

**EFEKTI PRERASPODJELE UTICAJA NA GRANIČNA STANJA...****By: Nikola Baša**As of: Dec 10, 2018 3:22:57 PM  
75,803 words - 180 matches - 108 sources

Similarity Index

**4%**

Mode: Similarity Report ▼

**paper text:**

UNIVERZITET CRNE GORE GRAĐEVINSKI FAKULTET Nikola M. Baša

**EFEKTI PRERASPODJELE UTICAJA NA GRANIČNA STANJA KONTINUALNIH GREDA ARMIRANIH  
FRP ARMATUROM**

61

Doktorska disertacija Podgorica, decembar 2018. godine UNIVERSITY OF MONTENEGRO FACULTY OF CIVIL  
ENGINEERING Nikola M. Baša**EFFECTS OF REDISTRIBUTION OF INTERNAL FORCES ON LIMIT STATES OF CONTINUOUS  
BEAMS REINFORCED WITH FRP REINFORCEMENT**

30

Doctoral dissertation Podgorica, December 2018. godine Doktorand: Ime i prezime: Datum i mjesto rođenja:  
Postdiplomske studije: Mentor: Mr Nikola Baša, dipl.inž.građ. 30.10.1980, Trstenik, Srbija Građevinski fakultet,  
Univerzitet Crne Gore, konstruktivni smjer, godina završetka: 2009. godine**Prof. dr Radomir Zejak, dipl. inž. građ, redovni profesor** na Građevinskom fakultetu **Univerziteta**  
**Crne Gore** 16

Komisija za ocjenu podobnosti doktorske teze i kandidata:

**Prof. dr Mladen Ulićević, dipl.inž.građ, redovni profesor** na Građevinskom fakultetu **Univerziteta** 16  
**Crne Gore Prof. dr Radomir Zejak, dipl.inž.građ, redovni profesor** na Građevinskom fakultetu  
**Univerziteta Crne Gore Prof. dr** Snežana Marinković, **dipl.inž.građ,** redovni **profesor** na  
Građevinskom fakultetu **Univerziteta**

u Beogradu

**Komisija za ocjenu doktorske disertacije: Komisija za odbranu doktorske disertacije: Lektor:** Milena

88

Bajčeta **Datum odbrane: Datum promocije:**

ZAHVALNOST Ova doktorska disertacija rađena je pod rukovodstvom dr Radomira Zejaka i dr Mladena Ulićevića, redovnih profesora Građevinskog fakulteta Univerziteta Crne Gore. Na korisnim savjetima i sugestijama prilikom izrade disertacije najsrdačnije im zahvaljujem. Posebno zahvaljujem profesoru Mladenu Ulićeviću na dugogodišnjoj nastavnoj, naučnoj i stručnoj saradnji, tokom koje je autor stekao značajna iskustva koja su uticala na uspješnu izradu ove doktorske disertacije. Eksperimentalni dio istraživanja sproveden je u laboratoriji Građevinskog fakulteta u Podgorici. Dekanu Građevinskog fakulteta, prof. dr Srđi Aleksiću, zahvaljujem na visokom stepenu profesionalne angažovanosti u cilju prevazilaženja problema i obezbjeđenja opreme za mjerenje reakcija ispitivanih modela. Priprema i uspješna realizacija eksperimentalnog istraživanja, kao i upotrebljivost dobijenih rezultata, direktno je zavisila od sprovedenih aktivnosti i mjerenja istraživačkog tima. Iz tog razloga, zahvalnost dugujem Draganu Čaliću dipl.inž.elekt, Zoranu Aleksiću građ.teh, Dimitriju Đuroviću, i posebno mr Mladenu Muhadinoviću spec.sci.građ. i Nikoli Kovačeviću spec.sci.građ, kao stalnim članovima istraživačkog tima, bez čije pomoći ova ispitivanja ne bi bila uspješno realizovana. Na nesebičnom doprinosu pri mjerenjima zahvaljujem Petru Subotiću spec.sci.građ, Goranu Goraševiću spec.sci.građ. i studentima Građevinskog fakulteta, koji su bili angažovani. U podršci pri značajnim troškovima neophodnim za realizaciju eksperimentalnih istraživanja učestvovali su: Inženjerska komora Crne Gore, odnosno Strukovna komora građevinskih inženjera, Građevinski fakultet u Podgorici i Ministarstvo nauke Crne Gore. Kompanija China Road and Bridge Corporation Montenegro Branch (CRBC) svoj doprinos dala je u vidu donirane GFRP armature, a građevinske kompanije Čelebić i Bemax preko doniranih betonskih mješavina, za potrebe eksperimentalnih istraživanja. Posebnu zahvalnost izražavam Božu Vuksanoviću na nesebičnoj pomoći i angažovanosti pri izradi epruveta za ispitivanje mehaničkih i deformacijskih karakteristika GFRP armature. Zahvalnost dugujem i svim saradnicima i kolegama na Građevinskom fakultetu u Podgorici na pomoći i moralnoj podršci, posebno tokom realizacije eksperimentalnih istraživanja. Na kraju, najveću zahvalnost dugujem mojoj porodici, Zorici, Petru, Mariji i Jovanu, na razumijevanju zbog izdvojenog vremena na izradi disertacije, umjesto vremena posvećenog njima i njihovim potrebama, i roditeljima na tehničkoj, i posebno moralnoj podršci. PODACI O DOKTORSKOJ DISERTACIJI Naziv doktorskih studija: Doktorske studije Univerziteta Crne Gore Građevinski fakultet Studijski program – Građevinarstvo Naslov doktorske disertacije:

**Efekti preraspodjele uticaja na granična stanja kontinualnih greda armiranih FRP armaturom**

61

Rezime: Ova doktorska disertacija bavi se analizom ponašanja kontinualnih greda armiranih GFRP (polimeri ojačani staklenim vlaknima – Glass Fiber Reinforced Polymers) armaturom, u uslovima različitog aranžmana armature duž grede, sa ciljem bližeg opisivanja ovih uticaja na granična stanja greda. U uvodnim razmatranjima bliže su opisane karakteristike FRP materijala, sa posebnim osvrtom na dosadašnja malobrojna istraživanja koja se tiču ponašanja kontinualnih greda armiranih FRP armaturom. Težište ove disertacije predstavljaju sopstvena eksperimentalna istraživanja, sprovedena na ukupno 13 modela, dvorasponskih kontinualnih greda raspona dužine 185 cm i poprečnog presjeka 15/25 cm, opterećenih koncentrisanim opterećenjima u sredinama raspona. Deset greda armirano je sa

različitom GFRP podužnom i identičnom poprečnom armaturom, tako da dožive lom po betonu, dok su dvije grede projektovane da dožive lom po armaturi. Jedna greda sa čeličnom armaturom usvojena je kao kontrolna. Glavni parametri koji su varirani su odnos količina podužne armature u polju i iznad oslonca, odnosno projektovana preraspodjela momenata, procenat armiranja podužnom armaturom i vrsta GFRP armature. Rezultati eksperimentalnih istraživanja pokazali su da je preraspodjela momenata, u odnosu na uticaje koji su dobijeni elastičnom analizom, u kontinualnim gredama sa GFRP armaturom moguća, bez smanjenja kapaciteta nosivosti. Sprovedeno je poređenje eksperimentalnih rezultata sa predlozima aktuelnih propisa u pogledu kapaciteta nosivosti, ugiba i širina prslina. Aktuelni američki standard ACI 440.1R-15 odlično predviđa opterećenje pri lomu za kontinualne grede sa GFRP armaturom, posebno za prearmirane presjeke. Sa druge strane, svi aktuelni standardi za proračun elemenata sa FRP armaturom potcjenjuju vrijednosti ugiba kontinualnih greda sa GFRP armaturom, posebno za više nivoe opterećenja. Ukazano je na različito ponašanje greda u zavisnosti od korišćene vrste GFRP armature sa akcentom na uslove prijanjanja armature u odnosu na okolni beton. Takođe, opisan je koncept sigurnosti pri proračunu ovih greda u okviru kojeg su predstavljeni odnosi sila loma i sila pri kojima su ispunjeni uslovi upotrebljivosti, odnosno koeficijenti sigurnosti. U tom kontekstu, ukazano je na principe pri projektovanju ovih konstrukcija. Analizom eksperimentalnih rezultata, predložen je modifikovani model za proračun ugiba u zavisnosti od opterećenja kontinualnih greda sa GFRP armaturom. Sprovedena je numerička nelinearna analiza primjenom metode konačnih elemenata (MKE) u programskom paketu ABAQUS, u cilju verifikacije eksperimentalnih rezultata i ispitivanja dodatnih parametara za ocjenu ponašanja kontinualnih greda sa GFRP armaturom. Pokazana su dobra poklapanja numeričkih sa eksperimentalnim rezultatima koja se tiču kapaciteta nosivosti, ugiba, dilatacija i statičkih uticaja duž grede. Na osnovu rezultata koji su dobijeni parametarskom numeričkom analizom, izvedeni su dodatni zaključci i date preporuke za projektovanje ovih konstrukcija u pogledu preraspodjele uticaja. Urađena je, takođe, verifikacija predloženog modela za proračun ugiba kontinualnih greda sa GFRP armaturom numeričkom analizom. Ključne riječi: kontinualne grede, GFRP armatura, preraspodjela uticaja, granična stanja nosivosti i upotrebljivosti, koncept sigurnosti, kapacitet nosivosti, ugibi i prslina, eksperiment, MKE modeliranje, parametarska analiza Naučna oblast: Uža naučna oblast: Građevinarstvo Konstrukcije THE DATA OF DOCTORAL DISSERTATION Name of doctoral studies: Doctoral studies at the University of Montenegro Faculty of Civil Engineering Study program – Construction Title of doctoral dissertation:

**Effects of redistribution of internal forces on limit states of continuous beams reinforced with FRP reinforcement** 30

Abstract: This doctoral dissertation deals with the analysis of the behavior of continuous beams with GFRP (Glass Fiber Reinforced Polymers) reinforcement, in conditions of different arrangement of reinforcement along the beam, with the aim of a closer description of these influences on the limit states of the beams. In the introductory considerations, the characteristics of the FRP material are more closely described, with particular review to the so far studies concerning the behavior of continuous beams with FRP reinforcement. The main point of this dissertation is own experimental research, conducted on a total of 13 continuous beams with two spans, length of 185 cm, and a cross section of 15/25 cm, loaded by concentrated forces in the middle of both spans. Ten beams were reinforced with a different GFRP longitudinal and identical transverse reinforcement, so that they experience concrete compression failure, while two beams were designed to experience failure by GFRP bars. One beam with a steel reinforcement was adopted as a

control. The main varied parameters are the ratio of longitudinal reinforcement at the midspan and at the middle support, i.e. design moment redistribution, the percentage of longitudinal reinforcement and the type of GFRP reinforcement. The results of experimental research have shown that the moment redistribution, in relation to internal forces obtained by the elastic analysis, is possible in continuous beams with GFRP reinforcement, without reducing the load-carrying capacity. A comparison of the experimental results with the proposals of the current regulations regarding the load-carrying capacity, deflection and the crack widths were conducted. The current American standard ACI 440.1R-15 predicts well the failure load for continuous beams with GFRP reinforcement, especially for overreinforced sections. On the other hand, all the actual standards for the design of elements with FRP reinforcement underestimate the deflection of continuous beams with GFRP reinforcement, especially for higher load levels. It was pointed out to the different behavior of the beams, depending on the type of used GFRP reinforcement, with accent on the conditions of adhesion between reinforcement and surrounding concrete. Also, the concept of safety in the calculation of these beams is described, within which the relations of failure loads and forces are presented, and where the conditions of serviceability are met, i.e. safety factors. In that context, the design principles of these structures are pointed out. Analyzing the experimental results, a modified model for the deflection calculation of continuous beams with GFRP reinforcement is proposed. A numerical nonlinear analysis was performed using the finite element method (FEM) in the ABAQUS software package, in order to verify experimental results and testing additional parameters for evaluating the behavior of continuous beams with GFRP reinforcement. Good matching of numerical with experimental results in terms of load-carrying capacity, deflections, strains and internal forces along the beam is shown.

Based on the results obtained of the parametric numerical analysis, additional conclusions and recommendations for the

108

design of these constructions in terms of redistribution of internal forces are derived. Also, a verification of the proposed model for the deflection calculation of continuous beams with GFRP reinforcement by numerical analysis is performed. Keywords: continuous beams, GFRP reinforcement, redistribution of internal forces, load-carrying capacity, concept of safety, ultimate and serviceability limit states, deflections and cracks, experiment, FEM modeling, parametric analysis Scientific area: Narrow scientific area: Construction Structures

**SADRŽAJ 1. UVOD** .....1

**1.1. ZNAČAJ ISTRAŽIVANJA** .....2 **1.2. CILJEVI**

**ISTRAŽIVANJA** .....3 **1.3. KRATAK PREGLED**

**DOKTORSKE DISERTACIJE** .....4 **2. PREGLED LITERATURE**

.....7 **2.1.**

82

FRP MATERIJALI .....7 2.1.1. Konstitutivni materijali

.....7 2.1.2. FRP armatura

.....9 2.1.3. Proizvodni proces FRP armature

.....11 2.1.4. Primjena FRP armature .....12

## 2.2. PONAŠANJE AB GREDA ARMIRANIH FRP ARMATUROM NA SAVIJANJE

.....13	2.2.1. Tipovi loma i proračun nosivosti elemenata sa FRP armaturom .....	13
.....17	2.2.2. Proračun ugiba greda armiranih FRP armaturom .....	17
.....17	2.2.2.1. Modeli za proračun ugiba greda armiranih FRP armaturom predloženi od strane istraživača .....	17
.....22	2.2.2.2. Modeli za proračun ugiba greda armiranih FRP armaturom predloženi propisima.....	22
.....24	2.2.2.3. Modeli za proračun ugiba kontinualnih greda armiranih FRP armaturom .....	24
.....25	2.2.3. Proračun širina prslina u gredama armiranim FRP armaturom.....	25
.....26	2.2.3.1. Modeli za proračun širina prslina u gredama armiranim FRP armaturom predloženi propisima .....	26
.....30	2.2.4. Saznanja i zaključci stečeni na osnovu dosadašnjih istraživanja na prostim gredama armiranim FRP armaturom na savijanje.....	30
.....31	2.3. PONAŠANJE AB GREDA ARMIRANIH FRP ARMATUROM NA SMICANJE .....	31
.....34	2.3.1. Saznanja i zaključci stečeni na osnovu dosadašnjih istraživanja na prostim gredama armiranim FRP armaturom na smicanje.....	34
.....34	2.4. ANALIZA KONTINUALNIH GREDA ARMIRANIH FRP ARMATUROM SA POSEBNIM OSVRTOM NA PRERASPODJELU MOMENATA .....	34
.....34	2.4.1. Uvodna razmatranja o preraspodjeli uticaja.....	34
.....36	2.4.2. Teorijske osnove .....	36
.....42	2.4.3. Dosadašnja istraživanja na kontinualnim gredama armiranim FRP armaturom sa posebnim osvrtom na preraspodjelu momenata .....	42
.....42	2.4.3.1. Istraživanja Tezuke i dr. ....	42
.....43	2.4.3.2. Istraživanja Mostofinejad-a .....	43
.....43	2.4.3.3. Istraživanja Grace-a i dr. ....	43
.....44	2.4.3.4. Istraživanja El-Mogy-a i dr. /1/. .....	44
.....45	2.4.3.5. Istraživanja El-Mogy-a i dr. /2/. .....	45
.....46	2.4.3.6. Istraživanja Habeeb-a i Ashour-a .....	46
.....47	2.4.3.7. Istraživanja Ashour-a i Habeeb-a .....	47
.....48	2.4.3.8. Istraživanja Matos-a dr. ....	48
.....49	2.4.3.9. Istraživanja Santos-a i dr. ....	49
.....50	2.4.3.10. Istraživanja Mahmoud-a i El-Salakawy-a .....	50
.....50	2.4.3.11. Istraživanja Rahman-a i El-Salakawy-a .....	50
.....51	2.4.4. Parametri koji utiču na preraspodjelu momenata kontinualnih greda armiranih FRP armaturom.....	51
.....52	2.4.4.1. Odnos zategnute podužne armature u kritičnim poprečnim presjecima .....	52
.....52	2.4.4.2. Procenat armiranja podužnom zategnutom armaturom.....	52
.....55	2.4.4.3. Čvrstoća pritisnutog betona .....	55
.....56	2.4.4.4. Step en utezanja poprečnom armaturom .....	56
.....57	2.4.5. Predlog dozvoljene preraspodjele momenata za kontinualne grede armirane FRP armaturom .....	57
.....59	2.4.6. Zaključci i komentari .....	59
.....61	2.5. DUKTILNOST I DEFORMABILNOST .....	61
.....65	2.6. CILJEVI I PRAVCI DALJIH ISTRAŽIVANJA.....	65
.....68	3. EKSPERIMENTALNI PROGRAM .....	68
.....68	3.1. CILJ EKSPERIMENTALNOG ISTRAŽIVANJA I IZBOR EKSPERIMENTALNIH MODELA.....	68
.....68	3.2. OPIS EKSPERIMENTALNIH MODELA .....	68
.....73	3.3. PRORAČUNSKA FILOZOFIJA .....	73
.....74	3.4. KARAKTERISTIKE PRIMIJENJENIH MATERIJALA .....	74
.....74	3.4.1. Mehaničke i deformacijske karakteristike GFRP armature .....	74
.....79	3.4.2. Mehaničke i deformacijske karakteristike čelične armature .....	79
.....79	3.4.3. Mehaničke i deformacijske karakteristike betona .....	79
.....82	3.5. IZRADA EKSPERIMENTALNIH MODELA .....	82
.....86	3.6. OPREMA ZA OPTEREĆENJE I USLOVI OSLANJANJA.....	86
.....87	3.7. MJERENE VELIČINE I MJERNA TEHNIKA .....	87
.....87	3.7.1. Mjerenje inteziteta opterećenja .....	87
.....87	3.7.2. .....	87

Mjerenje reakcija krajnjih oslonaca .....	87	3.7.3. Mjerenje dilatacija u armaturi
.....	88	3.7.4. Mjerenje dilatacija u betonu.....
88	3.7.5. Mjerenje ugiba .....	89
.....	89	3.7.6. Mjerenje širina otvora prslina
.....	89	4. REZULTATI EKSPERIMENTALNIH ISTRAŽIVANJA.....
.....	91	4.1. UVOD .....
.....	91	4.2. MODALITETI
LOMA.....	91	4.2.1. Grede Serije
1.....	91	4.2.2. Grede Serije
2.....	94	4.2.3. Grede Serije
3.....	97	4.2.4. Grede Serije
4.....	98	4.3. MORFOLOGIJA PRSLINA
.....	100	4.3.1. Grede Serije
1.....	101	4.3.2. Grede Serije
2.....	104	4.3.3. Grede Serije
3.....	105	4.3.4. Grede Serije
4.....	106	4.4. ŠIRINA
PRSLINA.....	109	4.4.1. Grede Serije
1.....	109	4.4.2. Grede Serije
2.....	112	4.4.3. Grede Serije
3.....	114	4.4.4. Grede Serije
4.....	116	4.4.5. Komparativna analiza
rezultata.....	118	4.5.
UGIBI.....	121	4.5.1. Grede Serije
1.....	121	4.5.2. Grede Serije
2.....	125	4.5.3. Grede Serije
3.....	128	4.5.4. Grede Serije
4.....	131	4.5.5. Komparativna analiza
rezultata.....	134	4.6. MOMENTI
SAVIJANJA.....	135	4.6.1. Grede Serije
1.....	135	4.6.2. Grede Serije
2.....	139	4.6.3. Grede Serije
3.....	142	4.6.4. Grede Serije
4.....	144	4.7. PRERASPODJELA
UTICAJA.....	147	4.7.1. Grede Serije
1.....	147	4.7.2. Grede Serije
2.....	150	4.7.3. Grede Serije
3.....	151	4.7.4. Grede Serije
4.....	152	4.8. DILATACIJE U ARMATURI I BETONU
.....	154	4.8.1. Grede Serije 1.....
.....	154	4.8.2. Grede Serije 2.....
.....	157	4.8.3. Grede Serije
3.....	160	4.8.4. Grede Serije

4.....	161	4.9. KONCEPT SIGURNOSTI PRI PRORAČUNU	
EKSPERIMENTALNIH GREDA .....	165	4.9.1. Kriterijum ograničenja ugiba .....	165
4.9.2. Kriterijum ograničenja maksimalnih širina prslina.....	166	4.9.3. Kriterijum ograničenja napona u armaturi .....	169
4.9.4. Zaključna razmatranja .....	170	4.10. DEFORMABILNOST EKSPERIMENTALNIH GREDA.....	172
4.10.1. Primjena metoda deformacije .....	172	4.10.2. Primjena metoda energije.....	178
4.10.3. Zaključna razmatranja .....	179	5. KOMPARATIVNA ANALIZA EKSPERIMENTALNIH REZULTATA I METODA PRORAČUNA ELEMENATA SA FRP ARMATUROM.....	181
5.1. UVOD .....	181	5.2. ANALIZA NOSIVOSTI .....	181
5.3. ANALIZA UGIBA.....	187	5.4. ANALIZA ŠIRINA PRSLINA .....	196
5.4.1. Određivanje koeficijenta kb za eksperimentalne modele .....	201	6. NUMERIČKA ANALIZA MODELA .....	205
6.1. UVOD .....	205	6.2. MODELIRANJE MATERIJALA I TIPOVI ELEMENATA .....	205
6.2.1. Beton .....	205	6.2.2. Armatura .....	213
6.2.3. Čelične oslonache ploče .....	214	6.3. MODELIRANJE GREDE I ANALIZA MODELA .....	215
6.3.1. Geometrija modela, opterećenje i uslovi oslanjanja.....	215	6.3.2. Interakcija između betona i armature .....	216
6.3.3. Interakcija između grede i čeličnih ploča.....	217	6.3.4. Mreža konačnih elemenata.....	217
6.3.5. Analiza modela.....	218	6.4. VERIFIKACIJA MODELA.....	218
6.4.1. Sile loma i morfologija prslina.....	218	6.4.2. Ugibi.....	219
6.4.3. Reakcije krajnjih oslonaca .....	220	6.4.4. Dilatacije u zategnutoj armaturi.....	221
7. PARAMETARSKA NUMERIČKA ANALIZA MODELA.....	223	7.1. OPIS MODELA ZA NUMERIČKU ANALIZU.....	223
7.2. REZULTATI NUMERIČKE ANALIZE.....	225	7.2.1. Modaliteti loma – sile loma.....	225
7.2.2. Ugibi.....	231	7.2.3. Preraspodjela uticaja .....	235
7.2.4. Zaključna razmatranja.....	242	7.3. VERIFIKACIJA PREDLOŽENOG MODELA ZA PRORAČUN UGIBA KONTINUALNIH GREDA SA GFRP ARMATUROM NUMERIČKOM ANALIZOM .....	243
8. ZAKLJUČCI I PRAVCI DALJIH ISTRAŽIVANJA .....	253	8.1. KRATAK PREGLED .....	253
8.2. ZAKLJUČCI BAZIRANI NA EKSPERIMENTALNIM ISTRAŽIVANJIMA .....	253	8.3. ZAKLJUČCI BAZIRANI NA NUMERIČKIM ISTRAŽIVANJIMA.....	257
8.4. PRAVCI BUDUĆIH ISTRAŽIVANJA.....	259	LITERATURA .....	260
BIBLIOGRAFIJA .....	260		

.....270	PRILOG A: MORFOLOGIJA PRSLINA ZA
EKSPERIMENTALNE GREDE .....	272

<b>BIOGRAFIJA AUTORA.....</b>	286	<b>IZJAVA O</b>	74
<b>AUTORSTVU .....</b>	287	<b>IZJAVA O ISTOVJETNOSTI</b>	
<b>ŠTAMPANE I ELEKTRONSKE VERZIJE DOKTORSKOG RADA</b>			
.....	288	<b>IZJAVA O KORIŠĆENJU</b>	
.....	289	<b>V 1.</b>	

UVOD Za izgradnju građevinskih konstrukcija i dalje se pretežno koristi beton armiran čeličnom armaturom. U agresivnim sredinama koje su izložene dejstvu vlage, temperature, hlorida, dolazi do redukcije alkalnosti betona, koja obično rezultuje korozijom čelične armature. Korozivni proces izaziva oštećenja betona i ugrožava funkcionalnost i upotrebljivost AB konstrukcija. Sprečavanje korozije čelične armature u AB konstrukcijama može biti skupo, a vrlo često ne daje značajniji efekat. Stoga se, posljednjih 20 godina, sve više radi na istraživanju materijala koji bi mogli zamijeniti čelik u AB konstrukcijama, posebno u agresivnim sredinama. U građevinskim konstrukcijama sve širu primjenu nalaze FRP (Fiber Reinforced Polymer – vlaknima ojačani polimeri) kompozitni materijali, kao unutrašnja i spoljašnja armatura u AB elementima. S obzirom na to da FRP materijali nisu podložni koroziji, njihovim korišćenjem u konstrukciji može se značajno uštedjeti na održavanju, sanaciji i ojačanju konstrukcije, posebno kada su u toku svog eksploatacionog vijeka izloženi različitim agresivnim i destruktivnim uticajima. Danas uočavamo brojne objekte – mostove, potporne zidove, marinske objekte i dr., na kojima je uspješno FRP armatura primjenjena u elementima konstrukcije. Zbog različitih mehaničkih i deformacijskih karakteristika FRP armature, ponašanje AB elemenata se razlikuje u odnosu na elemente sa čeličnom armaturom. Ponašanje AB konstrukcija sa čeličnom armaturom pod opterećenjem dobro je utvrđeno i jasno su definisani parametri koji utiču na ponašanje. To je, prije svega, posljedica opsežnog istraživanja koje je posljednjih decenija sprovedeno na elementima sa čeličnom armaturom. Kada je riječ o konstrukcijama sa FRP armaturom, relativno novom materijalu, i pored napretka u istraživačkom radu, evidentan je ograničen broj eksperimentalnih rezultata, koji se reflektuje i na nedostatak odgovarajućih propisa i standarda za inženjersku primjenu. Naime, propisi i standardi za konstrukcije sa FRP armaturom, koji se primjenjuju, baziraju se, uglavnom, na predloženim modelima i jednačinama koje se koriste za konstrukcije sa čeličnom armaturom, sa varijacijom parametara i koeficijenata od kojih zavise karakteristike FRP armature i njihova interakcija sa betonom. Samim tim, građevinski inženjeri nisu dovoljno upoznati sa svojstvima i karakteristikama FRP armature, ni sa njenom primjenom u AB konstrukcijama. Istraživački rad u ovoj doktorskoj disertaciji predstavlja pokušaj doprinosa daljeg razjašnjenja problema ponašanja greda sa FRP armaturom. Većina istraživača bila je fokusirana na ispitivanja ponašanja prostih greda sa FRP armaturom, dok je malo njih ispitivanja sprovodilo na kontinualnim gredama. Iz tog razloga, autor disertacije se opredijelio za istraživanje kontinualnih greda sa GFRP (glass FRP – staklena FRP) armaturom, sagledavajući mogući značajan prodor u bližem određivanju odgovora ovih konstrukcija na dejstvo opterećenja do loma. U sklopu istraživanja sproveden je eksperimentalni program, u cilju što pouzdanijeg ispitivanja efekta kritičnih parametara na ponašanje kontinualnih greda sa GFRP armaturom. 1.1. ZNAČAJ ISTRAŽIVANJA Istraživanja sa FRP armaturom, sprovedena su, uglavnom, na prostim gredama, pa su i odredbe pojedinih propisa bazirane na zaključcima koji su doneseni na ovim elementima. Sprovedenim eksperimentalnim istraživanjima, biće obogaćena ionako siromašna baza podataka eksperimentalnih rezultata na



kontinualnim gredama sa FRP armaturom, koja će pomoći verifikaciji i unapređenju zaključaka dobijenih dosadašnjim eksperimentalnim istraživanjima. Inženjeri i budući istraživači imaju bolji uvid u korišćenje i primjenu FRP-a, kao unutrašnje armature u elementima AB konstrukcija. Na ovaj način, doprinosi se unapređenju smjernica i odredbi propisa i standarda, koji se primjenjuju pri projektovanju u svakodnevnoj inženjerskoj praksi, posebno u oblasti statički neodređenih AB konstrukcija armiranih FRP armaturom. Pregledom literature zaključeno je da je, u veoma malom broju eksperimentalnih ispitivanja na gredama sa podužnom FRP armaturom, i to samo na pojedinim uzorcima, korišćena FRP armatura za uzengije [27,42,32,62,63,85]. U istraživanjima sprovedenim na gredama sa FRP armaturom, uglavnom je korišćena čelična armatura za uzengije. Osnovni razlog primjene FRP armature umjesto čelične armature u AB elementima jeste korozija kojoj su izloženi AB elementi sa čeličnom armaturom. Postavlja se pitanje, ima li smisla koristiti FRP armaturu za podužnu armaturu, a i dalje za uzengije koristiti čeličnu armaturu. I dalje bi bio prisutan problem sa korozijom AB elemenata, posebno u agresivnim sredinama, imajući u vidu da su širine prslina znatno veće kada se u gredama koristi podužna FRP armatura. Problem je tim veći što se zna da je efikasnost FRP uzengija i čeličnih uzengija potpuno različita, posebno kada greda dostiže graničnu nosivost pri smicanju. Međutim, čak i kada se vrše ispitivanja u kojima je isključena mogućnost dostizanja granične nosivosti usljed smicanja, upitno je da li bi korišćenje FRP armature za uzengije umjesto čelične armature imalo isti efekat na ponašanje greda u kojima se granična nosivost dostiže pri savijanju. S obzirom na prethodno navedeno, autor doktorske disertacije se odlučio da se u eksperimentalnim ispitivanjima, pored podužne GFRP armature, koristi i GFRP armatura za uzengije.

### 1.2. CILJEVI ISTRAŽIVANJA

Glavni cilj istraživanja jeste razmatranje ponašanja kontinualnih greda armiranih GFRP armaturom pri opterećenju do loma, u uslovima preraspodjele momenata između kritičnih presjeka. Istraživanja u okviru doktorske disertacije imaju za cilj, takođe, da bliže odrede ponašanje kontinualnih AB greda sa GFRP armaturom, koje se definiše različitim stanjima: graničnom nosivošću pri savijanju, tipom loma, načinom prostiranja i veličinom širina prslina, stanjem ugiba duž raspona, dilatacijama u zategnutoj GFRP armaturi i pritisnutom betonu, mogućnošću preraspodjele uticaja u kritičnim zonama. Osnovni ciljevi istraživanja su:

- Pregled dosadašnjih istraživanja i odredbi aktuelnih propisa iz oblasti ponašanja AB greda sa FRP armaturom i definisanje kritičnih parametara koji utiču na njihovo ponašanje i preraspodjelu momenata u kritičnim zonama kontinualnih greda sa FRP armaturom.
- Sopstveni eksperimentalni program u cilju ispitivanja efekta kritičnih parametara na ponašanje kontinualnih greda sa GFRP armaturom, i preraspodjelu momenata duž grede.
- Poređenje rezultata sopstvenih eksperimentalnih istraživanja koja se tiču nosivosti, stanja ugiba i prslina sa odredbama aktuelnih propisa za kontinualne grede sa GFRP armaturom i verifikacija i pouzdanost pojedinih odredbi.
- Numerička analiza izabranih modela metodom konačnih elemenata sa varijacijom glavnih parametara koji utiču na ponašanje kontinualnih greda sa GFRP armaturom.
- Analiza uticaja pojedinih parametara na ponašanje kontinualnih greda sa GFRP armaturom, sa posebnim akcentom na efekat preraspodjele uticaja na granična stanja kontinualnih greda sa GFRP armaturom.
- Predlog modela za proračun ugiba kontinualnih greda sa GFRP armaturom.

### 1.3. KRATAK PREGLED DOKTORSKE DISERTACIJE

Doktorska disertacija sadrži osam poglavlja. U ovom prvom poglavlju predstavljene su uvodne napomene vezane za korišćenje FRP materijala. Ukazano je na značaj istraživanja i predstavljeni su ciljevi istraživanja koje je potrebno sprovesti u okviru doktorske disertacije. U drugom poglavlju bliže su definisane karakteristike FRP materijala, sa osvrtom na konstitutivne materijale, proizvodni proces i primjenu FRP armature u AB konstrukcijama. U okviru ovog poglavlja dat je osvrt na ponašanje greda armiranih FRP armaturom u pogledu savijanja i smicanja, koji je, uglavnom, posljedica ispitivanja na prostim gredama. U okviru zasebnih tačaka prikazani su modeli proračuna kapaciteta nosivosti, ugiba i širina prslina inkorporirani u aktuelne propise elemenata sa FRP armaturom, kao i predlozi pojedinih istraživača koje je autor smatrao relevantnim, a koji se,

uglavnom, odnose na proračun ugiba. Pored toga, izvedeni su zaključci i napravljena je rekapitulacija ponašanja prostih greda sa FRP armaturom, ukazujući na evidentne razlike u odnosu na grede sa čeličnom armaturom. U drugom dijelu poglavlja ukazano je na tematiku vezanu za preraspodjelu statičkih uticaja, sa posebnim naglašavanjem elastične preraspodjele, kao i njenog značaja u AB konstrukcijama. Date su teorijske osnove na kojima se zasniva preraspodjela uticaja kod statički neodređenih konstrukcija armiranih FRP armaturom, komparativno sa statički neodređenim konstrukcijama sa čeličnom armaturom. Hronološki su prikazana dosadašnja eksperimentalna istraživanja koja se odnose na kontinualne grede sa FRP armaturom, sa posebnim osvrtom na preraspodjelu uticaja kao posljedici različitog aranžmana FRP armature duž grede. Prikazani su i rezultati dosadašnjih numeričkih istraživanja, s ciljem objašnjenja uticaja pojedinih parametara na ponašanje kontinualnih greda sa FRP armaturom u uslovima preraspodjele momenata između kritičnih presjeka. U okviru ove tačke dat je jedini predlog dozvoljene preraspodjele momenata za kontinualne grede sa FRP armaturom, koji je dostupan u literaturi. Izvedeni su i zaključci i dati komentari koji se tiču ocjene ponašanja kontinualnih greda armiranih FRP armaturom na osnovu dosadašnjih istraživanja. Date su napomene koje se odnose na pojedine oprečne zaključke dosadašnjih istraživanja, kao i na potrebu nastavka daljih istraživanja usko vezanih za predmetnu oblast. Na kraju ovog poglavlja definisani su i pravci daljih istraživanja, na osnovu prikazanih teorijskih osnova i analize predstavljenih dosadašnjih istraživanja. U trećem poglavlju prikazana su sopstvena eksperimentalna istraživanja sa kompletnim programom ispitivanja, definisanim ciljevima istraživanja i opisom eksperimentalnih modela. Osim toga, ukazano je na proračunsku filozofiju pri izboru eksperimentalnih modela. U okviru zasebnih tačaka dat je prikaz geometrijskih karakteristika betonskih modela sa načinom armiranja, karakteristikama korišćenih materijala, armature i betona, i načinom i metodama njihovog određivanja. Opisana je i oprema za ispitivanje, mjerne veličine i mjerna tehnika, procedure ispitivanja i način opterećivanja modela. U okviru poglavlja četiri dat je detaljan prikaz rezultata eksperimentalnog ispitivanja, sa kompletnim opisom i analizom ponašanja svih 13 ispitivanih modela. Za sve grede definisani su parametri stanja, odnosno ponašanja: modaliteti loma, pojava i razvoj prslina, kao maksimalne širine prslina, deformacije, momenti savijanja i preraspodjela statičkih uticaja duž kontinualne grede, dilatacije u armaturi i betonu. Na kraju poglavlja određeni su koeficijenti sigurnosti za eksperimentalne modele na osnovu kriterijuma ograničenja ugiba, širina prslina i napona u armaturi, kao i deformabilnost, kao kvantitativne i kvalitativne mjere ponašanja greda sa GFRP armaturom. U petom poglavlju data je komparativna analiza eksperimentalnih rezultata i rezultata dobijenih primjenom metoda proračuna elemenata sa GFRP armaturom, korišćenjem uslova koji su važili u okviru eksperimenta. Komparativna analiza rezultata sprovedena je za kapacitet nosivosti, ugibe i maksimalne širine prslina. Za proračun kapaciteta nosivosti i maksimalnih širina prslina korišćeni su odabrani propisi koji se odnose na AB elemente sa FRP armaturom. Za proračun ugiba, pored odabranih propisa, korišćeni su i modeli proračuna drugih istraživača koje je autor disertacije smatrao relevantnim, a pojedini su se direktno odnosili na proračun ugiba kontinualnih greda sa FRP armaturom. Predložen je i model proračuna ugiba, odnosno efektivnog momenta inercije, za kontinualne grede armirane GFRP armaturom, na osnovu dobijenih eksperimentalnih rezultata, baziran na predloženim modelima od strane drugih istraživača. U okviru šestog poglavlja prikazana je numerička analiza modela primjenom metode konačnih elemenata u programskom paketu ABAQUS. Dat je opis i način modeliranja greda, uključujući opis materijala i tipove elemenata, faze modeliranja i interakciju između elemenata. Formirani modeli verifikovani su eksperimentalnim rezultatima koji se tiču sila loma i morfologije prslina pri lomu, stanja ugiba u sredinama raspona, reakcija krajnjih oslonaca greda i dilatacija u zategnutoj armaturi. U sedmom poglavlju prikazana je parametarska analiza rezultata sprovedena numeričkom analizom 36 modela. Cilj analize bio je definisanje uticaja pojedinih parametara na ponašanje kontinualnih greda sa GFRP armaturom. Dodatno su ispitani parametri koji

nisu u potpunosti obuhvaćeni eksperimentalnim istraživanjima. Na kraju poglavlja sprovedena je verifikacija predloženog modela za proračun kontinualnih greda sa GFRP armaturom numeričkom analizom. U poglavlju osam, na osnovu eksperimentalnih i numeričkih rezultata koji su dobijeni, i komparativne analize, izvedeni su zaključci i date preporuke za buduća istraživanja vezana za predmetnu oblast ove doktorske disertacije. Na kraju doktorske disertacije priloženi su spisak korišćene literature, prilozi sa morfologijom prslina za sve ispitivane eksperimentalne grede za različite inkremente opterećenja do loma, kao i kratka biografija autora.

## 2. PREGLED LITERATURE

### 2.1. FRP MATERIJALI

Razvoj FRP materijala intezivan je u posljednjih 50 godina, posebno u avio i elektroindustriji [28]. Najveću primjenu u građevinskim konstrukcijama FRP materijali imaju kao sistemi za ojačanje postojećih AB konstrukcija sa čeličnom armaturom, u vidu traka i platana, i kao unutrašnja armatura u AB konstrukcijama. Kao zamjena za čeličnu armaturu, FRP materijali imaju veliku primjenu u konstrukcijama izloženim koroziji u jako agresivnim sredinama. Ovakvi materijali, kao kompoziti, mogu se znatno razlikovati i njihove karakteristike zavise od konstitutivnih materijala od kojih su sačinjeni.

#### 2.1.1. Konstitutivni materijali

FRP materijal predstavlja kompozitni materijal koji se sastoji od finih neprekinutih vlakana povezanih polimernom smolom – matricom (vezivom) [49]. FRP kompoziti su anizotropni, sa mehaničkim karakteristikama i svojstvima koja su najbolja u pravcu vlakana, odnosno u pravcu apliciranog opterećenja. Polimerna matrica je materijal niskog modula elastičnosti i male čvrstoće koji prenosi i raspodjeljuje opterećenje na vlakna koja posjeduju visoke module elastičnosti i visoku čvrstoću [49]. Na ovaj način se dobija kompozitni materijal visoke čvrstoće na zatezanje i relativno visokog modula elastičnosti (slika 2.1). Osnovne mehaničke karakteristike kompozitnog materijala ( $f$ ) određuju se na osnovu karakteristika pojedinačnih sastojaka, vlakana ( $v_l$ ) i matrice ( $m$ ) i njihovih zapreminskih zastupljenosti ( $V$ ) [49]:  $E_f = E_{vl} \cdot V_{vl} + E_m \cdot V_m$  (2.1a)  $f_f = f_{vl} \cdot V_{vl} + f_m \cdot V_m$  (2.1b) gdje su  $E_f$  modul elastičnosti i  $f_f$  čvrstoća na zatezanje. U cilju postizanja zahtijevanih mehaničkih karakteristika FRP materijala, veoma važan faktor jeste odnos zapremine i spoljašnje površine vlakana. Što je spoljašnja površina vlakana veća, to će i mehaničke karakteristike biti bolje. Prečnik vlakana se obično kreće od 0.001 mm do 1 mm, najčešće od 0.01 do 0.1 mm. Ona mogu biti velikih dužina – kontinuirana, a mogu biti i kratka – diskontinuirana. Vlakna, obično, u ukupnoj zapremini kompozita zauzimaju najmanje 70%. Najčešće korišćena vlakna su karbonska (CFRP), staklena (GFRP) i aramidna (AFRP), a u posljednje vrijeme i bazaltna (BFRP). Tipične karakteristike vlakana u zavisnosti od vrste koja se koristi prikazane su u tabeli 2.1.

Slika 2.1 – Dijagram napon–dilatacija za vlakna, vezivni materijal i FRP kao finalni proizvod, [50]

Tabela 2.1 Karakteristične osobine vlakana [49]

Tip vlakana	Čvrstoća na zatezanje (MPa)	Modul elastičnosti (GPa)	Maksimalno izduženje (%)	Zapreminska težina (kg/m <sup>3</sup> )
Karbonska-HM	2500–4000	350–650	0.4–0.8	1950
Karbonska-HS	3500	200–240	1.3–1.8	1750
Staklena-E	3450	74–75	4.8	2500
Staklena-S	4580	85.5	5.6	2500
Staklena-AR	1800–3500	70–76	2.0–3.0	2270
Aramidna-Kevlar	2800–3600	62–175	1.4–4.4	1440
Aramidna-SVM	3800–4200	130	3.5	1430
Bazaltna-Albarrie	4840	89	3.1	2800

Polimerna matrica ima ulogu da međusobno poveže vlakna i prenese na njih spoljašnje opterećenje [49]. Vezivni materijali obično ne poboljšavaju nosivost završnog proizvoda, ali utiču na njegov modul elastičnosti. Po pravilu se doziraju u najmanjim mogućim količinama koje pružaju dobru zaštitu od spoljnih uticaja i doprinose ukupnoj čvrstoći na smicanje, koja je kod vlakana, inače, veoma niska. Iz tog razloga potrebno je da matrica bude duktilna, tj. mora podnijeti značajne plastične deformacije prije loma i, na taj način, obezbijediti žilavost cijelog kompozita. Polimerna matrica štiti vlakna od raznih opterećenja koja mogu izazvati mehanička oštećenja [49]. Važnu ulogu ima dobra adhezija između vlakana i matrice, čime se u slučaju površinskih oštećenja i pucanja okolnih vlakana, smanjuje izduženje vlakana i sprečava lom kompletnog kompozita. Kao materijal za povezivanje vlakana, obično se koristi epoksidna smola, poliester i vinilester. Tipične karakteristike polimerne matrice, u zavisnosti od tipa matrice, prikazane su u tabeli 2.2.

Tabela 2.2 Karakteristične osobine matrice [49]

Tip

matrice Čvrstoća na zatezanje (MPa) Modul elastičnosti (GPa) Zapreminska težina (kg/m<sup>3</sup>) Epoksidna smola 55–130 2.8–4.1 1200–1400 Poliester 35–104 2.1–3.5 1200–1400 Vinilester 73–81 3.0–3.5 1150–1350 2.1.2. FRP armatura FRP armatura, kao i čelična, može biti različitih profila i različitog oblika (prava, savijena, kružna, spiralna itd.). Naponi prijanjanja ugrađene armature i betona zavise od površinske obrade šipki koja može biti glatka, rebrasta, umotana, obložena pijeskom (slika 2.2). Kao unutrašnja armatura u AB konstrukcijama, pretežno se koriste tri tipa karbonska (CFRP), staklena (GFRP) i aramidna (AFRP), a posljednjih godina sve više se pojavljuje i bazaltna (BFRP) armatura. Mehaničke i fizičke karakteristike kompozita mogu varirati u zavisnosti od vrste vlakana koja se koriste. Do sada je najširu primjenu našla staklena FRP armatura (GFRP) kao najjeftinija, sa najmanjom čvrstoćom na zatezanje i najnižim modulom elastičnosti u odnosu na ostale FRP armature. Karbonska armatura (CFRP) ima najveću čvrstoću na zatezanje i najveći modul elastičnosti, najotpornija je na spoljašnje uticaje sredine, ali i nekoliko puta skuplja od GFRP armature. Mehaničke karakteristike najčešće korišćene FRP armature prikazane su u tabeli 2.3. Slika 2.2 – Uzorci FRP armature [40] Tabela 2.3 Mehaničke karakteristike FRP armature [49] Tip armature Čvrstoća na zatezanje (MPa) Modul elastičnosti (GPa) Granična dilatacija (%) GFRP 450–1600 35–60 1.2–3.7 CFRP 600–3500 100–580 0.5–1.7 AFRP 1000–2500 40–125 1.9–4.4 BFRP 900–2600 35–90 2.0–3.2 Visoka čvrstoća na zatezanje predstavlja jednu od osnovnih prednosti FRP armature u odnosu na čelik. FRP armatura nije podložna koroziji, što je preporučuje u jako agresivnim sredinama, a takođe pokazuje i potpunu električnu i magnetnu neutralnost. Lakša je od čelične, čime se može pojednostaviti njen transport i ubrzati izgradnja konstrukcije. Za slučaj jako armiranih presjeka manja zapreminska težina FRP armature može smanjiti ukupnu težinu objekta, pa tako i statičke i dinamičke uticaje koji mogu negativno uticati na samu konstrukciju. Pored navedenih prednosti, FRP armatura ima i određene nedostatke u odnosu na čeličnu armaturu. FRP kompoziti pokazuju linearno elastično ponašanje pri zatezanju sve do loma. Upoređujući ih sa duktilnim karakteristikama čelika, oni su kruti, sa visokom čvrstoćom na zatezanje i uglavnom nižim modulom elastičnosti (slika 2.3). Čvrstoća na pritisak i na smicanje znatno su niži nego čvrstoća na zatezanje. Tokom eksperimentalnih istraživanja evidentirani su i određeni problemi vezani za prijanjanje FRP armature i okolnog betona. Slika 2.3 – Radni dijagrami FRP i čelične armature 2.1.3. Proizvodni proces FRP armature Postoje tri glavna procesa spajanja vlakana i matrice, tj. procesa proizvodnje FRP materijala: • Proces provlačenja vlakana kroz termalno kupatilo ispunjeno tečnim vezivnim materijalom [28]. Proizvod je konstantnog poprečnog presjeka i dužine ograničene uslovima upotrebe i transporta u eksploataciji. Šema proizvodnog procesa prikazana je na slici 2.4. Vlakna su izdužena pomoću kalemova i potopljena u termalnom kupatilu zajedno sa vezivnim materijalom. Preko otvora za formiranje presjeka, konačni proizvod se prevlači do kalupa koji su pod kontrolisanom temperaturom. Procesom se dobijaju glatki proizvodi, na koje se mogu nanijeti slojevi spoljašnjeg rebrastog omotača u cilju poboljšanja prijanjanja armature i betona. Na površinu šipke se obično lijepe zrna pijeska ili navlake sa različitim dubinama. Ovakav proces obično služi za dobijanje armaturnih šipki. • Proces mašinskog ili ručnog polaganja vlakana zajedno sa vezivom, u dva ili više različitih slojeva, koji se međusobno dijagonalno prepliću kako bi se formirala integrisana cjelina [28]. • Proces namotavanja neprekinutih vlakana, u vidu paralelnih niti prethodno natopljenih vezivom, na kalupe odgovarajućeg oblika i dimenzija. Tokom procesa se kontrolišu debljina profila, ugao namotavanja i obim proizvoda. Konačni proizvod se njeguje na cilindru pomoću grejnih lampi. Procesom se obično dobijaju uzengije koje imaju presjeke u zavisnosti od oblika kalema na koji se namotavaju. Slika 2.4 – Proizvodni proces dobijanja armaturnih šipki, [28] Finalni proizvod dobijen putem navedena tri procesa heterogene je prirode, s obzirom na različite osobine konstitutivnih materijala, i takođe anizotropan, zbog različitih karakteristika u različitim pravcima. 2.1.4. Primjena FRP armature FRP kompoziti, kao unutrašnja armatura u AB elementima, svoju primjenu nalaze u AB konstrukcijama koje su izložene agresivnom dejstvu sredine – marinskim

konstrukcijama, mostovima, nadvožnjacima, garažama, rezervoarima, propustima, potpornim zidovima, temeljima i dr. U objektima sa opremom za magnetno skeniranje, bazama za velike motore, laboratorijama, aerodromskim tornjevima, MRI sobama u bolnicama, i ostalim objektima sa opremom koja zahtijeva elektro i magnetnu neutralnost, hemijskim i drugim industrijskim postrojenjima, FRP armatura, takođe, nalazi svoju primjenu. Osjetljivi elektronski uređaji, u objektima sa dosta čelične armature, mogu dovesti do nepovoljnog uticaja na upotrebljivost tih uređaja. Tokom posljednjih 20 godina, FRP armatura se uspješno primjenjuje širom svijeta, posebno u Japanu i Sjevernoj Americi, koja se može smatrati aktuelnim liderom u koršćenju i primjeni FRP armature, posebno u pločama mostovskih konstrukcija. Razloge što FRP armatura nije našla širu primjenu, treba tražiti u još nepotpunom poznavanju ponašanja AB elemenata sa FRP armaturom, kao i u još nedovoljnom broju donesenih odgovarajućih propisa i standarda.

## 2.2. PONAŠANJE AB GREDA ARMIRANIH FRP ARMATUROM NA SAVIJANJE

Ponašanje AB elemenata sa FRP armaturom različito je u odnosu na elemente armirane klasičnom čeličnom armaturom, što je posljedica, prije svega, različitih mehaničkih karakteristika dvije vrste armature. Tri tipa loma na savijanje se mogu javiti u AB elementima sa FRP armaturom: simultani (balans) lom po FRP armaturi i pritisnutom betonu, lom FRP armature i lom po betonu u pritisnutoj zoni. Usljed neduktilnog ponašanja FRP armature, svi tipovi loma su kruti i iznenadni, pa je stoga potrebno definisati veće koeficijente sigurnosti materijala prilikom dimenzionisanja poprečnih presjeka nego što je to slučaj kod AB presjeka sa čeličnom armaturom. Postoje različiti pristupi u aktuelnim propisima za definisanje tipa loma i proračun kapaciteta nosivosti elemenata sa FRP armaturom, koji koriste pretpostavke slične onima koje se koriste za elemente sa čeličnom armaturom.

### 2.2.1. Tipovi loma i proračun nosivosti elemenata sa FRP armaturom

Simultani (balans) lom se u praksi veoma teško ostvaruje, jer predstavlja granicu između loma po armaturi i loma po betonu. Uslov balans loma je dostizanje granične dilatacije u pritisnutom betonu zajedno sa kidanjem FRP armature na zatezanje. Procenat armiranja pri balans lomu se definiše preko mehaničkih i deformacijskih karakteristika FRP armature i betona iz uslova ravnoteže unutrašnjih sila. Aktuelni američki standard ACI 440.1R-15 [5] daje jednačinu za proračun procenta armiranja pri balans lomu  $\rho_{fb}$ : gdje su:  $f_c'$   $f_{fu}$   $E_f$   $\epsilon_{cu}$   $\alpha_1$   $\rho_{fb} = \alpha_1 \cdot \beta_1 \cdot f_c' \cdot E_f \cdot \epsilon_{cu}$  (2.2)  $f_{fu}$   $E_f \cdot \epsilon_{cu} + f_{fu}$  čvrstoća betona pri pritisku granična čvrstoća na zatezanje FRP armature modul elastičnosti FRP armature granična dilatacija u betonu (0.003) faktor kojim se definiše efektivna čvrstoća betona pri pritisku sa vrijednošću 0.85  $\beta_1$  faktor kojim se definiše efektivna visina pritisnute zone u obliku pravougaonika:  $\beta_1 = 0.85$   $f_c' \leq 27.6 \text{ MPa}$   $\beta_1 = 0.85 - 0.0095 \cdot (f_c' - 27.6)$   $27.6 \text{ MPa} \leq f_c' \leq 55.2 \text{ MPa}$   $\beta_1 = 0.65$   $f_c' \leq 55.2 \text{ MPa}$  (2.3) Po istom izrazu (2.2), kanadski standard CSA S806-12 [23] definiše procenat armiranja pri balans lomu, s tim da se koeficijenti  $\alpha_1$  i  $\beta_1$  dobijaju iz izraza:

$$\alpha_1 = 0.85 - 0.0015 f_c' \geq 0.67 \quad (2.4) \quad \beta_1 = 0.97 - 0.0025 f_c' \geq 0.67$$

83

(2.5) Slično, u skladu sa evropskim standardom EC2-04 [38] može se definisati jednačina za proračun procenta armiranja pri balans lomu  $\rho_{fb}$  za elemente sa FRP armaturom: gdje su:  $\eta$   $\lambda$   $\rho_{fb} = \eta \cdot \lambda \cdot$

$$c \cdot E_f \cdot \epsilon_{f'} \quad c_u f_{fu} E_f \cdot \epsilon_{cu} + f_{fu} \quad (2.$$

6

6) faktor kojim se definiše efektivna čvrstoća betona pri pritisku: faktor kojim se definiše efektivna visina pritisnute zone u obliku pravougaonika:

$$\eta = 1.0 \text{ fck} \leq 50 \text{ MPa} \quad \eta = 1.0 \quad - \text{fck} - \quad 50 \quad 50 \text{ MPa} \leq \text{fck} \leq 90 \text{ MPa}$$

92

200 (2.7)  $\lambda = 0.8 - \text{fck} - 50 \text{ MPa} \leq \text{fck} \leq 90 \text{ MPa}$   $\lambda = 0.8 \text{ fck} \leq 50 \text{ MPa}$  (2.8) 400 U slučaju većeg procenta armiranja  $\rho_f$  u odnosu na procenat pri balans lomu  $\rho_{fb}$  dolazi do dostizanja granične dilatacije u pritisnutom betonu, i loma po betonu, koji je više poželjan, prije svega, zahvaljujući punom razvoju nelinearnog ponašanja (duktilnosti) betona. Kao takav, lom po betonu može biti najavljen u vidu značajnih deformacija (ugiba) i prslina. Većina važećih propisa i smjernica zahtijeva da betonski presjeci sa FRP armaturom budu projektovani da dostignu lom po pritisnutom betonu, što rezultira da oni budu prearmirani. Za proračun momenta nosivosti presjeka sa FRP armaturom, za slučaj loma po betonu u skladu sa EC2-04 [38], koristi se naponski dijagram parabola–prava (slika 2.5). Alternativno, može se koristiti pravougaoni naponski dijagram koji je ekvivalentan dijagramu parabola–prava. Takođe, ACI 440.1R-15 [5] i CSA S806-12 [23] predlažu da se moment nosivosti presjeka sračuna na osnovu ekvivalentnog naponskog dijagrama u obliku pravougaonika i ravnoteže unutrašnjih sila (slika 2.5). Slika 2.5 – Pravougaoni naponski dijagram u skladu sa EC2-04 [38], ACI 440.1R-15 [5] i CSA S806-12 [23] Američki standard ACI 440.1R-15 i kanadski standard CSA S806-02 predlažu da se moment nosivosti  $M_n$  sračuna koristeći pravougaoni naponski dijagram, preko sljedećih izraza:  $f_f = (E_f \cdot \epsilon_{cu})^2 + \alpha_1 \cdot \beta_1 \cdot f_c' \cdot 4 \cdot$

$$E_f \cdot \epsilon_{cu} - 0.5 \cdot E_f \cdot \epsilon_{cu} \quad \rho_f M_n = \rho_f$$

97

$f_f \cdot \left( 1 - \left( \frac{0.5 \rho_f \cdot f_f}{f_c'} \right) \right) \cdot b \cdot d \cdot \alpha_1 \cdot f_c'$  (2.9) (2.10) Slično, u skladu sa EC2-04 mogu se definisati napon u zategnutoj FRP armaturi  $f_f$  i moment nosivosti  $M_n$  koristeći pravougaoni naponski dijagram, preko sljedećih jednačina:  $f_f = (E_f \cdot \epsilon_{cu})^2 \eta \cdot \lambda \cdot f_c' \cdot E_f \cdot \epsilon_{cu} - 0.5 \cdot E_f \cdot \epsilon_{cu} + 4 \cdot \rho_f M_n = \rho_f \cdot f_f \cdot \left( 1 - \left( \frac{0.5 \rho_f \cdot f_c' \cdot f_f}{f_c'} \right) \right) \cdot b \cdot d \cdot 2 \eta \cdot$  (2.11) (2.12) Ukoliko je procenat armiranja AB presjeka FRP armaturom manji od procenta armiranja koji odgovara balans lomu, dolazi do loma po FRP armaturi. Lom koji nastaje usljed kidanja FRP armature je krt i iznenadan, jer ne dolazi do dostizanja granične dilatacije u betonu, pa, samim tim, ni do kompletnog razvoja nelinearnog ponašanja betona. Međutim, ipak postoje određena ograničenja upozorenja pri lomu u vidu prslina i deformacija kao posljedica značajnih izduženja FRP armature prije loma, zahvaljujući niskom modulu elastičnosti. U ovom slučaju potrebno je sprovesti iterativni postupak kako bi se odredio moment nosivosti pri kojem se dostiže granični napon u FRP armaturi. Prearmirani presjeci sa FRP armaturom su poželjniji u odnosu na podarmirane zbog značajnih neelastičnih deformacija i formiranja prslina prije loma, usljed neelastičnih deformacija pritisnutog betona. Na ovaj način dolazi do poželjnih upozorenja prije loma, tj. do izvjesnog kvazi-duktilnog ponašanja. Pored toga, prearmirani presjeci vode ka znatnom smanjenju dimenzija presjeka, što je posebno važno sa arhitektonske i ekonomske tačke gledišta. Treba imati u vidu da je zadovoljenje zahtjeva upotrebljivosti u pogledu deformacija jako važno kod prearmiranih presjeka sa FRP armaturom. Dosadašnjim eksperimentalnim istraživanjima uglavnom su dobijane veće vrijednosti kapaciteta nosivosti od onih sračunatih primjenom navedenih standarda. Rafi i dr. [82] su istraživali četiri grede sa FRP armaturom i izvjestili da je dobijen moment nosivosti 33% veći od sračunatog u skladu sa ACI 440.1R-06 [4]. Zaključeno je da je osnovni razlog za povećanu nosivost bilo prekoračenje maksimalne dilatacije u pritisnutom betonu u odnosu na preporučenu od 3‰, što je prevashodno posljedica utezanja presjeka uzengijama. Barris i dr. [19] su ispitivali proste grede sa FRP armaturom

opterećene dvjema koncentrisanim silama u trećinama raspona. Sprovedenim eksperimentom dobijeni su kapaciteti nosivosti za 17% veći u odnosu na sračunate u skladu sa EC2-04, odnosno 51% veći u odnosu na vrijednosti dobijene u skladu sa ACI 440.1R-06. Kao glavni razlog navodi se da su izmjerene maksimalne vrijednosti dilatacija u pritisnutom betonu bile od 22 do 34% veće od predloženih navedenim propisima.

### 2.2.2. Proračun ugiba greda armiranih FRP armaturom

Kao glavni nedostatak FRP armature zapaža se njihov nizak modul elastičnosti u odnosu na čeličnu armaturu. Ovo podrazumijeva veće dilatacije FRP armature u AB elementima, upoređujući ih sa AB elementima armiranim čeličnom armaturom. Kao posljedica niskog modula elastičnosti u AB elementima javljaju se šire i dublje prsline, kao i veće deformacije. Dakle, u suprotnosti sa čeličnim AB elementima, granično stanje upotrebljivosti vrlo često je mjerodavno za dimenzionisanje elemenata sa FRP armaturom. Iz tog razloga, ispunjavanju zahtjeva upotrebljivosti kod ovih elemenata, poput stanja ugiba i prsline, treba posvetiti posebnu pažnju. Kod elemenata sa FRP armaturom mogu se tolerisati veće širine prsline zbog odsustva moguće korozije u AB elementu, dok se deformacije ograničavaju kao kod čeličnih AB elemenata, uglavnom na prostim gredama. Kao posljedica eksperimentalnih istraživanja (uglavnom na prostim gredama) na ispitivanju ponašanja AB elemenata sa FRP armaturom u eksploatacionim uslovima opterećenja, brojne formule i jednačine predložene su za određivanje odgovora ovih elemenata u eksploatacionim uslovima opterećenja, sa odgovarajućom tačnošću.

#### 2.2.2.1. Modeli za proračun ugiba greda armiranih FRP armaturom

predloženi od strane istraživača Ugibi pri kratkotrajnom opterećenju mogu biti sračunati primjenom elastične analize sa fleksionom krutošću  $EI$  u posmatranom presjeku. Sve dok se u elementu ne dostigne čvrstoća betona na zatezanje, u elementu se ne javljaju prsline, pa se pri proračunu koristi moment inercije bruto betonskog presjeka. Nakon dostizanja čvrstoće betona na zatezanje, dolazi do pojave prsline u betonu i nagle redukcije momenta inercije na mjestu prsline. Tada se zatezanje sa armature na beton prenosi preko napona prijanjanja (tension stiffening), pa se pri proračunu koristi efektivni moment inercije. Većina aktuelnih predloženih formula za proračun ugiba bazirana je na Bransonovoj jednačini za proračun efektivnog momenta inercije:

$$I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad (2.13) \quad \text{a) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{b) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{c) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{d) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{e) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{f) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{g) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{h) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{i) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{j) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{k) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{l) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{m) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{n) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{o) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{p) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{q) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{r) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{s) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{t) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{u) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{v) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{w) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{x) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{y) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right] \quad \text{z) } I_e = I_g \left[ 1 - \left( \frac{M}{M_{cr}} \right)^3 \right]$$

gdje su:  $I_g$  moment inercije bruto presjeka bez prsline  $I_{cr}$  moment inercije isprskalog presjeka  $I_e$  efektivni moment inercije  $M_{cr}$  moment savijanja pri pojavi prve prsline  $M_a$  moment savijanja pri eksploatacionom (posmatranom) opterećenju. Za pravougaone poprečne presjeke dimenzija  $b/h$  pojedine vrijednosti su definisane kao:  $I_g = 12 bh^3$  (2.14)

$$I_{cr} = b d^3 \cdot k_3 + n f A_f d^2 \cdot (1 - k)^2 \quad (2.15) \quad k = 2 \cdot \rho \cdot f \cdot n f + (\rho \cdot f \cdot n f)^2 - \rho \cdot f \cdot n f \quad 48$$

(2.16)  $n f = E_f$  (2.17)  $E_c M_{cr} = f_z \cdot 2 I_g h$  (2.18) gdje su:  $E_f$  modul elastičnosti FRP armature  $E_c$  modul elastičnosti betona  $A_f$  površina presjeka zategnute FRP armature  $\rho$  koeficijent armiranja podužnom zategnutom FRP armaturom  $f_z$  čvrstoća betona na zatezanje  $d$  statička visina presjeka. Navedena formula (2.13) prevashodno se koristi u svrhu određivanja ugiba za elemente sa čeličnom armaturom. Na osnovu dosadašnjih istraživanja na gredama sa FRP armaturom, došlo se do zaključka da Bransonova jednačina precjenjuje efektivni moment inercije, naročito za manje procenat armiranja, sa znatno nižim stepenom sadejstva zategnutog betona, pa, samim tim, i potcjenjuje ugibe greda. Niži stepen sadejstva zategnutog betona (tension stiffening) posljedica je nižeg modula elastičnosti FRP armature i različitih uslova napona prijanjanja, nego što je to slučaj kod greda sa čeličnom armaturom. Posljednjih godina sprovedena su brojna istraživanja koja za cilj imaju da se navedena formula (2.13) za sračunavanje ugiba prilagodi elementima sa FRP armaturom. Ovdje se navode pojedina istraživanja i predloženi modeli istraživača za proračun ugiba

elemenata sa FRP armaturom na kojima se baziraju i modeli inkorporirani u većinu aktuelnih propisa iz ove oblasti, a koje je autor disertacije smatrao relevantnim. Toutanji i Saafi [96] su sproveli istraživanje na 6 greda sa FRP armaturom sa različitim procentom armiranja. Zaključili su da se korišćenjem Bransonove jednačine precjenjuje krutost na savijanje greda sa FRP armaturom, pa su predložili modifikaciju jednačine za proračun ugiba uvođenjem modifikacionog faktora:

$$I_e = \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \cdot I_g + \left( 1 - \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \right) \left( \frac{I_m}{I_g} \right) \quad I_{cr} \leq I_g \quad m = 6 - E_s \cdot \rho_f \quad \text{za } E_s \cdot \rho_f < 0.3 \quad (2.19)$$

$$I_e = \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \cdot I_g + \left( 1 - \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \right) \left( \frac{I_m}{I_g} \right) \quad I_{cr} \leq I_g \quad m = 3 \quad \text{za } E_s \cdot \rho_f \geq 0.3 \quad (2.20)$$

gdje je  $E_s$  modul elastičnosti čelične armature. Iz priložene jednačine vidi se da se modifikacionim faktorom  $m$  uvodi modul elastičnosti i koeficijent armiranja FRP armature u proračun efektivnog momenta inercije. Yost i dr. [103] su ispitivali ponašanje prostih greda u pogledu ugiba varirajući čvrstoću betona, procenat armiranja i relativni raspon smicanja. Predložili su jednačine za proračun efektivnog momenta inercije:

$$I_e = \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \cdot \beta_d \cdot I_g + \left( 1 - \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \right) \left( \frac{I_m}{I_g} \right) \quad I_{cr} \leq I_g \quad \beta_d = \frac{ab}{E_s + 1} \left( \frac{E_f}{E_s} \right) \quad ab = 0.064 \quad \rho_f \leq \rho_{fb} + 0.13 \quad (2.21)$$

$$I_e = \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \cdot \beta_d \cdot I_g + \left( 1 - \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \right) \left( \frac{I_m}{I_g} \right) \quad I_{cr} \leq I_g \quad \beta_d = \frac{ab}{E_s + 1} \left( \frac{E_f}{E_s} \right) \quad ab = 0.064 \quad \rho_f \leq \rho_{fb} + 0.13 \quad (2.22)$$

$$I_e = \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \cdot \beta_d \cdot I_g + \left( 1 - \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \right) \left( \frac{I_m}{I_g} \right) \quad I_{cr} \leq I_g \quad \beta_d = \frac{ab}{E_s + 1} \left( \frac{E_f}{E_s} \right) \quad ab = 0.064 \quad \rho_f \leq \rho_{fb} + 0.13 \quad (2.23)$$

gdje je  $\rho_{fb}$  koeficijent armiranja podužnom zategnutom FRP armaturom pri balans lomu. Autori su zaključili da je odnos  $I_g / I_{cr}$  za grede sa GFRP armaturom 4 do 8 puta veći nego kod greda sa čeličnom armaturom. Bischoff i dr. [21,22] su sproveli opsežna istraživanja u cilju dobijanja jednačine za proračun ugiba greda sa FRP armaturom. Autori su zaključili da Bransonova jednačina ima nekoliko nedostataka. Prije svega, Bransonova jednačina je posljedica empirijske kalibracije koje mogu biti netačne, a takođe nije na odgovarajući način uključeno ni sadejstvo zategnutog betona u proračun efektivnog momenta inercije. Predložena je jednačina [21], koja nije bazirana na Bransonovoj jednačini, a koja uključuje sadejstvo zategnutog betona i dobijena je integracijom krivine duž grede:

$$I_e = I_{cr} \cdot \gamma \cdot \left( \frac{M_{cr}}{M} \right)^2 \cdot \left( 1 - \frac{I_{cr}}{I_g} \right) \quad (2.24)$$

Integracioni faktor  $\gamma$  uključuje varijaciju krutosti duž elementa i zavisi od rasporeda opterećenja i konturnih uslova, i za grede opterećene koncentrisanom silom dobija se iz izraza:

$$\gamma = 3 - 2 \cdot \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \quad (2.25a)$$

a za grede opterećene dvjema koncentrisanim silama u trećinama raspona iznosi:

$$\gamma = 1.7 - 0.7 \cdot \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \quad (2.25b)$$

Rafi i Nadjai [83,84] su predložili modifikaciju izraza za proračun ugiba za elemente sa FRP armaturom, koji su dati u standardima EC2-04 [38] i ACI 440.1R-06 [4]. Modifikacijom izraza za proračun efektivnog momenta inercije [84], datim u ACI 440.1R-06 [4], uveden je koeficijent  $\gamma$  kojim se redukuje moment inercije isprskalog betonskog presjeka:

$$I_e = \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \cdot \beta_d \cdot I_g + \left( 1 - \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \right) \left( \frac{I_m}{I_g} \right) \quad I_{cr} \leq I_g \quad \gamma = \frac{0.0017 \cdot \rho_f}{\rho_f + 0.8541} \cdot \left( 1 + \frac{E_f}{2E_s} \right) \quad \beta_d = \frac{5 \cdot \rho_{fb}}{\rho_f + 1.0} \quad (2.26)$$

$$I_e = \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \cdot \beta_d \cdot I_g + \left( 1 - \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \right) \left( \frac{I_m}{I_g} \right) \quad I_{cr} \leq I_g \quad \gamma = \frac{0.0017 \cdot \rho_f}{\rho_f + 0.8541} \cdot \left( 1 + \frac{E_f}{2E_s} \right) \quad \beta_d = \frac{5 \cdot \rho_{fb}}{\rho_f + 1.0} \quad (2.27)$$

$$I_e = \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \cdot \beta_d \cdot I_g + \left( 1 - \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \right) \left( \frac{I_m}{I_g} \right) \quad I_{cr} \leq I_g \quad \gamma = \frac{0.0017 \cdot \rho_f}{\rho_f + 0.8541} \cdot \left( 1 + \frac{E_f}{2E_s} \right) \quad \beta_d = \frac{5 \cdot \rho_{fb}}{\rho_f + 1.0} \quad (2.28)$$

Mousavi i dr. [75] su, takođe, predložili poluempirijski model za proračun efektivnog momenta inercije modifikacijom Bransonove jednačine u skladu sa eksperimentalnim rezultatima i genetski algoritamskim pristupom. Radi boljeg poklapanja sa eksperimentalnim rezultatima, neki od parametara određeni su empirijski. Tako su korišćena dva multiplikaciona faktora i eksponencijalni faktor  $m$ , kojim se obuhvata uticaj procenta armiranja, modula elastičnosti i nivoa opterećenja na efektivni moment inercije:

$$I_e = 0.13 \cdot \left( \frac{M_{cr}}{M} \right)^m \cdot \left( \frac{E_s}{E_f} \right) \cdot I_g + 0.89 \cdot \left( 1 - \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \right) \left( \frac{I_m}{I_g} \right) \quad I_{cr} \leq I_g \quad m \cdot \rho_f = -0.24 \cdot \rho_f + 5.35 \cdot \rho_f + 2.28 \cdot E_f \cdot \rho_{fb} \cdot M_a \cdot E_s \quad (2.30)$$

$$I_e = 0.13 \cdot \left( \frac{M_{cr}}{M} \right)^m \cdot \left( \frac{E_s}{E_f} \right) \cdot I_g + 0.89 \cdot \left( 1 - \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \right) \left( \frac{I_m}{I_g} \right) \quad I_{cr} \leq I_g \quad m \cdot \rho_f = -0.24 \cdot \rho_f + 5.35 \cdot \rho_f + 2.28 \cdot E_f \cdot \rho_{fb} \cdot M_a \cdot E_s \quad (2.29)$$

Ju i dr. [53] su sproveli istraživanja na prostim gredama opterećenim dvjema koncentrisanim silama radi dobijanja jednačina za proračun ugiba greda sa FRP armaturom. Oni su predložili poluempirijski model za određivanje efektivnog momenta inercije, koji je baziran na modifikaciji Bransonove jednačine, slijedeći pristup Toutanji-a i Saffi-a [96]. Uveden je nelinearni parametar  $K$  kojim se redukuje efektivni moment inercije pri višim nivoima opterećenja, za manje procenat armiranja i module elastičnosti GFRP armature. Na ovaj način, za razliku od ostalih predloženih modela gdje se dobija bilinearna kriva moment-opterećenje, praktično je uvedena trilinearna kriva sa lomom pri pojavi prve prsline i pri opterećenjima bliskim graničnom. Pokazana su dobra poklapanja predloženog modela sa eksperimentalnim rezultatima drugih istraživača. Jednačine su predložene kako slijedi:

$$I_e = \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \cdot I_g + \left( 1 - \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \right) \cdot \left( \frac{I_m}{I_g} \right) \cdot \left( 1 - K \cdot \left( \frac{I_{cr}}{I_g} \right)^m \right) \quad I_{cr} \leq I_g \quad m = 6 - 13 \cdot \rho_f \cdot E_s \cdot E_f \quad K = \frac{1}{11} \cdot \left( \frac{M_a}{E_s} \right) \quad (2.31)$$

$$I_e = \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \cdot I_g + \left( 1 - \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \right) \cdot \left( \frac{I_m}{I_g} \right) \cdot \left( 1 - K \cdot \left( \frac{I_{cr}}{I_g} \right)^m \right) \quad I_{cr} \leq I_g \quad m = 6 - 13 \cdot \rho_f \cdot E_s \cdot E_f \quad K = \frac{1}{11} \cdot \left( \frac{M_a}{E_s} \right) \quad (2.32)$$

$$I_e = \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \cdot I_g + \left( 1 - \left( \frac{M_{cr}}{M} \right) \right) \cdot \left( \frac{I_m}{I_g} \right) \cdot \left( 1 - K \cdot \left( \frac{I_{cr}}{I_g} \right)^m \right) \quad I_{cr} \leq I_g \quad m = 6 - 13 \cdot \rho_f \cdot E_s \cdot E_f \quad K = \frac{1}{11} \cdot \left( \frac{M_a}{E_s} \right) \quad (2.33)$$

