

UNIVERZITET U BEOGRADU
GRAĐEVINSKI FAKULTET

Vedran N. Carević

**UTICAJ PRSLINA NA MEHANIZME
DETERIORACIJE I TRAJNOST
ARMIRANOBETONSKIH KONSTRUKCIJA**

doktorska disertacija

Beograd, 2020

UNIVERSITY OF BELGRADE
FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

Vedran N. Carević

**INFLUENCE OF CRACKS ON THE
DETERIORATION MECHANISMS AND
DURABILITY OF REINFORCED CONCRETE
STRUCTURES**

Doctoral Dissertation

Belgrade, 2020

Mentor: Dr Ivan Ignjatović, vanredni profesor
Građevinski fakultet, Univerzitet u Beogradu

Članovi komisije: Dr Snežana Marinković, redovni profesor
Građevinski fakultet, Univerzitet u Beogradu

Dr Vlastimir Radonjanin, redovni profesor
Fakultet tehničkih nauka, Univerzitet u Novom Sadu

Dr Ivan Ignjatović, vanredni profesor
Građevinski fakultet, Univerzitet u Beogradu

Dr Branko Šavija, docent
Tehnički Univerzitet u Delftu

Datum odbrane:

ZAHVALNOST

Prvenstveno želim da se zahvalim mentoru v.prof. dr Ivanu Ignjatoviću za konstantnu podršku tokom izrade moje doktorske disertacije, za njeno vođenje, motivaciju i ogromno znanje koje je nesebično podelio samnom kao i za istrajnost i upornost kojima me je naučio. Takođe, želio bih da se zahvalim prof. dr Snežani Marinković za pomoć i priliku koju mi je pružila, za podršku, motivaciju i sve dobre savete kada mi je to bilo potrebno.

Prof. dr Vlastimiru Radonjaninu izražavam iskrenu zahvalnost zbog njegovih pronicljivih komentara, ohrabriranja i reči podrške koji su me motivisali u mom radu. Hvala doc. dr Branku Šaviji na svim njegovim komentarima koji su mi pomogli i koji su bili važni za poboljšanje kvaliteta ove teze. Iskrenu zahvalnost dugujem prof. dr Jeleni Bajat koja je nesebično ustupila svoje vreme, znanje i laboratorijske resurse onda kada je bilo najpotrebnije.

Želio bih da se iskreno zahvalim svim mojim kolegama sa Betonskih konstrukcija koji su mi pomagali sve ovo vreme. Posebno želim da se zahvalim Jeleni Dragaš, Nikoli Tošiću i Ivanu Milićeviću za svu pomoć koju su mi pružili tokom rada, bez koje ne bih uspeo. Takođe, želim da se zahvalim Andriji Radeviću, Bogdanu Šakiću i Damjanu Stančiću za sveobuhvatnu pomoć koju su mi pružili tokom samog eksperimentalnog istraživanja.

Ovo eksperimentalno istraživanje ne bi moglo da se sprovede bez pomoći mojih kolega iz Laboratorije za ispitivanje materijala. Posebnu zahvalnost dugujem Marini Aškrabić, Aleksandru Radeviću, Savi Stavnjaku, Radomiru Petroviću i Mladenu Joviću koji su mi pomagali tokom rada i rešavali samnom brojne probleme na koje sam nailazio. Zahvalan sam ne samo na njihovom vremenu i trudu, već i na bodrenju tokom čitavog ovog procesa. Takođe, želim da se zahvalim mojim kolegama iz Laboratorije za kolovozne konstrukcije koju su mi nesebično pomagali, ali i omogućili da uz smeh sve ovo jednostavnije prođe.

Ovo istraživanje je finansijski pomoglo Ministarstvo za obrazovanje, nauku i tehnološki razvoj Republike Srbije kao i Građevinski fakultet i njegov Institut za materijale i konstrukcije. Za kompletnu količinu prirodnog agregata zahvaljujem se kompaniji „Elita Cop d.o.o“ iz Beograda. Leteći pepeo za sprovedena ispitivanja obezbedila je kompanija Termoelektrana „Nikola Tesla B“.

Moj istraživački rad i pisanje doktorske teze ne bi bilo moguće bez emotivne podrške moje porodice i dragih prijatelja. Zahvalnost dugujem mojim prijateljima, braći i kumovima koji su me podržavali sve ovo vreme. Na kraju, želim da se zahvalim onima bez čije podrške ne bih mogao. Veliko hvala mojim roditeljima, bratu i devojci bez kojih sigurno ne bih uspeo da završim ovaj posao na izradi doktorske disertacije. Hvala vam na razumevanju, podršci i strpljenju, siguran sam da vam nije bilo lako samnom. Ova teza je njihova koliko i moja.

UTICAJ PRSLINA NA MEHANIZME DETERIORACIJE I TRAJNOST ARMIRANOBETONSKIH KONSTRUKCIJA

Rezime:

Trajnost betona definisana je njegovom otpornošću na dejstvo štetnih agenasa iz okolne sredine koji dovode do različitih vrsta oštećenja (mehanizmi deterioracije). U ovoj tezi, kroz pregled literature, izvršena je analiza postojećih rezultata istraživanja i znanja o glavnim mehanizmima deterioracije koji predstavljaju najveću opasnost za objekte u različitim klimatskim sredinama. Mehanizmi deterioracije mogu uticati na strukturu betona (mraz i soli za odmrzavanje) ili na pojavu korozije armature unutar betona (karbonatizacija i penetracija hlorida). Na deterioracione mehanizme i koroziju koja nastaje njihovim dejstvom u velikoj meri utiče prisustvo prslina. Prsline koje nastaju kao posledica savijanja presecaju armaturu i znatno olakšavaju prodor kiseonika i vode. Shodno tome, uloga prslina prouzrokovanih opterećenjem ne sme se zanemariti u sagledavanju upotrebnog veka armiranobetonskih (AB) konstrukcija. Korozija izazvana hloridima bila je predmet mnogih istraživanja proteklih godina. Za razliku od nje, u literaturi postoji vrlo malo podataka o uticaju prslina na koroziju armature izazvanu karbonatizacijom, pogotovo na razvoj korozije tokom vremena. Došlo se do zaključka da deterioracija AB konstrukcija usled korozije armature izazvane karbonatizacijom predstavlja jedan od glavnih problema trajnosti širom sveta, imajući u vidu da je veliki broj infrastrukturnih objekata izložen okruženju bogatom ugljen–dioksidom (CO₂). Zbog toga je karbonatizacija postala važno pitanje u analizi trajnosti AB konstrukcija. Da bi se generisalo novo znanje i doprinelo poboljšanju postojećih standarda i inženjerske prakse, razvijena je odgovarajuća eksperimentalna postavka kako bi se ispitao uticaj prslina na dubinu karbonatizacije i trajnost AB elemenata napravljenih od različitih vrsta betona.

Ogroman uticaj građevinske industrije na životnu sredinu uglavnom je posledica velike proizvodnje betona, pa je upotreba prirodnih sirovina, potrošnja energije i proizvodnja otpada takođe velika. Jedan od načina da se očuvaju prirodni resursi i beton učini ekološki prihvatljivijim je primena letećeg pepela (LP) i recikliranog agregata (RA) koja je korisna i sa ekonomskog i sa ekološkog aspekta. Međutim, zamena prirodnog agregata (PA) sa RA ili zamena cementa sa LP uveliko utiče na fizička, mehanička i svojstva trajnosti betona. Da bi se osigurala održiva primena ovih zelenih alternativa proizvodnji cementnih betona sa PA, moraju se proveriti njihova svojstva trajnosti.

