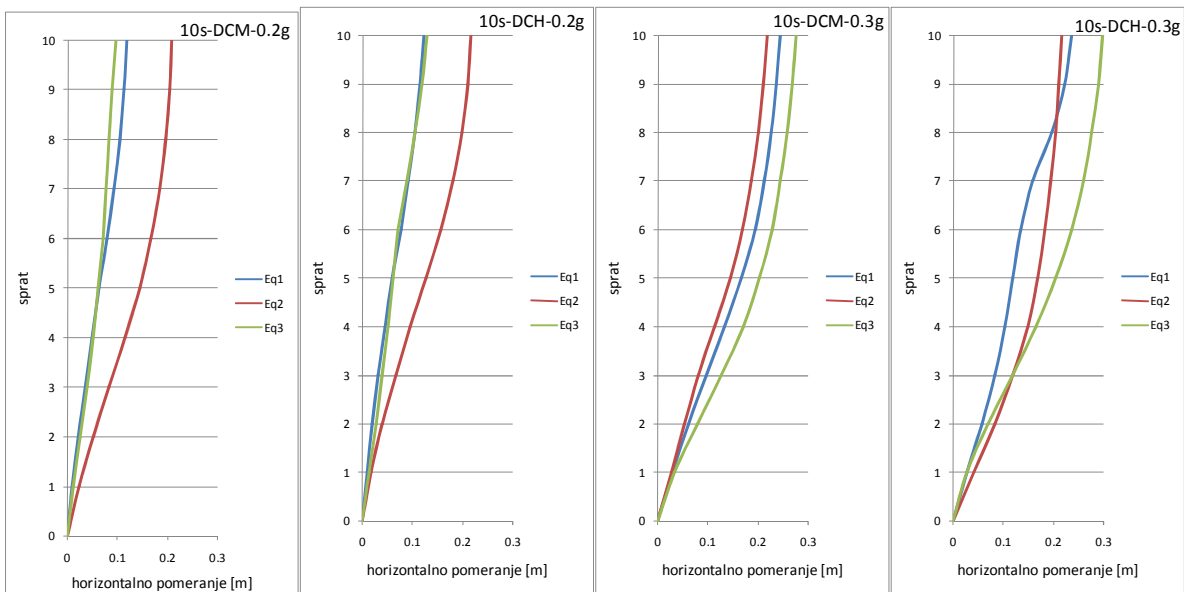
Slika D- 37 Raspored plastičnih zglobova okvira sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa



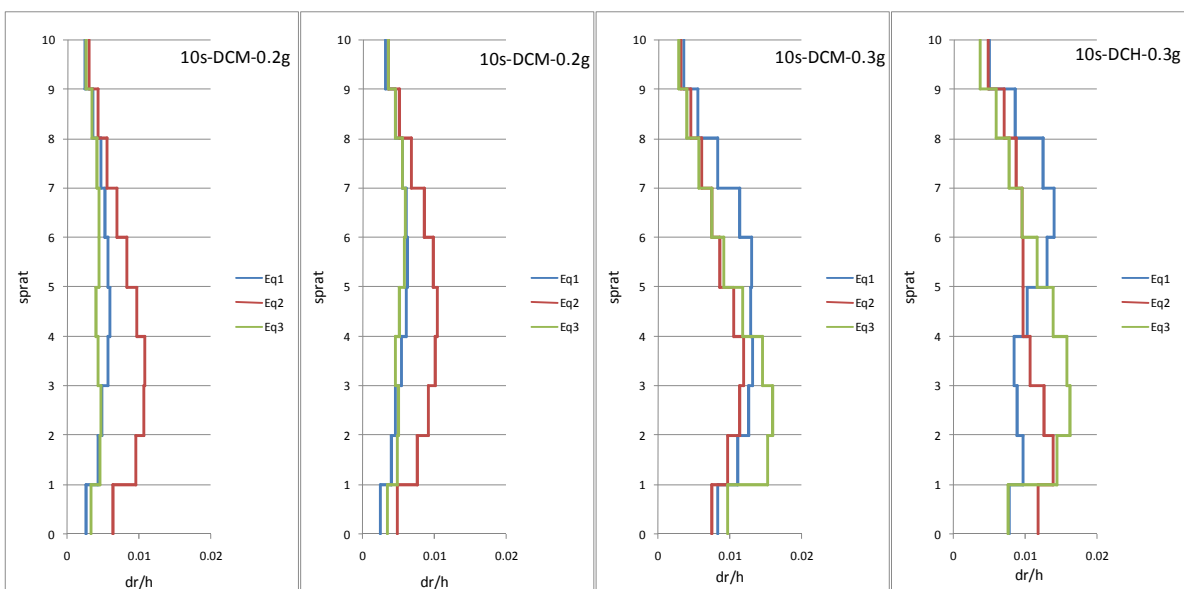
Slika D- 38 Zahtevane rotacije tetiva gređa za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa



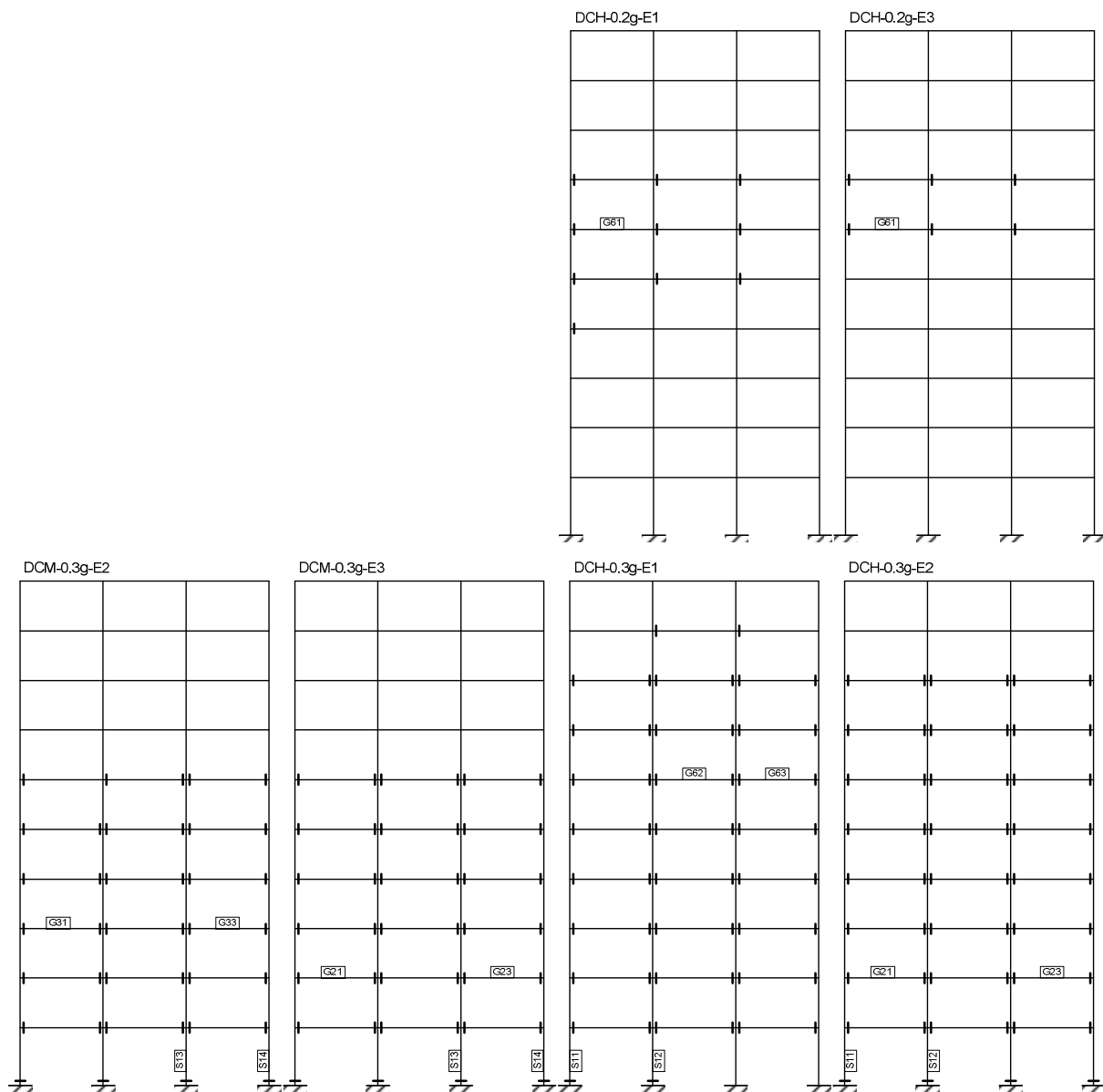
Slika D- 39 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa



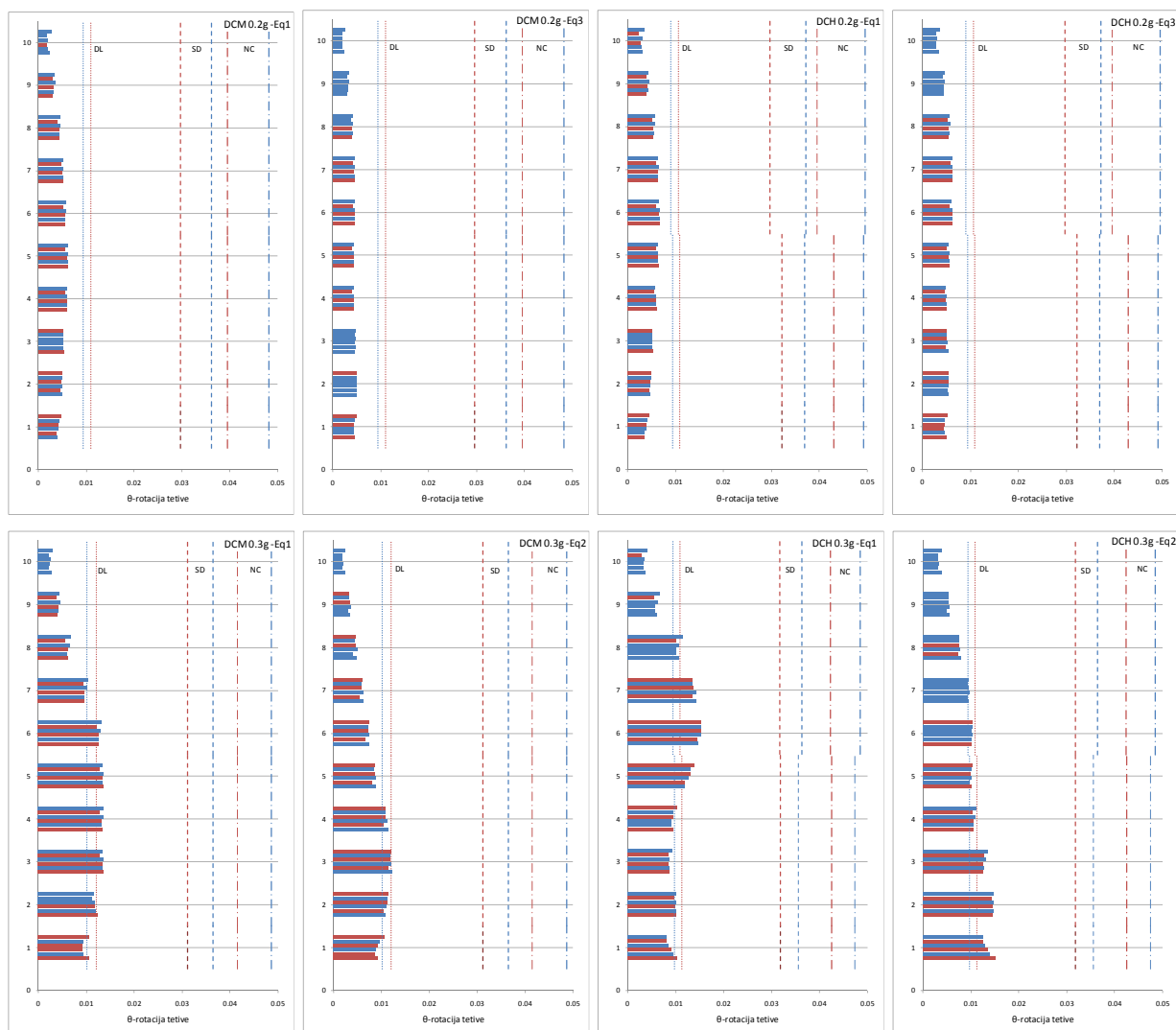
Slika D- 40 Oblici bočnog pomeranja okvira sa 10 spratovai za granično stanje SD primenom NDA



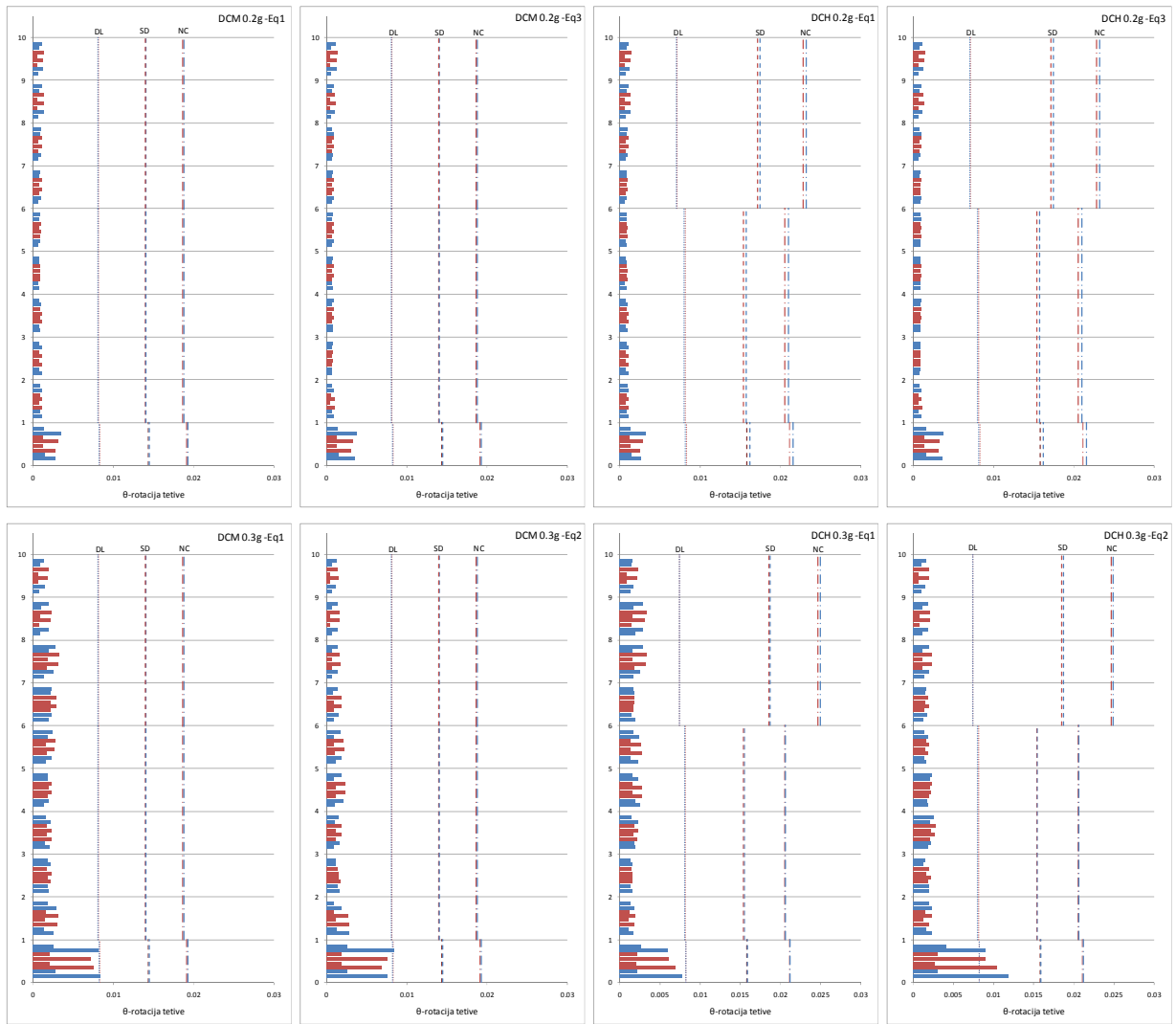
Slika D- 41 Međuspratno horizontalno pomeranje okvira sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA



Slika D- 42 Raspored plastičnih zglobova okvira sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa

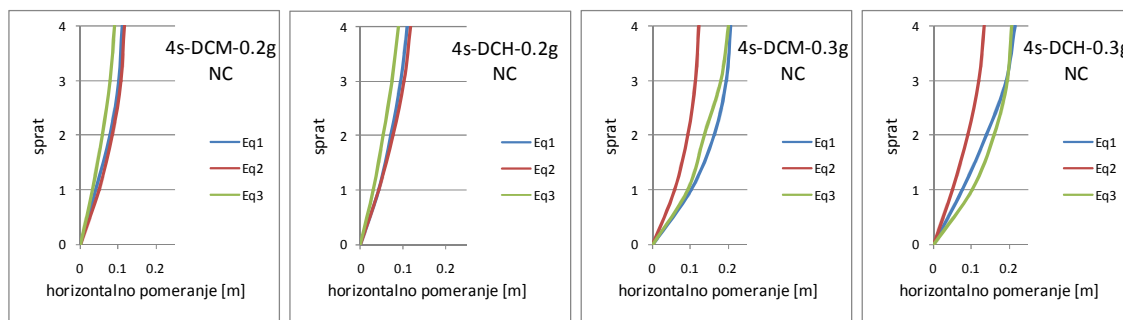


Slika D- 43 Zahtevane rotacije tetiva gređa za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa

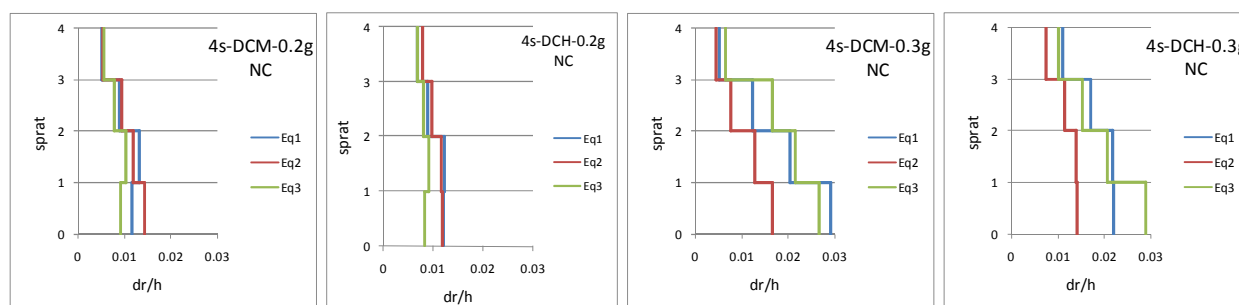


Slika D- 44 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za granično stanje SD primenom NDA usled ostalih zemljotresa

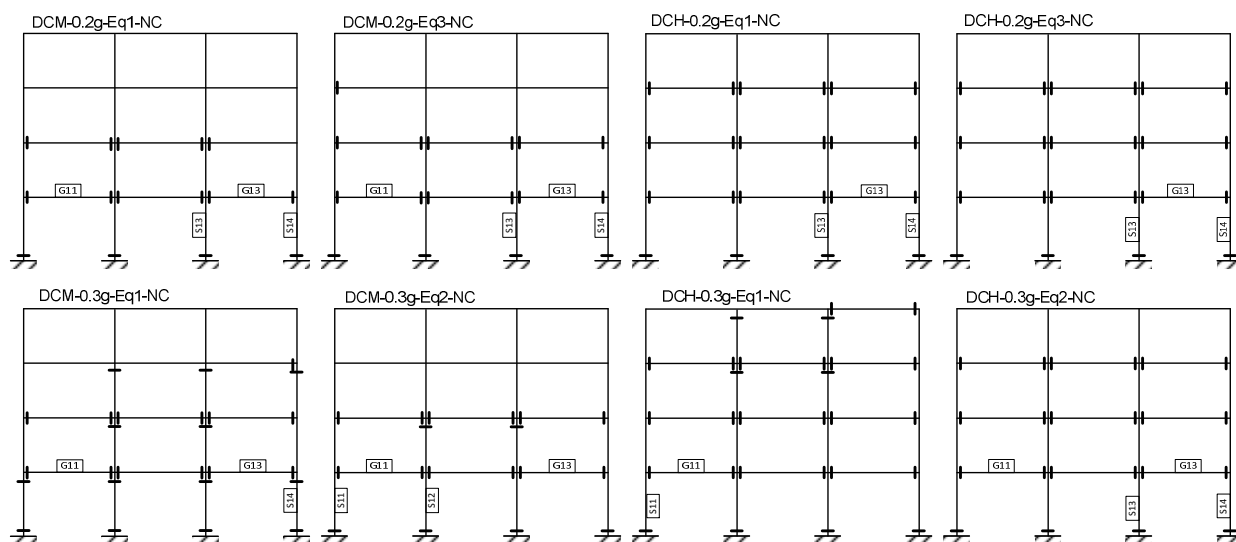
Ostali rezultati za granično stanje blizu rušenja (NC) primenom nelinearne dinamičke analize (NDA)



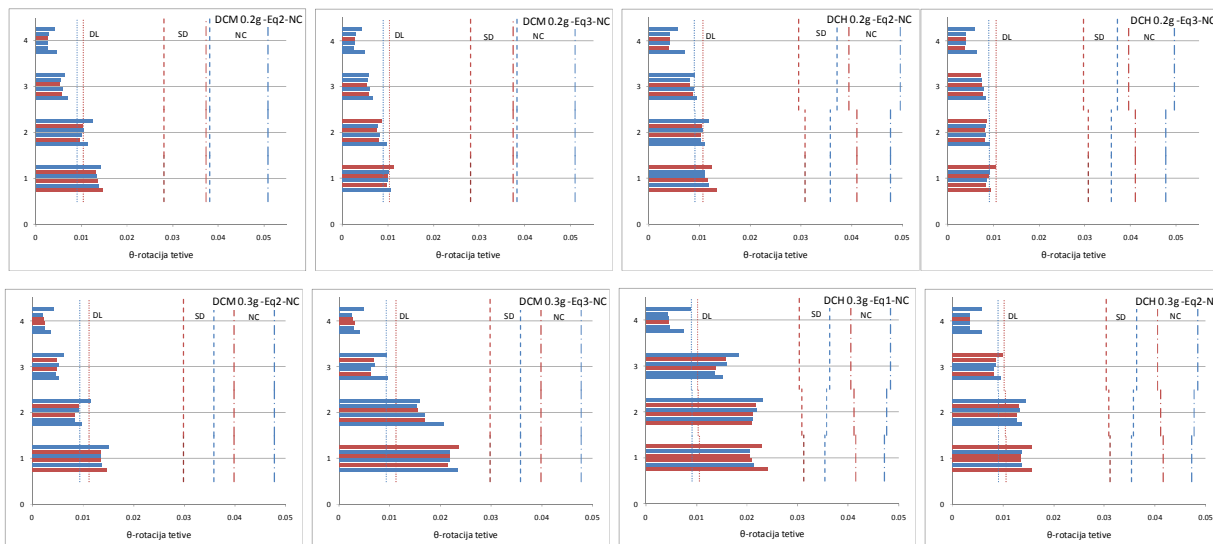
Slika D- 45 Oblici bočnog pomeranja okvira sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA



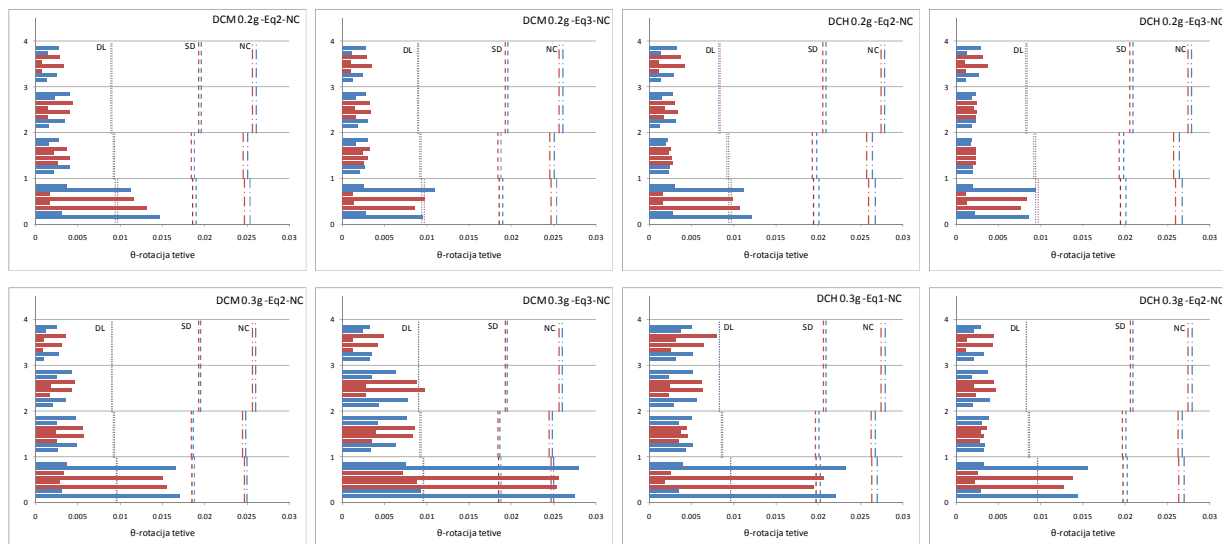
Slika D- 46 Međuspratna horizontalna pomeranja okvira sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA



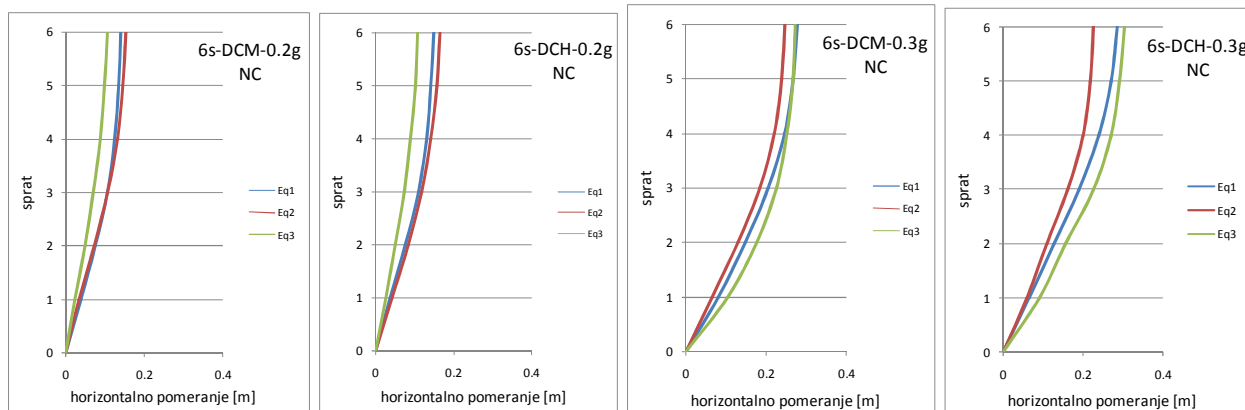
Slika D- 47 Raspored plastičnih zglobova okvira sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa



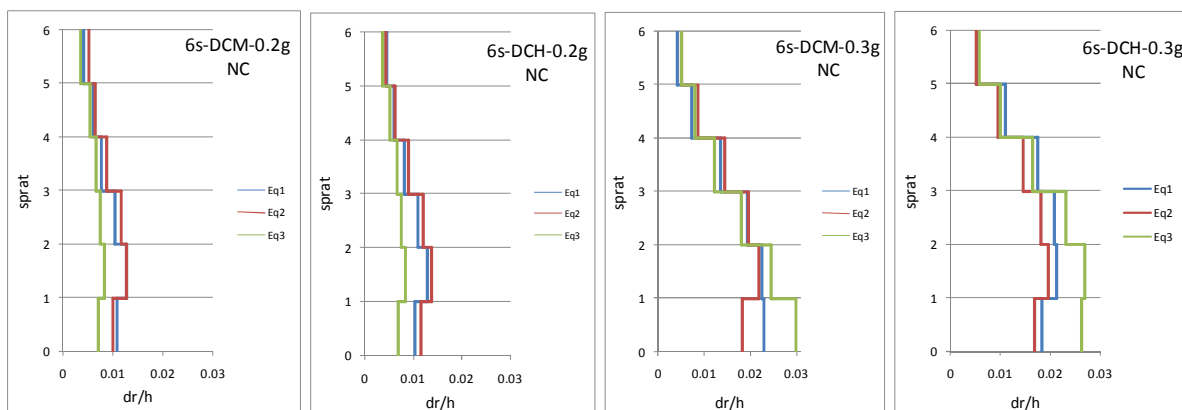
Slika D- 48 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa



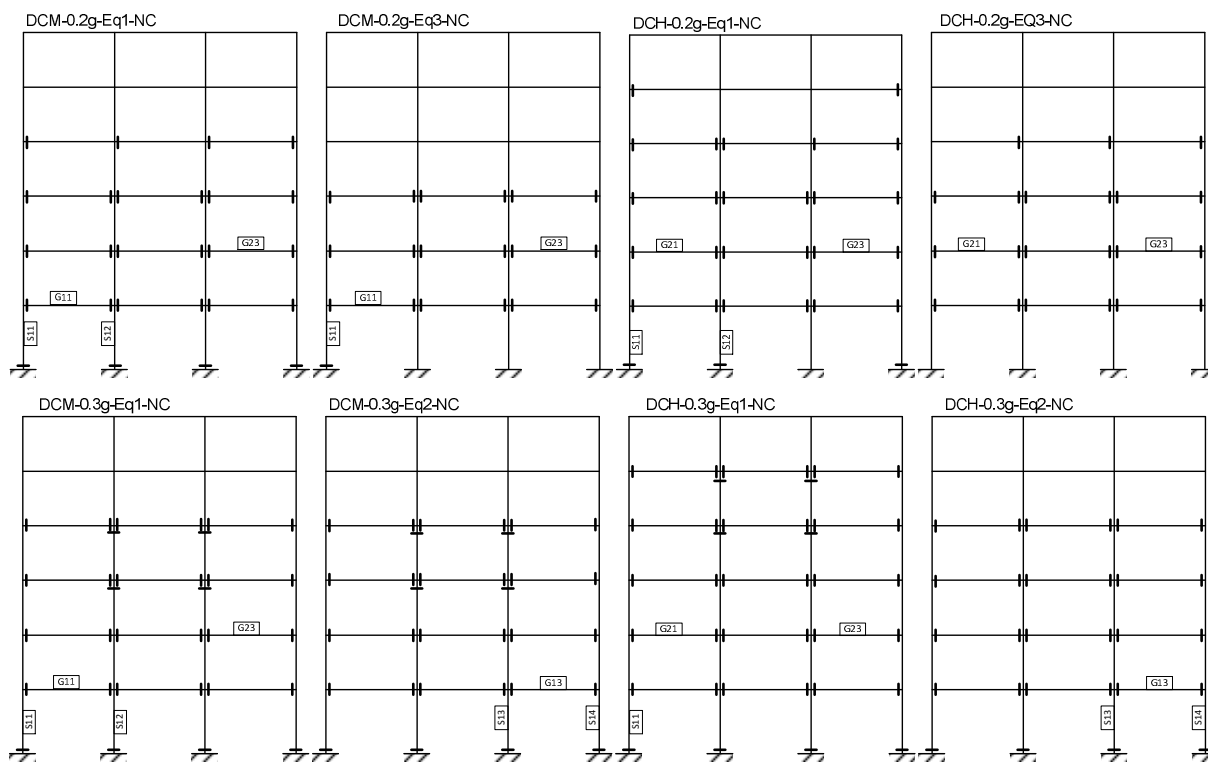
Slika D- 49 Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 4 sprata za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa



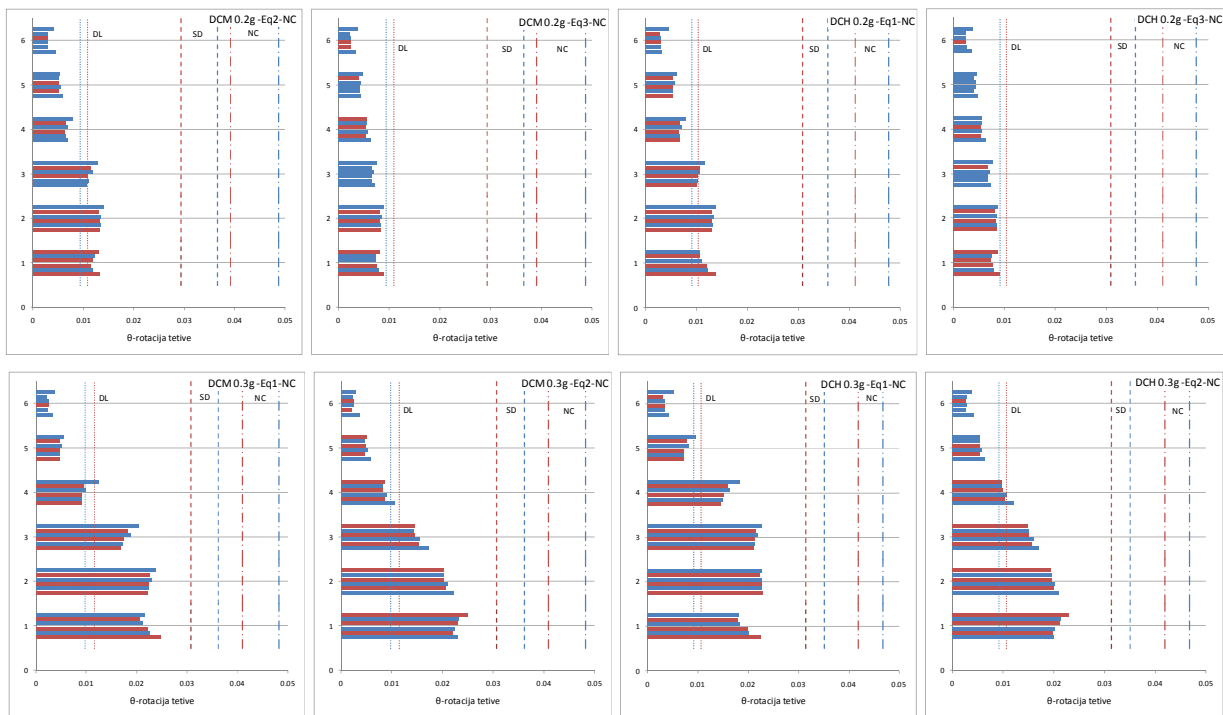
Slika D- 50 Oblici bočnog pomeranja okvira sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA



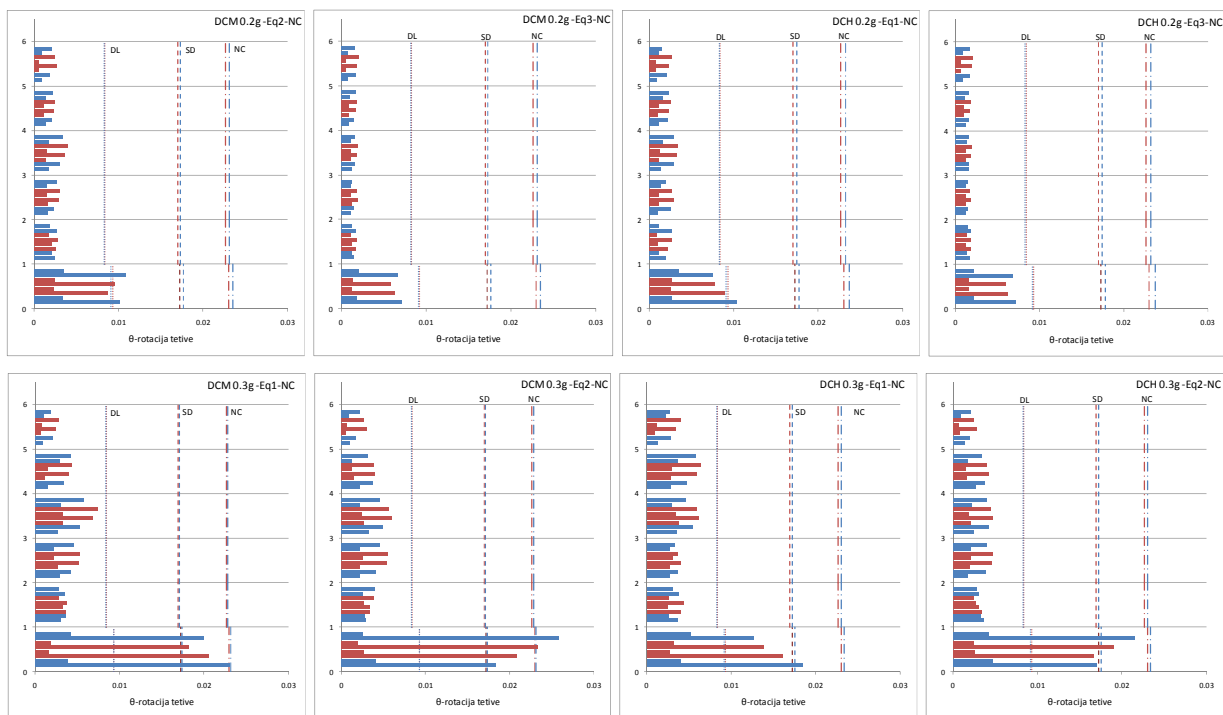
Slika D- 51 Meduspratna horizontalna pomeranja okvira sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA



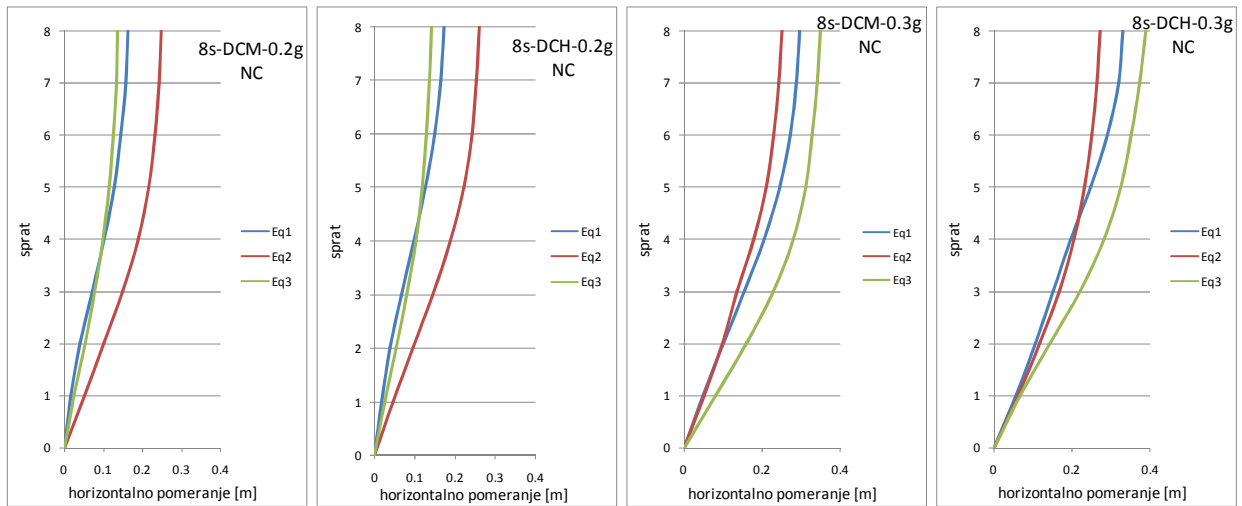
Slika D- 52 Raspored plastičnih zglobova okvira sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa



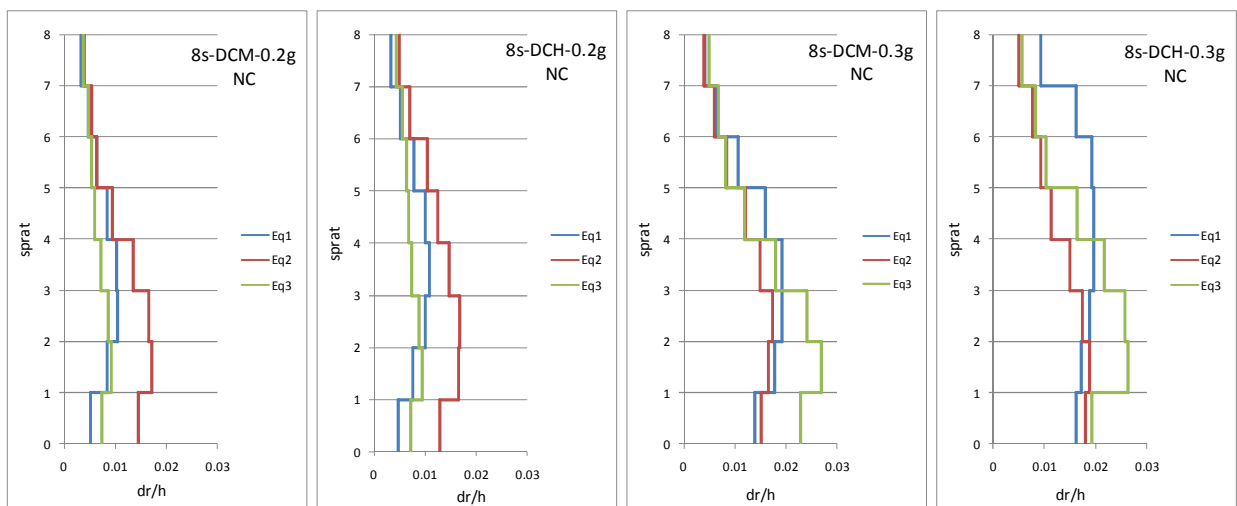
Slika D- 53 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 6 spratova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa



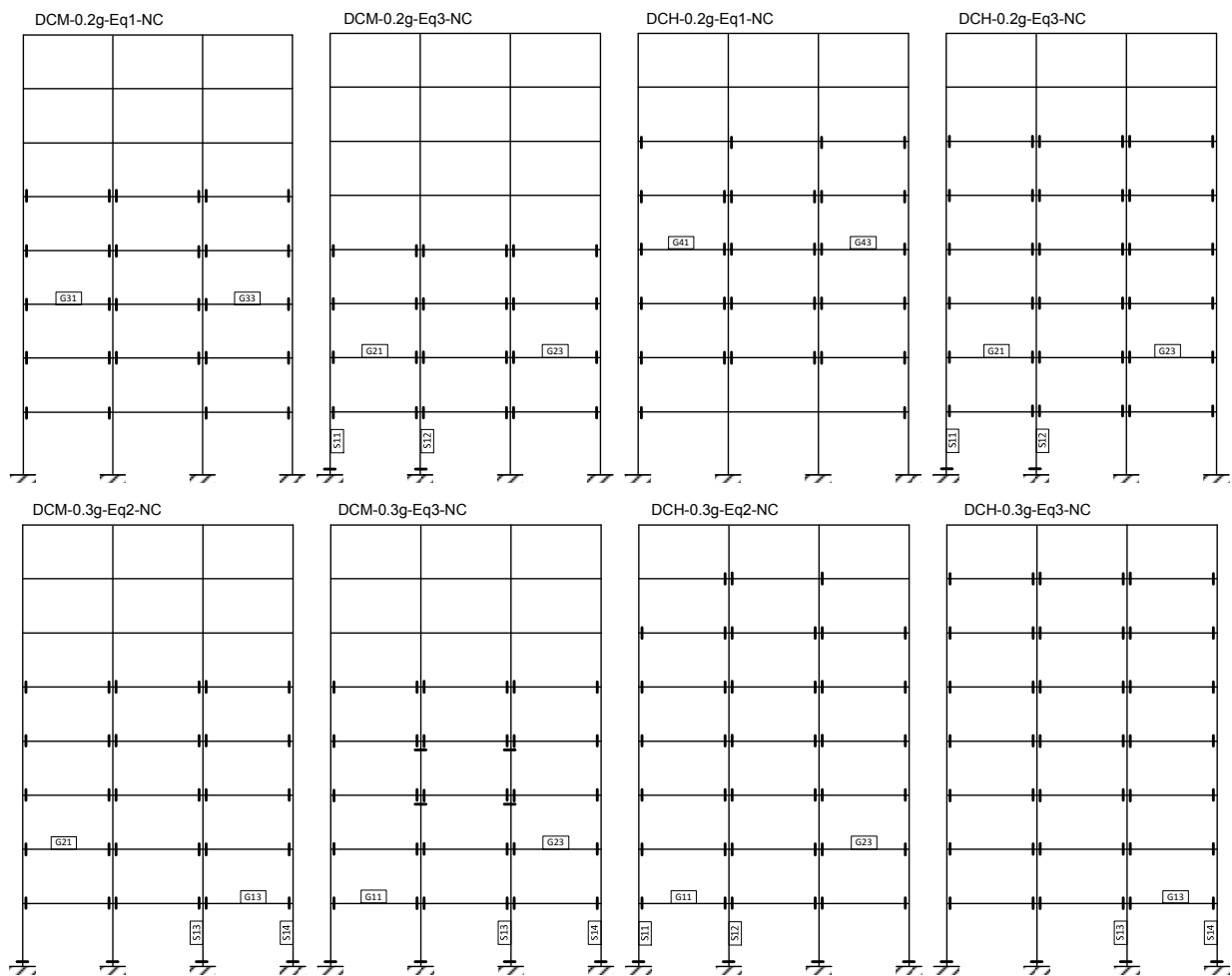
Slika D- 54 Zahtevane rotacija tetiva stubova za okvire sa 6 spartova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa



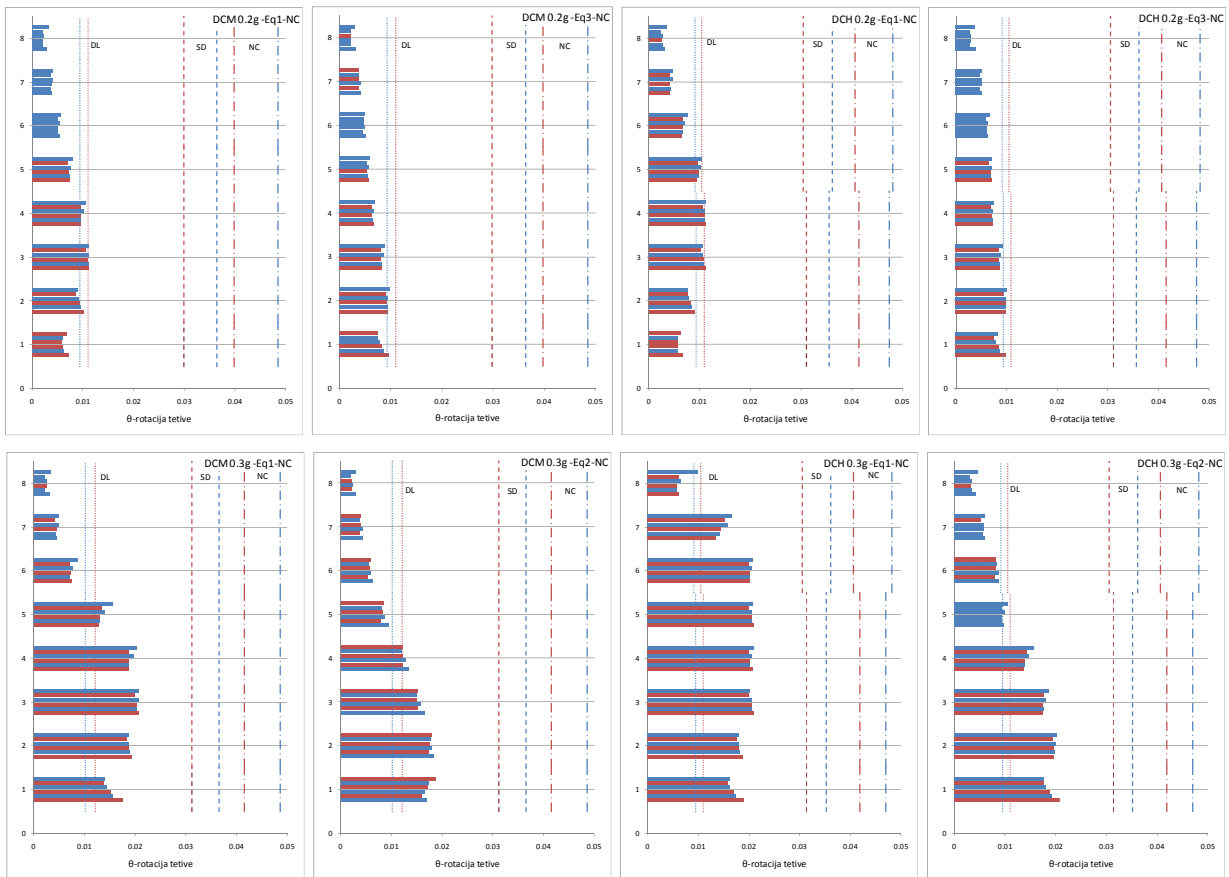
Slika D- 55 Oblici bočnog pomeranja okvira sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA



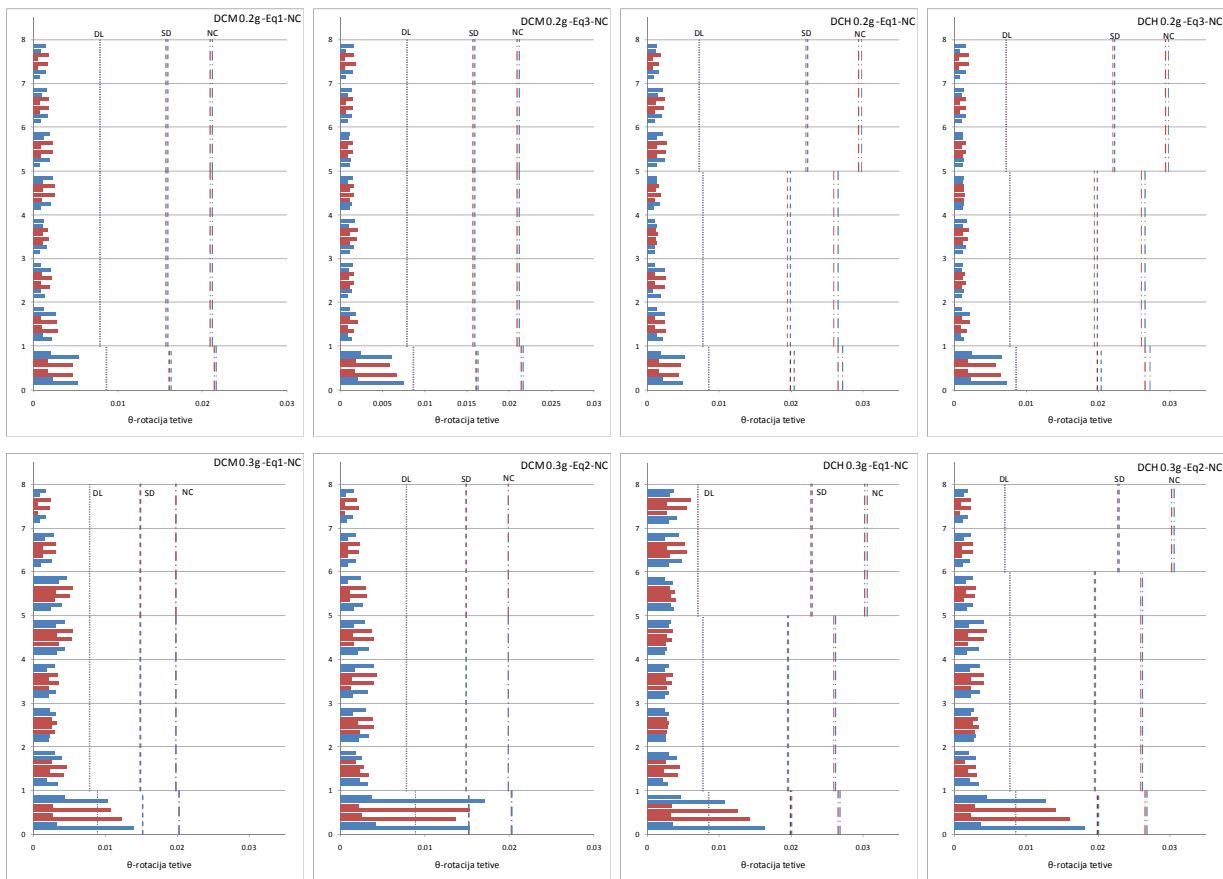
Slika D- 56 Meduspratno horizontalno pomeranje okvira sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA



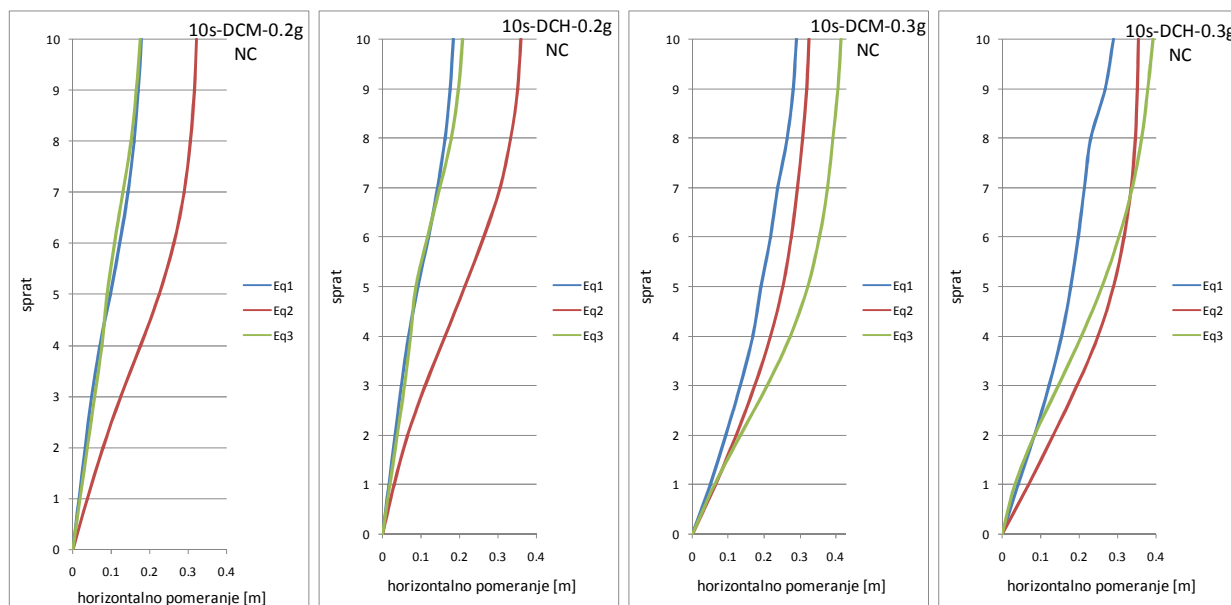
Slika D- 57 Raspored plastičnih zglobova okvira sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa



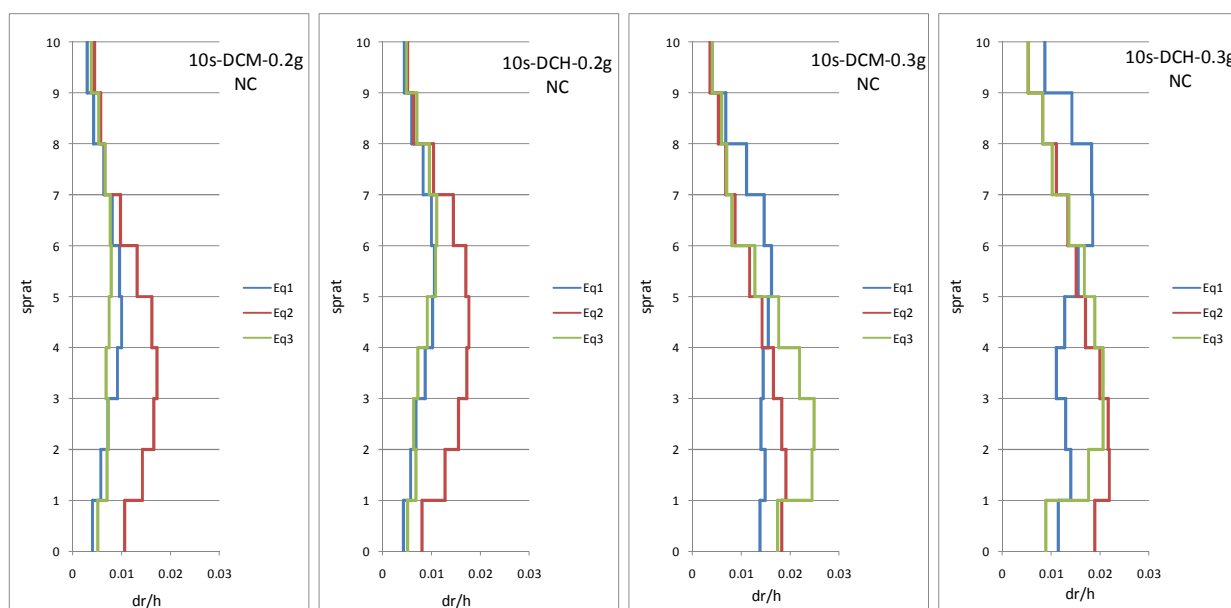
Slika D- 58 Zahtevane rotacije tetiva gređa za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa



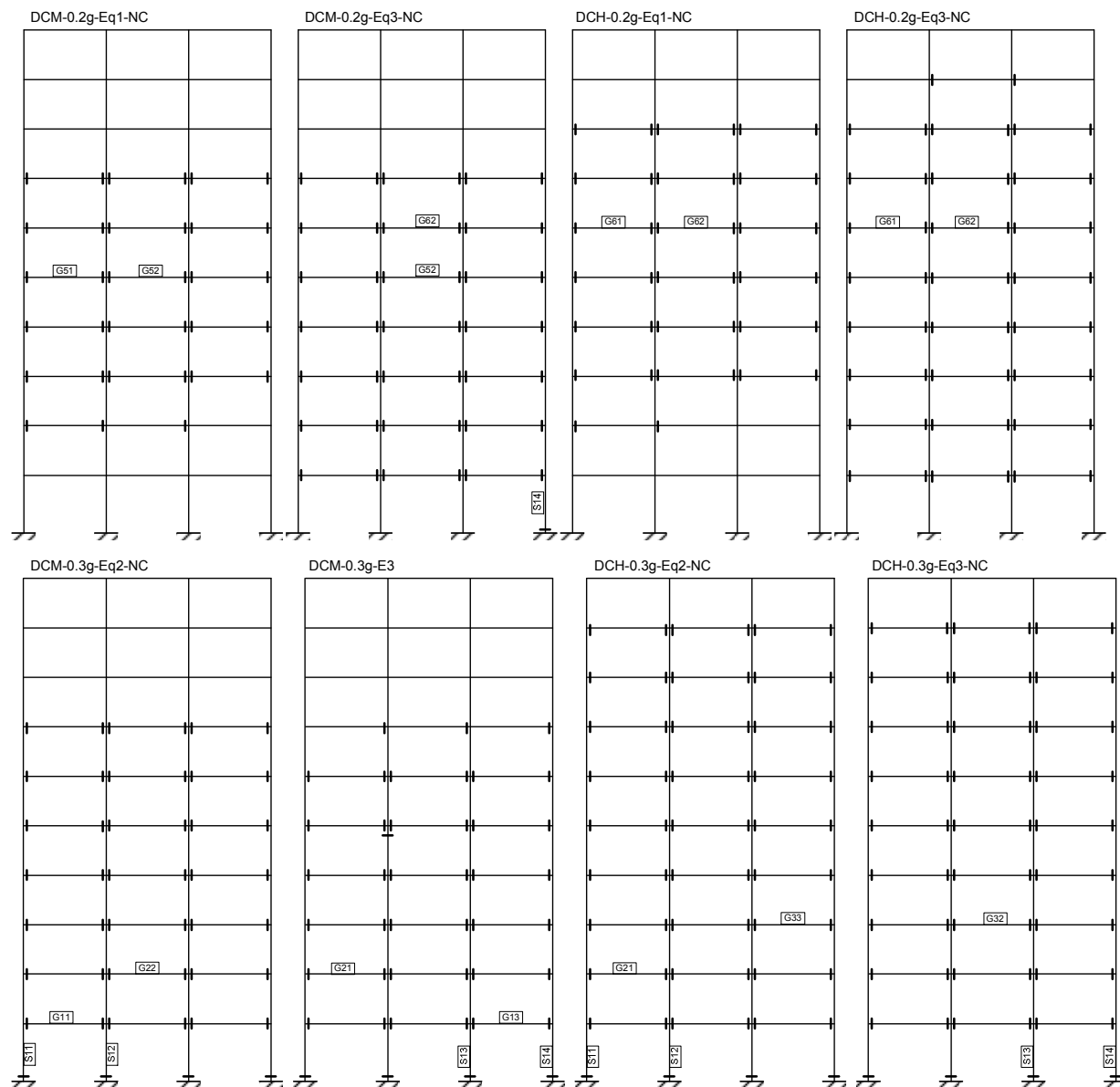
Slika D- 59 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 8 spratova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa



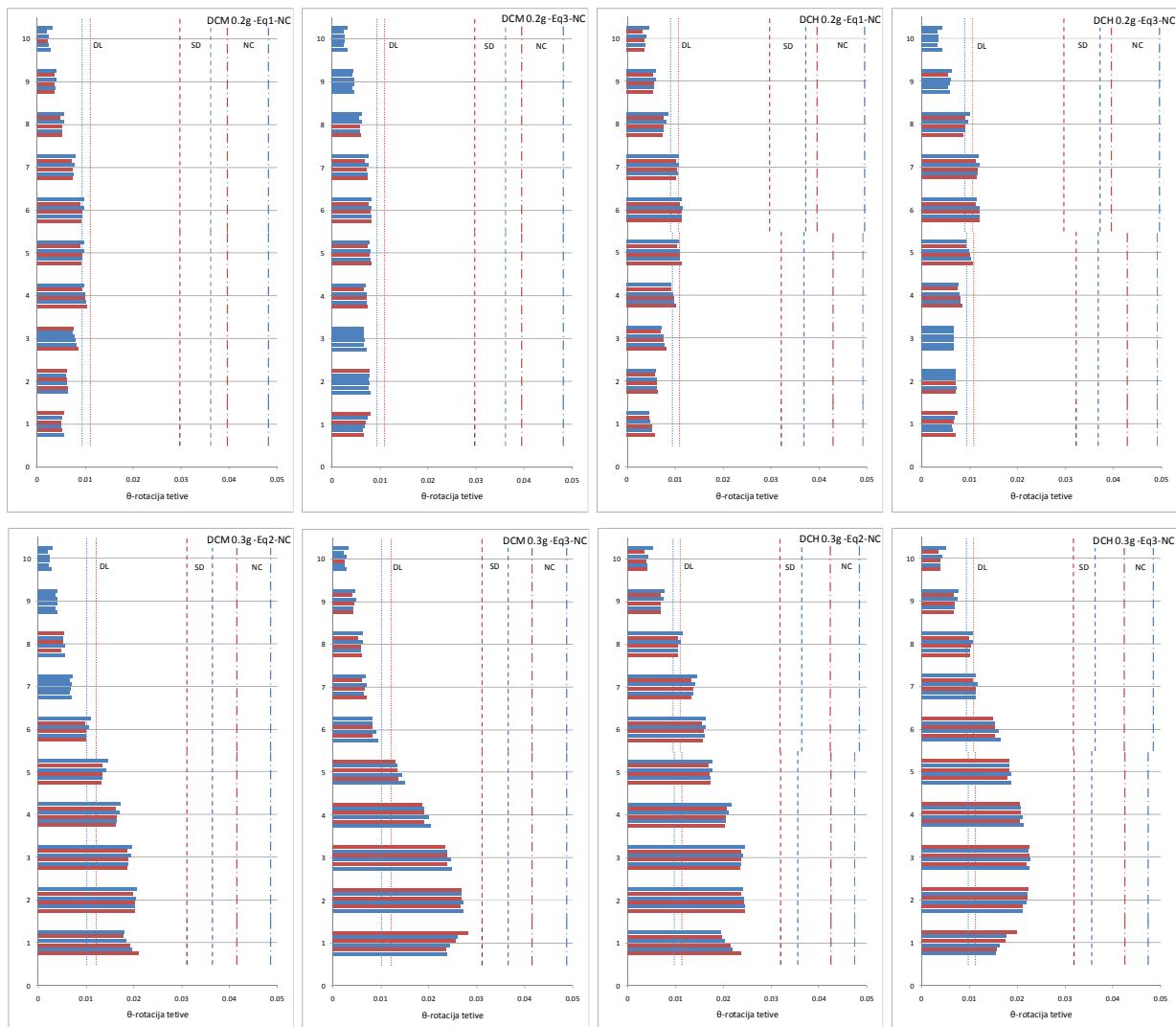
Slika D- 60 Oblici bočnog pomeranja okvira sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA



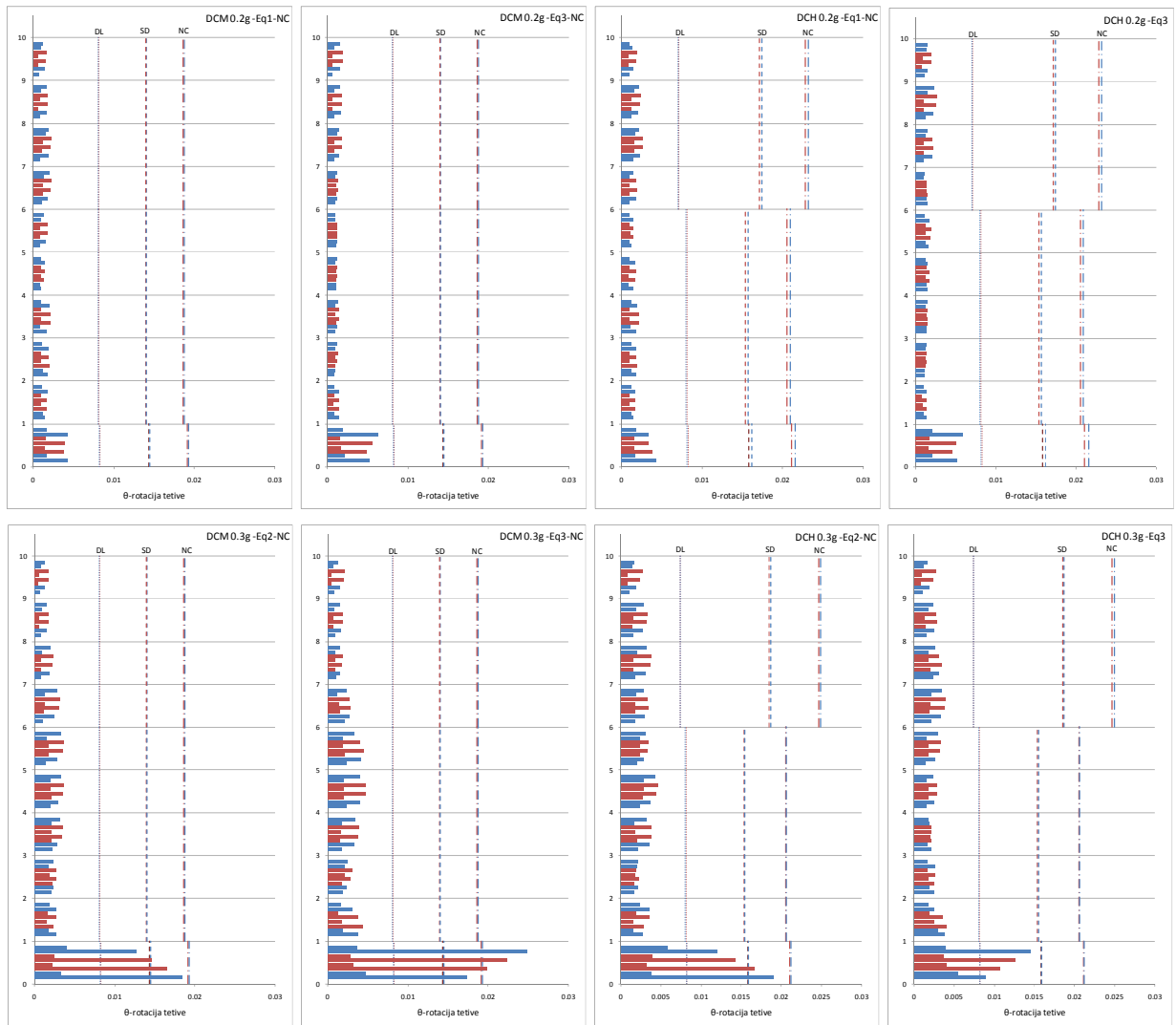
Slika D- 61 Međuspratno horizontalno pomeranje okvira sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA



Slika D- 62 Raspored plastičnih zglobova okvira sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa



Slika D- 63 Zahtevane rotacije tetiva greda za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa



Slika D- 64 Zahtevane rotacije tetiva stubova za okvire sa 10 spratova za granično stanje NC primenom NDA usled ostalih zemljotresa