Svi predloženi modeli dobijeni su



na osnovu eksperimentalnih istraživanja i rezultata, odnosno baze podataka, na prostim gredama sa FRP armaturom, i kao takvi uglavnom su empirijskog karaktera. 2.2.2.2. Modeli za proračun ugiba gređa armiranih FRP armaturom predloženi propisima U ovoj tački disertacije prikazani su modeli za proračun ugiba koji su inkorporirani u aktuelne propise za elemente sa FRP armaturom. Na osnovu Bransonovog modela, američki standard ACI 440.1R-06 [4] predlaže jednačinu za proračun efektivnog momenta inercije:  $I_e = I_{cr} \cdot \beta_d \cdot I_g + (1 - \beta_d) \cdot I_{cr} \cdot \left( \frac{M_{cr}}{M} \right)^3$  (2.34) a)  $I_e = I_{cr} \cdot \beta_d \cdot I_g + (1 - \beta_d) \cdot I_{cr} \cdot \left( \frac{M_{cr}}{M} \right)^3$  (2.34) uvođenjem koeficijenta  $\beta_d$ , koji je dobijen na osnovu značajne baze eksperimentalnih istraživanja i definisan izrazom (2.27), i koji redukuje sadejstvo zategnutog betona za elemente sa FRP armaturom. ACI 440.1R-15 [5] predlaže jednačinu za određivanje efektivnog momenta inercije dobijenu istraživanjima Bischoff-a [21], bez empirijskih parametara, uz napomenu da se sa velikom pouzdanošću može koristiti i za elemente sa čeličnom i za elemente sa FRP armaturom:  $I_e = I_{cr} \cdot (1 - \gamma) \cdot \left( \frac{M_{cr}}{M} \right)^2 + \gamma \cdot I_g$  (2.35) gdje je  $\gamma$ , kako je navedeno, parametar koji uzima u obzir promjenu krutosti duž elementa, i u zavisnosti od tipa opterećenja i konturnih uslova, predstavljen je izrazima (2.25a) i (2.25b) za slučaj opterećenja koncentrisanim silama. Kanadski standard CSA S806-02 [24] predlaže formulu koja je bazirana na integraciji krivine duž raspona za sračunavanje ugiba:  $I_e = I_{cr} \cdot (1 - 1 - I_{cr} \cdot \left( \frac{M_{cr}}{I_g} \right)^3)$  (2.36) ISIS-07 [50] predlaže jednačinu za sračunavanje efektivnog momenta inercije na osnovu istraživanja Mota i dr [74]. U jednačinu su uključeni dodatni uslovi modifikacije Bransonove jednačine, koji su posljedica značajnih eksperimentalnih istraživanja:  $I_e = I_{cr} \cdot (1 + 1 - 0.5 \cdot \left( \frac{M_{cr}}{M} \right)^2) \cdot (I_g - I_{cr})$  (2.37) Proračun ugiba u skladu sa kanadskim standardom CSA S806-12 [23] zasnovan je na odnosu moment-krivina duž raspona. Uvođenje novih parametara – relativnog raspona smicanja, dužine raspona elementa i dužine neisprskalog dijela elementa – dovodi do intezivnog procesa proračuna koji lako može dovesti do greške. Iz tog razloga, za proračun ugiba kontinualne gređe na dva polja opterećene koncentrisanim silama u sredinama raspona koristi se izraz:  $P \cdot L^3 \cdot \Delta_{max} = 48 \cdot E_c \cdot I_{cr} \cdot \left( \frac{1}{16} \cdot \left( \frac{5 - 15}{1 - 11c_{gr}} \right) \cdot \left( \frac{L_g}{L} \right)^3 + \frac{1}{8} \cdot \left( \frac{L}{L} \right) \right)$  (2.38) gdje je  $L_g$  neisprskala dužina na polovini gređe, a  $L$  raspon gređe. Primjećuje se da se u jednačini (2.38) koristi moment inercije isprskalog betonskog presjeka  $I_{cr}$ , umjesto efektivnog momenta inercije  $I_e$ , čime se zanemaruje doprinos sadejstva zategnutog betona. Iako se EC2-04 [38] prvenstveno primjenjuje za AB elemente sa čeličnom, eksperimentalnim istraživanjima Barris i dr. [19,18] pokazano je da daje dobre rezultate za proračun ugiba i za elemente sa FRP armaturom, jer je baziran, prije svega, na dobrim teorijskim osnovama. EC2-04 predlaže interpolaciju deformacijskog parametra  $\alpha$  (dilatacija, krivina, rotacija, ugib):  $\alpha = \zeta \cdot \alpha_{ll} + (1 - \zeta) \cdot \alpha_l$  (2.39) gdje je  $\zeta$

**distributivni koeficijent kojim se uzima u obzir sadejstvo zategnutog betona:**

15

gdje su:  $\beta \cdot \zeta = 1 - \beta \cdot \left( \frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} \right)^2$  (2.40)

**koeficijent kojim se uzima u obzir uticaj trajanja opterećenja ili ponavljanja opterećenja**

15

i iznosi

**1.0 za kratkotrajno opterećenje, i 0.5 za dugotrajno opterećenje**

8

OS

**napon u zategnutoj armaturi za presjek sa prslinom za eksploataciono opterećenje  $\sigma_{sr}$**  8  
**napon u zategnutoj armaturi za presjek sa prslinom od opterećenja pri kojem nastaje prva prslina.**

Za slučaj čistog savijanja može da se zamjeni  $\sigma_{sr} / \sigma_s$  sa  $M_{cr} / M_a$ . Alternativno, po analogiji sa prethodno prikazanim modelima, može se koristiti efektivni moment inercije preko izraza:  $I_e = I_{cr} \cdot 1 - \beta \cdot \left( \frac{M_{car}}{M_a} \right)^2 \cdot \left( 1 - I_{cr} \right)$  (2.41)  $I_e = I_{cr} \cdot \left( \frac{M_a}{M_{cr}} \right)^3$ . Identičan proračun za ugibe sprovodi se i u skladu sa FIB Model kodom MC-10 [48]. Italijanska smjernica CNR-DT-203/2006 [26] za proračun elemenata sa FRP armaturom, u potpunosti se, što se tiče proračuna ugiba, oslanja na odredbe koje daje prethodna verzija Eurokoda 2 (1992). Koristi se isti izraz za proračun deformacijskog parametra, odnosno ugiba (2.39). Razlika je u proračunu distributivnog koeficijenta kojim se definiše i koeficijent kojim se uzima u obzir prijanjanje između betona i armature  $\beta_1$  preko izraza:  $\zeta = 1 - \beta_1 \beta_2 \cdot \left( \frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} \right)^2$  (2.42) gdje su:  $\beta_1$  koeficijent kojim se uzima u obzir stepen prijanjanja između betona i FRP armature sa vrijednošću 0.5  $\beta_2$

**koeficijent kojim se uzima u obzir uticaj trajanja opterećenja ili ponavljanja opterećenja,**

15

i iznosi

**1.0 za kratkotrajno opterećenje, i 0.5 za dugotrajno opterećenje.**

8

2.2.2.3. Modeli za proračun ugiba kontinualnih greda armiranih FRP armaturom Modeli za proračun ugiba posljedica su istraživanja na prostim gredama sa FRP armaturom. Pregledom literature pronađena su dva predloga za proračun ugiba, odnosno efektivnog momenta inercije za kontinualne grede sa FRP armaturom. Habeeb i Ashour [45] su ispitivali ponašanje kontinualnih greda sa GFRP armaturom i predložili modifikaciju izraza za proračun ugiba kontinualnih greda, odnosno efektivnog momenta inercije, koji je dat u ACI 440.1R-06 [4]:  $I_e = \left( \frac{M_{cr}}{M_a} \right) \cdot \beta_d \cdot I_{g3} + \left( 1 - \left( \frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 \right) \cdot I_{cr} \cdot \gamma_G \leq I_{g3}$  (2.43) gdje je koeficijent  $\gamma_G = 0.6$ , i uveden je u proračun za stanje nakon pojave prslina, jer je zaključeno da modifikovana Bransonova jednačina potcjenjuje ugibe za više nivoe opterećenja. Više o istraživanjima Habeeb-a i Ashour-a [45] prikazano je u tački 2.4.3.6. Kara i Ashour [55], na osnovu prethodnih istraživanja [14,34,45] na kontinualnim gredama sa FRP armaturom, došli su do zaključka da aktuelni propisi potcjenjuju ugibe na kontinualnim gredama, usljed pojave širokih prslina iznad srednjeg oslonca, koji utiču na znatno smanjenje efektivne krutosti presjeka. Predložena je modifikovana krutost presjeka u polju kontinualnih greda preko efektivnog momenta inercije:  $I_e = I_{cr} \cdot \alpha \cdot \left( 1 - 0.5 \cdot (1 - \alpha) \cdot \left( \frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 \right)$  (2.44) gdje je  $\alpha$  koeficijent redukcije koji je dat izrazima:  $\alpha = 0.65 \cdot 0.7 + 0.36 \cdot \left( \frac{E_f \rho_f}{E \cdot \rho_{fb}} \right) \leq 0.65$  za grede sa GFRP i FRP armaturom (2.45a)  $\alpha = 0.65 \cdot 0.7 + 0.12 \cdot \left( \frac{E_f \rho_f}{E \cdot \rho_{fb}} \right) \leq 0.65$  za grede sa CFRP armaturom (2.45b) Za proračun ugiba kontinualne grede koristi se izraz dobijen na osnovu elastične analize koji sadrži predložene izraze za efektivni moment inercije:  $\Delta = 7 \cdot \frac{P \cdot l^3}{3 \cdot E \cdot I_e}$  (2.46) 768 Ecl 2.2.3. Proračun širina prslina u gredama armiranim FRP armaturom Pojava prslina u AB elementima se javlja

nakon dostizanja čvrstoće betona pri zatezanju. Pri eksploatacionim opterećenjima potrebno je ograničiti širinu prsline, kako ne bi došlo do ugrožavanja graničnog stanja upotrebljivosti. Kako FRP armatura nije podložna koroziji, u elementima sa ovom armaturom, mogu se dopustiti veće širine prsline nego u elementima sa čeličnom armaturom. S obzirom na niži modul elastičnosti FRP armature, mogu se očekivati znatno veće širine prsline, nego u elementima sa čeličnom armaturom. Propisi i standardi sadrže odredbe za sračunavanje maksimalne širine prsline koje moraju biti manje od dozvoljenih vrijednosti za eksploataciona opterećenja. 2.2.3.1. Modeli za proračun širina prsline u gredama armiranim FRP armaturom predloženi propisima Maksimalna širina prsline u skladu sa ACI 440.1R-06 [4] i CSA S806-12 [23], Aneks S, na osnovu istraživanja Frosch-a [41] dobija se iz izraza koji se koristi za elemente sa FRP i čeličnom armaturom:  $w = 2 \cdot E_{eff} \cdot \beta \cdot k_b \cdot d_c^2 + \left( \frac{2s}{2} \right)^2$  gdje su pojedini parametri definisani kao: gdje su:  $f_f, n_f, A_f, \rho, f_s, f_f = M, s, e, A_f \cdot d \cdot \left( \frac{1}{1 - k_3} \right)$

$$k = 2 \cdot \rho_f \cdot n_f + (\rho_f n_f)^2 - \rho_f n_f \quad h - k_d \quad \beta = d$$

23

$- k_d d_c = h - d_s = b - 2d_c n - 1$  (2.47) (2.48) (2.49) (2.50) (2.51) (2.52) napon u zategnutoj armaturi odnos modula elastičnosti FRP armature i betona dat izrazom (2.17) površina presjeka zategnute FRP armature koeficijent armiranja podužnom zategnutom FRP armaturom razmak između šipki FRP armature  $k_b$  koeficijent kojim se uzima u obzir stepen prijanjanja između betona i FRP armature (bond coefficient) sa vrijednošću od 1.4. ISIS-07 [50] maksimalnu širinu prsline definiše preko izraza:  $w = 2.2 \cdot f_f \cdot \beta \cdot k_b \cdot 3 d_c \cdot A$  (2.53)  $E_f$  sa vrijednošću  $k_b = 1.2$ , kada eksperimentalni podaci nisu dostupni, i gdje je  $A$  efektivna površina zategnutog betona oko zategnute armature sa identičnim težištem, podijeljena sa brojem šipki, data izrazom:  $A = 2 \cdot b \cdot d_c n$  (2.54) Američkim standardom ACI 440.1R-15 [5] kontrola širine prsline  $w$  se obezbjeđuje ograničenjem maksimalnog rastojanja  $s_{max}$  između šipki armature preko izraza:  $E_f \cdot w_a E_f \cdot w_a s_{max} = 1.15 \cdot f_f \cdot k_b - 2.5 \cdot c_c \leq 0.92 \cdot f_f \cdot k_b$  (2.55) U izrazu (2.55)  $w_a$  predstavlja dozvoljenu širinu prsline koja se kreće od vrijednosti 0.4 do 0.7 mm u zavisnosti od stepena izloženosti elemenata sa FRP armaturom. Za koeficijent  $k_b$  za rebraste šipke se usvaja vrijednost 1.4, ukoliko nisu dostupni pouzdani podaci. Italijanska smjernica za elemente sa FRP armaturom CNR-DT-203/2006 [26], bazirana na verziji Eurokoda 2 (1992), daje izraz za karakterističnu širinu prsline  $w_k$  koja mora biti manja od maksimalno dopuštene vrijednosti:  $w_k = \beta \cdot s_{rm} \cdot \epsilon_{fm}$  (2.56) Primjetno je da karakteristična širina prsline  $w_k$  zavisi od srednjeg rastojanja između prsline  $s_{rm}$  i prosječne dilatacije u zategnutoj armaturi  $\epsilon_{fm}$ , uzimajući u obzir sadejstvo zategnutog betona. Koeficijent  $\beta$  kojim se definiše karakteristična vrijednost širine prsline u odnosu na prosječnu širinu prsline, iznosi 1.7 za prsline koje su posljedica opterećenja, i 1.3 za spriječene prsline u poprečnom presjeku sa minimalnom dimenzijom manjom od 300 mm. Srednje rastojanje između prsline  $s_{rm}$  dato je izrazom: gdje su:  $s_{rm} = 50 + 0.25 \cdot k_1 \cdot k_2 \cdot \phi$  (2.57)  $k_1$  koeficijent kojim se uzima u obzir stepen prijanjanja između betona i FRP armature sa vrijednošću 1.6  $k_2$  koeficijent kojim se uzima u obzir dijagram dilatacija, i iznosi 0.5 za savijanje, odnosno 1.0 za čisto zatezanje  $\phi$  prečnik šipke. Efektivni koeficijent armiranja  $\rho_{p,eff}$  se računa kao odnos površine zategnute armature  $A_f$  i efektivne površine zategnutog betona  $A_{c,eff}$ , preko izraza:  $A_f \rho_{p,eff} = (2.58) A_{c,eff}$   $A_{c,eff} = h_{c,eff} \cdot b$  (2.59)  $h_{c,eff} = 2.5 \cdot (h - d)$  (2.60) Prosječna dilatacija u zategnutoj armaturi  $\epsilon_{fm}$  se dobija interpolacijom između presjeka sa prsline i neisprskalog presjeka preko izraza:  $\sigma_f \epsilon_{fm} = E_f \cdot \left( \frac{1}{1 - \beta_1} \cdot \beta_2 \cdot \left( \frac{\sigma_f}{\sigma_{ffr}} \right)^2 \right)$  (2.61) gdje su:  $\sigma_f$

napon u zategnutoj armaturi za presjek sa prslinom  $\sigma_{fr}$  napon u zategnutoj armaturi za presjek sa prslinom pri 8

pojavi prve prsline. EC2-04 [38] definiše karakterističnu vrijednost prsline  $w_k$  kao produkt maksimalnog rastojanja prsline  $s_{r,max}$  i razlike prosječnih dilatacija u armaturi i betonu:  $w_k = s_{r,max} \cdot (\epsilon_{fm} - \epsilon_{cm})$  (2.62) Maksimalno rastojanje između prsline  $s_{r,max}$  podrazumijeva da se prosječno rastojanje između prsline pomnoži sa 1.7, tako da se dobija:

$$s_{r,max} = 3.4 \cdot c + 0.425 \cdot k_1 \cdot k_2 \cdot \rho_{p,eff}$$

91

(2.63) gdje su:

$c$  zaštitni sloj do podužne armature  $k_1$  koeficijent kojim se uzima u obzir stepen prijanjanja između betona i FRP armature, 15

i iznosi 0.8 za šipke sa visokom prionljivošću, odnosno 1.6 za šipke koje praktično imaju glatku površinu. Efektivni koeficijent armiranja  $\rho_{p,eff}$  i efektivna površina zategnutog betona  $A_{c,eff}$  dati su izrazima (2.58) i (2.59), respektivno. Efektivna visina presjeka  $h_{c,eff}$  računa se kao minimalna od sljedećih vrijednosti:  $h_{c,eff} = \min \left( 2.5 \cdot (h - d) / 3, h / 2 \right)$  (2.64) Prosječna dilatacija predstavlja razliku prosječne dilatacije u armaturi  $\epsilon_{fm}$ , uključujući i sadejstvo zategnutog betona i prosječne dilatacije u betonu između prsline  $\epsilon_{cm}$ :  $\sigma_f - kt \cdot \rho_{fct,eff} \cdot (1 + a_e \cdot \rho_{p,eff}) \sigma_f$  (2.65)  $\epsilon_{fm} - \epsilon_{cm} = E_f \geq 0.6 \cdot E_f$  gdje je  $kt$  koeficijent kojim se uzima u obzir trajanje opterećenja, sa vrijednostima 0.6 za kratkotrajno opterećenje i 0.4 za dugotrajno opterećenje, a  $f_{ct,eff}$  efektivna čvrstoća betona pri zatezanju. Koeficijentom  $a_e$  definiše se odnos modula elastičnosti armature i betona:  $E_f a_e = E_{cm}$  (2.66) Model kod MC-10 [48] predlaže jednačinu za proračunsku širinu prsline:  $w_d = 2 \cdot l_{s,max} \cdot (\epsilon_{fm} - \epsilon_{cm})$  (2.67) gdje su:  $l_{s,max}$  dužina preko koje se javlja klizanje između betona i armature  $\epsilon_{fm}$  prosječna dilatacija u armaturi preko dužine  $l_{s,max}$   $\epsilon_{cm}$  prosječna dilatacija u betonu preko dužine  $l_{s,max}$ . Za određivanje dužine  $l_{s,max}$  koristi se sljedeći izraz:  $l_{s,max} = k \cdot c + 1 \cdot f_{ctm} \cdot \varphi^4 \tau_{bms} / \rho_{s,eff}$  (2.68) gdje su:  $k$  empirijski parametar kojim se uzima u obzir uticaj zaštitnog sloja betona i može se pretpostaviti vrijednost 1.0  $c$  zaštitni sloj betona  $\tau_{bms}$  srednja vrijednost napona prijanjanja između betona i armature koja se definiše izrazom:  $\tau_{bms} = 1.8 \cdot f_{ctm}$  (2.69) Razlika prosječne dilatacije u armaturi  $\epsilon_{fm}$  i prosječne dilatacije u betonu između prsline  $\epsilon_{cm}$  računa se slično kao u skladu sa EC2-04 [38]:  $\sigma_f - \beta \cdot \epsilon_{fm} - \epsilon_{cm} = \rho_{fct,meff} \cdot (1 + a_e \cdot \rho_{p,eff})$  (2.70)  $E_f$  Jedina razlika je što se, u skladu sa MC-10, umjesto koeficijenta  $kt$  koristi koeficijent  $\beta$  kojim se procjenjuje srednja dilatacija preko dužine  $l_{s,max}$ , i zavisi od tipa opterećenja sa vrijednostima 0.6 za kratkotrajno opterećenje i 0.4 za dugotrajno opterećenje. Svi ostali parametri su definisani kao i u EC2-04. 2.2.4. Saznanja i zaključci stečeni na osnovu dosadašnjih istraživanja na prostim gredama armiranim FRP armaturom na savijanje Dosadašnja istraživanja, kako teorijska, tako i eksperimentalna, sprovedena su radi procjene ponašanja prostih greda armiranih FRP armaturom, naročito ponašanja pri savijanju, tj. radi određivanja kapaciteta nosivosti, stanja ugiba i prsline. Vrlo često, pri proračunu greda na savijanje, mjerodavno je granično stanje upotrebljivosti, što rezultira većom podužnom armaturom u

zahtijevana nosivost pri savijanju. Pregledom literature, evidentirana su brojna eksperimentalna i teorijska ispitivanja na prostim gredama sa FRP armaturom na savijanje [97,100,15,13,12,18,19,71,11,7], na osnovu kojih se došlo do određenih zaključaka, od kojih se ovdje navode najznačajniji: • Ponašanje prostih greda sa FRP armaturom razlikuje se u odnosu na ponašanje AB greda armiranih čeličnom armaturom. Neophodno je donošenje novih odredbi i revizija zajedničkih postojećih propisa za proračun greda sa FRP armaturom. • Tip loma AB elemenata sa FRP armaturom uveliko zavisi od procenta armiranja FRP armaturom, tj. odnosa procenta armiranja i procenta armiranja pri simultanom lomu. • Kapacitet nosivosti na savijanje elemenata armiranih FRP armaturom zavisi od tipa loma, tj. da li se radi o lomu po pritisnutom betonu ili lomu usljed kidanja zategnute FRP armature. • Kapacitet nosivosti i krutost prostih greda sa FRP armaturom na savijanje raste sa povećanjem procenta armiranja podužnom armaturom i čvrstoćom betona, s tim što je efekat procenta armiranja više izražen. Ovo povećanje je uvijek ograničeno graničnom dilatacijom u pritisnutom betonu, što je tipično za krte prearmirane AB presjeke. • Povećanje podužne FRP armature u donjoj zoni greda značajno utiče na smanjenje vrijednosti deformacija i odlaganje propagacije prslina duž raspona. Ova konstatacija se, prije svega, odnosi na nivoe opterećenja nakon pojave prslina u gredama. • U odnosu na grede sa čeličnom armaturom, grede armirane FRP armaturom pokazuju znatno veće deformacije i širine prslina pri lomu, što je posljedica niskog modula elastičnosti FRP armature u odnosu na čeličnu. • Grede armirane FRP armaturom, prije pojave prslina, pokazuju linearnu zavisnost opterećenje–ugib. Nakon pojave prslina dolazi do znatnog pada krutosti greda i naglog povećanja deformacija pri višim nivoima opterećenja.

### 2.3. PONAŠANJE AB GREDA ARMIRANIH FRP ARMATUROM NA SMICANJE

Posljednjih decenija predloženo je nekoliko teorija koje daju ocjenu otpornosti AB elemenata na dejstvo smičućih sila, kao i transfer sila u AB elementima. Za proračun nosivosti AB elemenata armiranih FRP armaturom na dejstvo smičućih sila koriste se odredbe i metode koje su razvijene za elemente armirane čelikom, uzimajući u obzir krutost FRP materijala u odnosu na čelik. Kao i za čeličnu armaturu, većina aktuelnih propisa sadrži odredbe po kojima se nosivost pri smicanju AB elemenata računa kao zbir doprinosa betona i smičuće armature pri smicanju. Doprinos betona nosivosti pri smicanju, za AB grede bez smičuće armature razmatra se uzimajući u obzir više mehanizama koji se aktiviraju nakon formiranja dijagonalne (kose) prsline: • Doprinos neisprskale pritisnute zone koji, uglavnom, zavisi od čvrstoće betona i visine te zone. • Doprinos sprezanja agregata (aggregate interlock) omogućava prenos napona smicanja preko kose prsline u zategnutoj zoni. Doprinos sprezanja agregata na ukupnu nosivost pri smicanju greda armiranih FRP armaturom manji je nego kod greda armiranih čeličnom armaturom. • Efekat klina javlja se usljed prisustva podužne armature u gredama. Zbog niske transversalne krutosti podužne FRP armature, njen doprinos efektu klina pri proračunu se vrlo često zanemaruje. • Lučni efekat znatno može povećati nosivost pri smicanju greda, u slučaju dobro usidrene podužne FRP armature, i izuzetno je važan kod dubokih AB greda. Na osnovu dosadašnjih istraživanja [104,102] zaključeno je da je doprinos betona, u gredama bez smičuće armature, na ukupnu nosivost greda pri smicanju armiranih podužnom FRP armaturom, manji nego kod greda armiranih podužnom čeličnom armaturom. Smičuća armatura nema značajnijeg efekta prije nego se u gredi pojavi kosa prslina. Štaviše, poprečna armatura je skoro u potpunosti oslobođena napona prije formiranja kose prsline [39]. Nakon razvoja kose prsline, smičuća armatura u formi uzengija doprinosi povećanju nosivosti pri smicanju [20,39,88] i omogućava transfer napona zatezanja preko kose prsline u sljedećem: • Ograničava širinu dijagonalne prsline pa, samim tim, poboljšava i omogućava transfer sila smicanja preko uticaja sprezanja agregata. • Sprečava

povećanje visine dijagonalne prsline a time i redukciju pritisnute zone. Na ovaj način se omogućava povećanje površine pritisnute zone pri vrhu prsline, a time se povećava i doprinos betona nosivosti pri smicanju. • Poboljšava se doprinos efekta klina tako što se obuhvata podužna armatura koja siječe kosu prslinu. • Vršni se utezanje greda, posebno kada su uzengije na međusobno bliskom rastojanju, čime se povećava čvrstoća na pritisak i, na taj način, poboljšava transfer smicanja preko lučnog dejstva. • Sprečava se lom usljed proklizavanja (izvlačenja) armature kada se razvije prsline u zoni sidrenja. Smičuća armatura se aktivira samo u zategnutoj zoni elementa i njen doprinos na ukupnu nosivost pri smicanju zavisi od maksimalnog napona koji se može dostići u armaturi. U slučaju čelične armature javljaju se dilatacije veće od onih pri tečenju, pa se maksimalni napon može odrediti na osnovu dilatacije pri tečenju armature, i nije obavezno poznavati maksimalnu dilataciju u smičućoj armaturi. Za FRP smičuću armaturu važno je definisati maksimalnu dilataciju radi procjene napona u armaturi, zato što se radi o krutom materijalu, odnosno linearno elastičnom odgovoru FRP armature. Zbog toga, većina propisa maksimalni računski napon u smičućoj FRP armaturi definiše kao proizvod dilatacije, koja odgovara prihvatljivoj širini kose prsline, po analogiji za čeličnu smičuću armaturu i modula elastičnosti FRP armature. Čvrstoća na zatezanje FRP smičuće armature znatno je redukovana pod uticajem kombinacije napona zatezanja i smicanja. Redukcija čvrstoće FRP armature se pripisuje koncentraciji napona na mjestu savijanja poprečne armature i zavisi od odnosa poluprečnika krivine i prečnika šipke, vrste materijala i uslova sidrenja. Tako se pojedinim odredbama, definisanim u propisima [52,4,5], preporučuje maksimalni napon u smičućoj FRP armaturi  $f_{fb}$  preko izraza:  $f_{fb} = \left( 0.05 \cdot r_{\phi b} + 0.3 \right) \cdot f_{fu}$  (2.71) što podrazumijeva iznos od 40 do 45% vrijednosti jednoaksijalne čvrstoće materijala na zatezanje  $f_{fu}$ . U izrazu (2.71)  $r_b$  predstavlja unutrašnji poluprečnik savijanja šipke, a  $\phi$  prečnik FRP šipke.

2.3.1. Saznanja i zaključci stečeni na osnovu dosadašnjih istraživanja na prostim gredama armiranim FRP armaturom na smicanje Dosadašnja istraživanja ukazuju da AB grede armirane FRP armaturom sa ekvivalentnom nosivošću na savijanje u odnosu na AB grede armirane čeličnom armaturom posjeduju manju nosivost pri smicanju. Procedura proračuna nosivosti pri smicanju bazira se na empirijskim jednačinama, koje su rezultat više eksperimentalnih ispitivanja i pojednostavljenih pretpostavki, nego teorijskih analiza. Ovo je posljedica brojnih parametara od kojih zavisi nosivost pri smicanju – procenta armiranja podužnom armaturom, visine elementa, relativnog raspona smicanja ( $a/d$ ), čvrstoće betona pri zatezanju, veličine maksimalnog zrna agregata, itd. Mnogi od ovih parametara inkorporirani su u metode proračuna nosivosti pri smicanju, koji su sastavni dio aktuelnih propisa. Uticaj pojedinih parametara na nosivost pri smicanju dosadašnjim istraživanjima [66-69,10,44,20] sagledava se u sljedećem: • Povećanjem procenta armiranja podužnom armaturom raste nosivost pri smicanju. • Povećanjem visine presjeka dolazi do smanjenja nosivosti pri smicanju. Kod greda sa FRP armaturom, ovaj uticaj je još izraženiji jer su prsline šire nego kod AB greda armiranih čelikom, usljed niskog modula elastičnosti podužne zategnute armature. • Grede sa manjim odnosom  $a/d$  imaju veću nosivost pri smicanju upoređujući ih sa gredama koje imaju veći odnos  $a/d$ . Istraživanjima je pokazano da je kod greda sa FRP armaturom lučni efekat, usljed veće isprskalosti zategnute zone, izraženiji nego kod AB greda sa čeličnom armaturom. • Povećanjem maksimalnog zrna agregata, raste i hrapavost površine prsline i, na taj način, omogućava se prenos smičućih napona preko same prsline.

2.4. ANALIZA

#### KONTINUALNIH GREDA ARMIRANIH FRP ARMATUROM SA POSEBNIM OSVRTOM NA PRERASPODJELU MOMENATA

2.4.1. Uvodna razmatranja o preraspodjeli uticaja Uobičajena praksa je da se momenti savijanja i transverzalne sile, u klasično armiranim betonskim konstrukcijama, za najnepovoljniju kombinaciju opterećenja, dobijaju linearno elastičnom analizom. Linearno elastično ponašanje klasično armiranih betonskih konstrukcija realizuje se samo pri veoma niskim nivoima spoljašnjih opterećenja. Nakon pojave prsline u AB elementima, dolazi do promjene njihove krutosti i razlike između stvarnih presječnih sila i onih dobijenih linearno elastičnom teorijom (stanje bez prsline), koja se posebno

manifestuje razvojem plastičnih deformacija (slika 2.6). Ova pojava poznata je kao preraspodjela statičkih uticaja, i za AB statički neodređene konstrukcije armirane čelikom može se podijeliti u dvije faze. Prva faza je uzrokovana razlikom uniformne fleksione krutosti duž elementa, koja je pretpostavljena elastičnom analizom, i stvarne krutosti koja se javlja varijacijom armature duž elementa i pojavom prslina u betonu. Preraspodjela uticaja koja je izvršena na ovaj način se često u literaturi naziva elastična preraspodjela. Druga faza je posljedica plastičnih deformacija u čeličnoj armaturi, tj. počinje nakon dostizanja granice razvlačenja u čeliku, i manifestuje se daljom promjenom vrijednosti fleksione krutosti. Ova preraspodjela se često naziva plastična preraspodjela. Dakle, presjeci koji trpe plastične deformacije će rotirati bez značajnijeg povećanja uticaja u njima, što omogućava presjecima sa nižim nivoima uticaja da prihvate dodatne uticaje. Treba napomenuti da uticaj elastične preraspodjele može imati značajan udio u ukupnoj preraspodjeli uticaja duž elementa [90,16,58,60]. Može se, dakle, zaključiti da teorija elastične analize ne opisuje stvarno ponašanje ni za eksploatacioni nivo opterećenja, pa će se i značajna preraspodjela uticaja dogoditi već pri ovom nivou opterećenja. Preraspodjela momenata je itekako korisna za svakodnevnu inženjersku praksu jer omogućava različite aranžmane armature u AB elementima konstrukcije. Koristi se kada je iz zona u kojima se očekuje veća količina armature (veze greda i stubova) poželjno izmjestiti moment u zone u kojima se može smjestiti više armature (polje greda). Preraspodjelom momenata se obezbjeđuje unificiranje armature u serijama montažnih greda u kojima se javljaju manje razlike u momentima savijanja i, na taj način, izbjegava različito armiranje svake grede posebno. Zatim, racionalnost, tj. ekonomičnost može se postići kada se preraspodjela momenata primjenjuje za različite kombinacije opterećenja, što rezultuje manjim vrijednostima u anvelopi momenata savijanja, zadovoljavajući uslove ravnoteže. Takođe, preraspodjelom momenata se vrlo često obezbjeđuje poželjno duktilno ponašanje, sa jasno najavljenim upozorenjima prije loma. Ovo se, prije svega, pripisuje sposobnosti čelične armature da teče pri višim nivoima opterećenja. Preraspodjela momenata prije tečenja armature se obezbjeđuje različitim krutostima u poprečnim presjecima duž grede, što kod kontinualnih greda konstantnog poprečnog presjeka uglavnom zavisi od procenta armiranja kritičnih zona. Slika 2.6 – Preraspodjela uticaja u kontinualnim gredama 2.4.2. Teorijske osnove Nelinearno ponašanje AB kontinualnih greda se predstavlja kao materijalno, s obzirom na nelinearnu vezu napon–deformacija betona i armature, i geometrijsko, uzrokovano prvenstveno pojavom prslina u gredama, zbog niske čvrstoće betona pri zatezanju [99]. Duktilnost i preraspodjela uticaja predstavljaju dva izuzetno važna i poželjna faktora koji utiču na ponašanje AB konstrukcija. Duktilnost obezbjeđuje značajne deformacije prije loma konstrukcije, i stvara uslove za preraspodjelu uticaja u kritičnim presjecima statički neodređenih konstrukcija, tj. preraspodjela uticaja zasnovana je na duktilnosti kritičnih poprečnih presjeka. Može se reći da je preraspodjela uticaja posljedica duktilnosti, odnosno, za elemente konstrukcije sa dovoljnom duktilnošću, neminovno dolazi do preraspodjele momenata između kritičnih presjeka [73]. S obzirom na to da FRP armatura pokazuje linearno elastično ponašanje sve do loma, odnosno pokazuje odsustvo materijalne nelinearnosti, postavlja se pitanje sposobnosti ovakvog materijala da, u sprezi sa betonom, izvrši preraspodjelu opterećenja u statički neodređenim konstrukcijama. Imajući u vidu, u uvodnim razmatranjima pomenut, značajan doprinos elastične preraspodjele u ukupnoj preraspodjeli uticaja kod AB greda sa čeličnom armaturom, očekuje se i da kontinualne grede sa FRP armaturom pokažu izvjesnu sposobnost preraspodjele uticaja, bez obzira na odsustvo duktilnosti kod FRP armature sve do loma. Preraspodjela uticaja očekuje se kao posljedica razlike krutosti između kritičnih poprečnih presjeka, koja direktno zavisi od odnosa stepena razvoja prslina i usvojene armature u njima. Drugim riječima, računa se na jednu od osnovnih odlika duktilnosti, a to je promjena krutosti bez gubitka nosivosti presjeka. Nijedan propis u svijetu za AB konstrukcije sa FRP armaturom ne dozvoljava preraspodjelu momenata u elementima statički neodređenih konstrukcija. Ovo je, prije svega, posljedica veoma malog broja eksperimentalnih

istraživanja koji su sprovedeni na kontinualnim gredama sa FRP armaturom. Ipak, na sprovedenim eksperimentalnim istraživanjama koji će biti prikazani u ovom poglavlju, pokazano je da je preraspodjela momenata na kontinualnim gredama na dva polja moguća, posebno ako se izabere odgovarajuća armatura duž grede, pa bi i aktuelne propise i smjernice iz ove oblasti vezane za elemente konstrukcije sa FRP armaturom trebalo revidirati. U metodama nelinearne analize statički neodređenih konstrukcija najčešće se koristi veza moment–krivina, kao deformacijska karakteristika koja u sebi sadrži krutost presjeka i elemenata i koja kvalitetno opisuje ponašanje konstrukcije pri različitim nivoima opterećenja [99]. Efekat vrste armature na vezu moment–krivina AB kontinualnih greda za podarmirane i prearmirane presjeka prikazan je na slici 2.7 [56]. Poprečni presjeci greda  $b/d=20/30$  cm su identični za FRP i čeličnu armaturu sa količinom koja im obezbjeđuje identičan kapacitet nosivosti. Pri početnim nivoima opterećenja, prije pojave prslina, sve grede imaju slično ponašanje, tj. veza moment–krivina je linearna. Početak pojave prslina za grede sa FRP i čeličnom armaturom se pomalo razlikuje, prije svega, zbog različitog modula elastičnosti armature. Nakon pojave prslina, dolazi do određene preraspodjele napona sa isprskaloga betona na zategnutu armaturu, što za posljedicu ima veći uticaj modula elastičnosti armature i, samim tim, presjeci pokazuju znatnu razliku u krutosti na savijanje. Na slici 2.7a se jasno primjećuje da svi podarmirani presjeci, sa procentom armiranja ispod procenta koji odgovara balansu lomu, imaju isti kapacitet nosivosti s obzirom na isti usvojeni kapacitet armature na zatezanje. Kod greda sa čeličnom armaturom, već pri malim vrijednostima krivine dolazi do tečenja zategnute armature, pa duktilnost čelične armature omogućava značajne vrijednosti krivine pri konstantnim vrijednostima momenata. Primjećuje se da je krivina presjeka sa FRP armaturom značajna, ali nema povećanja pri konstantnim vrijednostima momenata, što ukazuje da je lom kod ovakvih presjeka iznenađan i krt. Kada se radi o prearmiranim presjecima, sa FRP ili čeličnom armaturom (slika 2.7b) lom svih presjeka je krt i iznenađan, što se jasno vidi iz zavisnosti moment–krivina. Međutim, kako se radi o lomu po betonu, kapacitet nosivosti neće biti isti zbog različitog modula elastičnosti armature. Evidentno je da presjeci sa FRP armaturom imaju veće vrijednosti krivina kao posljedica niskog modula elastičnosti i, samim tim, nakon pojave prslina, krutost na savijanje veća je kod greda sa čeličnom armaturom, nego kod greda sa FRP armaturom. Slika 2.7 – Dijagrami moment–krivina za AB presjeka sa FRP i čeličnom armaturom, [56] Preraspodjela momenata u kontinualnim gredama posljedica je i nelinearnosti dijagrama moment–krivina. Nelinearna veza moment–krivina presjeka uzrokuje da presjek doživi promjenu krutosti za porast nivoa opterećenja. S obzirom na to da moment varira duž grede, promjena u krutosti pojedinih presjeka vodiće do preraspodjele momenata između presjeka. U skladu sa mnogim propisima u svijetu, za kontinualne grede momenti se u kritičnim presjecima računaju primjenom linearno elastične analize, pa se za tako određene momente duž grede dozvoljava odgovarajući stepen preraspodjele između kritičnih presjeka. Definicija i ograničenja, u pogledu preraspodjele momenata, predstavljaju kompleksan problem koji, pored geometrije i karakteristika materijala, zavisi i od niza parametara, poput, već pomenute, krutosti grede u kritičnim presjecima. Ipak, većina aktuelnih propisa za kontinualne grede armirane čeličnom armaturom definiše dozvoljenu preraspodjelu momenata u funkciji od odnosa  $c/d$  za presjek u kome se vrši redukcija uticaja, gdje je  $c$  definisana visina pritisnute zone, a  $d$  predstavlja statičku visinu presjeka. Na slici 2.8 prikazan je položaj neutralne ose u polju i iznad oslonca, u zavisnosti od apliciranog opterećenja za kontinualne grede na dva polja raspona 6.0 m, pravougaoanog poprečnog presjeka  $b/d=30/60$  cm, sa različitim tipovima armature [59]. Položaj neutralne ose prije pojave prslina u presjeku je otprilike na polovini visine presjeka. Nakon pojave prslina u presjeku dolazi do naglog smanjenja visine pritisnute zone, koja teži da se stabilizuje zajedno sa stabilizacijom propagacije prslina u posmatranom presjeku. Za grede sa FRP armaturom takav položaj neutralne ose ostaje praktično konstantan sve do loma grede, dok za grede sa čeličnom armaturom tečenje iste dovodi do naglog smanjenja visine pritisnute zone. Primjetno je da se za grede sa FRP



armaturom dobijaju najmanje vrijednosti visine pritisnute zone u presjeku i u polju i iznad oslonca, što je posljedica najmanjih vrijednosti modula elastičnosti GFRP armature, u odnosu na CFRP i čeličnu armaturu. Slika 2.8 – Položaj neutralne ose za različite tipove armature, [59] Već je pomenuto da se preraspodjela momenata kod kontinualnih greda sa FRP armaturom zasniva na elastičnoj preraspodjeli, s obzirom na odsustvo nelinearnosti (plastifikacije) FRP armature do loma. Razvoj momenata savijanja i odnos stvarnih momenata iznad oslonca i u polju na kontinualnim AB gredama sa odnosom armatura u polju i iznad oslonca od 1.5, u zavisnosti od apliciranog opterećenja za različite tipove armature, prikazan je na slici 2.9 [59]. Na istoj slici prikazan je i odnos momenata iznad oslonca i u polju, dobijen na osnovu elastične analize, radi poređenja rezultata. Za početna opterećenja momenti rastu linearno sa apliciranim opterećenjem i jednaki su elastičnim momentima, što ukazuje da ne dolazi do preraspodjele uticaja u ovoj fazi. Sa pojavom prve prsline iznad oslonca dolazi do preraspodjele momenata od oslonca ka polju, što zbog razlike u krutosti između kritičnih presjeka, rezultira bržim rastom momenta u polju i sporijem rastom momenta iznad oslonca. Ovo je posljedica usvojene veće količine armature za presjek u polju, nego za presjek iznad oslonca za sve grede, kao i različitog stepena razvoja prsline u kritičnim presjecima. Stabilizacijom propagacije prsline u oba presjeka, odnos momenata se, takođe, stabilizuje. Za grede sa FRP armaturom, ovaj fenomen ostaje gotovo konstantan sve do loma (slika 2.9a - GFRP i slika 2.9b - CFRP), dok za grede sa čeličnom armaturom tečenje armature iznad oslonca uzrokuje naglo izmještanje momenta iznad oslonca u polje grede, tj. naglo smanjenje odnosa momenta iznad oslonca i u polju. Na osnovu slike 2.9, evidentno je da, već i pri eksploatacionim opterećenjima, dolazi do znatnog odstupanja vrijednosti momenata (preraspodjele momenata) duž kontinualne grede u odnosu na momente dobijene elastičnom analizom. Stepem preraspodjele momenata  $\beta$  može se predstaviti preko izraza:  $\beta = 1 - M M e$  (2.72) gdje su: M stvarni moment u posmatranom presjeku M e moment dobijen na osnovu elastične analize. Na slici 2.10 prikazana je varijacija stepena preraspodjele momenata sa apliciranim opterećenjem do loma za kontinualne grede sa različitim tipovima armature [59]. Za kontinualne grede sa FRP armaturom, stepen preraspodjele momenata se sastoji iz tri različite faze, sa dvije skretne tačke koje odgovaraju pojavi prsline i stabilizaciji propagacije prsline. U prvoj fazi, prije pojave prsline, nema preraspodjele momenata u odnosu na elastičnu analizu. Nakon pojave prsline, stepen preraspodjele naglo raste u drugoj fazi, gotovo linearno sa apliciranim opterećenjem. U trećoj fazi stepen preraspodjele momenata se stabilizuje sa gotovo konstantnom vrijednošću, što odgovara stabilizaciji propagacije prsline. Kod kontinualnih greda sa čeličnom armaturom javlja se i četvrta faza, kada usljed tečenja armature dolazi do naglog povećanja stepena preraspodjele za aplicirano opterećenje. Primjetno je da je za opterećenja prije loma stepen preraspodjele kod greda armiranih GFRP armaturom veći nego kod greda armiranih čelikom, i to već nakon pojave prve prsline. Ovakav pravac razvoja stepena preraspodjele momenata se nastavlja sve do tečenja armature kod greda sa čeličnom armaturom. Na osnovu slike 2.10 se jasno primjećuje da se preraspodjela uticaja kod kontinualnih greda sa GFRP armaturom, već i u fazi eksploatacije, javlja u značajnom stepenu. Slika 2.9 – Razvoj momenata savijanja sa opterećenjem za različite tipove armature a) GFRP; b) CFRP; c) čelik; [59] Slika 2.10 – Razvoj stepena preraspodjele momenata sa opterećenjem za različite tipove armature, [59]

2.4.3. Dosadašnja istraživanja na kontinualnim gredama armiranim FRP armaturom sa posebnim osvrtom na preraspodjelu momenata U daljem tekstu dat je prikaz dosadašnjih istraživanja na ovim gredama, sa posebnim osvrtom na preraspodjelu momenata u kritičnim presjecima.

2.4.3.1. Istraživanja Tezuke i dr. [95] Tezuka i dr. su sproveli eksperimentalno istraživanje na kontinualnim gredama armiranim ili prethodno napregnutim FRP armaturom. Testirane su dvije kontinualne grede sa aramidnom (AFRP) i karbonskom (GFRP) armaturom i tri prethodno napregnute grede sa AFRP, CFRP i čeličnom armaturom. Grede su bile ukupne dužine 4.4 m, pravougaonog poprečnog presjeka  $b/d=12/20$  cm, sa dva raspona po 2.0 m dužine, i koncentrisanim opterećenjem na 90 cm od srednjeg oslonca. Sve grede su bile

prearmirane kako bi bio osiguran lom po betonu iznad srednjeg oslonca. Tokom ispitivanja registrovano je smanjenje negativnog momenta iznad oslonca od 29.7% i povećanje od 22.6% momenta u polju prilikom preraspodjele momenata. Pored toga, eksperimentalnim ispitivanjem dobijeno je povećanje kapaciteta nosivosti kontinualnih greda od 44% u odnosu na isto, sračunato elastičnom analizom.

#### 2.4.3.2. Istraživanja Mostofinejad-a [73]

Tokom ovih istraživanja, izvršena su eksperimentalna ispitivanja na deset kontinualnih greda na dva polja ukupne dužine 6.5 m, opterećene koncentrisanim silama u sredinama raspona, radi iznalaženja odgovora vezanih za duktilnost i preraspodjelu momenata. Dvije grede su armirane klasičnom čeličnom armaturom, a osam podužnom CFRP armaturom. Od osam kontinualnih greda sa CFRP armaturom, dvije su bile podarmirane, a šest prearmiranih. Od šest prearmiranih greda, četiri su uteegnute sa CFRP poprečnom armaturom radi ispitivanja efekta utezanja na duktilnost presjeka. Pokazano je da preraspodjela momenata ne zavisi samo od neelastičnih svojstava armature, već i od neelastičnog ponašanja betona. Zaključeno je da je preraspodjela momenata kod kontinualnih greda sa FRP armaturom moguća, mada u manjem stepenu od greda armiranih čeličnom armaturom. Prearmirane grede sa FRP armaturom zadovoljavaju zahtjeve upotrebljivosti, dok podarmirane grede projektovane za lom po FRP armaturi, obično ove uslove ne ispunjavaju. Prearmirane kontinualne grede, takođe, pokazuju značajne deformacije prije loma, što je konstatovano kao određeni vid duktilnosti.

Eksperimentalnim istraživanjima dobijeno je približno 50% preraspodjele momenata za presjeke sa FRP armaturom u odnosu na maksimalno moguću preraspodjelu presjeka za čeličnu armaturu. Navedeno je da utezanje pritisnute zone betona ne doprinosi povećanju stepena preraspodjele momenata, ali povećava kapacitet nosivosti u odnosu na očekivani, bez utezanja presjeka. Zaključeno je i da se, kad god se FRP armatura koristi kao podužna zategnuta armatura u AB konstrukcijama, preporučuju procenti armiranja 2.5 puta od procenta armiranja koji odgovara simultanom lomu, i veći. Ovako usvojena količina armature trebalo bi da obezbijedi zadovoljenje zahtjeva upotrebljivosti i adekvatnu duktilnost za AB presjek sa FRP armaturom.

#### 2.4.3.3. Istraživanja Grace-a i dr. [42]

Grace i dr. su istraživali ponašanje i duktilnost kontinualnih greda, T poprečnog presjeka, armiranih različitim tipovima FRP armature (GFRP i CFRP). Prilikom ispitivanja, korišćena je i kontinualna greda sa čeličnom armaturom, kao kontrolna. Kontinualne grede bile su raspona 3.74 m na dva polja, visine poprečnog presjeka  $d=35$  cm. Osnovni parametri koji su varirani su podužna i poprečna armatura (GFRP, CFRP, čelik). Prilikom ispitivanja je pokazano da se znatno veće deformacije javljaju kod greda armiranih FRP armaturom u odnosu na grede armirane čeličnom armaturom. Razlika u deformacijama pri eksploatacionom opterećenju je prihvatljiva, ali značajna razlika se javlja za opterećenja pri lomu. Zaključeno je i da korišćenje GFRP uzengija povećava smičuće deformacije i, kao rezultat toga, rastu ukupne deformacije u polju kontinualnih greda. Isto tako, GFRP uzengije mijenjaju tip loma od loma na savijanje do loma na smicanje, ili simultanog loma pri savijanju i smicanju, u zavisnosti od vrste podužne armature (FRP ili čelik). Posebno se napominje da je efekat klina prisutan kod greda sa FRP armaturom, ali u značajno manjoj mjeri u odnosu na grede sa čeličnom armaturom. Efekat klina je najmanji kod kontinualnih greda armiranih GFRP armaturom.

#### 2.4.3.4. Istraživanja El-Mogy-a i dr. [1/34]

Eksperimentalna ispitivanja izvršena su na četiri kontinualne grede na dva polja, raspona 2.8 m, pravougaonog poprečnog presjeka  $b/d=20/30$  cm. Dvije grede armirane su GFRP podužnom armaturom, jedna greda armirana je CFRP podužnom armaturom, a jedna greda čeličnom armaturom, kao kontrolna. Greda sa čeličnom armaturom dimenzionisana je tako da, pri lomu, dođe do tečenja armature i u presjeku u polju, i u presjeku iznad oslonca. Ovo se obezbjeđuje tako što se oba presjeka projektuju da imaju procenat armiranja manji od procenta armiranja koji odgovara simultanom lomu, dakle, da se dogodi lom po armaturi. Grede sa GFRP i CFRP podužnom armaturom dimenzionisane su tako da dođe do loma po betonu, koji se i preporučuje aktuelnim propisima. Sve grede, osim jedne grede sa GFRP armaturom koja je dimenzionisana na osnovu elastične analize, dimenzionisane su sa pretpostavkom da dođe do

preraspodjele momenata od 20% od oslonca ka polju. Materijal i količina podužne armature su bili glavni parametri koji su ispitivani u ovom eksperimentalnom istraživanju. Na osnovu istraživanja se došlo do zaključka da su kontinualne grede sa FRP armaturom sposobne da preraspodjele moment od srednjeg oslonca ka polju u vrijednosti od 23% u odnosu na elastičnu analizu, kao i da to ne izaziva negativne efekte na karakteristike grede ni pri eksploatacionom opterećenjima, ni pri opterećenjima pri lomu. Zaključeno je i da povećanje armature u polju kontinualne grede u odnosu na presjek iznad oslonca ima pozitivne efekte na povećanje kapaciteta nosivosti greda, smanjenje deformacija i odlaganje propagacije prslina u polju greda. Pokazano je i da kontinualne grede sa FRP armaturom ukazuju na značajna upozorenja prije loma, u vidu velikih deformacija i širokih prslina, što je vjerovatno posljedica prearmiranosti kritičnih presjeka.

2.4.3.5. Istraživanja El-Mogy-a i dr. /2/ [32] Ista grupa istraživača sprovela je ispitivanje na kontinualnim gredama sa identičnim rasponima od 2.8 m i identičnog pravougaonog poprečnog presjeka  $b/d=20/30$  cm, kao u prethodnom istraživanju. Materijal, količina i razmak poprečne armature bili su glavni parametri koji su ispitivani u ovom eksperimentalnom istraživanju. Kod greda variran je prečnik uzengija 8 i 10 mm i razmak između istih 8 i 12 cm, kao i materijal od kojih su uzengije napravljene, GFRP i čelik. Sve kontinualne grede dimenzionisane su sa pretpostavkom da dođe do preraspodjele momenata od 20% od oslonca ka polju. Rezultati istraživanja su pokazali značajan uticaj poprečne armature na deformaciju i preraspodjelu momenata kod kontinualnih greda, koja je iznosila od 23 do 37 % u odnosu na momente dobijene elastičnom analizom. Povećanjem poprečne armature u kontinualnim gredama sa GFRP armaturom za identičnu podužnu GFRP armaturu dolazi do smanjenja deformacija i omogućava se veća preraspodjela momenata od oslonca ka polju, i do 60%. Takođe, smanjenje razmaka između uzengija za presjek iznad oslonca sa istim procentom armiranja podužnom i poprečnom armaturom, omogućava veće deformacije i veću preraspodjelu momenata za 16%. Zaključeno je i da se znatan procenat preraspodjele momenata ostvario već pri eksploatacionim opterećenjima. Navodi se da je procenat preraspodjele kod GFRP greda pri eksploatacionom opterećenju, iznosio oko 65% u odnosu na projektovanu preraspodjelu momenata. Autori posebno navode da su kontinualne grede armirane GFRP podužnom armaturom pokazale slično ponašanje, nezavisno da li su uzengije bile od čelika ili GFRP.

2.4.3.6. Istraživanja Habeeb-a i Ashour-a [45] Habeeb i Ashour su sproveli eksperimentalna istraživanja na kontinualnim gredama na dva polja armiranim GFRP armaturom, radi proučavanja ponašanja greda na savijanje. Rasponi greda su bili 2.75 m, pravougaonog poprečnog presjeka  $b/d=20/30$  cm. Tri grede armirane su GFRP podužnom armaturom, a jedna čeličnom armaturom. Grede armirane GFRP armaturom dimenzionisane su različitim kombinacijama podužne armature u polju i iznad oslonca. Jedna greda predimenzionisana je (veći procenat armiranja od onog koji odgovara balans lomu) i u polju i iznad oslonca, druga greda je u polju bila prearmirana a iznad oslonca podarmirana, dok je treća bila prearmirana iznad oslonca a u polju podarmirana. Greda sa čeličnom armaturom dimenzionisana je kao podarmirana u polju i iznad oslonca, tako da joj nosivost na savijanje bude identična kao za GFRP grede sa podarmiranim kritičnim presjecima. Tokom eksperimentalnih istraživanja, razmatrana su četiri tipa loma na gredama:

- Krti lom GFRP armature se dogodio kod kontinualne grede koja je bila podarmirana u polju.
- Kod grede koja je bila prearmirana u polju, dogodio se lom po betonu, prije dostizanja granične dilatacije u GFRP armaturi. Javile su se široke prsline iznad oslonca, prije nego se dogodio lom betona u polju.
- Za gredu prearmiranu u polju i iznad oslonca dogodio se lom po betonu u kombinaciji sa lomom usljed smicanja. Dijagonalna kosa prslina se pojavila u kasnijoj fazi opterećenja, zajedno sa prslinama usljed savijanja, dovodeći do krtog loma grede.
- Duktilan lom na savijanje se javio kod grede armirane čeličnom armaturom. Prvenstveno je došlo do tečenja zategnute armature, a zatim i do loma betona i iznad oslonca i u polju grede. Radi određivanja eventualne preraspodjele momenata, mjerene su reakcije srednjeg i krajnjih oslonaca, koje su upoređivane sa reakcijama dobijenim na osnovu elastične analize za uniformnu krutost na savijanje duž grede. Znaci

preraspodjele momenata na kontinualnim GFRP gredama evidentirani su kod greda koje su prearmirane u donjoj zoni u polju, odnosno kod greda koje su imale veći ili identičan procenat armiranja u polju u odnosu na armaturu iznad oslonca. Potvrđeno je da se kod greda armiranih GFRP armaturom, razvijaju veće deformacije i šire prsline u odnosu na gredu armiranu čeličnom armaturom. Kao ključni faktor povećanja kapaciteta nosivosti i ograničenja deformacija i propagacije prsline, ustanovljeno je povećanje armature u donjoj zoni polja greda, odnosno prearmiranje presjeka u odnosu na balans lom. Povećanje armature u gornjoj zoni kontinualnih greda iznad oslonca nije imalo nikakav uticaj na povećanje kapaciteta nosivosti i smanjenje deformacija.

2.4.3.7. Istraživanja Ashour-a i Habeeb-a [14] U okviru istih eksperimentalnih istraživanja Habeeb i Ashour su sproveli istraživanja na kontinualnim gredama sa CFRP armaturom. Rasponi i pravougaoni poprečni presjeci su bili identični kao i kod greda sa GFRP armaturom. Tri kontinualne grede sa CFRP armaturom dimenzionisane su različitim rasporedom armature u presjeku za lom po armaturi. Jedna greda je imala veću količinu armature u gornjoj zoni, druga je imala veću količinu armature u donjoj zoni, a treća je imala identičnu armaturu u gornjoj i donjoj zoni. Opisana greda sa čeličnom armaturom korišćena je kao kontrolna i projektovana je za isti kapacitet nosivosti kao i grede sa CFRP armaturom. Sve grede su doživjele lom po armaturi, kako su i projektovane. Kod svih greda sa CFRP armaturom zabilježene su netolerantne široke prsline iznad oslonca, ukazujući na proklizavanje CFRP armature u odnosu na beton na tom dijelu greda. Kao osnovni parametar povećanja kapaciteta nosivosti kontinualnih greda sa CFRP armaturom, označena je armatura u donjoj zoni u polju greda. Naime, greda koja je imala gotovo dvostruko veću količinu armature iznad oslonca, sa identičnom armaturom u polju, nije ostvarila veću nosivost u odnosu na gredu sa dvostruko manjom količinom armature iznad oslonca. Takođe, greda sa čeličnom armaturom, bez obzira na to što je projektovana za istu nosivost kao i grede sa CFRP armaturom, dostigla je znatno veću nosivost. Istraživači su zaključili da je osnovni razlog za ovako dobijene rezultate proklizavanje CFRP armature u odnosu na beton u gornjoj zoni iznad oslonca. Široke prsline iznad oslonca su dovele do rasterećenja zone iznad srednjeg oslonca i povećanja reakcija krajnjih oslonaca, što se može opisati kao vid preraspodjele uticaja. Konstatovano je da je novonastali sistem reakcija doveo da prelaska kontinualnog nosača u sistem dvije proste grede.

2.4.3.8. Istraživanja Matos-a dr. [65] Eksperimentalno istraživanje sprovedeno je na šest kontinualnih greda na dva polja, raspona 1.0 m, pravougaonog poprečnog presjeka dimenzija  $b/d=10/12$  cm, sa GFRP armaturom, radi određivanja sposobnosti istih da vrše preraspodjelu uticaja u kritičnim presjecima. Jedna greda armirana je čeličnom armaturom radi poređenja rezultata. Za sve grede, opterećenje je aplicirano u vidu dvije koncentrisane sile u sredinama raspona. Šest kontinualnih greda sa GFRP armaturom podijeljeno je u tri serije. Za prvu seriju od dvije grede usvojena je armatura na osnovu elastične analize, dvije šipke prečnika 12 mm u gornjoj zoni, i dvije šipke prečnika 8 mm u donjoj zoni. Druga serija od dvije grede projektovana je tako da dođe do preraspodjele momenata od oslonca ka polju, tako što je usvojena armatura zamijenjena iznad oslonca i u polju, u odnosu na prvu seriju greda. Kod treće serije greda usvojena je identična armatura kao u drugoj seriji, samo što je u kritičnim presjecima, iznad oslonca i u polju, poprečna armatura usvojena na dvostruko manjem razmaku. Greda sa čeličnom armaturom dimenzionisana je tako da pri lomu dođe do tečenja armature i u presjeku u polju, i u presjeku iznad oslonca. Lom usljed smicanja spriječen je adekvatnim armiranjem poprečnom čeličnom armaturom. Ponašanje greda analizirano je i upoređivano u pogledu upotrebljivosti i graničnog stanja loma. Eksperimentalnim ispitivanjem potvrđeni su ranije izvedeni zaključci da se kod greda sa GFRP armaturom javljaju znatno veće deformacije i širine prsline nego kod greda armiranih čeličnom armaturom, usljed niskog modula elastičnosti GFRP armature. Dodatno utezanje betona kritičnih presjeka rezultiralo je povećanjem kapaciteta nosivosti za 13% i duktilnosti, povećavajući deformacijske karakteristike u kontinualnim gredama. Istraživači su ukazali posebno na značaj projektovanja kontinualnih greda u kritičnim presjecima, tako da iznad oslonca presjeci budu podarmirani, a u

polju prearmirani. Ovakva procedura projektovanja dovela je do smanjenja razvoja prslina i njihovih širina, i povećanja krutosti na savijanje, a, samim tim, i smanjenja deformacija. U pogledu nosivosti, ovako projektovani presjeci dovode do povećanja kapaciteta nosivosti, usljed značajne preraspodjele uticaja od oslonca ka polju koja je u ispitivanim kontinualnim gredama ostvarena u iznosu do 22%. 2.4.3.9. Istraživanja Santos-a i dr. [89] Navedeno eksperimentalno istraživanje predstavlja nastavak istraživanja Matos-a i dr. [65] koje je sprovedeno na šest kontinualnih greda na dva polja raspona 1.0 m, T poprečnog presjeka, visine 12 cm, sa GFRP armaturom. I u ovim istraživanjima, jedna greda je armirana čeličnom armaturom. Za sve grede usvojen je identičan raspored opterećenja i aranžman armature duž kontinualnih greda kao kod istraživanja Matos-a i dr., samo što se ovdje radi o T poprečnim presjecima. Kao i u prethodnom istraživanju, ponašanje kontinualnih greda analizirano je i upoređivano u pogledu upotrebljivosti i graničnog stanja loma. Rezultati dobijeni na osnovu eksperimentalnog ispitivanja su pokazali da je povećanje armature u donjoj zoni, na račun smanjenja armature u gornjoj zoni iznad oslonca, ključni faktor za poboljšanje strukturalnih karakteristika kontinualnih greda. Evidentirano je povećanje fleksione krutosti u polju, što kao rezultat daje smanjenje deformacija u sredini raspona. Takođe, za grede druge i treće serije, za koje je obezbijedena preraspodjela momenata od oslonca ka polju, rezultiralo je povećanjem kapaciteta nosivosti za ove grede za 17% do 31%. Dodatno utezanje betona iznad oslonca nije rezultiralo povećanjem stepena preraspodjele momenata, ali jeste povećanjem kapaciteta nosivosti za 12% u prosjeku. Registrovano je da se lom javio u polju grede, a ne iznad oslonca, što ukazuje da je progušćenjem uzengija iznad oslonca moguće odložiti lom i obezbijediti kvalitetnije ponašanje kontinualnih greda sa GFRP armaturom. Istraživači su zaključili da je visok stepen preraspodjele momenata proizvod značajne poprečne armature usvojene u svim gredama radi sprečavanja loma usljed smicanja, formirajući na taj način kvazi plastični zglob iznad oslonca.

2.4.3.10. Istraživanja Mahmoud-a i El-Salakawy-a [63] Eksperimentalno istraživanje sprovedeno je na šest kontinualnih greda na dva polja raspona 2.8 m i pravougaonog poprečnog presjeka  $b/d=20/30$  cm. Grede su opterećene dvjema simetrično postavljenim koncentrisanim silama u svakom polju, na međusobnom razmaku od 1.3 m. Analizirani su čvrstoća betona, količina podužne armature i procenat armiranja poprečnom armaturom i njihov uticaj na čvrstoću betona pri smicanju. Sve grede dimenzionisane su sa pretpostavkom da će doći do preraspodjele momenata od 20% od oslonca ka polju, tako što je usvojena identična armatura iznad oslonca u gornjoj zoni i u polju u donjoj zoni. Kod pet greda pokazan je visok stepen preraspodjele uticaja pri lomu (do 30%), iznad projektovanih 20%. Kod jedne kontinualne grede od betona visoke čvrstoće nije došlo do preraspodjele momenata od oslonca ka polju, pa je kao rezultat dobijeno da su transversalne sile iznad srednjeg oslonca u nivou sila dobijenih elastičnom analizom. Ovo je dovelo do loma grede usljed smicanja, pri sili sličnoj kao kod grede od betona normalne čvrstoće, kod koje je, inače, došlo do preraspodjele momenata. Naime, iako se radilo o gredi od betona visoke čvrstoće, nije došlo do povećanja nosivosti na smicanje u odnosu na kontinualnu greda od betona normalne čvrstoće, jer nije došlo do očekivane (projektovane) preraspodjele momenata. Zaključak je da kontinualne grede koje su sposobne da preraspodjele veći procenat momenata od oslonca ka polju imaju veću nosivost i u mogućnosti su da prihvate veća opterećenja prije loma. U analizi se navodi i da je, povećanjem procenta armiranja podužnom armaturom u gornjoj i donjoj zoni kod kontinualnih greda sa FRP armaturom od betona visoke čvrstoće (81 MPa), došlo do smanjenja nosivosti na smicanje. Ovakva konstatacija je u suprotnosti sa istraživanjima na prostim gredama sa FRP armaturom, gdje je nedvosmisleno pokazano da povećanje podužne armature utiče na povećanje nosivosti pri smicanju, efektom klina. Ovakvo smanjenje nosivosti pri smicanju kod kontinualnih greda sa FRP armaturom može se pripisati činjenici da je povećanjem procenta armiranja podužnom armaturom došlo do smanjenja u stepenu preraspodjele momenata. Manji procenti preraspodjele momenata rezultuju većim momentom iznad oslonca, koji izaziva veće napone zatezanja, što u krajnjem dovodi do loma kontinualne grede

za niže transverzalne sile. 2.4.3.11. Istraživanja Rahman-a i El-Salakawy-a [85] Rahman i El-Salakawy su sproveli istraživanje na tri kontinualne grede, T poprečnog presjeka visine 30 cm, sa dva identična raspona 2.8 m dužine, sa GFRP podužnom i poprečnom armaturom. Jedna greda projektovana je u skladu sa elastičnom analizom, bez mogućnosti preraspodjele momenata između kritičnih presjeka. Usvojene su GFRP uzengije prečnika 13 mm na razmaku od 7.5 cm. Za drugu gredu usvojen je identičan raspored uzengija kao kod prve grede, s tim što je podužna armatura usvojena tako da se ostvari preraspodjela momenata od 15% između kritičnih presjeka. Kod treće grede usvojena je identična podužna armatura kao kod druge grede i isti procenat armiranja uzengijama, samo sa prečnikom od 10 mm i razmakom od 4.5 cm. Sve grede dimenzionisane su tako da se dogodi lom po betonu. Odnos armature u polju i iznad oslonca i razmak poprečne armature su glavni parametri koji su ispitivani u ovom eksperimentalnom istraživanju. Sve grede su dostigle kapacitet nosivosti veći od projektovanog. Isto tako, kod sve tri grede registrovana je preraspodjela momenata iz oslonca u polje kontinualnih greda u odnosu na elastičnu analizu. Ostvareni stepeni preraspodjele momenata su iznosili 5.7%, 14.8% i 17.4%, respektivno, za prvu, drugu i treću gredu. Zaključeno je da smanjenje razmaka između uzengija utiče na povećanje i kapaciteta nosivosti, odnosno sile loma i stepena ostvarene preraspodjele momenata pri lomu. Iz prezentiranih rezultata evidentno je da je dostignuta projektovana preraspodjela momenata iz oslonca u polje greda od 15%.

2.4.4. Parametri koji utiču na preraspodjelu momenata kontinualnih greda armiranih FRP armaturom U cilju definisanja što realnijeg ponašanja kontinualnih greda, važno je sagledati i mogućnost ostvarivanja preraspodjele momenata, i, na taj način, odrediti stepen dozvoljene preraspodjele momenata koji se može koristiti prilikom projektovanja konstrukcija. S obzirom na to da stepen preraspodjele momenata prevashodno zavisi od veze moment–krivina kritičnih presjeka, potrebno je odrediti uticaj pojedinih parametara na pomenutu vezu [72].

Najvažniji parametri koji utiču na vezu moment–krivina, samim tim i na preraspodjelu momenata duž kontinualne grede su: tip loma, odnos podužne zategnute armature iznad oslonca i u polju, procenat armiranja podužnom zategnutom armaturom, čvrstoća betona pri pritisku, stepen utezanja poprečnom armaturom, dimenzije poprečnog presjeka. U sljedećem dijelu disertacije, prikazuju se dosadašnja numerička istraživanja u cilju definisanja uticaja pojedinih parametara na ponašanje kontinualnih greda sa FRP armaturom u uslovima preraspodjele momenata između kritičnih presjeka.

2.4.4.1. Odnos zategnute podužne armature u kritičnim poprečnim presjecima Dosadašnja istraživanja na kontinualnim gredama sa čeličnom armaturom su pokazala da je ključni faktor za povećanje preraspodjele uticaja povećanje zategnute podužne armature u polju, u odnosu na zategnutu armaturu iznad oslonca. Istraživanja El-Mogy-a i dr. [33] El-Mogy i dr. su sproveli numeričku analizu na kontinualnim gredama sa FRP armaturom, sa identičnom geometrijom i uslovima opterećivanja kao i u eksperimentalnim ispitivanjima [34,32], u cilju ispitivanja uticaja odnosa armatura u kritičnim poprečnim presjecima. Usvojena je konstantna armatura u gornjoj zoni iznad oslonca za sve modele, sa procentom od 1.5 pb, gdje je pb procenat armiranja koji odgovara balans lomu. Varirani su odnosi armature u polju i iznad oslonca od 0.83 do 3.0, gdje odnos od 0.83 odgovara vrijednostima dobijenim na osnovu elastične analize, a odnos od 3.0 odgovara preraspodjeli momenata od 30%. Na slici 2.11b prikazana je dobijena zavisnost između stepena preraspodjele momenata pri lomu i odnosa podužne armature u polju i iznad oslonca. Povećanjem ovog odnosa dolazi do značajnog rasta preraspodjele momenata od oslonca ka polju, koja je opisana krivom trećeg stepena i definiše vrijednosti stepena preraspodjele momenata u zavisnosti od odnosa armatura u polju i iznad oslonca. Zavisnost između apliciranog opterećenja do loma i ugiba u polju kontinualnih greda za različite odnose količina zategnute armature u polju i iznad oslonca prikazana je na slici 2.11a. Primjećuje se da se za najmanji odnos armatura u polju i iznad oslonca dobijaju i najmanji kapaciteti nosivosti greda. Povećanjem ovog odnosa, odnosno povećanjem podužne armature u donjoj zoni za identične nivoe opterećenja, smanjuju se odgovarajuće vrijednosti ugiba u poljima

greda, što je direktno posljedica povećanja krutosti na savijanje. Za veće vrijednosti odnosa armatura, dolazi do manjeg stepena poboljšanja ponašanja kontinualnih greda u pogledu deformacija (ugiba) i kapaciteta nosivosti. Slika 2.11 – Zavisnost opterećenja i ugiba, i preraspodjele momenata sa odnosom količina armatura u polju i iznad oslonca, [33]

2.4.4.2. Procenat armiranja podužnom zategnutom armaturom U prethodnom dijelu disertacije navedeno je da sa povećanjem procenta armiranja podužnom armaturom dolazi do rasta visine pritisnute zone. Za presjeke armirane čelikom ovo dovodi do opadanja duktilnosti presjeka i vodi smanjenju dozvoljene preraspodjele momenata definisane propisima. Istraživanja El-Mogy-a i dr. [33] El-Mogy i dr. su, u sklopu prethodno navedenog istraživanja, sproveli ispitivanje i uticaj procenta armiranja FRP armaturom na stepen preraspodjele momenata. Na slici 2.12b prikazana je zavisnost između stepena preraspodjele momenata i procenta armiranja podužnom FRP armaturom. Varirana je vrijednost procenta armiranja podužnom zategnutom armaturom iznad oslonca od 1.0 pb do 4.0 pb, dok je odnos između procenta armiranja u polju i iznad oslonca usvojen konstantan, i iznosio je 1.5. Povećanje procenta armiranja podužne armature ima pozitivni uticaj na stepen preraspodjele momenata. Naime, povećanjem podužne armature u kontinualnim gredama obezbjeđuje se potrebna duktilnost (lom po betonu) koja omogućava veću preraspodjelu momenata iz oslonca u polje greda. Ovo se posebno odnosi za procenat armiranja iznad 2.5 pb. Primjećuje se da je dobijen potpuno različit uticaj procenta armiranja grede na stepen preraspodjele momenata u odnosu na poznati uticaj procenta armiranja čeličnom armaturom. Na slici 2.12a prikazana je zavisnost apliciranog opterećenja do loma i deformacije (ugiba) greda sa različitim procentima armiranja podužnom FRP armaturom. Sa porastom procenta armiranja dolazi do rasta krutosti na savijanje i kapaciteta nosivosti na savijanje. Kao rezultat, za veće procenat armiranja, dobijaju se značajno manje vrijednosti ugiba u polju kontinualnih greda pri istom nivou opterećenja. Slika 2.12 – Zavisnost opterećenja i ugiba, i preraspodjele momenata sa procentom armiranja, [33] Istraživanja Lou-a i dr. [59]

Numeričku analizu na kontinualnim gredama na dva polja raspona 6.0 m, pravougaonog poprečnog presjeka  $b/d=30/60$  cm, sa GFRP, CFRP i čeličnom armaturom, opterećenim koncentrisanim silama u sredinama raspona, Lou i dr. su sproveli u cilju ispitivanja preraspodjele momenata u kritičnim poprečnim presjecima. Odnos armatura u polju i iznad oslonca je usvojen konstantan, 1.5, dok je procenat armiranja u gornjoj zoni iznad oslonca variran od 0.63-3.03%, za sve tipove armatura. Zavisnost između stepena preraspodjele momenata pri lomu kontinualnih greda sa procentom armiranja prikazan je na slici 2.13. Evidentno je da sa povećanjem procenta armiranja dolazi do smanjenja ostvarenog stepena preraspodjele momenata. Ovo je naročito karakteristično kod presjeka sa čeličnom armaturom, gdje do smanjenja stepena preraspodjele momenata dolazi usljed pada duktilnosti sa povećanjem količine zategnute armature. Kod FRP armature ovaj pad stepena preraspodjele nije toliko izražen kao kod čelika, ali je evidentan. Interesantno je da je, istraživanjima Lou-a i dr., dobijen potpuno drugačiji trend zavisnosti procenta armiranja i stepena preraspodjele momenata nego u istraživanjima El-Mogy-a [33], osim za procenat armiranja do 1.21%, gdje je zabilježen porast stepena preraspodjele momenata sa porastom procenta armiranja za konstantan odnos armatura u polju i iznad oslonca. Slika 2.13 – Zavisnost stepena preraspodjele momenata pri lomu sa procentom armiranja, [59] Istraživanja Santos-a i dr. [89]

Santos i dr. su sproveli parametarsku analizu na 18 kontinualnih greda sa FRP armaturom, T poprečnog presjeka, varirajući dužinu raspona, dimenzije poprečnog presjeka i procenat podužne armature. Usvojeni su rasponi od 4 m, 5 m i 8 m, sa visinama poprečnog presjeka od 0.4 do 0.7 m, sa različitim procentima armiranja greda u kritičnim presjecima. Odnos između armature iznad oslonca i u polju se kretao između 1.0 i 1.2. Razmatran je svaki parametar pojedinačno, održavajući druga dva parametra konstantnim. Konstatovano je značajno smanjenje negativnog momenta iznad oslonca (23% do 54%) i povećanje pozitivnog momenta u polju (16% do 39%) u odnosu na elastičnu analizu, što ukazuje da dolazi do značajne preraspodjele momenata između kritičnih presjeka. Samim tim, upoređujući vrijednosti graničnog

opterećenja, elastična analiza je dala u prosjeku 30% manje granično opterećenje nego što je dobijeno numeričkom analizom. Povećanjem procenta armiranja, održavajući raspone gređa i visine poprečnog presjeka konstantnim, nije ustanovljen značajan rast preraspodjele momenata (za pojedine slučajeve je došlo i do pada stepena preraspodjele). Uočeno je da sa povećanjem raspona dolazi do značajnog smanjenja stepena preraspodjele momenata. Povećanjem poprečnog presjeka, održavanjem druga dva parametara konstantnim, nije konstatovano značajno variranje vrijednosti stepena preraspodjele momenata.