Na početku eksperimentalnog programa izvršeno je projektovanje i ispitivanje tri vrste betonskih mešavina. Cilj ovog procesa je bio proizvodnja dve vrste betona a da se pri tome zadovolji klasa betona potrebna za njegovu konstrukcijsku primenu: beton sa 50% LP kao zamena cementa i beton sa 100% recikliranog krupnog agregata kao zamena PA. Svi betoni projektovani su da imaju sličnu čvrstoću pri pritisku (klasa betona C25/30) i ugradljivost (klasa S3).

Kako karbonatizacija betona u prirodnim uslovima traje godinama odlučeno je da se ovaj proces ubrza povećavanjem koncentracije CO₂. Zbog toga je pre početka sprovođenja eksperimentalnog ispitivanja uticaja prslina na dubinu karbonatizacije bilo neophodno ispitati uticaj koncentracije CO₂ na sam proces karbonatizacije, kao i mogućnosti primene postojećih modela predikcije na različitim vrstama betona korišćenim u ovom istraživanju. Sprovedeno je komparativno ispitivanje u ubrzanim i prirodnim uslovima. Analiziran je uticaj koncentracije CO₂ (1%, 2%, 4% i 16%) na proces karbonatizacije kod sve tri vrste ispitivanih betona i pokazalo se da je koncentracija do 2% CO₂ optimalna za ubrzavanje procesa karbonatizacije bez posledica na kinetiku procesa.

Nakon toga, analizirani su postojeći modeli predikcije dubine karbonatizacije i predložena je njihova modifikacija u slučaju betona sa LP i RA. Nakon što je ustanovljena veza između ubrzane inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti i čvrstoće pri pritisku, izvršena je analiza upotrebnog veka kroz definisanje potrebne debljine zaštitnog sloja različitih vrsta betona. Dobijeni rezultati su pokazali da se za sve betone sa RA (bez obzira na procenat zamene) mogu koristiti zaštitni slojevi za cementne betone sa PA definisani u EN 1992-1-1 (2015). Za betone sa LP, debljine zaštitnih slojeva veće su prosečno od 1.46 do preko dva puta u poređenju sa cementnim betonima, u zavisnosti od procenta LP u ukupnom vezivnom materijalu.

Drugi deo ovog istraživanja prikazuje rezultate ispitivanja uticaja širine prsline na dubinu karbonatizacije. Pripremljeni su uzorci sa 5 različitih širina prsline (0.05, 0.10, 0.15, 0.20 i 0.30 mm) kao i referentni uzorci bez prsline. Cilj je bio pokazati da i pri manjim širinama prsline od propisanih dolazi do smanjenja upotrebnog veka AB konstrukcija.

Uticaj prsline i napona pritiska u betonu na upotrebnog vek analiziran je pomoću dostupnog probablističkog modela predikcije (*fib-Model Code 2010*) za određivanje upotrebnog veka. Uspostavljena je i analitička veza između napona u armaturi i izmerene širine prsline na površini betona kako bi se napon u armaturi mogao koristiti kao jedan od kriterijuma trajnosti. Ova veza je analizirana za različite w/c odnose, čvrstoće, debljine zaštitnih slojeva i uslove izloženosti na osnovu sopstvenih eksperimentalnih i rezultata dostupnih u literaturi. Uspostavljanje linearne veze omogućava predikciju dubine karbonatizacije elemenata sa prslinama pomoću napona u armaturi i karbonatizacione otpornosti neisprskalnih uzoraka napravljenih od istog betona.

S obzirom da se pokazalo da period depasivizacije armature ne znači nužno i kraj upotrebnog veka, analiziran je period propagacije korozije armature u isprskalim AB elementima. Prikazani su rezultati sopstvenih eksperimentalnih ispitivanja i izvršena je analiza tih rezultata primenom polu-probablističkog modela. Na kraju je na osnovu analitičke verifikacije odnosa napona u armaturi i širine prsline, za različite vrste betona, predloženo ograničenje napona u armaturi koji omogućava da celokupni upotrebnog vek (period inicijacije i propagacije) AB elemenata sa prslinama zadovolji propisane zahteve trajnosti.

Ključne reči: beton, trajnost, prsline, karbonatizacija, leteći pepeo, reciklirani agregat, modeli predikcije, ubrzani karbonatizacioni testovi, korozija

Naučna oblast: Građevinarstvo

Uža naučna oblast: Betonske konstrukcije

INFLUENCE OF CRACKS ON THE DETERIORATION MECHANISMS AND DURABILITY OF REINFORCED CONCRETE STRUCTURES

Abstract:

Durability of concrete is defined by its ability to resist harmful environmental agents that damage concrete (deterioration mechanisms). In this thesis an analysis of existing knowledge about most harmful deterioration mechanisms in different climates was made. These mechanisms affect inner concrete structure (freeze/thaw with de-icing salt) or induced reinforcement corrosion (carbonation and chloride penetration). The most important factor that affects concrete deterioration is the appearance of cracks on reinforced concrete (RC) structures. The presence of cracks that cross the reinforcement physically interrupts the passivation layer and induces the beginning of corrosion. Accordingly, the influence of cracks should not be neglected when the service life of RC structures is analysed. Chloride induced corrosion has been the subject of many studies in recent years, but there is a very little information about the influence of cracks on carbonation induced corrosion. Furthermore, deterioration of RC structures due to carbonation induced corrosion is one of the major durability issues worldwide, given that a large number of structures are exposed to a carbon dioxide (CO₂) rich environment. Therefore, carbonation has become an important issue in RC structures durability analysis. In order to generate new knowledge and contribute to the improvement of existing standards and engineering practice, an appropriate experimental setup was developed to evaluate the influence of crack widths on the carbonation depth and durability of RC elements made from different concrete types.

The immense environmental impact of the construction industry is mainly caused by the large production of concrete – so the use of raw materials, energy consumption and waste production are also high. One of the ways to preserve natural resources and make concrete more environmentally friendly is to use fly ash (FA) and recycled concrete aggregate (RCA) that are beneficial both from economic and ecological point of view. However, the replacement of natural aggregate (NA) with RCA or the replacement of cement with FA greatly affects physical, mechanical and durability properties of concrete. In order to ensure sustainable application of these green alternatives to cement concrete production with NA, their durability properties must be evaluated.

At the beginning of the experimental program, design and testing of three types of concrete mixtures was done. The aim of this process was to produce concrete with 50% FA as cement replacement and concrete with 100% coarse RCA as NA replacement, while satisfying the concrete strength class required for its structural application. All three concretes were designed to have similar compressive strength (concrete class C 25/30) and workability (slump class S3).

Carbonation of concrete under natural exposure conditions is relatively slow process. Therefore, it was decided to accelerate this process by increasing the CO₂ concentration. Having this in mind, it was necessary to analyse the effect of CO₂ concentration on the carbonation process kinetics, as well as the possibility of applying existing carbonation depth prediction models on different concrete types used in this study. Comparative analysis in accelerated and natural exposure conditions was conducted. The effect of CO₂ concentrations (1%, 2%, 4% and 16%) on the carbonation process for all three concrete types was analysed, and a concentration of 2% CO₂ was found as optimal to accelerate the carbonation process without affecting the process kinetics.

Subsequently, the existing carbonation depth prediction models were analysed and modification was proposed in the case of FA and RCA concretes. After establishing the relationship between accelerated inverse effective carbonation resistance and mean compressive strength, the service life analysis was performed by defining the required concrete cover depth for different concrete types. It was concluded that the concrete cover defined in EN 1992-1-1 (2015) for cement concrete made with NA can be used for concrete with RCA regardless of the replacement ratio. In the case of FA concrete, the concrete cover depths were higher from 1.46 to over two times compare to cement concrete, depending on the percentage of FA in the total mass of cementitious materials.