2.4.4.3. Čvrstoća pritisnutog betona Istraživanja El-Mogy-a i dr. [33] Za ocjenu parametra varirana je čvrstoća betona od 25 do 70 MPa. Na slici 2.14b prikazana je zavisnost između čvrstoće betona i ostvarene preraspodjele momenata prije loma za presjek iznad oslonca, koja se sastoji iz tri faze. Za manje vrijednosti čvrstoće betona do 45 MPa, povećanje čvrstoće betona smanjuje preraspodjelu momenata kao posljedica povećanja krutosti betona. Čvrstoća betona preko 45 MPa uzrokuje da presjeci angažuju visoke napone zatezanja u FRP armaturi, što rezultira povećanom proklizavanju armature u odnosu na beton i dodatnoj rotaciji presjeka, i, samim tim, povećanjem preraspodjele momenata. Za visoke čvrstoće betona preko 60 MPa dolazi do loma po FRP armaturi, krto g loma, što uzrokuje naglo smanjenje u preraspodjeli momenata. Zavisnost opterećenje–ugib za različite čvrstoće betona prikazana je na slici 2.14a. Slika 2.14 – Zavisnost opterećenja i ugiba, i preraspodjele momenata sa čvrstoćom betona pri pritisku, [33]

2.4.4.4. Step en utezanja poprečnom armaturom Odgovarajućom količinom poprečne armature kontroliše se tip loma, tj. da li dolazi do loma usljed savijanja ili usljed smicanja. Adekvatnim armiranjem kritičnih zona obezbjeđuje se da dođe do loma usljed savijanja, kao duktilnog loma. Pored toga, poprečnom armaturom, obezbjeđuje se utezanje presjeka, što značajno povećava duktilnost presjeka. Istraživanja El-Moggy i dr. su pokazali da dolazi do povećanja preraspodjele momenata u kritičnim presjecima. Ovo se, prije svega, pripisuje povećanom utezanju presjeka, čime se obezbjeđuje potpuna nelinearnost u ponašanju pritisnutog betona. Pokazano je da smanjenje razmaka između poprečne armature u presjeku iznad oslonca od 180 do 40 mm, povećava preraspodjelu momenata za 17%. Smanjenje razmaka između uzengija, uticalo je i na povećanje krutosti na savijanje nakon pojave prslina, i na povećanje graničnog opterećenja. Naime, smanjenje razmaka utiče na smanjenje dilatacija u uzengiji, čime se ograničava širina prslina i time povećava krutost. Istraživanja Matos-a i dr. [65] Glavni parametar koji je ispitivan istraživanjem Matos-a i dr. bio je kvantitativni efekat utezanja na karakteristike betona. Numerička analiza je pokazala dobra poklapanja sa gore navedenim eksperimentalnim rezultatima, u pogledu tipa loma, graničnog opterećenja i duktilnosti. Povećanje poprečne armature u kritičnim presjecima je rezultiralo povećanjem duktilnosti za 14%, što je u saglasnosti sa rezultatima iz eksperimentalnog istraživanja. Na ovaj način je pokazano da efekat utezanja ima značajan uticaj na prevazilaženje krto g loma, kada se u AB elementima koristi FRP armatura.

2.4.5. Predlog dozvoljene preraspodjele momenata za kontinualne gređe armirane FRP armaturom Konstatovano je da aktuelni propisi ne dozvoljavaju preraspodjelu momenata za kontinualne gređe sa FRP armaturom. Na osnovu eksperimentalnih rezultata dobijenih ispitivanjem na kontinualnim gredama na dva polja [34,32] sa GFRP armaturom i rezultata numeričke analize metodom konačnih elemenata [33], El-Mogy i dr. su sračunali odnos  $c / d$  u presjeku iznad oslonca pri lomu za pojedine uzorke. Kako većina propisa dozvoljenu preraspodjelu za kontinualne gređe sa čeličnom armaturom definiše preko odnosa  $c / d$  za presjek iznad oslonca, u ovim istraživanjima isti je iskorišćen za određivanje dozvoljene preraspodjele i za kontinualne gređe sa GFRP armaturom. Odnos  $c / d$  sračunat je na osnovu kompatibilnosti dilatacija u betonu  $\epsilon_c$  i dilatacija u zategnutoj armaturi  $\epsilon_t$  i iznosi:  $c / d = \epsilon_c + \epsilon_t$  (2.73) Na slici 2.15 prikazana je zavisnost između sračunatog odnosa  $c / d$  u presjeku iznad oslonca i odgovarajućeg stepena preraspodjele momenata pri lomu kontinualnih gređa sa GFRP armaturom, koja je dobijena na osnovu eksperimentalnih i numeričkih rezultata. U istraživanjima su dobijeni odnosi  $c / d = 0.1 - 0.35$ . Na osnovu zavisnosti stepena preraspodjele momenata i odnosa  $c /$



d, koju određuje kanadski propis za statički neodređene konstrukcije sa čeličnom armaturom CSA-A23.3-04 [25], a koja je, takođe, prikazana na slici 2.15 i dobijenih rezultata navedenim istraživanjem predložena je dozvoljena preraspodjela momenata za kontinualne grede sa FRP armaturom:  $\beta = 25 - 50 \cdot \leq 15\% c/d$  (2.74) Slika 2.15 – Predlog dozvoljene preraspodjele momenata za kontinualne grede sa FRP armaturom, [33] Predloženi izraz, jedini je izraz do kojeg je autor disertacije došao pregledom raspoložive literature, a tiče se dozvoljene preraspodjele momenata u statički neodređenim konstrukcijama armiranim FRP armaturom. Na osnovu slike 2.15 primjećuje se da su, koristeći eksperimentalne i numeričke rezultate za identične vrijednosti odnosa  $c/d$ , dobijene značajne varijacije u vrijednostima stepena preraspodjele momenata. Navedeno je da preraspodjela momenata u kontinualnim gredama zavisi od mnogih drugih parametara – odnosa armature u kritičnim presjecima, procenata armiranja podužnom armaturom, utezanja poprečnom armaturom, mehaničkih karakteristika materijala, stanja prslina, dimenzija poprečnih presjeka, dužine raspona itd. Različitim varijacijama ovih parametara mogu se dobiti jako bliske vrijednosti  $c/d$ , sa značajnim razlikama u stepenu preraspodjele momenata duž kritičnih presjeka greda. Štaviše, numeričkom analizom pokazano je da se za različite tipove loma (lom po betonu ili lom po FRP armaturi) dobijaju slične vrijednosti odnosa  $c/d$  sa različitim stepenima preraspodjele momenata. S obzirom na to da većina aktuelnih propisa za kontinualne grede armirane čeličnom armaturom definiše dozvoljenu preraspodjelu momenata u funkciji odnosa  $c/d$ , ovakav pristup bi trebalo revidirati uvažavanjem uticaja ostalih parametara od kojih zavisi preraspodjela momenata. Na osnovu slike 2.15 primjećuje se da je kao za presjeke sa čeličnom armaturom i za presjeke sa FRP armaturom predloženo da povećanjem odnosa  $c/d$  dođe do smanjenja dozvoljene preraspodjele momenata. Za presjeke sa čeličnom armaturom je to potpuno opravdano, pošto povećanjem odnosa  $c/d$  dolazi do pada duktilnosti samog presjeka, pa se time smanjuje mogućnost da dođe do pune preraspodjele momenata. Povećanje odnosa  $c/d$  za presjeke sa FRP armaturom je obično posljedica njihove prearmiranosti, što se smatra poželjnim, i što većina propisa preporučuje, jer takvi presjeci pokazuju jedan vid duktilnog ponašanja. Očekuje se je da će se, u tom slučaju, obezbijediti uslovi za veći stepen preraspodjele momenata između kritičnih presjeka sa FRP armaturom, što je istraživanjima El-Mogy-a i dr. [33] i pokazano (povećanjem zategnute armature ostvaren je veći stepen preraspodjele momenata). Imajući prethodno navedeno u vidu, postavlja se pitanje opravdanosti smanjenja dozvoljene preraspodjele momenata za kontinualne grede sa FRP armaturom, sa povećanjem odnosa  $c/d$ , kako je to predloženo izrazom (2.74), a prikazano na slici 2.15.

2.4.6. Zaključci i komentari Na osnovu opisanih eksperimentalnih i numeričkih istraživanja u tačkama 2.4.3. i 2.4.4., i istraživanja [31,35,62,64,86,87,92,94,43] izvode se zaključci koje je autor disertacije smatrao relevantnim:

- Kontinualne AB grede sa FRP armaturom pokazuju značajna upozorenja, u vidu velikih deformacija i širokih i dubokih prslina, prije loma.
- Povećanje armature u donjoj zoni u polju kontinualne grede armirane FRP armaturom (prearmirani presjeci), u odnosu na presjek iznad oslonca ima pozitivne efekte na povećanje kapaciteta nosivosti greda, smanjenje deformacija i odlaganje propagacije prslina u poljima greda.
- Povećanje armature u gornjoj zoni iznad oslonca kontinualnih greda sa FRP armaturom nema značajniji doprinos na povećanje kapaciteta nosivosti greda ili na smanjenje deformacija.
- Kontinualne grede sa FRP armaturom imaju sposobnost preraspodjele momenata, u odnosu na momente dobijene linearno elastičnom analizom, nakon pojave prslina u betonu.
- Nakon dostizanja kapaciteta nosivosti, bilo usljed loma po pritisnutom betonu ili loma po FRP armaturi, u polju ili iznad oslonca kontinualnih greda nema znakova preraspodjele momenata u kritičnim presjecima.
- Preraspodjela momenata nema negativnog uticaja na karakteristike kontinualnih greda sa FRP armaturom pri eksploatacionim nivoima opterećenja, kao ni pri nivoima opterećenja pri lomu.
- Usvajanje rasporeda FRP armature duž kontinualne grede, takve da bude omogućena preraspodjela momenata iz gornje zone iznad oslonca u donju zonu u polju, ima pozitivan efekat na smanjenje deformacija (ugiba) i povećanje kapaciteta nosivosti, koji je projektovan sa

odgovarajućim rasporedom armature na osnovu linearno elastične analize. • Odnos armature u polju (donja zona) i iznad oslonca (gornja zona) kontinualnih greda sa FRP armaturom, ima glavni uticaj na raspoloživu preraspodjelu momenata. Ovakav zaključak podržava hipotezu da krutost, a, samim tim, i distribucija momenata, odgovara rasporedu armature duž kontinualne grede. • Procenat armiranja kritičnih presjeka kontinualnih greda sa FRP armaturom može značajno uticati na vrijednosti preraspodjele momenata. U vezi s tim prearmirane kontinualne FRP grede pokazale su kvazi-duktilno ponašanje. • Dodatno utezanje betona, povećanjem poprečne armature iznad oslonca kontinualnih greda sa FRP armaturom, bez povećanja podužne zategnute armature, povećava kapacitet nosivosti greda. Pojedina istraživanja nisu pokazala povećanje preraspodjele momenata povećanjem poprečne armature iznad oslonca. • Značajan procenat preraspodjele momenata ostvaruje se već pri eksploatacionim opterećenjima. Navodi se da je procenat preraspodjele kod kontinualnih greda sa FRP armaturom pri eksploatacionom opterećenju, iznosio oko 65% u odnosu na projektovanu preraspodjelu momenata. • Preraspodjela momenata može omogućiti dostizanje većeg kapaciteta nosivosti na smicanje kontinualnih greda sa FRP armaturom. Treba napomenuti da su pojedini zaključci izvedeni na osnovu samo jednog istraživanja, kao i da su se javila određena rasipanja rezultata koja čak dovode do oprečnih zaključaka, te je potrebno provjeriti njihovu opravdanost. Malo je pouzdanih podataka koji opisuju ponašanje kontinualnih greda armiranih FRP armaturom, pa je potrebno nastaviti istraživački rad, kako eksperimentalni, tako i numerički. Ponašanje AB elemenata sa FRP armaturom u pogledu preraspodjele momenata još uvijek nije dovoljno istraženo jer zavisi, prije svega, od velikog broja parametara, pa, samim tim, nije ni u potpunosti razumljivo. Dalja istraživanja neophodna su radi što boljeg razumijevanja ponašanja pri opterećenju do loma, u cilju obezbjeđenja pouzdanih smjernica i propisa, koji će predstavljati pouzdanu osnovu za projektovanje statički neodređenih AB elemenata sa FRP armaturom. Dosadašnja istraživanja pokazala su da se pristup kojim se kod kontinualnih greda armiranih FRP armaturom ne dozvoljava preraspodjela momenata u kritičnim presjecima može smatrati konzervativnim, pa ga je potrebno preispitati.

2.5. DUKTILNOST I DEFORMABILNOST Duktinost predstavlja mjeru nelinearnog ponašanja konstrukcije, odnosno obezbjeđuje značajne deformacije prije loma konstrukcije i stvara uslove za preraspodjelu statičkih uticaja u kritičnim presjecima. Za konstrukcije sa čeličnom armaturom, mjera duktilnosti, kao fizičke veličine, definisana je koeficijentom duktilnosti koji predstavlja odnos ukupne elasto-plastične deformacije (deformacije na granici loma) i deformacije na granici plastifikacije. Duktinost krivine  $\mu\phi$  definisana je na elementu jedinične dužine koji je napregnut na savijanje, i predstavlja odnos granične krivine  $\phi_u$  (krivine na granici loma)  $\phi_u$  i krivine poprečnog presjeka elementa na granici plastifikacije  $\phi_y$  (obično tečenje armature):  $\mu\phi = \frac{\phi_u}{\phi_y}$  (2.75)  $\phi_y$  Kako FRP armatura pokazuje linearno elastično ponašanje sve do loma, ovakav način definisanja duktilnosti nije primjenljiv za elemente sa FRP armaturom. Iz tog razloga, za presjeke sa FRP armaturom, za određivanje dovoljnog stepena razvoja deformacija prije pojave loma konstrukcije, koristi se pojam deformabilnosti. Dva su pristupa za određivanje deformabilnosti elemenata sa FRP armaturom. Prvi pristup zasnovan je na deformaciji (deformation based approach), koji su uveli Jaeger i dr. [51] preko J-faktora (faktora deformabilnosti). Ovaj faktor, u stvari, predstavlja faktor sigurnosti između graničnog nivoa i eksploatacionog nivoa, odnosno računa povećanje momenta, kao i ugiba ili krivine pri lomu, u odnosu na eksploataciono nivo. Za eksploatacioni nivo se smatra stanje pri kojem dilatacija u pritisnutom betonu iznosi 1‰. U skladu sa ISIS-07 [50] deformabilnost se definiše preko faktora deformabilnosti (deformability factor)  $D_f$ , koji je definisan slično kao i J-faktor, i dat je izrazima: J - faktor =  $D_f$  = faktor nosivosti x faktor deformacije (ugib ili krivina) faktor nosivosti =  $M_{ult}$ ; faktor ugib =  $\Delta u_{ult}$ ; faktor krivine =  $\phi_{ult}$   $M_{ser}$   $\Delta ser$   $\phi_{ser}$  (2.76) J - factor =  $D_f$  =  $M_{ult} \cdot \phi_{ult}$  ili J - factor =  $D_f$  =  $M_{ult} \cdot \Delta u_{ult} M_{ser} \cdot \phi_{ser} M_{ser} \cdot \Delta ser$  gdje su:  $M_{ult}$  moment savijanja pri graničnom opterećenju  $M_{ser}$  moment savijanja pri eksploatacionom opterećenju za dilataciju u betonu od 1‰  $\phi_{ult}$  krivina pri graničnom opterećenju  $\phi_{ser}$

krivina pri eksploatacionom opterećenju za dilataciju u betonu od 1‰  $\Delta_{ult}$  ugib pri graničnom opterećenju  $\Delta_{ser}$  ugib pri eksploatacionom opterećenju za dilataciju u betonu od 1‰. Primjenjujući ovaj pristup, ISIS-07 predlaže da faktor deformabilnosti za presjeke sa FRP armaturom bude veći od 4 za pravougaone, odnosno 6 za T-presjeke. Drugi pristup zasnovan je na kapacitetu apsorpcije energije (energy based approach), kod kog se deformabilnost definiše preko ukupne, elastične i neelastične energije. Naaman i Jeong [76] su predložili indeks duktilnosti za određivanje duktilnosti, odnosno deformabilnosti, kod greda armiranih FRP armaturom:  $\mu_{en} = 12 \left( \frac{E E_{tloats} + 1}{S} \right) \quad (2.77)$  gdje su:  $E_{tot}$  ukupna energija sračunata kao površina ispod krive opterećenje–ugib  $E_{elas}$  elastična energija sračunata kao površina ispod linije nagiba koja razdvaja elastičnu od neelastične energije (slika 2.16) Na slici 2.16 prikazana je šema određivanja ukupne, elastične i neelastične energije. Ukupna energija predstavlja površinu ispod krive opterećenje–ugib, dok su elastična i neelastična energija predstavljene površinom koja je razdvojena linijom S, i koja siječe tačku sile loma. Linija nagiba S koja razdvaja neelastičnu od elastične energije u skladu sa predlogom Naaman-a i Jeong-a [76] se definiše preko izraza:  $P1S1 + (P2 - P1) S2 \quad S = P2 \quad (2.78)$  Modifikovanu metodu za određivanje deformabilnosti predložili su Grace i dr. [42], gdje se kao mjera duktilnosti definiše odnos neelastične energije i ukupne energije. Pri određivanju pojedinih energija, razmatrani su modul elastičnosti i čvrstoća pri zatezanju FRP armature, tip podužne i poprečne armature, tip loma i puni razvoj nelinearnosti betona za slučaj loma po betonu. Slika 2.16 – Ukupna, elastična i neelastična energija, [42] Linija nagiba S koja razdvaja neelastičnu od elastične energije definiše se preko izraza:  $S = \alpha \cdot \beta \cdot \gamma \cdot E_s f_{ds} E_f f_y P1S1 + (P2 - P1) S2 + (P3 - P2) S3 \cdot P3 \quad (2.79)$  gdje su:  $S1$   $S2$   $S3$   $P1$   $P2$   $P3$   $\alpha$  linija nagiba u fazi prije pojave prslina linija nagiba u fazi poslije pojave prslina linija nagiba u fazi punog razvoja nelinearnosti betona opterećenje koje odgovara presječnoj tački linija  $S1$  i  $S2$  opterećenje koje odgovara presječnoj tački linija  $S2$  i  $S3$  opterećenje pri lomu faktor u zavisnosti od tipa uzengije: - 1.0 za čelik - 0.95 za GFRP - 0.98 za CFRP  $\beta$  faktor u zavisnosti od tipa loma: - 1.0 za lom po betonu - 0.95 za lom po betonu u kombinaciji sa smicanjem - 0.98 za smičući lom  $\gamma$  faktor u zavisnosti od tipa podužne armature: - 1.0 za čeličnu armaturu - 4.0 za GFRP armaturu - 2.1 za CFRP armaturu  $E_f$   $E_s$   $f_{ds}$   $f_y$  modul elastičnosti FRP armature modul elastičnosti čelične armature čvrstoća pri zatezanju FRP armature napon na granici razvlačenja čelične armature. Na osnovu dobijenog odnosa neelastične i ukupne energije, klasifikovana je deformabilnost: - preko 75% – duktilan lom - od 70 do 74% – kvazi-duktilan lom - ispod 69% – krti lom. Istraživanjima Grace-a i dr. [42], pokazano je da kontinualne grede sa FRP armaturom imaju veći odnos neelastične i ukupne energije u odnosu na proste grede. Konstatovano je da je osnovni razlog za ovu pojavu prisutna preraspodjela momenata kod kontinualnih greda. Takođe, korišćenjem GFRP uzengija u gredama, dobijaju se manji odnosi energija u odnosu na grede sa čeličnim uzengijama. Najveći odnosi energija dobijeni su za grede koje su doživjele lom usljed savijanja. Detaljnije o istraživanjima Grace i dr. [42] opisano je u tački 2.4.3.3. 2.6. CILJEVI I PRAVCI DALJIH ISTRAŽIVANJA Većina empirijskih izraza koji treba bliže da odrede granična stanja elemenata sa FRP armaturom, i koji su sastavni dio aktuelnih propisa i standarda, izvedeni su, uglavnom, na osnovu ispitivanja na prostim gredama, pa ih je neophodno verifikovati ili korigovati za statički neodređene konstrukcije. Isto tako, većina istraživača koji se bave ispitivanjem AB elemenata sa FRP armaturom, ukazuju na neophodnost daljih eksperimentalnih istraživanja radi verifikacije navedenih zaključaka, posebno kada su u pitanju kontinualne grede i problemi preraspodjele uticaja u kritičnim presjecima. Uporedo sa eksperimentalnim ispitivanjima, istraživački rad treba usmjeriti i na iznalaženje analitičkih rješenja koja će realno opisati preraspodjelu uticaja i, samim tim, definisati njen uticaj na granična stanja kontinualnih AB greda sa FRP armaturom. Usljed niskog modula elastičnosti FRP armature dolazi do značajnih deformacija i prslina u AB gredama sa FRP armaturom. Kao posljedica ovoga, granično stanje upotrebljivosti može biti mjerodavno za dimenzionisanje u odnosu na granično stanje nosivosti. Dakle, za ispunjenje zahtjeva upotrebljivosti

neophodno je, prije svega, povećati podužnu armaturu u donjoj zoni polja greda. Dosadašnjim istraživanjima pokazano je, takođe, da povećanje podužne armature u gornjoj zoni kontinualnih greda iznad oslonca ne utiče bitno na redukciju deformacija i propagaciju prslina u polju, kao i na povećanje kapaciteta nosivosti. Prema tome, dok, s jedne strane povećanje armature u gornjoj zoni iznad oslonca ne dovodi do povećanja kapaciteta nosivosti i redukcije deformacija i prslina u polju, s druge strane, dodavanje armature (prearmiranje) u donjoj zoni u kontinualnim FRP gredama može biti glavni faktor povećanja kapaciteta nosivosti, kontrole deformacija i odlaganja propagacije prslina. Ovo može biti dobar osnov da se, uvođenjem preraspodjele momenata (prije svega iz zone oslonca u polje kontinualne grede), obezbijedi poboljšano ponašanje kontinualnih greda sa FRP armaturom, kako za granično stanje upotrebljivosti, tako i za granično stanje nosivosti. Opravdanost ovakvog razmišljanja leži i u činjenici da se, u odnosu na elastičnu analizu, značajan dio momenata iz oslonca izmješta u polje, već pri eksploatacionim opterećenjima. Pri tome, treba kontrolisati i širinu prslina koje se javljaju u gornjoj zoni kontinualnih greda iznad oslonca, a koje usljed izmještanja momenta mogu biti značajno povećane. Međutim, činjenica da se, usljed odsustva korozije u FRP armaturi, aktuelnim propisima [5,23,26,52] dozvoljava veća širina prslina kod AB greda sa FRP armaturom (do 0.7 mm), nego što je to slučaj kod greda armiranih čeličnom armaturom, svakako ohrabruje primjenu preraspodjele momenata kod kontinualnih greda sa FRP armaturom, a koja aktuelnim propisima nije dozvoljena. Dosadašnja istraživanja nedvosmisleno ukazuju na to da povećanje armature u donjoj zoni u polju predstavlja ključni faktor ostvarenja preraspodjele momenata. Ovo je, prije svega, posljedica toga da krutost na savijanje nakon pojave prslina, prije svega zavisi od količine podužne armature u presjeku. Povećanje armature u donjoj zoni u polju u odnosu na presjek iznad oslonca, dovešće do razlike u krutosti u kritičnim presjecima, a, samim tim, neminovno i do preraspodjele momenata od oslonca ka polju. Upravo, odnos armature u polju i iznad oslonca predstavlja glavni parametar od kog zavisi preraspodjela momenata. Procenat armiranja podužnom armaturom predstavlja, takođe, jedan od važnih faktora koji direktno utiče na stepen preraspodjele momenata. Osnovni uslov većine propisa da dođe do preraspodjele uticaja kod statički neodređenih konstrukcija sa čeličnom armaturom jeste da poprečni presjeci budu podarmirani. U tom slučaju dolazi do tečenja zategnute armature i obezbjeđenja adekvatne duktilnosti presjeka, koja omogućava i preraspodjelu uticaja iz presjeka. Kod podarmiranih presjeka sa FRP armaturom, dolazi do krkog loma po armaturi i, samim tim, odsustva značajne preraspodjele uticaja. Međutim, kada se radi o prearmiranim presjecima sa FRP armaturom, usljed neelastičnih deformacija pritisnutog betona, javljaju se značajne deformacije i formiraju se šire prsline prije loma, kao vid pseudo-duktilnog ponašanja, pa je očekivano da dođe i do značajne preraspodjele uticaja između kritičnih presjeka elementa. Iz ovog razloga, većina propisa za konstrukcije sa FRP armaturom, preporučuje da presjeci budu prearmirani, tj. sa procentom armiranja većim od onoga koji odgovara simultanom lomu. Pomenuto je da se preraspodjela momenata bazira na pretpostavci da presjek sa kog se izmješta dio momenata ima dovoljnu duktilnost, odnosno kapacitet neelastične rotacije da distribuira momente u presjek sa dovoljnom nosivošću. Kako ovakva duktilnost kod greda sa FRP armaturom proizilazi iz nelinearnog ponašanja betona, postavlja se pitanje njenog poboljšanja, odnosno povećanja. Utezanje betona poprečnom armaturom i povećanje čvrstoće betona mogu značajno povećati duktilnost presjeka, odnosno kapacitet rotacije i, na taj način, obezbijediti povećanu preraspodjelu uticaja. Ovakva procedura dovodi do odlaganja loma u kontinualnoj gredi i doprinosi povećanju kapaciteta njene nosivosti na savijanje i smicanje. Pravilnim izborom FRP armature, u polju i iznad oslonca, obezbjeđuje se odgovarajuća preraspodjela uticaja, koja može dovesti do poboljšanog ponašanja kontinualne grede, u smislu povećanja kapaciteta nosivosti i zadovoljenja zahtjeva upotrebljivosti. Cilj disertacije jeste razmatranje ponašanja kontinualnih greda armiranih FRP armaturom pri opterećenju do loma, u uslovima preraspodjele momenata između kritičnih presjeka. U tu svrhu, autor doktorske disertacije opredijelio se da sprovede sopstvena eksperimentalna i

numerička istraživanja u cilju analize parametara od kojih direktno zavisi ponašanje i preraspodjela uticaja duž kontinualnih greda sa FRP armaturom, kao što su:
 

- Uticaj tipa loma na ponašanje kontinualnih AB greda sa FRP armaturom.
- Uticaj odnosa količine armature u polju i iznad oslonca na preraspodjelu momenata i ponašanje kontinualnih greda sa FRP armaturom.
- Uticaj procenta armiranja podužnom zategnutom armaturom na preraspodjelu momenata i ponašanje kontinualnih greda sa FRP armaturom.
- Uticaj čvrstoće betona na preraspodjelu momenata i ponašanje kontinualnih greda sa FRP armaturom.
- Uticaj vrste GFRP armature betona na preraspodjelu momenata i ponašanje kontinualnih greda sa GFRP armaturom.

### 3. EKSPERIMENTALNI PROGRAM 3.1. CILJ EKSPERIMENTALNOG ISTRAŽIVANJA I IZBOR EKSPERIMENTALNIH MODELA

Na osnovu pregleda sprovedenih eksperimentalnih istraživanja koji je u ovoj doktorskoj disertaciji prikazan, može se zaključiti da je rješavanje problema ponašanja kontinualnih greda sa FRP armaturom tek započeto, i da ima dosta prostora da, kao takvo, bude nastavljeno. Iz tog razloga, potrebno je sprovesti čitav niz dodatnih eksperimentalnih istraživanja, kako bi se što tačnije definisalo ponašanje kontinualnih greda i za granično stanje nosivosti i za granično stanje upotrebljivosti. U tu svrhu, sprovedena su eksperimentalna istraživanja, kako bi se dobili što pouzdaniji podaci i doprinijelo formulisanju metoda proračuna, s ciljem da se pomenuto ponašanje bliže opiše. U ovom poglavlju prikazana su sopstvena eksperimentalna istraživanja koja su sprovedena u laboratoriji Građevinskog fakulteta u Podgorici. Dat je prikaz eksperimentalnih modela, proračunske filozofije, karakteristike upotrebljenih materijala, mjerne tehnike, opreme i instrumentizacije, koji su korišćeni prilikom sprovođenja eksperimenta. Reprezentativni eksperimentalni modeli treba da obezbijede realizaciju navedenih ciljeva, pa je kao reprezentativni prototip izabrana dvorasponska kontinualna greda. Pri tome su varirani sljedeći parametri:
 

- odnos količina GFRP armature u polju i iznad oslonca, odnosno projektovana preraspodjela momenata,
- procenat armiranja GFRP podužnom zategnutom armaturom,
- čvrstoća betona pri pritisku,
- vrsta GFRP armature.

### 3.2. OPIS EKSPERIMENTALNIH MODELA

Eksperimentalno istraživanje obuhvata ukupno dvanaest kontinualnih greda ukupne dužine 394 cm, na dva raspona dužina po 185 cm i prepustima od po 12 cm, poprečnog presjeka 15/25 cm, sa podužnom i poprečnom GFRP armaturom. Dodatno, jedna greda sa čeličnom armaturom usvojena je kao kontrolna, sa projektovanim silom loma sličnom sa dvije serije greda sa GFRP armaturom. Sve grede ispitivane su do loma tako što su opterećene koncentrisanim silama u sredinama oba raspona. Dimenzije i geometrija kontinualnih greda i dispozicija opterećenja prikazani su na slici 3.1. Slika 3.1 – Geometrija i dimenzije eksperimentalnih modela U tabeli 3.1 prikazani su detalji koji se odnose na izabrane eksperimentalne modele sa oznakom grede, projektovanim silom loma, projektovanim preraspodjelom momenata iz oslonca u polje greda, projektovanim klasom čvrstoće betona pri pritisku i vrstom podužne armature koja je korišćena. Greda sa oznakom G-A-15-P je predstavljala probnu gredu i korišćena je za testiranje opreme i mjerne tehnike, kao i za uigravanje istraživačkog tima. Tabela 3.1 Detalji izabranih eksperimentalnih modela

Greda	Seriya	Projektovana sila loma (kN)	Projektovana preraspodjela momenata (%)	Projektovana čvrstoća betona pri pritisku (MPa)	Armatura	
G-A-0	1	110	0	40	čelik	
G-A-15	110	15	40	GFRP sa poliesterom	S-A-15	
G-A-25	110	25	40	GFRP sa poliesterom	G-A-25	
G-B-0	90	0	28	GFRP sa poliesterom	G-B-0	
G-B-15	2	90	15	28	GFRP sa poliesterom	G-B-15
G-B-25	90	25	28	GFRP sa poliesterom	G-B-25	
G-C-0	3	45	0	28	GFRP sa poliesterom	G-C-0
G-C-15	45	15	28	GFRP sa poliesterom	G1-A-0	
G-C-25	110	0	45	GFRP sa poliesterom	G1-A-15	
G1-A-0	110	0	45	GFRP sa epoksidom	G1-A-15	
G1-A-15	4	110	15	45	GFRP sa epoksidom	G1-A-25
G1-A-25	110	25	45	GFRP sa epoksidom		

Za grede Serije 1, projektovana je identična sila loma, odnosno granična nosivost, tako da je jedna greda dimenzionisana na uticaje koji su dobijeni elastičnom analizom, dok je za dvije grede izvršena redukcija momenata iznad oslonca za 15%, odnosno 25%, i odgovarajuće povećanje momenata u polju. Tako su, za projektovanu silu loma, dobijeni modeli sa 0%, 15% i 25% projektovane preraspodjele momenata iz oslonca u polje, sa oznakama G-A-0, G-A-15, G-A-25, respektivno. Procenat armiranja grede G-A-0, iznad

oslonca, izabran je tako da bude približno 3 puta veći od procenta koji odgovara balans lomu, što odgovara preporukama propisa da grede sa FRP armaturom treba projektovati za lom po betonu. Na ovaj način, ostvareno je da, i nakon izvršene preraspodjele, svi kritični presjeci u svim gredama Serije 1 budu projektovani tako da imaju procenat armiranja koji su iznad procenata koji odgovaraju balans lomu. Projektovana čvrstoća betona pri pritisku cilindra dimenzija 15/30 cm iznosila je 40 MPa. Kontrolna greda sa čeličnom armaturom sa oznakom S-A-15, odgovara Seriji 1, kao i probna greda sa oznakom G-A-15-P, koja je armirana identično kao i greda G-A-15. Ove grede su projektovane da ostvare preraspodjelu momenata od 15% od oslonca ka polju, sa čvrstoćom betona pri pritisku od 40 MPa. Sve grede Serije 1 betonirane su u istom danu, kako bi se uticaj čvrstoće betona sveo na minimum. Grede Serije 2 projektovane su na isti način kao i grede Serije 1, s tim što je izabran niži procenat armiranja i niža čvrstoća betona pri pritisku. Tako su usvojeni modeli sa 0%, 15% i 25% preraspodjele momenata iz oslonca u polje greda, sa oznakama G-B-0, G-B-15, G-B-25, respektivno. Grede su projektovane tako da, iznad oslonca, greda sa oznakom G-B-0 ima procenat armiranja koja odgovara vrijednosti približno 3 puta većoj od one koja odgovara balans lomu, što posljedično obezbjeđuje lom po betonu kod svih greda Serije 2, u svim kritičnim presjecima. U cilju obezbjeđenja loma po betonu kod svih greda Serije 2, projektovana čvrstoća betona pri pritisku usvojena je niža nego za grede Serije 1 i iznosila je 28 MPa. Za grede Serije 3, usvojeni su procenti armiranja tako da grede dožive lom po armaturi, sa projektovanim preraspodjelom od 0% i 15%, za grede G-C-0 i G-C-15, respektivno. Kako lom po armaturi greda sa FRP armaturom predstavlja kruti lom, smatralo se nerealnim da kontinualna greda ostvari preraspodjelu od 25% iznad oslonca, bez smanjenja sile loma, pa takva greda nije ni razmatrana. Bez obzira na to što grede Serije 2 i Serije 3 nisu imale istu projektovanu silu loma (značajno se razlikuju), betonirane su u istom danu (identična čvrstoća betona), imajući u vidu da je na raspolaganju bilo 5 kompleta oplate. U cilju ispitivanja uticaja različitih karakteristika GFRP armature na ponašanje kontinualnih greda, napravljeni su novi modeli, sa GFRP armaturom koja posjeduje veće mehaničke i deformacijske karakteristike (grede koje sadrže oznaku G1) i različitog je sastava u odnosu na GFRP armaturu koja je korišćena za grede prethodnih serija. Na ovaj način, formirana je Serija 4, koja se sastojala od tri grede sa 0%, 15% i 25% projektovane preraspodjele momenata iz oslonca u polje koninualnih greda, sa oznakama G1-A-0, G1-A-15, G1-A-25, respektivno. Sve grede Serije 4 projektovane su za lom po betonu, sa ciljem da se dobije približno ista sila loma kao kod greda Serije 1. Iz tog razloga, projektovana je čvrstoća betona pri pritisku cilindra dimenzija 15/30 cm iznosila 45 MPa. U zavisnosti od primijenjenog materijala (GFRP armature), procenta armiranja podužnom armaturom, projektovane preraspodjele momenata, projektovane sile loma i čvrstoće betona pri pritisku, usvojene su oznake za grede. Prvo slovo označava materijal za podužnu armaturu, G za GFRP armaturu sa poliesterom, G1 za GFRP armaturu sa epoksidom i S za čeličnu armaturu. Drugo slovo odnosi se na seriju greda sa identičnom projektovanim silom loma, gdje oznake A, B i C predstavljaju različite projektovane sile loma, u koje je uključena i različita čvrstoća betona pri pritisku greda za pojedine serije. Treća oznaka predstavlja stepen projektovane preraspodjele; 0 označava da nije projektovana preraspodjela momenata iz oslonca u polje grede, tj. greda je projektovana na osnovu elastične analize; 15, odnosno 25, označava da je projektovana preraspodjela momenata za 15%, odnosno 25% iz oslonca u polje kontinualne grede, respektivno. Do sada su istraživači koji su ispitivali kontinualne grede sa FRP armaturom (prije svega zbog nedostupnosti različitih profila FRP armature iste vrste na tržištu) preraspodjelu uticaja ostvarivali zamjenom armatura u gornjoj i donjoj zoni. U tom slučaju, ne obezbjeđuje se obavezno da greda projektovana na osnovu elastične analize i greda projektovana da ostvari preraspodjelu momenata imaju iste ili približno iste sile loma. Na ovaj način, može doći do favorizovanja pojedinih greda u odnosu na druge, prije svega, u pogledu nosivosti, pa se rezultati između greda ne mogu pouzdano upoređivati. Kako bi se što preciznije definisala projektovana preraspodjela momenata i obezbijedila identična sila loma za grede iste serije, u ovim eksperimentalnim

istraživanjima korišćeni su različiti profili GFRP armature u presjeku. Preliminarno su kontinualne grede proračunate za mehaničke i deformacijske karakteristike GFRP armature koje su date u prospektima proizvođača. Nakon ispitivanja epruveta, izmjerene su stvarne vrijednosti čvrstoće na zatezanje i modula elastičnosti GFRP armature, za svaki prečnik i tip šipke. Zatim je, za određene stvarne karakteristike GFRP armature, ponovo sprovedeno dimenzionisanje i usvojena armatura u gredama u skladu sa standardom ACI 440.1R-15 [5]. Usvojena podužna zategnuta armatura, procenat armiranja i procenat armiranja koji odgovara balans lomu za stvarne karakteristike armature i betona, prikazani su u tabeli 3.2, za sve eksperimentalne modele. Tabela 3.2 Detalji i procenti armiranja eksperimentalnih modela Oslonac - gornja zona Polje - donja zona G-A-15-P 2Φ10+1Φ14 0.86 0.53 1.63 2Φ12+1Φ14 1.19 0.46 2.58 Greda Podužna Procenat armiranja Podužna Procenat armiranja armatura pf(%) pfb(% armatura ) pf/pfb pf(%) pfb(%) pf/pfb S-A-15 2Φ10+1Φ12 0.82 1.26 0.65 2Φ12+1Φ10 0.92 1.31 0.71 G-A-0 3Φ14 1.40 0.46 3.01 2Φ12+1Φ10 1.00 0.57 1.75 G-A-15 2Φ10+1Φ14 0.86 0.53 1.63 2Φ12+1Φ14 1.19 0.46 2.58 G-A-25 2Φ10+1Φ12 0.74 0.51 1.44 2Φ14+1Φ12 1.25 0.45 2.80 G-B-0 3Φ12 1.06 0.34 3.13 3Φ10 0.64 0.46 1.41 G-B-15 2Φ9+1Φ12 0.72 0.44 1.64 2Φ12+1Φ9 0.94 0.47 2.01 G-B-25 2Φ9+1Φ10 0.63 0.49 1.28 2Φ12+1Φ10 0.99 0.46 2.19 G-C-0 3Φ7 0.32 0.42 0.76 2Φ6+1Φ7 0.28 0.48 0.59 G-C-15 2Φ6+1Φ7 0.28 0.48 0.59 2Φ7+1Φ6 0.29 0.47 0.63 G1-A-0 4Φ12 1.11 0.33 3.35 2Φ10+2Φ9 0.65 0.29 2.27 G1-A-15 3Φ10+1Φ12 0.79 0.33 2.37 2Φ12+2Φ9 0.86 0.32 2.69 G1-A-25 3Φ9 0.48 0.29 1.70 3Φ12+1Φ10 1.10 0.37 3.02 Za sve grede sa podužnom GFRP armaturom usvojene su GFRP uzengije prečnika 8 mm, na razmaku od 6 cm za unutrašnji raspon smicanja, i na razmaku od 12 cm za spoljašnji raspon smicanja, tako da se obezbijedi da grede dožive lom usljed savijanja, odnosno da se izbjegne lom usljed smicanja. Za gredu S-A-15 sa čeličnom podužnom armaturom, korišćene su čelične uzengije prečnika 8 mm na istom razmaku kao i kod greda sa GFRP armaturom. Usvojena armatura, podužna i uzengije, prikazana je na slici 3.2. Slika 3.2 – Detalji armiranja eksperimentalnih modela 3.3. PRORAČUNSKA FILOZOFIJA Prilikom izbora reprezentativnih modela, poštovane su preporuke aktuelnih propisa i standarda, da presjeci u polju i iznad oslonca budu prearmirani, odnosno da se dostigne lom po betonu, kao kvazi-duktilan, pa samim tim i poželjniji u odnosu na lom po armaturi. Dvije grede su projektovane za lom po armaturi kako bi se ispitalo ponašanje kontinualnih greda u uslovima preraspodjele uticaja i pri nižim procentima armiranja, odnosno za slučaj loma po armaturi. Dok s jedne strane, pri projektovanju greda sa FRP armaturom treba težiti kvalitetu istih, što lom po betonu svakako obezbjeđuje, s druge strane, treba voditi računa i o ekonomskom aspektu, odnosno što boljem iskorišćenju karakteristika FRP armature. Naime, za procenat armiranja koji su daleko iznad procenata koji odgovaraju balans lomu, dilatacije u FRP armaturi su male (veća količina armature), pa su i naponi u armaturi neiskorišćeni (linearno elastično ponašanje do loma). Samim tim, ovako projektovani FRP elementi obezbjeđuju kvalitetan odgovor, ali su i znatno skuplji. Lom po armaturi smatra se izuzetno nepoželjnim, ali obezbjeđuje puno iskorišćenje napona u armaturi, pa su ovako projektovani FRP elementi jeftiniji. Iz tog razloga, procenti armiranja za modele pažljivo su birani, kako bi se obezbijedio njihov kvalitetan odgovor (lom po betonu), ali i kako bi naponi u armaturi bili što više iskorišćeni. Ovaj problem nije prisutan kod greda armiranih čeličnom armaturom, s obzirom na relativno nisku dilataciju pri kojoj teče zategnuta armatura (veći modul elastičnosti), pa se, na taj način napon u armaturi maksimalno iskorišćava. Sve grede su dimenzionisane u skladu sa američkim standardom ACI 440.1R-15 [5] koji se koristi za projektovanje elemenata sa FRP armaturom, dok su ostali propisi (CSA S806-02 [24], CSA S806-12 [23], CNR-DT-203-06 [26], odnosno EC2-04 [38]) korišćeni kao kontrolni. Projektovana sila loma predstavlja silu pri kojoj jedan od kritičnih presjeka, u polju i/ili iznad oslonca, dostiže moment nosivosti predviđen primjenom navedenih propisa. U cilju što realnijeg definisanja ponašanja kontinualnih greda, težilo se da oba kritična presjeka, i u polju i iznad oslonca, dostignu kapacitet nosivosti za identičnu projektovanu silu loma. Kod osiguranja na smicanje, dobijaju se značajne razlike u količini GFRP uzengija u zavisnosti od

propisa koji se primjenjuje. Kod greda Serije 2 i Serije 3, u skladu sa svim propisima, obezbijeđeno je osiguranje od smičućeg loma. Za grede Serije 1 i Serije 4, povećanjem čvrstoće betona i, povećanjem projektovane sile loma dimenzionisanjem na savijanje, postoji mogućnost da grede dožive lom usljed smicanja. Imajući u vidu nepouzdanosti dobijenih rezultata dimenzionisanja na smicanje primjenom različitih propisa, koji značajno variraju, odlučeno je da se ove grede ne osiguravaju dodatno na smicanje, već je usvojena identična količina smičuće armature kao i kod ostalih greda. Na ovaj način, ostavljena je mogućnost da grede dožive lom usljed smicanja i, samim tim, razmotri se efekat preraspodjele uticaja na graničnu nosivost pri smicanju.

### 3.4. KARAKTERISTIKE PRIMIJENJENIH MATERIJALA 3.4.1.

Mehaničke i deformacijske karakteristike GFRP armature Za podužnu armaturu korišćena su dva tipa GFRP šipki: GFRP armatura sa 70% podužnih staklenih vlakana (E-staklo) u ukupnoj zapremini, impregniranih u nezasićenoj poliestar matrici, od proizvođača iz Kine, za grede Serije 1, Serije 2 i Serije 3, i GFRP armatura sa 75% podužnih staklenih vlakana (E-staklo), impregniranih u epoksidnoj matrici, od proizvođača Armastek iz Rusije, za grede Serije 4. GFRP armatura sa poliestarom umotana je u staklena vlakna, dok je GFRP armatura sa epoksidom rebrasta (slika 3.3), kako bi se poboljšali uslovi prijanjanja između betona i armature. U svim gredama korišćene su GFRP uzengije sa poliestarom, s obzirom na to da proizvođač iz Rusije ne izrađuje uzengije (krive elemente) sa epoksidom. Po prospektu proizvođača, GFRP armatura sa poliestarom ima nominalnu čvrstoću na zatezanje od  $f=700$  MPa i modul elastičnosti od  $E=40000$  MPa, dok GFRP armatura sa epoksidom ima nominalnu čvrstoću na zatezanje od  $f=1100$  MPa i modul elastičnosti od  $E=50000$  MPa. Za svaki prečnik GFRP armature određivane su stvarne površine poprečnog presjeka šipke i ekvivalentni prečnik, na najmanje 5 uzoraka dužine 200 mm, u skladu sa standardom ACI 440.3R-12 [6]. Mjerene su mase uzoraka u suvom stanju i mase uzoraka posle potapanja u vodi u menzuri, pomoću hidrostatičke vage, nakon čega je računata zapremina uzorka. Na osnovu precizno izmjerenih dužina uzoraka pomoću „šublera“, sračunata su i stvarna površina poprečnog presjeka i ekvivalentni prečnik za svaki nominalni prečnik šipke. Slika 3.3 – GFRP podužna i poprečna armatura S obzirom na nisku transversalnu krutost GFRP armature, prilikom ispitivanja na zatezanje, na krajevima uzoraka, korišćene su čelične cijevi, prečnika 33.7 i 42.4 mm, u zavisnosti od prečnika šipke i debljine zida 5.0 i 6.3 mm, koje su služile za hvatanje čeličnih čeljusti hidraulične kidalice. Ukupna dužina uzorka varirala je u zavisnosti od prečnika armature koja se ispitivala, dok je dužina čeličnih cijevi na krajevima bila od 25 do 35 cm (slika 3.4). Čista dužina uzorka, između čeličnih cijevi, varirala je u zavisnosti od prečnika šipke i kretala se između 25 i 50 cm (slika 3.4). Prostor između GFRP uzorka i čelične cijevi ispunjen je poliestarom ili epoksidnom smolom niskog viskoziteta, u zavisnosti od prečnika šipke, sa dodatkom kvarcnog pijeska, čime je dobijen kvalitetan malter, a čime je obezbijeđeno da ne dođe do loma na spoju cijevi i materijala (ispune). Za vertikalno centrisanje armature korišćeni su plastični zatvarači koji su postavljeni na krajevima čeličnih cijevi. Plastični zatvarači su fabrički proizvedeni sa spoljašnjim prečnikom jednakim spoljašnjem prečniku čelične cijevi i prečnikom unutrašnjeg otvora jednakom prečniku GFRP šipke. Sa unutrašnje strane cijevi postavljen je čelični čep (zapušač) sa prečnikom unutrašnjeg otvora jednakim prečniku GFRP šipke, koji je zavaren za čeličnu cijev i, na taj način, spriječeno je eventualno proklizavanje između materijala (ispune) i čelične cijevi. Geometrija ispitivanih uzoraka, kao i sami uzorci pred ispitivanje,

prikazani su na slikama 3.4 i 3.5. Slika 3.4

94

– Geometrija ispitivanih GFRP uzoraka Slika 3.5 – GFRP uzorci za ispitivanje Za svaki prečnik šipke ispitano je po 5 epruveta na zatezanje do loma, u laboratoriji Građevinskog fakulteta u Podgorici, radi određivanja mehaničkih i



deformacijskih karakteristika GFRP armature, u skladu sa standardom ACI 440.3R-12 [6]. Za određivanje modula elastičnosti korišćen je mehanički deformetar, pomoću koga su mjerene podužne dilatacije, na dužini baze od 100 mm. Kada je dostignuto približno 70% sile loma, deformetar je uklonjen, kako bi se izbjeglo njegovo eventualno oštećenje, pa dilatacija pri lomu nije mjerena. Ispitivanje uzoraka sprovedeno je pomoću hidraulične kidalice kapaciteta 500 kN. Uzorci su postavljeni u mašinu za ispitivanje i, pomoću čeličnih čeljusti, uhvaćeni na krajevima uzoraka preko čeličnih cijevi. Tipičan dijagram napon–dilatacija linearan je do loma i prikazan je na slici 3.6 za prečnik šipke GFRP armature od 10 mm, za nivoe opterećivanja na zatezanje prije loma. Tipičan lom na zatezanje GFRP šipki prikazan je na slici 3.7. Srednje vrijednosti rezultata ispitivanja prikazane su u tabelama 3.3 i 3.4. Treba napomenuti da, za GFRP armaturu sa epoksidom iz Rusije, nominalne vrijednosti prečnika šipke predstavljaju spoljašnji prečnik šipke sa rebrima. Tabela 3.3 Mehaničke i deformacijske karakteristike GFRP armature sa poliesterom iz Kine Armatura prečnik Stvarna površina presjeka šipke Af (cm<sup>2</sup>) Čvrstoća na zatezanje fz (MPa) Modul elastičnosti Ef (MPa) Granična dilatacija εfu (%) GFRP - Φ6 0.284 711.3 43922 16.2 GFRP - Φ7 0.348 750.0 43146 17.4 GFRP - Φ8 0.399 714.8 42640 16.8 GFRP - Φ9 0.647 711.0 43562 16.3 GFRP - Φ10 0.706 703.1 41300 17.0 GFRP - Φ12 1.161 865.9 45832 18.9 GFRP - Φ14 1.528 813.5 44324 18.4 Tabela 3.4 Mehaničke i deformacijske karakteristike GFRP armature sa epoksidom iz Rusije Armatura prečnik Stvarna površina presjeka šipke Af (cm<sup>2</sup>) Čvrstoća na zatezanje fz (MPa) Modul elastičnosti Ef (MPa) Granična dilatacija εfu (%) GFRP - Φ9 0.533 1170.4 50235 23.3 GFRP - Φ10 0.615 1059.3 43734 24.2 GFRP - Φ12 0.916 1060.4 48182 22.0 1200 uzorak 1 1000 uzorak 2 uzorak 3 uzorak 4 800 Napon (MPa) uzorak 5 600 400 200 0 0 5 10 15 20 25 Dilatacija (%) Slika 3.6 – Dijagram napon–dilatacija za GFRP armaturu za prečnik šipke 10 mm Slika 3.7 – Lom GFRP armature na zatezanje 3.4.2. Mehaničke i deformacijske karakteristike čelične armature Za prečnike čeličnih šipki 10 mm i 12 mm, ispitano je po 5 epruveta na zatezanje do loma radi određivanja mehaničkih i deformacijskih karakteristika čelične armature, primjenjujući istu tehniku za određivanje modula elastičnosti kao i za GFRP armaturu. Ispitivanje uzoraka sprovedeno je pomoću hidraulične kidalice kapaciteta 500 kN. Srednje vrijednosti rezultata ispitivanja prikazane su u tabeli 3.5. Za prečnik čelične šipke od 8 mm koji je korišćen za uzengije, u tabeli 3.5, prikazane su nominalne vrijednosti. Tabela 3.5 Mehaničke i deformacijske karakteristike čelične armature Armatura prečnik Površina presjeka šipke As (cm<sup>2</sup>) Napon na granici razvlačenja fsy (MPa) Napon na granici kidanja fsu (MPa) Modul elastičnosti Esy (MPa) Dilatacija na granici razvlačenja εsy (%) čelična - Φ8 0.5 500 550 200000 2.0 čelična - Φ10 0.785 509.6 639.5 188064 2.71 čelična - Φ12 1.13 452.7 622.5 176835 2.56 3.4.3. Mehaničke i deformacijske karakteristike betona U eksperimentalnim ispitivanjima korišćene su tri različite projektovane klase betona od 28 MPa, 40 MPa i 45 MPa, koje predstavljaju čvrstoće betona pri pritisku cilindra dimenzija 15/30 cm. Za projektovane klase betona usvojen je sastav betonskih mješavina, odnosno granulometrijski sastav agregata (učestće pojedinih frakcija), kao i količine cementa, vode i aditiva za 1m<sup>3</sup> svježeg betona. Za spravljanje betona korišćen je kameni prirodni frakcionisani agregat iz rijeke Morače. Frakcija 0/4 dobijena je drobljenjem rječnog agregata, dok su frakcije 4/8 i 8/16 prirodne i prane. Osnovne karakteristike agregata prikazane

su u tabeli 3.6. Tabela 3.6 Karakteristike agregata za beton Karakteristike

105

agregata

**Frakcija 0/4 Frakcija 4/8 Frakcija 8/16** Priroda agregata drobljeni **prirodni**

103

prirodni Specifična masa (kg/m<sup>3</sup>) 2730 2724 2724 Zapreminska masa u rastresitom stanju (kg/m<sup>3</sup>) 1556 1481 1421  
Zapreminska masa u zbijenom stanju (kg/m<sup>3</sup>) 1770 1689 1633 Za spravljanje betona korišćeni su cementi tipa

**CEM II/B-M (V-L) 42 .5 R** i **CEM II/B- M (S- LL) 42.5 N,**

25

proizvedeni u fabrici cementa Titan iz Kosjerića. Za sve eksperimentalne modele jedne serije korišćen je isti cement iz iste proizvodne partije. U tabeli 3.7 date su osnovne karakteristike upotrebljenog cementa. Tabela 3.7 Karakteristike cementa za beton Klasa i karakteristike cementa Oznake i vrijednosti Klasa cementa

**CEM II/B-M (V-L) 42 .5 R CEM II/B-M (S- LL) 42.5 N**

25

Zapreminska masa (kg/m<sup>3</sup>) 3100 3100 Voda za standardnu konzistenciju (%) 30.5 28.5 Početak vezivanja (min) 180 185 Kraj vezivanja (min) 240 250 Stalnost zapremine da da Finoća mliva ostatak na situ 0.09 mm (%) 1.6 1.7 Čvrstoća pri pritisku nakon 28 dana (MPa) 55 49 Za sve projektovane klase betona korišćena je receptura sa trofrakcijskim agregatom i maksimalnim zrnom D<sub>max</sub>=16 mm. Za projektovanu klasu betona od 28 MPa korišćena je količina cementa od 330 kg/m<sup>3</sup> i vodocementni faktor 0.48, a za projektovanu klasu betona od 40 MPa korišćena je povećana količina cementa od 350 kg/m<sup>3</sup> i niži vodocementni faktor 0.42. S obzirom na to da je projektovanim klasama betona od 28 i 40 MPa odgovaralo 5 greda u seriji, sa predviđenim vremenskim intervalom betoniranja od 90 min, kao usporivač vezivanja betona, a, u cilju bolje obradljivosti i ugradljivosti, korišćen je aditiv, odnosno superplastifikator tip Sika ViscoCrete 2040 H u količini od 0.8% od količine cementa. Za projektovanu klasu betona od 45 MPa količina cementa je iznosila 420 kg/m<sup>3</sup>, a vodocementni faktor 0.42. U cilju dobijanja veće čvrstoće betona pri pritisku i bolje ugradljivosti, korišćen je odgovarajući superplastifikator tip Sika ViscoCrete 1020 X u količini od 0.7% od količine cementa. U tabeli 3.8 prikazani su podaci za svaku komponentu betona eksperimentalnih modela u zavisnosti od projektovane čvrstoće pri pritisku, odnosno klase betona. Tabela 3.8 Receptura za spravljanje betona različitih klasa Količina i tip materijala Beton 28 (MPa) Beton 40 (MPa) Beton 45 (MPa) Klasa cementa

**CEM II/ B -M (V-L) 42.5 R CEM II/B-M (V-L) 42 .5 R CEM II/B-M (S-LL) 42.5**

60

N Masa cementa (kg/m<sup>3</sup>) 330 350 420 Masa vode (kg/m<sup>3</sup>) 160 147 176 Vodocementni faktor 0.48 0.42 0.42  
Maksimalno zrno agregata (mm) 16 16 16 Masa frakcije 0/4 (kg/m<sup>3</sup> - %) 950 (50%) 950 (50%) 1065 (56%) Masa frakcije 4/8 (kg/m<sup>3</sup> - %) 285 (15%) 285 (15%) 265 (14%) Masa frakcije 8/16 (kg/m<sup>3</sup> - %) 665 (35%) 665 (35%) 570 (30%) Aditiv - plastifikator (l/m<sup>3</sup>) 2.6 2.8 2.9 Svi eksperimentalni modeli ispitivani su od 28 do 31 dana nakon spravljanja. Paralelno sa gredama, ispitivani su i kontrolni uzorci u laboratoriji Građevinskog fakulteta u Podgorici, za koje je korišćena identična

betonska mješavina kao i za eksperimentalne modele. Za svaku seriju greda, čvrstoća betona pri pritisku nakon 28 dana, dobijena je na osnovu ispitivanja 8 kocki ivice 15 cm, 8 kocki ivice 20 cm i 17 cilindara dimenzija 15/30 cm. Srednje vrijednosti rezultata ispitivanja čvrstoće betona pri pritisku, za navedene tipove kontrolnih uzoraka, za svaku seriju eksperimentalnih modela prikazane su u tabeli 3.9. Tabela 3.9 Čvrstoća pri pritisku kontrolnih uzoraka Serija greda Starost betona u trenutku ispitivanja (dani) Čvrstoća pri pritisku 8 kocki ivice 15 cm (MPa) Čvrstoća pri pritisku 8 kocki ivice 20 cm (MPa) Čvrstoća pri pritisku 17 cilindara dimenzija 15/30 (MPa) Serija 1 28 50.9 52.9 42.4 Serija 2 i Serija 3 28 34.9 36.5 31.2 Serija 4 28 55.1 57.7 53.8 Za svaku seriju greda, čvrstoća na zatezanje pri savijanju ispitivana je na 4 prizme dimenzija 10/10/40 cm, a čvrstoća na zatezanje cijepanjem na 3 cilindra dimenzija 15/15 cm. Srednje vrijednosti dobijenih rezultata ispitivanja čvrstoće na zatezanje prikazane su u tabeli 3.10. Tabela 3.10 Čvrstoća betona pri zatezanju kontrolnih uzoraka Serija greda Starost betona u trenutku ispitivanja (dani) Čvrstoća na zatezanje savijanjem 4 prizme dimenzija 10/10/40 (MPa) Čvrstoća na zatezanje cijepanjem 3 cilindra dimenzija 15/15 (MPa) Serija 1 28 4.41 3.93 Serija 2 i Serija 3 28 3.69 2.78 Serija 4 28 4.38 3.62 Početni modul elastičnosti betona određivan je na 3 cilindra dimenzija 15/30 cm, za svaku seriju greda. Srednje vrijednosti rezultata ispitivanja prikazani su tabeli 3.11. Tabela 3.11 Početni modul elastičnosti betona Serija greda Starost betona u trenutku ispitivanja (dani) Modul elastičnosti 3 cilindra dimenzija 15/30 (MPa) Serija 1 32 38535.6 Serija 2 i Serija 3 30 38335.8 Serija 4 35 47608.5 3.5. IZRADA EKSPERIMENTALNIH MODELA Sprovedeno eksperimentalno ispitivanje je obuhvatilo ukupno 13 modela. Na raspolaganju je bilo 5 kompleta oplata, pa je betoniranje sprovedeno u tri serije, za četiri projektovane serije greda, opisane u prethodnom dijelu disertacije. Vodilo se računa da u istoj seriji budu grede sa istom projektovanom silom loma i istom projektovanom čvrstoćom betona pri pritisku. Prva serija betoniranja obuhvata 5 greda Serije 1 sa oznakama: G-A-15-P, S-A-15, G-A-0, G-A-15 i G-A-25. Druga serija betoniranja obuhvata grede Serije 2 sa oznakama G-B-0, G-B-15, G-B-25, i Serije 3 sa oznakama G-C-0 i G-C-15. Za treću seriju betoniranja izabrane su grede Serije 4 sa GFRP armaturom sa epoksidom i oznakama: G1-A-0, G1-A-15, G1-A-25. Sve grede iz iste serije betonirane su u istom danu. Oplata za betoniranje greda napravljena je od kvalitetne vodooporne višeslojne šperploče (proizvođač Bosanka iz Blažuja), koja je, prije svakog betoniranja, premazana sredstvom (uljem) za drvene oplata, kako bi se modeli lakše vadili iz oplata. GFRP armatura sa poliestrom dopremljena je iz Kine, a GFRP armatura sa epoksidom od firme Armastek iz Rusije, dok je čelična armatura dobavljena iz armiračnice firme Čelebić iz Podgorice. Svježi beton spravljan je u fabrikama betona firmi Čelebić ili Bemax, u zavisnosti od serije betoniranja, i automikserima transportovan do laboratorije Građevinskog fakulteta u Podgorici, gdje je vršeno ugrađivanje betona u prethodno pripremljenu oplatu. Najprije su izrađeni koševi od podužne armature i uzengija, u laboratoriji Građevinskog fakulteta u Podgorici. Nakon toga je, na podužnoj armaturi, obilježavana lokacija mjernih traka i izvršeno lijepljenje pomoću jednokomponentnog lijepka, specijalno predviđenog za mjerne trake. Mjerne trake su, nakon lijepljenja, premazane slojem silikona, kako bi se zaštitile od mogućih oštećenja tokom betoniranja i od vlage. Koševi armature sa zalijepljenim mjernim trakama pažljivo su postavljani u pripremljenu oplatu, kako ne bi došlo do oštećenja traka i žica. Radi što preciznijeg postavljanja armature u oplatu, odnosno odvajanja armature od donje i bočnih ivica oplata i obezbjeđenja projektovanog zaštitnog sloja, korišćeni su plastični distanceri (slika 3.8). Slika 3.8 – Zaštićene mjerne trake i plastični distanceri sa armaturom u oplati Beton je ugrađivan u laboratoriji Građevinskog fakulteta u Podgorici, pomoću pervibratora prečnika igle 25 mm, u dva sloja do projektovanog nivoa, odnosno potrebne visine grede. Gornja površina betona je, zatim, poravnata, kako bi se dobila glatka površina. Istovremeno sa gredama, betonirani su i kontrolni uzorci za ispitivanje kvaliteta očvrstlog betona, mehaničkih i deformacijskih karakteristika, u metalnim kalupima. Za svaku seriju betoniranja greda korišćena su 43 kontrolna uzorka: 9 kocki ivice 15 cm, 9 kocki ivice 20 cm, 18 cilindara dimenzija 15/30 cm, 3 cilindra dimenzija

15/15 cm i 4 prizme dimenzija 10/10/40 cm. Svježi beton za izradu eksperimentalnih modela i kontrolnih uzoraka bio je istih karakteristika i ugrađivan je pod istim uslovima. Grede i kontrolni uzorci oslobađani su od bočne oplata 48 sati nakon betoniranja i njegovani u istim uslovima intezivnim polivanjem vodom narednih sedam dana, nakon čega su smješteni i čuvani unutar laboratorije i pripremani za ispitivanje. Prije ispitivanja su na gredama lijepljene mjerne trake, pomoću jednodimenzionog lijepka. Sve grede ofarbane su u bijelu boju i na njima je iscrtana mreža linija (grid), kako bi se što efikasnije pratilo formiranje prslina tokom procesa opterećivanja. Na slici 3.9 prikazane su faze izrade eksperimentalnih modela. Slika 3.9 – Faze izrade eksperimentalnih modela 3.6. OPREMA ZA OPTEREĆENJE I USLOVI OSLANJANJA Kontinualne grede su se sastojale od dva jednaka raspona, postavljena na tri oslonca preko čeličnih ležišta. Krajnji oslonci projektovani su kao horizontalno pomjerljivi, tako što je, na kontaktu čeličnog ležišta (ploče) i grede, postavljen sloj teflona, čime je obezbijeđena pomjerljivost u horizontalnom pravcu. Ispod čeličnih ploča postavljene su mjerne trake, kapaciteta 100 kN, radi mjerenja reakcija krajnjih oslonaca. Srednji oslonac projektovan je tako da bude spriječeno horizontalno pomjeranje, tako što je između čelične ploče i grede postavljen gumeni podmetač debljine 5 mm. Oslonac je formiran pomoću čeličnog nosača – špindle, čija se horizontalna platforma mogla pomjerati po visini, pa je, na ovaj način, srednji oslonac precizno dovođen u projektovani položaj. Eksperimentalni modeli ispitivani su u zatvorenom ramu, korišćenom i u eksperimentalnom istraživanju Uličevića [98], koji se sastoji od jedinstvenog sistema horizontalnih rigli i vertikalnih zatega i koji je osiguravao vertikalnu nepomjerljivost oslonaca i ravnomjerno dejstvo opterećenja u oba raspona. Opterećenje je nanošeno preko dvije hidraulične prese, kapaciteta 200 kN, postavljene u sredinama oba raspona, koje su napajane sa iste hidraulične pumpe, što je obezbjeđivalo ravnomjerno opterećenje u oba raspona. Radi obezbjeđenja ravnomjernog nanošenja opterećenja, prese su na gredama postavljene preko čeličnih ploča. Radi eliminisanja eventualnih neravnina, na kontaktnim površinama čeličnih ploča i greda, korišćeni su autokit i gumeni podmetač debljine 5 mm. Način apliciranja i prihvatanja opterećenja, kao i geometrijske karakteristike modela, obezbijedili su dejstva u glavnoj ravni savijanja greda. Opterećenje greda aplicirano je kao monotono rastuće statičko opterećenje u inkrementima od nultog stanja sve do loma, bez rasterećenja, osim kod probne grede G- A-15-P, kod koje je izvršeno rasterećenje pri sili od 30 kN. U početku testiranja, opterećenje je aplicirano u inkrementima otprilike 2–2.5 kN, a nakon pojave prvih prslina u inkrementima od 2.5 do 5 kN, u zavisnosti od greda koje su ispitivane kada su vršena automatska elektronska bilježenja rezultata. Kada je dostignuto opterećenje od otprilike 80% od procijenjene sile loma, odnosno područje nelinearnih naprezanja grede, ponovo je opterećenje aplicirano u inkrementima od 2 do 2.5 kN, kako bi se registrovale eventualne promjene na gredi. Brzina nanošenja opterećenja po inkrementu iznosila je oko 5 kN/min. Svi elektronski podaci sakupljeni su u računar pomoću TML- ovog mjernog mosta TDS 303. Sva ispitivanja su počela „treniranjem“ kontinualnih greda, odnosno, sprovedeno je ciklično opterećivanje i rasterećivanje, do 3 do 5 kN, kako bi se obezbijedilo pravilno nalijeganje greda u projektovani položaj. Nakon toga, u potpunom rasterećenju grede, resetovane su reakcije krajnjih oslonaca, kako bi se isključio uticaj sopstvene težine grede. Nakon svake etape od 5 do 20 kN, u zavisnosti od greda koje su ispitivane, odnosno od projektovane sile loma, dalje nanošenje opterećenja zaustavljeno je, kako bi se izvršila snimanja stanja grede, obilježavanje formiranih prslina, očitavanja širina mjerodavnih prslina, fotografisanje i eventualno video snimanje. 3.7. MJERENE VELIČINE I MJERNA TEHNIKA Pri svakom nivou opterećenja (2–5 kN) elektronski su mjerene sljedeće veličine: • intezitet opterećenja, • reakcije krajnjih oslonaca, • dilatacije u podužnoj zategnutoj armaturi, • dilatacije u betonu, • ugibi duž nosača. Širine otvora prslina mjerene su na kraju svakog inkrementa opterećivanja (5–20 kN). 3.7.1. Mjerenje inteziteta opterećenja Već je navedeno da je opterećenje u sredinama raspona kontinualnih greda nanošeno preko dvije hidraulične prese, kapaciteta 200 kN. Prese su napajane hidrauličnim vodom sa iste hidraulične pumpe,

kapaciteta do 600 bara. Iznad jedne od presa postavljan je mjerač sile tipa HBM C4, kapaciteta 200 kN, čime je mjeren intezitet opterećenja, odnosno sila u jednom rasponu grede. 3.7.2. Mjerenje reakcija krajnjih oslonaca Radi određivanja statičkih uticaja duž kontinualne grede i praćenja procesa preraspodjele momenata, mjerene su reakcije krajnjih oslonaca. Za mjerenje reakcije oslonaca korišćena su dva mjerača sila proizvođača TML, tip CLP-100KNB, kapaciteta 100 kN, koji su postavljeni ispod čeličnih ploča krajnjih oslonaca. 3.7.3. Mjerenje dilatacija u armaturi Za određivanje dilatacija tokom ispitivanja korišćene su linearne mjerne trake proizvođača TML iz Japana. Za GFRP armaturu korišćene su mjerne trake tipa BFLA-2- 8-5LT, a za čeličnu armaturu mjerne trake tipa FLA-3-11-5LT. Lijepljenje mjernih traka, u kritičnim presjecima u polju i iznad oslonca na armaturi, izvršeno je pomoću jednokomponentnog lijepka tipa CN. Petnaest električnih mjernih traka postavljeno je na podužnoj armaturi u donjoj i gornjoj zoni svake grede. Po dvije mjerne trake postavljene su na mjestima očekivanih maksimalnih uticaja na zategnutoj armaturi, u polju i iznad oslonca. Po još dvije mjerne trake postavljene su lijevo i desno od zona maksimalnih uticaja u cilju praćenja dilatacija u armaturi duž grede. Tri mjerne trake postavljene su u pritisnutoj armaturi u kritičnim presjecima, u polju i iznad oslonca. Raspored mjernih traka za mjerenje dilatacija u armaturi prikazan je na slici 3.10. Slika 3.10 – Raspored mjernih traka na armaturi 3.7.4. Mjerenje dilatacija u betonu Mjerne trake za beton tipa PL-120-11-5LT postavljene su na površini betona, u kritičnim presjecima i u pritisnutoj i u zategnutoj zoni, pomoću jednokomponentnog lijepka tipa CN-E. Na svakoj gredi postavljeno je po sedam mjernih traka na površini betona u polju i iznad oslonca. Po dvije mjerne trake postavljene su u pritisnutoj zoni kontinualne grede u kritičnim presjecima na 1 cm od donje ivice iznad oslonca, odnosno gornje ivice betona u polju, kako bi se mjerile pritisnute dilatacije u betonu. Jedna mjerna traka postavljena je u zategnutoj zoni iznad oslonca, kako bi se mjerile dilatacije u zategnutom betonu i, na taj način, definisala kompatibilnost dilatacija između armature i okolnog betona. Raspored mjernih traka na gredama za mjerenje dilatacija u betonu, prikazan je na slici 3.11. Slika 3.11 – Raspored mjernih traka na betonu 3.7.5. Mjerenje ugiba Ugibi kontinualnih greda duž raspona registrovani su pomoću električnih ugibomjera tačnosti 1/100 mm i 1/50 mm, koji su postavljeni u nivou donje ivice greda. Po tri ugibomjera montirana su na svakom rasponu, u sredini i četvrtinama raspona. Prilikom ispitivanja probne grede G-A-15-P, slijeganja oslonaca nisu registrovana, pa kod ostalih modela nisu postavljeni ugibomjeri na mjestima oslonaca. U nivou srednjeg oslonca postavljen je ugibomjer, kako bi se odredila horizontalna pomjeranja grede. Ugibomjeri su fiksirani na donjoj rigli grede rama, s obzirom na to da kod probne grede G-A-15-P nije registrovan uticaj deformacija uređaja za apliciranje opterećenja na ugib eksperimentalnog modela. Raspored ugibomjera duž kontinualne grede, prikazan je na slici 3.12. Slika 3.12 – Raspored ugibomjera duž grede 3.7.6. Mjerenje širina otvora prslina Za svaku etapu, odnosno nivo opterećenja od 5 do 20 kN, u zavisnosti od ispitivanih greda, registrovana je pojava i razvoj vertikalnih i eventualno kosih prslina duž grede, po položaju, karakteru pojave i širini otvora. Mjerene su maksimalne širine više prslina u kritičnim presjecima, u polju i iznad oslonca, mikroskopskom lupom Zeiss sa tačnošću od 0.025 mm. Na slici 3.13 prikazana je kompletno opremljena kontinualna greda neposredno prije ispitivanja. Slika 3.13 – Opremljena kontinualna greda neposredno prije ispitivanja 4. REZULTATI EKSPERIMENTALNIH ISTRAŽIVANJA 4.1. UVOD U ovom poglavlju prikazani su rezultati i analiza eksperimentalnih ispitivanja, odnosno, opisano je kompletno ponašanje 13 kontinualnih greda pri procesu opterećivanja. Pri tome su, za pojedine faze opterećivanja, prikazani modaliteti loma, pojava, razvoj i maksimalne širine prslina, deformacije (ugibi), momenti savijanja i preraspodjela statičkih uticaja duž kontinualne grede na osnovu izmjerenih vrijednosti reakcija i sila, dilatacije u armaturi i betonu. Na kraju poglavlja određeni su koeficijenti sigurnosti i faktori deformabilnosti u cilju dodatnog opisa ponašanja eksperimentalnih modela. U cilju jasnijeg opisa ponašanja ispitivanih modela, rezultati su prikazani za svako posmatrano stanje po serijama greda. Prve tri serije su grede sa podužnom GFRP armaturom sa poliestrom. Tako se,

Seriya 1 sastoji od 5 greda sa oznakama G-A-15-P, S-A-15, G-A-0, G-A-15 i G-A-25 sa najvećim procentom armiranja, odnosno projektovanom silom loma. Seriju 2 čine tri grede sa oznakama G-B-0, G-B-15 i G-B-25 i nižim procentom armiranja, odnosno projektovanom silom loma, u odnosu na grede Serije 1. Grede koje su projektovane za lom po armaturi i imaju najniži procenat armiranja čine Seriju 3, i imaju oznake G-C-0 i G-C-15. Serija 4 se sastoji od tri grede sa oznakama G1-A-0, G1-A-15 i G1-A-25 i podužnom GFRP armaturom sa epoksidom i sličnom projektovanom silom loma kao grede Serije 1.