The second part of this research was focused on the analysis of the influence of crack widths on the carbonation depth. Samples with 5 different crack widths (0.05, 0.10, 0.15, 0.20, and 0.30 mm) and reference specimens without cracks were prepared and subjected to accelerated carbonation. The aim of this part was to show that even for cracks smaller than prescribed, the service life of RC structures is reduced.

The influence of crack width and compressive stress on the service life was analysed using available probabilistic prediction model (*fib-Model Code 2010*). An analytical relationship between the reinforcement tensile stress and the measured surface crack width was established. This relationship has been analysed for different w/c ratios, strengths, concrete cover depths, and exposure conditions based on own experimental and results available in the literature. The linear relationship between reinforcement tensile stress and surface crack width enables the carbonation depth prediction for cracked elements using reinforcement stress level and the carbonation resistance of uncracked part of sample.

Since the period of reinforcement depassivation does not necessarily mean the end of service life, the period of corrosion propagation in cracked RC elements was analysed. Own experimental results were presented and an analysis was performed using a semi-probabilistic model. Finally, for all concrete types steel stress limitation was proposed, which allows the entire service life (period of initiation and propagation) of cracked RC elements to meet the prescribed durability requirements.

Keywords: *concrete, durability, cracks, carbonation, fly ash, recycled concrete aggregate, prediction models, accelerated carbonation test, corrosion*

Science field: *Civil Engineering*

Narrow science field: *Concrete Structures*

SADRŽAJ

Zahvalnost	ii
Rezime:	iii
Abstract:	v
Sadržaj	vii
1. Uvodni deo	1
1.1. Pozadina i predmet istraživanja	2
1.2. Ciljevi istraživanja	4
1.3. Metodologija	5
1.4. Struktura rada.....	6
2. Pregled literature	9
2.1. Uvodni deo.....	10
2.2. Karbonatizacija	10
2.2.1. Definisane mehanizma deterioracije.....	11
2.2.2. Uticaj recikliranog agregata	12
2.2.3. Uticaj letećeg pepela.....	13
2.2.4. Ubrzavanje procesa deterioracije	14
2.2.5. Postojeći modeli predikcije	15
2.3. Dejstvo mraza i soli za odmrzavanje.....	19
2.3.1. Definisane mehanizma deterioracije.....	19
2.3.2. Uticaj recikliranog agregata	23
2.3.3. Uticaj letećeg pepela.....	24
2.3.4. Ubrzavanje procesa deterioracije	25
2.3.5. Postojeći modeli predikcije	25
2.4. Penetracija hlorida.....	26
2.4.1. Definisane mehanizma deterioracije.....	27
2.4.2. Uticaj recikliranog agregata	28
2.4.3. Uticaj letećeg pepela.....	28
2.4.4. Ubrzavanje procesa deterioracije	29
2.4.5. Postojeći modeli predikcije	29
2.5. Uticaj prslina na deterioracione mehanizme.....	31

2.5.1. Karbonatizacija.....	31
2.5.2. Dejstvo mraza i soli za odmrzavanje.....	33
2.5.3. Penetracija hlorida.....	33
2.5.4. Ograničenje širine prsline kroz propise	34
2.5.5. Postojeći modeli predikcije	35
2.5.6. Korozija armature	36
2.5.7. Metode za formiranje prsline na uzorcima za ispitivanje.....	37
2.5.7.1. Metod cepanja klinom.....	37
2.5.7.2. Brazilski opit cepanja	38
2.5.7.3. Metod ekspanzivnog jezgra	38
2.5.7.4. Prsline formirane pomoću umetka	39
2.5.7.5. Metoda savijanja	40
2.6. Zaključak.....	40
3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja.....	43
3.1. Uvodni deo.....	44
3.2. Projektovanje betonskih mešavina.....	44
3.2.1. Ispitivanje komponentnih materijala	44
3.2.1.1. Leteći pepeo	44
3.2.1.2. Cement	45
3.2.1.3. Prirodni agregat	46
3.2.1.4. Reciklirani agregat	47
3.2.1.5. Armatura	50
3.2.2. Betonske mešavine	50
3.2.2.1. Cementni beton sa prirodnim agregatom	52
3.2.2.2. Cementni beton sa recikliranim agregatom	53
3.2.2.3. Beton sa velikim sadržajem letećeg pepela	54
3.3. Priprema i nega uzoraka	56
3.4. Ispitivanje fizičkih i mehaničkih karakteristika betona.....	58
3.5. Zaključak.....	63
4. Karbonatizacija	65
4.1. Uvodni deo.....	66
4.2. Uticaj koncentracije CO ₂ na proces karbonatizacije.....	66

4.2.1. Uslovi izloženosti i način merenja	66
4.2.2. Kinetika procesa karbonatizacije	68
4.2.3. Predikcija dubine karbonatizacije primenom rezultata ubrzanih testova	75
4.2.4. Zaključak	79
4.3. <i>Predikcija dubine karbonatizacije primenom fib Model Code 2010</i>	80
4.3.1. Primena modela predikcije na NAC, RAC i HVFAC	80
4.3.2. Modifikacija modela predikcije za primenu kod betona sa LP i RCA	81
4.3.3. Veza čvrstoće betona pri pritisku i inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti	84
4.3.4. Zaključak	89
4.4. <i>Određivanje upotrebnog veka različitih vrsta betona</i>	89
4.4.1. Definisane granične funkcije	89
4.4.2. Određivanje debljine zaštitnog sloja	94
4.4.3. Zaključak	102
4.5. <i>Uticao prslina na proces karbonatizacije</i>	103
4.5.1. Postavka eksperimentalnog ispitivanja	103
4.5.2. Uslovi izloženosti i način merenja	106
4.5.3. Zona zatezanja	107
4.5.3.1. Rezultati eksperimentalnog ispitivanja	107
4.5.3.2. Srednja dubina karbonatizacije	116
4.5.3.3. Inverzna efektivna karbonatizaciona otpornost	119
4.5.3.4. Predikcija dubine karbonatizacije u prirodnim uslovima izloženosti	121
4.5.4. Zona pritiska	129
4.5.4.1. Rezultati eksperimentalnog ispitivanja	129
4.5.4.2. Srednja dubina karbonatizacije	135
4.5.4.3. Inverzna efektivna karbonatizaciona otpornost	136
4.5.4.4. Predikcija dubine karbonatizacije u prirodnim uslovima izloženosti	138
4.5.5. Zaključak	140
4.6. <i>Uticao prslina na upotrebni vek konstrukcija</i>	142
4.6.1. Određivanje upotrebnog veka za različite klase izloženosti u zoni zatezanja ..	142
4.6.2. Određivanje upotrebnog veka za različite klase izloženosti u zoni pritiska	149
4.6.3. Zaključak	152
4.7. <i>Veza između napona u armaturi i širine prslina</i>	152

4.7.1. Proračun napona u armaturi u funkciji širine prsline.....	153
4.7.2. Uspostavljanje veze između napona u armaturi i odnosa dubina karbonatizacije isprskalih i neisprskalih uzoraka.....	156
4.7.3. Zaključak.....	159
5. Korozija armature	161
5.1. <i>Uvodni deo</i>	162
5.2. <i>Rezultati sopstvenog experimentalnog ispitivanja</i>	163
5.3. <i>Određivanje perioda propagacije</i>	169
5.4. <i>Analiza ograničenja napona zatezanja u armaturi</i>	176
5.5. <i>Zaključak</i>	180
6. Zaključci i preporuke za buduća istraživanja	183
6.1. <i>Rezime</i>	184
6.2. <i>Zaključci</i>	186
6.3. <i>Preporuke za buduća istraživanja</i>	190
Literatura.....	193
Prilog A	211
Prilog B	219
Biografija autora	233
Izjava o autorstvu.....	234
Izjava o istovetnosti štampane i elektronske verzije doktorskog rada.....	235
Izjava o korišćenju.....	236