#### 4.2. MODALITETI LOMA

##### 4.2.1. Grede Serije 1

Sve grede Serije 1 projektovane su za lom po betonu. Greda G-A-15-P je prva testirana i predstavljala je probnu gredu koja je poslužila za uhodavanje istraživačkog tima i testiranje mjerne opreme. Projektovana je tako da se ostvari preraspodjela momenta od 15% iz oslonca u polje grede. Lom grede je nastupio usljed loma po betonu u polju Pl (lijevi raspon na prikazanim slikama) grede, sa kosom prslinom koja se javila u spoljašnjem rasponu smicanja. Pri lomu, u polju Pl, se javilo odvaljivanje zaštitnog sloja betona u pritisnutoj zoni, neposredno ispod mjesta dejstva sile. Istovremeno sa pojavom loma u polju Pl, došlo je do drobljenja pritisnutog betona u polju Pd (desni raspon na prikazanim slikama) i iznad oslonca. Interesantno je da su se pri lomu javile jasno vidljive horizontalne prsline u pritisnutoj zoni i u polju Pl i iznad oslonca. Greda S-A-15 sa čeličnom armaturom predstavljala je kontrolnu gredu. Pokazala je klasično duktilno ponašanje, sa velikim vrijednostima dilatacija i ugiba pred lom. Pri lomu iznad oslonca, postojeće prsline doživjele su, takođe, značajna otvaranja, odnosno imale velike širine. Prvo je došlo do tečenja armature iznad oslonca, nakon toga, i do tečenja armature u polju grede. Pri lomu u polju Pd u pritisnutoj zoni, ispod dejstva sile, došlo je do neznatnog drobljenja betona sa obje strane grede. Pri ovakvom stanju grede, sila na presi je počela da pada, pa je proglašen lom. Lom grede G-A-0 iniciran je lomom po betonu u polju Pl u kombinaciji sa smicanjem, kada je jedna prslina u polju Pl dijagonalno propagirala ka mjestu dejstva sile, što je dovelo do kidanja GFRP šipki u pritisnutoj zoni efektom klina, kao i jedne GFRP uzengije na mjestu njenog savijanja. Lom u polju grede pratio je lom po betonu iznad oslonca, sa vidljivim znacima drobljenja betona u pravcu jedne dijagonalne prsline ka mjestu oslanjanja. Kod grede G-A-15, nastupio je lom po betonu iznad srednjeg oslonca kada je jedna prslina u blizini oslonca dijagonalno propagirala ka mjestu oslanjanja. Došlo je do odlamanja betona, pri lomu, u zategnutoj zoni iznad oslonca. Lom iznad oslonca pratio je lom u polju Pd u pritisnutoj zoni (lom po betonu) usljed dijagonalne propagacije prsline značajne širine ka mjestu dejstva sile. Lom grede G-A-25 dogodio se istovremeno iznad oslonca i u polju Pl grede u pritisnutoj zoni. Iznad oslonca je lom po betonu praćen smicanjem usljed dijagonalne propagacije prsline ka srednjem osloncu, pri čemu je došlo do kidanja jedne uzengije na mjestu njenog savijanja. Podužne šipke u pritisnutoj zoni iznad oslonca nisu bile prekinute, ali je došlo do znatnog krivljenja usljed efekta klina. Istovremeno, u polju Pl, lom po betonu manifestovan je odvajanjem zaštitnog sloja u produžetku kose prsline koja se javila u spoljašnjem rasponu smicanja. Pri lomu, evidentirana je značajna degradacija pritisnutog betona u polju Pd.

Modaliteti loma greda Serije 1 prikazani su na slikama 4.1 do 4.5. a) b) c) Slika 4.1 – Greda G-A-15-P pri lomu: a) generalni prikaz; b) odvajanje zaštitnog sloja betona u polju Pl; c) lom pritisnutog betona u polju Pd a) b) c) Slika 4.2 – Greda S-A-15 pri lomu: a) generalni prikaz; b) široke prsline iznad oslonca; c) lom pritisnutog betona u polju Pd a) b) c) Slika 4.3 – Greda G-A-0 pri lomu: a) generalni prikaz; b) lom po betonu u kombinaciji sa smicanjem u polju Pl; c) lom pritisnutog betona iznad oslonca a) b) c) Slika 4.4 – Greda G-A-15 pri lomu: a) generalni prikaz; b) lom po betonu u kombinaciji sa smicanjem iznad oslonca; c) lom pritisnutog betona u polju Pd a) b) c) d) Slika 4.5 – Greda G-A-25 pri lomu: a) generalni prikaz; b) lom po betonu u kombinaciji sa smicanjem iznad oslonca; c) odvajanje zaštitnog sloja betona u polju Pl; d) lom pritisnutog betona u polju Pd

##### 4.2.2. Grede Serije 2

Grede Serije 2 projektovane su sa nižim procentom armiranja i nižom čvrstoćom betona pri pritisku u odnosu na grede Serije 1, takođe, za lom po betonu. Kod grede G-B-0, koja je projektovana na osnovu elastične analize, lom se dogodio otvaranjem jedne od vertikalnih prsline i

kidanjem GFRP šipki u polju Pd, nakon što je prethodno u produžetku kose prsline došlo do drobljenja betona sa jedne strane od mjesta dejstva sile. Vjerovatno da je lom po armaturi nastupio zato što se lom betona dogodio samo na jednom dijelu, ispod mjesta dejstva sile, tako da nije došlo do potpunog loma po betonu u pritisutoj zoni. Interesantno je da je, neposredno prije loma, širina vertikalne prsline koja se naglo otvorila uz karakterističan prasak bila značajno manja od susjednih u polju Pd. Karakteristično za gredu G-B-15 je to da se iznad oslonca pojavila samo jedna prslina koja se sa povećanjem opterećenja značajno širila. Širenje prsline iznad oslonca je pratila pojava kosih prslina velikih širina, u unutrašnjim rasponima smicanja u oba polja, tako da se kod ove grede nije išlo do klasičnog destruktivnog loma, s obzirom na to da je sila na presi već značajno padala pri ovakvom stanju. Istovremeno, u polju Pd došlo je do blagog drobljenja betona u pritisutoj zoni, neposredno ispod mjesta dejstva sile u produžetku kose prsline i do znatnog odvajanja zaštitnog sloja na istom mjestu. Treba napomenuti da su se u oba polja grede, neposredno prije loma, pojavile nove vertikalne prsline u spoljašnjim rasponima smicanja. Ovo je, vjerovatno, posljedica pojave samo jedne prsline iznad oslonca, što je uzrokovalo da kontinualna greda praktično proradi kao dvije proste grede pri opterećenju bliskom lomu i, na taj način, uz pojavu novih prslina u polju, dostigne veći kapacitet nosivosti nego greda G-B-0. Ovo je posljedica početnog usvajanja armature, odnosno projektovane preraspodjele uticaja, tako što je usvojeno više armature u polju nego iznad oslonca. Kod grede G-B-25, nastupio je lom po betonu iznad srednjeg oslonca u kombinaciji sa smicanjem kada je jedna prslina u blizini oslonca dijagonalno propagirala ka mjestu oslanjanja. Pri lomu je došlo do odlamanja betona u zategnutoj zoni iznad oslonca. Pri tome, u polju PI je došlo do neznatnog odvajanja betona u pritisutoj zoni u neposrednoj blizini mjesta dejstva sile, sa jedne strane grede. Karakteristično je da su se iznad oslonca pojavile dvije prsline, ali i nešto manji broj prslina u polju, u odnosu na gredu G-B-15. U ovome treba tražiti razloge za nešto niži kapacitet nosivosti grede G-B-25. Treba zapaziti da se lom po armaturi (kidanje šipki u polju grede) dogodio kod grede G-B-0, koja nije projektovana da ostvari preraspodjelu uticaja iz oslonca u polje, a projektovana je za lom po betonu. Pri tome, greda G-B-0 nije dostigla veći kapacitet nosivosti od greda G-B-15 i G-B-25. Modaliteti loma greda Serije 2 prikazani su na slikama 4.6 do 4.8. a) b) c) d) Slika 4.6 – Greda G-B-0 pri lomu: a) generalni prikaz; b) lom po betonu i armaturi u polju Pd; c) široka prslina formirana usljed loma po armaturi; d) prekinute GFRP šipke u polju Pd a) b) c) d) Slika 4.7 – Greda G-B-15 pri lomu: a) generalni prikaz; b) široka prslina iznad oslonca; c) široka kosa prslina u unutrašnjem rasponu smicanja u polju PI; d) lom pritisnutog betona u polju Pd a) b) c) Slika 4.8 – Greda G-B-25 pri lomu: a) generalni prikaz; b) lom po betonu u kombinaciji sa smicanjem iznad oslonca; c) lom pritisnutog betona u polju PI

4.2.3. Grede Serije 3 Grede Serije 3 projektovane su za lom po armaturi, pa su posljedično imale najniži procenat armiranja u odnosu na ostale grede. Greda G-C-0 je doživjela lom po armaturi u polju PI, kako je i projektovano, nakon naglog otvaranja vertikalne prsline koja se nalazila ispod mjesta dejstva sile, uz karakterističan zvuk. Lom po armaturi u polju praćen je otvaranjem jedne široke prsline iznad srednjeg oslonca grede. U trenutku loma, došlo je do kidanja GFRP šipki na mjestu otvaranja prsline. Takođe, u polju Pd, u trenutku loma, došlo je do zatvaranja pojedinih prslina. I kod grede G-C-15 se dogodio lom po armaturi otvaranjem prsline u polju Pd i kidanjem GFRP šipki na tom mjestu. Lomu po armaturi u polju, prethodilo je naglo otvaranje jedne od dvije prsline iznad oslonca i do pada sile na presi, čime je praktično kontinualna greda počela da radi u sistemu dvije proste grede. Kod greda Serije 3 pokazalo se da, bez obzira na odnos usvojene zategnute armature u polju i iznad oslonca, lom po armaturi dešava se u polju kontinualne grede. Naime, dešava se proklizavanje armature u odnosu na beton iznad oslonca i dolazi do izmještanja uticaja u polje, što dovodi do loma po armaturi u polju grede. Modaliteti loma greda Serije 3 prikazani su na slikama 4.9 i 4.10. a) b) c) d) Slika 4.9 – Greda G-C-0 pri lomu: a) generalni prikaz; b) lom po armaturi u polju PI; c) prekinute GFRP šipke u polju PI; d) široka prslina iznad oslonca a) b) c) d) Slika 4.10 – Greda G-C-15 pri lomu: a) generalni prikaz; b) lom po armaturi u polju

Pd; c) prekinute GFRP šipke u polju Pd; d) široke prsline iznad oslonca 4.2.4. Grede Serije 4 Grede Serije 4 projektovane su za lom po betonu i projektovanom silom loma približno kao kod greda Serije 1. Lom grede G1-A-0 se dogodio u polju Pd, u pritisnutoj zoni po betonu, u kombinaciji sa smicanjem, kada je jedna prslina u unutrašnjem rasponu smicanja dijagonalno propagirala ka mjestu dejstva sile. U pritisnutoj zoni je došlo do odvajanja betona sa jedne strane grede. Pri tome, evidentirano je drobljenje betona u pritisnutoj zoni iznad oslonca. Kod grede G1-A-15 se dogodio izuzetno destruktivan lom po betonu u pritisnutoj zoni iznad oslonca u kombinaciji sa smicanjem, uz karakterističan prasak. Došlo je do kidanja svih pritisnutih i zategnutih šipki u presjeku, efektom klina, uključujući i uzengije. Modalitet loma grede G1-A-25 bio je veoma sličan kao kod grede G1-A-0. Lom se dogodio u polju Pd, u pritisnutoj zoni u kombinaciji sa smicanjem. Istovremeno dolazi do odvajanja zaštitnog sloja betona u produžetku kose prsline koja se javila u spoljašnjem rasponu smicanja u polju Pl. Takođe, vidljivo je drobljenje betona u pritisnutoj zoni iznad srednjeg oslonca sa jedne strane grede. Modaliteti loma greda Serije 4 prikazani su na slikama 4.11 do 4.13. a) b) c) Slika 4.11 – Greda G1-A-0 pri lomu: a) generalni prikaz; b) lom po betonu u kombinaciji sa smicanjem u polju Pd; c) lom pritisnutog betona iznad oslonca a) b) c) d) Slika 4.12 – Greda G1-A-15 pri lomu: a) generalni prikaz; b) lom po betonu u kombinaciji sa smicanjem iznad oslonca; c) prekinute zategnute GFRP šipke efektom klina; d) prekinute pritisnute GFRP šipke efektom klina a) b) c) d) Slika 4.13 – Greda G1-A-25 pri lomu: a) generalni prikaz; b) lom po betonu u kombinaciji sa smicanjem u polju Pd; c) odvajanje zaštitnog sloja betona u polju Pl; d) lom pritisnutog betona iznad oslonca

4.3. MORFOLOGIJA PRSLINA U tabeli 4.1 su date sile loma, kao i sile pri kojima se pojavila prva prslina u polju i iznad oslonca za sve serije greda. Tabela 4.1 Sile pri pojavi prvih prslina i sile loma Greda Polje Pl Pojava prvih prslina Sila Ps (kN) Polje Pd Oslonac Sila loma Pu (kN) Polje Ps / Pu Oslonac G-A-15-P 11 11 11 115.9 0.095 0.095 S-A-15 32 32 25 134.3 0.238 0.186 G-A-0 15 13 13 115.6 0.112 0.112 G-A-15 11 13 13 115.2 0.096 0.113 G-A-25 13 13 13 119.6 0.109 0.109 G-B-0 13 8 10 90.3 0.089 0.111 G-B-15 10 11 10 95.2 0.105 0.105 G-B-25 11 11 11 87.5 0.126 0.126 G-C-0 13 13 13 41.1 0.316 0.316 G-C-15 9 7 8 41.3 0.171 0.195 G-A1-0 20 20 17 125.2 0.160 0.136 G-A1-15 17 17 17 124.9 0.136 0.136 G-A1-25 17 17 15 137.8 0.123 0.109

Na osnovu tabele 4.1, evidentno je da je sila pri kojoj se javlja prva prslina značajno veća kod grede sa čeličnom armaturom, nego kod greda sa GFRP armaturom, bez izuzetka. Ovo se može pripisati većem modulu elastičnosti čelične u odnosu na GFRP armaturu (3.8–4.5 puta veći), što dovodi do zaključka da moment pojave prve prsline ne zavisi samo od čvrstoće betona pri zatezanju, već i od modula elastičnosti armature. Kod svih greda sa GFRP armaturom sa poliestrom (prve tri serije greda), prve prsline u polju i iznad oslonca su vertikalne i javljaju se gotovo istovremeno, pri vrlo bliskim silama. Ovo se može objasniti naglim padom krutosti presjeka na mjestu pojave prsline zbog niskog modula elastičnosti GFRP armature, što uzrokuje široke prsline već pri samoj pojavi. Usljed značajnog pada krutosti presjeka na mjestu pojave prsline, dolazi do preraspodjele uticaja, što automatski dovodi do pojave prvih prslina i u ostalim kritičnim, do tada neisprskanim presjecima. Isto tako, kod prve tri serije greda, odmah nakon pojave, prsline značajno propagiraju po visini i ulaze u posljednju četvrtinu visine presjeka, što dodatno utiče na pad krutosti samog presjeka. Gotovo sve prsline, i vertikalne i dijagonalne, sa porastom opterećenja imaju tendenciju da propagiraju ka mjestu dejstva sile, a posebno one koje se nalaze u blizini mjesta dejstva sile.

4.3.1. Grede Serije 1 Morfologija prslina za sve grede Serije 1 sa GFRP armaturom slična je, posebno u polju. U početku, pri nižim nivoima opterećenja, pojavljuju se samo vertikalne prsline, dok sa povećanjem opterećenja u kasnijoj fazi dolazi do pojave dijagonalnih prslina. Pojavljivanje novih i propagiranje postojećih prslina se stabilizuje pri opterećenju koje odgovara otprilike 60% od opterećenja pri lomu. Dešava se, međutim, da se, i pri opterećenju bliskom lomu, pojave nove prsline u polju greda. Razmak između prslina u prosjeku je iznosio između 12 i 18 cm, što definitivno nije odgovaralo razmaku između uzengija, koji je u unutrašnjem rasponu smicanja iznosio 6 cm, a u spoljašnjem rasponu smicanja 12 cm. Prve prsline



kod grede G-A-15-P su se javile gotovo istovremeno u polju i iznad oslonca, pri sili od 11 kN. Formiranje novih prslina iznad oslonca prestaje pri sili od 60 kN, što predstavlja opterećenje od nekih 50% od vrijednosti sile loma. Evidentna je pojava horizontalnih prslina značajne dužine u produžetku kosih, i u polju i iznad oslonca, što ukazuje na lošije uslove prijanjanja između GFRP armature i betona na tom dijelu grede. Prve prsline kod grede S-A-15 su se javile pri značajno većem nivou opterećenja nego kod greda sa GFRP armaturom (tabela 4.1). Prva prslina se javila iznad oslonca pri sili od 25 kN, koju su pratile prve prsline u polju pri sili od 32 kN. Pri daljem procesu opterećivanja dolazi do formiranja vertikalnih prslina u polju i iznad oslonca. Stabilizacija prslina u polju dešava se pri opterećenju koje predstavlja 60% od vrijednosti sile loma, nakon čega uglavnom dolazi do propagiranja postojećih prslina, i uz povećanje smičućih napona njihovog zakošenja ka mjestu dejstva sile. Pojavljivanje novih prslina iznad oslonca stabilizuje se pri sili od 45 kN, nakon čega dolazi uglavnom do njihovog propagiranja po visini i širenja. Pri opterećenju od 85 do 90% vrijednosti sile loma dolazi do pojave novih prslina iznad oslonca i značajnog širenja postojećih. Razmak između prslina iznosio je od 6 do 10 cm u unutrašnjem rasponu smicanja, i 10 do 12 cm u spoljašnjem rasponu smicanja. Za spoljašnji raspon, razmak između prslina odgovara razmaku između uzengija od 12 cm, dok za unutrašnji raspon ova sličnost nije obavezno ispunjena, što je, vjerovatno, posljedica malog razmaka između uzengija od 6 cm. Karakteristično je da se kod grede sa čeličnom armaturom pojavio znatno veći broj prslina i u polju i iznad oslonca, u odnosu na grede sa GFRP armaturom, što ukazuje na dobro prijanjanje između armature i okolnog betona. Kod grede G-A-0, prve prsline u kritičnim presjecima su se pojavile pri sličnim silama, iznad oslonca pri sili od 13 kN, a u polju pri silama od 13, odnosno 15 kN. Druga prslina iznad oslonca se pojavila pri sili od 15 kN, odnosno istovremeno sa pojavom prve prsline u polju Pl. Ovo se može objasniti većom količinom armature iznad oslonca, kao i značajno većim momentima savijanja iznad oslonca u odnosu na momente u polju u tom trenutku. Formiranje novih prslina iznad oslonca prestaje pri sili od 45 kN, što je otprilike 35–40% od vrijednosti sile loma. Kasnije dolazi samo do širenja već formiranih prslina iznad oslonca. Prva prslina kod grede G-A-15 se pojavila u polju Pl, pri sili od 11 kN, a prva prslina iznad oslonca i u drugom polju Pd, istovremeno, pri sili od 13 kN. Formiranje novih prslina iznad oslonca prestaje pri sili od 60 kN, dakle pri opterećenju koje predstavlja 50% od vrijednosti sile loma. Karakteristično je da je u polju Pd došlo do pojave vertikalne prsline pri sili od 100 kN, vrlo blisko sili loma. Isto tako, pri opterećenju od 70 kN javila se kosa prslina, uz tupi zvuk, koja sve do loma nije značajnije propagirala i nije uticala na pojavu loma grede. Prve prsline u gredi G-A-25 su se pojavile istovremeno u sva tri kritična presjeka, pri sili od 13 kN, što potvrđuje činjenicu da pojavom prvih prslina dolazi do pada krutosti presjeka i preraspodjele uticaja iz isprskalih u neisprskale presjeke. Formiranje novih prslina iznad oslonca prestaje pri sili od 70 kN, što je na nekih 55% od vrijednosti sile loma. Najveći broj prslina iznad oslonca se javio kod grede G-A-0,

**što je i logično s obzirom na to da je** greda projektovana **u**

99

skladu sa elastičnom analizom, pa je i najviše armature bilo u gornjoj zoni iznad oslonca, u odnosu na ostale grede Serije 1. Kako je već navedeno, morfologija prslina u polju slična je za sve tri grede, s tim što se kod greda G-A-15 i G-A-25 primjećuje nešto veći stepen zakošenja prslina koji može biti posljedica većih smičućih napona u spoljašnjem rasponu smicanja, kao posljedica preraspodjele uticaja iz zone srednjeg oslonca kontinualne grede. Takođe, kod greda G-A-15 i G-A-25 izražena je pojava dugačkih horizontalnih prslina u zategnutoj zoni, posebno u polju, pri silama koje su vrlo bliske sili loma, naročito u zonama prslina koje su dijagonalno propagirale do mjesta dejstva sile. Ovo je posljedica usvojene veće količine armature u polju ovih greda, u odnosu na greda G-A-0. I pored toga greda G-A-15 je dostigla isti

kapacitet nosivosti kao i greda G-A-0, a greda G-A-25 i nešto veći. Morfologija prslina pri lomu greda Serije 1 prikazana je na slici 4.14. Slika 4.14 – Morfologija prslina za eksperimentalne modele Serije 1 pri lomu. Već je navedeno da se značajno veći broj prslina javio kod grede S-A-15 sa čeličnom armaturom, u odnosu na grede sa GFRP armaturom, i u polju i iznad oslonca. Uz pojavu već pomenutih horizontalnih prslina, ovo ukazuje na lošije uslove prijanjanja između GFRP armature i okolnog betona, koji su zabilježeni i kod nekoliko istraživača koji su ispitivali kontinualne grede sa FRP armaturom [14,45]. Loši uslovi prijanjanja GFRP armature i betona izazivaju proklizavanje GFRP armature u odnosu na okolni beton, što onemogućuje razvoj većeg broja prslina u kritičnom presjeku i, u krajnjem, dovodi do velikih širina već formiranih prslina.

4.3.2. Grede Serije 2 Kod greda Serije 2, koje su projektovane sa nižim procentom armiranja i nižom čvrstoćom betona pri pritisku, karakteristično je da je broj prslina manji u odnosu na grede Serije 1. Posebno je to izraženo iznad srednjeg oslonca gdje se pojavljuju najviše dvije prsline, razmatrajući sve grede Serije 2. Kao i kod greda Serije 1, prvo se pojavljuju vertikalne prsline, a pri višim nivoima opterećenja dolazi do pojave dijagonalnih prslina. Prsline se u polju pojavljuju praktično sve do loma, s tim što se najveći broj njih formira do opterećenja koje odgovara približno 60% od opterećenja pri lomu. Prsline iznad oslonca se stabilizuju već pri opterećenjima koja su manja od opterećenja koje odgovara 40% od opterećenja pri lomu, dok pri kasnijem porastu opterećenja samo propagiraju i šire se. Razmak između prslina nije ujednačen, i iznosio je od 10 do 20 cm. Kod grede G-B-0 prva prslina se pojavila u polju Pd, pri sili od 8 kN, zatim iznad oslonca, pri sili od 10 kN, pa u polju PI, pri sili od 13 kN. Iznad oslonca su se pojavile dvije prsline koje su se značajno širile sve do loma grede. Karakteristično je da se kod ove grede, pri opterećenju od 30 kN, dogodilo otvaranje više prslina u polju i iznad oslonca u istom trenutku, što nije bila pojava kod ostalih greda. Prve prsline kod grede G-B-15 su se pojavile istovremeno iznad oslonca i u polju PI, pri sili od 10 kN. Zatim se pojavila i prslina u polju Pd, pri sili od 11 kN. Iznad oslonca se pojavila samo jedna prslina, tačno na polovini grede, čija se širina do loma samo povećavala. Ovo definitivno ukazuje na proklizavanje armature i okolnog betona, odnosno na loše uslove prijanjanja između armature i betona. Kod grede G-B-25, prve prsline su se pojavile istovremeno u sva tri kritična presjeka, pri sili od 11 kN. Iznad oslonca su se pojavile dvije prsline, blago zakošene, kao i kod grede G-B-0, simetrično formirane u odnosu na polovinu grede. Treba napomenuti da kod greda Serije 2 sa nižom silom loma, odnosno nižim procentom armiranja, ima pojave horizontalnih prslina u zategnutim zonama, ali one nisu toliko izražene kao kod greda Serije 1 sa većim procentom armiranja. Morfologija prslina pri lomu greda Serije 2 prikazana je na slici 4.15. Slika 4.15 – Morfologija prslina za eksperimentalne modele Serije 2 pri lomu.

4.3.3. Grede Serije 3 Za grede Serije 3 karakteristično je da, odmah nakon pojave, prsline najviše propagiraju po visini, u odnosu na prve dvije serije i, gotovo bez izuzetka, ulaze u posljednju četvrtinu visine presjeka. Interesantno je da su se kod grede G-C-0, prve prsline u kritičnim presjecima javile praktično u istom trenutku, pri sili od 13 kN. Kako je već navedeno, ovo je posljedica naglog pada krutosti presjeka na mjestu pojave prslina, koja automatski izaziva preraspodjelu uticaja na ostale presjeke grede, pa se stiče utisak da su se prsline javile u istom trenutku. Iznad oslonca se pojavila samo jedna prslina, kojoj se pod dejstvom opterećenja širina značajno povećavala. U oba polja se formiralo po 4 prsline, koje su se praktično pojavljivale sve do nivoa opterećenja koje odgovara 90% od opterećenja pri lomu. Razmak između prslina kod greda Serije 3 je bio najveći, i iznosio je između 15 i 30 cm. Morfologija prslina kod grede G-C-15, u polju, slična je kao i kod grede G-C-0. I kod grede G-C-15, karakteristično je da su se prve prsline u kritičnim presjecima javile u vrlo kratkim inkrementima opterećenja. Prva prslina se pojavila u polju Pd pri sili od 7 kN, iznad oslonca pri sili od 8 kN, i u polju PI pri sili od 9 kN. S obzirom na to da se prva prslina iznad oslonca nije pojavila tačno na sredini grede, pojavila se i druga prslina, pri sili od 20 kN, ili pri opterećenju koje odgovara 45% od opterećenja pri lomu. Ove dvije prsline su se sve do loma samo širile, bez formiranja novih iznad oslonca. Prsline u polju su se praktično pojavljivale sve do loma, bez obzira na relativno mali broj u oba

raspona. Za grede Serije 3, posebno je izraženo da nakon pojave prslina dolazi do značajnog pada sile na presi, što je posljedica naglog pada krutosti presjeka na mjestu pojave prslina, prije svega usljed niskog procenta armiranja. Morfologija prslina pri lomu greda Serije 3 prikazana je na slici 4.16. Slika 4.16 – Morfologija prslina za eksperimentalne modele Serije 3 pri lomu. Generalno, može se zaključiti da se kod svih greda prve tri serije sa GFRP armaturom, prsline u polju mogu javljati sve do loma, dok nove prsline iznad oslonca, prestaju da se javljaju već pri sili koja odgovara najviše 50% od sile loma. Očigledno da grede imaju tendenciju da, uz proklizavanje armature iznad oslonca pri višim nivoima opterećenja, i dodatnim formiranjem prslina u polju, obezbjeđuju projektovani kapacitet nosivosti. Takođe, značajno manji broj prslina kod greda sa GFRP armaturom, i u polju i iznad oslonca, u odnosu na gredu sa čeličnom armaturom, ukazuje na lošiju adheziju između GFRP armature i okolnog betona, što izaziva velike širine prslina.

#### 4.3.4. Grede Serije 4

Grede Serije 4, sa rebrastom GFRP armaturom sa epoksidom, imaju potpuno drugačiju morfologiju prslina u odnosu na grede prve tri serije, odnosno broj prslina je značajno veći, sa manjim širinama. Prsline se, u polju i iznad oslonca, pojavljuju praktično sve do loma, s tim što se najveći broj njih formira do opterećenja koje odgovara približno 60% od opterećenja pri lomu. Razvoj prslina sa porastom opterećenja u potpunosti odgovara usvojenoj armaturi u kritičnim presjecima, odnosno tokom procesa opterećivanja, većoj količini armature odgovara veći broj prslina formiranih u presjeku. Najveći broj prslina iznad oslonca se formirao kod grede G1-A-0, sa izuzetno širokom zonom na kojoj su se javile prsline, iz razloga najveće aksijalne krutosti armature u odnosu na grede G1-A-15 i G1-A-25. U polju se najveći broj prslina sa najširokom zonom pojave javio kod grede G1-A-25 sa najvećom količinom armature u polju. Kod grede G1-A-0, prva prslina se pojavila iznad oslonca, pri sili od 17 kN koju su pratile prve prsline u oba polja, gotovo istovremeno, pri sili od 20 kN. Pri daljem povećanju opterećenja, ravnomjerno se formiraju vertikalne prsline, i u polju i iznad oslonca. Pri nivou opterećenja iznad 60% od sile loma, dolazi do pojave kosih prslina u unutrašnjem rasponu smicanja u gornjoj zoni, koje se uvijek formiraju od gornje ivice presjeka i propagiraju ka osloncu. Izražena je i pojava kosih prslina u polju, takođe u unutrašnjem rasponu smicanja. Prve prsline kod grede G1-A-15 su se javile gotovo istovremeno u polju i iznad oslonca, pri sili od 17 kN. Pri daljem povećanju opterećenja, formiranje prslina uslovljeno je količinom armature u kritičnim presjecima. Zbog veće količine armature u polju, primjetna je i veća isprskalost presjeka u polju u odnosu na zonu iznad oslonca. Kod grede G1-A-15, primjetna je veća zakošenost prslina u polju u spoljašnjem rasponu smicanja, u odnosu na gredu G1-A-0, što je direktno posljedica većih uticaja, usljed usvojene veće količine armature u ovoj zoni. Takođe, u polju je prisutna pojava kratkih horizontalnih prslina između vertikalnih, u nivou podužne zategnute armature. Kod grede G1-A-25 se prva prslina iznad oslonca najranije pojavila, pri sili od 15 kN, što je, vjerovatno, posljedica manje količine armature koja je usvojena iznad oslonca u odnosu na druge dvije grede Serije 4. Prve prsline u polju su se pojavile u istom trenutku, u oba raspona, pri sili od 17 kN. Karakteristično je da su se kod grede G1-A-25, pri lomu, u neposrednoj blizini krajnjih oslonaca pojavile zakošene prsline, što je posljedica usvojene znatno veće količine armature u polju u odnosu na oslonac grede, kao posljedica projektovane preraspodjele uticaja. Na ovaj način, greda G1-A-25 je obezbijedila veći kapacitet nosivosti u odnosu na grede G1-A-0 i G1-A-15. Pojava novih kosih prslina, pri lomu, evidentirana je i iznad oslonca. Veći broj kratkih, blago zakošenih i horizontalnih prslina koji se pojavio u polju, posebno je izražen kod grede G1-A-25, i ukazuje na velike deformacije grede. Razvoj prslina greda Serije 4 sličan je razvoju prslina kod grede S-A-15 i odgovara razmaku između uzengija, što ukazuje na dobre uslove prijanjanja GFRP armature i okolnog betona. Pojava kosih prslina pri višim nivoima opterećenja kod greda Serije 4, posebno u unutrašnjem rasponu smicanja, u odnosu na gredu S-A-15, ukazuje na povećanje smičućih napona u gredama sa GFRP armaturom, što može biti direktno posljedica korišćenja GFRP uzengija umjesto čeličnih. Ovo je posebno izraženo kod grede G1-A-0 kod koje se, zbog veće količine armature iznad oslonca i ostvarene negativne preraspodjele uticaja (vidjeti tačku 4.7.4.), javljaju veći

smičući naponi u unutrašnjem rasponu smicanja, u odnosu na grede G1-A-15 i G1-A-25, koji uzrokuju veliki broj kosih prslina iznad oslonca. Kod greda Serije 4 primjetno je da su se prve prsline u kritičnim presjecima pojavile pri višim nivoima opterećenja u odnosu na grede prve tri serije. Ovo je posljedica veće čvrstoće betona greda Serije 4, ali i boljih uslova prijanjanja između betona i GFRP armature. Morfologija prslina pri lomu greda Serije 4 prikazana je na slici 4.17.

Slika 4.17 – Morfologija prslina za eksperimentalne modele Serije 4 pri lomu 4.4. ŠIRINA PRSLINA 4.4.1. Grede Serije 1

Na slici 4.18 prikazana je zavisnost između opterećenja i maksimalne širine vertikalnih prslina u oba polja i iznad oslonca, za grede Serije 1. Kod grede G-A-0, kod koje nije projektovana preraspodjela uticaja, vidi se gotovo ujednačen razvoj maksimalne širine prslina u polju i iznad oslonca za nivo opterećenja, od pojave prslina do loma. Kod greda G-A-15 i G-A-25, koje su projektovane da ostvare preraspodjelu uticaja iz oslonca u polje, otvori prslina iznad oslonca značajno su veći od otvora u polju, prije svega, zbog manje količine, odnosno krutosti, armature iznad oslonca, u odnosu na gredu G-A-0. Ova razlika je, tokom procesa opterećivanja, izraženija kod grede G-A-25 sa većim odnosom krutosti armature u polju i iznad oslonca. Na slikama 4.19 i 4.20 prikazano je poređenje maksimalnih širina prslina u zavisnosti od opterećenja za grede Serije 1, u polju i iznad oslonca. Evidentno je da, zbog znatno većeg modula elastičnosti čelične armature u odnosu na GFRP armaturu, a, samim tim, i veće krutosti armature u presjeku, greda S-A-15 ima znatno manje vrijednosti otvora prslina u odnosu na grede sa GFRP armaturom, za sve nivo opterećenja od pojave prslina do loma. Krutost armature u gredi S-A-15 iznad oslonca je  $EA=56721$  kN, a u polju  $EA=63987$  kN. U polju greda Serije 1 sa GFRP armaturom, razvoj maksimalne širine prsline je dosta ujednačen do opterećenja koje odgovara 50% sile loma, bez obzira na to što armatura u gredi G-A-0 ima manju krutost ( $EA=13558$  kN) u odnosu na armaturu greda G-A-15 ( $EA=17415$  kN) i G-A-25 ( $EA=18867$  kN). Pri daljem opterećivanju, veća je maksimalna širina prslina kod grede G-A-15, u odnosu na grede G-A-0 i G-A-25 za 30%, sve do opterećenja koje odgovara 80% od sile loma. Osnovni razlog za ovu pojavu je preraspodjela uticaja iz oslonca u polje grede, koja dovodi do toga da se, kod greda sa manjom krutosti armature iznad oslonca, javljaju i manji momenti savijanja iznad oslonca, u odnosu na one koji odgovaraju elastičnoj analizi. Pri lomu, najmanju maksimalnu širinu prsline u polju ima greda G-A-25, sa najvećom količinom armature u polju. Kod oslonca, za grede sa GFRP armaturom, prisutan je uticaj količine, odnosno krutosti armature, tako da manja krutost armature iznad oslonca generiše veće širine prslina u gredama. Tako je, za većinu različitih nivoa opterećenja, najveća širina prsline kod grede G-A-25 ( $EA=11153$  kN), a najmanja kod grede G-A-0.

Oslonac	0	0	0.5	1	1.5	2	2.5	3	Maksimalna širina prslina (mm)
120 G-A-0	100	80	Sila P (kN)	60	Polje (PI)	40	Polje (Pd)		
120 G-A-15	100	80	Sila P (kN)	60	Polje (PI)	40	Polje (Pd)		
120 G-A-25	100	80	Sila P (kN)	60	Polje (PI)	40	Polje (Pd)		

Slika 4.18 – Zavisnost maksimalne širine prslina i opterećenja za grede Serije 1 ( $EA=20318$  kN). Sigurno da na nešto veće vrijednosti širina prslina iznad oslonca kod greda G-A-15 i G-A-25 utiče manji broj formiranih prslina, u odnosu na gredu G-A-0. Pri lomu, kod svih greda Serije 1 sa GFRP armaturom, dolazi do značajnog povećanja širine prsline iznad oslonca. Na dijagramima na slikama 4.18 do 4.20 može se primijetiti da, u pojedinim slučajevima za povećanje opterećenja, ne dolazi obavezno do porasta širine prsline, što je, prije svega, posljedica pojave novih prslina u tim kritičnim presjecima, pri posmatranim nivoima opterećenja.

Oslonac	0	0	0.5	1	1.5	2	2.5	3	3.5	Maksimalna širina prslina u polju (mm)
160 S-A-15	140	120	Sila P (kN)	100	80	S-A-15	G-A-0	60	G-A-15	G-A-25
160 S-A-15	140	120	Sila P (kN)	80	S-A-15	G-A-0	60	G-A-15	G-A-25	40
160 S-A-15	140	120	Sila P (kN)	80	S-A-15	G-A-0	60	G-A-15	G-A-25	40

Slika 4.19 – Zavisnost maksimalne širine prslina i opterećenja u polju za grede Serije 1

Oslonac	0	0	0.5	1	1.5	2	2.5	3	3.5	4	4.5	Maksimalna širina prslina iznad oslonca (mm)
160 S-A-15	140	120	100	Sila P (kN)	80	S-A-15	G-A-0	60	G-A-15	G-A-25	40	20
160 S-A-15	140	120	100	Sila P (kN)	80	S-A-15	G-A-0	60	G-A-15	G-A-25	40	20
160 S-A-15	140	120	100	Sila P (kN)	80	S-A-15	G-A-0	60	G-A-15	G-A-25	40	20

Slika 4.20 – Zavisnost maksimalne širine prslina i opterećenja iznad oslonca za grede Serije 1

4.4.2. Grede Serije 2 Na slici 4.21 prikazana je zavisnost između opterećenja i maksimalne širine vertikalnih prslina u oba polja i iznad oslonca za grede Serije 2. Primjetno je da je, kod grede G-B-0, nešto veća širina prsline iznad oslonca, u

odnosu na polje grede, tokom procesa opterećivanja. Kod greda G-B-15 i G-B-25, otvori prslina iznad oslonca značajno su veći od otvora u polju. Usljed pojave samo jedne prsline iznad oslonca, kod grede G-B-15, širina prsline iznad oslonca znatno je veća nego kod grede G-B-25. Osnovni razlog za ovakvu pojavu su, kako je prethodno navedeno, lošiji uslovi prijanjanja GFRP armature i betona koji izazivaju proklizavanje armature u odnosu na okolni beton iznad oslonca. Na slikama 4.22 i 4.23 prikazana su poređenja maksimalnih vertikalnih širina prslina u zavisnosti od opterećenja za grede Serije 2, u polju i iznad oslonca. Očekivano, najveća širina prsline u polju, tokom procesa opterećivanja, registrovana je kod grede G-B-0, s obzirom na najmanju krutost armature u polju (EA=8747 kN). Razvoj maksimalne širine prsline u polju odgovara krutosti armature u polju greda G-B-15 (EA=13461 kN) i G-B-25 (EA=13558 kN). Interesantno da je, bez obzira na značajno manju krutost armature kod grede G-B-25 iznad oslonca (EA=8553 kN), u odnosu na gredu G-B-0 (EA=15963 kN), maksimalna širina prsline iznad oslonca, za veće nivoe opterećenja, bila manja kod grede G-B-25. Ovo se, takođe, može objasniti značajnim procentom ostvarene preraspodjele momenata kod grede G-B-25, odnosno nižim momentom iznad oslonca u odnosu na gredu G-B-0, kod koje je ostvarena negativna preraspodjela. Kod svih greda Serije 2, iznad oslonca zabilježene su veće vrijednosti maksimalnih širina prslina u odnosu na maksimalne širine prslina u polju, za isti nivo opterećenja. Osnovni razlog za ovakvu pojavu su, kako je prethodno navedeno, lošiji uslovi prijanjanja GFRP armature i betona koji izazivaju proklizavanje armature u odnosu na okolni beton iznad oslonca. Takođe, primjetno je da je, tokom kompletnog procesa opterećivanja, maksimalna širina prsline kod grede G-B-25 uvijek manja, i u polju i iznad oslonca, nego kod grede G-B-0. Posljedica i ove pojave je, vjerovatno, izbor armature duž grede G-B-25, koji je obezbijedio visok stepen preraspodjele uticaja, što će detaljnije biti objašnjeno u tački 4.7.

100 G-B-0 80 Sila P (kN) 60 40 Polje (PI) Polje (Pd) 20 Oslonac 0 0 1 2 3 4 5 6 7 Maksimalna širina prslina (mm) 100 G-B-15 80 Sila P (kN) 60 40 Polje (PI) Polje (Pd) 20 Oslonac 0 0 1 2 3 4 5 6 7 Maksimalna širina prslina (mm) 100 G-B-25 80 Sila P (kN) 60 40 Polje (PI) Polje (Pd) 20 Oslonac 0 0 0.5 1 1.5 2 2.5 3 3.5 4 4.5 Maksimalna širina prslina (mm) Slika 4.21 – Zavisnost maksimalne širine prslina i opterećenja za grede Serije 2 100 80 Sila P (kN) 60 40 G-B-0 G-B-15 G-B-25 20 0 0 1 2 3 4 5 Maksimalna širina prslina u polju (mm) Slika 4.22 – Zavisnost maksimalne širine prslina i opterećenja u polju za grede Serije 2 100 80 Sila P (kN) 60 40 G-B-0 G-B-15 G-B-25 20 0 0 1 2 3 4 5 6 7 Maksimalna širina prslina iznad oslonca (mm) Slika 4.23 – Zavisnost maksimalne širine prslina i opterećenja iznad oslonca za grede Serije 2

4.4.3. Grede Serije 3 Na slici 4.24 prikazana je zavisnost između opterećenja i maksimalne širine prsline u oba polja i iznad oslonca za grede Serije 3. Odmah nakon pojave prve prsline, kod greda Serije 3, širina prsline najveća je u odnosu na prethodne dvije serije, reda veličine 1.0 mm, zbog male količine i niskog modula elastičnosti GFRP armature. Kod grede G-C-0, širina otvora iznad oslonca značajna je prevashodno zbog pojave samo jedne prsline koja se tokom opterećivanja samo širila. Za gredu G-C-15 karakteristična je ujednačena širina prslina i u polju i iznad oslonca. Maksimalna širina prsline iznad oslonca značajno je veća kod grede G-C-0, upravo zbog pojave samo jedne prsline iznad oslonca. U ovakvim uslovima, krutost armature nije prevashodno uticala na vrijednost maksimalne širine prslina u kritičnim presjecima. U prilog ovom ide i činjenica da odnos krutosti u kritičnim presjecima nije bio značajan, što je i očekivano kod greda koje su projektovane za lom po armaturi. Tokom procesa opterećivanja za grede G-C-0 i G-C-15, razvoj prslina u polju je relativno ujednačen.

50 G-C-0 40 Sila P (kN) 30 20 Polje (PI) Polje (Pd) 10 Oslonac 0 0 2 4 6 8 10 12 Maksimalna širina prslina (mm) 50 G-C-15 40 Sila P (kN) 30 20 Polje (PI) Polje (Pd) 10 Oslonac 0 0 1 2 3 4 5 6 Maksimalna širina prslina (mm) Slika 4.24 – Zavisnost maksimalne širine prslina i opterećenja za grede Serije 3

4.4.4. Grede Serije 4 Na slici 4.25 prikazana je zavisnost između opterećenja i maksimalne širine vertikalnih prslina u oba polja i iznad oslonca za grede Serije 4. Razvoj maksimalne širine prslina u polju i iznad oslonca za nivoe opterećenja do 60% sile loma, kod grede G1-A-0 prilično je ujednačen. Pri daljem opterećivanju grede, maksimalna širina prsline u polju ima brži porast, posebno u

polju Pd. Pri lomu se ove vrijednosti izjednačavaju, prije svega, zbog naglog porasta maksimalne širine prsline iznad oslonca. Kod greda G1-A-15 i G1-A-25, koje su projektovane da ostvare preraspodjelu uticaja iz oslonca u polje, otvori prsline iznad oslonca veći su od otvora u polju, tokom kompletnog procesa opterećivanja, što u potpunosti odgovara usvojenoj armaturi duž grede. Ova pojava posebno je izražena kod grede G1-A-25 sa najvećim odnosom krutosti armature u polju i iznad oslonca. Na slikama 4.26 i 4.27 prikazana su poređenja maksimalnih širina prsline u zavisnosti od opterećenja za grede Serije 4, u polju i iznad oslonca. Jasno je izražen uticaj krutosti GFRP armature na maksimalnu širinu prsline i u polju i iznad oslonca. Za početne nivoe opterećenja, maksimalna širina prsline u polju skoro je ujednačena za sve grede Serije 4. Za više nivoe opterećenja, greda G1-A-25 ima najmanju maksimalnu širinu prsline sa najvećom krutošću armature u polju (EA=15930 kN), a greda G1-A-0 najveću maksimalnu širinu prsline, sa najmanjom krutošću armature u polju (EA=10734 kN). Kod oslonca, najveću maksimalnu širinu prsline ima greda G1-A-25 sa najmanjom krutošću armature iznad oslonca (EA=8033 kN), u poređenju sa gredama G1-A-0 (EA=12482 kN) i G1-A-15 (EA=17654 kN). Kao i kod greda Serije 1, pri lomu dolazi do značajnog povećanja maksimalne širine prsline iznad oslonca kod svih greda Serije 4. Sila P (kN) 140 G1-A-0 120 100 80 60 40 20 0 Polje (PI) Polje (Pd) Oslonac Sila P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 0 0.2 G1-A-15 0.4 0.6 0.8 1 Maksimalna širina prsline (mm) 1.2 1.4 Polje (PI) Polje (Pd) Oslonac Sila P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 0 0.5 G1-A-25 1 1.5 Maksimalna širina prsline (mm) 2 2.5 Polje (PI) Polje (Pd) Oslonac 0 0.5 1 1.5 2 2.5 3 3.5 Maksimalna širina prsline (mm) Slika 4.25 – Zavisnost maksimalne širine prsline i opterećenja za grede Serije 4 140 120 100 Sila P (kN) 80 G1-A-0 60 G1-A-15 G1-A-25 40 20 0 0 0.2 0.4 0.6 0.8 1 1.2 1.4 Maksimalna širina prsline u polju (mm) Slika 4.26 – Zavisnost maksimalne širine prsline i opterećenja u polju za grede Serije 4 140 120 100 Sila P (kN) 80 G1-A-0 60 G1-A-15 G1-A-25 40 20 0 0 0.5 1 1.5 2 2.5 3 3.5 Maksimalna širina prsline iznad oslonca (mm) Slika 4.27 – Zavisnost maksimalne širine prsline i opterećenja iznad oslonca za grede Serije 4

4.4.5. Komparativna analiza rezultata Na slikama 4.28 i 4.29 prikazan je razvoj maksimalnih širina prsline u zavisnosti od opterećenja za sve grede Serije 1, Serije 2 i Serije 3, u polju i iznad oslonca, kako bi se sagledao uticaj procenta armiranja greda na maksimalnu širinu prsline. Povećanjem procenta armiranja greda, dolazi do smanjenja vrijednosti maksimalne širine prsline i u polju i iznad oslonca, za identični nivo sile. Vrijednosti širine prsline, odmah nakon njene pojave, najveće su kod greda Serije 3, sa najnižim procentom armiranja, i u polju i iznad oslonca. Na slikama 4.30 i 4.31 prikazan je razvoj maksimalnih širina vertikalnih prsline u zavisnosti od opterećenja za grede Serije 1 i Serije 4, u polju i iznad oslonca. Na osnovu dijagrama se vidi da grede Serije 1 imaju veće maksimalne širine vertikalnih prsline u odnosu na grede Serije 4, i u polju i iznad oslonca, za identičan nivo sile. Ovo nije samo posljedica nešto nižeg modula elastičnosti GFRP armature koja je korišćena kod greda Serije 1, već i lošijih uslova prijanjanja ove armature sa betonom, o čemu je već bilo riječi. Takođe, greda S-A-15 ima najmanje širine prsline u odnosu na grede sa GFRP armaturom zbog znatno većeg modula elastičnosti čelične armature u odnosu na GFRP armaturu. Međutim, pri višim nivoima opterećenja, kada dolazi do tečenja čelične armature, maksimalne širine prsline veće su kod grede S-A-15, nego kod greda sa GFRP armaturom, posebno kada se poređenja rade sa kontinualnim gredama Serije 4. 140 S-A-15 120 G-A-0 G-A-15 100 G-A-25 G-B-0 Sila P (kN) G-B-15 80 G-B-25 G-C-0 60 G-C-15 40 20 0 0 1 2 3 4 5 6 Maksimalna širina prsline u polju (mm) Slika 4.28 – Zavisnost maksimalne širine prsline i opterećenja u polju za grede Serije 1, Serije 2 i Serije 3 140 120 100 Sila P (kN) 80 60 S-A-15

C-15 40 20 0 0 2 4 6 8 10 12 Maksimalna širina prslina iznad oslonca(mm) Slika 4.29 – Zavisnost maksimalne širine prslina i opterećenja iznad oslonca za grede Serije 1, Serije 2 i Serije 3 140 120 100 Sila P (kN) 80 S-A-15 G-A-0 G-A-15 60 G-A-25 G1-A-0 40 G1-A-15 G1-A-25 20 0 0 0.5 1 1.5 2 2.5 3 3.5 Maksimalna širina prslina u polju (mm) Slika 4.30 – Zavisnost maksimalne širine prslina i opterećenja u polju za grede Serije 1 i Serije 4 140 120 100 Sila P (kN) 80 S-A-15 G-A-0 G-A-15 60 G-A-25 G1-A-0 40 G1-A-15 G1-A-25 20 0 0 1 2 3 4 5 6 Maksimalna širina prslina iznad oslonca (mm) Slika 4.31 – Zavisnost maksimalne širine prslina i opterećenja iznad oslonca za grede Serije 1 i Serije 4 4.5. UGIBI 4.5.1. Grede Serije 1 Na slici 4.32 prikazana je zavisnost između ugiba u sredinama raspona i opterećenja za grede Serije 1. Na dijagramima su date vrijednosti ugiba za oba raspona, kao i prosječne vrijednosti ugiba za dva raspona, kako bi se generalno sagledao uticaj različitog aranžmana armature duž grede na vrijednosti ugiba u sredini raspona. Osim toga, na istoj slici su posebno prikazani dijagrami zavisnosti samo pri nižim nivoima opterećenja, s obzirom na značaj određivanja ugiba pri eksploatacionim nivoima opterećenja. Ovakav pristup prikaza dijagrama ugib–opterećenje zadržan je za sve grede. Za sve grede karakteristično je da pokazuju linearno ponašanje ugib–opterećenje do pojave prve prslina. Već nakon pojave prve prslina, kod greda sa GFRP armaturom dolazi do značajnog pada krutosti presjeka, što je posljedica niskog modula elastičnosti GFRP armature, a što se manifestuje naglom promjenom nagiba krive ugib–opterećenje. Može se reći da, ni nakon pojave prve prslina, kriva nije idealno glatka, već se, pri pojavi svake naredne prslina, primjećuje promjena nagiba krive. Evidentno je da su, za isti nivo opterećenja, ugibi kod greda sa GFRP armaturom znatno veći nego kod grede S-A-15 sa čeličnom armaturom. Ovo je posljedica većih širina prslina kod greda sa GFRP armaturom, odnosno niže krutosti presjeka, što je u direktnoj vezi sa niskim modulom elastičnosti GFRP armature, koji je 3.8–4.5 puta niži u odnosu na modul elastičnosti čelične armature. Do opterećenja koje odgovara 25% od sile loma, najmanji ugib je kod grede G-A-0, bez obzira što ova greda ima najmanju količinu, odnosno najmanju krutost armature, u polju ( $EA=13558$  kN). Ovo se može objasniti razvojem prslina u polju greda, kojih je manje u odnosu na grede G-A-15 i G-A-25, a što je posljedica veće krutosti armature iznad oslonca kod grede G-A-0. Vrijednosti momenata savijanja u polju, u ovoj fazi opterećenja, znatno su manje kod grede G-A-0, što direktno utiče na vrijednosti ugiba. Pri daljem procesu opterećivanja dolazi do bržeg progressa ugiba kod grede G-A-0 (manja krutost armature u polju) u odnosu na grede G-A-15 i G-A-25, čije vrijednosti ugiba su veće sve do loma. Grede G-A-15 i G-A-25 praktično imaju identične prosječne vrijednosti ugiba tokom procesa opterećivanja, što je očekivano s obzirom na malu razliku u krutosti armature u polju greda koje iznose  $EA=17415$  kN i  $EA=18867$  kN, respektivno. Greda G-A-15 neposredno prije loma pokazuje znatno povećanje ugiba, vjerovatno zbog razvoja pune nelinearnosti betona. Na slici 4.33 prikazan je dijagram ugiba duž raspona za karakteristične nivoe opterećenja za grede Serije 1, gdje se jasno može vidjeti da su ugibi kod grede S-A-15 sa čeličnom armaturom znatno manji nego kod greda sa GFRP armaturom, tokom kompletnog procesa opterećivanja. I ovdje se može primijetiti da vrijednosti ugiba nisu obavezno identične u oba polja raspona, što se posebno manifestuje pri lomu kod svih greda. Pri lomu je evidentno da veći ugib ima greda sa manjom krutošću armature u polju. 160 140 120 Sila P (kN) 100 S-A-15 (PI) S-A-15 (Pd) 80 G-A-0 (PI) G-A-0 (Pd) 60 G-A-15 (PI) 40 G-A-15 (Pd) G-A-25 (PI) 20 G-A-25 (Pd) 0 0 5 10 15 20 25 30 35 40 Ugib u sredini polja (mm) 140 120 100 Sila P (kN) 80 S-A-15 60 G-A-0 G-A-15 G-A-25 40 20 0 0 5 10 15 20 25 30 35 Ugib u sredini polja - prosjek (mm) 50 40 Sila P (kN) 30 S-A-15 G-A-0 20 G-A-15 G-A-25 10 0 0 1 2 3 4 5 6 7 Ugib u sredini polja - prosjek (mm) Slika 4.32 – Zavisnost ugib–opterećenje za grede Serije 1 Raspon(cm) 0 46.25 92.5 138.75 185 231.25 277.5 323.75 370 0 2 Ugib (mm) 4 S-A-15 6 G-A-0 G-A-15 G-A-25 P=50 kN 8 Raspon(cm) 0 46.25 92.5 138.75 185 231.25 277.5 323.75 370 0 5 Ugib (mm) 10 S-A-15 G-A-0 15 G-A-15 G-A-25 P=80 kN 20 Raspon(cm) 0 46.25 92.5 138.75 185 231.25 277.5 323.75 370 0 5 10 Ugib (mm) 15 20 S-A-15 G-A-0 G-A-15 25 G-A-25 P=113 kN 30 Slika 4.33 – Dijagram ugiba za različite nivoe opterećenja za grede Serije 1 4.5.2.

Grede Serije 2 Na slici 4.34 prikazana je zavisnost između ugiba u sredinama raspona i opterećenja za grede Serije 2. Slično kao i kod greda Serije 1, ponašanje krive ugib–opterećenje linearno je sve do pojave prvih prslina u gredama, s tim što je kod greda ove serije skok ugiba, pri pojavi prve prsline, još izraženiji, prvenstveno zbog nižeg procenta armiranja greda. Dakle, pad krutosti nakon pojave prsline u polju greda još je izraženiji, nego kod greda Serije 1. Osim toga, svaka pojava nove prsline uzrokuje lokalni skok u dijagramu ugiba usljed pada krutosti grede. Na osnovu dijagrama se vidi da, do opterećenja koje odgovara 40% od sile loma, najveće ugibe ima greda G-B-0 sa najmanjom količinom, odnosno najmanjom krutošću armature u polju ( $EA=8747$  kN), a najmanje ugibe greda G-B-25 sa najvećom krutošću armature u polju ( $EA=13558$  kN). Pri daljem procesu opterećivanja, u gredi G-B-25 se javljaju veći prosječni ugibi nego kod grede G-B-15 ( $EA=13461$  kN). Ovo je posljedica neznatne razlike u krutosti armature u polju ovih greda, s obzirom na to da su grede G-B-15 i G-B-25 ostvarile gotovo identične vrijednosti stepena preraspodjele uticaja iz oslonca u polje (vidjeti tačku 4.7.2.). Ovakva pojava porasta ugiba je ostala sve do loma. Greda G-B-0 je, i pri lomu, imala najveće ugibe u odnosu na preostale dvije grede ove serije. Na slici 4.35 prikazan je dijagram ugiba duž raspona za karakteristične nivoe opterećenja za grede Serije 2.

100 80 Sila P (kN)	60 G-B-0 (PI)	G-B-0 (Pd)	40 G-B-15 (PI)	G-B-15 (Pd)	G-B-25 (PI)	20 G-B-25 (Pd)	0 0 5 10 15 20 25 30 35 Ugib u sredini polja (mm)
100 80 Sila P (kN)	60	40	G-B-0	G-B-15	G-B-25	0 0 5 10 15 20 25 30	Ugib u sredini polja - prosjek (mm)
40 30 Sila P (kN)	20	G-B-0	G-B-15	G-B-25	10 0 0 1 2 3 4 5 6 7 8	Ugib u sredini polja - prosjek (mm)	

Slika 4.34 – Zavisnost ugib–opterećenje za grede Serije 2

Raspon(cm)	0	46.25	92.5	138.75	185	231.25	277.5	323.75	370
0 1 Ugib (mm)	2	G-B-0	3	G-B-15	G-B-25	P=20 kN	4	Raspon(cm)	0 46.25 92.5 138.75 185 231.25 277.5 323.75 370
0 2 4 Ugib (mm)	6	8	10	12	G-B-0	G-B-15	G-B-25	P=50 kN	Raspon(cm)
0 5 10 Ugib (mm)	15	20	G-B-0	G-B-15	25	G-B-25	P=88 kN	30	Slika 4.35 – Dijagram ugiba za različite nivoe opterećenja za grede Serije 2

4.5.3. Grede Serije 3 Na slici 4.36 prikazana je zavisnost između ugiba u sredinama raspona i opterećenja za grede Serije 3. Kod greda ove serije, najizraženiji je skok ugiba pri pojavi prve prsline, usljed pada krutosti, zbog niskog procenta armiranja podužnom armaturom. Nakon toga, pojava rasta ugiba je gotovo identična za obje grede Serije 3, tako da su i ugibi praktično identični pri lomu. Kriva ugib–opterećenje nije glatka, već se, pri pojavi svake prsline, javljaju promjene nagiba krive. Primjećuje se da se prva prsline kod greda javila pri različitim nivoima opterećenja, za šta nema posebnog opravdanja, osim da je moguće da je, na mjestu pojave prve prsline kod grede G-C-15, lokalna čvrstoća na zatezanje bila nešto niža nego što pokazuju rezultati dobijeni na kontrolnim uzorcima. Na slici 4.37 prikazan je dijagram ugiba duž raspona za karakteristične nivoe opterećenja za grede Serije 3, gdje se može primijetiti da su vrijednosti ugiba dosta ujednačene. Grede Serije 3 projektovane su sa jako niskim procentom armiranja, što praktično ne daje značajnu razliku u količini, odnosno krutosti armature duž grede. Greda G-C-0 u polju ima armaturu sa krutošću  $EA=3996$  kN, a greda G-C-15 ima armaturu sa krutošću  $EA=4250$  kN u polju. U ovom slučaju, varijacija tako male krutosti armature ne utiče na vrijednosti ugiba za različite nivoe opterećenja.

50 40 Sila P (kN)	30 G-C-0 (PI)	20 G-C-0 (Pd)	G-C-15 (PI)	G-C-15 (Pd)	10 0 0 5 10 15 20 25 Ugib u sredini polja (mm)	
50 40 Sila P (kN)	30	G-C-0	G-C-15	G-C-15	5 0 0 2 4 6 8 10 12	Ugib u sredini polja - prosjek (mm)
25 20 Sila P (kN)	15	10	G-C-0	G-C-15	5 0 0 2 4 6 8 10 12	Ugib u sredini polja - prosjek (mm)

Slika 4.36 – Zavisnost ugib–opterećenje za grede Serije 3

Raspon(cm)	0	46.25	92.5	138.75	185	231.25	277.5	323.75	370
0 1 Ugib (mm)	2	3	G-C-0	4	G-C-15	P=14 kN	5	Raspon(cm)	0 46.25 92.5 138.75 185 231.25 277.5 323.75 370
0 2 4 Ugib (mm)	6	8	10	12	G-C-0	G-C-15	P=25 kN	Raspon(cm)	0 46.25 92.5 138.75 185 231.25 277.5 323.75 370
0 5 Ugib (mm)	10	15	G-C-0	20	G-C-15	P=41 kN	25	Slika 4.37 – Dijagram ugiba za različite nivoe opterećenja za grede Serije 3	

4.5.4. Grede Serije 4 Na slici 4.38 prikazana je zavisnost između ugiba u sredinama raspona i opterećenja za grede Serije 4. Na osnovu dijagrama se vidi da su ugibi greda Serije 4, tokom procesa opterećivanja, dosta ujednačeni, bez obzira na različite vrijednosti krutosti armatura u kritičnim presjecima. Pri višim



nivoima opterećenja, najveći su ugibi u gredi G1-A-15 (EA=14182 kN), a najmanji kod grede G1-A-25 (EA=15390 kN). Pored toga što je greda G1-A-0 imala značajno manju krutost armature u polju (EA=10734 kN) u odnosu na gredu G1-A-15, imala je i manji ugib. Ovo je posljedica značajne negativne preraspodjele momenata iz polja u zonu srednjeg oslonca grede (vidjeti tačku 4.7.4.), odnosno značajno manje vrijednosti momenta u polju grede G1-A-0. Može se, dakle, zaključiti da krutost armature u polju nije od presudnog značaja za veličinu ugiba u sredini grede, već i odnos krutosti zategnute armature u gornjoj zoni iznad oslonca i u donjoj zoni u polju. Na slici 4.39 prikazan je dijagram ugiba duž raspona za karakteristične nivoe opterećenja za grede Serije 2. 160 140 120 Sila P (kN) 100 G1-A-0 (PI) 80 G1-A-0 (Pd) G1-A-15 (PI) 60 G1-A-15 (Pd) 40 G1-A-25 (PI) G1-A-25 (Pd) 20 0 0 5 10 15 20 25 30 35 40 Ugib u sredini polja (mm) 140 120 100 Sila P (kN) 80 60 G1-A-0 G1-A-15 40 G1-A-25 20 0 0 5 10 15 20 25 30 35 Ugib u sredini polja - prosjek (mm) 60 50 Sila P (kN) 40 30 G1-A-0 20 G1-A-15 G1-A-25 10 0 0 1 2 3 4 5 6 7 8 Ugib u sredini polja - prosjek (mm) Slika 4.38 – Zavisnost ugib–opterećenje za grede Serije 4 Raspon(cm) 0 46.25 92.5 138.75 185 231.25 277.5 323.75 370 0 0.5 Ugib (mm) 1 1.5 G1-A-0 G1-A-15 2 G1-A-25 P=30 kN 2.5 Raspon(cm) 0 46.25 92.5 138.75 185 231.25 277.5 323.75 370 0 2 Ugib (mm) 4 6 8 10 G1-A-0 G1-A-15 G1-A-25 P=60 kN Raspon(cm) 0 46.25 92.5 138.75 185 231.25 277.5 323.75 370 0 5 10 Ugib (mm) 15 20 25 G1-A-0 G1-A-15 G1-A-25 30 P=125 kN 35 Slika 4.39 – Dijagram ugiba za različite nivoe opterećenja za grede Serije 4 4.5.5. Komparativna analiza rezultata Na slici 4.40 prikazani su dijagrami zavisnosti između prosječnih ugiba za oba raspona i opterećenja za grede Serije 1, Serije 2 i Serije 3. Na osnovu dijagrama se vidi da, sa povećanjem procenta armiranja greda, raste krutost presjeka, što generiše niže vrijednosti ugiba za identičan nivo sile. Takođe, grede sa nižim procentom armiranja bilježe značajno veći skok povećanja ugiba neposredno nakon pojave prslina. 140 120 100 S-A-15 Sila P (kN) 80

G-A-0 G-A- 15 G- A-25 60 G- B -0 G- B-15 40 G-

56

B-25 G-C-0 20 G-C-15 0 0 5 10 15 20 25 30 35 Ugib u sredini polja (mm) Slika 4.40 – Zavisnost ugib–opterećenje za grede Serije 1, Serije 2 i Serije 3 Na slici 4.41 prikazani su dijagrami zavisnosti između prosječnih ugiba za oba raspona i opterećenja za grede Serije 1 i Serije 4. Grede Serije 1 bilježe veći skok povećanja ugiba neposredno nakon pojave prslina, u odnosu na grede Serije 4. Primjećuje se da su vrijednosti ugiba tokom procesa opterećivanja neznatno veće kod greda Serije 1, pa se može izvesti zaključak da prisutno proklizavanje armature kod ovih greda nije značajno uticalo na ugib kontinualnih greda sa GFRP armaturom. Uticaj proklizavanja armature je, možda, izražen pri nižim nivoima opterećenja, nakon pojave prvih prslina, gdje se vidi da su ugibi greda Serije 1 veći u odnosu na ugibe greda Serije 4. 160 140 120 Sila P (kN) 100 S-A-15 80 G-A-0 G-A-15 60 G-A-25 G1-A-0 40 G1-A-15 20 G1-A-25 0 0 5 10 15 20 25 30 35 Ugib u sredini polja (mm) Slika 4.41 – Zavisnost ugib–opterećenje za grede Serije 1 i Serije 4 4.6. MOMENTI SAVIJANJA 4.6.1. Grede Serije 1 Mjerenje reakcija krajnjih oslonaca poslužilo je za određivanje statičkih uticaja, najvažnije momenata savijanja duž kontinualne grede, na osnovu kojih je analiziran i proces preraspodjele uticaja. Na slici 4.42 prikazani su momenti savijanja u polju i iznad oslonca u zavisnosti od opterećenja, za grede Serije 1. Na dijagramu su date i vrijednosti momenata savijanja koje odgovaraju elastičnoj analizi kako bi se lakše pratio proces preraspodjele momenata u kritičnim presjecima. Kod grede G-A-0, sa armaturom koja je projektovana na osnovu elastične analize, primjećuje se negativna preraspodjela uticaja, odnosno, tokom procesa opterećivanja, momenti u polju su manji od onih dobijenih elastičnom analizom, sa tendencijom približavanja pri opterećenju bliskom lomu. Suprotno, momenti savijanja iznad oslonca veći su od onih koji odgovaraju elastičnoj analizi, dok, pri lomu, dolazi do njihovog izjednačavanja. Dakle,

pri lomu su momenti savijanja u potpunosti odgovarali projektovanim. Kod greda G-A-15 i G-A-25, koje su projektovane da ostvare preraspodjelu momenata iz oslonaca u polje od 15%, odnosno 25%, dolazi do značajne preraspodjele momenata savijanja, već nakon pojave prvih prslina, što se jasno manifestuje u skokovima na dijagramima momenata savijanja. Naime, do značajne promjene krutosti presjeka u polju i iznad oslonca, u odnosu na bruto betonske presjeke, dolazi već nakon pojave prvih prslina (znatna širina i visina prslina), što, i pri nižim nivoima opterećenja, ističe GFRP armaturu kao osnovni faktor od koje zavisi krutost presjeka duž grede. Dakle, od aranžmana armature duž isprskale grede, odnosno odnosa krutosti GFRP armature u polju i iznad srednjeg oslonca, uveliko zavise i uticaji duž grede. Kako grede G-A-15 i G-A-25 imaju veću količinu armature u polju nego iznad oslonca, krutost greda veća je u polju, pa su i momenti savijanja veći u polju, čime je ostvarena značajna preraspodjela momenata iz oslonca u polje kontinualnih greda. Kod grede G-A-0, krutost armature veća je iznad oslonca, pa su stoga momenti savijanja iznad oslonca veći od onih koji odgovaraju elastičnoj analizi. Skok u vrijednostima momenata kod greda G-A-15 i G-A-25, pri gotovo istoj sili od oko 40 kN, karakterističan je, i ima istu analogiju kao i skokovi momenata savijanja nakon pojave prvih prslina. Ovakav skok na dijagramima javlja se isključivo zbog istovremene pojave više prslina u oba polja i iznad oslonca, što momentalno dovodi do značajne promjene krutosti između kritičnih presjeka, u odnosu na prethodno stanje, i, samim tim, do promjene uticaja duž grede. Poređenje momenata savijanja iznad oslonca za grede Serije 1 u zavisnosti od opterećenja prikazano je na slici 4.43. Evidentno je da su, pri istom nivou opterećenja, momenti savijanja iznad oslonca najveći kod grede G-A-0, a najmanji kod grede G-A-25, što u potpunosti odgovara usvojenoj armaturi duž greda. Jedino, pri lomu, kod grede G-A-15, javlja se smanjenje momenta iznad oslonca za povećanje opterećenja, što daje znatno povećanje preraspodjele uticaja. Kod grede S-A-15 sa čeličnom armaturom očekivala se preraspodjela momenata nakon tečenja armature iznad oslonca, s obzirom na to da je greda projektovana da ostvari preraspodjelu momenata od 15%. Međutim, na osnovu dijagrama, na slici 4.43 vidi se da, nakon pojave prslina, prirast momenta iznad oslonca veći je nego prirast momenta u polju. Treba uočiti i da su momenti savijanja iznad oslonca manji kod grede G-A-15 nego kod grede S-A-15 sa čeličnom armaturom. Više o razlozima ovakvog ponašanja greda S-A-15 i G-A-15 biće navedeno u tački 4.7., koja detaljnije opisuje preraspodjelu uticaja kod kontinualnih greda. Na slici 4.44 prikazani su dijagrami stvarnih i momenata savijanja sračunatih na osnovu elastične analize, pri lomu, na osnovu izmjerene eksperimentalne sile loma. Poređenjem stvarnih i momenata savijanja dobijenih elastičnom analizom, dobija se bliži uvid u ostvareni stepen preraspodjele uticaja pri lomu.