1. UVODNI DEO

1.1. POZADINA I PREDMET ISTRAŽIVANJA

Od početka XXI veka, mnoge ljudske aktivnosti usmerene su ka očuvanju životne sredine, a posebna pažnja se posvećuje velikim količinama otpada ili nusproizvoda koje stvaraju različite industrije. Najefikasnija opcija za značajno smanjenje ovih materijala u mnogim industrijama je njihova ponovna upotreba ili recikliranje. Ogroman uticaj građevinske industrije na životnu sredinu uglavnom je posledica izuzetno velike upotrebe prirodnih sirovina, potrošnje energije i proizvodnje otpada. Industrija betona, sa godišnjom proizvodnjom od skoro 20 milijardi tona (WBCSD, 2009), odgovorna je za veliki deo ovih uticaja. Upotreba agregata od prirodnog kamena i velika emisija ugljen-dioksida (CO₂) tokom proizvodnje cementa, glavni su problemi neodržive proizvodnje betona. Industrija betona je odgovorna za potrošnju čak 40 milijardi tona rečnog i drobljenog agregata u 2014 godini (Tam, Soomro i Evangelista, 2018). Takođe, procenjuje se da 7–10% celokupne emisije CO₂ antropogenog porekla nastaje tokom proizvodnje cementa (Scrivener, John i Gartner, 2016). Kako se građevinska industrija razvija, povećava se potrošnja prirodnih resursa i potreba za razvijanjem održivih građevinskih materijala napravljenih korišćenjem različitih vrsta otpadnih materijala i industrijskih nusproizvoda. Zbog toga se ulaže mnogo napora u pronalaženje alternativa tradicionalnim procesima i materijalima koji se koriste u industriji betona: korišćenje otpadnih i recikliranih materijala, korišćenje alternativnih vrsta goriva tokom proizvodnje cementa, efikasniji transport i zamena cementnog klinkera materijalima koji predstavljaju manje štetan uticaj na životnu sredinu.

Kako bi se očuvali prirodni resursi i smanjila potrošnja cementa, koriste se različiti materijali koji mogu zameniti cement, poput letećeg pepela (LP), granulisanе zgure iz visokih peći ili silikatne prašine. Ovi materijali predstavljaju nusproizvode dobijene iz različitih industrija i mogu predstavljati sastavni deo vezivnog materijala zahvaljujući njihovoj pucolanskoj aktivnosti (pucolanski materijali). Pucolanska aktivnost predstavlja sposobnost reagovanja oksida aluminijuma i silicijuma sa kalcijum hidroksidom, uz prisustvo vlage, formirajući jedinjenja koja imaju cementna svojstva. Ovi materijali imaju različite hemijske i fizičke karakteristike usled različitih izvornih materijala od kojih se dobijaju i različitih procesa proizvodnje. Obzirom da se ovi materijali sastoje od istih oksida kao i cement, ali u različitom međusobnom odnosu, mogu se koristiti u proizvodnji betona. Na moguću upotrebu ovih materijala utiče i njihova raspoloživa količina i cena.

Granulisana zgura iz visokih peći je nusproizvod koji nastaje u procesu prouzdvodnje čelika i njena upotreba u betonu obično zahteva dodatno mlevenje kako bi se postigla odgovarajuća finoća. Sa druge strane, silikatna prašina koja predstavlja nusproizvod pri proizvodnji fero legura, se sastoji iz vrlo sitnih čestica ali ima i relativno visoku komercijalnu cenu. LP predstavlja nusproizvod prilikom sagorevanja uglja u termoelektranama i njegov hemijski, fizički i mineraloški sastav umnogome zavisi od vrste uglja i procesa sagorevanja. Kao posledica toga javlja se velika raznolikost LP koja je dostupna širom sveta. Većina tih LP se može koristiti u betonima bez dodatnog tretmana, imaju relativno nisku cenu i, pre svega, velike količine su i dalje dostupne, posebno u Srbiji (Dragaš i ost., 2016).

Imajući sve to u vidu, nije iznenađujuće da je LP jedan od najčešće korišćenih zamenjujuih cementnih materijala, koji dostiže svoj puni potencijal kada se koristi u betonu sa velikim količinama LP. Postoje različite definicije betona sa velikom količinom LP: Malhotra (Malhotra, 1986) ga je definisao kao beton sa 40% do 60% LP u ukupnoj masi cementnih materijala, dok ACI (American Concrete Institute) Committee 232.3R-14 (2014) definiše ovaj beton kao beton sa 37% ili više LP u ukupnoj masi cementnih materijala.

Još jedan način da se očuvaju prirodni resursi i beton učini ekološki prihvatljivijim je primena recikliranih betonskih agregata (RA) koji može poboljšati ekonomski i ekološki aspekt betona

1. Uvodni deo

(Marinković *i ost.*, 2017). Primena RA se ogleda u potpunoj ili delimičnoj zameni sitnih, krupnih ili sitnih i krupnih frakcija prirodnog agregata pomoću RA. Ovaj pristup smanjuje potrošnju prirodnih resursa i količinu materijala koji se odlaže nakon rušenja objekata, jer se upravo on koristi u proizvodnji novog betona. Najbitniji razlog zbog kojih je RA u fokusu istraživanja je činjenica da RA ima superiorna svojstva u poređenju s drugim recikliranim otpadima (poput opekarskih proizvoda).

Pored upotrebe prirodnih sirovina, potrošnje energije i proizvodnje otpada, veliki deo negativnog uticaja (ekoloških i ekonomskih) građevinske industrije potiče od procesa potrebnih za sanaciju i održavanje konstrukcija tokom njihovog upotrebnoog veka. Troškovi potrebni za sanaciju i održavanje često prevazilaze i troškove izgradnje samog objekta. Zbog toga je u novije vreme tendencija da se o trajnosti sistematski razmišlja još u toku projektovanja – projektovanje prema upotrebnoom veku (*eng. Service Life Design*).

Zamena prirodnog agregata (PA) sa RA ili zamena cementa sa LP uveliko utiče na fizička, mehanička i svojstva trajnosti betona. Da bi ovi materijali našli praktičnu komercijalnu upotrebu, potrebna su dugogodišnja opsežna istraživanja kako bi ih građevinska industrija zaista koristila. Uticaj upotrebe RA i LP na graničnu nosivost (Ignjatović, 2013; Dragaš, 2018) i ponašanje pod dugotrajnim opterećenjem (Tošić, 2017) armiranobetonskih (AB) elemenata ispitivana su poslednjih godina i na Građevinskom fakultetu Univerziteta u Beogradu. Međutim, da bi se osigurala održiva primena ovih zelenih alternativa proizvodnji cementnih betona sa PA, moraju se ispitati i svojstva trajnosti betona sa RA i LP.

Trajnost betona definisana je njegovom otpornošću na dejstvo štetnih agenasa iz spoljašnje sredine koji dovode do različitih vrsta oštećenja (mehanizmi deterioracije). Glavni deterioracioni mehanizmi koji utiču na trajnost betona su karbonatizacija, penetracija hlorida, dejstvo mraza sa ili bez soli za odmrzavanje, alkalno–silikatna reakcija i dejstvo sulfata. Svi ovi mehanizmi dele se u dve grupe u zavisnosti od vrste oštećenja koju proizvode. Mehanizmi deterioracije mogu uticati na strukturu betona (mraz sa ili bez soli za odmrzavanje, alkalno–silikatna reakcija i dejstvo sulfata) ili na pojavu korozije armature unutar betona (karbonatizacija i penetracija hlorida). Deterioracioni mehanizmi zavise od uslova sredine kojima je beton izložen, pa različita geografska područja karakterišu određeni mehanizmi deterioracije. Tri mehanizma deterioracije koji predstavljaju najveću opasnost za objekte u Srbiji su: karbonatizacija, penetracija hlorida i dejstvo mraza i soli za odmrzavanje.

Otpornost betona na dejstvo ovih mehanizama deterioracije trenutno se kod cementnih betona sa PA obezbeđuje adekvatnim zaštitnim slojem betona do armature i propisanim sastavom (minimalna količina cementa i maksimalni vodo-vezivni faktor). Zaštitni sloj betona predstavlja zaštitu armature od ekstremnih uticaja kroz smanjenje transporta štetnih materija koji mogu uzrokovati koroziju. Međutim, u AB konstrukcijama pojava prslina koje presecaju zaštitni sloj je gotovo neizbežna posledica skupljanja, termičkog širenja, mehaničkih/hemijskih oštećenja ili jednostavno posledica dejstva opterećenja i relativno niske čvrstoće betona na zatezanje. Pojava prslina dovodi do narušavanja strukture zaštitnog sloja betona i do ubrzanja transporta štetnih materija kroz beton do armature, čime utiču na trajnost AB konstrukcija. Održavanje niskog stepena propustljivosti betona (za gasove ili rastvore) od presudne je važnosti za trajnost.

Prsline mogu uticati na deterioracione procese (karbonatizacija, penetracija hlorida i dejstvo mraza i soli za odmrzavanje) i koroziju koja nastaje tim putem. Imajući to u vidu, postavlja se pitanje kakva je uloga zaštitnog sloja betona ispresecanog mrežom prslina u obezbeđivanju upotrebnoog veka. Shodno tome, ulogu naponskih prslina ne bi trebalo zanemariti u sagledavanju upotrebnoog veka AB konstrukcija. U dosadašnjoj istraživačkoj praksi,

1. Uvodni deo

deterioracioni procesi i njihovi transportni mehanizmi izučavani su i ispitivani uglavnom na neisprskalim betonskim uzorcima.

Kako bi se sistematski i sveobuhvatno ispitala trajnost AB konstrukcija napravljenih od različitih vrsta betona, neophodno je nadograditi postojeća znanja ispitivanjem uticaja prslina na trajnost. Istraživanje se zasniva na dve hipoteze:

1. Otpornost na deterioracione mehanizme betona sa krupnim recikliranim agregatom i betona sa zamenom dela mase cementa letećim pepelom drugačija je u odnosu na otpornost uporednih klasičnih cementnih betona. Različito ponašanje posledica je različite mikrostrukture i procesa očvršćavanja betona, a najveći uticaj na ove karakteristike ima upravo prisustvo recikliranog agregata i letećeg pepela. Uslov za primenu postojećih deterioracionih modela je njihova korekcija uvođenjem novih parametara kojima će se kvantifikovati uticaj recikliranog agregata i letećeg pepela u ovim betonima.
2. Pojava prslina u AB elementima dovodi do narušavanja strukture zaštitnog sloja betona. Na taj način se omogućava brži prodor štetnih agenasa, što može dovesti do ubrzane korozije armature i smanjenja upotrebnog veka. Postojeći modeli deterioracionih procesa i predikcije upotrebnog veka ne uzimaju u obzir pojavu prslina. Uslov za primenu tih modela je njihova korekcija uvođenjem novih parametara koji će obuhvatiti prisustvo prslina kao i korekcija upotrebnog veka AB konstrukcija. Ovaj fenomen je prisutan kod svih vrsta betona i ispitiivaće se pored konvencionalnih cementnih betona sa prirodnim agregatom i na betonima sa letećim pepelom i recikliranim agregatom.

Obe hipoteze se u disertaciji dokazuju.

1.2. CILJEVI ISTRAŽIVANJA

Glavni cilj istraživanja prikazanog u ovoj tezi bio je ispitivanje uticaja prslina na trajnost i upotrebni vek AB konstrukcija napravljenih od različitih vrsta betona izloženih deterioracionim mehanizmima.

Kroz pregled istraživanja dostupnih u literaturi će se analizirati tri mehanizma deterioracije, a uzimajući u obzir lokalne uslove određiće se koji mehanizam je najznačajniji. Analiza uticaja prslina na upotrebni vek cementnih betona sa prirodnim i recikliranim agregatom, kao i betona sa letećim pepelom kao zamenom cementa, sprovedena u ovom eksperimentalnom istraživanju izvršena je na osnovu sopstvenih eksperimentalnih i rezultata dostupnih u literaturi. Tamo gde je to bilo moguće, formirana je baza podataka kako bi se na osnovu statističke analize doneli određeni zaključci. Ovo istraživanje treba da pokaže da li uzorci sa prslinama imaju isti upotrebni vek kao i oni bez prslina. Da bi se to postiglo, definisani su sledeći konkretni ciljevi:

- Da bi se doneli opšti zaključci o deterioracionim procesima i uticaju letećeg pepela i recikliranog agregata na njih, izvršiće se sistematska analiza eksperimentalnih rezultata pronađenih u literaturi. Na osnovu analize deterioracionih mehanizama, uzimajući u obzir lokalne uslove, određiće se koji je mehanizam najznačajniji za AB objekte u Srbiji.
- Sistematizacija postojećih znanja koja se odnose na uticaj prslina na deterioracione mehanizme i trajnost AB konstrukcija.
- Da bi se generisalo novo znanje i doprinelo poboljšanju postojećih standarda i inženjerske prakse, razviće se odgovarajuća eksperimentalna postavka kako bi se na merljiv i kontrolisan način ispitaio uticaj prslina na trajnost AB elemenata napravljenih od različitih

1. Uvodni deo

vrsta betona. Cilj ovog procesa je proizvodnja betona sa 50% letećeg pepela kao zamena cementa i 100% recikliranog krupnog agregata kao zamena prirodnog agregata, a da se pri tome zadovolji klasa betona potrebna za njegovu konstrukcijsku primenu.

- Koristeći sopstvene eksperimentalne i rezultate dostupne u literaturi izvršiće se testiranje postojećih modela predikcije dubine karbonatizacije i njihova primena kod betona sa letećim pepelom i recikliranim agregatom.
- Na osnovu formirane baze podataka svih dostupnih rezultata izvršiće se definisanje debljine zaštitnog sloja različitih vrsta betona radi ostvarivanja projektovanog upotrebnoog veka.
- Analiza uticaja prslina i napona pritiska u betonu na upotrebni vek pomoću dostupnih modela predikcije za određivanje upotrebnoog veka. S obzirom da se za predikciju dubine karbonatizacije koriste osrednjene vrednosti merenja dubine karbonatizacije u ubrzanim uslovima, izvršiće se analiza uticaja dužine osrednjavanja.
- Ispitivanje uticaja prslina na pojavu i razvoj korozije armature kroz sopstvena eksperimentalna ispitivanja i primenu postojećih modela predikcije, kao i definisanje perioda propagacije kao dela upotrebnoog veka AB konstrukcija.
- Definisanje napona u armaturi kao kriterijuma trajnosti.

1.3. METODOLOGIJA

Metodologija koja se koristi za postizanje prethodno definisanih ciljeva opisana je u ovom delu. Izvršiće se kritička analiza dostupne literature (istraživanja drugih autora), kako bi se definisalo trenutno stanje u pogledu uticaja letećeg pepela i recikliranog agregata na mehanizme deterioracije betona. Takođe, analiziraće se trenutno stanje po pitanju uticaja prslina na deterioracione mehanizme različitih vrsta betona. Biće sprovedena sistematizacija i kritička analiza postojećih rezultata u ovoj oblasti. Na osnovu zaključaka, koji će se dobiti nakon analize dostupne literature, odrediće se glavni problemi iz odabranih oblasti istraživanja i definisati ciljevi i hipoteze istraživanja.