Grede Serije 1	140	120	100	Sila P (kN)	80	60	40	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-15	120	100	Sila P (kN)	80	60	40	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	80	60	Moment u polju	Moment iznad oslonca	20	
Moment u polju (elas. an.)	0	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Moment (kNm)	140	G-A-25	120	100	Sila P (kN)	8					

pri lomu, za povećanje opterećenja. Ovim je obezbijeđena i nešto veća nosivost grede G-B-15 u odnosu na gredu G-B-0. Kod grede G-B-25, primjetan je skok u vrijednostima momenata pri sili od 35 kN, koji se, kao i kod grede G-A-25, dešava zbog istovremene pojave prslina u sva tri kritična presjeka, što dovodi do značajne preraspodjele momenata savijanja. Na slici 4.46 prikazani su uporedni dijagrami momenata savijanja iznad oslonca za grede Serije 2, u zavisnosti od opterećenja. Jasno je izražena razlika u vrijednostima momenata za iste nivoe opterećenja, posebno pri višim nivoima, odnosno momenti savijanja u potpunosti odgovaraju usvojenoj armaturi duž grede. Takođe, na slici 4.47 prikazani su dijagrami stvarnih i momenata savijanja sračunatih na osnovu elastične analize, pri lomu, na osnovu izmjerene eksperimentalne sile loma. 100 G-B-0 80 Sila P (kN) 60 40 Moment u polju 20 Moment iznad oslonca Moment u polju (elas. an.) Moment iznad oslonca (elas. an.) 0 0 5 10 15 20 25 30 35 40 Moment (kNm) 100 G-B-15 80 Sila P (kN) 60 40 Moment u polju 20 Moment iznad oslonca Moment u polju (elas. an.) Moment iznad oslonca (elas. an.) 0 0 5 10 15 20 25 30 35 Moment (kNm) 100 G-B-25 80 Sila P (kN) 60 40 Moment u polju 20 Moment iznad oslonca Moment u polju (elas. an.) Moment iznad oslonca (elas. an.) 0 0 5 10 15 20 25 30 35 Moment (kNm) Slika 4.45 – Razvoj momenata sa opterećenjem za grede Serije 2 100 80 Sila P (kN) 60 40 G-B-0 G-B-15 G-B-25 Elastična analiza 20 0 0 5 10 15 20 25 30 35 40 Moment iznad oslonca (kNm) Slika 4.46 – Razvoj momenata iznad oslonca za grede Serije 2 Slika 4.47 – Stvarni i momenti dobijeni elastičnom analizom pri lomu za grede Serije 2 4.6.3. Grede Serije 3 Kod grede Serije 3 (slika 4.48), usljed niskih procenata armiranja, neposredno nakon pojave prvih prslina, u polju i iznad oslonca, dolazi do naglih skokova u vrijednostima momenata savijanja u polju i iznad oslonca, i to mnogo izraženijih nego kod grede prethodnih serija. Stanje momenata nakon pojave prvih prslina ne odgovara usvojenoj armaturi duž kontinualne grede, tj. odnosu krutosti armatura u kritičnim presjecima. Razlog što uticaj odnosa krutosti podužne zategnute GFRP armature u kritičnim presjecima vjerovatno nije presudan na vrijednosti momenata savijanja u polju i iznad oslonca, neposredno nakon pojave prslina, jeste upravo nizak procenat armiranja kontinualnih greda, odnosno mala krutost podužne zategnute GFRP armature. Međutim, na osnovu dijagrama na slici 4.48 jasno se primjećuje da, nakon pojave prvih prslina, pri daljem opterećivanju grede, momenti savijanja imaju tendenciju razvoja, u skladu sa usvojenom armaturom u kritičnim presjecima pri lomu, odnosno približavanju momentima koji odgovaraju projektovanim vrijednostima. Ipak, pri lomu, momenti savijanja ne odgovaraju projektovanim, ni kod grede G-C-0, ni kod grede G-C-15. Na slici 4.49 prikazani su dijagrami stvarnih i momenata savijanja sračunatih na osnovu elastične analize pri lomu, na osnovu izmjerene eksperimentalne sile loma. 50 G-C-0 40 Sila P (kN) 30 20 Moment u polju 10 Moment iznad oslonca Moment u polju (elas. an.) Moment iznad oslonca (elas. an.) 0 0 2 4 6 8 10 12 14 16 Moment (kNm) 50 G-C-15 40 Sila P (kN) 30 20 Moment u polju Moment iznad oslonca 10 Moment u polju (elas. an.) Moment iznad oslonca (elas. an.) 0 0 2 4 6 8 10 12 14 16 Moment (kNm) Slika 4.48 – Razvoj momenata u polju i iznad oslonca za grede Serije 3 Slika 4.49 – Stvarni i momenti dobijeni elastičnom analizom pri lomu za grede Serije 3 4.6.4. Grede Serije 4 Na slici 4.50 prikazani su momenti savijanja u polju i iznad oslonca, kao i momenti dobijeni elastičnom analizom, u zavisnosti od opterećenja, za grede Serije 4. Evidentirani su potpuno različiti dijagrami momenata u polju i iznad oslonca za svaku gredu pojedinačno, ekvivalentno usvojenoj armaturi duž grede. Kod grede G1-A-0, pri početnim nivoima opterećenja, primjetno je povećanje momenata u polju u odnosu na moment iznad oslonca. Nakon formiranja prvih prslina duž grede dolazi do promjene rasta momenata, odnosno do znatnog povećanja oslonačkog momenta u odnosu na moment dobijen elastičnom analizom. Ovakav rast momenata zadržan je do loma grede. Kod grede G1-A-15 i G1-A-25, sa usvojenom većom količinom armature u polju grede u odnosu na oslonac, evidentno je odstupanje momenata u odnosu na elastičnu analizu, odmah nakon pojave prslina. Kod grede G1-A-25, prisutno je znatno smanjenje oslonačkog momenta pri lomu i, samim tim, povećanje momenata u polju grede, čime je obezbijeđena veća nosivost u odnosu na ostale grede Serije 4.

Na slici 4.51 prikazani su uporedni dijagrami momenata savijanja iznad oslonca za grede Serije 4, u zavisnosti od opterećenja, dok su na slici 4.52 prikazani dijagrami stvarnih i momenata savijanja sračunatih na osnovu elastične analize pri lomu, na osnovu izmjerene eksperimentalne sile loma. 140 G1-A-0 120 100 Sila P (kN) 80 60 40 Moment u polju Moment iznad oslonca 20 Moment u polju (elas. an.) Moment iznad oslonca (elas. an.) 0 0 10 20 30 40 50 60 Moment (kNm) 140 120 G1-A-15 100 Sila P (kN) 80 60 40 20 0 Moment u polju Moment iznad oslonca Moment u polju (elas. an.) Moment iznad oslonca (elas. an.) 0 5 10 15 20 25 30 Moment (kNm) 35 40 45 50 140 G1-A-25 120 100 Sila P (kN) 80 60 40 Moment u polju Moment iznad oslonca 20 Moment u polju (elas. an.) Moment iznad oslonca (elas. an.) 0 0 10 20 30 40 50 60 Moment (kNm) Slika 4.50 – Razvoj momenata sa opterećenjem za grede Serije 4 140 120 100 Sila P (kN) 80 60 G1-A-0 40 G1-A-15 G1-A-25 Elastična analiza 20 0 0 10 20 30 40 50 60 Moment iznad oslonca (kNm) Slika 4.51 – Razvoj momenata iznad oslonaca za grede Serije 4 Slika 4.52 – Stvarni i momenti dobijeni elastičnom analizom pri lomu za grede Serije 4 4.7. PRERASPODJELA UTICAJA Preraspodjela momenata se dobija poređenjem stvarnih i momenata savijanja dobijenih elastičnom analizom. Radi jednostavnijeg praćenja rezultata u tabeli 4.2 date su sile loma, momenti savijanja pri lomu i momenti savijanja dobijeni elastičnom analizom, kao i stepen ostvarene preraspodjele momenata pri lomu za sve serije greda, dobijen preko izraza (2.72) i prikazan u tački 2.4.2. ove disertacije.

Tabela 4.2 Momenti pri lomu eksperimentalnih modela, momenti dobijeni elastičnom analizom i ostvareni stepen preraspodjele momenata Greda Sila loma (kN) Oslonac Momenti savijanja pri lomu (kNm) Polje Pl Polje Pd Oslonac Momenti savijanja dobijeni elastičnom analizom (kNm) Polje Ostvareni stepen preraspodjele pri lomu (%) G-A-15-P 115.9 33.1 38.1 36.0 40.2 33.5 17.7 S-A-15 134.3 45.1 39.2 39.9 46.6 38.8 3.1 G-A-0 115.6 40.3 32.7 33.9 40.1 33.4 -0.5 G-A-15 115.2 29.2 38.8 38.5 40.0 33.3 26.9 G-A-25 119.6 33.8 38.2 38.7 41.5 34.6 18.5 G-B-0 90.3 33.9 24.8 24.9 31.3 26.1 -8.2 G-B-15 95.2 23.0 32.7 32.4 33.0 27.5 30.5 G-B-25 87.5 20.5 30.7 29.7 30.4 25.3 32.4 G-C-0 41.1 12.8 12.5 12.7 14.3 11.9 9.9 G-C-15 41.3 14.0 11.9 12.3 14.3 11.9 2.4 G1-A-0 125.2 50.6 31.2 34.0 43.4 36.2 -16.4 G1-A-15 124.9 35.3 41.9 38.3 43.3 36.1 18.5 G1-A-25 137.8 35.0 46.8 45.7 47.8 39.8 26.7 4.7.1. Grede Serije 1 Radi boljeg razumijevanja problema preraspodjele uticaja, na slici 4.53, prikazana je zavisnost procenta ostvarene preraspodjele momenata iznad oslonca i opterećenja za grede Serije 1, gdje se mogu sagledati njihove vrijednosti pri istom nivou sile. Evidentni su skokovi, na dijagramima preraspodjele momenata pri nižim nivoima opterećenja kod svih greda, posebno pri pojavi prvih prslina, u polju i iznad oslonca. Najveće vrijednosti preraspodjele oslonačkog momenta nisu pri lomu, već, vrlo često, nakon pojave prvih prslina, što se može objasniti naglom promjenom krutosti kritičnih presjeka – iz neisprskalog u isprskali presjek, što je objašnjeno u prethodnom dijelu ovog poglavlja. Nakon stabilizacije slike prslina, pri višim nivoima opterećenja, skokovi u dijagramima preraspodjele momenata su sve manje izraženi. Kod grede G-A-0, primjećuje se negativna preraspodjela momenata sa najvećim vrijednostima nakon pojave prvih prslina od 23%. Pri lomu, ova vrijednost je znatno smanjena i iznosila je 0.5%, što u potpunosti odgovara projektovanoj vrijednosti. Negativnu preraspodjelu momenata je uzrokovao odnos krutosti zategnute GFRP armature iznad srednjeg oslonca i armature u polju, što je detaljnije objašnjeno u tački 4.6., koji je iznosio 1.5. Greda G-A-15 projektovana je da ostvari preraspodjelu od 15%, i imala je odnos krutosti zategnute armature u polju i iznad oslonca 1.38. Karakterisali su je veliki skokovi u dijagramu preraspodjele momenata pri pojavi prvih prslina, koji su se u procesu daljeg opterećivanja stabilizovali. Pri lomu je preraspodjela oslonačkog momenta znato povećana, vjerovatno zbog razvoja pune nelinearnosti pritisnutog betona, i iznosila je 27%, što je znatno više od projektovane vrijednosti. Kod grede G-A-25, pri lomu je ostvarena preraspodjela od 18.5%, uz značajne varijacije pri nižim nivoima opterećenja. Za razliku od grede G-A-15, greda G-A-25 nije ostvarila povećanje preraspodjele pri lomu, već i određeno smanjenje za opterećenja veća od 80% od sile loma, iako je odnos krutosti armature u kritičnim presjecima iznosio 1.69. U većem dijelu tokom procesa

opterećivanja, greda G-A-25 je imala preraspodjelu momenata veću od 20%, što se jasno vidi na dijagramu. Skokovi u vrijednostima preraspodjele momenata kod greda G-A-15 i G-A-25, pri sili od oko 40 kN, posljedica su promjene krutosti kritičnih presjeka, prilikom pojave prslina u njima. Iako je greda S-A-15 sa čeličnom armaturom projektovana da ostvari preraspodjelu od 15%, pri lomu je ona iznosila svega 3%. Razlog treba tražiti u tome što je, odmah nakon tečenja armature iznad oslonca, došlo do tečenja armature u polju, a znatno veće izmjerene dilatacije iznad oslonca od onih u polju dovele su, najvjerovatnije, do ojačanja armature iznad oslonca, što je omogućilo prihvatanje dodatnog momenta. Iz tog razloga, ostvarena je preraspodjela od svega 3% pri lomu, što ne odgovara projektovanoj preraspodjeli od 15%.

Takođe, na osnovu dijagrama na slici 4.53, uočljivo je da, kako za opterećenja pri lomu, tako i za eksploataciona opterećenja, preraspodjela momenata kod grede S-A-15 jeste gotovo uvijek manja od preraspodjele kod grede G-A-15. Isto tako, primjetno je da skokovi u vrijednostima preraspodjele momenata nisu izraženi u mjeri kao kod grede G-A-15. Na ove činjenice je, prije svega, uticala značajna razlika u krutosti između kritičnih presjeka grede G-A-15, nego što je to slučaj kod grede S-A-15. Ovo je posljedica znatno nižeg modula elastičnosti GFRP armature u odnosu na čeličnu, koji obezbjeđuje i znatno šire prsline kod greda sa GFRP armaturom, pa, samim tim, i dominantniji uticaj armature na krutost presjeka duž kontinualne grede. Kako je uticaj armature na krutost presjeka dominantan, to će i odnos krutosti između kritičnih presjeka uglavnom zavisi od proizvoda količine i modula elastičnosti armature, što će, u konačnom, dati da taj odnos bude veći nego u slučaju da armatura nije toliko dominantna na krutost presjeka. Na ovome se bazira i definicija elastične preraspodjele uticaja, što je navedeno u drugom poglavlju ove disertacije. Na osnovu rezultata dobijenih eksperimentom i prikazanih na slici 4.53, može se zaključiti da je elastična preraspodjela uticaja izraženija kod greda sa GFRP armaturom nego kod greda sa čeličnom armaturom. Treba napomenuti da navedene razlike u ostvarenoj preraspodjeli uticaja, odnosno različiti aranžmani armature duž grede, gotovo da nisu uticale na dostignutu nosivost greda. Štaviše, greda G-A-25 koja je projektovana da ostvari preraspodjelu momenata od 25% dostigla je najveću nosivost od svih greda Serije 1.

Sila P (kN)	80 S-A-15	60 G-A-0	G-A-15	G-A-25	40	20	0	-30	-20	-10	0	10	20	30
40	Preraspodjela momenata iznad oslonca (%)	Slika 4.53 – Preraspodjela momenata u zavisnosti od opterećenja za grede Serije 1												

4.7.2. Grede Serije 2 Problem preraspodjele uticaja može se bliže sagledati na slici 4.54, na kojoj je prikazano poređenje zavisnosti stepena preraspodjele momenata iznad oslonca i opterećenja za grede Serije 2. I ovdje su primjetni skokovi, tj. promjene rasta, na dijagramima preraspodjele momenata pri pojavi prvih prslina u kritičnim presjecima. Greda G-B-0, pri lomu, ostvarila je povećanje oslonačkog momenta od 8%, dakle, dogodila se negativna preraspodjela uticaja. Međutim, u početnim nivoima opterećivanja, evidentirane su velike varijacije u vrijednostima preraspodjele uticaja. Na osnovu dijagrama na slici 4.54, vidi se da, pri nižim nivoima opterećenja, dolazi do pozitivne preraspodjele uticaja, odmah nakon pojave prve prsline iznad oslonca. Međutim, nakon formiranja prvih prslina u oba polja i iznad oslonca, stanje je stabilizovano i vrijednosti momenata su odgovarale odnosu krutosti armature iznad oslonca i u polju, koji je iznosio 1.83. Ovako visok odnos krutosti armature direktan je uzrok kasnije ostvarene negativne preraspodjele momenata, tokom procesa opterećivanja sve do loma. Grede G-B-15 i G-B-25 ostvarile su visok stepen preraspodjele pri lomu od 30.6%, odnosno 32.5%, sa odnosom krutosti armatura između kritičnih presjeka od 1.23, odnosno 1.59, respektivno. Tokom kompletnog procesa opterećivanja grede su imale pozitivnu preraspodjelu, što je posljedica činjenice da su se prve prsline u svim kritičnim presjecima pojavile, pri gotovo identičnoj sili, kod obje grede. Samim tim, grede su se praktično „namjestile” u smislu usvojene armature, odnosno, krutost armature tada dolazi u velikoj mjeri do izražaja, kao udio u krutosti kritičnih presjeka. Pri lomu je, kod grede G-B-15, preraspodjela oslonačkog momenta znatno povećana, vjerovatno zbog razvoja pune nelinearnosti pritisnutog betona, i dostigla navedenih 30.6%, što je znatno više od projektovane vrijednosti. Skok u vrijednostima preraspodjele momenata kod grede G-B-25, pri sili

od oko 35 kN, na dijagramu na slici 4.54 jasno je izražen, i direktna je posljedica pojave prslina u svim kritičnim presjecima, kako je prethodno navedeno. Kao i kod greda Serije 1, i kod greda Serije 2, primjetno je da velika razlika u ostvarenoj preraspodjeli momenata nije imala značajniji efekat na dostignutu nosivost greda. Najveću nosivost dostigla je greda G-B-15 od 95 kN, a najmanju greda G-B-25 od 88 kN. 100 80 Sila P (kN) 60 40 G-B-0 G-B-15 G-B-25 20 0 -20 -10 0 10 20 30 40 Preraspodjela momenata iznad oslonca (%) Slika 4.54 – Preraspodjela momenata u zavisnosti od opterećenja za grede Serije 2 4.7.3. Grede Serije 3 Na slici 4.55 prikazana je zavisnost stepena preraspodjele momenata iznad oslonca i opterećenja za grede Serije 3. Promjene na dijagramima preraspodjele momenata, pri pojavi prvih prslina u kritičnim presjecima, posebno su izražene kod grede G-C-15. Pojava prvih prslina dogodila se pri silama od 7 kN, 8 kN i 9 kN. Pri svakoj od navedenih vrijednosti sila, primjećuju se drastični skokovi u dijagramu preraspodjele oslonačkog momenta. Svaki skok odgovara promjeni krutosti presjeka usljed pojave prve prsline u njemu. Pri pojavi prsline u polju, raste moment iznad oslonca, odnosno pri pojavi prsline iznad oslonca, raste moment u polju, što se odražava na dijagramu preraspodjele oslonačkog momenta. Za gredu G-C-0, karakterističan je jedan skok u dijagramu preraspodjele momenata, upravo zbog gotovo istovremene pojave prvih prslina u sva tri kritična presjeka, pri sili od 13 kN. Nakon formiranja prvih prslina u kritičnim presjecima dolazi do izražaja odnos krutosti podužnih zategnutih armatura, koji za gredu G-C-0 iznosi 1.13, na strani oslonca, a za gredu G-C-15 1.06, na strani polja, nakon čega se, u procesu opterećivanja, ne bilježe izraženi skokovi u dijagramima preraspodjele momenata. Očigledno je da, pri lomu, vrijednosti preraspodjele oslonačkih momenata ne odgovaraju projektovanim, ni kod grede G-C-0, ni kod grede G-C-15. Razlozi ovakvog ponašanja greda detaljnije su pojašnjeni u prethodnom dijelu ovog poglavlja. Greda G-C-0 je ostvarila preraspodjelu od 10% za projektovanih 0%, a greda G-C-15, 2.6%, za projektovanih 15%. Sigurno je da je ovoj situaciji pri lomu uveliko doprinijelo stanje neposredno nakon pojave prvih prslina, koje, u tom trenutku, nije odgovaralo krutosti usvojene armature u kritičnim presjecima. Neposredno nakon pojave prvih prslina, greda G-C-0 je ostvarila preraspodjelu od 45%, a greda G-C-15 negativnu preraspodjelu od 56%. Nakon toga, pri daljem opterećivanju greda, dolazi do izražaja usvojena armatura, koja obezbjeđuje približavanje projektovanim vrijednostima preraspodjele momenata. I kod greda Serija 3, ostvarena preraspodjela uticaja nije imala efekat na dostignutu nosivost greda. Grede G-C-0 i G-C-15 su dostigle gotovo identičnu nosivost od 41 kN. 50 40 Sila P (kN) 30 G-C-0 20 G-C-15 10 0 -60 -40 -20 0 20 40 60 Preraspodjela momenata iznad oslonca (%) Slika 4.55 – Preraspodjela momenata u zavisnosti od opterećenja za grede Serije 3 4.7.4. Grede Serije 4 Na slici 4.56 prikazana je zavisnost stepena preraspodjele momenata iznad oslonca i opterećenja za grede Serije 4. Skokovi, odnosno nagle promjene rasta na dijagramima preraspodjele momenata, nisu izraženi kao kod greda prethodnih serija, pri pojavi prslina u polju i iznad oslonca. Osnovni razlog za ovakvu pojavu vjerovatno je mnogo bolje prijanjanje rebraste GFRP armature sa epoksidom sa betonom, u odnosu na umotanu GFRP armaturu sa poliesterom. Kod grede G1-A-0, koja je projektovana na osnovu uticaja koji su dobijeni elastičnom analizom, pri početnim nivoima opterećenja zabilježena je pozitivna preraspodjela momenata. Nakon pojave prvih prslina duž grede, dolazi do promjene rastapreraspodjele momenata, odnosno do značajnog povećanja oslonačkog momenta u odnosu na moment dobijen elastičnom analizom. Ovakva pojava rasta momenta zadržana je do loma grede. Dakle, ostvarena je značajna negativna preraspodjela momenata od 16.4%, na šta je uveliko uticao odnos krutosti armatura iznad oslonca i u polju, koji je iznosio 1.65. Grede G1-A-15 i G1-A-25, koje su projektovane za preraspodjelu uticaja, iz oslonca u polje, od 15%, odnosno 25%, ostvarile su veći stepen preraspodjele pri lomu od 18.5%, odnosno 26.7%, sa odnosom krutosti armatura između kritičnih presjeka od 1.14, odnosno 1.98, respektivno. Tokom kompletnog procesa opterećivanja grede su imale pozitivnu preraspodjelu, što je posljedica „namještanja” greda u smislu usvojene armature, odnosno krutosti armature, koja u isprskalom presjeku dolazi u velikoj mjeri do izražaja, kao udio u krutosti kritičnih presjeka. Kod greda

G1-A-15 i G1-A-25 se primjećuje povećanje preraspodjele momenata pri lomu, vjerovatno, kako je već navedeno, kao posljedica razvoja pune nelinearnosti pritisnutog betona. 140 120 100 G1-A-0 G1-A-15 Sila P (kN) 80 G1-A-25 60 40 20 0 -20 -15 -10 -5 0 5 10 15 20 25 30 Preraspodjela momenata iznad oslonca (%) Slika 4.56 – Preraspodjela momenata u zavisnosti od opterećenja za grede Serije 4 4.8. DILATACIJE U ARMATURI I BETONU 4.8.1. Grede Serije 1 Kako je već opisano u prethodnom poglavlju, duž greda postavljene su mjerne trake radi mjerenja dilatacija u zategnutoj i pritisnutoj armaturi, kao i u pritisnutom betonu. Na slici 4.57 prikazan je razvoj izmjerenih dilatacija u zategnutoj armaturi i pritisnutom betonu u oba polja i iznad oslonca u zavisnosti od opterećenja, za grede Serije 1. Primjetan je karakterističan skok u vrijednostima dilatacija u zategnutoj armaturi nakon pojave prvih prslina u svim kritičnim presjecima. Posljedično, evidentan je i skok dilatacija u pritisnutom betonu, pri pojavi prvih prslina, odnosno pri istom nivou sile kao i u armaturi, u istom presjeku. Primjećuje se da se dilatacije u polju greda za dva raspona razlikuju, ali imaju isti rast, što odgovara reakcijama, odnosno vrijednostima momenata savijanja dobijenih na osnovu izmjerenih reakcija u oba polja. Greda G-A-0 ima veće dilatacije u zategnutoj armaturi u polju, nego iznad oslonca, za opterećenje od pojave prvih prslina do loma. Kod greda G-A-15 i G-A-25 situacija je obrnuta, veće su dilatacije iznad oslonca od onih u polju. Na osnovu dijagrama na slici 4.57 se vidi, da je, gotovo kod svih greda Serije 1 sa GFRP armaturom, došlo do pada rasta dilatacija u zategnutoj armaturi iznad oslonca, pri višim nivoima opterećenja. Ova pojava je najizraženija, i najranije se dogodila, kod grede G-A-15, pri sili od 70 kN, što je uzrokovalo da dilatacije u armaturi iznad oslonca u daljem procesu opterećivanja budu manje od dilatacija u polju. Na osnovu dijagrama na slici 4.57 može se primijetiti da nije dostignuta maksimalna dilatacija u zategnutoj armaturi ni u jednom presjeku ni za jednu gredu Serije 1. Ovo, naravno, odgovara činjenici da su grede projektovane za lom po betonu. Na osnovu dijagrama na slici 4.57 primjećuje se da su u pojedinim kritičnim presjecima u polju i iznad oslonca dostignute, pa i premašene vrijednosti dilatacija u pritisnutom betonu od 3.0 ‰, koje su američkim propisima definisane kao granične. Kod pojedinih greda, u polju i iznad oslonca, izmjerene su nešto niže dilatacije u pritisnutom betonu od graničnih, jer se pri višim nivoima opterećenja, većim od 70% sile loma, dilatacije smanjuju, što se može pripisati pojavi dijagonalnih prslina u neposrednoj blizini lokacije mjerne trake. 140 G-A-0 120 100 Sila P (kN) 80 60 Armatura-polje (PI) Armatura-polje (Pd) Armatura-oslonac 40 Beton-polje (PI) Beton-polje (Pd) 20 Beton-oslonac 0 -4 -2 0 140 120 2 4 6 8 10 12 14 Dilatacija (‰) G-A-15 100 Sila P (kN) 80 Armatura-polje (PI) 60 Armatura-polje (Pd) Armatura-oslonac 40 Beton-polje (PI) Beton-polje (Pd) 20 Beton-oslonac -4 -2 140 120 0 0 2 4 6 8 10 Dilatacija (‰) G-A-25 100 Sila P (kN) 80 60 Armatura-polje (PI) Armatura-polje (Pd) Armatura-oslonac 40 Beton-polje (PI) Beton-polje (Pd) 20 Beton-oslonac 0 -4 -2 0 2 4 6 8 10 12 Dilatacija (‰) Slika 4.57 – Razvoj dilatacija u armaturi i betonu za grede Serije 1 Na slikama 4.58 i 4.59 dato je poređenje dilatacija u zategnutoj armaturi i pritisnutom betonu u zavisnosti od opterećenja za grede Serije 1. Za nivoe opterećenja, nakon pojave prvih prslina, dilatacije u armaturi, u polju i iznad oslonca, veće su kod greda sa GFRP armaturom, nego kod grede S-A-15 sa čeličnom armaturom. Ovo je posljedica niže krutosti, odnosno nižeg modula elastičnosti GFRP armature. Međutim, pri višim nivoima opterećenja, nakon tečenja čelične armature, dilatacije kod grede S-A-15 znatno se povećavaju i premašuju vrijednosti dilatacija u gredama sa GFRP armaturom za opterećenja bliska lomu. Upoređujući dilatacije u armaturi greda sa GFRP armaturom, primjetno je da su u polju one najveće kod grede G-A-0, kao posljedica najmanje krutosti ove armature, dok su iznad oslonca najveće kod grede G-A-25, posebno pri višim nivoima opterećenja. 140 120 100 Sila P (kN) 80 60 S-A-15 G-A-0 40 G-A-15 G-A-25 20 0 -4 -2 0 2 4 6 8 10 12 14 16 18 20 Dilatacija u polju - prosjek (‰) Slika 4.58 – Razvoj dilatacija u zategnutoj armaturi i pritisnutom betonu u polju za grede Serije 1 140 120 100 Sila P (kN) 80 60 S-A-15 G-A-0 40 G-A-15 G-A-25 20 0 -4 -2 0 2 4 6 8 10 12 14 16 18 20 Dilatacija iznad oslonca (‰) Slika 4.59 – Razvoj dilatacija u zategnutoj armaturi i pritisnutom betonu iznad oslonca za grede Serije 1 4.8.2. Grede Serije 2 Na slici 4.60

prikazan je razvoj izmjerenih dilatacija u zategnutoj armaturi i pritisnutom betonu u oba polja i iznad oslonca u zavisnosti od opterećenja, za grede Serije 2. Kao i kod greda Serije 1, evidentan je skok u vrijednostima dilatacija u zategnutoj armaturi, takođe i u betonu, nakon pojave prvih prslina u kritičnim presjecima, s tim što je kod greda Serije 2 izraženiji. Greda G-B-0 ima veće dilatacije u armaturi u polju nego iznad oslonca, za opterećenje od pojave prvih prslina do loma. Može se primijetiti drastičan skok dilatacije u zategnutoj armaturi pri sili od 75 kN u polju, koji je direktno posljedica formiranja vertikalne prsline u tom trenutku. Evidentno da je, kod grede G-B-0, trend rasta dilatacija iznad oslonca zadržan i pri višim nivoima opterećenja bliskim lomu. Kod grede G-B-15 dilatacije su iznad oslonca i u polju dosta izjednačene tokom procesa opterećivanja, osim pri lomu, gdje su veće dilatacije u polju. Za gredu G-B-25 karakteristično je da su dilatacije iznad oslonca manje od izmjerenih u polju grede, bez obzira na manju količinu armature iznad oslonca. Ovo se može objasniti značajnim stepenom preraspodjele momenata u gredama G-B-15 i G-B-25, već pri nižim nivoima opterećenja čija je pojava zadržana sve do loma. Kao i kod greda Serije 1, u kritičnim presjecima nisu dostignute maksimalne dilatacije u zategnutoj armaturi.

100 G-B-0 80 Sila P (kN) 60 40 20 Armatura-polje (PI) Armatura-polje (Pd) Armatura-oslonac Beton-polje (PI) Beton-polje (Pd) Beton-oslonac 0 -4 -2 0 2 4 6 8 10 12 Dilatacija (%) 100 G-B-15 80 Sila P (kN) 60 40 20 Armatura-polje (PI) Armatura-polje (Pd) Armatura-oslonac Beton-polje (PI) Beton-polje (Pd) Beton-oslonac 0 -4 -2 0 2 4 6 8 10 12 14 Dilatacija (%) 100 G-B-25 80 Sila P (kN) 60 Armatura-polje (PI) 40 Armatura-polje (Pd) Armatura-oslonac Beton-polje (PI) 20 Beton-polje (Pd) Beton-oslonac 0 -4 -2 0 2 4 6 8 10 12 Dilatacija (%)

Slika 4.60 – Razvoj dilatacija u armaturi i betonu za grede Serije 2 Slično kao i kod greda Serije 1, u pojedinim kritičnim presjecima u polju i iznad oslonca dostignute su, pa i premašene vrijednosti dilatacija u pritisnutom betonu od 3.0 ‰. I kod greda Serije 2, pojava dijagonalnih prslina u neposrednoj blizini lokacije mjerne trake uzrokovala je da su u pojedinim kritičnim presjecima izmjerene niže dilatacije u pritisnutom betonu od graničnih, pri višim nivoima opterećenja. Kod grede G-B-0, dostignuta je granična dilatacija u pritisnutom betonu od 3.0% iznad oslonca, dok su u polju izmjerene niže dilatacije pri lomu. Na slikama 4.61 i 4.62 dato je poređenje dilatacija u zategnutoj armaturi i pritisnutom betonu u zavisnosti od opterećenja za grede Serije 2. Može se primijetiti ujednačen razvoj dilatacija u zategnutoj armaturi u polju svih greda Serije 2, od početka ispitivanja sve do loma, bez obzira na značajne razlike u krutosti usvojene armature greda. Kako je već navedeno, ovo se može objasniti ostvarenom preraspodjelom momenata, čime je dobijeno da su većoj količini, odnosno krutosti armature u polju grede, odgovarali veći momenti savijanja. Iz tog razloga, većoj količini armature nisu odgovarale niže dilatacije, i obrnuto. Greda G-B-0 ima najmanju krutost armature u polju, ali i najmanji moment savijanja, dok greda G-B-25 ima najveću krutost armature, ali i najveći moment savijanja u polju. Upoređujući dilatacije u zategnutoj armaturi iznad oslonca, primjetno je da su najveće kod grede G-B-15, a najmanje kod grede G-B-25.

100 80 Sila P (kN) 60 40 G-B-0 G-B-15 G-B-25 20 0 -4 -2 0 2 4 6 8 10 12 14 Dilatacija u polju - prosjek (%) Slika 4.61 – Razvoj dilatacija u zategnutoj armaturi i pritisnutom betonu u polju za grede Serije 2 100 80 Sila P (kN) 60 40 G-B-0 G-B-15 G-B-25 20 0 -4 -2 0 2 4 6 8 10 12 Dilatacija iznad oslonca (%) Slika 4.62 – Razvoj dilatacija u zategnutoj armaturi i pritisnutom betonu iznad oslonca za grede Serije 2

4.8.3. Grede Serije 3 Na slici 4.63 prikazan je razvoj dilatacija u zategnutoj armaturi i pritisnutom betonu u oba polja i iznad oslonca u zavisnosti od opterećenja, za grede Serije 3. Skok u dilatacijama u zategnutoj armaturi, nakon pojave prslina, drastičan je i u polju i iznad oslonca, i najviše izražen kod greda ove serije, prvenstveno zbog niskog procenta armiranja. Ovaj podatak, takođe, ukazuje na drastično smanjenje krutosti kritičnih presjeka, odmah nakon pojave prvih prslina. Greda G-C-0 ima manje vrijednosti dilatacija u polju, a veće iznad oslonca od grede G-C-15. Dakle, vrijednosti dilatacija ne odgovaraju u potpunosti usvojenoj armaturi u kritičnim presjecima, što je vjerovatno posljedica stanja nakon pojave prslina, o čemu je više riječi bilo u prethodnim tačkama ovog poglavlja. Grede G-C-0 i G-C-15 doživjele su lom po armaturi u polju, kako su i



projektovane. Međutim, što zbog otkazivanja pojedinih mjernih traka neposredno prije loma, što zbog prisutnog proklizavanja armature u odnosu na beton, izmjerene dilatacije u armaturi ne odgovaraju u potpunosti graničnim vrijednostima, određenim ispitivanjem do loma GFRP šipki. Dilatacije u pritisnutom betonu nisu ni blizu dostizanja granične vrijednost od 3.0‰, što je karakteristično za grede sa niskim procentom armiranja, i što upućuje na projektovani lom po armaturi. Kod greda ove serije nije zabilježeno smanjenje dilatacija u pritisnutom betonu pri višim nivoima opterećenja, što je vjerovatno posljedica odsustva pojave dijagonalnih prslina u neposrednoj blizini lokacije mjerne trake.

50 G-C-0 40 Sila P (kN) 30 Armatura-polje (PI) 20 Armatura-polje (Pd) Armatura-oslonac Beton-polje (PI) 10 Beton-polje (Pd) Beton-oslonac 0 -2 0 2 4 6 8 10 12 14 16 Dilatacija (%) 50 G-C-15 40 Sila P (kN) 30 Armatura-polje (PI) 20 Armatura-polje (Pd) Armatura-oslonac Beton-polje (PI) 10 Beton-polje (Pd) Beton-oslonac 0 -2 0 2 4 6 8 10 12 14 16 Dilatacija (%)

Slika 4.63 – Razvoj dilatacija u armaturi i betonu za grede Serije 3

4.8.4. Grede Serije 4 Na slici 4.64 prikazan je razvoj izmjerenih dilatacija u zategnutoj armaturi i pritisnutom betonu u oba polja i iznad oslonca u zavisnosti od opterećenja, za grede Serije 4. Skok u vrijednostima dilatacija u zategnutoj armaturi, nakon pojave prvih prslina, evidentan je u svim kritičnim presjecima, ali nije toliko izražen kao kod greda prve tri serije, što opet ukazuje na bolje uslove prijanjanja rebraste GFRP armature sa epoksidom sa betonom, u odnosu na GFRP armaturu sa poliestrom. Greda G1-A-0 ima veće dilatacije u zategnutoj armaturi u polju nego iznad oslonca za opterećenje od pojave prvih prslina do loma. Kod greda G-A-15 i G-A-25 situacija je obrnuta, veće su dilatacije iznad oslonca od onih u polju, što odgovara usvojenoj armaturi duž grede, s tim što je kod grede G-A-25 evidentna razlika u vrijednostima dilatacija u jednom i drugom polju. Maksimalne dilatacije u zategnutoj armaturi nisu dostigle granične vrijednosti, što, kao i kod greda Serije 1 i Serije 2, odgovara činjenici da su projektovane za lom po betonu. Najveća izmjerena dilatacija iznad oslonca bila je kod grede G1-A-25, i iznosila je 23 ‰, što je jako blizu graničnoj vrijednosti od 23.3 ‰. Na slikama 4.65 i 4.66 dato je poređenje dilatacija u zategnutoj armaturi i pritisnutom betonu u zavisnosti od opterećenja za grede Serije 4. Može se primijetiti dosta ujednačen razvoj dilatacija u zategnutoj armaturi u polju svih greda Serije 4, bez obzira na značajne razlike u količini, odnosno krutosti usvojene armature greda. Pri višim nivoima opterećenja, prije loma, dilatacije u polju grede G1-A-0 su za oko 10% veće nego kod grede G1-A-15, a prosječno 5% u odnosu na gredu G1-A-25. Pri lomu, dilatacije kod greda G1-A-0 i G1-A-15 praktično su identične, dok su najveće dilatacije kod grede G1-A-25, koja je dostigla najveći kapacitet nosivosti. Kako je već navedeno, ovo se može objasniti ostvarenom preraspodjelom momenata, čime je dobijeno da su većoj krutosti armature u polju grede, odgovarali i veći momenti savijanja. Stoga, većoj količini armature nisu odgovarale niže dilatacije, i obrnuto. Greda G1-A-25 je imala najveću aksijalnu krutost armature u polju, ali i najveći moment savijanja, dok je greda G1-A-0 imala najmanju aksijalnu krutost armature, ali i najmanji moment savijanja u polju. Upoređujući dilatacije u zategnutoj armaturi iznad oslonca, razlika u vrijednostima dilatacija znatno je izraženija, nego što je toj slučaj u polju. Najveće dilatacije su izmjerene kod grede G1-A-25, a najmanje kod grede G1-A-0, što u potpunosti odgovara usvojenoj armaturi iznad oslonca. Kod greda Serije 4, iznad oslonca, nisu izmjerene granične dilatacije u pritisnutom betonu iz već navedenih razloga, što se jasno može vidjeti na osnovu dijagrama na slici 4.64. U polju su izmjerene dilatacije u pritisnutom betonu od 3.0 ‰ i veće, mada je i u ovom slučaju primjetno smanjenje dilatacija u pojedinim kritičnim presjecima pri višim nivoima opterećenja.

140 G1-A-0 120 100 Sila P (kN) 80 60 Armatura-polje (PI) Armatura-polje (Pd) 40 Armatura-oslonac Beton-polje (PI) 20 Beton-polje (Pd) Beton-oslonac 0 -4 -2 0 2 4 6 8 10 12 14 16 18 Dilatacija (%) 140 G1-A-15 120 100 Sila P (kN) 80 60 40 20 Armatura-polje (PI) Armatura-polje (Pd) Armatura-oslonac Beton-polje (PI) Beton-polje (Pd) Beton-oslonac -4 -2 160 140 120 Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 -4 -2 0 0 2 4 6 8 10 12 14 16 18 20 Dilatacija (%)

G1-A-25 Armatura-polje (PI) Armatura-polje (Pd) Armatura-oslonac Beton-polje (PI) Beton-polje (Pd) Beton-oslonac 0 2 4 6 8 10 12 14 16 18 20 22 24 Dilatacija (%)

Slika

4.64 – Razvoj dilatacija u armaturi i betonu za grede Serije 4 140 120 100 Sila P (kN) 80 60 G1-A-0 G1-A-15 40 G1-A-25 20 0 -4 -2 0 2 4 6 8 10 12 14 16 18 20 Dilatacija u polju - prosjek (%) Slika 4.65 – Razvoj dilatacija u zategnutoj armaturi i pritisnutom betonu u polju za grede Serije 4 140 120 100 Sila P (kN) 80 60 G1-A-0 40 G1-A-15 G1-A-25 20 0 -4 -2 0 2 4 6 8 10 12 14 16 18 20 22 24 Dilatacija iznad oslonca (%) Slika 4.66 – Razvoj dilatacija u zategnutoj armaturi i pritisnutom betonu iznad oslonca za grede Serije 4

4.9. KONCEPT SIGURNOSTI PRI PRORAČUNU EKSPERIMENTALNIH GREDA U drugom poglavlju navedeno je da je, zbog niskog modula elastičnosti FRP armature i pojave širokih prslina i znatnih ugiba, granično stanje upotrebljivosti vrlo često mjerodavno za dimenzionisanje kod greda sa ovim tipom armature. Dakle, vrlo često potrebna količina armature u presjeku jeste posljedica ispunjavanja kriterijuma upotrebljivosti, koji najčešće podrazumijevaju ograničenje ugiba, maksimalnih širina prslina i napona u FRP armaturi za eksploataciona opterećenja, a ne zadovoljenja graničnog stanja nosivosti. U ovom dijelu disertacije su za eksperimentalne modele određeni koeficijenti sigurnosti, kao odnosi eksperimentalnih sila loma i sila pri kojima su ispunjeni kriterijumi upotrebljivosti, definisani aktuelnim propisima. Samim tim, definisani su i nivoi eksploatacionih opterećenja u odnosu na granična opterećenja, s ciljem da se bliže odredi kvalitet odgovora kontinualnih greda sa GFRP armaturom na dejstvo opterećenja do graničnog stanja nosivosti.

4.9.1. Kriterijum ograničenja ugiba Za slučaj definisanja eksploatacionog opterećenja pri kojem je dostignuta dozvoljena vrijednost ugiba, autor disertacije odlučio se za dvije propisane vrijednosti, u skladu sa američkim standardom ACI 440.1R-15 [5]. Ugib greda ograničen je na  $L/360$ , za slučaj kada posmatrani konstruktivni element nije u kontaktu sa nekonstruktivnim elementima, i na  $L/240$ , za slučaj kada je posmatrani konstruktivni element u kontaktu sa nekonstruktivnim elementima kako je to definisano propisom. Druga propisana vrijednost jako je blizu dozvoljenoj vrijednosti ugiba od  $L/250$ , u skladu sa evropskim standardom EC2-04 [38]. U tabeli 4.3 prikazane su vrijednosti eksperimentalnih sila pri kojima su dostignute vrijednosti ugiba od  $L/360$  i  $L/240$ , propisane standardom ACI 440.1R-15 i odgovarajući koeficijenti sigurnosti u odnosu na eksperimentalne sile loma. Na osnovu tabele 4.3, jasno se primjećuje da su koeficijenti sigurnosti znatno veći, odnosno da je nivo eksploatacionih opterećenja znatno niži u odnosu na granična opterećenja, kod greda sa GFRP armaturom (2.27–3.03 i 1.75–2.21), nego što je to slučaj kod grede S-A-15 sa čeličnom armaturom (1.26 i 1.16), za oba slučaja ograničenja ugiba. Grede Serije 2, sa nižim procentom armiranja, ali i nižom čvrstoćom betona pri pritisku, daju veće koeficijente sigurnosti na lom sa vrijednostima od 1.94 do 2.21, odnosno niže procenete eksploatacionih opterećenja u odnosu na granična, u odnosu na grede Serije 1 sa vrijednostima od 1.75 do 1.89, za ograničenje ugiba od  $L/240$ . Međutim, upoređujući grede Serije 2 i Serije 3 (1.83–2.05), koeficijenti sigurnosti su nešto veći kod greda sa većim procentom armiranja.

Tabela 4.3 Koeficijenti sigurnosti za uslov ograničenja ugiba Greda Sila pri eksploatacionom opterećenju Pser (kN) L/360 L/240 Sila loma Pu (kN) L/360 Pu / Pser L/240 G-A-15-P 42.2 56.3 115.9 2.75 2.06 S-A-15 106.9 115.6 134.3 1.26 1.16 G-A-0 48.1 61.3 115.6 2.40 1.89 G-A-15 48.7 65.7 115.2 2.37 1.75 G-A-25 50.2 65.3 119.6 2.38 1.83 G-B-0 29.8 40.8 90.3 3.03 2.21 G-B-15 32.3 46.0 95.2 2.95 2.07 G-B-25 33.4 45.2 87.5 2.62 1.94 G-C-0 16.2 22.5 41.1 2.54 1.83 G-C-15 18.2 20.1 41.3 2.27 2.05 G1-A-0 49.5 63.2 125.2 2.53 1.98 G1-A-15 48.0 60.5 124.9 2.60 2.06 G1-A-25 50.5 64.6 137.8 2.73 2.13

Upoređujući rezultate sila pri kojima su dostignute dozvoljene vrijednosti ugiba za grede Serije 1 i Serije 4 koje su projektovane za približno iste sile loma, primjetno je da su vrlo bliske. Štaviše, grede Serije 1 (1.75–1.89) su obezbijedile veće nivoe eksploatacionih opterećenja u odnosu na granična, u odnosu na grede Serije 4 (1.98– 2.13). Može se zaključiti da evidentirano proklizavanje GFRP armature u odnosu na okolni beton kod greda Serije 1 ne utiče na ugibe pri eksploatacionim opterećenjima.

4.9.2. Kriterijum ograničenja maksimalnih širina prslina Već je navedeno da se u elementima sa FRP armaturom, koja nije podložna koroziji, mogu dopustiti veće širine prslina nego u elementima sa čeličnom armaturom. Uglavnom se širina prsline ograničava iz estetskih razloga. Tako, propisi ACI 440.1R- 15 [5] i CSA

S806-12 [23] i CNR-DT-203-06 [26] ograničavaju širinu prsline na 0.5 mm za jako agresivnu sredinu, odnosno 0.7 mm za ostale uslove. U tabelama 4.4 do 4.6 su, pored eksperimentalnih sila pri kojima su dostignute propisane vrijednosti maksimalnih širina prsline od 0.5 mm i 0.7 mm, prikazane i vrijednosti eksperimentalnih sila pri kojima je dostignuta širina prsline od 1.0 mm, kako bi se preciznije sagledao nivo eksploatacionih sila u odnosu na granične, odnosno odgovarajući koeficijenti sigurnosti na lom. Kao i u slučaju ograničenja ugiba, i u slučaju ograničenja širine prsline, znatno veći koeficijenti sigurnosti dobijaju se za grede sa GFRP armaturom u odnosu na gredu S-A- 15 sa čeličnom armaturom. Treba napomenuti da nisu isti kriterijumi ograničenja širine prsline za grede sa GFRP armaturom i grede sa čeličnom armaturom, s obzirom na to da su, u skladu sa propisima, dozvoljene maksimalne širine prsline za grede sa čeličnom armaturom (0.1–0.3 mm) niže zbog problema sa korozijom, ali su rezultati prikazani radi poređenja. Evidentno je da se, kod greda Serije 1, Serije 2 i Serije 3, dobijaju veoma niske vrijednosti eksploatacionih opterećenja u odnosu na granična, odnosno visoki koeficijenti sigurnosti (od 3.16 do preko 11.29 za ograničenje širine prsline od 0.7 mm) što je, prije svega, posljedica širokih prsline usljed proklizavanja GFRP armature u odnosu na beton. Kod greda G-C-0 i G-C-15, nivoi eksploatacionih opterećenja praktično odgovaraju opterećenjima pri pojavi prvih prsline, s obzirom na to da prsline, odmah nakon pojave, imaju znatne širine, usljed male količine armature u presjecima. Samim tim, koeficijenti sigurnosti kod ovih greda (preko 3.16 do 5.16) nešto su niži u odnosu na grede Serije 1 i Serije 2 (od 4.13 do preko 11.29).

Koeficijenti sigurnosti kod greda Serije 4, sa vrijednostima 1.61–3.2 za ograničenje širine prsline od 0.7 mm, znatno su niži u odnosu na ostale serije greda, što je posljedica dobrih uslova prijanjanja rebraste GFRP armature i betona.

Međutim, primjetno je da kod greda Serije 4, sa povećanjem projektovane preraspodjele momenata, dolazi do pada nivoa eksploatacionog opterećenja u odnosu na granično opterećenje. Ovo je posljedica smanjenja količine armature iznad oslonca, kao posljedice projektovane preraspodjele uticaja, što izaziva veće širine prsline u ovim presjecima. U vezi s ovom konstatacijom primjećuje se da se za gredu G1-A-25, sa projektovanom preraspodjelom od 25%, nivoi eksploatacionih opterećenja, kao kriterijumi za ograničenje širine prsline, znatno razlikuju za polje i za oslonac. Ovakva zavisnost, međutim, nije prisutna kod greda Serije 2, gdje je nivo eksploatacionog opterećenja najniži kod grede G-B-0, koja je projektovana na osnovu elastične analize. Sigurno da je ovome doprinijela izuzetna razlika u ostvorenoj preraspodjeli uticaja kod grede G-B-0 (-8.2 %) u odnosu na grede G-B-15 (30.5 %) i G-B-25 (32.4 %). Tabela 4.4

Koeficijenti sigurnosti za uslov ograničenja maksimalne širine prsline od 0.5 mm Greda Sila pri eksploatacionom opterećenju Pser (kN) Polje Oslonac Sila loma Pu (kN) Polje Pu / Pser Oslonac Max G-A-15-P 16.0 17.0 115.9 7.24 6.82 7.24 S-A-15 108.0 86.0 134.3 1.24 1.56 1.56 G-A-0 21.0 23.0 115.6 5.50 5.03 5.50 G-A-15 25.0 17.0 115.2 4.61 6.78 6.78 G-A-25 19.0 15.0 119.6 6.29 7.97 7.97 G-B-0 8.0\* 12.0 90.3 > 11.29 7.53 > 11.29 G-B-15 11.0 11.0 95.2 8.65 8.65 8.65 G-B-25 11.0 11.0 87.5 7.95 7.95 7.95 G-C-0 13.0\*\* 13.0 41.1 > 3.16 3.16 > 3.16 G-C-15 8.0 9.0 41.3 5.16 4.59 5.16 G1-A-0 70.0 90.0 125.2 1.79 1.39 1.79 G1-A-15 65.0 50.0 124.9 1.92 2.50 2.50 G1-A-25 65.0 32.0 137.8 2.12 4.31 4.31 \* pri pojavi, pri sili od 8 kN izmjerena širina prsline je 0.7 mm \*\* pri pojavi, pri sili od 13 kN izmjerena širina prsline je 1.2 mm

Tabela 4.5 Koeficijenti sigurnosti za uslov ograničenja maksimalne širine prsline od 0.7 mm Greda Sila pri eksploatacionom opterećenju Pser (kN) Polje Oslonac Sila loma Pu (kN) Polje Pu / Pser Oslonac Max G-A-15-P 25.0 21.0 115.9 4.64 5.52 5.52 S-A-15 114.0 98.0 134.3 1.18 1.37 1.37 G-A-0 28.0 35.0 115.6 4.13 3.30 4.13 G-A-15 32.0 20.0 115.2 3.60 5.76 5.76 G-A-25 29.0 20.0 119.6 4.12 5.98 5.98 G-B-0 8.0 15.0 90.3 11.29 6.02 11.29 G-B-15 13.0 11.0 95.2 7.32 8.65 8.65 G-B-25 14.0 15.0 87.5 6.25 5.83 6.25 G-C-0 13.0\* 13.0 41.1 > 3.16 3.16 > 3.16 G-C-15 8.0 9.0 41.3 5.16 4.59 5.16 G1-A-0 78.0 106.0 125.2 1.61 1.18 1.61 G1-A-15 90.0 66.0 124.9 1.39 1.89 1.89 G1-A-25 110.0 43.0 137.8 1.25 3.20 3.20 \* pri pojavi, pri sili od 13 kN izmjerena širina prsline je 1.2 mm Tabela 4.6 Koeficijenti sigurnosti za uslov ograničenja maksimalne širine prsline od 1.0 mm Greda Sila pri eksploatacionom opterećenju Pser (kN) Polje Oslonac

Sila loma Pu (kN) Polje Pu / Pser Oslonac Max G-A-15-P 39.0 25.0 115.9 2.97 4.64 4.64 S-A-15 121.0 104.0 134.3 1.11 1.29 1.29 G-A-0 45.0 60.0 115.6 2.57 1.93 2.57 G-A-15 45.0 25.0 115.2 2.56 4.61 4.61 G-A-25 45.0 26.0 119.6 2.66 4.60 4.60 G-B-0 15.0 20.0 90.3 6.02 4.52 6.02 G-B-15 20.0 20.0 95.2 4.76 4.76 4.76 G-B-25 20.0 21.0 87.5 4.38 4.17 4.38 G-C-0 13.0\* 14.0 41.1 > 3.16 2.94 > 3.16 G-C-15 8.0 9.0 41.3 5.16 4.59 5.16 G1-A-0 90.0 118.0 125.2 1.39 1.06 1.39 G1-A-15 115.0 98.0 124.9 1.09 1.27 1.27 G1-A-25 137.8\*\* 57.0 137.8 < 1.00 2.42 2.42 \* pri pojavi, pri sili od 8 kN izmjerena širina prsline je 1.2 mm \*\* pri sili od 137.8 kN izmjerena širina prsline je manja od 1.0 mm 4.9.3. Kriterijum ograničenja napona u armaturi U cilju sprečavanja loma FRP armature na konstantna i ciklična opterećenja, usljed pojave tečenja i zamora, ograničavaju se naponi u FRP armaturi za eksploataciona opterećenja. Američkim standardom ACI 440.1R-15 predviđeno je ograničenje napona u armaturi na 20% u odnosu na čvrstoću GFRP armature na zatezanje za eksploataciona opterećenja, kako bi se spriječio lom usljed tečenja i zamora, koji ujedno predstavlja i najrigorozniji uslov u odnosu na ostale propise, vezano za ograničenje napona u armaturi. U tabeli 4.7 prikazane su vrijednosti eksperimentalnih sila pri kojima su dostignute vrijednosti napona u armaturi od  $0.2f_u$ , propisane standardom ACI 440.1R-15 i  $0.8f_y$  za gredu sa čeličnom armaturom, kao i odgovarajući koeficijenti sigurnosti u odnosu na eksperimentalne sile loma. Prosječni koeficijenti sigurnosti dobijeni za grede Serije 1 (3.16), grede Serije 2 (2.94) i grede Serije 3 (3.38) ne odstupaju značajno i očekivano su veći od koeficijenta sigurnosti (1.68) za gredu sa čeličnom armaturom, za propisano ograničenje napona u čeličnoj armaturi od 80% od granice tečenja. Ograničenje za grede sa čeličnom armaturom propisano je standardom EC2-04 i može se zaključiti da je vrijednost koeficijenta sigurnosti u okvirima propisanih. Kao i za slučaj ograničenja širina prsline, kod greda Serije 4, sa povećanjem projektovane preraspodjele momenata, odnosno smanjenjem armature iznad oslonca, dolazi do pada nivoa eksploatacionog opterećenja u odnosu na granično opterećenje, odnosno povećanja koeficijenta sigurnosti. Nivoi eksploatacionih sila slični su kod greda Serije 1 i greda Serije 4. Koeficijenti sigurnosti dobijeni su nešto veći kod greda Serije 4 (3.00–4.53) u odnosu na grede Serije 1 (2.81–3.46). Tabela 4.7 Koeficijenti sigurnosti za uslov ograničenja maksimalnog napona u armaturi od  $0.2f_u$  Greda Sila pri eksploatacionom opterećenju Pser (kN) Polje Oslonac Sila loma Pu (kN) Polje Pu / Pser Oslonac Max G-A-15-P 55.9 33.4 115.9 2.07 3.47 3.47 S-A-15 84.7 79.8 134.3 1.59 1.68 1.68 G-A-0 41.1 56.1 115.6 2.81 2.06 2.81 G-A-15 51.6 33.3 115.2 2.23 3.46 3.46 G-A-25 55.6 37.3 119.6 2.15 3.21 3.21 G-B-0 30.0 48.2 90.3 3.01 1.87 3.01 G-B-15 32.0 28.5 95.2 2.98 3.34 3.34 G-B-25 35.4 37.5 87.5 2.47 2.33 2.47 G-C-0 14.4 14.8 41.1 2.85 2.78 2.85 G-C-15 10.6 18.1 41.3 3.90 2.28 3.90 G1-A-0 41.7 48.5 125.2 3.00 2.58 3.00 G1-A-15 42.4 35.0 124.9 2.95 3.57 3.57 G1-A-25 42.4 30.4 137.8 3.25 4.53 4.53 4.9.4. Zaključna razmatranja Usljed navedenog proklizavanja GFRP armature u odnosu na okolni beton, dešava se da široke prsline dostižu propisane vrijednosti pri nižim nivoima opterećenja, čime se ne iskorišćavaju ostali potencijalni kriterijumi (ugibi, naponi u betonu i armaturi) pri eksploatacionom opterećenju. Ova pojava evidentna je kod kontinualnih greda Serije 1, Serije 2 i Serije 3, gdje je nivo eksploatacionih opterećenja za kriterijum ograničenja širina prsline dosta niži u odnosu na eksploataciona opterećenja za kriterijum ograničenja ugiba i napona u armaturi. U ovakvim slučajevima, uz propisani veći koeficijent koji definiše stepen prijanjanja između GFRP armature i okolnog betona, potrebna količina armature treba da bude posljedica zadovoljenja graničnog stanja prsline. Na ovaj način, za ovako obezbijeđenu količinu armature, sigurno će biti dobijen veoma visok koeficijent sigurnosti na lom, koji će obezbijediti najavu loma, odnosno kvazi-duktilno ponašanje grede. U tom slučaju, uticaj proklizavanja armature na nosivost presjeka neće biti mnogo značajan zbog veoma visokog koeficijenta sigurnosti na lom grede. Dakle, kod greda sa GFRP armaturom i lošijim uslovima prijanjanja sa betonom, trebalo bi zadovoljiti granično stanje prsline, pa će, samim tim, obezbijeđen visok koeficijent sigurnosti na lom, sigurno biti dovoljan za obezbjeđenje kvalitetnog ponašanja grede do graničnog stanja nosivosti. Kod kontinualnih greda Serije 4, sa dobrim uslovima prijanjanja GFRP armature i

okolnog betona, nivoi eksploatacionih sila za kriterijume ograničenja širina prslina nisu obavezno najniži, u odnosu na nivo sila koji odgovaraju ograničenju ugiba i napona u armaturi. Odnosi sila loma i sila koje ispunjavaju kriterijum maksimalnih širina prslina od 0.7 mm, za grede Serije 4 iznose od 1.61 do 3.2, za kriterijum ograničenja ugiba od  $L/240$  iznose od 1.98 do 2.13, dok ovi odnosi, za kriterijum ograničenja napona u armaturi iznose od 3.0 do 4.53. Primjećuje se da, u slučaju ograničenja prslina, ovi odnosi nisu ujednačeni kao za slučaj ograničenja ugiba, ali su prosječne vrijednosti vrlo bliske: za ograničenje širine prslina 2.26, odnosno za ograničenje ugiba 2.06. Za slučaj ograničenja napona u armaturi, odnosi sila pri graničnom i eksploatacionom nivou najveći su, sa prosječnom vrijednošću od 3.7. Ovi podaci, pored dobrih uslova prijanjanja rebraste GFRP armature sa epoksidom i okolnog betona, ukazuju i da će granično stanje upotrebljivosti biti mjerodavno za dimenzionisanje, u ovom slučaju kao posljedica ograničenja napona u GFRP armaturi. Navedena konstatacija zasniva se na činjenici da je dobijeni visoki prosječni koeficijent sigurnosti na lom od 3.7 dovoljan za kvalitetan odgovor greda sa GFRP armaturom i sigurno veći od propisanog za grede Serije 4. Sa jedne strane, veći koeficijent sigurnosti, kao odnos graničnog i eksploatacionog opterećenja, ukazuje da će granično stanje upotrebljivosti biti mjerodavno za dimenzionisanje, samim tim, i poskupjeti konstrukciju, dok, sa druge strane, trebalo bi da obezbijedi najavu loma kao vid kvazi-duktilnog ponašanja i, samim tim, kvalitetniji odgovor elemenata sa GFRP armaturom na dejstvo opterećenja.

#### 4.10. DEFORMABILNOST EKSPERIMENTALNIH GREDA

Već je navedeno da se za elemente sa FRP armaturom primjenjuje koncept deformabilnosti, prije nego duktilnosti, kako bi se provjerila mogućnost dovoljne apsorpcije energije, odnosno deformacije elemenata bez gubitka nosivosti prije loma. U tački 2.7. ove disertacije opisana su dva pristupa za određivanje deformabilnosti elemenata sa FRP armaturom, metod deformacije (deformation based approach) i metod energije (energy based approach). U ovom dijelu disertacije je za eksperimentalne modele, primjenom navedenih pristupa, određena njihova deformabilnost, kao jedna od kvalitativnih mjera koje dodatno opisuju ponašanje kontinualnih greda sa GFRP armaturom.

##### 4.10.1. Primjena metoda deformacije

Kao osnovni problem kod metode deformacije, autor disertacije označio je definisanje eksploatacionog stanja. U uvodnom dijelu disertacije navedeno je da, u skladu sa ISIS- 07 [50] nivo eksploatacionog stanja predstavlja dostizanje maksimalne dilatacije u pritisnutom betonu od 1%. U narednom dijelu disertacije su prikazani faktori deformabilnosti (J faktori) dobijeni metodom deformacije, za različite parametre kojima se definiše eksploatacioni nivo opterećenja. Vrijednosti faktora deformabilnosti za gredu S-A-15 sa čeličnom armaturom date su u tabelama radi poređenja rezultata, iako se navedeni metod ne koristi za određivanje duktilnosti za grede sa čeličnom armaturom. Autor je kao kriterijum za definisanje faktora deformabilnosti izabrao kriterijum ugiba, u odnosu na kriterijum krivine, s obzirom na to da za pojedine testirane grede, pri samom lomu, nisu izmjerene dilatacije u zategnutoj armaturi. U tabeli 4.8 prikazani su momenti i ugibi, pri lomu i za nivo pri kojem je dostignuta dilatacija u pritisnutom betonu od 1% u polju, kao i faktori koji predstavljaju parametre za definisanje deformabilnosti eksperimentalnih modela. Na osnovu tabele 4.8 primjećuje se da sve kontinualne grede koje su doživjele lom po betonu imaju faktor deformabilnosti veći od 4, koliko je zahtijevano u skladu sa ISIS- 07. Greda G-B-0 koja je doživjela simultani lom, po betonu i po armaturi, kao i grede Serije 4, G-C-0 i G-C-15, koje su doživjele lom po armaturi, imaju faktor deformabilnosti manji od 4. Ovo ukazuje da su faktori deformabilnosti veći kod greda koje su projektovane za lom po betonu, odnosno kod greda sa većim procentom armiranja, što odgovara činjenici da su ove grede imale određeno kvazi-duktilno ponašanje, odnosno najavu loma. Razmatrajući vrijednosti faktora deformabilnosti u zavisnosti od projektovane preraspodjele, nije moguće izvesti konkretan zaključak o njegovom padu ili rastu, s obzirom na to da su za različite serije greda dobijeni različiti trendovi zavisnosti. Tabela 4.8 Metod deformacije i faktori deformabilnosti za presjek u polju eksperimentalnih greda

Greda	Moment (kNm)	Granično opterećenje Ugib (mm)	Moment (kNm)	Eksploataciono opterećenje Ugib (mm)	Faktor nosivosti	Faktor ugiba	J-Faktor	G-Faktor
-------	--------------	--------------------------------	--------------	--------------------------------------	------------------	--------------	----------	----------

A-15-P 37.06 32.26 17.58 7.00 2.11 4.61 9.7 S-A-15 39.55 31.37 29.84 4.31 1.33 7.28 9.6 G-A-0 33.31 25.76 13.61 5.52 2.45 4.67 11.4 G-A-15 38.67 26.81 21.26 7.48 1.82 3.58 6.5 G-A-25 38.41 24.41 19.81 7.07 1.94 3.45 6.7 G-B-0 24.81 26.1 18.60 15.32 1.33 1.70 2.3 G-B-15 32.55 21.15 14.52 7.73 2.24 2.74 6.1 G-B-25 30.21 21.52 14.82 7.61 2.04 2.83 5.8 G-C-0 12.59 19.45 11.20 15.90 1.12 1.22 1.4 G-C-15 12.11 18.95 9.04 12.88 1.34 1.47 2.0 G1-A-0 32.63 24.06 16.39 7.19 1.99 3.35 6.7 G1-A-15 40.12 27.14 15.83 5.75 2.53 4.72 12.0 G1-A-25 46.21 31.2 23.90 10.07 1.93 3.10 6.0

Pored definisanja eksploatacionog nivoa ograničenjem maksimalne dilatacije u pritisnutom betonu, u literaturi se mogu naći i ograničenja koja se tiču dilatacija u zategnutoj FRP armaturi, za koja se definiše eksploataciono stanje. Newhook i dr. [77] su sprovedli istraživanja u cilju definisanja procedure za proračun elemenata sa FRP armaturom na savijanje, koja zadovoljava uslove deformabilnosti, ograničenjem dilatacije u zategnutoj FRP armaturi na 2%. Istraživanjima je pokazano da, za ograničenje dilatacije u armaturi od 2%, deformabilnost nije potrebno kontrolisati jer su uvijek dobijani faktori veći od propisane vrijednosti 4. Ova vrijednost dilatacije u zategnutoj armaturi se uzima i kao ograničenje u ISIS-07 [50] za eksploatacioni nivo, kao konzervativni pristup, kada se smatra da neće biti prekoračene granične vrijednosti maksimalne širine prslina kod greda sa FRP armaturom. Iz tog razloga, u tabeli 4.9 prikazani su momenti i ugibi, pri lomu i za nivo pri kom je dostignuta dilatacija u zategnutoj armaturi od 2% u polju, kao i odgovarajući faktori deformabilnosti eksperimentalnih modela. Tabela 4.9 Faktori deformabilnosti eksperimentalnih greda za ograničenje dilatacija u armaturi od 2%

Greda	Moment (kNm)	Granično opterećenje	Ugib (mm)	Moment (kNm)	Eksploataciono opterećenje	Ugib (mm)	Faktor nosivosti	Faktor ugiba	J-Faktor						
G-A-15-P	37.06	32.26	17.58	2.78	3.80	11.60	44.2	G-A-0	33.31	25.76	13.61	2.01	4.93	12.82	63.2
G-A-15	38.67	26.81	21.26	2.34	4.20	11.46	48.1	G-A-25	38.41	24.41	19.81	2.48	3.93	9.84	38.7
G-B-0	24.81	26.1	18.60	2.71	4.85	9.63	46.7	G-B-15	32.55	21.15	14.52	2.12	5.88	9.98	58.6
G-B-25	30.21	21.52	14.82	2.32	4.75	9.28	44.1	G-C-0	12.59	19.45	11.20	2.43	2.88	8.00	23.1
G-C-15	12.11	18.95	9.04	1.80	6.65	10.53	70.1	G1-A-0	32.63	24.06	16.39	0.94	4.37	25.60	111.8
G1-A-15	40.12	27.14	15.83	1.00	5.85	27.14	158.7	G1-A-25	46.21	31.2	23.90	1.49	5.20	20.94	109.0

Na osnovu tabele 4.9 se vidi da su vrijednosti faktora deformabilnosti veoma velike (značajno premašena preporučena vrijednost 4) za slučaj ograničenja dilatacija u zategnutoj armaturi za eksploataciono stanje, za sve eksperimentalne modele. Za grede Serije 4, sa rebrastom GFRP armaturom sa epoksidom, dobijene su najveće vrijednosti faktora deformabilnosti, što ponovo ukazuje na dobre uslove prijanjanja GFRP armature i okolnog betona. Može se zaključiti da je ograničenje dilatacija u zategnutoj armaturi od 2% za eksploataciono stanje konzervativan pristup, koji daje jako visoke vrijednosti faktora deformabilnosti, poželjne ali nepotrebne, i to posebno faktora ugiba kao njegovog konstituenta. Već je nekoliko puta navedeno da je kod greda sa FRP armaturom granično stanje upotrebljivosti vrlo često mjerodavno za dimenzionisanje. Faktor deformabilnosti, kao izuzetno važan kriterijum za opis kvalitetnog odgovora ovih konstrukcija, po definiciji predstavlja odnos graničnog stanja nosivosti i graničnog stanja upotrebljivosti u pogledu nosivosti i deformacije. Kao mjera koja služi za proračun faktora deformabilnosti, u aktuelnim propisima koristi se ograničenje maksimalne dilatacije u betonu od 1%, kao granice pri kojoj počinju neelastične deformacije betona i kao početak neelastičnih deformacija elementa. Aktuelnim propisima definisano je niz kriterijuma kojim se ograničava granično stanje upotrebljivosti, poput ograničenja ugiba, širine prslina i napona u FRP armaturi, što je opisano u prethodnoj tački disertacije. Ovi kriterijumi, takođe, mogu predstavljati polazna stanja za sračunavanje faktora deformabilnosti, kao dobrog pokazatelja kvalitetnog odgovora konstrukcije u smislu najave loma, posebno kada je granično stanje upotrebljivosti mjerodavno za dimenzionisanje. S obzirom na zaključak da je za eksperimentalne modele nivo eksploatacionih opterećenja dosta nizak, ispravno bi bilo da se granično stanje upotrebljivosti označi pri minimalnom opterećenju koje ispunjava sve ove zahtjeve i, samim tim, kao početno stanje za sračunavanje faktora deformabilnosti. Na osnovu prethodno opisanog, faktori deformabilnosti su u tabelama 4.10 do 4.12 dati za slučaj

ograničenja ugiba na L/240, za ograničenje širina prslina od 0.7 mm i za ograničenje napona u armaturi od 20% od čvrstoće GFRP armature na zatezanje, sve u skladu sa američkim standardom ACI 440.1R-15 [5]. Tabela 4.10 Faktori deformabilnosti eksperimentalnih greda za ograničenje ugiba na L/240 Greda Moment (kNm) Granično opterećenje Ugib (mm) Moment (kNm) Eksploataciono opterećenje Ugib (mm) Faktor nosivosti Faktor ugiba J-Faktor G-A-15-P 37.06 32.26 18.50 7.71 2.00 4.18 8.4 S-A-15 39.55 31.37 33.66 7.71 1.17 4.07 4.8 G-A-0 33.31 25.76 16.55 7.71 2.01 3.34 6.7 G-A-15 38.67 26.81 21.55 7.71 1.79 3.48 6.2 G-A-25 38.41 24.41 21.23 7.71 1.81 3.17 5.7 G-B-0 24.81 26.1 10.98 7.71 2.26 3.39 7.6 G-B-15 32.55 21.15 14.50 7.71 2.24 2.74 6.2 G-B-25 30.21 21.52 15.02 7.71 2.01 2.79 5.6 G-C-0 12.59 19.45 7.55 7.71 1.67 2.52 4.2 G-C-15 12.11 18.95 5.76 7.71 2.10 2.46 5.2 G1-A-0 32.63 24.06 17.15 7.71 1.90 3.12 5.9 G1-A-15 40.12 27.14 18.94 7.71 2.12 3.52 7.5 G1-A-25 46.21 31.2 20.64 7.71 2.24 4.05 9.1

Tabela 4.11 Faktori deformabilnosti eksperimentalnih greda za ograničenje širine prslina na 0.7 mm Greda Moment (kNm) Granično opterećenje Ugib (mm) Moment (kNm) Eksploataciono opterećenje Ugib (mm) Faktor nosivosti Faktor ugiba J-Faktor G-A-15-P 37.06 32.26 7.15 2.23 5.18 14.47 75.0 S-A-15 39.55 31.37 28.65 3.84 1.38 8.17 11.3 G-A-0 33.31 25.76 7.06 2.15 4.72 11.98 56.5 G-A-15 38.67 26.81 6.80 1.53 5.69 17.52 99.6 G-A-25 38.41 24.41 6.82 1.67 5.63 14.62 82.3 G-B-0 24.81 26.1 2.48 0.68 10.00 38.38 384.0 G-B-15 32.55 21.15 3.74 1.20 8.70 17.63 153.4 G-B-25 30.21 21.52 4.55 1.57 6.64 13.71 91.0 G-C-0 12.59 19.45 4.73 3.40 2.66 5.72 15.2 G-C-15 12.11 18.95 1.96 1.02 6.18 18.58 114.8 G1-A-0 32.63 24.06 21.00 10.80 1.55 2.23 3.5 G1-A-15 40.12 27.14 20.49 8.82 1.96 3.08 6.0 G1-A-25 46.21 31.2 14.12 3.81 3.27 8.19 26.8

Tabela 4.12 Faktori deformabilnosti eksperimentalnih greda za ograničenje napona u armaturi na 0.2fu Greda Moment (kNm) Granično opterećenje Ugib (mm) Moment (kNm) Eksploataciono opterećenje Ugib (mm) Faktor nosivosti Faktor ugiba J-Faktor G-A-15-P 37.06 32.26 10.73 3.94 3.45 8.19 28.3 S-A-15 39.55 31.37 23.51 2.72 1.68 11.53 19.4 G-A-0 33.31 25.76 11.03 3.98 3.02 6.47 19.5 G-A-15 38.67 26.81 10.52 2.79 3.68 9.61 35.3 G-A-25 38.41 24.41 11.92 3.25 3.22 7.51 24.2 G-B-0 24.81 26.1 8.10 5.20 3.06 5.02 15.4 G-B-15 32.55 21.15 9.15 4.44 3.56 4.76 16.9 G-B-25 30.21 21.52 12.02 5.96 2.51 3.61 9.1 G-C-0 12.59 19.45 5.21 3.95 2.42 4.92 11.9 G-C-15 12.11 18.95 2.51 2.82 4.82 6.72 32.4 G1-A-0 32.63 24.06 11.92 3.84 2.74 6.27 17.2 G1-A-15 40.12 27.14 11.07 3.08 3.62 8.81 31.9 G1-A-25 46.21 31.2 10.21 2.08 4.53 15.00 67.9

Na osnovu tabele 4.10 vidi se da su vrijednosti faktora deformabilnosti veće od preporučene vrijednosti 4. Kod greda Serije 4, sa GFRP armaturom sa epoksidom, primjećuje se da, sa povećanjem projektovane preraspodjele, dolazi do povećanja faktora deformabilnosti. Zbog niskog nivoa eksploatacionih sila, kao posljedice ograničenja širina prslina na 0.7 mm (tabela 4.11), dobijaju se visoke vrijednosti faktora deformabilnosti za grede Serije 1, Serije 2 i Serije 3. Zbog dobrih uslova prijanjanja između GFRP armature i okolnog betona i višeg nivoa eksploatacionih sila za grede Serije 4, faktori deformabilnosti niži su u odnosu na ostale serije greda. Evidentno je povećanje faktora deformabilnosti sa povećanjem projektovane preraspodjele momenata, kod greda Serije 4. Za slučaj definisanja eksploatacionog opterećenja za ograničenje napona u GFRP armaturi (tabela 4.12), prosječni faktori deformabilnosti su najveći kod greda Serije 4, u odnosu na ostale serije greda, sa najvećim vrijednostima za kontinualnu gredu G1-A-25, sa najvećom ostvarenom preraspodjelom momenata. U cilju kompletnog sagledavanja parametara koji definišu ponašanje eksperimentalnih modela, u tabeli 4.13 prikazani su koeficijenti sigurnosti i faktori deformabilnosti za slučaj maksimalnog (mjerodavnog) eksploatacionog opterećenja koje zadovoljava sve navedene propisane uslove upotrebljivosti. Tabela 4.13 Mjerodavni koeficijenti sigurnosti i faktori deformabilnosti za eksperimentalne grede Greda P u (kN) Mjerod. uslov Pser (kN) Koef. sigurnosti Faktor nosivosti Faktor ugiba J-Faktor G-A-15-P 115.9 ak=0.7mm 21.0 5.52 5.18 14.47 75.0 S-A-15 134.3 0.8fu 79.8 1.68 1.68 11.53 19.4 G-A-0 115.6 ak=0.7mm 28.0 4.13 4.72 11.98 56.5 G-A-15 115.2 ak=0.7mm 20.0 5.76 5.69 17.52 99.6 G-A-25 119.6 ak=0.7mm 20.0 5.98 5.63 14.62 82.3 G-B-0 90.3 ak=0.7mm 8.0 11.29 10.00 38.38 384.0 G-B-15 95.2 ak=0.7mm 11.0 8.65 8.70 17.63 153.4 G-B-25 87.5 ak=0.7mm 14.0





Može se zaključiti da kontinualne grede sa GFRP armaturom posjeduju manju duktilnost u odnosu na grede 8

sa čeličnom armaturom. Nedostatak duktilnosti u odnosu na grede sa čeličnom armaturom može se nadoknaditi većim koeficijentima sigurnosti pri projektovanju, koji se svakako dobijaju kada je granično stanje upotrebljivosti mjerodavno za dimenzionisanje. Povećanje kapaciteta nosivosti greda, dobijeno na ovaj način, nije odgovarajuće obuhvaćeno primjenom metode energije u smislu kvalitetnijeg odgovora greda u pogledu duktilnosti. Naime, povećanjem nosivosti greda dolazi do rasta elastične i neelastične energije, što ne dovodi obavezno do procentualno veće apsorpcije neelastične energije (čak i manje), kao određenog vida duktilnosti bez obzira na odgovarajuće povećanje ugiba, što je ukazano i od strane drugih istraživača [101]. Na ovaj način, za kontinualne grede koje su doživjele lom po armaturi (Serija 3), dobijen je veći indeks duktilnosti u odnosu na grede koje su doživjele lom po betonu (Serija 2). Sa druge strane, metod deformacije obuhvata nezavisno uticaj kapaciteta nosivosti i deformacije na duktilnost, odnosno deformabilnost, kroz faktor nosivosti i faktor ugiba. Stoga se, može zaključiti da je metod deformacije prikladniji za primjenu prilikom određivanja kvaliteta ponašanja kontinualnih greda sa GFRP armaturom u pogledu duktilnosti, nego metod energije.