Glavni metod za dokazivanje postavljenih hipoteza je eksperimentalno ispitivanje. Eksperimentalni program koji će se sprovesti u ovom istraživanju biće podeljen u tri faze. U prvoj fazi eksperimentalnog programa ispitivaće se fizička i mehanička svojstva različitih vrsta betona: svojstva komponentnih materijala (leteći pepeo, ispitivanje cementa, prirodnog i recikliranog agregata i armaturnog čelika) i osnovna fizička (zampreminska masa betona u svežem i očvrslom stanju, ugradljivost) i mehanička svojstva (čvrstoća na pritisak, čvrstoća na zatezanje savijanjem i modul elastičnosti) betona. U drugoj fazi eksperimentalnog programa ispitivaće se uticaj letećeg pepela i recikliranog agregata na deterioracione mehanizme. Na osnovu baze podataka rezultata prikupljenih iz literature i sopstvenih eksperimentalnih rezultata sprovedeće se statistička i regresiona analiza kako bi se izvršila korekcija postojećih modela predikcije. U trećem delu eksperimentalnog programa ispitivaće se uticaj naponskih prslina na deterioracione mehanizme. Na osnovu eksperimentalnih rezultata izvršiće se analiza uticaja širine prslina na mehanizme deterioracije i koroziju armature u cilju definisanja upotrebnoog veka. Sprovedeće se i uporedna analiza radi poređenja ponašanja različitih vrsta betona.

Na kraju, sprovedeće se analitička metoda testiranja modela predikcije kod uzoraka sa prslinama. Zaključci i preporuke za buduća istraživanja izvešće se na osnovu sopstvenih eksperimentalnih rezultata i baze podataka rezultata dostupnih u literaturi.

1.4. STRUKTURA RADA

Doktorska teza je organizovana u 6 glavnih celina.

Prvo poglavlje prikazuje pozadinu i predmet istraživanja u kojoj je objašnjen značaj primene recikliranog agregata i letećeg pepela u proizvodnji betona sa stanovišta održivog razvoja. Pored upotrebe prirodnih neobnovljivih sirovina, objašnjen je i negativan uticaj (ekološki i ekonomski) građevinske industrije koji potiče od procesa potrebnih za sanaciju i održavanje konstrukcija tokom njihovog upotrebnoeg veka. Istaknut je značaj da se o trajnosti sistematski razmišlja još u toku projektovanja, kroz projektovanje prema upotrebnoem veku. Istaknuto je da održiva primena recikliranog agregata i letećeg pepela u proizvodnji betona podrazumeva proveru njihovog uticaja na svojstva trajnosti beton. Pojava prslina, koja je u AB konstrukcijama gotovo neizbežna, utiče negativno na upotrebni vek kroz povećanje transportnih mehanizama. Imajući to u vidu, postavljeno je pitanje kakva je uloga zaštitnog sloja betona ispresecanog mrežom prslina u obezbeđivanju upotrebnoeg veka. Definisani su predmet i ciljevi istraživanja, a prikazana je i struktura teze.

Drugo poglavlje sadrži pregled dosadašnjih istraživanja dostupnih u literaturi. Analizirana su tri osnovna deterioraciona mehanizma koji predstavljaju najveću opasnost za objekte u Srbiji (karbonatizacija, penetracija hlorida i istovremeno dejstvo mraza i soli za odmrzavanje). Definisani su procesi koji dovode do deterioracije i prikazani su postojeći modeli predikcije za sve razmatrane procese betona. Takođe, prikazana su ispitivanja uticaja recikliranog agregata i letećeg pepela na procese deterioracije. Nakon toga, dat je pregled dosadašnjih istraživanja uticaja prslina na tri razmatrana deterioraciona mehanizma. Presentovano je i ograničenje širine prslina kroz tehničku regulativu (propisi i standardi) u funkciji uslova izloženosti. Na osnovu analize istraživanja dostupnih u literaturi zaključeno je da karbonitizacija, iako sporiji deterioracioni proces u odnosu na penetraciju hlorida, predstavlja glavni problem po pitanju trajnosti konstrukcija. Ovo posebno važi kod betona sa letećim pepelom, koji su izuzetno otporni na penetraciju hlorida, ali dosta podložni karbonatizaciji. Kako bi se osmislilo sopstveno eksperimentalno ispitivanje analizirane su sve dostupne metode za indukovanje prslina (metod cepanja klinom, Brazilski opit cepanja, metod ekspanzivnog jezgra, formiranje prslina pomoću umetaka i metod savijanja).

Treće poglavlje opisuje proces koji je sproveden kako bi se dobile mešavine betona sa letećim pepelom i recikliranim agregatom proizvedenim u Srbiji. Cilj ovog procesa je bio proizvodnja betona sa 50% letećeg pepela kao zamena cementa i 100% recikliranog krupnog agregata kao zamena za prirodni agregat, a da se pri tome zadovolji klasa betona potrebna za njegovu konstrukcijsku primenu. Program eksperimentalnog ispitivanja betonskih mešavina sastojao se od projektovanja betonskih mešavina sličnih čvrstoća i ugradljivosti, njihovog spravljanja i ispitivanja fizičko-mehaničkih karakteristika. Ispitane su osnovne fizičke i mehaničke karakteristike odabranih betona: ugradljivost, zapreminska masa u svežem i očvrslom stanju, čvrstoća pri pritisku i zatezanju savijanjem, kao i modul elastičnosti. Rezultati ispitivanja su pokazali da su spravljeni betoni sličnih čvrstoća pri pritisku i ugradljivosti.

Četvrto poglavlje predstavlja centralni deo ove teze u kojem su prikazani i analizirani rezultati dubine karbonatizacije dobijeni sopstvenim eksperimentalnim ispitivanjem. Kako karbonatizacija u prirodnim uslovima traje godinama odlučeno je da se ovaj proces ubrza povećavanjem koncentracije CO₂ u odgovarajućim komorama. Zbog toga je na početku poglavlja sprovedeno komparativno ispitivanje u ubrzanim (1%, 2%, 4% i 16% CO₂) i prirodnim uslovima na uzorcima bez prslina i određena je optimalna koncentracija za nastavak ispitivanja. Nakon toga, analizirani su postojeći modeli predikcije dubine karbonatizacije i predložena je njihova modifikacija (parametri k_t i ε_t) u slučaju betona sa LP i RA. Nakon što je ustanovljena veza između ubrzane inverzne efektivne karbonatizacione

1. Uvodni deo

otpornosti i čvrstoće pri pritisku, izvršena je analiza upotrebnog veka kroz definisanje debljine zaštitnog sloja različitih vrsta betona.