### 5. KOMPARATIVNA ANALIZA EKSPERIMENTALNIH REZULTATA I METODA PRORAČUNA ELEMENATA SA FRP ARMATUROM

#### 5.1. UVOD

U ovom poglavlju su rezultati dobijeni eksperimentalnim ispitivanjem upoređeni sa metodama proračuna elemenata sa GFRP armaturom u pogledu kapaciteta nosivosti, ugiba u sredinama raspona i maksimalnih širina prslina, koje su prikazane u drugom poglavlju u tačkama 2.2.1., 2.2.2. i 2.2.3., respektivno. Prilikom primjene metoda proračuna, korišćeni su uslovi, odnosno pojedine veličine, koje su vezane za karakteristike materijala, a koji su važili u okviru sprovedenog eksperimenta.

#### 5.2. ANALIZA NOSIVOSTI

Kako je pomenuto u prethodnom dijelu disertacije, sve grede su projektovane u skladu sa standardom ACI 440.1R-15 [5], dok su standardi CSA S806-12 [23] i EC2-04 [38] korišćeni kao kontrolni, primjenom izraza datim u tački 2.2.1. Prilikom projektovanja, korišćeni su podaci za GFRP armaturu koji su dobijeni od proizvođača, kao i projektovana čvrstoća betona pri pritisku. S obzirom na razliku između stvarnih i projektovanih karakteristika materijala, dobijene su nešto drugačije eksperimentalne vrijednosti sila loma. Računska sila loma dobijena je kao sila pri kojoj je jedan od kritičnih presjeka dostigao kapacitet nosivosti, odnosno kao manja vrijednost kapaciteta nosivosti u polju i iznad oslonca. Pri određivanju računске sile loma, uzeta je u obzir projektovana preraspodjela momenata iz oslonca u polje greda, odnosno, uslovi ravnoteže sila postavljeni su za projektovanu preraspodjelu momenata iz oslonca u polje. U tabeli 5.1 prikazane su eksperimentalne sile loma u poređenju sa računskim silama pri lomu, u skladu sa aktuelnim standardima za elemente sa FRP armaturom ACI 440.1R-15, CSA S806-12 i EC2-04, za sve eksperimentalne modele. Treba napomenuti da je, prilikom proračuna vrijednosti sila loma, oduzeta vrijednost sile koja odgovara sopstvenoj težini greda, kako bi računске vrijednosti sila bile ekvivalentne mjerenim vrijednostima prilikom ispitivanja.

Tabela 5.1 Eksperimentalne i sračunate sile loma modela Greda Sila loma - kapacitet nosivosti (kN) Peksperiment / Psračunato Eksperiment ACI CSA EC2 Eks./ACI Eks./CSA Eks./EC2

G-A-15-P	115.9	111.8	123.0	137.0	1.04	0.94	0.85	S-A-15	134.3	90.1	88.8	90.1	1.49	1.51	1.49	G-A-0	115.6	115.4				
	126.3	141.3	1.00	0.92	0.82	G-A-15	115.2	111.8	123.0	137.0	1.03	0.94	0.84	G-A-25	119.6	117.4	128.6	143.8	1.02	0.93		
	0.83	G-B-0	90.3	85.1	91.3	98.6	1.06	0.99	0.92	G-B-15	95.2	91.3	97.7	105.7	1.04	0.97	0.90	G-B-25	87.5	88.5	94.5	102.4
	0.99	0.93	0.85	G-C-0	41.1	44.0	45.2	45.2	0.93	0.91	0.91	G-C-15	41.3	42.9	44.0	44.1	0.96	0.94	0.94	G1-A-0	125.2	113.6
	128.0	145.2	1.10	0.98	0.86	G1-A-15	124.9	117.2	131.7	149.8	1.07	0.95	0.83	G1-A-25	137.8	110.8	125.2	141.7	1.24	1.10		

0.97 Na osnovu tabele 5.1 vidi se da standard ACI 440.1R-15 odlično predviđa opterećenje pri lomu za kontinualne grede sa GFRP armaturom. Ujedno, standard ACI 440.1R-15 daje najmanje računске sile loma u odnosu na standarde CSA S806-12 i EC2-04, koji predviđaju nešto veće vrijednosti sila loma od onih dobijenih eksperimentalnim putem. Ovo je stoga što standard ACI 440.1R-15 predlaže graničnu dilataciju pri lomu od 3‰ za slučaj loma po betonu, za razliku od standarda CSA S806-12 i EC2-04 koji predlažu graničnu dilataciju od 3.5‰. Granična dilatacija u betonu ima značajan uticaj na vrijednosti napona u GFRP armaturi, što se može sagledati iz jednačina (2.9) i (2.11), prikazanih u tački 2.2.1. Izmjerene vrijednosti dilatacija u betonu, pri lomu, za grede projektovane za lom po betonu, bliže su vrijednostima od 3‰, što je razlog da dobijene eksperimentalne sile loma odgovaraju računskim vrijednostima u skladu sa standardom ACI 440.1R-15. Gotovo sve grede koje su projektovane za lom po betonu su, u skladu sa standardom ACI 440.1R-15, dostigle su predviđeni kapacitet nosivosti, gdje je za grede Serije 1 odnos  $P_{eks}/P_{srač}$  iznosio od 1.0 do 1.03, za grede Serije 2 od 0.99 do 1.06, a za grede Serije 4 od 1.07 do 1.24. Kada se radi o gredama Serije 3, G-C-0 i G-C-15, koje su projektovane za lom po armaturi, vidimo da su primjenom sva tri standarda vrijednosti opterećenja pri lomu dosta ujednačene. Eksperimentalne sile loma nešto su niže od vrijednosti sila dobijenih u skladu sa standardima, gdje je odnos  $P_{eks}/P_{srač}$  za grede Serije 3 iznosio od 0.91 do 0.96, što može biti posljedica proklizavanja armature u odnosu na okolni beton. Iako su grede Serije 1 i Serije 4, sa GFRP armaturom, projektovane da dožive lom pri približno istoj sili, nešto veće vrijednosti sila loma dobijene su za grede Serije 4. Razlog za ovu pojavu treba tražiti u proklizavanju GFRP armature i okolnog betona kod greda Serije 1. Smanjenje količine GFRP armature iznad srednjeg oslonca i povećanje u polju kontinualne grede, kao posljedica projektovane preraspodjele momenata, nije uticalo na smanjenje kapaciteta nosivosti kontinualnih greda. Štaviše, grede G-A-25 i G1-A-25, sa projektovanom preraspodjelom momenata od 25%, ostvarile su veći kapacitet nosivosti u odnosu na grede sa projektovanom preraspodjelom momenata od 0%, odnosno 15%, za 5% i 10%, respektivno. Greda S-A-15 projektovana je za lom po armaturi, pa su praktično dobijene identične vrijednosti računskih sila u skladu sa navedenim propisima. Očigledno je da svi propisi potcjenjuju nosivost grede S-A-15 sa čeličnom armaturom, s obzirom na to da je odnos nosivosti dobijen eksperimentalnim i računskim putem gotovo identičan i iznosi od 1.49 do 1.51. Sila pri kojoj počinje da teče zategnuta armatura u sva tri kritična presjeka grede S-A-15 iznosila je oko 90 kN, čime je praktično dostignut napon na granici razvlačenja i što, u potpunosti, odgovara računskim silama loma u skladu sa propisima. U procesu tečenja armature u kritičnim presjecima, greda S-A-15 dostigla je nosivost od 134.3 kN, što se može objasniti ojačanjem armature pri višim nivoima dilatacija, odnosno, došlo je do povećanja napona u armaturi, čime je obezbijeđena i veća nosivost grede. U tabeli 5.2 date su vrijednosti momenata savijanja u polju i iznad oslonca, sračunate na osnovu izmjerenih reakcija krajnjih oslonaca i momenata nosivosti dobijenih na osnovu usvojene armature u skladu sa standardom ACI 440.1R-15. I ovdje se može potvrditi dobro predviđanje ACI 440.1R-15 u pogledu kapaciteta nosivosti presjeka na savijanje kontinualnih greda sa GFRP armaturom. Primjetno je da su, kod greda G-A-15, G-B-15, G-B-25 i G-C-0, eksperimentalni momenti iznad oslonca manji od sračunatog kapaciteta nosivosti presjeka iznad oslonca. Bez obzira na ovaj podatak, grede G-A-15, G-B-15, G-B-25, koje su doživjele lom po betonu, dostigle su predviđeni kapacitet nosivosti, kao i kapacitet nosivosti presjeka u polju. Ovo se može objasniti činjenicom da je kod ovih greda ostvarena znatno veća preraspodjela oslonačkog momenta pri lomu u odnosu na projektovanu. Kod svih greda je praktično dostignut kapacitet nosivosti u polju, osim kod grede G-C-15, koja je doživjela lom po armaturi. Razlog treba tražiti u činjenici da greda G-C-15 nije ostvarila projektovanu preraspodjelu oslonačkog momenta pri lomu od 15%, već samo 2.4%. Kapacitet nosivosti kritičnih presjeka kod grede S-A-15, dobijen eksperimentalnim putem, znatno je veći od računskog, što je posebno izraženo iznad oslonca. Ovaj podatak dobijen je na osnovu činjenice da je napon u zategnutoj armaturi, pri lomu, bio znatno veći od računskog napona na granici

razvlačenja. Tabela 5.2 Eksperimentalni i računski momenti savijanja pri lomu i ostvareni stepen preraspodjele (OSP)

Greda Momenti savijanja pri lomu (kNm) Eksperiment/ACI OSP (%) Oslonac Polje PI Polje Pd

Oslonac Polje Oslonac Polje G-A-15-P 33.1 38.1 36.0 33.1 37.8 1.00 0.98 17.7 S-A-15 45.1 39.2 39.9 26.6 28.8 1.69 1.37

3.1 G-A-0 40.3 32.7 33.9 40.1 34.1 1.00 0.98 -0.5 G-A-15 29.2 38.8 38.5 33.1 37.8 0.88 1.02 26.9 G-A-25 33.8 38.2 38.7

31.5 39.0 1.07 0.99 18.5 G-B-0 33.9 24.8 24.9 31.3 24.6 1.08 1.01 -8.2 G-B-15 23.0 32.7 32.4 27.0 29.3 0.85 1.11 30.5 G-

B-25 20.5 30.7 29.7 24.4 29.4 0.84 1.03 32.4 G-C-0 12.8 12.5 12.7 15.4 12.7 0.83 0.99 9.9 G-C-15 14.0 11.9 12.3 12.7

13.5 1.10 0.89 2.4 G1-A-0 50.6 31.2 34.0 40.4 32.8 1.25 1.00 -16.4 G1-A-15 35.3 41.9 38.3 35.0 36.9 1.01 1.09 18.5 G1-A-

25 35.0 46.8 45.7 28.9 38.7 1.21 1.19 26.7 U tabeli 5.3 prikazani su modaliteti i lokacija loma kontinualnih greda. Može

se primijetiti da standard ACI 440.1R-15 odlično predviđa modalitet loma, odnosno lom po betonu ili lom po armaturi, ali

ne obavezno i lokaciju loma. Tabela 5.3 Momenti pri lomu i modalitet loma eksperimentalnih modela Greda Sila loma

(kN) Oslonac Momenti savijanja pri lomu (kNm) Polje PI Polje Pd Modalitet i lokacija loma G-A-15-P 115.9 33.1 38.1 36.0

Lom po betonu – polje PI S-A-15 134.3 45.1 39.2 39.9 Lom po armaturi – polje i oslonac G-A-0 115.6 40.3 32.7 33.9 Lom

po betonu – polje PI u kombinaciji sa smicanjem G-A-15 115.2 29.2 38.8 38.5 Lom po betonu – oslonac u kombinaciji sa

smicanjem G-A-25 119.6 33.8 38.2 38.7 Lom po betonu – oslonac u kombinaciji sa smicanjem G-B-0 90.3 33.9 24.8 24.9

Lom po armaturi i betonu – polje Pd G-B-15 95.2 23.0 32.7 32.4 Lom po betonu – polje Pd G-B-25 87.5 20.5 30.7 29.7

Lom po betonu – oslonac u kombinaciji sa smicanjem G-C-0 41.1 12.8 12.5 12.7 Lom po armaturi – polje PI G-C-15 41.3

14.0 11.9 12.3 Lom po armaturi – polje Pd G1-A-0 125.2 50.6 31.2 34.0 Lom po betonu – polje Pd u kombinaciji sa

smicanjem G1-A-15 124.9 35.3 41.9 38.3 Lom po betonu – oslonac u kombinaciji sa smicanjem G1-A-25 137.8 35.0

46.8 45.7 Lom po betonu – polje Pd u kombinaciji sa smicanjem U prethodnom dijelu disertacije navedeno je da

aktuelnim propisima nije dozvoljena preraspodjela momenata kod kontinualnih greda sa FRP armaturom u odnosu

elastičnu analizu. Iz tog razloga, za usvojenu armaturu, sračunate su sile loma primjenom elastične analize, odnosno na

osnovu momenata savijanja koji su dobijeni kao 0.156 PI za moment u polju i 0.188 PI za moment iznad oslonca

kontinualne grede. Za silu loma smatrana je ona sila pri kojoj je jedan od kritičnih presjeka dostigao kapacitet nosivosti,

odnosno kao manja vrijednost kapaciteta nosivosti u polju i iznad oslonca. U tabeli 5.4 prikazane su eksperimentalne

sile loma u poređenju sa računskim silama pri lomu, u skladu sa aktuelnim standardima za elemente sa FRP armaturom

ACI 440.1R-15 [5], CSA S806-12 [23] i EC2-04 [38], za sve eksperimentalne modele. Prilikom proračuna vrijednosti sila

loma, oduzeta je vrijednost sile koja odgovara sopstvenoj težini greda. Tabela 5.4 Eksperimentalne sile loma i sračunate

sile loma primjenom elastične analize Greda Sila loma - kapacitet nosivosti (kN) Eksperiment / Psračunato

Eksperiment ACI CSA EC2 Eks./ACI Eks./CSA Eks./EC2 G-A-15-P 115.9 95.0 104.5 116.4 1.22 1.11 1.00 G-A-0 115.6

115.4 126.3 141.3 1.00 0.92 0.82 G-A-15 115.2 95.0 104.5 116.4 1.21 1.10 0.99 G-A-25 119.6 90.4 99.6 110.0 1.32 1.20

1.09 G-B-0 90.3 85.1 91.3 98.6 1.06 0.99 0.92 G-B-15 95.2 77.6 83.0 89.9 1.23 1.15 1.06 G-B-25 87.5 70.1 75.2 80.2 1.25

1.16 1.09 G-C-0 41.1 44.0 45.2 45.2 0.93 0.91 0.91 G-C-15 41.3 36.5 37.4 37.6 1.13 1.10 1.10 G1-A-0 125.2 113.6 128.0

145.2 1.10 0.98 0.86 G1-A-15 124.9 100.6 113.1 128.5 1.24 1.10 0.97 G1-A-25 137.8 83.1 93.9 106.2 1.66 1.47 1.30 Na

osnovu tabele 5.4 može se vidjeti da su kapaciteti nosivosti u skladu sa propisima za grede koje su projektovane da

ostvare preraspodjelu oslonačkog momenta znatno niži od greda za koje nije projektovana preraspodjela momenata.

Naime, preraspodjela momenata podrazumijeva smanjenje količine armature iznad oslonca, što, opet, imajući u vidu da

su uticaji duž grede dobijeni elastičnom analizom, dovodi do toga da, u tom slučaju, dođe do iscrpljenja nosivosti

oslonačkih presjeka prije nego presjeka u polju grede. Samim tim, za slučaj preraspodjele momenata, dobiće se i

značajno niže vrijednosti sila loma. Ovo ne odgovara dobijenim rezultatima eksperimenta jer dolazi do preraspodjele

uticaja u kontinualnim gredama u odnosu na elastičnu analizu, što je i pokazano u prethodnom dijelu ove tačke.

Evidentno je da su sračunate vrijednosti sila loma za uslove ravnoteže sila koja odgovara projektovanoj preraspodjeli mnogo bliže eksperimentalnim vrijednostima, nego vrijednosti koje su dobijene elastičnom analizom. Može se zaključiti da uticaji duž kontinualne grede uveliko zavise od aranžmana armature duž grede, što je, prije svega, posljedica elastične preraspodjele koja je prisutna kod kontinualnih greda sa GFRP armaturom. 5.3. ANALIZA UGIBA U drugom poglavlju je navedeno da su modeli za proračun ugiba greda sa FRP armaturom, uglavnom posljedica brojnih eksperimentalnih istraživanja na prostim gredama. Pojedini modeli za proračun efektivnog momenta inercije koji su inkorporirani u aktuelne propise i standarde elemenata sa FRP armaturom, kao i predlozi od strane velikog broja istraživača, prikazani su u tački 2.2.2. ove disertacije. Sprovedena je komparativna analiza rezultata eksperimentalnih ispitivanja i rezultata dobijenih metodama proračuna ugiba. Za proračun ugiba  $\Delta$  kontinualnih greda opterećenih koncentrisanim silama  $P$  u polovini raspona  $l$ , predložena je jednačina izvedena na osnovu elastične analize:  $\Delta = 7 \cdot \text{PI}^3$  (5.1)  $768 \text{ Ecl}$  gdje se koristi krutost  $\text{Ecl}$  i gdje  $le$  predstavlja efektivni moment inercije posmatranog presjeka. Dijagrami razvoja ugiba sa opterećenjem dobijeni proračunom prema izrazu (5.1), koristeći efektivni moment inercije  $le$  prema odredbama odabranih aktuelnih propisa za elemente sa FRP armaturom, upoređeni su sa eksperimentalnim rezultatima razvoja ugiba sa opterećenjem na slikama 5.1 do 5.4, za sve grede. Očigledno je da su, već pri početnim nivoima opterećenja vrijednosti ugiba, dobijeni eksperimentalnim mjerenjima veće od vrijednosti dobijenih proračunom, posebno kod modela prve tri serije. Ovo se dešava stoga što se pojava prvih prslina kod greda sa GFRP armaturom dogodila pri nižim nivoima sila, nego je to predviđeno propisima, odnosno, moment pojave prve prsline  $M_{cr}$  bio je niži od teorijski dobijenih vrijednosti. Vjerovatno da je ovo posljedica znatno nižeg modula elastičnosti GFRP armature, od kojeg zavisi krutost presjeka prije pojave prsline u betonu, i prisutnog proklizavanja GFRP armature sa poliestrom u odnosu na beton. Smanjenjem procenta armiranja greda i povećanjem projektovane preraspodjele momenata, odnosno povećanjem odnosa krutosti armatura u polju i iznad oslonca, ova odstupanja su izraženija. Za odgovarajući nivo sile, ugibi dobijeni eksperimentalnim putem su znatno veći od proračunskih vrijednosti ugiba. Sigurno da je osnovni razlog nepodudarnosti dijagrama, činjenica da su modeli za proračun ugiba uglavnom bazirani na ispitivanjima koji su sprovedeni na prostim gredama, kao i da je izraz (5.1), prije svega, izveden na osnovu elastične analize za uniformnu krutost duž grede. Takođe, izrazi za proračun ugiba su, uglavnom, bazirani na eksploatacionim uslovima, gdje važi linearna zavisnost napon–dilatacija i početni modul elastičnosti za beton, i ne uključuju efekat smičućih (dijagonalnih) prslina pri proračunu ugiba pri višim nivoima opterećenja [19]. Za grede Serije 4, kod kojih odstupanja eksperimentalnih vrijednosti momenta pojave prve prsline  $M_{cr}$  od teorijskih, nisu bila izražena kao kod greda prve tri serije, primjećuje se poklapanje eksperimentalnih i računskih dijagrama samo do opterećenja koje odgovara 35–40% od opterećenja pri lomu. Za više nivoe opterećenja, vrijednosti dobijene eksperimentalnim putem su veće od računskih. Osim toga,

na slikama 5.1 do 5.4 prikazani su dijagrami

107

razvoja ugiba sa opterećenjem, dobijeni proračunom na osnovu predloga istraživača prikazanih u tački 2.2.2.1. i upoređeni sa dijagramima dobijenim eksperimentalnim putem za sve grede. Primjetno je da većina predloga, kao i modeli proračuna aktuelnih propisa, potcjenjuje ugibe dobijene eksperimentom. Sa povećanjem opterećenja, odstupanja eksperimentalnih rezultata rastu, sve do loma, gdje je razlika između eksperimentalnih i računskih rezultata najveća. Na istim slikama prikazani su i predlozi Habeeb-a i Ashour-a [45] i Kara-e i Ashour-a [55] za proračun ugiba, koji su posljedica eksperimentalnih istraživanja sprovedenih na kontinualnim gredama sa GFRP i CFRP armaturom. Kako je već

navedeno, izraz za proračun efektivnog momenta inercije prema Habeeb-u i Ashour-u predstavlja modifikaciju izraza predloženog u standardu ACI 440.1R-06 [4], a izraz za proračun efektivnog momenta inercije prema Kara-i i Ashour-u se zasniva na modifikaciji momenta inercije isprskallog presjeka. Treba napomenuti da se efektivni moment inercije primjenom predloga Kara-e i Ashour-a snižava ispod vrijednosti momenta inercije isprskallog presjeka, odmah nakon pojave prslina. Iz ovog razloga, primjećuje se, vrijednosti ugiba sa porastom opterećenja najveće su u odnosu na ostale predložene modele proračuna ugiba. Predloženi modeli za proračun efektivnog momenta inercije od strane Habeeb-a i Ashour-a i Kara-e i Ashour-a koriste se isključivo sa izrazom (5.1) za proračun ugiba kontinualnih greda sa FRP armaturom. Generalno, predloženi modeli za proračun ugiba kontinualnih greda, od strane istraživača koji su sproveli ispitivanja na kontinualnim gredama sa FRP armaturom, pokazuju mnogo bolja poklapanja ugiba sa eksperimentalnim rezultatima. Na osnovu dijagrama na slikama 5.1 do 5.4 primjećuje se da model proračuna Habeeb-a i Ashour-a daje dobra poklapanja sa eksperimentalnim rezultatima za modele sa većim procentima armiranja. Sa smanjenjem procenta armiranja greda, odstupanja od predloga Habeeb-a i Ashour-a su sve veća, odnosno, eksperimentalni modeli daju veće vrijednosti ugiba. Takođe, sa povećanjem projektovane preraspodjele momenata, odnosno za veće odnose krutosti armatura u polju i iznad oslonca, dolazi do većih odstupanja u rezultatima dobijenih eksperimentalnim putem, u odnosu na predlog Habeeb-a i Ashour-a. Ovo je praktično prisutno kod greda svih serija. Pri nivoima opterećenja bliskim lomu, takođe dolazi do dodatnog odstupanja vrijednosti, prije svega, zbog dodatnog pada nagiba krive ugiba dobijene eksperimentalnim putem, kada dolazi do punog razvoja nelinearnosti betona, i koji se posebno javlja kod greda sa većim procentom armiranja, odnosno većim čvrstoćama betona pri pritisku. Model proračuna za kontinualne grede prema Kara-i and Ashour-u precjenjuje ugibe za niže nivoe opterećenja gotovo kod svih modela, što je, kako je već navedeno, posljedica činjenice da primjenom ovog modela, odmah nakon pojave prve prsline u kritičnom presjeku, vrijednost efektivnog momenta inercije uvijek je manja od momenta inercije isprskallog presjeka. Može se primijetiti da se, primjenom ovog modela proračuna, nešto bolja poklapanja dobijaju za kontinualne grede koje su projektovane da ostvare preraspodjelu momenata, odnosno sa većom količinom armature u polju u odnosu na oslonac. Što je ovaj odnos veći, odnosno što je veća projektovana preraspodjela momenata, dobijaju se bolja poklapanja rezultata sa eksperimentalnim vrijednostima. Interesantno da model proračuna ugiba prema Habeeb- u i Ashour-u potcjenjuje ugibe za grede Serije 3, projektovane za lom po armaturi (nizak procenat armiranja), dok model proračuna prema Kara-i and Ashour-u precjenjuje ugibe za ove modele. Slična zapažanja i poređenja koja se tiču vrijednosti ugiba za kontinualne grede sa GFRP armaturom i nepoklapanja rezultata sa modelima proračuna pojedinih propisa dao je i El-Moggy [34] u svojim eksperimentalnim istraživanjima. Sila

**P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0** G -A-

1

0 Eksperiment ACI-06 ACI-15 CSA-02 ISIS-07 CSA-12 EC2-04 Sila

**P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0** 0 5 G -A-

1

15 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) 25 Eksperiment ACI-06 ACI-15 CSA-02 ISIS-07 CSA-12 EC2-04 30 Sila

**P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0** 0 5 G -A-

1

25 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) 25 Eksperiment ACI-06 ACI-15 CSA-02 ISIS-07 CSA-12 EC2-04 30 0 5 10 15 20

Ugib u sredini polja (mm) 25 30 Sila

**P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0** G -A-

1

0 Eksperiment Toutanji I Saafi-00 Yost-03 Bischoff-09 Rafi I Nadjai-09 Mousavi-09 Ju-16 Habeeb-08 Kara I Ashour-12

Sila

**P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0** 0 5 G -A-

1

15 10 15 20 25 30 Ugib u sredini polja (mm) Eksperiment Toutanji I Saafi-00 Yost-03 Bischoff-09 Rafi I Nadjai-09

Mousavi-09 Ju-16 Habeeb-08 Kara I Ashour-12 Sila

**P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0** 0 5 G -A-

1

25 10 15 20 25 Ugib u sredini polja (mm) Eksperiment Toutanji I Saafi-00 Yost-03 Bischoff-09 Rafi I Nadjai-09 Mousavi-

09 Ju-16 Habeeb-08 Kara I Ashour-12 30 0 5 10 15 20 25 Ugib u sredini polja (mm) 30 Slika 5.1 – Eksperimentalni i

računski ugibi po odabranim propisima i predlozima za grede Serije 1 100 100 G-B-0 80 Sila P (kN) 60 40 20 0

Eksperiment ACI-06 ACI-15 CSA-02 ISIS-07 CSA-12 EC2-04 Sila P (kN) 0 5 Ugib u sredini polja (mm) 10 15 20 25 30 G-B-

0 80 Eksperiment 60 Toutanji I Saafi-00 Yost-03 40 Bischoff-09 Rafi I Nadjai-09 Mousavi-09 20 Ju-16 Habeeb-08 0 Kara I

Ashour-12 0 5 10 15 20 25 30 Ugib u sredini polja (mm) Slika 5.2a – Eksperimentalni i računski ugibi po odabranim

propisima i predlozima za grede Serije 2 (G-B-0) Sila P (kN) 100 G-B-15 80 60 40 20 0 Eksperiment ACI-06 ACI-15 CSA-

02 ISIS-07 CSA-12 EC2-04 Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 0 5 10 15 20 25 G-B-25 Ugib u sredini polja (mm) Eksperiment

ACI-06 ACI-15 CSA-02 ISIS-07 CSA-12 EC2-04 0 5 Ugib u sredini polja (mm) 10 15 20 25 Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 G-

B-15 Eksperiment Toutanji I Saafi-00 Yost-03 Bischoff-09 Rafi I Nadjai-09 Mousavi-09 Ju-16 Habeeb-08 Kara I Ashour-12

0 5 10 15 20 25 Ugib u sredini polja (mm) Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 G-B-25 Eksperiment Toutanji I Saafi-00 Yost-03

Bischoff-09 Rafi I Nadjai-09 Mousavi-09 Ju-16 Habeeb-08 Kara I Ashour-12 0 5 Ugib u sredini polja (mm) 10 15 20 25

Slika 5.2b – Eksperimentalni i računski ugibi po odabranim propisima i predlozima za grede Serije 2 (G-B-15 i G-B-25) 50

40 G-C-0 Sila P (kN) 30 20 10 0 Eksperiment ACI-06 ACI-15 CSA-02 ISIS-07 CSA-12 EC2-04 0 5 10 15 20 25 Ugib u sredini

polja (mm) 50 40 G-C-15 Sila P (kN) 30 20 10 0 Eksperiment ACI-06 ACI-15 CSA-02 ISIS-07 CSA-12 EC2-04 0 5 10 Ugib u

sredini polja (mm) 15 20 50 G-C-0 40 Eksperiment Sila P (kN) 30 Toutanji I Saafi-00 Yost-03 20 Bischoff-09 Rafi I Nadjai-

09 Mousavi-09 10 Ju-16 Habeeb-08 0 Kara I Ashour-12 0 5 10 15 20 25 30 Ugib u sredini polja (mm) 50 G-C-15 40 Sila P

(kN) Eksperiment 30 Toutanji I Saafi-00 Yost-03 20 Bischoff-09 Rafi I Nadjai-09 Mousavi-09 10 Ju-16 Habeeb-08 0 Kara I

Ashour-12 0 5 10 15 20 25 30 Ugib u sredini polja (mm) Slika 5.3 – Eksperimentalni i računski ugibi po odabranim propisima i predlozima za grede Serije 3 Sila

**P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0** G1 -A-

1

0 Eksperiment ACI-06 ACI-15 CSA-02 ISIS-07 CSA-12 EC2-04 Sila

**P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0** 0 5 G1 -A-

1

15 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) 25 Eksperiment ACI-06 ACI-15 CSA-02 ISIS-07 CSA-12 EC2-04 30 Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 160 140 120 0 5 G1-A-25 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) 25 Eksperiment ACI-06 ACI-15 CSA-02 ISIS-07 CSA-12 EC2-04 30 0 5 10 15 20 25 Ugib u sredini polja (mm) 30 35 Sila

**P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0** G1 -A-

1

0 Eksperiment Toutanji I Saafi-00 Yost-03 Bischoff-09 Rafi I Nadjai-09 Mousavi-09 Ju-16 Habeeb-08 Kara I Ashour-12 Sila

**P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0** 0 5 G1 -A-

1

15 10 15 20 25 30 Ugib u sredini polja (mm) Eksperiment Toutanji I Saafi-00 Yost-03 Bischoff-09 Rafi I Nadjai-09 Mousavi-09 Ju-16 Habeeb-08 Kara I Ashour-12 Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 160 140 120 0 5 G1-A-25 10 15 20 25 Ugib u sredini polja (mm) Eksperiment Toutanji I Saafi-00 Yost-03 Bischoff-09 Rafi I Nadjai-09 Mousavi-09 Ju-16 Habeeb-08 Kara I Ashour-12 30 0 5 10 15 20 25 30 Ugib u sredini polja (mm) 35 Slika 5.4 – Eksperimentalni i računski ugibi po odabranim propisima i predlozima za grede Serije 4 S obzirom na to da grede sa FRP armaturom, zbog niskog modula elastičnosti FRP armature, već u eksploatacionim uslovima imaju znatne ugibe, eventualno preopterećenje izvan ovih granica može izazvati oštećenja elemenata konstrukcije koji su u vezi s ovim elementima. Iz tog razloga od izuzetnog značaja je poznavanje odgovora elementa konstrukcije u pogledu ugiba, tokom kompletnog procesa opterećivanja, a ne samo u eksploatacionim uslovima [61]. Imajući u vidu da kriva opterećenje–ugib predstavlja ključni pokazatelj ponašanja kontinualnih greda armiranih GFRP armaturom, uz napomenutu važnost definisanja njenog puta od početka opterećivanja do samog loma, autor disertacije predložio je sopstveni model proračuna na bazi dobijenih eksperimentalnih rezultata, vodeći se već predloženim modelima od strane drugih istraživača. Predloženi model baziran je na Bransonovoj jednačini, korišćenoj u ACI 440.1R-06 [4], uvođenjem koeficijenta sa vrijednošću 0.7, kojim se redukuje efektivni moment inercije, za stanje nakon pojave prslina, po analogiji sa predlogom Habeeb-a i Ashour-a [45], i nelinearnog parametra K, predloženog od strane Ju-a i dr. [53], kojim se dodatno redukuje efektivni moment inercije pri

višim nivoima opterećenja. Efektivni moment inercije za proračun ugiba kontinualnih greda sa GFRP armaturom na dva polja, za dejstvo koncentrisanih sila u sredinama raspona, predstavljen je izrazima:  $l_e = \left( \frac{M_{cr}}{M_{ser}} \right) \cdot \beta_d \cdot l_g + 1 - \left( \frac{M_{cr}}{M_{ser}} \right) \cdot K \cdot l_{cr} \cdot 0.7 \leq l_g$  (5.2) (5.3) gdje su ostali parametri definisani u tački 2.2.2. ove disertacije. Efektivni moment inercije se, za kontinualne grede sa jednim kontinualnim krajem, u skladu sa predlogom standarda ACI-435R-95 [3], koji podržava standard za betonske konstrukcije ACI-318-14 [2], računa na osnovu efektivnih momenata inercije oba kritična presjeka preko izraza: gdje su:  $l_{ep} = 0.85 \cdot l_{ep} + 0.15 \cdot l_{eo}$  (5.4) efektivni moment inercije u polju kontinualne grede efektivni moment inercije iznad srednjeg oslonca kontinualne grede. Na ovaj način, preko krutosti presjeka iznad oslonca, u proračun efektivnog momenta inercije uvode se efekti preraspodjele uticaja. Treba napomenuti da je izraz (5.4) predložen za proračun efektivnog momenta inercije kontinualnih greda sa čeličnom armaturom sa jednim kontinualnim krajem. Međutim, već je ukazano na znatan doprinos elastične preraspodjele uticaja kod kontinualnih greda sa GFRP armaturom, kao posljedice veće isprskalosti kritičnih presjeka u odnosu na presjeka sa čeličnom armaturom. Odnos krutosti između kritičnih presjeka uglavnom zavisi od odnosa krutosti GFRP armatura u tim presjecima. Samim tim, uticaj krutosti presjeka iznad oslonca na vrijednosti ugiba u polju kod kontinualnih greda sa GFRP armaturom značajniji je nego kod greda sa čeličnom armaturom. Iz tog razloga, autor disertacije primijenio je pogodniji izraz za proračun efektivnog momenta inercije za kontinualne grede sa GFRP armaturom sa jednim kontinualnim krajem, sa znatnim doprinosom krutosti presjeka iznad oslonca:  $l_e = 0.7 \cdot l_{ep} + 0.3 \cdot l_{eo}$  (5.5) Na slikama 5.5 i 5.6 prikazani su uporedni dijagrami razvoja ugiba sa opterećenjem dobijeni proračunom prema izrazu (5.1), prema predlozima odabranih propisa i istraživača, i dijagrami razvoja ugiba sa opterećenjem dobijeni eksperimentalnim putem za sve grede. Već je navedeno da je kod svih greda sa GFRP armaturom, moment pojave prve prsline  $M_{cr}$  bio niži od teorijski dobijenih vrijednosti. S obzirom na to da vrijednosti  $M_{cr}$  predstavljaju ključan parametar za definisanje krive opterećenje–ugib, kao i zbog adekvatnog poređenja odabranih modela i eksperimentalnih rezultata, pri proračunu je korišćena eksperimentalna vrijednost  $M_{cr}$  za sve modele, kao i u istraživanjima Barris i dr. [17]. Za grede Serije 1 i Serije 4, sa većim procentom armiranja, pokazana je veoma dobra podudarnost predloženog modela i rezultata eksperimenta, i pri nižim i pri višim nivoima opterećenja. Posebno se napominje da predloženi model, korišćenjem koeficijenta  $K$  definisanog od strane Ju-a i dr., dobro opisuje razvoj ugiba za više nivoa opterećenja bliske lomu, kada dolazi do punog razvoja nelinearnosti betona i dodatnog pada nagiba krive opterećenje–ugib. Za grede sa nižim procentima armiranja, odnosno za grede Serije 2 i Serije 3, pokazana su određena odstupanja, pri pojavi prve prsline, kada dolazi do značajnog pada krutosti presjeka i proklizavanja armature u odnosu na beton. Pri daljem napredovanju krive, odnosno porastu opterećenja, dolazi do relativno dobrog poklapanja predložene krive i dobijenih eksperimentalnih rezultata. Na osnovu dijagrama na slikama 5.5 i 5.6 primjećuje se da predlog ISIS-07 [50] daje naglo povećanje ugiba odmah nakon pojave prsline, karakteristično za grede sa nižim procentima armiranja kod kojih se javlja proklizavanje armature u odnosu na beton. Predlog ISIS-07 ne daje dobre rezultate u pogledu krive opterećenje–ugib za grede Serije 1 i Serije 2, ali bi se njegovom modifikacijom na sličan način kao u izrazu (5.2), uvođenjem koeficijenata za redukciju efektivne krutosti nakon pojave prsline, moglo kvalitetnije opisati ponašanje greda Serije 3 i Serije 4, sa nižim procentom armiranja i prisutnim proklizavanjem armature u odnosu na beton. Sila

**P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 G -A-**

1



0 Eksperiment ACI-06 ACI-15 ISIS-07 Ju-16 Habeeb i Ashour-08 Kara i Ashour-12 Predloženi model Sila

**P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 0 5 G -A-**

1

25 10 15 20 25 30 Ugib u sredini polja (mm) Eksperiment ACI-06 ACI-15 ISIS-07 Ju-16 Habeeb i Ashour-08 Kara i Ashour-12 Predloženi model Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 0 5 G-B-15 10 15 20 25 30 Ugib u sredini polja (mm) Eksperiment ACI-06 ACI-15 ISIS-07 Ju-16 Habeeb i Ashour-08 Kara i Ashour-12 Predloženi model Sila P (kN) 30 20 10 0 50 40 0 5 G-C-0 10 15 20 25 Ugib u sredini polja (mm) Eksperiment ACI-06 ACI-15 ISIS-07 Ju-16 Habeeb i Ashour-08 Kara i Ashour-12 Predloženi model 0 5 10 15 20 25 30 Ugib u sredini polja (mm) 140 120 G-A-15 100 Sila P (kN) 80 60 40 20 0 Eksperiment ACI-06 ACI-15 ISIS-07 Ju-16 Habeeb i Ashour-08 Kara i Ashour-12 Predloženi model Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 0 5 G-B-0 10 15 20 25 30 Ugib u sredini polja (mm) Eksperiment ACI-06 ACI-15 ISIS-07 Ju-16 Habeeb i Ashour-08 Kara i Ashour-12 Predloženi model Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 0 5 G-B-25 10 15 20 25 30 Ugib u sredini polja (mm) Eksperiment ACI-06 ACI-15 ISIS-07 Ju-16 Habeeb i Ashour-08 Kara i Ashour-12 Predloženi model G-C-15 40 Sila P (kN) 30 20 10 0 50 0 5 10 15 20 25 Ugib u sredini polja (mm) Eksperiment ACI-06 ACI-15 ISIS-07 Ju-16 Habeeb i Ashour-08 Kara i Ashour-12 Predloženi model 0 5 Ugib u sredini polja (mm) 10 15 20 25 30 Slika 5.5 – Predloženi model, eksperimentalni i računski ugibi po odabranim propisima i predlozima za grede Serije 1, Serije 2 i Serije 3 Sila P (kN) 120 100 80 Eksperiment Sila P (kN) 120 100 G1-A-15 Eksperiment ACI-06 140 G1-A-0 140 ACI-06 80 60 ACI-15 ACI-15 ISIS-07 60 ISIS-07 40 Ju-16 Ju-16 Habeeb i Ashour-08 40 Habeeb i Ashour-08 20 Kara i Ashour-12 20 Kara i Ashour-12 0 Predloženi model 0 Predloženi model 0 5 10 15 20 25 30 0 5 10 15 20 25 30 Ugib u sredini polja (mm) Ugib u sredini polja (mm) 160 140 G1-A-25 120 Sila P (kN) 100 80 60 40 Eksperiment ACI-06 ACI-15 ISIS-07 Ju-16 Habeeb i Ashour-08 20 Kara i Ashour-12 0 Predloženi model 0 5 10 15 20 25 30 35 Ugib u sredini polja (mm) Slika 5.6 – Predloženi model, eksperimentalni i računski ugibi po odabranim propisima i predlozima za grede Serije 4

#### 5.4. ANALIZA ŠIRINA PRSLINA U tački 2.2.3. ove disertacije prikazani su modeli za proračun maksimalne širine vertikalne prsline grede sa FRP armaturom, inkorporirani u aktuelnim propisima. U ovom dijelu disertacije sprovedena je komparativna analiza rezultata eksperimentalnih ispitivanja maksimalne širine vertikalnih prslina i rezultata dobijenih metodama proračuna. Dijagrami razvoja maksimalne širine vertikalne prsline u polju i iznad oslonca sa opterećenjem, dobijeni proračunom prema odredbama odabranih aktuelnih propisa za elemente sa FRP armaturom, upoređeni su sa eksperimentalnim rezultatima razvoja prslina sa opterećenjem na slikama 5.7 do 5.10 za sve grede. Na dijagramima se jasno vidi da, odmah nakon pojave prvih vertikalnih prslina u kritičnim presjecima, vrijednosti njihovih širina veće su od predviđenih proračunom, osim za grede Serije 4, gdje su pokazana dobra poklapanja eksperimentalnih i računskih rezultata, za početne nivo opterećivanja. Kod greda Serije 1, za odgovarajući nivo sile, maksimalne širine prslina dobijene eksperimentalnim putem, i u polju i iznad oslonca, veće su od proračunskih vrijednosti maksimalnih širina prslina. Najbolja poklapanja sa eksperimentalnim rezultatima pokazuje propis CNR-DT-203-06 [26], koji ujedno daje najveće vrijednosti maksimalne širine prslina, i u polju i iznad oslonca. Osnovni razlog za ovakvu pojavu treba tražiti u malom broju formiranih prslina u kritičnim presjecima, i u polju i iznad oslonca, koje su posljedično imale velike širine. Ovo je posljedica proklizavanja GFRP armature sa poliesterom u odnosu na okolni beton. Primjetno je, takođe, da su odstupanja eksperimentalnih vrijednosti maksimalnih širina prslina iznad oslonca, u odnosu na predviđena propisima, veća za slučajeve greda koje su projektovane da ostvare preraspodjelu momenata (G-A-15 i G-A-25), što je posljedica manje količine armature iznad oslonca. Kod greda Serije 2, odstupanja eksperimentalnih od sračunatih vrijednosti još su izraženija, što je vjerovatno

posljedica nižeg procenta armiranja i niže čvrstoće pri zatezanju ovih greda, u odnosu na grede Serije 1. Ovo je posebno evidentno za prsline iznad oslonca, jer su se, računajući sve grede Serije 2, pojavile najviše dvije prsline u ovoj zoni. Samim tim su, kako je u prethodnom dijelu disertacije pojašnjeno, njihove širine bile izuzetno velike, posebno kod grede G-B-15, gdje se pojavila samo jedna prslina. Za grede Serije 3 dobijeni su različiti rezultati kod poređenja maksimalnih širina vertikalnih prslina. Greda G-C-0 je pokazala dobra poklapanja, za maksimalne širine prslina u polju, sa rezultatima dobijenim na osnovu proračuna prema CNR-DT-203-06 [26]. Kod grede G-C-15, eksperimentalne vrijednosti su veće u odnosu na sračunate. Kod grede G-C-0 se pojavila samo jedna prslina iznad oslonca, pa je i njena širina tokom procesa opterećivanja, znatno veća nego računске vrijednosti. Kod grede G-C-15 pokazano je dobro poklapanje eksperimentalnih rezultata u pogledu maksimalnih širina prslina iznad oslonca, u odnosu na rezultate dobijene primjenom propisa CNR-DT-203-06. Osnovni razlog je to što su se iznad oslonca pojavile dvije prsline koje su, samim tim, imale manje širine u odnosu na prslinu u gredi G-C-0. Potpuno drugačije je bilo kod greda Serije 4. Kod greda ove serije, eksperimentalne vrijednosti maksimalnih širina prslina su, gotovo tokom kompletnog procesa opterećivanja, manje od vrijednosti širina prslina dobijenih primjenom gotovo svih aktuelnih propisa. Dobijene eksperimentalne vrijednosti u polju najbliže su vrijednostima dobijenim primjenom kanadskog standarda CSA S806-12 [23], koji ujedno daje najmanje vrijednosti od svih primjenjenih propisa. Ovo je još jedan dokaz dobrog prijanjanja između rebraste GFRP armature sa epoksidom i okolnog betona. Kod grede G1-A-25, maksimalna širina prsline iznad oslonca je veća od sračunate primjenom standarda CSA S806-12. Ovo je očekivano jer je greda G1-A-25 projektovana da ostvari preraspodjelu od 25% od oslonca ka polju grede, pa je imala najmanju količinu armature iznad oslonca u odnosu na ostale dvije grede Serije 4.

Sila P (kN) 120 100 80 60 40 20 0 G-A-0 Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 Sila P (kN) 120 100 80 60 40 20 0 0.5 G-A-15 1 1.5 2 Širina prsline u polju (mm) 2.5 Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 3 Sila P (kN) 120 100 80 60 40 20 0 0.5 G-A-25 1 1.5 2 Širina prsline u polju (mm) 2.5 Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 3 0 0.5 1 1.5 Širina prsline u polju (mm) 2.5 Sila P (kN) 120 100 80 60 40 20 0 G-A-0 Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 Sila P (kN) 120 100 80 60 40 20 0 0 G-A-15 0.5 1 1.5 2 2.5 Širina prsline iznad oslonca (mm) Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 Sila P (kN) 0 1 120 G-A-25 100 80 60 40 20 0 2 3 4 5 Širina prsline iznad oslonca (mm) Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 0 1 2 3 4 Širina prsline iznad oslonca (mm) Slika 5.7 – Eksperimentalne i računске maksimalne širine prslina po odabranim propisima za grede Serije 1 Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 G-B-0 Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 0 1 G-B-15 2 3 Širina prsline u polju (mm) 4 Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 5 Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 0.5 G-B-25 1 1.5 2 Širina prsline u polju (mm) 2.5 Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 3 0 0.5 1 1.5 2 2.5 Širina prsline u polju (mm) 3 3.5 Sila P (kN) 100 G-B-0 80 60 40 20 0 Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 Sila P (kN) 0 1 100 G-B-15 80 60 40 20 0 2 3 4 5 Širina prsline iznad oslonca (mm) 6 Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 7 Sila P (kN) 0 1 100 G-B-25 80 60 40 20 0 2 3 4 5 Širina prsline iznad oslonca (mm) Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 6 7 0 1 2 3 4 Širina prsline iznad oslonca (mm) 5 Slika 5.8 – Eksperimentalne i računске maksimalne širine prslina po odabranim propisima za grede Serije 2 50 G-C-0 40 Sila P (kN) Eksperiment 30 ACI-06 CSA-12 20 ISIS-07 CNR-06 10 EC2-04 MC-10 0 0 1 2 3 4 5 6 Širina prsline u polju (mm) 50 G-C-0 40 Sila P (kN) Eksperiment 30 ACI-06 CSA-12 20 ISIS-07 CNR-06 10 EC2-04 MC-10 0 0 2 4 6 8 10 12 Širina prsline iznad oslonca (mm) Slika 5.9a – Eksperimentalne i računске maksimalne širine prslina po odabranim propisima za grede Serije 3 (G-C-0) 50 G-C-15 40 Sila P (kN) 30 Eksperiment ACI-06 CSA-12 20 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 10 MC-10 50 G-C-15 40 Sila P (kN) 30 Eksperiment ACI-06 CSA-12 20 ISIS-07 CNR-06 EC2-04

10 MC-10 0 0 0 1 2 3 4 5 6 0 1 2 3 4 5 6 Širina prsline u polju (mm) Širina prsline iznad oslonca (mm) Slika 5.9b – Eksperimentalne i računске maksimalne širine prsline po odabranim propisima za grede Serije 3 (G-C-15) Sila

**P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0** G1 -A-

1

0 Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 Sila P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 0.5 1 G1-A-15 1.5 2 2.5 Širina prsline u polju (mm) 3 3.5 Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 4 Sila P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 0.5 G1-A-25 1 1.5 2 2.5 Širina prsline u polju (mm) 3 3.5 Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 0 0.5 1 1.5 2 Širina prsline u polju (mm) 2.5 3 Sila

**P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0** G1 -A-

1

0 Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 Sila P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 0.5 G1-A-15 1 1.5 2 2.5 Širina prsline iznad oslonca (mm) 3 3.5 Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 Sila P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 0.5 G1-A-25 1 1.5 2 2.5 Širina prsline iznad oslonca (mm) 3 3.5 Eksperiment ACI-06 CSA-12 ISIS-07 CNR-06 EC2-04 MC-10 0 1 Širina prsline iznad oslonca (mm) 2 3 4 5 6 7 Slika 5.10 – Eksperimentalne i računске maksimalne širine prsline po odabranim propisima za grede Serije 4 5.4.1. Određivanje koeficijenta  $k_b$  za eksperimentalne modele U cilju definisanja razvoja maksimalne širine prsline u zavisnosti od opterećenja, od velike važnosti je što preciznije određivanje koeficijenta  $k_b$ , koji zavisi od niza faktora i kojim se uzima u obzir stepen prijanjanja između betona i FRP armature. Do sada su sprovedena opsežna istraživanja u cilju određivanja koeficijenta  $k_b$ , za različite vrste vlakana FRP armature, tip matrice i različitu površinsku obradu šipki [18,29,30,57,36,37]. Kao posljedica eksperimentalnih istraživanja, ACI 440.1R-06 [4] i ACI 440.1R-15 [5] ukazuju na vrijednosti koeficijenta  $k_b$  koje variraju od 0.6 do 1.72 sa prosječnom vrijednošću od 1.10. U nedostatku eksperimentalnih rezultata, navedeni standardi predlažu konzervativnu vrijednost koeficijenta  $k_b$  od 1.4, ISIS-07 [50] vrijednost 1.2, a kanadski propis CSA S806-12 [23] vrijednost 0.8 za šipke obložene pijeskom i 1.0 za rebraste FRP šipke. Za FRP šipke koje imaju slične uslove prijanjanja sa betonom kao i čelične šipke, smatra se da je vrijednost koeficijenta  $k_b=1.0$ . Eksperimentalni rezultati izmjerenih vrijednosti širina prsline za različite nivoe opterećenja za grede Serije 4, iskorišćeni su za određivanje koeficijenta  $k_b$  za primijenjenu rebrastu GFRP armaturu u ovim eksperimentalnim istraživanjima. S obzirom na ukazano proklizavanje armature u odnosu na okolni beton, kod greda prve tri serije, autor disertacije je razmatrao samo grede Serije 4, odnosno rebraste GFRP šipke od epoksida. Za sračunavanje koeficijenta  $k_b$  su poslužile jednačine za proračun maksimalnih širina vertikalnih prsline u skladu sa propisima ACI 440.1R-06, odnosno CSA S806-12, Aneks S (2.47) i ISIS-07 (2.53). Autor disertacije je ove izraze smatrao prikladnijim za određivanje koeficijenta  $k_b$ , s obzirom da evropski propisi koeficijent prijanjanja između armature i betona koriste, prije svega za određivanje razmaka između prsline, a ne direktno za određivanje širine prsline. Koeficijent  $k_b$  je sračunat za sve tri grede Serije 4, G1-A-0, G1-A-15 i G1-A-25, u polju i iznad oslonca, za različite nivoe opterećenja od 35 kN, 50 kN, 70 kN, 90 kN, pri kojima su mjerene širine prsline. Ovi nivoo opterećenja obuhvataju širok dijapazon eksploatacionog opterećenja, od 25 do 72% od opterećenja pri lomu, odnosno, okvirno, od 2 do 5 puta većeg opterećenja od opterećenja pri pojavi prve prsline. S obzirom na to da, u jednačinama za proračun maksimalnih širina prsline, figuriše vrijednost napona u armaturi, treba napomenuti da su ove vrijednosti

određene na osnovu izmjerenih dilatacija u kritičnim presjecima, prije nego sračunatih momenata savijanja dobijenih na osnovu izmjerenih reakcija. U tabelama 5.5 do 5.7 date su prosječne vrijednosti koeficijenata kb za izmjerene širine tri prsline u kritičnom presjeku (dva u polju i oslonac), kao i vrijednosti koeficijenata kb za maksimalnu širinu prsline u kritičnom presjeku, za različite nivoe opterećenja u skladu sa navedenim propisima. Takođe, u tabeli 5.8 data je rekapitulacija vrijednosti koeficijenta kb dobijena primjenom razmatranih propisa, zajedno sa preporučenim vrijednostima. Treba napomenuti da se navedeni izrazi koriste za proračun maksimalne širine prsline, stoga dobijene maksimalne vrijednosti koeficijenata kb treba upoređivati sa preporučenim vrijednostima koje su definisane propisima. Prosječne vrijednosti koeficijenta kb date su kao informativne.

Tabela 5.5 Koeficijenti kb za rebraste GFRP šipke za različite nivoe opterećenja za gredu G1-A-0 Nivo sile (kN) Polje P I (prosjeak) Polje P I (max) Polje P d (prosjeak) Polje P d (max) Polje (prosjeak) Polje (max) Oslonac (prosjeak) Oslonac (max) 35 0.73 0.84 0.43 0.59 0.58 0.71 0.63 0.69 50 0.65 0.76 0.50 0.50 0.57 0.63 0.71 0.75 70 0.61 0.68 0.47 0.51 0.54 0.59 0.70 0.79 90 0.68 0.78 0.77 0.86 0.73 0.82 0.63 0.65

Prosjeak ACI 440.1R-06 - CSA S806-12 0.61 0.69 0.67 0.72 35 0.61 0.70 0.36 0.49 0.49 0.60 0.53 0.58 50 0.54 0.63 0.42 0.42 0.48 0.52 0.60 0.63 70 0.51 0.57 0.40 0.43 0.45 0.50 0.58 0.66 90 0.57 0.65 0.65 0.72 0.61 0.69 0.53 0.54 Prosjeak ISIS-07 0.51 0.58 0.56 0.60

Tabela 5.6 Koeficijenti kb za rebraste GFRP šipke za različite nivoe opterećenja za gredu G1-A-15 Nivo sile (kN) Polje P I (prosjeak) Polje P I (max) Polje P d (prosjeak) Polje P d (max) Polje (prosjeak) Polje (max) Oslonac (prosjeak) Oslonac (max) 35 0.69 0.80 0.60 0.60 0.65 0.70 0.68 0.83 50 0.62 0.73 0.55 0.62 0.59 0.67 0.82 0.88 70 0.62 0.72 0.58 0.80 0.60 0.76 0.77 0.94 90 0.55 0.59 0.54 0.76 0.55 0.68 0.74 0.84 Prosjeak ACI 440.1R-06 - CSA S806-12 0.60 0.70 0.75 0.87 35 0.58 0.67 0.50 0.50 0.54 0.59 0.57 0.70 50 0.52 0.61 0.46 0.52 0.49 0.56 0.68 0.73 70 0.52 0.60 0.49 0.67 0.50 0.64 0.65 0.79 90 0.46 0.49 0.46 0.64 0.46 0.57 0.62 0.71 Prosjeak ISIS-07 0.50 0.59 0.63 0.73

Tabela 5.7 Koeficijenti kb za rebraste GFRP šipke za različite nivoe opterećenja za gredu G1-A-25 Nivo sile (kN) Polje P I (prosjeak) Polje P I (max) Polje P d (prosjeak) Polje P d (max) Polje (prosjeak) Polje (max) Oslonac (prosjeak) Oslonac (max) 35 0.71 1.07 0.61 0.76 0.66 0.92 1.00 1.34 50 0.66 0.75 0.52 0.69 0.59 0.72 1.21 1.35 70 0.58 0.66 0.56 0.69 0.57 0.67 1.22 1.57 90 0.53 0.64 0.46 0.54 0.50 0.59 1.33 1.72 Prosjeak ACI 440.1R-06 - CSA S806-12 0.58 0.72 1.19 1.49 35 0.60 0.90 0.51 0.64 0.55 0.77 0.76 1.02 50 0.56 0.62 0.44 0.57 0.50 0.60 0.92 1.02 70 0.49 0.56 0.47 0.57 0.48 0.56 0.93 1.19 90 0.45 0.54 0.39 0.45 0.42 0.49 1.01 1.31 Prosjeak ISIS-07 0.49 0.61 0.90 1.14

Tabela 5.8 Rekapitulacija koeficijenta kb za rebraste GFRP šipke Standard Greda Polje (prosjeak) Polje (max) Oslonac (prosjeak) Oslonac (max) Preporučena vrijednost ACI-06 G1-A-0 0.61 0.69 0.62 0.72 CSA-12 G1-A-15 0.60 0.70 0.75 0.87 (ACI) – 1.4 G1-A-25 0.58 0.72 1.19 1.49 (CSA) – 1.0 Prosjeak 0.60 0.70 0.85 1.03 G1-A-0 0.51 0.58 0.56 0.60 ISIS-07 G1-A-15 0.50 0.59 0.63 0.73 1.2 G1-A-25 0.49 0.61 0.90 1.14 Prosjeak 0.50 0.59 0.70 0.82

Na osnovu tabela 5.5 do 5.8 mogu se primijetiti ujednačene maksimalne vrijednosti koeficijenata kb za polje, za sve tri grede. Dobijene maksimalne vrijednosti koeficijenata kb za polje znatno su manje od preporučenih vrijednosti pojedinih propisa. Takođe, ove vrijednosti su manje od 1.0, preporučene vrijednosti za čeličnu armaturu, što opet ukazuje na veoma dobre uslove prijanjanja rebraste GFRP armature i okolnog betona. Može se zaključiti da projektovana preraspodjela uticaja, koja podrazumijeva povećanje armature u polju greda, nije uticala na varijaciju prosječnog koeficijenta kb. Kada je u pitanju srednji oslonac, vrijednosti koeficijenata kb znatno se razlikuju za sve tri grede. Najveće vrijednosti dobijene su za gredu G1-A-25 (1.14-1.49) sa najmanjom količinom armature iznad oslonca, a najmanje za gredu G1-A-0 (0.58-0.69) sa najvećom količinom armature. Greda G1-A-15 je imala vrijednosti koeficijenata kb=0.73-0.87. Dakle, sa smanjenjem količine armature iznad oslonca dolazi do povećanja koeficijenta kb, što ukazuje na to da se preraspodjela uticaja u gredama sa GFRP armaturom dešava uz proklizavanje armature iznad oslonca, bez obzira na činjenicu da se posljedično smanjuje i moment savijanja iznad oslonca. Kod greda sa projektovanom preraspodjelom uticaja, proklizavanje armature se dešava vrlo brzo nakon pojave prsline iznad oslonca,

na šta ukazuju dobijene vrijednosti koeficijenta kb pri nižim nivoima opterećenja. Na ovu činjenicu, takođe, ukazuje i podatak da kod grede G1-A-0, koeficijenti kb u polju i iznad oslonca imaju dosta slične vrijednosti. Štaviše, koeficijenti kb nešto niži su iznad oslonca, što je, vjerovatno, razlog zbog kog se dogodila negativna preraspodjela uticaja od 16.4%. Evidentno je da grede sa GFRP armaturom projektovane da ostvare preraspodjelu uticaja dostižu projektovani (i veći) kapacitet nosivosti, ne manji od greda projektovanih na osnovu elastične analize, uz proklizavanje GFRP armature iznad oslonca. I pored povećanja koeficijenta kb, za slučaj preraspodjele uticaja, sračunate vrijednosti su u prihvatljivim granicama preporučenih od strane razmatranih standarda, osim u slučaju ACI 440.1R-06 [4], gdje je dobijena vrijednost  $kb=1.49$  nešto veća od preporučene  $kb=1.40$ . Ovdje treba praviti razliku između proklizavanja umotane GFRP armature i betona (Serija 1, Serija 2, Serija 3) i rebraste GFRP armature i betona (Serija 4). Kod greda prve tri serije, proklizavanje armature se dešava zbog loših uslova prijanjanja između GFRP armature i betona, i u polju i iznad oslonca, dok se kod greda Serije 4, proklizavanje armature dešava samo iznad oslonca, zbog potrebe grede da „iseli” uticaje iz oslonca u polje kada je projektovana da ostvari preraspodjelu tih uticaja. Naravno, posljedica proklizavanja armature u odnosu na beton je ista, široke prsline na tom dijelu grede. Međutim, te širine prsline su za identičan nivo opterećenja i procenat armiranja, znatno veće kod greda prve tri serije. Svakako, uz takvo proklizavanje armature u odnosu na beton, grede Serije 4 obezbjeđuju projektovani kapacitet nosivosti, uz jasnu najavu loma. Ovaj fenomen se može poistovetiti sa tečenjem armature kod greda sa čeličnom armaturom, kada, takođe, dolazi do znatnog širenja prsline i „iseljavanja” uticaja iz tog dijela grede, što se, uz najavu loma, smatra poželjnim ponašanjem. Na ovaj način i grede sa čeličnom armaturom obezbjeđuju veću nosivost. Mana kod greda sa GFRP armaturom jeste to što se proklizavanje armature dešava vrlo rano dok još važe eksploatacioni uslovi, pa se posebna pažnja u ovim uslovima treba posvetiti ograničenju širine prsline.

## 6. NUMERIČKA ANALIZA MODELA

### 6.1. UVOD U cilju preciznijeg definisanja uticaja pojedinih parametara na ponašanje kontinualnih greda sa GFRP armaturom, sprovedena je numerička analiza modela primjenom metode konačnih elemenata u programskom paketu ABAQUS

### 6.12. Dobijeni eksperimentalni rezultati greda S-A-15, G1-A-0, G1-A-15 i G1-A-25 poslužili su za verifikaciju tačnosti modela napravljenih u ABAQUS-u. U ovom dijelu disertacije dat je opis i način modeliranja greda u programskom paketu ABAQUS, uključujući opis materijala i tipove elemenata, faze modeliranja i interakciju između elemenata.

## 6.2. MODELIRANJE MATERIJALA I TIPOVI ELEMENATA

### 6.2.1. Beton Beton je modeliran kao deformabilni „solid” element, pri čemu je korišćen C3D8R (brick element) osmočvorni linearni trodimenzionalni konačni element sa redukovanom integracijom (slika 6.1). Svaki čvor elementa ima tri translaciona stepena slobode u X, Y i Z pravcu. Ovi elementi prate tačnu konstitutivnu integraciju i pogodni su za linearne i nelinearne statičke i dinamičke analize, uključujući plastičnost, i omogućavaju dobijanje dilatacija i rotacija prilikom analiza, kod kojih se javljaju velike deformacije [8]. Redukovana integracija smanjuje broj integracionih tačaka po elementu i smanjuje vrijeme potrebno za analizu. Slika 6.1 – Element C3D8R za beton [1] Za opis ponašanja betona pri dejstvu opterećenja korišćen je concrete damage plasticity (CDP) model, jedan od vrlo često korišćenih konstitutivnih modela u ABAQUS-u [91,54,93,70,94,47,81]. Pogodan je za opis ponašanja betona pri monotonom, cikličnom i dinamičkom opterećenju [93]. CDP model pretpostavlja dva glavna mehanizma loma u betonu: lom betona usljed pritiska (compressive crushing) i pojava prsline usljed zatezanja (tensile cracking). Model pretpostavlja da odgovor betona pri pritisku i zatezanju, karakteriše pojava oštećene plastičnosti (damage plasticity) [1]. Odgovor betona na pritisak i zatezanje pri dejstvu opterećenja prikazan je na slici 6.2. a) b) Slika 6.2 – Veza napon–dilatacija a) pri pritisku i b) pri zatezanju [1] Kako je prikazano na slici 6.2, prilikom rasterećenja betona van granice elastičnosti pri pritisku ili zatezanju, elastična krutost materijala je smanjena jer dolazi do oštećenja, tj. degradacije betona. Degradacija elastične krutosti tokom rasterećenja se opisuje pomoću dva skalarna parametra (damage parameters) dc za jednoosijalni pritisak i dt

za zatezanje, koje su u funkciji plastične dilatacije, temperature i ostalih promjenljivih. Parametri imaju vrijednosti od 0, za neoštećeni beton, do 1, za potpuno oštećeni beton, sa potpunim gubitkom nosivosti [1]. Zahtjevi za pojavu plastičnosti uključuju definisanje početne površine tečenja (initial yield surface). Takođe, ABAQUS zahtijeva zadavanje sljedećih parametara, kako bi se u potpunosti definisala plastičnost betona:  $\psi$  ugao izmjeren u p-q ravni (dilation angle)  $\epsilon$  ekscentričnost potencijalne plastične površine (flow potential eccentricity)  $f_b / f_c$  odnos biaksijalnog početnog napona pritiska pri tečenju i jednoaksijalnog početnog napona pritiska pri tečenju

**(ratio of biaxial compressive yield stress to uniaxial compressive yield stress)**

101

K odnos druge invarijante napona na zatežućem meridijanu i pritisnutog meridijana pri početku tečenja

**(ratio of second stress invariant on the tensile meridian to the compressive meridian at initial yield)**

84

$\mu$  viskozni parametar (viscosity parameter) – kojim se reguliše problem konvergencije. Za parametre  $\epsilon$ ,  $f_b / f_c$  i  $K$  usvojene su preporučene (standardne) vrijednosti date u ABAQUS-u od 0.1, 1.16, 0.667, respektivno. Parametri  $\psi$  (dilation angle) i  $\mu$  (viscosity parameter) varirani su kako bi rezultati numeričke analize, što je moguće bolje, simulirali eksperimentalne rezultate. Za sve modele su usvojene vrijednosti 500 i 0.001, za  $\psi$  i  $\mu$ , respektivno. Za opis ponašanja betona pri pritisku i pri zatezanju određeni matematički modeli dostupni su u literaturi. Za modeliranje ponašanja betona pri pritisku korišćena je Hognestad-ova parabola [46] koja se sastoji iz rastuće (work hardening) i opadajuće (strain softening) grane napona za povećanje dilatacija u betonu (slika 6.3). Konstitutivne jednačine za definisanje veze napon–dilatacija pri pritisku date su izrazima:  $\sigma_c(1) = E_c \epsilon_c$  (6.1a)  $\sigma_c(2) = f_c' \left( 2 \cdot \left( \frac{\epsilon_c}{\epsilon_c'} \right)^2 - \left( \frac{\epsilon_c}{\epsilon_c'} \right) \right)$  (6.1b)  $\sigma_c(3) = f_c' \left( 2 \cdot \left( \frac{\epsilon_c}{\epsilon_c'} \right)^2 - \left( \frac{\epsilon_c}{\epsilon_c'} \right) \right)$  (6.1c) gdje su:  $\epsilon_c' = 2 f_c' / E_c$  (6.2)  $E_c = 4750 f_c'$  (6.3)  $\sigma_c$  napon pritiska u betonu  $f_c'$  maksimalni napon pritiska u betonu  $\epsilon_c$  dilatacija pritiska u betonu  $\epsilon_c'$  dilatacija pritiska u betonu pri maksimalnom naponu  $E_c$  početni modul elastičnosti betona. Slika 6.3 – Veza napon–dilatacija betona pri pritisku definisana od strane Hognestad-a [46] Kao rezultat prisutnih napona prijanjanja između betona i armature, beton je sposoban da prenese napone zatezanja između prslina. Veza između betona i armature može se modelirati uvodeći sadejstvo zategnutog betona (tension stiffening), kako bi se simulirao transfer opterećenja između prslina. Na ovaj način se, preko sadejstva zategnutog betona, modelira pad napona za povećanje dilatacija (strain softening) u isprskalom betonu. Sadejstvo zategnutog betona neophodno je definisati u CDP modelu i moguće ga je modelirati na tri načina. ABAQUS omogućava da se sadejstvo zategnutog betona definiše preko veze napon–dilatacija u isprskalom betonu, preko zavisnosti napona zatezanja i pomjeranja usljed otvaranja prsline (crack opening displacement), i primjenjujući kriterijum potrebne energije za pojavu prsline (fracture energy) [1]. Za razmatranje sadejstva zategnutog betona mogu se koristiti sljedeće jednačine koje definišu vezu napon–dilatacija u zategnutom betonu [93]:  $\sigma_t(1) = E_c \epsilon_t$  za  $\epsilon_t \leq \epsilon_{cr}$  (6.4a)  $\sigma_t(2) = f_t' \left( \frac{\epsilon_t}{\epsilon_{cr}} \right)$  za  $\epsilon_t > \epsilon_{cr}$  (6.4b) gdje su:  $\epsilon_{cr} = f_t' / E_c$  (6.5)  $E_c = 4750 f_c'$  (6.6)  $f_t' = 0.33 f_c'$  (6.7)  $\sigma_t$  napon zatezanja u betonu  $f_t'$  maksimalni napon zatezanja u betonu  $\epsilon_t$  dilatacija zatezanja u betonu  $\epsilon_{cr}$  dilatacija zatezanja u betonu pri maksimalnom naponu, odnosno pri pojavi prsline. Kao alternativa pristupu napon–dilatacija, za definisanje ponašanja betona na zatezanje, može se koristiti pristup pomjeranja usljed otvaranja prsline (crack opening displacement  $\omega$ ), pri

čemu se implementira koncept potrebne energije za pojavu prslina (fracture energy) [94]. U ovom pristupu, količina energije koja je potrebna za otvaranje prsline jedinične površine se pretpostavlja kao karakteristika materijala. Na ovaj način se ponašanje betona pri zatezanju definiše preko veze napon–pomjeranje, umjesto preko veze napon–dilatacija. Za opis ponašanja betona pri zatezanju, korišćena je bilinearna kriva napon–pomjeranje definisana od strane Peterson-a [79] (slika 6.4). Na osnovu slike 6.4 primjećuje se da se otvaranje prsline računa kao odnos totalne spoljašnje energije (fracture energy  $G_F$ ) po jedinici površine potrebne za formiranje i propagaciju prsline u betonu. Potrebna energija  $G_F$  se definiše u funkciji čvrstoće betona pri pritisku, a može se koristiti izraz dat u MC-10 [48]:  $G_F = 73(f_{cm})^{0.18}$  (6.8) gdje su:  $f_{cm} = f_{ck} + 8$  MPa (6.9)  $f_{ck} = f_{c'} - 1.6$  MPa (6.10)  $f_{cm}$  srednja vrijednost čvrstoće betona pri pritisku  $f_{ck}$  karakteristična čvrstoća betona pri pritisku. Slika 6.4 – Bilinearna kriva za definisanje ponašanja betona pri zatezanju [79] U ovim istraživanjima, prilikom numeričke analize, korišćen je pristup pomjeranja usljed otvaranja prsline (crack opening displacement  $\omega$ ) za modeliranje sadejstva zategnutog betona. Vrijednosti potrebne energije  $G_F$  varirane su u razumnim granicama, kako bi rezultati numeričke analize simulirali eksperimentalne rezultate. Ovo je opravdano, s obzirom na navedeno prisustvo proklizavanja između betona i armature kod greda Serije 4 u uslovima preraspodjele uticaja. Pored opisanih matematičkih modela za definisanje ponašanja betona, a u cilju što preciznijeg modeliranja betona, potrebno je definisati i skalarnе parametre (damage parameters)  $d_c$  i  $d_t$ , kako bi se, u cjelosti, odredio CDP model. Kako su skalarni parametri  $d_c$  i  $d_t$  u funkciji plastične dilatacije, ABAQUS će, preko zadatih vrijednosti neelastične i dilatacije usljed otvaranja prsline, sračunati plastične dilatacije za jednoaksijalni pritisak i zatezanje preko izraza [1]:  $\epsilon_{cpl} = \epsilon_{cin} - d_c \cdot \sigma_c$  (6.11)  $1 - d_c \epsilon_{cpl} = \epsilon_{tck} - d_t \cdot \sigma_t$  (6.12) odnosno, ako se koristi pristup pomjeranja usljed otvaranja prsline (crack opening displacement  $u_{tck}$  ili  $\omega$ ) kako bi se definisao odgovor na zatezanje nakon dostizanja maksimalnog napona:  $u_{tpl} = u_{tck} - \sigma_t \cdot l_0$  (6.13)  $1 - d_t \epsilon_{cpl} = \epsilon_{cpl}$  (6.14)  $\sigma_t = (1 - d_t) \epsilon_{cpl}$  (6.15) Na osnovu prethodnih jednačina, ABAQUS računa efektivne napone za pritisak  $\sigma_c$  i za zatezanje  $\sigma_t$ , koji predstavljaju jednoaksijalne kohezione napone i koriste se za određivanje veličine opterećene površine i površine tečenja u okviru plastičnog modeliranja betona, preko izraza [1]:  $\sigma_c = 1 - d_c \epsilon_{cpl}$  (6.16)  $\sigma_t = \sigma_t = \epsilon_{cpl} (1 - d_t)$  (6.17) U ABAQUS-u se parametri  $d_c$  zadaju u funkciji neelastične dilatacije  $\epsilon_{cin}$ , a parametri  $d_t$  u funkciji dilatacije usljed otvaranja prsline  $\epsilon_{tck}$  ili pomjeranja usljed otvaranja prsline  $\omega$ . U skladu sa slikom 6.2a, za beton izložen pritisku, skalarni parametri  $d_c$  određuju se po sljedećoj proceduri [93]:  $\epsilon_{cin} = \epsilon_c - \epsilon_{oecd}$  (6.20)  $\epsilon_{cpl} = b_c \epsilon_{cin}$  (6.21)  $\epsilon_{cpl} = \epsilon_c - \epsilon_{oecd}$  (6.22)  $\sigma_c = (1 - d_c) \epsilon_{cpl}$  (6.23)  $\epsilon_{cpl} = \epsilon_c - \epsilon_{oecd}$  gdje su:  $b_c$  koeficijent sa vrijednošću 0.7 za beton pri pritisku predložen od Polling-a [80]  $\epsilon_{oecd}$  modifikovani modul elastičnosti betona pri pritisku pri rasterećenju  $\epsilon_{oecd}$  početna elastična dilatacija u betonu pri pritisku  $\epsilon_{cel}$  elastična dilatacija u betonu pri pritisku. Slično, kao za beton pri pritisku, za beton izložen zatezanju, u skladu sa slikom 6.2b, skalarni parametri  $d_t$  određuju se po sljedećoj proceduri [93]:  $\epsilon_{tck} = \epsilon_t - \epsilon_{oetl}$  (6.24)  $\epsilon_{tck} = \epsilon_t - \epsilon_{oetl}$  (6.25)  $\epsilon_{tck} = \epsilon_t - \epsilon_{oetl}$  (6.26)  $\sigma_t = (1 - d_t) \epsilon_{tck}$  (6.27)  $\epsilon_{tck} = \epsilon_t - \epsilon_{oetl}$  gdje su:  $b_t$  koeficijent sa vrijednošću 0.1 za beton pri zatezanju predložen od Polling-a [80]  $\epsilon_{oetl}$  modifikovani modul elastičnosti betona pri zatezanju pri rasterećenju  $\epsilon_{oetl}$  početna elastična dilatacija u betonu pri zatezanju  $\epsilon_{tel}$  elastična dilatacija u betonu pri zatezanju. Kad se koristi pristup pomjeranja usljed otvaranja prsline  $\omega$ , po sličnom postupku kao u

prethodnom pristupu, parametri  $\nu$  se određuju preko izraza (6.13). U ovim istraživanjima parametri  $\nu$  su u programu ABAQUS zadati u funkciji pomjeranja usljed otvaranja prsline  $\omega$ , sa maksimalnom vrijednošću od 0.99 kako bi se izbjegli problemi sa konvergencijom. Mehaničke i deformacijske karakteristike betona izmjerene su eksperimentalno na betonskim uzorcima na pritisak i zatezanje. Za kompletno definisanje ponašanja betona potrebno je definisati i Poasonov koeficijent. U ovim istraživanjima Poasonov koeficijent za beton usvojen je sa vrijednošću od 0.2. 6.2.2. Armatura Podužna armatura i uzengije definisane su kao deformabilni „wire” elementi. Za podužnu armaturu i uzengije korišćen je T3D2 (truss element) dvočvorni linearni trodimenzionalni štapasti konačni element (slika 6.5). Krajnji čvorovi elementa imaju tri translaciona stepena slobode u X, Y i Z pravcu. Ovi elementi obezbjeđuju samo aksijalnu krutost sa definisanim materijalom i površinom poprečnog presjeka armature, ne i prenos momenata i transverzalnih sila. Takođe, T3D2 elementi obezbjeđuju linearnu interpolaciju vrijednosti pomjeranja čvorova i prenose konstantne dilatacije. Slika 6.5 – Element T3D2 za armaturu [1] Čelična armatura modelirana je preko bilinearne krive napon–dilatacija sa definisanim granicama napona i dilatacija na početku tečenja armature, koje su određene eksperimentalno. GFRP armatura modelirana je kao izotropan linearno elastični materijal sve do loma. Modul elastičnosti, kao i dilatacije pri lomu, dobijeni su eksperimentalnim putem kako je opisano u trećem poglavlju ove disertacije. Na slici 6.6 su prikazani dijagrami napon–dilatacija za čeličnu i GFRP armaturu koji su korišćeni pri numeričkoj analizi. 1400 čelična armatura 1200 GFRP (prečnik 9 mm) GFRP (prečnik 10 mm) 1000 GFRP (prečnik 12 mm) Napon (MPa) 800 600 400 200 0 0 5 10 15 20 25 Dilatacija (%) Slika 6.6 – Dijagram napon–dilatacija za čeličnu i GFRP armaturu 6.2.3. Čelične oslonačke ploče Prilikom sprovođenja eksperimenta, nanošenje opterećenja, kao i oslanjanje grede, sprovedeno je preko čeličnih ploča. U cilju izbjegavanja pojave koncentracije napona u AB gredama, ove čelične ploče modelirane su u programu ABAQUS kao deformabilni „solid” elementi. Kao i za beton, za modeliranje čeličnih ploča korišćen je C3D8R (brick element) osmočvorni linearni trodimenzionalni konačni element sa redukovanom integracijom (slika 6.1). Čelične ploče za oslanjanje i nanošenje opterećenja modelirane su kao linearno elastični izotropan materijal sa modulom elastičnosti od 200 GPa i Poasonovim koeficijentom sa vrijednošću od 0.3. 6.3. MODELIRANJE GREDE I ANALIZA MODELA 6.3.1. Geometrija modela, opterećenje i uslovi oslanjanja Na slici 6.7 prikazana je geometrija modeliranih greda sa osloncima i zadatim opterećenjem, podužnom armaturom i uzengijama. Dispozicija modela i poprečni presjek greda usvojeni su kao i u eksperimentalnim istraživanjima. Isto tako, sve čelične ploče za oslanjanje grede i za nanošenje opterećenja usvojene su kao i kod eksperimentalnih modela. Na sredinama oslonačkih čeličnih ploča zadati su linijski oslonci u širini grede. Na krajnjim osloncima koji su projektovani kao horizontalno pomjerljivi spriječeno je samo vertikalno pomjeranje ( $U_2=0$ ), dok je dopušteno podužno pomjeranje grede. Na srednjem osloncu spriječeno je pomjeranje u vertikalnom i horizontalnom pravcu grede ( $U_2=0, U_3=0$ ), kako bi se simulirao nepokretni oslonac. Takođe, kako bi se osigurala stabilnost modela, spriječena je translacija na sva tri oslonca van vertikalne ravni grede ( $U_1=0$ ). Opterećenje na modele nanoseno je u sredinama raspona kontinualne grede preko čeličnih ploča kao koncentrisano opterećenje, sa kojima je povezano referentnim tačkama (RP). Preko čeličnih ploča obezbijeden je ravnomjeren prenos opterećenja na opterećenu površinu grede. ABAQUS omogućava definisanje interakcija između elemenata modela na različite načine, kako bi se što preciznije simuliralo ponašanje modela koji su ispitivani u okviru eksperimentalnog programa. U modelima ispitivanim u okviru numeričke analize definisana je interakcija između betona i armature i interakcija između čeličnih ploča za oslanjanje i nanošenje opterećenja i samog modela. Slika 6.7 – Geometrija modela, opterećenje, uslovi oslanjanja i podužna armatura i uzengije 6.3.2. Interakcija između betona i armature Eksperimentalni rezultati su pokazali da su kod greda S-A-15, G1-A-0, G1-A-15 i G1-A-25 ostvareni veoma dobri uslovi prijanjanja između betona i armature. Iz tog razloga, prilikom modeliranja kontinualne AB grede u programu ABAQUS, izabrano je idealno sadejstvo



armature i betona, bez međusobnog proklizavanja. Šipke armature ugrađene su u beton koristeći vezu (constraint) „embedded region”. Na ovaj način je armatura (truss element) modelirana kao ugrađeni element (embedded region) a beton (brick element) kao element domaćin (host region). Kada se čvor ugrađenog elementa nalazi unutar elementa domaćina, translacioni stepeni slobode ugrađenog čvora se eliminišu i postaju vezani odgovarajućim vrijednostima stepena slobode elementa domaćina [70]. Na ovaj način je modelirana idealna veza armature i betona na ugrađenom čvoru, što za gušću mrežu definisanih ugrađenih čvorova podrazumijeva idealnu vezu betona i armature. Na ovaj način se ponašanje betona smatra nezavisnim od armature, i nije moguće uzeti u obzir proklizavanje između betona i armature [93]. Faktori kojima se definiše fenomen sadejstva između betona i armature (tension stiffening) uzeti su u obzir preko modeliranja betona pri zatezanju, odnosno prilikom odgovora betona nakon dostizanja maksimalnog napona na zatezanje nakon pojave prslina, što je prethodno detaljnije objašnjeno. Dakle, veza između betona i armature razmatrana je prilikom modeliranja betona, dok je zadatom interakcijom usvojeno idealno sadejstvo betona i armature.

6.3.3. Interakcija između grede i čeličnih ploča Čelične ploče za oslanjanje i nanošenje opterećenja povezane su sa gredom preko „tie constraint”, tako da elementi, tokom kompletnog procesa opterećivanja, rade zajedno, odnosno, da ni u jednom trenutku ne dođe do njihovog razdvajanja. 6.3.4. Mreža konačnih elemenata Prilikom formiranja modela za analizu, jako je važno izabrati odgovarajuću veličinu konačnog elementa, s obzirom na to da njegov izbor može značajno uticati na rezultate same analize. Iz tog razloga, u cilju dobijanja što preciznijih rezultata, s jedne strane, i smanjenja potrebnog vremena rada računara za rješavanje problema, sa druge strane, sprovedena je preliminarna analiza kako bi se odredio uticaj veličine konačnog elementa na rezultate analize. Za element C3D8R izabran je konačni element u obliku kvadra, sa približno identičnim odnosom strana u cilju dobijanja što tačnijih rezultata. Za preliminarnu analizu korišćena je kriva opterećenje–ugib, sa varijacijom veličine konačnog elementa od 50 mm do 15 mm. Pokazano je da sa smanjenjem veličine konačnog elementa vrijednosti ugiba teže konstantnim vrijednostima, odnosno smanjuju se razlike u rezultatima analize, pa su za veličinu konačnog elementa od 15 i 20 mm dobijeni skoro identični rezultati. U cilju racionalnosti vremena rada računara za rješavanje problema, izabrana je veličina konačnog elementa od 20 mm za analizu. Na ovaj način, korišćenjem automatske inkrementacije (automatic incrementation), ABAQUS će izabrati maksimalnu moguću veličinu inkrementa za povećanje efikasnosti rješavanja problema, ali neće prekoračiti maksimalnu definisanu veličinu inkrementa. 6.3.5. Analiza modela Nakon formiranja modela, bilo je potrebno definisati jedan ili više metoda za analizu (analysis steps). Za analizu, u okviru ove disertacije, korišćena je statička metoda (Static General), sa definisanim kontrolom opterećenja do loma u okviru produkta programa ABAQUS/Standard. U ovom slučaju, opterećenje se linearno povećava do loma, tako što se dijeli na određeni broj koraka (load steps) kako bi se razmotrio efekat nelinearnosti. ABAQUS/Standard koristi Njutnovu metodu za rješavanje nelinearnih ravnotežnih jednačina u okviru svakog koraka. Rješenje problema se ostvaruje preko serije inkremenata sa iteracijama za dobijanje ravnoteže u okviru svakog inkrementa [93]. U tom cilju, programu je zadata početna veličina inkrementa od 0.01, minimalna veličina inkrementa od 0.000001 i maksimalna veličina inkrementa od 0.1, kako bi se postigla konvergencija i uspješno sprovela analiza. 6.4. VERIFIKACIJA MODELA Formirani model u ABAQUS-u, kako je opisano u prethodnom dijelu poglavlja 6 ove disertacije, verifikovan je eksperimentalnim rezultatima dobijenim ispitivanjem kontinualnih greda u okviru ovih istraživanja. Za verifikaciju su poslužili modeli Serije 4, sa GFRP armaturom, G1-A-0, G1-A-15 i G1-A-25 i greda S-A-15 sa čeličnom armaturom. Modeli su upoređeni na osnovu sila loma i slike formiranih prslina pri lomu, dobijenih ugiba, reakcija krajnjih oslonaca kontinualnih greda na osnovu kojih se određuje preraspodjela momenata, dilatacija u zategnutoj armaturi iznad oslonca, tokom procesa opterećivanja. 6.4.1. Sile loma i morfologija prslina Numeričkom analizom su za kontinualne grede S-A-15, G1-A-0, G1-A-15 i G1-A-25 dobijene sile loma od 129.0 kN, 118.7 kN, 122.0 kN,

133.0 kN, respektivno, što je za 3.3%, 5.2%, 2.3%, 3.5% manje od vrijednosti dobijenih eksperimentom, respektivno. Može se zaključiti da su vrijednosti graničnog opterećenja dobijene numeričkom analizom, veoma blizu eksperimentalnim vrijednostima. Na slici 6.8 prikazana je morfologija prslina kontinualnih greda, pri opterećenju bliskom lomu, dobijena eksperimentalnim ispitivanjem i numeričkom analizom, koje su poslužile za verifikaciju. Morfologija prslina u programu ABAQUS prikazana je kao mjera oštećenja definisana preko ulaznih parametara prilikom modeliranja betona. Pokazana su dobra poklapanja eksperimentalnih rezultata i numeričke metode kod svih modela, posebno kod dužina zona na kojima se prostiru prsline, kako u polju greda, tako i iznad oslonca. Razvoj prslina dobijen numeričkom analizom, kao i eksperimentom, odgovara usvojenoj armaturi u kritičnim presjecima, odnosno većoj količini armature odgovara veći broj prslina formiranih u presjeku. Tako, greda G1-A-0, sa najvećom količinom armature iznad oslonca, ima izraženu široku zonu na kojoj su se javile prsline na ovom dijelu grede. Greda G1-A-25, sa najvećom količinom armature u polju, ima najveću širinu zone pojave prslina između oslonaca. Takođe, na slici 6.8 jasno su izražene dijagonalne prsline koje se javljaju u unutrašnjem rasponu smicanja, i propagiraju ka mjestu dejstva sile, odnosno ka mjestu oslanjanja u zoni srednjeg oslonca. a) b) c) d) Slika 6.8 – Morfologija prslina za grede pri lomu: a) S-A-15; b) G1-A-0; c) G1-A-15; d) G1-A-25

6.4.2. Ugibi Na slici 6.9 prikazana je zavisnost ugib–opterećenje, dobijena eksperimentalnim putem i numeričkom analizom, za kontinualne grede korišćene za verifikaciju. Za gredu S-A-15 može se primijetiti veoma dobro poklapanje eksperimentalnih rezultata i rezultata numeričke analize, prije pojave prsline, nakon pojave prslina u betonu, kao i nakon tečenja čelične armature. I kod kontinualnih greda sa GFRP armaturom pokazana su veoma dobra poklapanja sa eksperimentalnim rezultatima. Za gredu G1-A-0 su poklapanja rezultata evidentna tokom kompletnog procesa opterećivanja. Neznatna odstupanja rezultata numeričke analize od eksperimentalnih dešavaju se kod grede G1-A-15, za opterećenja veća od 50% od sile loma, sa maksimalnim vrijednostima odstupanja ugiba reda veličine 1 mm, i prosječnim odstupanjima na tom nivou opterećenja od 5%. Takođe, određena odstupanja se javljaju pri lomu greda G1-A-15 i G1-A-25, gdje je eksperimentalnim putem dobijena dodatna zakrivljenost dijagrama, kao posljedica razvoja pune nelinearnosti betona, koja numeričkim modelom nije mogla biti simulirana. Sila

**P (kN) 160 140 120 100 80 60 40 20 0 S -A-**

6

15 Eksperiment Numerička analiza Sila

**P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 0 5 G1 -A-**

1

15 10 Ugib u sredini polja (mm) Eksperiment Numerička analiza 15 20 25 30 35 Sila

**P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 G1 -A-**

1

0 Eksperiment Numerička analiza Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 160 140 120 0 5 G1-A-25 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) Eksperiment Numerička analiza 25 30 0 5 10 15 20 25 30 0 5 10 15 20 25 30 35 Ugib u sredini polja (mm) Ugib u sredini polja (mm) Slika 6.9 – Zavisnost ugib–opterećenje za grede u sredini raspona 6.4.3. Reakcije krajnjih oslonaca

Reakcije krajnjih oslonaca, zajedno sa apliciranim opterećenjem, poslužile su i za sračunavanje momenata savijanja u kritičnim presjecima. Na slici 6.10 prikazana je zavisnost reakcija krajnjih oslonaca i opterećenja za eksperimentalne i rezultate numeričke analize modela. Osim toga, na slici 6.10 prikazane su i reakcije koje su dobijene u skladu sa elastičnom analizom, kako bi se jasnije sagledala mogućnost preraspodjele momenata kod kontinualnih greda. Za grede sa GFRP armaturom pokazana su dobra poklapanja rezultata dobijenih eksperimentom i numeričkom metodom, sa određenim odstupanjima pri vrijednostima opterećenja bliskim lomu. Na ovaj način je evidentirana sposobnost modela da ostvare preraspodjelu uticaja, u skladu sa usvojenom armaturom u kritičnim presjecima. Što se tiče grede S-A-15, primjetna su određena odstupanja rezultata, posebno za veće nivoe opterećenja. Naime, numeričkom analizom se pokazalo da je greda sa čeličnom armaturom ostvarila preraspodjelu momenata od 12.7% pri lomu, što je blizu projektovanoj vrijednosti od 15%. Sila P (kN) 140 S-A-15 120 100 80 60 40 Eksperiment 20 Numerička analiza Elastična analiza 0 Sila P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 0 5 10 G1-A-15 15 20 25 30 35 40 45 50 Reakcije krajnjih oslonaca (kN) Eksperiment Numerička analiza Elastična analiza Sila P (kN) 140 120 G1-A-0 100 80 60 40 Eksperiment 20 Numerička analiza Elastična analiza 0 Sila

**P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 0 5 G1 -A-**

1

25 10 15 20 25 30 35 40 45 Reakcije krajnjih oslonaca (kN) Eksperiment Numerička analiza Elastična analiza 0 5 10 15 20 25 30 35 40 45 50 0 10 20 30 40 50 60 Reakcije krajnjih oslonaca (kN) Reakcije krajnjih oslonaca (kN) Slika 6.10 – Zavisnost reakcija krajnjih oslonaca od opterećenja za grede 6.4.4. Dilatacije u zategnutoj armaturi Na slici 6.11 prikazana je zavisnost između dilatacija u zategnutoj podužnoj armaturi i opterećenja, iznad oslonca, dobijena eksperimentom i numeričkom metodom. Kod svih greda su pokazana veoma dobra poklapanja rezultata prije pojave prslina. Nakon pojave prvih prslina, kod greda sa GFRP armaturom primjetan je karakterističan skok u vrijednostima dilatacija u armaturi. Evidentno je da rezultati eksperimenta i numeričke analize pokazuju da se tačke ovih skokova poklapaju, odnosno da su pri istom nivou sile, ali da numeričkim modelom nije u potpunosti obuhvaćen tako nagli skok u dilatacijama kao eksperimentom. Ovo je, vjerovatno, posljedica činjenice da trenutno proklizavanje GFRP armature, koje se javlja pri pojavi prslina iznad oslonca, nije adekvatno obuhvaćeno modeliranjem betona pri zatezanju, odnosno modeliranjem sadejstva betona i GFRP armature. Kod svih modela sa GFRP armaturom pokazana su veoma dobra poklapanja za vrijednosti opterećenja od 40 kN do 100 kN, dok se određena odstupanja rezultata javljaju pri lomu. Takođe, rezultati jasno pokazuju da nisu dostignute granične dilatacije u armaturi, što odgovara činjenici da su grede doživjele lom po betonu. Kod grede G1-A-0, evidentirana su najmanja odstupanja eksperimentalnih i numeričkih vrijednosti dilatacija u GFRP armaturi pri lomu, koja se razlikuju za 3%. Kod grede G1-A-15 i G1-A-25 su ova odstupanja veća i posljedica su nemogućnosti da se numeričkim modelom adekvatno opiše ponašanje pri lomu. 160 140 S-A-15 120 Sila P (kN) 100 80 60 Eksperiment 40 Numerička analiza 20 0 0 2 4 6 8 10 12 14 16 18 20 22 24 26 Dilatacija iznad oslonca (%) 140 120 G1-A-15 Sila P (kN) 100 80 60 Eksperiment 40 Numerička analiza 20 0 0 2 4 6 8 10 12 14 16 18 20 Dilatacija iznad oslonca (%) 140 120 G1-A-0 100 Sila P (kN) 80 60 Eksperiment 40 Numerička analiza 20 0 0 2 4 6 8 10 12 14 Dilatacija iznad oslonca (%) 160 140 G1-A-25 120 Sila P (kN) 100 80 60 Eksperiment 40 Numerička analiza 20 0 0 2 4 6 8 10 12 14 16 18 20 22 24 26 Dilatacija iznad oslonca (%) Slika 6.11 – Razvoj dilatacija za zategnutu armaturu iznad oslonca za grede 7. PARAMETARSKA NUMERIČKA ANALIZA MODELA 7.1. OPIS MODELA ZA NUMERIČKU ANALIZU Modeli verifikovani u prethodnom poglavlju disertacije poslužili su da se sprovede parametarska numerička

analiza u ABAQUS-u, odnosno da se preciznije definiše uticaj pojedinih parametara na ponašanje kontinualnih greda sa GFRP armaturom. Numerička analiza obuhvata 36 modela kojom su ispitivani: odnos količina GFRP armature u polju i iznad oslonca, odnosno projektovana preraspodjela momenata, procenat armiranja GFRP podužnom zategnutom armaturom (lom po betonu i lom po armaturi) i čvrstoća betona pri pritisku. Izabrani su modeli sa identičnom dispozicijom, geometrijom i načinom opterećivanja, kao i u eksperimentalnom istraživanju, kako bi rezultati parametarske numeričke analize bili što precizniji i pouzdaniji. Za podužnu armaturu i uzengije usvojena je GFRP armatura korišćena u eksperimentalnim ispitivanjima kod kontinualnih greda Serije 4, sa čvrstoćom na zatezanje od  $f=1100$  MPa i modulom elastičnosti od  $E=50000$  MPa. Ispitivanja na ovim gredama pokazala su dobre uslove prijanjanja između betona i armature, pa, s obzirom na mali broj ispitanih uzoraka eksperimentalnim putem, autor disertacije se odlučio da primjeni navedene mehaničke i deformacijske karakteristike GFRP armature. U tabeli 7.1 prikazani su detalji koji se odnose na izabrane modele za numeričku analizu, sa oznakom greda (modela), projektovanom silom loma, projektovanom preraspodjelom momenata iz oslonca u polje, klasom čvrstoće betona pri pritisku i detaljima vezanim za usvojenu površinu podužne zategnute armature. Modeli su podijeljeni u devet grupa, pri čemu je za modele svake grupe projektovana identična sila loma, odnosno granična nosivost. U okviru svake grupe nalaze se četiri modela za koje je, za projektovanu identičnu silu loma, projektovana preraspodjela momenata od 0%, 10%, 20% i 30% iz oslonca u polje. Za svaku grupu izabrana su tri različita procenta armiranja, odnosno tri različite projektovane sile loma. Tako su dvije grupe projektovane da kritični presjeci modela imaju lom po betonu (procenat armiranja veći od procenta koji odgovara balans lomu), a jedna grupa projektovana je tako da kritični presjeci imaju lom po armaturi (procenat armiranja manji od procenta koji odgovara balans lomu). Za svaku grupu projektovane su tri različite klase betona, odnosno čvrstoće betona pri pritisku cilindra dimenzija 15/30 cm, od 30 MPa, 50 MPa i 70 MPa. Na ovaj način je dobijeno ukupno devet grupa, odnosno 36 modela, koji su analizirani numeričkom metodom. Tabela 7.1 Detalji izabranih modela za numeričku analizu

Model	Grupa	Sila loma Pu (kN)	Projektovana preraspodjela momenata (%)	Čvrstoća betona pri pritisku $f_c$ (MPa)	(cm <sup>2</sup> ) A	f Oslonac gornja zona pf/pfb	Armatura (cm <sup>2</sup> ) A	f Polje donja zona pf/pfb
M1	118 0 30	6.101	7.98	3.762	4.92			
M2	1 118 10 30	4.626	6.05	4.364	5.71	M3	118 20 30	3.434 4.49 5.033 6.58
M4	118 30 30	2.477	3.24	5.777	7.56	M5	94 0 30	3.294 4.31 2.098 2.74
M6	2 94 10 30	2.547	3.33	2.412	3.16	M7	94 20 30	1.925 2.52 2.756 3.61
M8	94 30 30	1.411	1.85	3.132	4.10	M9	50 0 30	0.770 1.01 0.639 0.84
M10	3 50 10 30	0.693	0.91	0.677	0.89	M11	50 20 30	0.616 0.81 0.716 0.94
M12	50 30 30	0.539	0.71	0.754	0.99	M13	146 0 50	6.101 5.80 3.762 3.58
M14	4 146 10 50	4.626	4.40	4.364	4.15	M15	146 20 50	3.434 3.26 5.033 4.78
M16	146 30 50	2.477	2.35	5.777	5.49	M17	114 0 50	3.294 3.13 2.098 1.99
M18	5 114 10 50	2.547	2.42	2.412	2.29	M19	114 20 50	1.925 1.83 2.756 2.62
M20	114 30 50	1.411	1.34	3.132	2.98	M21	51 0 50	0.770 0.73 0.639 0.61
M22	6 51 10 50	0.693	0.66	0.677	0.64	M23	51 20 50	0.616 0.59 0.716 0.68
M24	51 30 50	0.539	0.51	0.754	0.72	M25	158 0 70	6.101 5.25 3.762 3.24
M26	7 158 10 70	4.626	3.98	4.364	3.75	M27	158 20 70	3.434 2.95 5.033 4.33
M28	158 30 70	2.477	2.13	5.777	4.97	M29	123 0 70	3.294 2.83 2.098 1.80
M30	8 123 10 70	2.547	2.19	2.412	2.07	M31	123 20 70	1.925 1.66 2.756 2.37
M32	123 30 70	1.411	1.21	3.132	2.69	M33	52 0 70	0.770 0.66 0.639 0.55
M34	9 52 10 70	0.693	0.60	0.677	0.58	M35	52 20 70	0.616 0.53 0.716 0.62
M36	52 30 70	0.539	0.46	0.754	0.65			

Svi modeli su dimenzionisani u skladu sa Američkim standardom ACI 440.1R-15 [5]. Površina armature izabrana je tako da oba kritična presjeka, i u polju i iznad oslonca, dostignu kapacitet nosivosti za identičnu projektovanu silu loma. Za sve modele, za uzengije usvojena je identična GFRP armatura prečnika 10 mm na razmaku identičnom kao i u eksperimentalnim ispitivanjima, od 6 cm za unutrašnji raspon smicanja i 12 cm za spoljašnji raspon smicanja. Na ovaj način, eliminisan je uticaj poprečne armature na rezultate analize, a istovremeno je spriječeno da modeli dožive lom usljed smicanja. Rezultati analize su upoređeni u pogledu dobijenih sila, odnosno modaliteta loma,

krivih ugib–opterećenje i preraspodjele momenata sračunate na osnovu izmjerenog nanesenog opterećenja i reakcija krajnjih oslonaca. 7.2. REZULTATI NUMERIČKE ANALIZE 7.2.1. Modaliteti loma – sile loma Kao kriterijum za definisanje loma modela, usvojene su dostignute granične dilatacije u betonu [81,78], odnosno u GFRP armaturi. U tabeli 7.2 su za sve analizirane numeričke modele prikazane sile loma, momenti savijanja pri lomu, odnosi količina zategnutih armatura iznad oslonca i u polju, dobijeni kao rezultat dimenzionisanja za projektovanu preraspodjelu momenata, stepen ostvarene preraspodjele momenata iz oslonca u polje pri lomu, kao i ostvareni modaliteti loma. Stepene ostvarene preraspodjele momenata je dobijen, kao i slučaju eksperimentalnog ispitivanja, poređenjem stvarnih i momenata savijanja dobijenih elastičnom analizom, preko izraza (2.72) prikazanog u tački 2.4.2. ove disertacije. Takođe, na slici 7.1 date su vrijednosti sila loma za svaku grupu, kako bi se lakše sagledao uticaj projektovane preraspodjele momenata, dok su na slici 7.2 data poređenja rezultata projektovane i ostvarene preraspodjele momenata pri lomu modela. Svi modeli su doživjeli projektovani modalitet loma, osim modela M32 koji je, umjesto projektovanog loma po betonu, doživio lom po armaturi. Osnovni razlog za ovakvu pojavu jeste to što su modeli sa čvrstoćom betona pri pritisku od 70 MPa dostizali veću silu loma od projektovane, što je na model M32, koji je inače za presjek iznad oslonca projektovan na granici simultanog loma, imalo za posljedicu da se, upravo u tom presjeku, dostignu granične dilatacije u armaturi, prije nego u betonu. Za sve modele projektovane za lom po betonu, sa povećanjem projektovane preraspodjele momenata, dolazi do porasta graničnog opterećenja. Jedino kod modela projektovanih da ostvare preraspodjelu momenata od 30%, primjećuje se blagi pad graničnog opterećenja, u odnosu na modele koji su projektovani da ostvare preraspodjelu momenata od 20%. Izuzetak je model M32, koji je, projektovan da ostvari preraspodjelu momenata od 30%, doživio lom po armaturi, što je uticalo na dobijenu značajno nižu silu loma od modela M31 (projektovan da ostvari preraspodjelu momenata od 20%). Primjetno je da su, modeli projektovani na osnovu uticaja dobijenih elastičnom analizom, bez izuzetka ostvarili negativnu preraspodjelu uticaja, od polja ka srednjem osloncu, sa vrijednostima stepena preraspodjele koje su se kretale od -7.3 do -10.3%, za modele koji su projektovani za lom po betonu. Ovo je imalo za posljedicu da granične dilatacije u betonu u presjeku iznad oslonca budu iskorišćene za znatno manje vrijednosti dilatacija u betonu za presjeke u polju. Iz tog razloga su ovi modeli dostigli najmanje vrijednosti sila loma u odnosu na modele projektovane da ostvare preraspodjelu momenata iz oslonca u polje. S druge strane, najveću silu loma su dostigli modeli projektovani da ostvare preraspodjelu momenata od 20%. Vrijednosti ostvarenih stepena preraspodjele kretale su se od 16.2 do 18.1%, što je blizu projektovanim vrijednostima. Modeli koji su projektovani sa preraspodjelom momenata od 30%, tu su preraspodjelu uglavnom i ostvarili (vrijednosti su se kretale od 26.9 do 30.4%), prije svega, uz izraženu elastičnu preraspodjelu, na čiji je značaj kod kontinualnih greda sa GFRP armaturom ukazano u tački 4.7.1. ove disertacije. Na ovaj način su ovi modeli dostigli prilično veće sile loma u odnosu na modele projektovane na uticaja dobijenih elastičnom analizom. Može se zaključiti da projektovana preraspodjela momenata, posebno do 20%, pozitivno utiče na dostignuto granično opterećenje kod kontinualnih greda sa GFRP armaturom koje su doživjele lom po betonu. Slični zaključci izvedeni su i na osnovu rezultata dobijenih eksperimentalnim ispitivanjem. Tabela 7.2 Sile loma, momenti pri lomu, ostvareni stepen preraspodjele momenata i ostvareni modalitet loma modela

Model	Sila loma (kN)	Oslonac	Momenti savijanja pri lomu (kNm)	Polje	Odnos količina armatura iznad oslonca i u polju	Ostvareni stepen preraspodjele pri lomu (%)	Ostvareni modalitet loma
M1	110.3	41.1	30.5	1.622	-7.3	lom po betonu	M2
M2	119.7	39.0	35.9	1.060	6.2	lom po betonu	M3
M3	122.8	34.9	39.3	0.682	18.1	lom po betonu	M4
M4	121.2	29.4	41.3	0.429	30.0	lom po betonu	M5
M5	93.4	35.4	25.5	1.570	-9.2	lom po betonu	M6
M6	97.8	32.6	28.9	1.056	3.8	lom po betonu	M7
M7	99.8	29.0	31.7	0.698	16.2	lom po betonu	M8
M8	97.6	24.8	32.8	0.451	26.9	lom po betonu	M9
M9	53.8	19.2	15.3	1.205	-2.6	lom po armaturi	M10
M10	51.8	17.6	15.2	1.024	2.0	lom po armaturi	M11
M11	48.8	15.7	14.8	0.860	7.6	lom po armaturi	M12
M12	45.0	13.7	14.0	0.715	12.0	lom po armaturi	M13

144.6 54.5 39.6 1.622 -8.7 lom po betonu M14 150.4 49.6 44.7 1.060 4.9 lom po betonu M15 162.8 46.5 52.0 0.682 17.6 lom po betonu M16 160.1 38.7 54.7 0.429 30.4 lom po betonu M17 124.3 47.0 34.0 1.570 -9.0 lom po betonu M18 129.3 43.0 38.3 1.056 4.1 lom po betonu M19 137.1 39.8 43.5 0.698 16.4 lom po betonu M20 136.0 33.9 45.9 0.451 28.1 lom po betonu M21 54.9 19.6 15.6 1.205 -2.7 lom po armaturi M22 52.8 17.9 15.5 1.024 2.5 lom po armaturi M23 49.4 15.9 14.9 0.860 7.3 lom po armaturi M24 47.0 14.2 14.7 0.715 13.3 lom po armaturi M25 166.6 63.5 45.3 1.622 -9.9 lom po betonu M26 180.8 60.2 53.5 1.060 4.1 lom po betonu M27 197.3 56.4 63.1 0.682 17.6 lom po betonu M28 195.4 47.4 66.7 0.429 30.0 lom po betonu M29 150.0 57.3 40.7 1.570 -10.2 lom po betonu M30 152.9 50.8 45.3 1.056 4.2 lom po betonu M31 159.0 45.9 50.6 0.698 16.9 lom po betonu M32 149.8 37.7 50.5 0.451 27.5 lom po armaturi M33 56.0 19.9 16.0 1.205 -2.4 lom po armaturi M34 51.0 17.5 14.8 1.024 1.0 lom po armaturi M35 49.6 15.9 15.0 0.860 7.8 lom po armaturi M36 46.0 14.1 14.3 0.715 12.0 lom po armaturi 140 120 100 Sila loma (kN) 80 60 40 20 0 110.3 122.8 119.7 121.2 93.4 99.8 97.8 97.6 0% preraspodjele momenata 10% preraspodjele momenata 20% preraspodjele momenata 30% preraspodjele momenata 53.8 51.8 48.8 45.0 GRUPA 1 GRUPA 2 Model GRUPA 3 180 162.8 0% preraspodjele momenata 160 160.1 144.6 150.4 10% preraspodjele momenata 140 137.1 136.0 20% preraspodjele momenata 124.3 129.3 30% preraspodjele momenata Sila loma (kN) 120 100 80 60 54.9 52.8 49.4 47.0 40 20 0 220 200 180 160 Sila loma (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 166.6 GRUPA 4 197.3 180.8 195.4 150.0 GRUPA 5 Model 152.9 159.0 149.8 GRUPA 6 0% preraspodjele momenata 10% preraspodjele momenata 20% preraspodjele momenata 30% preraspodjele momenata 56.0 51.0 49.6 46.0 GRUPA 7 GRUPA 8 Model GRUPA 9 Slika 7.1 – Sile loma modela u zavisnosti od projektovane preraspodjele momenata 35 Preraspodjela momenata iznad oslonca (%) 30 25 20 15 10 5 0

**M1 M2 M3 M4 M5 M6 M7 M8 M9 M10 M11 M12 -5 -10**

39

projektovana preraspodjela momenata -15 ostvorena preraspodjela momenata 35 Model Preraspodjela momenata iznad oslonca (%) 30 25 20 15 10 5 0

**M13 M14 M15 M16 M17 M18 M19 M20 M21 M22 M23 M24 -5**

90

-10 projektovana preraspodjela momenata -15 ostvaren a preraspodjela momenata 35 Model Preraspodjela momenata iznad oslonca (%) 30 25 20 15 10 5 0

**M25 M26 M27 M28 M29 M30 M31 M32 M33 M34 M35 M36**

51

-5 -10 projektovana preraspodjela momenata -15 ostvorena preraspodjela momenata Model Slika 7.2 – Preraspodjela momenata iznad oslonca pri lomu modela Razmatrajući modele koji su projektovani za lom po armaturi, na osnovu tabele 7.2 i slike 7.1 vidi se da su najveće vrijednosti sila loma dostigli modeli projektovani na osnovu uticaja dobijenih elastičnom analizom. Sa povećanjem projektovane preraspodjele uticaja, evidentno je da dolazi do smanjenja sila loma. Osnovni razlog za ovakvu pojavu je to što ovi modeli nisu ostvarili preraspodjelu uticaja za koju su projektovani (slika 7.2), što je, opet, direktno posljedica odnosa količina zategnutih armatura, odnosno krutosti armatura, iznad oslonca i u

polju. Naime, evidentno je da je za obezbjeđenje projektovane preraspodjele momenata od 0 do 30%, u skladu sa uslovima ravnoteže modela, potrebna znatno manja varijacija odnosa količina armatura iznad oslonca i u polju, nego što je to slučaj za grede koje su projektovane za lom po betonu, sa većim procentima armiranja presjeka. Dakle, za projektovanu preraspodjelu momenata od 0 do 30%, ovaj odnos se za modele projektovane za lom po armaturi nalazi u mnogo užim granicama (1.205–0.715), nego što je to slučaj kod modela sa većim procentima armiranja (1.622–0.429). Stoga, kod kontinualnih greda sa GFRP armaturom, projektovanih za lom po armaturi, elastična preraspodjela, koja dominantno zavisi od odnosa količina armatura iznad oslonca i u polju, ne dolazi do izražaja, odnosno, ovako armirani modeli nisu sposobni da je ostvare. Samim tim, ne dolazi do predviđenog „iseljenja“ uticaja iz oslonca ka polju, što za posljedicu ima to da je presjek iznad oslonca i dalje izložen visokim momentima, koji, zbog smanjene količine armature, dovode do preranog iscrpljenja kapaciteta nosivosti ovih presjeka. Dakle, može se zaključiti da je projektovana preraspodjela uticaja, kod kontinualnih greda sa GFRP armaturom koje su doživjele lom po armaturi, negativno uticala na dostizanje projektovanog graničnog opterećenja. Procenat armiranja GFRP podužnom zategnutom armaturom na dostignuto granično opterećenje je evidentan. Sa povećanjem procenta armiranja, raste i dostignuto granično opterećenje. Uticaj čvrstoće betona pri pritisku je različit, u zavisnosti od toga da li su modeli projektovani za lom po betonu ili lom po armaturi. Za modele projektovane za lom po betonu, kada je procenat armiranja veći od procenta koji odgovara balans lomu, veća čvrstoća betona pri pritisku generiše veće sile loma. Porast čvrstoće betona pri pritisku, za grede projektovane za lom po armaturi, je gotovo beznačajan u smislu dostignutih sila loma. Praktično, čvrstoća betona pri pritisku, kod ovih kontinualnih greda sa GFRP armaturom, ne utiče na dostizanje graničnog opterećenja.

#### 7.2.2. Ugibi

U ovoj tački razmatran je efekat pojedinih parametara na krivu ugib–opterećenje. Na slikama 7.3 i 7.4 prikazana je zavisnost između ugiba u sredini raspona i opterećenja za sve grupe modela. Modeli su grupisani tako da se, na najbolji način, sagleda i razmotri uticaj pojedinih parametara na krivu ugib–opterećenje. Tako su na slici 7.3 prikazane grupe modela na kojima se razmatra uticaj procenta armiranja podužnom zategnutom armaturom, za različite projektovane preraspodjele momenata i čvrstoće betona pri pritisku, odnosno na slici 7.4, grupe modela na kojima se razmatra uticaj čvrstoće betona pri pritisku, za različite projektovane preraspodjele momenata i procenat armiranja zategnutom armaturom. Na slikama 7.3 i 7.4, za svaku pojedinačnu grupu modela, razmatra se uticaj projektovane preraspodjele momenata na krivu ugib– opterećenje. Svi modeli pokazuju karakteristično linearno ponašanje ugib–opterećenje do pojave prvih prslina. Nakon pojave prvih prslina, dolazi do pada krutosti presjeka, što se manifestuje naglom promjenom nagiba krive ugib–opterećenje. Na osnovu dijagrama na slikama 7.3 i 7.4 vidi se da su ugibi, za svaku pojedinačnu grupu modela tokom procesa opterećivanja, dosta ujednačeni, bez obzira na značajne razlike u količinama zategnute GFRP armature u donjoj zoni. Ovo je posljedica ostvarene preraspodjele momenata iz polja u oslonac, odnosno posljedica „namještanja“ samog modela u smislu usvojene armature u isprskalim kritičnim presjecima. Dakle, pored toga što model ima veću količinu GFRP armature u presjeku u polju, izložen je i većim vrijednostima momenata savijanja, kao posljedica preraspodjele uticaja iz oslonca u polje, koji direktno utiču na vrijednosti ugiba u tom presjeku. Može se reći da su, za različite projektovane preraspodjele momenata modela, ugibi u sredini raspona gotovo identični. Postoji tendencija da, za Grupu 1, Grupu 4 i Grupu 7, sa najvećim procentima armiranja, modeli sa najvećom količinom armature u polju (30% projektovane preraspodjele momenata) imaju nešto manje vrijednosti ugiba, od modela sa najmanjom količinom armature u polju (0% projektovane preraspodjele momenata). Takođe, za Grupu 3, Grupu 6 i Grupu 9, sa najmanjim procentima armiranja, modeli sa najvećom količinom armature u polju (30% projektovane preraspodjele momenata) imaju nešto veće vrijednosti ugiba, od modela sa najmanjom količinom armature u polju (0% projektovane preraspodjele momenata). Maksimalne razlike u vrijednostima ugiba navedenih modela, za određeni nivo opterećenja,

ne prelaze 5%, i reda su veličine od 0.5 mm. Vjerovatno da su ovakvi zaključci posljedica odnosa količina armatura iznad oslonca i u polju, koji se razlikuju za identične projektovane preraspodjele momenata, za modele koji imaju različite procenat armiranja. Međutim, razlike u vrijednostima ugiba u sredinama raspona, upoređujući modele iste grupe, veoma su male. Može se zaključiti da na veličinu ugiba kontinualnih greda sa GFRP armaturom nema samo količina armature, već je od presudnog značaja i odnos aksijalne krutosti zategnutih armatura u gornjoj zoni iznad oslonca i u donjoj zoni u polju. Procenat armiranja GFRP podužnom zategnutom armaturom za tri različita procenta armiranja je izuzetno izražen na odgovor modela u pogledu ugiba pri dejstvu opterećenja do loma, kako je prikazano na slici 7.3. Za povećanje procenta armiranja od oko 80%, za modele koji su projektovani za lom po betonu, dolazi do smanjenja ugiba od 40% pri istom nivou opterećenja. Ovakva zavisnost važi praktično za sve različite nivoe opterećenja i za različite čvrstoće betona pri pritisku. Povećanjem čvrstoće betona pri pritisku od 30 MPa do 70 MPa, smanjuju se vrijednosti ugiba za različite procenat armiranja podužnom zategnutom GFRP armaturom, kako je prikazano na slici 7.4. Čini se da je osnovni razlog za ovu pojavu taj što su kod modela sa većom čvrstoćom betona pri pritisku, veće i čvrstoće betona pri zatezanju, pa dolazi do pojave prvih prslina pri višim nivoima opterećenja, u odnosu na modele sa nižom čvrstoćom betona pri pritisku. Ovakav zaključak je opravdan stoga što, pri daljem procesu opterećivanja, rast krive ugib–opterećenje praktično je linearan, sa gotovo konstantnim nagibom za sve čvrstoće betona, i različite procenat armiranja podužnom armaturom. Iz ovog razloga, procenti smanjenja ugiba za povećanje čvrstoće betona, variraju za različite nivoe opterećivanja. Ovakva zavisnost važi i za modele koji su doživjeli lom po betonu, i za modele koji su doživjeli lom po armaturi.

**40 20 0 M1 M2 M3 M4 M5 M6 M7 M8 M9 M10 M11 M12**

86

**180 160 140 Sila P (kN) 120 100 80 60 40 20**

3

0 0 5 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) 25 30

**M13 M14 M15 M16 M17 M18 M19 M20 M21 M22 M23 M24**

51

200

**180 160 140 Sila P (kN) 120 100 80 60 40 20**

3

0 0 5 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) 25 30

**M25 M26 M27 M28 M29 M30 M31 M32 M33 M34 M35 M36 0**

93



5 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) 25 30 Slika 7.3 – Zavisnost ugib–opterećenje – uticaj procenta armiranja podužnom armaturom 200

180 160 140 Sila P (kN) 120 100 80 60 40 20

3

0 M1 M2 M3 M4 M13 M14 M15 M16 M25 M26 M27 M28 0 5 10 15 Ugib u sredini polja (mm) 20 25 Sila P (kN) 180 160 140 120 100 80 60 40 20 0 M5 M6 M7 M8 M17 M18 M19 M20 M29 M30 M31 M32 0 5 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) 25 30 60 M9 50 M10 M11 40 M12 Sila P (kN) M21 30 M22 M23 20 M24 M33 10 M34 M35 0 M36 0 5 10 15 20 25 30 Ugib u sredini polja (mm) Slika 7.4 – Zavisnost ugib–opterećenje – uticaj čvrstoće betona pri pritisku 7.2.3.

Preraspodjela uticaja U ovoj tački razmatran je efekat pojedinih parametara na zavisnost ostvarenog stepena preraspodjele momenata od opterećenja. Na slikama 7.5 i 7.6 prikazana je zavisnost između stepena preraspodjele momenata i opterećenja za sve grupe modela. Tako su na slici 7.5, prikazane grupe modela na kojima se razmatra uticaj procenta armiranja podužnom zategnutom armaturom, za različite projektovane stepene preraspodjele momenata i čvrstoće betona pri pritisku, odnosno na slici 7.6, grupe modela na kojima se razmatra uticaj čvrstoće betona pri pritisku, za različite projektovane stepene preraspodjele momenata i procenata armiranja zategnutom armaturom. Za modele koji su projektovani za lom po betonu, pri početnim nivoima opterećenja, nakon pojave prvih prslina, dolazi do velikog prirasta stepena preraspodjele momenata sa porastom opterećenja. Vrlo brzo, pri veoma niskim i gotovo istim nivoima opterećenja kod modela iste grupe, dolazi do stabilizacije preraspodjele momenata. Pri daljem procesu opterećivanja, vrijednost ostvarenog stepena preraspodjele momenata gotovo je konstantna sve do loma. Jedino kod modela sa projektovanom preraspodjelom momenata od 30%, i dalje se dešava blagi prirast stepena preraspodjele momenata, pri čemu ovi modeli dostižu, ili su jako blizu, projektovanim vrijednostima preraspodjele pri lomu. Kod svih modela koji su projektovani na osnovu uticaja dobijenih elastičnom analizom, pri početnim nivoima opterećenja bilježi se pozitivna preraspodjela momenata sa prosječnim maksimalnim vrijednostima do 3%. Nakon formiranja prvih prslina, dolazi do promjene zavisnosti preraspodjele momenata od opterećenja, i vrlo brzo dolazi do pojave negativne preraspodjele momenata, koja se, uz blage izmjene, zadržava sve do loma modela sa konačnim vrijednostima od -7.3 do -10.3%. Dakle, kod ovih modela, ostvorena je negativna preraspodjela momenata, što je posljedica odnosa količina armatura iznad oslonca i u polju, koji je kod modela koji su doživjeli lom po betonu bio dosta visok i iznosio od 1.570 do 1.622. Kod svih modela koji su projektovani za lom po armaturi, dolazi do povećanja stepena preraspodjele momenata do opterećenja koje odgovara 50% od sile loma. Interesantno, pri ovom nivou opterećenja, kod svih modela iste grupe, dolazi do velikih oscilacija u vrijednostima stepena preraspodjele momenata, i odmah nakon toga do promjene zavisnosti, odnosno smanjenja stepena preraspodjele momenata. Ovakava zavisnost zadržana je do loma, što je rezultiralo da ovi modeli ne ostvare projektovani stepen preraspodjele momenata. Promjena zavisnosti je značajno zavisila od čvrstoće betona pri pritisku, odnosno za veću čvrstoću betona, promjena zavisnosti se dešava pri višim nivoima opterećenja. Upoređujući dijagrame na slici 7.5, primjetno je da kod modela koji su doživjeli lom po betonu, Grupe 1, Grupe 4 i Grupe 7 sa većim procentima armiranja, u odnosu na modele Grupe 2, Grupe 5 i Grupe 8, preraspodjela momenata ostvarila se u nešto većem iznosu, iako su modeli projektovani za identične iznose. Ovaj fenomen je posebno izražen za više nivoe opterećenja. Dakle, modeli sa većim procentima armiranja imaju mnogo veću šansu da ostvare projektovanu preraspodjelu momenata, što je posljedica dobijenih većih odnosa količina armatura u

polju u odnosu na oslonac, za odgovarajuću projektovanu preraspodjelu momenata, u odnosu na identičnu projektovanu preraspodjelu momenata za grede sa nižim procentima armiranja. Na ovaj način, ovako armirane grede, obezbjeđuju veće granično opterećenje. Modeli Grupe 3, Grupe 6 i Grupe 9, sa najnižim procentom armiranja, koji su projektovani za lom po armaturi, ostvarili su najniže stepene preraspodjele momenata (slika 7.5), bez obzira na to što su projektovane za iste stepene, kao i modeli ostalih grupa. Kako je već navedeno, osnovni razlog za ovu pojavu su znatno uže granice odnosa količina zategnutih armatura u polju i osloncu, sa porastom projektovane preraspodjele momenata, u odnosu na grede sa većim procentima armiranja. Uticaj čvrstoće betona na vrijednosti stepena preraspodjele momenata čini se praktično zanemarljiv, posebno za više nivoe opterećenja. Određene razlike u zavisnosti od čvrstoće betona se mogu uspostaviti za niže nivoe opterećenja, prije stabilizacije samog procesa preraspodjele uticaja. Na slici 7.6 primjećuje se da, pri ovim nivoima opterećenja, povećanje čvrstoće betona generiše nešto niže vrijednosti preraspodjele momenata, za modele koji imaju povećanje vrijednosti, odnosno veće vrijednosti preraspodjele momenata, za modele koji imaju smanjenje vrijednosti preraspodjele momenata.

**140 Sila P (kN) 120 100 80 60 40 20**

**3**

0

**M1 M2 M3 M4 M5 M6 M7 M8 M9 M10 M11 M12 -15 -10**

**39**

-5 0 5 10 15 20 25 30 35 Preraspodjela momenata iznad oslonca (%) 180 160 M13 M14 140 M15 120 M16 Sila P (kN) M17 100 M18 80 M19 60 M20 M21 40 M22 20 M23 0 M24 -15 -10 -5 0 5 10 15 20 25 30 35 Preraspodjela momenata iznad oslonca (%) 200 180 M25 M26 160 M27 140 M28 Sila P (kN) 120 M29 100 M30 80 M31 M32 60 M33 40 M34 20 M35 0 M36 -15 -10 -5 0 5 10 15 20 25 30 35 Preraspodjela momenata iznad oslonca (%) Slika 7.5 – Zavisnost preraspodjela momenata–opterećenje – uticaj procenta armiranja podužnom armaturom 200 180 M1 M2 160 M3 140 M4 Sila P (kN) 120 M13 100 M14 M15 80 M16 60 M25 40 M26 20 M27 M28 0 -15 -10 -5 0 5 10 15 20 Preraspodjela momenata iznad oslonca (%) 25 30 35 Sila P (kN) 180 160 140 120 100 80 60 40 20 0 M5 M6 M7 M8 M17 M18 M19 M20 M29 M30 M31 M32 -15 -10 -5 Preraspodjela momenata iznad oslonca (%) 0 5 10 15 20 25 30 35 60 Sila P (kN) 40 20 0 -5 0 5 10 15 20 Preraspodjela momenata iznad oslonca (%) M9 M10 M11 M12 M21 M22 M23 M24 M33 M34 M35 M36 25 Slika 7.6 – Zavisnost preraspodjela momenata–opterećenje – uticaj čvrstoće betona pri pritisku Na slici 7.7 prikazana je zavisnost između ostvarene preraspodjele momenata iznad oslonca i odnosa količina zategnutih GFRP armatura iznad oslonca i u polju, za sve grupe modela. Dobijeni odnosi armatura rezultat su dimenzionisanja za projektovanu preraspodjelu od 0 do 30%, kako je već opisano. Na istoj slici prikazana je i zavisnost između projektovane preraspodjele momenata i odnosa momenata iznad oslonca i u polju, koji odgovaraju uslovima ravnoteže za tako projektovanu preraspodjelu. Na osnovu slike 7.7 evidentno je da su, za modele sa nižim procentima armiranja, projektovane za lom po armaturi, mnogo uže granice odnosa količina armatura u kritičnim presjecima, u odnosu na modele sa većim procentima armiranja, projektovane za lom po betonu, za opseg projektovane preraspodjele momenata od 0 do 30%. Kako je već navedeno, ovako dobijeni odnosi količina armatura kod modela projektovanih za lom po armaturi ne obezbjeđuju da se preraspodjela uticaja koja je projektovana i ostvari. Takođe, evidentno je da se za veće

procenata armiranja i identične odnose količina GFRP armatura ostvaruje veći stepen preraspodjele momenata. Ovo nije toliko izraženo kada je u pitanju povećanje procenta armiranja u okviru modela koji su projektovani za lom po betonu, ali jeste kada se poređenja vrše u odnosu na modele projektovane za lom po armaturi. Primjetno je i da odnosi količina armatura ne odgovaraju odnosu momenata između kritičnih presjeka, za određeni ostvareni stepen preraspodjele momenata. Ostvarena preraspodjela momenata iznad oslonca (%) 35 30 25 20 15 10 5 0

**Grupa 1 Grupa 2 Grupa 3 Grupa 4 Grupa 5 Grupa 6 Grupa 7 Grupa 8 Grupa 9**

75

Odnos momenata iznad oslonca i u polju -5 -10 -15 0 0.2 Odnos količina zategnutih GFRP armatura iznad oslonca i u polju 0.4 0.6 0.8 1 1.2 1.4 1.6 1.8 Slika 7.7 – Zavisnost ostvarene preraspodjele momenata i odnosa količina GFRP armatura iznad oslonca i u polju Na slici 7.8 prikazana je zavisnost između preraspodjele momenata iznad oslonca, projektovane i ostvarene, i odnosa količina zategnutih GFRP armatura iznad oslonca i u polju, za svaku pojedinačnu grupu modela. I na ovoj slici je, radi jasnijeg sagledavanja rezultata, prikazana zavisnost između preraspodjele momenata i odnosa momenata iznad oslonca i u polju, dobijenih na osnovu tako projektovane preraspodjele. Kada se radi o modelima projektovanim za lom po betonu

**(Grupa 1, Grupa 2, Grupa 4, Grupa 5, Grupa 7, Grupa**

102

8) primjetno je da je, za niže odnose količina GFRP armatura u kritičnim presjecima, odnosno veću količinu armature u polju, veća vjerovatnoća da se projektovana preraspodjela momenata i ostvari. Za modele projektovane za lom po armaturi (Grupa 3, Grupa 6 i Grupa 9), zavisnost je suprotna, za niže odnose količina armatura u kritičnim presjecima, manja je vjerovatnoća da će se projektovana preraspodjela i ostvariti. Takođe, kod modela projektovanih za lom po armaturi, za projektovanu preraspodjelu momenata, odnosi dobijenih količina armatura u kritičnim presjecima identični su sa odnosima momenata u tim istim presjecima. Kod modela projektovanih za lom po betonu, ovi odnosi se znatno razlikuju, bez obzira na procenat armiranja kritičnih presjeka. 35 Preraspodjela momenata iznad Grupa 1 projektovana preraspodjela 30 momenata 25 ostvarena preraspodjela momenata oslonca (%) 20 odnos momenata iznad oslonca i u polju 15 10 5 0 -5 0 0.2 0.4 0.6 0.8 1 1.2 1.4 1.6 1.8 -10 Odnos količina GFRP armatura iznad oslonca i u polju 35 Preraspodjela momenata iznad Grupa 3 30 25 oslonca (%) 20 15 projektovana preraspodjela 10 momenata ostvarena preraspodjela momenata 5 odnos momenata iznad oslonca i u polju 0 0 0.2 0.4 0.6 0.8 1 1.2 1.4 -5 Odnos količina GFRP armatura iznad oslonca i u polju 35 Preraspodjela momenata iznad 30 Grupa 5 projektovana preraspodjela momenata 25 ostvarena preraspodjela momenata 20 odnos momenata iznad oslonca (%) 15 oslonca i u polju 10 5 0 -5 0 0.2 0.4 0.6 0.8 1 1.2 1.4 1.6 1.8 -10 -15 Odnos količina GFRP armatura iznad oslonca i u polju 35 Preraspodjela momenata iznad 30 Grupa 7 projektovana preraspodjela momenata 25 ostvarena preraspodjela momenata 20 odnos momenata iznad oslonca (%) oslonca i u polju 15 10 5 0 -5 0 0.2 0.4 0.6 0.8 1 1.2 1.4 1.6 1.8 -10 -15 Odnos količina GFRP armatura iznad oslonca i u polju 35 Preraspodjela momenata iznad 30 Grupa 2 projektovana preraspodjela momenata 25 ostvarena preraspodjela momenata 20 oslonca (%) odnos momenata iznad 15 oslonca i u polju 10 5 0 -5 0 0.2 0.4 0.6 0.8 1 1.2 1.4 1.6 1.8 -10 -15 Odnos količina GFRP armatura iznad oslonca i u polju 35 Preraspodjela momenata iznad 30 Grupa 4 projektovana preraspodjela momenata 25 ostvarena preraspodjela momenata 20 odnos momenata iznad oslonca (%)

oslonca i u polju 15 10 5 0 -5 0 0.2 0.4 0.6 0.8 1 1.2 1.4 1.6 1.8 -10 -15 Odnos količina GFRP armatura iznad oslonca i u polju 35 Preraspodjela momenata iznad Grupa 6 30 25 oslonca (%) 20 15 projektovana preraspodjela momenata 10 ostvarena preraspodjela momenata 5 odnos momenata iznad oslonca i u polju 0 -5 0 0.2 0.4 0.6 0.8 1 1.2 1.4 Odnos količina GFRP armatura iznad oslonca i u polju 35 Preraspodjela momenata iznad projektovana 30 Grupa 8 preraspodjela momenata 25 ostvarena preraspodjela momenata 20 odnos momenata iznad oslonca (%) 15 oslonca i u polju 10 5 0 -5 0 0.2 0.4 0.6 0.8 1 1.2 1.4 1.6 1.8 -10 -15 Odnos količina GFRP armatura iznad oslonca i u polju 35 Preraspodjela momenata iznad 30 25 oslonca (%) 20 15 10 5 0 Grupa 9 projektovana preraspodjela momenata ostvarena preraspodjela momenata odnos momenata iznad oslonca i u polju -5 0 0.2 0.4 0.6 0.8 Odnos količina GFRP armatura iznad oslonca i u polju 1 1.2 1.4 Slika 7.8 – Zavisnost preraspodjele momenata momenata i odnosa količina GFRP armatura iznad oslonca i u polju 7.2.4. Zaključna razmatranja Već je navedeno da aktuelni propisi ne dozvoljavaju preraspodjelu uticaja kod kontinualnih greda sa FRP armaturom. Ovo praktično znači da je presjeke duž greda neophodno dimenzionisati na osnovu uticaja koji su dobijeni elastičnom analizom. Sprovedenom numeričkom analizom pokazano je da se, uz odgovarajući izbor GFRP armature duž kontinualne grede, preraspodjela momenata dešava, uz evidentno povećanje graničnog opterećenja u odnosu na grede koje su projektovane na osnovu elastične analize. Može se zaključiti da kontinualne grede sa GFRP armaturom, koje se projektuju da ostvare određeni stepen preraspodjele momenata, u cilju kvalitetnog odgovora u pogledu dostignutog graničnog opterećenja i eventualnog smanjenja ugiba, najvažnije je da taj stepen preraspodjele i ostvare. Sposobnost ovih greda da ostvare projektovani stepen preraspodjele uticaja, uveliko zavisi od procenta armiranja zategnutom armaturom u kritičnim presjecima. Od procenta armiranja, opet, zavisi koliko će iznositi odnos količina armatura u tim presjecima, od kog direktno zavisi sposobnost kontinualne grede da ostvari preraspodjelu uticaja. Kontinualne grede sa GFRP armaturom, projektovane za lom po armaturi, definitivno nemaju sposobnost da ostvare projektovane stepene preraspodjele momenata iz oslonca u polje, pa iskazuju nepoželjno ponašanje u pogledu dostignutog graničnog opterećenja. Kontinualne grede sa GFRP armaturom, projektovane za lom po betonu, imaju sposobnost da ostvare projektovane stepene preraspodjele, posebno kada su projektovane da ostvare vrijednosti veće od 10%. Na ovaj način, ovako projektovane grede, dostižu veće vrijednosti graničnog opterećenja, od greda projektovanih na osnovu elastične analize. Sa povećanjem procenta armiranja, navedene karakteristike kontinualnih greda projektovanih za lom po betonu, u manjoj mjeri se poboljšavaju. Treba imati u vidu da numeričkom analizom nisu razmatrane širine prslina u kritičnim presjecima, čije vrijednosti mogu direktno uticati na kvalitet odgovora kontinualnih greda sa GFRP armaturom, projektovanim da ostvare određeni stepen preraspodjele uticaja.

### 7.3. VERIFIKACIJA PREDLOŽENOG MODELA ZA PRORAČUN UGIBA KONTINUALNIH GREDA SA GFRP ARMATUROM NUMERIČKOM ANALIZOM U tački 5.3. predložen je model za proračun ugiba kontinualnih greda sa GFRP armaturom baziran na dobijenim eksperimentalnim rezultatima. U ovom dijelu disertacije izvršeno je poređenje rezultata modela dobijenih numeričkom analizom i predloženog modela za proračun ugiba, određenog izrazima (5.1), (5.2), (5.3) i (5.5). Na slikama 7.9 do 7.17 prikazani su dijagrami opterećenje–ugibi u sredini raspona za sve modele po grupama dobijeni numeričkom analizom i dijagrami opterećenje–ugib dobijeni primjenom predloženog modifikovanog modela autora disertacije. Takođe, prikazani su i predlozi standarda ACI 440.1R-06 [4] i Habeeb-a i Ashour-a [45], radi poređenja rezultata. Rezultati analize pokazuju odlična poklapanja ugiba za sve kontinualne grede sa GFRP armaturom koje su doživjele lom po betonu, za različite procenat armiranja i čvrstoće betona, za sve nivoe opterećenja. Određena odstupanja prisutna su samo pri lomu, sa povećanjem projektovane preraspodjele momenata i čvrstoće betona pri pritisku (modeli M16, M27, M28). Ovo je posljedica razvoja pune nelinearnosti betona dobijene eksperimentalnim ispitivanjem, koja numeričkim modeliranjem nije mogla biti u potpunosti simulirana. Za grede projektovane za lom po

armaturi, prisutna su određena odstupanja, odnosno, nešto veće vrijednosti ugiba se dobijaju numeričkom analizom. Ova odstupanja izraženija su sa povećanjem čvrstoće betona, i sa povećanjem projektovane preraspodjele momenata kontinualnih greda. Dakle, i numeričkom analizom se ukazuje na opravdanost primjene redukovanog efektivnog momenta inercije presjeka kontinualnih greda sa GFRP armaturom nakon pojave prslina, pri proračunu ugiba. Potrebno je sprovesti dodatna eksperimentalna i numerička istraživanja za verifikaciju predloženog modela. Sila P (kN) 120 100 80 60 40 20 0 M1 Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model Sila P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 0 2 M2 4 6 8 10 12 Ugib u sredini polja (mm) Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 14 Sila P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 0 2 4 M3 6 8 10 12 14 Ugib u sredini polja (mm) Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 16 Sila P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 0 2 4 M4 6 8 10 12 14 Ugib u sredini polja (mm) Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 16 0 2 4 6 8 10 12 14 16 Ugib u sredini polja (mm) Slika 7.9 – Uporedni dijagrami opterećenje–ugib za modele Grupe 1 100 M5 80 Sila P (kN) 60 40 Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 20 Predloženi model 0 0 5 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) 100 M6 80 Sila P (kN) 60 40 Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 20 Predloženi model 0 0 5 10 15 Ugib u sredini polja (mm) 20 120 100 M7 Sila P (kN) 80 60 40 20 Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 0 0 5 10 15 Ugib u sredini polja (mm) 20 100 M8 80 Sila P (kN) 60 40 Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 20 Predloženi model 0 0 5 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) Slika 7.10 – Uporedni dijagrami opterećenje–ugib za modele Grupe 2 60 50 M9 Sila P (kN) 40 30 Numerička analiza 20 ACI-06 Habeeb i Ashour-08 10 Predloženi model 0 0 5 10 15 20 25 Ugib u sredini polja (mm) 30 60 50 M10 Sila P (kN) 40 30 Numerička analiza 20 ACI-06 Habeeb i Ashour-08 10 Predloženi model 0 0 5 10 15 20 25 Ugib u sredini polja (mm) 30 50 M11 40 Sila P (kN) 30 20 Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 10 Predloženi model 0 0 5 10 15 20 25 Ugib u sredini polja (mm) 50 M12 40 Sila P (kN) 30 20 Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 10 Predloženi model 0 0 5 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) Slika 7.11 – Uporedni dijagrami opterećenje–ugib za modele Grupe 3 160 140 120 Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 M13 Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 160 140 120 Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 0 5 M14 10 15 Ugib u sredini polja (mm) Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 20

**180 160 140 Sila P (kN) 120 100 80 60 40 20**

3

0 0 5 M15 10 15 Ugib u sredini polja (mm) Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 20

**180 160 140 Sila P (kN) 120 100 80 60 40 20**

3

0 0 5 M16 10 15 Ugib u sredini polja (mm) Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 20 0 5 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) Slika 7.12 – Uporedni dijagrami opterećenje–ugib za modele Grupe 4 Sila P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 M17 Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model Sila P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 0 5 M18 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 25 Sila P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 0 5 M19 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 25 Sila P (kN) 140 120 100 80 60 40 20 0 0 5 M20 10 15 20 25 Ugib u sredini polja (mm) Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 30 0 5 10 15 20 25 Ugib u sredini polja (mm) Slika 7.13

– Uporedni dijagrami opterećenje–ugib za modele Grupe 5 60 50 M21 Sila P (kN) 40 30 Numerička analiza 20 ACI-06 Habeeb i Ashour-08 10 Predloženi model 0 0 5 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) 25 60 50 M22 Sila P (kN) 40 30 Numerička analiza 20 ACI-06 Habeeb i Ashour-08 10 Predloženi model 0 0 5 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) 25 50 M23 40 Sila P (kN) 30 20 Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 10 Predloženi model 0 0 5 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) 50 M24 40 Sila P (kN) 30 20 Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 10 Predloženi model 0 0 5 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) Slika 7.14 – Uporedni dijagrami opterećenje–ugib za modele Grupe 6

**180 160 140 Sila P (kN) 120 100 80 60 40 20**

3

0 M25 Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 200

**180 160 140 Sila P (kN) 120 100 80 60 40 20**

3

0 0 5 M26 10 15 Ugib u sredini polja (mm) Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 20 200

**180 160 140 Sila P (kN) 120 100 80 60 40 20**

3

0 0 5 M27 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 25 200

**180 160 140 Sila P (kN) 120 100 80 60 40 20**

3

0 0 5 M28 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 25 0 5 10 15 20 25 Ugib u sredini polja (mm) Slika 7.15 – Uporedni dijagrami opterećenje–ugib za modele Grupe 7 160 140 120 Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 M29 Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 160 140 120 Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 0 5 M30 10 15 20 25 Ugib u sredini polja (mm) Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 30

**180 160 140 Sila P (kN) 120 100 80 60 40 20**

3

0 0 5 M31 10 15 20 25 Ugib u sredini polja (mm) Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 30 160 140 120 Sila P (kN) 100 80 60 40 20 0 0 5 M32 10 15 20 25 Ugib u sredini polja (mm) Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 30 0 5 10 15 20 25 30 Ugib u sredini polja (mm) Slika 7.16 – Uporedni dijagrami opterećenje–ugib za modele Grupe 8 60 50 Sila P (kN) 40 30 20 10 0 M33 Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 60 50 Sila P (kN) 40 30 20 10 0 0 5 M34 10 15 20 Ugib u sredini polja (mm) Numerička analiza ACI-

06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 25 60 50 Sila P (kN) 40 30 20 10 0 0 5 M35 10 15 Ugib u sredini polja (mm)  
Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 Predloženi model 20 0 5 10 15 Ugib u sredini polja (mm) 20 50 M36 40  
Sila P (kN) 30 20 Numerička analiza ACI-06 Habeeb i Ashour-08 10 Predloženi model 0 0 5 10 15 Ugib u sredini polja  
(mm) Slika 7.17 – Usporedni dijagrami opterećenje–ugib za modele Grupe 9 8. ZAKLJUČCI I PRAVCI DALJIH  
ISTRAŽIVANJA 8.1. KRATAK PREGLED Glavni cilj istraživanja u okviru ove doktorske disertacije je razmatranje  
ponašanja kontinualnih greda na dva raspona armiranih podužnom i poprečnom GFRP armaturom u uslovima različitog  
rasporeda armature duž grede. Istraživanje se sastojalo iz eksperimentalnog ispitivanja i numeričke analize. Poseban  
akcent u ovom istraživanju je stavljen na eksperiment, u cilju što pouzdanijeg ispitivanja efekta kritičnih parametara na  
ponašanje kontinualnih greda sa GFRP armaturom. Eksperimentalno istraživanje obuhvatilo je dvanaest kontinualnih  
greda na dva raspona pravougaonog poprečnog presjeka, sa podužnom i poprečnom GFRP armaturom. Jedna greda sa  
čeličnom armaturom usvojena je kao kontrolna. Grede su ispitivane do loma, opterećene koncentrisanim silama u  
sredinama oba raspona. Glavni parametri koji su ispitivani su: odnos količina GFRP armature u polju i iznad oslonca,  
odnosno projektovana preraspodjela momenata, procenat armiranja podužnom GFRP zategnutom armaturom, čvrstoća  
betona pri pritisku i vrsta GFRP armature. Rezultati eksperimentalnih istraživanja upoređeni su sa odredbama aktuelnih  
propisa i standarda u pogledu kapaciteta nosivosti, odgovora ugib–opterećenje i zavisnosti opterećenja i maksimalnih  
širina prslina. Kao rezultat sprovedenih eksperimentalnih istraživanja, data je modifikacija predloga za proračun ugiba  
kontinualnih greda sa GFRP armaturom, iz razloga što kriva ugib–opterećenje predstavlja jedan od glavnih parametara  
ponašanja ovih greda. U cilju preciznijeg definisanja uticaja pojedinih parametara od kojih zavisi ponašanje kontinualnih  
greda sa GFRP armaturom, kao i ispitivanja dodatnih parametara, koji nisu u potpunosti obuhvaćeni eksperimentalnim  
ispitivanjem, sprovedena je numerička analiza primjenom metode konačnih elemenata u programskom paketu ABAQUS.