Drugi deo ovog istraživanja prikazuje rezultate ispitivanja uticaja širine prsline na dubinu karbonatizacije. Na početku je opisana postavka eksperimenta, odnosno način na koji je formirana željena prslina. Pripremljeni su uzorci sa 5 različitih širina prsline (0.05, 0.10, 0.15, 0.20 i 0.30 mm) kao i referentni uzorci bez prsline. Uticaj prsline i napona pritiska u betonu na upotrebnog veka analiziran je pomoću dostupnog probabilističkog modela predikcije (*fib-Model Code 2010*) za određivanje upotrebnog veka. Za analizu betona sa LP korišteni su modifikovani parametri (k_t i ε_t) definisani u prvom delu ovog istraživanja. S obzirom da se za predikciju dubine karbonatizacije koriste osrednjene vrednosti merenja dubine karbonatizacije u ubrzanim uslovima, izvršena je analiza uticaja dužine osrednjavanja. Na kraju je uspostavljena analitička veza između napona u armaturi i izmerene širine prsline na površini betona kako bi se napon u armaturi mogao koristiti kao jedan od kriterijuma trajnosti. S obzirom da veza između napona u armaturi i širine prsline na površini betona primarno zavisi od debljine zaštitnog sloja, napon u armaturi analiziran je kao kriterijum trajnosti jer predstavlja prag mikroskopskog oštećenja betona na kontaktu sa armaturom. Međutim, bilo je potrebno proveriti ovu vezu za različite w/c odnose, čvrstoće, debljine zaštitnih slojeva i uslove izloženosti. Analizirani su sopstveni eksperimentalni rezultati i rezultati dostupni u literaturi.

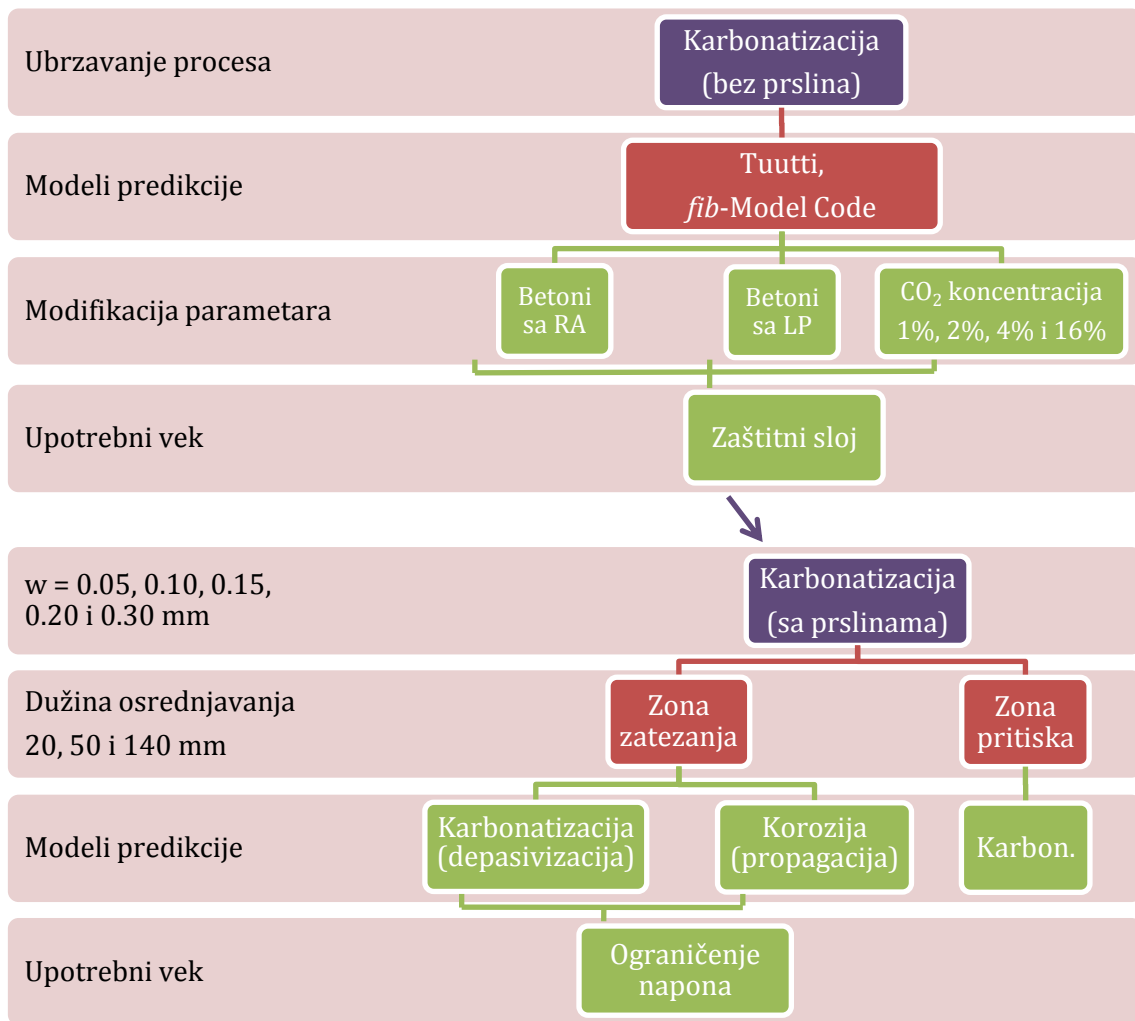
Peto poglavlje predstavlja analizu perioda propagacije korozije armature u isprskalim AB elementima, s obzirom da period depasivizacije armature ne znači nužno i kraj upotrebnog veka. Prikazani su rezultati sopstvenih eksperimentalnih ispitivanja i izvršena je analiza tih rezultata primenom polu-probabilističkog modela iz literature. Na kraju je na osnovu analitičke verifikacije odnosa napona u armaturi i širine prsline, za različite vrste betona, predloženo ograničenje napona u armaturi koji omogućava da celokupni upotrebnog veka (period inicijacije i propagacije) AB elemenata sa prslinama zadovolji propisane zahteve trajnosti.

Grafički prikaz sprovedenog ispitivanja u okviru ove doktorske disertacije prikazan je na slici 1.1.

Na kraju svakog pomenutog poglavlja dati su odgovarajući zaključci, dok su u poglavlju četiri, koje predstavlja centralni deo teze, zaključci dati na kraju svake celine. Opšti zaključci kao i preporuke za buduća istraživanja prikazani su u *šestom poglavlju*.

Nakon spiska korištene literature, u priložima su prikazani rezultati iz literature koji su korišteni u analizama u okviru ove teze.

1. Uvodni deo



Slika 1.1 Grafički prikaz planiranog eksperimentalnog ispitivanja

2. PREGLED LITERATURE

2.1. UVODNI DEO

Ogroman uticaj građevinske industrije na životnu sredinu uglavnom je posledica izuzetno velike upotrebe prirodnih sirovina, potrošnje energije i generisanja otpada. Zbog toga se ulaže mnogo napora u pronalaženju alternativa tradicionalnim materijalima koji se koriste u industriji betona. Dva obećavajuća rešenja su primena letećeg pepela (LP) kao zamenskog cementnog materijala (Dragaš *i ost.*, 2016) i upotreba recikliranog agregata (RA) kao zamene prirodnog (Marinković *i ost.*, 2017). Međutim, zamena prirodnog agregata (PA) sa RA ili zamena cementa sa LP uveliko utiče na fizička i mehanička, ali i svojstva trajnosti betona. Uticaj upotrebe RA i LP na fizička i mehanička svojstva AB elemenata istraživani su u poslednjih godina i na Građevinskom fakultetu Univerziteta u Beogradu (Ignjatović, 2013; Tošić, 2017; Dragaš, 2018). Međutim, da bi se osigurala održiva primena ovih zelenih alternativa proizvodnji cementnih betona sa PA, moraju se ispitati svojstva trajnosti betona sa RA i LP.