8.2. ZAKLJUČCI BAZIRANI NA EKSPERIMENTALNIM ISTRAŽIVANJIMA Na osnovu sprovedene analize rezultata  
sopstvenih eksperimentalnih istraživanja i komparativne analize rezultata metoda proračuna aktuelnih propisa i  
sopstvenih eksperimentalnih rezultata, autor ove doktorske disertacije došao je do sljedećih zaključaka: 1. Kontinualne  
grede sa GFRP armaturom imaju znatno veće ugibe i šire prsline u odnosu na grede sa čeličnom armaturom sa sličnim  
kapacitetom nosivosti, tokom procesa opterećivanja. Osnovni razlog za ovakvu pojavu jeste nekoliko puta niži modul  
elastičnosti GFRP armature u odnosu na čeličnu armaturu. 2. Kontinualne grede sa GFRP armaturom pokazuju značajna  
upozorenja prije loma, u vidu velikih ugiba i širokih i dubokih prslina, što se može smatrati kao vid kvazi- duktilnog  
ponašanja. Naime, za eksploatacione uslove opterećenja nizak modul elastičnosti GFRP armature prouzrokuje znatne  
ugibe i široke prsline kontinualnih greda, što se može okarakterisati kao negativna pojava, odnosno negativna  
karakteristika GFRP armature. Međutim, pri daljem procesu opterećivanja, uz visoku čvrstoću GFRP armature na  
zatezanje, ovako nizak modul elastičnosti, uz velike ugibe i široke prsline, omogućava dostizanje visokih koeficijenata  
sigurnosti na lom, što obezbjeđuje najavu loma koja je značajna zbog prevencije. Dakle, nakon prevazilaženja  
opterećenja koje odgovara eksploatacionim uslovima, nizak modul elastičnosti se može predstaviti kao pozitivna  
karakteristika GFRP armature. Posebno je izražena dodatna zakrivljenost dijagrama ugiba pri opterećenjima bliskim  
lomu, kod kontinualnih greda sa većim procentima armiranja, projektovanih za lom po betonu, kada dolazi do punog  
razvoja nelinearnosti betona. 3. Visoki koeficijenti sigurnosti dobijeni za eksperimentalne modele sa GFRP armaturom,  
primjenom propisanih kriterijuma za ograničenje uslova upotrebljivosti, ukazuju da je granično stanje upotrebljivosti  
mjerodavno za dimenzionisanje. Ovako dobijeni visoki koeficijenti sigurnosti, koji predstavljaju odnos graničnog i  
ekploatacionog opterećenja, dovoljni su za kvalitetan odgovor greda sa GFRP armaturom u smislu obezbjeđenja najave  
loma kao vida kvazi-duktilnog ponašanja. Na ovo ukazuju i visoki faktori deformabilnosti, koji za kvalitetan odgovor

kontinualnih greda sa GFRP armaturom u pogledu duktilnosti, podjednako vrednuju i povećanje nosivosti i povećanje deformacija u odnosu na granično stanje upotrebljivosti, izraženih preko faktora nosivosti, odnosno faktora ugiba. Dakle, nedostatak klasične duktilnosti kod kontinualnih greda sa GFRP armaturom, u odnosu na grede sa čeličnom armaturom, može se nadoknaditi većim koeficijentima sigurnosti pri projektovanju, koji se inače dobijaju kada je granično stanje upotrebljivosti mjerodavno za dimenzionisanje. 4. Kod svih kontinualnih greda sa GFRP armaturom, prva prslina se pojavila pri znatno nižem opterećenju nego je to slučaj kod greda sa čeličnom armaturom. Ovo dovodi do zaključka da moment pojave prve prsline ne zavisi samo od čvrstoće betona pri zatezanju, već i od modula elastičnosti armature, koji je kod čelične armature u prosjeku 3.8–4.5 puta veći u odnosu na GFRP armaturu. Takođe, postoje naznake da prijanjanje između GFRP armature i okolnog betona utiče na vrijednost opterećenja pri pojavi prve prsline, što treba da bude predmet daljih istraživanja. 5. Kontinualne grede sa GFRP armaturom imaju sposobnost preraspodjele momenata, u odnosu na momente dobijene linearno elastičnom analizom, nakon pojave prsline u betonu. Vrijednosti preraspodjele momenata zavise dominantno od odnosa fleksione krutosti kritičnih presjeka iznad oslonca i u polju. Osjetljivost kontinualnih greda sa GFRP armaturom na promjenu uticaja duž grede, u odnosu na uticaje dobijene elastičnom analizom, znatno je veća nego kod kontinualnih greda sa čeličnom armaturom prije tečenja. Osnovni razlog za ovakvu pojavu je degradacija krutosti betonskog dijela presjeka kod greda sa GFRP armaturom, zbog širokih i dubokih prsline, uz dominantan uticaj ove armature na krutost presjeka duž kontinualne grede. Iz ovih razloga, odnos fleksionih krutosti između kritičnih presjeka uglavnom zavisi od aksijalne krutosti podužne GFRP armature u tim presjecima. Na ovome je bazirana elastična preraspodjela statičkih uticaja kod kontinualnih greda sa ovim tipom armature. 6. Smanjenje količine GFRP armature iznad srednjeg oslonca i povećanje količine GFRP armature u polju kontinualne grede, kao posljedica projektovane preraspodjele momenata, u odnosu na momente dobijene elastičnom analizom, ne utiče negativno na kapacitet nosivosti kontinualnih greda. Kod svih serija greda pokazano je da, povećanjem projektovane preraspodjele, na 15%, odnosno 25% ne dolazi do pada nosivosti kontinualnih greda. Kod ispitivanih greda sa najvećim procentima armiranja, za projektovanu preraspodjelu momenata od 25%, raste kapacitet nosivosti od 5% do 10%, u odnosu na grede projektovane na osnovu elastične analize. 7. Široke i duboke prsline, koje se formiraju u kritičnim presjecima kontinualne grede sa umotanom GFRP armaturom sa poliester matricom, u manjem broju nego je to slučaj kod greda armiranih čeličnom armaturom, ukazuju na lošije uslove prijanjanja između ove GFRP armature i okolnog betona. S druge strane, grede sa rebrastom GFRP armaturom u epoksidnoj matrici, na osnovu slike prsline i dobijenih vrijednosti koeficijenta prijanjanja  $k_b$  za polje, koje su manje od 1.0 (preporučena vrijednost za čeličnu armaturu), ukazuju na dobre uslove prijanjanja između GFRP armature i okolnog betona. Nešto veće vrijednosti sila loma kod greda sa rebrastom GFRP armaturom sa epoksidom, u odnosu na grede sa umotanom GFRP armaturom sa poliesterom, iako projektovane za sličnu silu loma, ukazuju da navedeno proklizavanje armature utiče i na njihovu nosivost. 8. Preraspodjela uticaja u kontinualnim gredama sa GFRP armaturom dešava se uz proklizavanje armature u odnosu na beton u presjeku iznad oslonca. Na ovu činjenicu ukazuju sračunate vrijednosti koeficijenta  $k_b$  za grede sa rebrastom GFRP armaturom od epoksida, koje se povećavaju sa smanjenjem armature iznad oslonca. Na ovaj način, grede sa GFRP armaturom, projektovane da ostvare određeni stepen preraspodjele uticaja, dostižu kapacitet nosivosti ne manji od projektovanog. 9. Američki standard ACI 440.1R-15 [5] sa zadovoljavajućom tačnošću predviđa opterećenje pri lomu za kontinualne grede sa GFRP armaturom, posebno za prearmirane presjeke. Standardi CSA S806-12 [23] i EC2-04 [38] predviđaju nešto veće vrijednosti sila loma, od onih dobijenih eksperimentalnim putem, prije svega zbog propisane veće granične dilatacije u betonu od 3.5‰, u odnosu na američke propise. Eksperimentalne sile loma, za grede koje su projektovane za lom po armaturi, nešto su niže od vrijednosti sila dobijenih u skladu sa standardima, koji, u ovom slučaju, daju dosta



ujednačene vrijednosti. Razlog za ovo može biti posljedica proklizavanja armature u odnosu na okolni beton kod greda sa GFRP armaturom sa poliester matricom. 10. Aktuelni standardi za proračun elemenata sa FRP armaturom ACI 440.1R-06 [4], ACI 440.1R-15 [5], CSA S806-12 [23], kao i standard EC2-04 [38] potcjenjuju vrijednosti ugiba kontinualnih greda sa GFRP armaturom pod dejstvom opterećenja, posebno za više nivoe opterećenja. Predlog Habeeb-a i Ashour-a [45] za proračun ugiba kontinualnih greda sa GFRP armaturom pokazuje bolja poklapanja sa eksperimentalnim rezultatima, posebno za kontinualne grede sa većim procentima armiranja. Predloženi model autora disertacije, za proračun ugiba kontinualnih greda sa GFRP armaturom, baziran na predlogu standarda ACI 440.1R-06 [4], uvođenjem koeficijenta za redukciju efektivnog momenta inercije, za stanje nakon pojave prslina, i nelinearnog parametra  $K$ , predloženog od strane Ju-a i dr. [53], kojim se dodatno redukuje efektivni moment inercije pri višim nivoima opterećenja, pokazuje odlična poklapanja sa eksperimentalnim rezultatima, posebno za kontinualne grede sa većim procentima armiranja. 11. Aktuelni standardi za proračun elemenata sa FRP armaturom ACI 440.1R-06 [4], ACI 440.1R-15 [5], ISIS-07 [50], CNR-DT-203-06 [26], kao i standardi EC2-04 [38] i MC-10 [48] daju dosta različite vrijednosti maksimalnih širina vertikalnih prslina primjenom odredbi za njihov proračun. Kako se maksimalne vrijednosti širina prslina drastično razlikuju kod greda sa umotanom GFRP armaturom sa poliesterom, i greda sa rebrastom GFRP armaturom sa epoksidom, može se zaključiti da širina prslina uveliko zavisi od stepena prijanjanja armature i okolnog betona. Za grede sa rebrastom GFRP armaturom sa epoksidom, vrijednosti maksimalne širine vertikalnih prslina manje su od predviđenih primjenom gotovo svih propisa, dok su kod greda sa umotanom GFRP armaturom sa poliesterom one veće nego je to predviđeno propisima. Evidentno je da će pouzdanost primjene odabranog propisa, pri proračunu širine prsline, uveliko zavisiti od propisanog koeficijenta  $k_b$ , kojim se definiše stepen prijanjanja između GFRP armature i okolnog betona, a koji najviše zavisi od površinske obrade šipke. 8.3. ZAKLJUČCI BAZIRANI NA NUMERIČKIM ISTRAŽIVANJIMA Na osnovu sprovedene analize rezultata numeričkom metodom, autor ove doktorske disertacije došao je do sljedećih zaključaka: 12. Potvrđen je zaključak iz eksperimentalnih istraživanja, da kontinualne grede sa GFRP armaturom imaju sposobnost preraspodjele momenata, u odnosu na momente dobijene linearno elastičnom analizom. Ovo se posebno odnosi na grede koje su doživjele lom po betonu. 13. Kod kontinualnih greda sa GFRP armaturom, sa većim procentom armiranja, projektovanim za lom po betonu, uz povećanje projektovane preraspodjele momenata dolazi do porasta graničnog opterećenja. Ovo je iz razloga što se kod greda sa projektovanim stepenom preraspodjele momenata dostižu kapaciteti nosivosti svih kritičnih presjeka, u odnosu na grede projektovane na osnovu elastične analize, gdje dolazi do iscrpljenja nosivosti samo presjeka iznad oslonca. Ovako projektovane grede dostižu, ili su jako blizu da dostignu, projektovanu preraspodjelu momenata, što im, prije svega, obezbjeđuju široke granice odnosa aksijalne krutosti armatura iznad oslonca i u polju, koje su iznosile od 1.622 do 0.429, za projektovanu preraspodjelu momenata od 0 do 30%. 14. Kod kontinualnih greda sa GFRP armaturom, sa nižim procentom armiranja, projektovanim za lom po armaturi, sa povećanjem projektovane preraspodjele momenata dolazi do smanjenja graničnog opterećenja. Osnovni razlog za ovakvu pojavu jeste činjenica da ove grede nisu ostvarile projektovani stepen preraspodjele uticaja, što je posljedica uskih granica odnosa aksijalne krutosti armatura iznad oslonca i u polju, koji su za projektovanu preraspodjelu momenata od 0 do 30%, iznosili od 1.205 do 0.715. 15. Razvoj ugiba u sredini raspona kontinualnih greda projektovanih za identičnu silu loma, gotovo je ujednačen, bez obzira na različitu količinu zategnute GFRP armature u polju. Ovo je posljedica preraspodjele momenata tokom procesa opterećivanja, tako da su presjeci u polju sa većom količinom armature izloženi i većim vrijednostima momenata savijanja, što, u konačnom, daje ujednačene vrijednosti ugiba u tim presjecima. Dakle, za različite projektovane preraspodjele momenata, ugibi u sredini raspona kontinualnih greda sa GFRP armaturom se praktično ne mijenjaju. 16. Povećanje procenta armiranja zategnutom GFRP armaturom u kritičnim

presjecima, obezbjeđuje kontinualnim gredama sposobnost da ostvare projektovani stepen preraspodjele momenata, što, u konačnom, dovodi do kvalitetnijeg odgovora ovih konstrukcija u pogledu dostignutog graničnog opterećenja. Dakle, veća je vjerovatnoća da će se ostvariti projektovani stepen preraspodjele momenata, ako su procenti armiranja kritičnih presjeka veći. 17. Numeričkom analizom pokazana su veoma dobra poklapanja predloženog modela za proračun ugiba kontinualnih greda sa GFRP armaturom sa razmatranim modelima, posebno kada se radi o gredama projektovanim za lom po betonu. 8.4. PRAVCI BUDUĆIH ISTRAŽIVANJA Shodno dobijenim rezultatima na osnovu sprovedenih istraživanja u ovoj doktorskoj disertaciji, autor navodi preporuke za dalja istraživanja koja se tiču kontinualnih greda armiranih FRP armaturom: 1. U ovoj disertaciji sprovedena su istraživanja na kontinualnim gredama na dva polja identičnih raspona opterećenim koncentrisanim silama u sredinama tih raspona. Budućim istraživanjima trebalo bi obuhvatiti kontinualne grede različitih raspona i različitih opterećenja u rasponima. Posebno bi istraživanja trebalo usmjeriti na jednako podijeljena opterećenja duž raspona, s obzirom na mnogo veću zastupljenost ovakvog opterećenja u praktičnim uslovima. 2. U okviru sopstvenih eksperimentalnih istraživanja korišćena je GFRP armatura sa poliestrom umotana u staklena vlakna i rebrasta GFRP armatura sa epoksidom. Rezultatima je pokazano da ponašanje greda sa GFRP armaturom uveliko zavisi od uslova prijanjanja GFRP armature i okolnog betona koji direktno zavise od površinske obrade GFRP šipki. Iz tog razloga, dalja istraživanja trebalo bi usmjeriti ka ispitivanju kontinualnih greda sa GFRP armaturom sa različitom matricom (poliester, vinilester, epoksid) i različitom površinskom obradom šipki (umotana, umotana i obložena pijeskom, spiralna, rebrasta). Isto tako, budućim istraživanjima potrebno je uključiti FRP armaturu od drugačijih vlakana kao njenog konstituenta (karbonska – CFRP, aramidna – AFRP, bazaltna – BFRP). Posebnu pažnju treba usmjeriti na određivanje uslova adhezije između FRP armature i okolnog betona imajući u vidu tip vlakana, materijal matrice i površinsku obradu FRP šipki. 3. Potrebno je sprovesti dodatna istraživanja u cilju verifikacije predloženog modela za proračun ugiba, imajući u vidu da i kod ostalih istraživača koji su ispitali kontinualne grede sa FRP armaturom nije došlo do poklapanja sa rezultatima koji se dobijaju primjenom modela proračuna aktuelnih propisa. 4. S obzirom da je granično stanje upotrebljivosti vrlo često mjerodavno za dimenzionisanje, buduća istraživanja treba usmjeriti na deformacije kontinualnih greda sa FRP armaturom pod dugotrajnim opterećenjem u cilju provjere modela proračuna aktuelnih propisa. LITERATURA [1]

**[2] ABAQUS, Abaqus Analysis User' Manual, Version 6. 14, Dassault Systemes Simulia Corp.,**

98

2014. ACI Committee 318:

**Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-14), Commentary on Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318R-14),**

69

Farmington Hills, Michigan (USA): American Concrete Institute; 2014. [3] [4]

**ACI Committee 435: Control of Deflection in Concrete Structures (ACI 435R- 95),**

49

**American Concrete Institute;** 2003. **ACI Committee 440: Guide for the Design and Construction of Structural Concrete Reinforced with FRP Bars (ACI 440.1R- 06), Farmington Hills, Michigan (USA): American Concrete Institute;** 2006. [5] **ACI Committee 440: Guide for the Design and Construction of Structural Concrete Reinforced with Fiber-Reinforced Polymer (FRP) Bars (ACI 440.1R- 15), Farmington Hills, Michigan (USA): American Concrete Institute;** 2015. [6] **ACI Committee 440: Guide Test Methods for**

2

**Fiber-Reinforced Polymers (FRPs) for Reinforcing or Strengthening Concrete Structures (ACI 440.3R- 12), Farmington Hills, Michigan (USA): American Concrete Institute;**

76

2012. [7]

**Adam M. A., Said M., Mahmoud A. A., Ali Shanour S.: Analytical and Experimental Flexural Behavior of Concrete Beams Reinforced with Glass Fiber Reinforced Polymers Bars, Construction and Building Materials, 84,**

2

2015., pp. 354-366. [8] Ahmed A.: Modeling of

**a Reinforced Concrete Beam Subjected to Impact Vibration Using ABAQUS, International Journal of Civil and Structural Engineering, 4(3),**

71

2014., pp. 227–236. [9] Akiel M., El-Maaddawy T., El Refai A.: Flexural

**Tests of Continuous Concrete Slabs Reinforced with Basalt Fiber -Reinforced Polymer Bars,**

9

Resilient Infrastructure, CSCE Annual Conference, London, Canada, June 1-4, 2016., pp. 888-1–888-7. [10]

**Alam M. S., Hussein A.: Size Effect on Shear Strength of FRP Reinforced Concrete Beams without Stirrups, Journal of Composites for Construction,**

14

17(4), 2013, pp. 507–516. [11] Ali Shanour S., Mahmoud A. A., Adam M. A., Said M.:

**Experimental Investigation of Concrete Beams Reinforced with GFRP Bars, International Journal of Civil Engineering and Technology (IJCIET),**

80

5(11), 2014., pp. 154- 164. [12]

**Al-Sunna R., Pilakoutas K., Hajirasouliha I., Guadagnini M.: Deflection Behaviour of FRP Reinforced Concrete Beams and Slabs: An Experimental Investigation, Composites Part B, 43( 5), 2012., pp. 2125-2134.**

44

[13]

**Ascione L., Mancusi G., Spadea S.: Flexural Behavior of Concrete Beams Reinforced with GFRP Bars, An International Journal for Experimental Mechanics**

11

- Strain, 46(5), 2010., pp. 460-469. [14]

**Ashour A. F., Habeeb M. N.: Continuous Concrete Beams Reinforced with CFRP Bars, Proceedings of the**

2

ICE – Structures and Buildings, 161(6), 2008., pp. 349–357. [15]

**Ashour A.F.: Flexural and Shear Capacities of Concrete Beams Reinforced with GFRP Bars, Construction and Building Materials, 20(10), 2006., pp. 1005- 1015.**

12

[16]

**Bagge N., O'Connor A., Elfgrén L., Pedersen C.: Moment Redistribution in RC Beams – A Study of the Influence of Longitudinal and Transverse Reinforcement Ratios and Concrete Strength, Engineering Structures, 80,**

27

2014., pp. 11–23. [17]

**Barris C., Torres L., Baena M., Pilakoutas K., Guadagnini M.: Serviceability Limit State of FRP RC Beams, Advances in Structural Engineering, 15(4), 2012, pp. 653–664.**

46

[18] [19]

**Barris C., Torres L., Comas J., Mias C.: Cracking and Deflections in GFRP RC Beams: An Experimental Study, Composites Part B, 55,**

62

2013., pp. 580–590.

**Barris C., Torres L., Turon A., Baena M., Catalan A.: An Experimental Study of the Flexural Behaviour of GFRP RC Beams and Comparison with Prediction Models, Composite Structures, 91( 3), 2009, pp. 286–295.**

5

[20]

**Bentz E.C., Massam L., Collins M.P.: Shear Strength of Large Concrete Members with FRP Reinforcement, Journal of Composites for Construction, 14(6), 2010., pp. 637-646.**

42

[21]

**Bischoff P. H., Gross S. P.: Equivalent Moment of Inertia Based on Integration of Curvature, Journal of Composites for Construction, 15(**

63

3), 2011., pp. 263– 273. [22]

**Bischoff P. H.: Reevaluation of Deflection Prediction for Concrete Beams Reinforced with Steel and Fiber Reinforced Polymer Bars, Journal of Structural Engineering, 131(5),**

6

2005., pp. 752–762. [23] [24]

**Canadian Standards Association (CSA): Design and Construction of Building Components with Fiber-Reinforced Polymers, CSA S806-12, Toronto, 2012.**

77

**Canadian Standards Association (CSA): Design and Construction of Building Components with Fibre-Reinforced Polymers, CSA S806-02, Rexdale, Ontario, Canada, 2002. [25] [26] Canadian Standards Association (CSA): Design of Concrete Structures, CSA A23.3-04, Rexdale, Ontario, Canada,**

22

2004.

**CNR-DT 203/2006: Guide for the Design and Construction of Concrete Structures Reinforced with Fiber-Reinforced Polymer Bars, National Research Council, Rome, Italy, 2006.**

7

[27]

**Đuranovic N., Pilakoutas K., Waldron P.: Tests on Concrete Beams Reinforced with Glass Fiber Reinforced Plastic Bars, Proceedings of the Third International Symposium on Non-Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures (FRPRCS-3),**

7

1997., pp. 479–486. [28]

**Đuranović N.: Armiranje AB greda plastičnom (FRP) armaturom, Originalni naučni rad, IZGRADNJA, izdavač: Savez građevinskih inženjera i tehničara Srbije, Beograd, broj 1996/8, 1996.**

68

str. 469 - 477. [29]

**Elgabbas F., Ahmed E., Benmokrane B.: Flexural Behavior and Bond- Dependent Coefficient of Basalt FRP Bars in Concrete Beams, Resilient Infrastructure, CSCE Annual Conference,**

4

London, Canada, June 1-4, 2016., pp. 823-1–823-8. [30]

**Elgabbas F., Vincent P., Ahmed E. A., Benmokrane B.: Experimental Testing of Basalt-Fiber-Reinforced Polymer Bars in Concrete Beams, Composites Part B, 91,**

4

2016., pp. 205-218. [31] El-Mogy M., El-Ragaby A., El-Salakawy E.:

**Behaviour of Continuous Concrete Beams Reinforced with FRP Bars, Proceeding of the 5th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering,**

17

Beijing, China, 2010. [32]

**El-Mogy M., El-Ragaby A., El-Salakawy E.: Effect of Transverse Reinforcement on the Flexural Behavior of Continuous Concrete Beams Reinforced with FRP, Journal of Composites for Construction, 15(5), 2011., pp. 672-681.**

24

[33]

**El-Mogy M., El-Ragaby A., El-Salakawy E.: Experimental Testing and Finite Element Modeling on Continuous Concrete Beams Reinforced with Fibre Reinforced Polymer Bars and Stirrups, Canadian Journal of Civil Engineering, 40(11),**

10

2013. pp. 1091-1102. [34]

**El-Mogy M., El-Ragaby A., El-Salakawy E.: Flexural Behavior of Continuous FRP-Reinforced Concrete Beams, Journal of Composites Construction, 14(6),**

4

2010., pp. 669-680. [35]

**El-Mogy M., El-Ragaby A., El-Salakawy E.: GFRP-Reinforced Continuous Beams,**

11

Proceeding of the 2nd

**Asia-Pacific Conference on FRP in Structures, Seoul, South Korea,**

32

2009., pp. 331-336. [36]

**El-Nemr A., Ahmed E. A., Benmokrane B.: Flexural Behavior and Serviceability of Normal and High-Strength Concrete Beams Reinforced with Glass Fiber-Reinforced Polymer Bars, ACI Structural Journal, 110(6),**

4

2013., pp. 1077–1088. [37]

**El-Nemr A., Ahmed E., Barris C., Benmokrane B.: Bond-Dependent Coefficient of Glass- and Carbon-FRP Bars in Normal- and High-Strength Concretes, Construction and Building Materials,**

38

113, 2016., pp. 77-89. [38] [39]

**Eurocode 2: Design of Concrete Structures: General Rules and Rules for Buildings, Part 1-1, CEN, EN 1992-1-1,**

79

2004.

**Farghaly A. S., Benmokrane B.: Shear Behavior of FRP-Reinforced Concrete Deep Beams without Web Reinforcement, Journal of Composites for Construction,**

32

17(6), 2013., pp. 1–10. [40]

**Fico R.: Limit States Design of Concrete Structures Reinforced with FRP Bars, PhD thesis, University of Naples Federico II, Programme in Materials and Structures Engineering, 2008.**

11

[41]

**[42] Frosch R. J.: Another Look at Cracking and Crack Control in Reinforced Concrete, ACI Structural Journal, 96(3), 1999., pp. 437-442.**

70



**Grace N. F., Soliman A. K., Abdel-Sayed G., Saleh K. R.: Behavior and Ductility of Simple and Continuous FRP Reinforced Beams, Journal of Composites for Construction, 2(4),**

9

1998., pp.

**186-194. [43] Gravina R. J., Smith S. T.: Flexural Behaviour of Indeterminate Concrete Beams Reinforced with FRP Bars, Engineering Structures, 30(9),**

2

2008., pp. 2370–2380. [44]

**Guadagnini M., Pilakoutas K., Waldron P.: Shear Resistance of FRP RC Beams: Experimental Study, Journal of Composites for Construction, 10(6), 2006., pp. 464–473.**

57

[45]

**Habeeb M. N., Ashour A. F.: Flexural Behavior of Continuous GFRP Reinforced Concrete Beams, Journal of Composites Construction, 12(2),**

65

2008., pp. 115-124. [46]

**Hognestad E., Hanson N.W., McHenry D.: Concrete Stress Distribution in Ultimate Strength Design, Journal of the American Concrete Institute, 52,**

6

1955., pp. 455–479. [47] Ibrahim H. A., Fahmy M. F. M.:

**Finite-Element Analysis of Flexural Behavior of Hybrid Steel-FRP Continuous Reinforced Concrete (HSFCRC) Beams,**

41

6th

**Asia-Pacific Conference on FRP in Structures, Singapore, 19-21. July 2017.,**

41

pp. 1–5. [48] [49] [50]

**International Federation for Structural Concrete (FIB): FIB Model Code for Concrete Structures 2010, Lausanne, Switzerland, 2013.**

85

**International Federation for Structural Concrete (FIB): FRP Reinforcement in RC Structures, Bulletin No. 40, CEB-FIP, Lausanne, Switzerland,**

78

2007.

**ISIS Canada: Reinforcing Concrete Structures with Fiber Reinforced Polymers, ISIS-M03-07,**

19

**Canadian Network of Centers of Excellence on Intelligent Sensing for Innovative structures, University of Winnipeg, Winnipeg, 2007. [51] Jaeger L. G., Tadros G., Mufti A.: Balanced Section, Ductility and Deformability in Concrete with FRP Reinforcement,**

28

**Industry's Centre for Computer-Aided Engineering, CAS CAM, Technical University of Nova Scotia, Halifax, Nova Scotia,**

89

1995. [52]

**Japan Society of Civil Engineers (JSCE): Recommendations for Design and Construction of Concrete Structures Using Continuous Fibre Reinforced Materials, Concrete Engineering Series 23, Tokyo, Japan, 1997.**

19

[53] Ju M., Oh H., Lim J., Sim J.:

**A Modified Model for Deflection Calculation of Reinforced Concrete Beam with Deformed GFRP Rebar, International Journal of Polymer Science,**

72

Article ID 2485825, 2016., 10 pages. [54] Kamanehazari H., Tadbiri F.:

**Behavior of High Strength Concrete (HSC) Reinforced Beam with GFRP Bars Using Plastic Damaged Concrete Model, Current Trends** 81

in Technology and Science, 2(3), 2012., pp. 272–276. [55] [56]

**Kara I. F., Ashour A. F.: Flexural Performance of FRP Reinforced Concrete Beams, Composite Structures,** 87

94(5), 2012., pp. 1616

**–1625. Kara I. F., Ashour A. F.: Moment Redistribution in Continuous FRP Reinforced Concrete Beams, Construction and Building Materials,** 73

49, 2013., pp. 939-948. [57]

**Kassem C., Farghaly A.S., Benmokrane B.: Evaluation of Flexural Behavior and Serviceability Performance of Concrete Beams Reinforced with FRP bars, Journal of Composites for Construction** 35  
15(5),

2011., pp. 682-695. [58]

**Lou T., Lopes S. M. R., Lopes A. V.: Evaluation of Moment Redistribution in Normal-Strength and High-Strength Reinforced Concrete Beams,** 18

Journal of Structural Engineering, 140(10), 2014., pp. 04014072-1-8. [59]

**Lou T., Lopes S. M. R., Lopes A. V.: Neutral Axis Depth and Moment Redistribution in FRP and Steel Reinforced Concrete Continuous Beams, Composites Part B, 70,** 50

2015., pp. 44-52. [60] Lou T., Lopes S. M. R., Lopes A. V.:

**Redistribution of Moments in Reinforced High-Strength Concrete Beams with and without Confinement, Structural Engineering and Mechanics,**

18

55(2), 2015., pp. 379-398. [61] [62] [63] [64] [65] [66] [67]

**Mahmoud K., El-Salakawy E.: Deflection Prediction of Two-Span Continuous Concrete Beams Reinforced with GFRP Bars,**

36

**Interaction between Theory and Practice in Civil Engineering and Construction,**

106

2016., pp. 141-146.

**Mahmoud K., El-Salakawy E.: Effect of Transverse Reinforcement Ratio on the Shear Strength of GFRP-RC Continuous Beams, Journal of Composites for Construction, 20(1),**

47

2016., pp. 04015023.

**Mahmoud K., El-Salakawy E.: Shear Strength of GFRP-Reinforced Concrete Continuous Beams with Minimum Transverse Reinforcement, Journal of Composites for Construction, 18(1),**

10

2014., pp. 04013018. Mahmoud K., El-Salakawy E.: Size Effect on the

**Shear Strength of High-Strength Concrete Continuous Beams Reinforced with GFRP Bars, Building on**

96

Our Growth Opportunities, Regina, SK, May 27 - 30, 2015.

**Matos B., Correia J. R., Castro L. M. S., França P.: Structural Response of Hyperstatic Concrete Beams Reinforced with GFRP Bars: Effect of Increasing Concrete Confinement, Composite Structures, 94(3),**

43

2012., pp. 1200-1210.

**Matta F., El-Sayed A.K., Nanni A., Benmokrane B.: Size Effect on Concrete Shear Strength in Beams Reinforced with Fiber-Reinforced Polymer Bars, ACI Structural Journal,** 14

110(4), 2013., pp.

**617-628. Matta F., Mazzoleni P., Zappa E., Sutton M.A., ElBatanouny M., Larosche A.K., Ziehl P. H.: Shear Strength of FRP Reinforced Concrete Beams without Stirrups: Verification of Fracture Mechanics Formulation,** 26

American Concrete Institute - Special Publication, 286, 2012., 13 pp. [68]

**Matta F., Nanni A., Galati N., Mosele F.: Size Effect on Shear Strength of Concrete Beams Reinforced with FRP Bars,** Proceedings of the **6th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures (FraMCoS-6),** 29

Catania, Italy, June 17-22, 2007., 8 pp. [69]

**Matta F., Nanni A., Hernandez T. M., Benmokrane B.: Scaling of Strength of FRP Reinforced Concrete Beams without Shear Reinforcement, Fourth International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2008), Zurich, Switzerland,** 12

July 22-24, 2008., 6 pp. [70] Metwally Y.

**M.: Nonlinear Analysis of Concrete Deep Beam Reinforced with GFRP Bars Using Finite Element Method, Malaysian Journal of Civil Engineering,** 21

26(2), 2014., pp. 224–250. [71]

**Mias C., Torres L., Guadagnini M., Turon A.: Short and Long-Term Cracking Behaviour of GFRP Reinforced Concrete Beams, Composites Part B,** 17

77, 2015., pp. 223–231. [72] Mostofinejad D., Farahbod A.:

**Parametric Study on Moment Redistribution in Continuous RC Beams Using Ductility Demand and Ductility Capacity Concept, Iranian Journal of Science & Technology, Transaction B, Engineering,**

52

31(B5), 2007., pp. 459-471. [73]

**Mostofinejad D.: Ductility and Moment Redistribution in Continuous FRP Reinforced Concrete Beams, PhD thesis, Department of Civil and Environmental Engineering, Carleton University, Ottawa, Ontario, Canada, 1997. [74] Mota C.,**

9

**Alminar S., Svecova D.: Critical Review of Deflection Formulas for FRP Reinforced Concrete, Journal of Composites Construction, 10(3), 2006., pp. 183-194.**

67

[75]

**Mousavi S. R., Esfahani M. R.: Effective Moment of Inertia Prediction of FRP- Reinforced Concrete Beams Based on Experimental Results, Journal of Composites Construction, 16(5),**

2

2012. pp.490-498. [76] Naaman

**A.E., Jeong S .M.: Structural Ductility of Concrete Beams Prestressed with FRP Tendons, Taerwe L, Proceeding of the 2nd International RILEM Symposium, Non- metric (FRP) Reinforcement for Concrete Structures, RILEM, London: E and FN Spon, 1995., pp. 379-386.**

31

[77]

**Newhook J., Ghali A., Tadros G.: Concrete Flexural Members Reinforced with Fiber Reinforced Polymer: Design for Cracking and Deformability, Canadian Journal of Civil Engineering, 29( 1), 2002., pp. 125-134.**

37

[78] [79] Pawlowski D., Szumigala M.: Numerical Study of the Flexural of GFRP RC Beams, Architecture Civil Engineering Environment, 2, 2015., pp. 71–76.

**Petersson P.: Crack Growth and Development of Fracture Zones in Plain Concrete and Similar Materials, REPORT TVBM - 1006, Lund Institute of Technology, Lund, Sweden, 1981.**

54

[80] Polling R.: Eine Praxisnahe, Schdigungsorientierte Materialbeschreibung fr Stahlbeton, Dissertation, Ruhr-Universitt Bochum, 2001. [81]

**Qin R., Zhou A., Lau D.: Effect of Reinforcement Ratio on the Flexural Performance of Hybrid FRP Reinforced Concrete Beams, Composites Part B,**

58

108, 2017., pp. 200–209. [82]

**Rafi M.M., Nadjai A., Ali F., Talamona D.: Aspects of Behavior of CFRP Reinforced Concrete Beams in Bending, Construction and Building Materials, 22( 3), 2008., pp. 277-285. [83] Rafi M.M., Nadjai**

5

A.:

**A Suggested Model for European Code to Calculate Deflection of FRP Reinforced Concrete Beams, Magazine of Concrete Research, 63(3), 2011., pp. 197-214. [84] Rafi M.M.,**

45

**Nadjai A.: Evaluation of ACI 440 Deflection Model for Fiber- Reinforced Polymer Reinforced Concrete Beams and Suggested Modification, ACI Structural Journal, 106(6), 2009., pp. 762-771. [85] Rahman S. M. H.,**

34

**El-Salakawy E.: Moment Redistribution of GFRP-RC Continuous T -Beams, Proceedings,**

36

Resilient Infrastructure, CSCE Annual Conference, London, Canada, June 1-4, 2016., pp. 895-1–895-8. [86] Rahman S. M. H., Mahmoud K., El-Salakawy E.:

**Behavior of Glass Fiber- Reinforced Polymer Reinforced Concrete Continuous T -Beams, Journal of Composites for Construction,**

49

21(2), 2017., pp. 1-12. [87] Rahman S. M. H., Mahmoud K., El-Salakawy E.:

**Moment Redistribution in Glass Fiber Reinforced Polymer-Reinforced Concrete Continuous Beams Subjected to Unsymmetrical Loading, Engineering Structures,** 23

150, 2017., pp. 562–572. [88]

**Razaqpur A. G., Spadea S.: Shear Strength of FRP Reinforced Concrete Members with Stirrups, Journal of Composites for Construction, 19(1),** 66

2014., pp. 1–15. [89] Santos P, Laranja G., Franca P.M., Correia J.R.:

**Ductility and Moment Redistribution Capacity of Multi-Span T-section Concrete Beams Reinforced with GFRP Bars, Construction and Building Materials, 49, 2013., pp. 949-961. [90] Scott R. H., Whittle R. T.: Moment Redistribution Effects in Beams, Magazine of Concrete Research, 57(1),** 20

2005., pp. 9–20. [91]

**Sinaei H., Shariati M., Abna A. H., Aghaei M., Shariati A.: Evaluation of Reinforced Concrete Beam Behavior Using Finite Element Analysis by ABAQUS, Scientific Research and Essays,** 53

7(21), 2012., pp. 2002–2009. [92]

**Sovják R., Vogel F., Máca P.: Redistribution of Bending Moment in Continuous Concrete Beams Reinforced with Glass Fibre Reinforced Polymer, 50th Annual Conference on Experimental Stress Analysis,** 40

(105), 2012., pp. 443–447. [93] Stoner J. G.: Finite Element Modelling of

**GFRP Reinforced Concrete Beams, Master of Science, Department of Civil Engineering, University of Waterloo, Waterloo, Ontario, Canada,** 100



2015. [94] [95]

**Sümer Y., Aktaş M.: Defining Parameters for Concrete Damage Plasticity Model, Challenge Journal of Structural Mechanics,** 21

1(3), 2015., pp. 149–155.

**Tezuka M., Ochiai M., Tottori S., Sato R.: Experimental Study on Moment Redistribution of Continuous Beams Reinforced or Pretensioned with Fibre Reinforced Plastic,** 64

**Non-Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures: Proceedings of the Second International RILEM Symposium, 1995., pp.** 7

287- 394. [96]

**Toutanji H. A., Saafi M.: Flexural Behaviour of Concrete Beams Reinforced with Glass Fiber-Reinforced Polymer GFRP Bars, ACI Structural Journal, 97(5), 2000., pp. 712–719.** 13

[97]

**Toutanji H., Deng Y.: Deflection and Crack-Width Prediction of Concrete Beams Reinforced with Glass FRP Rods, Construction and Building Materials, 17( 1), 2003., pp. 69–74.** 5

[98] Ulićević M.:

**Eksperimentalna i teorijska analiza graničnih stanja kontinualnih visokih greda od armiranog betona,** 95

Doktorska disertacija, Građevinski fakultet Podgorica, Univerzitet Crne Gore, 1992. [99] Ulićević M.: Prilog nelinearnoj analizi armiranobetonskih ramovskih konstrukcija, Magistarski rad, Građevinski fakultet, Univerzitet u Beogradu, 1988.

[100]

**Vijay P. V., GangaRao H. V. V.: Bending Behavior and Deformability of Glass Fibre-Reinforced Polymer Reinforced Concrete Members, ACI Structural Journal, 98(6), 2001., pp. 834–842.**

13

[101]

**Wang H., Belarbi A.: Ductility Characteristics of Fiber-Reinforced-Concrete Beams Reinforced with FRP Rebars, Construction and Building Materials, 25( 5), 2011., pp. 2391–2401.**

55

[102]

**Wegian F.M., Abdalla H.A.: Shear Capacity of Concrete Beams Reinforced with Fiber Reinforced Polymers, Composite Structures, 71, 2005., pp. 130–138.**

59

[103]

**Yost J.R., Gross S.P., Dinehart D.W.: Effective Moment of Inertia for Glass Fiber-Reinforced Polymer-Reinforced Concrete Beams, ACI Structural Journal, 100(6), 2003., pp. 732–739.**

33

[104]

**Yost J.R., Gross S.P., Dinehart D.W.: Shear Strength of Normal Strength Concrete Beams Reinforced with Deformed GFRP Bars, Journal of Composites for Construction, 5(4),**

4

2001., pp. 268-275. BIBLIOGRAFIJA 1. Barris C.: Serviceability Behavior of Fibre Reinforced Polymer Reinforced Concrete Beams, PhD thesis, University of Girona, 2010. 2. DeSimone M. V.: Deflection of Continuous GFRP-Reinforced Concrete Beams, Master of Science, The Faculty of the Department of Civil and Environmental Engineering, Villanova University, Villanova, PA, 2009. 3. El-Mogy M.: Behaviour of Continuous Concrete Beams Reinforced with FRP Bars, PhD thesis, Department of Civil Engineering, University of Manitoba, Winnipeg, Manitoba, Canada, 2011. 4. Habbeeb M. N.: Flexural Behavior of Countinuously Supported FRP Reinforced Concrete Beams, PhD thesis, University Bradford, UK, 2011. 5. Kara I. F., Ashour A. F., Dundar C.: Deflection of Concrete Structures Reinforced with FRP Bars, Composites Part B, 44, 2013., pp. 375–384. 6. Mahmoud K. A. A.: Shear Behavior of Continuous Concrete Beams Reinforced with GFRP Bars, PhD thesis, Department of Civil Engineering, University of Manitoba, Winnipeg, Manitoba, Canada, 2015. 7. Mahroug M. E. M.: Flexural Behavior of Continuous Concrete Slabs Reinforced with FRP Bars, PhD thesis, School of Engineering, Design and Technology, University Bradford, UK, 2013. 8. Matthys S.: Structural Behaviour and Design of

Concrete Members Strengthened with Externally Bonded FRP Reinforcement, 1999-2000. 9. Nanni A., De Luca A., Zadeh H. J.: Reinforced Concrete with FRP Bars: Mechanics and Design, CRC Press Taylor and Francis Group, 2014., 384 pages. 10. Oehlers D. J., Haskett M., Mohamed Ali M. S., Griffith M. C.: Moment Redistribution in Reinforced Concrete Beams, Proceedings of the Institution of Civil Engineers – Structures and Buildings, 163(SB3), 2010., pp. 165–176. 11. Oehlers D. J., Muhamad R., Mohamed Ali M. S.: Serviceability Flexural Ductility of FRP RC Beams: A Discrete Rotation Approach, Construction and Building Materials, 49, 2013., pp. 974-984. 12. Rahman S. M. H.: Flexural Behavior of GFRP-Reinforced Concrete Continuous Beams, Master of Science, Department of Civil Engineering, University of Manitoba, Winnipeg, Manitoba, Canada, 2016. 13. Wang H., Belarbi A.: Flexural Behavior of Fiber-Reinforced-Concrete Beams Reinforced with FRP Rebars, Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structures, 7, 2005., pp. 895–914. 14. Wight J. K., MacGregor J. G.: Reinforced Concrete: Mechanics and Design, sixth edition, 2012., 1157 pages.

Naučni radovi u kojima su publikovani rezultati i koji sadrže djelove doktorske disertacije: 1. Baša N., Ulićević M., Zejak R.: Experimental Research of Continuous Concrete Beams with GFRP Reinforcement, Advances in Civil Engineering, Article ID 6532723, 2018., 16 pages. 2. Baša N., Ulićević M., Zejak R.: Preraspodjela uticaja u kontinualnim gredama armiranim FRP armaturom, Simpozijum društva građevinskih konstruktera Srbije, Zlatibor, 15-17. septembar 2016., str. 328-335. 3. Baša N., Ulićević M., Zejak R.: The Response Analysis of Continuous Beams with FRP Reinforcement, Proceedings of the 1st International Conference on Construction Materials for Sustainable Future, Zadar, Croatia, 19-21 April 2017., pp. 768-776. PRILOG A Morfologija prslina za eksperimentalne grede Slika A.1 – Morfologija prslina za gredu G-A-15-P Slika A.2 – Morfologija prslina za gredu S-A-15 Slika A.3 – Morfologija prslina za gredu G-A-0 Slika A.4 – Morfologija prslina za gredu G-A-15 Slika A.5 – Morfologija prslina za gredu G-A-25 Slika A.6 – Morfologija prslina za gredu G-B-0 Slika A.7 – Morfologija prslina za gredu G-B-15 Slika A.8 – Morfologija prslina za gredu G-B-25 Slika A.9 – Morfologija prslina za gredu G-C-0 Slika A.10 – Morfologija prslina za gredu G-C-15 Slika A.11 – Morfologija prslina za gredu G1-A-0 Slika A.12 – Morfologija prslina za gredu G1-A-15 Slika A.13 – Morfologija prslina za gredu G1-A-25

BIOGRAFIJA AUTORA Mr Nikola Baša, dipl.inž.građ., rođen je 30. oktobra 1980. godine u Trsteniku, Srbija, gdje je završio osnovnu i srednju školu. Na Građevinski fakultet Univerziteta Crne Gore u Podgorici upisao se školske 1999./2000. godine. Apsolvirao je u roku sa prosječnom ocjenom 8.83. Diplomski rad pod nazivom Projekat konstrukcije tržnog centra u Podgorici, odbranio je septembra 2005. godine sa ocjenom 10. Dobitnik je nagrade 19. decembar u Podgorici 2000. godine, kao najbolji student na Građevinskom fakultetu. Magistarski rad pod nazivom Analiza uticaja popuštanja veza na seizmički odgovor montažne armirano betonske ramovske konstrukcije, odbranio je dana 09.04.2009. godine sa ocjenom „A”, pod mentorstvom prof. dr. Mladena Ulićevića. Od oktobra 2005. godine angažovan je na Građevinskom fakultetu u Podgorici, kao honorarni saradnik u nastavi na više predmeta iz oblasti Betonskih konstrukcija. Radni odnos na Građevinskom fakultetu Univerziteta Crne Gore zasnovao je septembra 2008. godine u svojstvu saradnika u nastavi na predmetima Betonske konstrukcije inženjerskih objekata i Fundiranje. Od septembra 2011. godine, angažovan je u nastavi na osnovnim studijama na grupi predmeta iz oblasti: Betonske i zidane konstrukcije i Građevinski materijali. Na specijalističkim studijama studijskog programa Građevinarstvo, izvodi nastavu na predmetima: Prethodno napregnute konstrukcije, Betonske konstrukcije inženjerskih objekata i Projektovanje i građenje betonskih konstrukcija. Na doktorske studije na Građevinskom fakultetu upisao se 2010/2011 godine, u sklopu kojih je sproveo eksperiment u laboratoriji Građevinskog fakulteta u Podgorici, na gredama sa GFRP armaturom, novim materijalom koji se sve više koristi kao zamjena za čeličnu armaturu. Objavio je više naučnih i stručnih radova na međunarodnim i domaćim naučnim konferencijama. Kao projektant saradnik, a kasnije kao odgovorni projektant, učestvovao je u izradi projektne dokumentacije, stručnom nadzoru i izvođenju velikog broja novih objekata, kao i sanaciji

postojećih. Čita, piše i govori engleski jezik. Oženjen je suprugom Zoricom sa kojom ima troje djece, Petra, Mariju i Jovana. Izjava o autorstvu Potpisani: Mr Nikola Baša, dipl. inž. građ. Broj indeksa/upisa: 1/10 Izjavljujem da je doktorska disertacija pod naslovom: EFEKTI PRERASPODJELE UTICAJA NA GRANIČNA STANJA KONTINUALNIH GREDA ARMIRANIH FRP ARMATUROM • rezultat sopstvenog istraživačkog rada, • da predložena disertacija ni u cjelini ni u djelovima nije bila predložena za dobijanje bilo koje diplome prema studijskim programima drugih ustanova visokog obrazovanja, • da su rezultati korektno navedeni, i • da nijesam povrijedio autorska i druga prava intelektualne svojine koja pripadaju trećim licima. U Podgorici Potpis doktoranda 03. 12. 2018. godine \_\_\_\_\_ Izjava o istovjetnosti štampane i elektronske verzije doktorskog rada Ime i prezime autora: Broj indeksa/upisa: Studijski program: Naslov rada: Mentor: Potpisani: Nikola Baša 1/10 Građevinarstvo - konstrukcije Efekti preraspodjele uticaja na granična stanja kontinualnih greda armiranih FRP armaturom Prof. dr Radomir Zejak, dipl.inž.građ. Mr Nikola Baša, dipl.inž.građ. Izjavljujem da je štampana verzija mog doktorskog rada istovjetna elektronskoj verziji koju sam predao za objavljivanje u Digitalni arhiv Univerziteta Crne Gore. Istovremeno izjavljujem da dozvoljavam objavljivanje mojih ličnih podataka u vezi sa dobijanjem akademskog naziva doktora nauka, kao što su ime i prezime, godina i mjesto rođenja, naziv disertacije i datum odbrane rada. U Podgorici Potpis doktoranda 03. 12. 2018. godine \_\_\_\_\_ Izjava o korišćenju Ovlašćujem Univerzitetu biblioteku da u Digitalni arhiv Univerziteta Crne Gore pohrani moju doktorsku disertaciju pod naslovom: EFEKTI PRERASPODJELE UTICAJA NA GRANIČNA STANJA KONTINUALNIH GREDA ARMIRANIH FRP ARMATUROM koja je moje autorsko djelo. Disertaciju sa svim priložima predao sam u elektronskom formatu pogodnom za trajno arhiviranje. Moju doktorsku disertaciju pohranjenu u Digitalni arhiv Univerziteta Crne Gore mogu da koriste svi koji poštuju odredbe sadržane u odabranom tipu licence Kreativne zajednice (Creative Commons) za koju sam se odlučio. 1. Autorstvo 2. Autorstvo – nekomercijalno 3. Autorstvo – nekomercijalno – bez prerade 4. Autorstvo – nekomercijalno – dijeliti pod istim uslovima 5. Autorstvo – bez prerade 6. Autorstvo – dijeliti pod istim uslovima U Podgorici Potpis doktoranda 03. 12. 2018. godine \_\_\_\_\_ 1. Autorstvo - Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje djela, i prerade, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence, čak i u komercijalne svrhe. Ovo je najslobodnija od svih licenci. 2. Autorstvo - nekomercijalno. Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje djela, i prerade, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence. Ova licenca ne dozvoljava komercijalnu upotrebu djela. 3. Autorstvo - nekomercijalno - bez prerade. Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje djela, bez promjena, preoblikovanja ili upotrebe djela u svom djelu, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence. Ova licenca ne dozvoljava komercijalnu upotrebu djela. U odnosu na sve ostale licence, ovom licencom se ograničava najveći obim prava korišćenja djela. 4. Autorstvo - nekomercijalno - dijeliti pod istim uslovima. Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje djela, i prerade, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence i ako se prerada distribuira pod istom ili sličnom licencom. Ova licenca ne dozvoljava komercijalnu upotrebu djela i prerade. 5. Autorstvo - bez prerade. Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje djela, bez promjena, preoblikovanja ili upotrebe djela u svom djelu, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence. Ova licenca dozvoljava komercijalnu upotrebu djela. 6. Autorstvo - dijeliti pod istim uslovima. Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje djela, i prerade, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence i ako se prerada distribuira pod istom ili sličnom licencom. Ova licenca dozvoljava komercijalnu upotrebu djela i prerada. Slična je softverskim licencama, odnosno licencama otvorenog koda. 1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22 23 24 25 26 27 28 29 30 31 32 33 34 35 36 37 38 39 40 41 42 43 44 45 46 47 48 49 50 51 52 53 54 55 56 57 58 59 60 61 62 63 64 65 66 67 68 69 70 71 72 73 74 75

76 77 78 79 80 81 82 83 84 85 86 87 88 89 90 91 92 93 94 95 96 97 98 99 100 101 102 103 104 105 106 107 108 109  
110 111 112 113 114 115 116 117 118 119 120 121 122 123 124 125 126 127 128 129 130 131 132 133 134 135 136  
137 138 139 140 141 142 143 144 145 146 147 148 149 150 151 152 153 154 155 156 157 158 159 160 161 162 163  
164 165 166 167 168 169 170 171 172 173 174 175 176 177 178 179 180 181 182 183 184 185 186 187 188 189 190  
191 192 193 194 195 196 197 198 199 200 201 202 203 204 205 206 207 208 209 210 211 212 213 214 215 216 217  
218 219 220 221 222 223 224 225 226 227 228 229 230 231 232 233 234 235 236 237 238 239 240 241 242 243 244  
245 246 247 248 249 250 251 252 253 254 255 256 257 258 259 260 261 262 263 264 265 266 267 268 269 270 271  
272 273 274 275 276 277 278 279 280 281 282 283 284 285 286 287 288 289 290

**sources:**

- 1 187 words / < 1% match - Internet from 28-Dec-2017 12:00AM  
[eprints.nottingham.ac.uk](http://eprints.nottingham.ac.uk)

---

- 2 156 words / < 1% match - Internet from 19-Oct-2018 12:00AM  
[ro.uow.edu.au](http://ro.uow.edu.au)

---

- 3 130 words / < 1% match - Internet from 07-Apr-2016 12:00AM  
[drugg.fgg.uni-lj.si](http://drugg.fgg.uni-lj.si)

---

- 4 123 words / < 1% match - Internet from 23-May-2016 12:00AM  
[savoirs.usherbrooke.ca](http://savoirs.usherbrooke.ca)

---

- 5 84 words / < 1% match - Internet from 20-Aug-2018 12:00AM  
[tel.archives-ouvertes.fr](http://tel.archives-ouvertes.fr)

---

- 6 71 words / < 1% match - Internet from 24-Jun-2015 12:00AM  
[www.tdx.cat](http://www.tdx.cat)

---

- 7 71 words / < 1% match - Internet from 20-May-2016 12:00AM  
[www.dist.unina.it](http://www.dist.unina.it)

---

- 8 71 words / < 1% match - Internet from 02-Nov-2017 12:00AM  
[nardus.mpn.gov.rs](http://nardus.mpn.gov.rs)

---

- 9 67 words / < 1% match - Internet from 31-Jan-2016 12:00AM  
[bradscholars.brad.ac.uk](http://bradscholars.brad.ac.uk)

---

- 10 58 words / < 1% match - Crossref  
[El-Mogy, Mostafa, Amr El-Ragaby, and Ehab El-Salakawy. "Flexural Behavior of Continuous FRP-Reinforced Concrete Beams", Journal of Composites for Construction, 2010.](#)

---

- 11 56 words / < 1% match - Internet from 30-Jan-2016 12:00AM  
[bradscholars.brad.ac.uk](http://bradscholars.brad.ac.uk)

- 
- 12 54 words / < 1% match - Internet from 31-Jan-2016 12:00AM  
[bradscholars.brad.ac.uk](http://bradscholars.brad.ac.uk)
- 
- 13 52 words / < 1% match - Internet from 31-Jan-2016 12:00AM  
[bradscholars.brad.ac.uk](http://bradscholars.brad.ac.uk)
- 
- 14 49 words / < 1% match - Internet from 29-May-2016 12:00AM  
[savoirs.usherbrooke.ca](http://savoirs.usherbrooke.ca)
- 
- 15 49 words / < 1% match - Internet from 12-Jul-2016 12:00AM  
[pt.scribd.com](http://pt.scribd.com)
- 
- 16 43 words / < 1% match - Internet from 21-Sep-2018 12:00AM  
[www.ucg.ac.me](http://www.ucg.ac.me)
- 
- 17 39 words / < 1% match - Internet from 04-May-2016 12:00AM  
[sheffield.ac.uk](http://sheffield.ac.uk)
- 
- 18 39 words / < 1% match - Internet from 20-Apr-2016 12:00AM  
[www.koreascience.or.kr](http://www.koreascience.or.kr)
- 
- 19 38 words / < 1% match - Internet from 31-Jan-2016 12:00AM  
[bradscholars.brad.ac.uk](http://bradscholars.brad.ac.uk)
- 
- 20 36 words / < 1% match - Internet from 03-Dec-2017 12:00AM  
[opus.bath.ac.uk](http://opus.bath.ac.uk)
- 
- 21 36 words / < 1% match - Internet from 15-Nov-2018 12:00AM  
[www.jssoftcivil.com](http://www.jssoftcivil.com)
- 
- 22 35 words / < 1% match - Crossref  
[El-Mogy, Mostafa, Amr El-Ragaby, and Ehab El-Salakawy. "Effect of Transverse Reinforcement on the Flexural Behavior of Continuous Concrete Beams Reinforced with FRP", Journal of Composites for Construction, 2011.](#)
- 
- 23 34 words / < 1% match - Crossref  
[S.M. Hasanur Rahman, Karam Mahmoud, Ehab El-Salakawy. "Moment redistribution in glass fiber reinforced polymer-reinforced concrete continuous beams subjected to unsymmetrical loading", Engineering Structures, 2017](#)
- 
- 24 33 words / < 1% match - Internet from 06-Nov-2017 12:00AM  
[nardus.mpn.gov.rs](http://nardus.mpn.gov.rs)
- 
- 25 32 words / < 1% match - Internet from 18-Sep-2008 12:00AM  
[www.ieca.es](http://www.ieca.es)

26

32 words / < 1% match - Internet from 21-Jul-2018 12:00AM  
[framcos.org](http://framcos.org)

27

31 words / < 1% match - Internet from 22-Aug-2016 12:00AM  
[pure.ltu.se](http://pure.ltu.se)

28

31 words / < 1% match - Publications  
Gamal, S. El- Benmokrane, B. Salakawy, E. "Durability and structural performance of carbon fibre reinforced polymer-reinforced concrete parkin", Canadian Journal of Civil Engineering, April 2009 Issue

29

31 words / < 1% match - Crossref  
[Alam, M. S., and A. Hussein. "Size Effect on Shear Strength of FRP Reinforced Concrete Beams without Stirrups", Journal of Composites for Construction, 2013.](#)

30

30 words / < 1% match - Internet from 18-Jun-2017 12:00AM  
[www.ucg.ac.me](http://www.ucg.ac.me)

31

30 words / < 1% match - Crossref  
[Rafi, M.M.. "Aspects of behaviour of CFRP reinforced concrete beams in bending", Construction and Building Materials, 200803](#)

32

29 words / < 1% match - Internet from 15-Jan-2016 12:00AM  
[lecrib.polymtl.ca](http://lecrib.polymtl.ca)

33

29 words / < 1% match - Internet from 09-Mar-2012 12:00AM  
[sbeidco.enset-oran.dz](http://sbeidco.enset-oran.dz)

34

29 words / < 1% match - Internet from 20-Apr-2013 12:00AM  
[www.beri.ulster.ac.uk](http://www.beri.ulster.ac.uk)

35

28 words / < 1% match - Internet from 28-Aug-2017 12:00AM  
[qspace.library.queensu.ca](http://qspace.library.queensu.ca)

36

28 words / < 1% match - Internet from 03-Sep-2016 12:00AM  
[home.cc.umanitoba.ca](http://home.cc.umanitoba.ca)

37

28 words / < 1% match - Internet from 26-Jan-2017 12:00AM  
[iiste.org](http://iiste.org)

38

27 words / < 1% match - Internet from 29-Aug-2016 12:00AM  
[www.udg.edu](http://www.udg.edu)

39

27 words / < 1% match - Internet from 14-Oct-2012 12:00AM  
[www.uncl.com](http://www.uncl.com)

- 
- 40 27 words / < 1% match - Internet from 02-Jul-2016 12:00AM  
[imb.file3.wcms.tu-dresden.de](http://imb.file3.wcms.tu-dresden.de)
- 
- 41 27 words / < 1% match - Internet from 30-Jul-2018 12:00AM  
[www.iifc.org](http://www.iifc.org)
- 
- 42 27 words / < 1% match - Internet from 16-Sep-2017 12:00AM  
[upcommons.upc.edu](http://upcommons.upc.edu)
- 
- 43 27 words / < 1% match - Crossref  
[Bischoff, Peter H.. "Reevaluation of Deflection Prediction for Concrete Beams Reinforced with Steel and Fiber Reinforced Polymer Bars", Journal of Structural Engineering, 2005.](#)
- 
- 44 27 words / < 1% match - Crossref  
[Adeline Confrere, Laurent Michel, Emmanuel Ferrier, Gilles Chanvillard. "Experimental behaviour and deflection of low-strength concrete beams reinforced with FRP bars", Structural Concrete, 2016](#)
- 
- 45 26 words / < 1% match - Internet from 05-Jun-2011 12:00AM  
[www.beri.ulster.ac.uk](http://www.beri.ulster.ac.uk)
- 
- 46 26 words / < 1% match - Internet from 26-Mar-2016 12:00AM  
[cee.sheffield.ac.uk](http://cee.sheffield.ac.uk)
- 
- 47 26 words / < 1% match - Internet from 03-Sep-2016 12:00AM  
[home.cc.umanitoba.ca](http://home.cc.umanitoba.ca)
- 
- 48 26 words / < 1% match - Internet from 13-Sep-2018 12:00AM  
[www.radyab.co](http://www.radyab.co)
- 
- 49 25 words / < 1% match - Internet from 08-Mar-2016 12:00AM  
[www.koreascience.or.kr](http://www.koreascience.or.kr)
- 
- 50 25 words / < 1% match - Crossref  
[Tajaddini, Abbas, Tim Ibell, Antony Darby, Mark Evernden, and Pedro Silva. "Prediction of Capacity for Moment Redistribution in FRP-Strengthened Continuous RC T-Beams", Journal of Composites for Construction, 2016.](#)
- 
- 51 24 words / < 1% match - Internet from 20-Aug-2014 12:00AM  
[karriespapertrail.printswell.com](http://karriespapertrail.printswell.com)
- 
- 52 24 words / < 1% match - Internet from 05-Oct-2011 12:00AM  
[mostofinejad.iut.ac.ir](http://mostofinejad.iut.ac.ir)
- 
- 53 24 words / < 1% match - Internet from 22-Jun-2017 12:00AM  
[fedorani.ni.ac.rs](http://fedorani.ni.ac.rs)



- 
- 54 24 words / < 1% match - Publications  
[ÖRNEK, Murat, DELİKTAŞ, Babür, CANER, Ferhun Cem and DEMİRCİ, Mustafa. "Beton davranışında mikromekanik modelleme", Çukurova Üniversitesi, 2006.](#)
- 
- 55 23 words / < 1% match - Internet from 09-Sep-2014 12:00AM  
[repositorium.sdum.uminho.pt](#)
- 
- 56 23 words / < 1% match - Internet from 09-Mar-2016 12:00AM  
[ediss.uni-goettingen.de](#)
- 
- 57 23 words / < 1% match - Internet from 29-May-2016 12:00AM  
[savoirs.usherbrooke.ca](#)
- 
- 58 23 words / < 1% match - Internet from 19-Oct-2017 12:00AM  
[eprints.soton.ac.uk](#)
- 
- 59 22 words / < 1% match - Internet from 20-May-2016 12:00AM  
[riunet.upv.es](#)
- 
- 60 22 words / < 1% match - Internet from 14-Feb-2006 12:00AM  
[www.ieca.es](#)
- 
- 61 22 words / < 1% match - Internet from 08-Nov-2017 12:00AM  
[www.ucg.ac.me](#)
- 
- 62 22 words / < 1% match - Internet from 07-Feb-2017 12:00AM  
[et.ippt.gov.pl](#)
- 
- 63 21 words / < 1% match - Internet from 13-Apr-2016 12:00AM  
[theses.whiterose.ac.uk](#)
- 
- 64 21 words / < 1% match - Internet from 04-Jul-2003 12:00AM  
[concrete.cce.hiroshima-u.ac.jp](#)
- 
- 65 20 words / < 1% match - Internet from 01-May-2013 12:00AM  
[www.iifc-hq.org](#)
- 
- 66 20 words / < 1% match - Internet from 07-Aug-2018 12:00AM  
[dergipark.gov.tr](#)
- 
- 67 20 words / < 1% match - Internet from 31-Oct-2014 12:00AM  
[armastek.ir](#)
- 
- 68 20 words / < 1% match - Internet from 26-May-2012 12:00AM  
[www.konstrukcija.me](#)

- 
- 69 20 words / < 1% match - Internet from 09-Nov-2014 12:00AM  
[hfarahani48.ir](http://hfarahani48.ir)
- 
- 70 20 words / < 1% match - Internet from 02-Nov-2017 12:00AM  
[docs.lib.purdue.edu](http://docs.lib.purdue.edu)
- 
- 71 19 words / < 1% match - Internet from 23-Nov-2017 12:00AM  
[era.library.ualberta.ca](http://era.library.ualberta.ca)
- 
- 72 19 words / < 1% match - Publications  
"New Clinical Trials and Studies Study Findings Reported from National University of Science and Tech", Clinical Trials Week, Oct 10 2016 Issue
- 
- 73 18 words / < 1% match - Internet from 22-Aug-2018 12:00AM  
[www.nap.edu](http://www.nap.edu)
- 
- 74 18 words / < 1% match - Internet from 11-Dec-2016 12:00AM  
[senat.ucg.ac.me](http://senat.ucg.ac.me)
- 
- 75 18 words / < 1% match - Internet from 03-Apr-2016 12:00AM  
[szkolenia.kssjp.gov.pl](http://szkolenia.kssjp.gov.pl)
- 
- 76 18 words / < 1% match - Crossref  
[Kassem, Chakib, Ahmed Sabry Farghaly, and Brahim Benmokrane. "Evaluation of Flexural Behavior and Serviceability Performance of Concrete Beams Reinforced with FRP Bars", Journal of Composites for Construction, 2011.](#)
- 
- 77 18 words / < 1% match - Publications  
Refai, Ahmed El Abed, Farid Rahmani, Abd. "Structural performance and serviceability of concrete beams reinforced with hybrid (GFRP and steel) ", Construction and Building Materials, Oct 15 2015 Issue
- 
- 78 18 words / < 1% match - Crossref  
[Razaqpur, A. Ghani, and Saverio Spadea. "Shear Strength of FRP Reinforced Concrete Members with Stirrups", Journal of Composites for Construction, 2014.](#)
- 
- 79 17 words / < 1% match - Internet from 26-Jul-2018 12:00AM  
[vdocuments.site](http://vdocuments.site)
- 
- 80 17 words / < 1% match - Internet from 23-Dec-2015 12:00AM  
[bu.edu.eg](http://bu.edu.eg)
- 
- 81 17 words / < 1% match - Internet from 18-Apr-2016 12:00AM  
[www.niscair.res.in](http://www.niscair.res.in)
-

82

16 words / < 1% match - Internet from 02-Nov-2017 12:00AM  
[fedorabg.bg.ac.rs](http://fedorabg.bg.ac.rs)

---

83

16 words / < 1% match - Internet from 10-Sep-2010 12:00AM  
[www.cssbi.ca](http://www.cssbi.ca)

---

84

16 words / < 1% match - Internet from 22-Apr-2010 12:00AM  
[etd.ohiolink.edu](http://etd.ohiolink.edu)

---

85

16 words / < 1% match - Publications  
Marti-Vargas, J.R.. "Quantification of bond performance of 18-mm prestressing steel.",  
Construction and Building Materials

---

86

15 words / < 1% match - Internet from 24-Sep-2008 12:00AM  
[www.medis.or.jp](http://www.medis.or.jp)

---

87

15 words / < 1% match - Internet from 28-Nov-2015 12:00AM  
[library.cu.edu.tr](http://library.cu.edu.tr)

---

88

15 words / < 1% match - Internet from 16-May-2009 12:00AM  
[www.ucg.cg.ac.yu](http://www.ucg.cg.ac.yu)

---

89

14 words / < 1% match - Crossref  
Thériault, Michèle, and Brahim Benmokrane. "Effects of FRP Reinforcement Ratio and Concrete  
Strength on Flexural Behavior of Concrete Beams", *Journal of Composites for Construction*, 1998.

---

90

13 words / < 1% match - Internet from 27-Sep-2005 12:00AM  
[www.gzmhy.com](http://www.gzmhy.com)

---

91

13 words / < 1% match - Internet from 04-Apr-2010 12:00AM  
[www.hsz.bme.hu](http://www.hsz.bme.hu)

---

92

13 words / < 1% match - Internet from 09-Jun-2014 12:00AM  
[www.engissol.com](http://www.engissol.com)

---

93

13 words / < 1% match - Internet from 20-Sep-2017 12:00AM  
[lib.dr.iastate.edu](http://lib.dr.iastate.edu)

---

94

12 words / < 1% match - Internet  
[leptir.ifs.hr](http://leptir.ifs.hr)

---

95

12 words / < 1% match - Internet from 14-Jul-2018 12:00AM  
[www.ucg.ac.me](http://www.ucg.ac.me)

---

96

12 words / < 1% match - Crossref

[Alam, Md Shah, and Amgad Hussein. "Unified Shear Design Equation for Concrete Members Reinforced with Fiber-Reinforced Polymer without Stirrups", Journal of Composites for Construction, 2013.](#)

---

97 11 words / < 1% match - Internet from 16-May-2009 12:00AM  
[mykonos.cve.uri.edu](http://mykonos.cve.uri.edu)

---

98 11 words / < 1% match - Internet from 24-May-2018 12:00AM  
[idus.us.es](http://idus.us.es)

---

99 11 words / < 1% match - Internet from 11-Sep-2013 12:00AM  
[www.sk.co.rs](http://www.sk.co.rs)

---

100 11 words / < 1% match - Publications  
Said, Mohamed Adam, Maher A. Mahmoud, Ah. "Experimental and analytical shear evaluation of concrete beams reinforced with glass fiber reinforce", Construction and Building Materials, Jan 15 2016 Issue

---

101 11 words / < 1% match - Publications  
Rushing, Todd S.. "Experimental and numerical investigation of splicing of concrete-filled fiber-reinforced polymer tubes.(Report)", Construction and Building Materials

---

102 10 words / < 1% match - Internet from 01-May-2011 12:00AM  
[www.world-cup.com.pl](http://www.world-cup.com.pl)

---

103 10 words / < 1% match - Internet from 24-Oct-2010 12:00AM  
[www.igh.ba](http://www.igh.ba)

---

104 10 words / < 1% match - Internet from 12-Jul-2016 12:00AM  
[documents.tips](http://documents.tips)

---

105 10 words / < 1% match - Internet from 05-Nov-2017 12:00AM  
[nardus.mpn.gov.rs](http://nardus.mpn.gov.rs)

---

106 10 words / < 1% match - Internet from 17-Jul-2018 12:00AM  
[ensusitioarq.com](http://ensusitioarq.com)

---

107 10 words / < 1% match - Internet from 21-Jul-2018 12:00AM  
[mzoip.evolare.host25.com](http://mzoip.evolare.host25.com)

---

108 10 words / < 1% match - Publications  
Soliman, Shehab M. El-Salakawy, Ehab Ben. "Flexural behaviour of concrete beams strengthened with near surface mounted fibre reinforced polymer", Canadian Journal of Civil Engineering, Oct 2010 Issue

---