Trajnost betona definisana je njegovom otpornošću na dejstvo štetnih agenasa iz okolne sredine koji dovode do različitih vrsta oštećenja (mehanizmi deterioracije). Glavni deterioracioni mehanizmi koji utiču na trajnost betona su karbonatizacija, penetracija hlorida, dejstvo mraza sa ili bez soli za odmrzavanje, alkalno-silikatna reakcija i dejstvo sulfata. Svi ovi mehanizmi dele se u dve grupe u zavisnosti od vrste oštećenja koju proizvode. Mehanizmi deterioracije mogu uticati na strukturu betona (mraz sa ili bez soli za odmrzavanje, alkalno-silikatna reakcija i dejstvo sulfata) ili na pojavu korozije armature unutar betona (karbonatizacija i penetracija hlorida). Deterioracioni mehanizmi zavise od uslova sredine, pa različita geografska područja karakterišu različiti mehanizmi deterioracije. U nastavku će biti analizirana tri glavna mehanizma deterioracije koji predstavljaju najveću opasnost za objekte u Srbiji: karbonatizacija, penetracija hlorida i mraz sa soli za odmrzavanje.

2.2. KARBONATIZACIJA

Beton se obično smatra građevinskim materijalom koji ima dobra svojstva trajnosti. Međutim, slučajevi nezadovoljavajućeg upotrebnoog veka nisu toliko retki, čak i u nekim od najrazvijenijih zemalja u kojima je očekivani kvalitet građevinskih radova veoma visok. Jedan od ključnih razloga propadanja armiranobetonskih (AB) konstrukcija je korozija armature, koja može dovesti do ozbiljnih oštećenja (slika 2.1).



Slika 2. 1 Oštećenja prednapregnute krovene konstrukcije industrijske hale u Veroni usled korozije izazvane karbonatizacijom, Italija (1980-1997)

U AB konstrukcijama armatura je fizički i hemijski zaštićena okolnim, visoko alkalnim, zaštitnim slojem betona i tankim oksidacionim slojem – pasivizacionim slojem na armaturi (Papadakis i Fardis, 1989). Na nivou materijala, zaštitni sloj betona do armature predstavlja zaštitu armature od eksternih uticaja kroz smanjenje transporta štetnih materija. Ukoliko pH vrednost padne ispod, približno, 9.5 pasivizacioni sloj se razgrađuje (depasivizuje) čime se

omogućava početak korozije. Jedan od mehanizama deterioracije koji dovodi do procesa depasivizacije armature u AB konstrukcijama je karbonatizacija.

2.2.1. Definisane mehanizma deterioracije

Karbonatizacija je proces neutralizacije cementne matrice koji dovodi do smanjenja pH vrednosti betona (sa 13 na ispod 9), što smanjuje hemijsku zaštitu armature. Beton je porozan materijal koji omogućava različitim supstancama da prođu kroz mrežu međusobno povezanih kapilarnih pora. Transport CO_2 kroz zaštitni sloj betona odvija se difuzijom koja se, prema pretpostavci, odvija u skladu sa Prvim *Fick*-ovim zakonom difuzije, usvajajući da je koncentracija atmosferskog CO_2 konstantna u toku vremena.

Kada CO_2 iz atmosfere prodire kroz pore betona, rastvara se u pornom rastvoru, pri čemu reaguje sa visoko alkalnim komponentama betona poput kalcijum hidroksida ($\text{Ca}(\text{OH})_2$) i trikalcijum-silikat-hidrata (C-S-H). Zatim se transformiše u kristale kalcijum-karbonata (CaCO_3), menjajući hemijsku ravnotežu između rastvora pora i hidrata (Dong *i ost.*, 2014). Kada se CO_2 rastvori u pornom rastvoru, blaga ugljenična kiselina (H_2CO_3) reaguje sa alkalijama u betonskoj matrici snižavajući pH vrednost betona. Formiranje nerastvorljivih soli kao što je CaCO_3 povećava zapreminu u odnosu na polazna jedinjenja reakcije za približno 11% (Ceukelaire i Nieuweburg, 1993; Borges *i ost.*, 2010) čime delimično ispunjava kapilarne pore i dovodi do smanjenja poroznosti cementnih betona. Ovo sprečava dalji protok CO_2 i O_2 u betonu (Dong *i ost.*, 2014). Kako se u procesu oslobađa voda, karbonatizacija je neprekidan proces, s obzirom da je ona neophodna za početak reakcije.



Postoji nekoliko metoda za detekciju dubine karbonatizacije u betonu. Ono što je važno naglasiti je da karbonatizacija predstavlja kontinualan proces i da je definisanje karbonatizovane zone u neku ruku proizvoljno. Zbog promene pH vrednosti izazvane procesom karbonatizacije, najčešći način je upotreba obojenih indikatora alkalnosti, kao što je fenolftaleinski test. Važeća relevantna tehnička regulativa (CEN, 2009f, 2010c; fib-Model Code, 2010; ISO 1920-12, 2015) koristi upravo ovaj test za određivanje dubine karbonatizovanog fronta. Karbonatizovani sloj u kome se alkalnost meri pomoću pH vrednosti ostaće nebojen jer je njegova pH vrednost ispod 9, dok beton sa višim pH vrednostima postaje ljubičast kao posledica reakcije između rastvora fenolftaleina i slobodnog $\text{Ca}(\text{OH})_2$. Međutim, pojedina istraživanja (Chang i Chen, 2006; Castellote *i ost.*, 2009) su pokazala da je dubina karbonatizovanog sloja prilično promenljiva i da nije oštra linija kako se to najčešće dobija upotrebom fenolftaleinske metode. Oblik karbonatizovanog fronta zavisi od relativne vlažnosti betona, i ukoliko je relativna vlažnost iznad 50% front je oštra ravna linija, dok to nije slučaj za vlažnosti ispod 50% (Papadakis, Vayenas i Fardis, 1991). Chang i Chen (2006) su pomoću termogravimetrijske analize (TGA) i rentgenske difrakcije (XRD) utvrdili da dubina potpuno karbonatizovane zone koja se može odrediti fenolftaleinskim testom, predstavlja samo polovinu dubine karbonatizovanog fronta. Na osnovu rezultata dobijenih primenom ovih metoda mogu se definisati tri zone: potpuno karbonatizovana, delimično karbonatizovana i nekarbonatizovana (Chang i Chen, 2006). Važno je istaći da se TGA i XRD metode koriste kako bi se shvatila priroda procesa koji se odvija unutar betonske strukture, a ne kao metode koje bi se mogle koristiti u praksi zbog svoje komplikovanosti u pogledu ispitivanja i opreme koje zahtevaju. Fenolftaleinski test ostaje kao inženjerski najprihvatljivija metoda koja se sa dovoljnom tačnošću može koristiti i na terenu i u laboratorijskim uslovima. Ovu metodu takođe podržava činjenica da kada se pH vrednost spusti ispod 9, korozija armature može

2. Pregled literature

početi, što je jedini važan parametar za građevinske inženjere (Talukdar, Banthia i Grace, 2012). U skorije vreme se prelazi na alaternative fenolftaleinu zbog njegove štetnosti za zdravlje, koje funkcionišu na istom principu obojenih indikatora kao i fenolftalein.

Budući da nivo CO₂ u atmosferi konstantno raste, posebno u urbanim sredinama gde se ubrzano gradi, proces karbonatizacije smatra se jednim od glavnih mehanizama deterioracije AB konstrukcija.

2.2.2. Uticaj recikliranog agregata

Kao rezultat upotrebe RA u proizvodnji betona, mikrostruktura se značajno komplikuje. Kod betona na bazi RA postoje dve prelazne, tranzitne (*eng. Interfacial Transition Zone–ITZ*) zone: stara zona između originalnog prirodnog agregata i prvobitnog cementnog kamena, i nova zona između starog i novog cementnog kamena (Otsuki, Miyazato i Yodsudjai, 2003; Xiao, Lei i Zhang, 2012). Ovakva mikrostruktura povećava kompleksnost pitanja karbonatizacije otpornosti betona sa RA. Sa povećanjem upotrebe RA u mešavini ITZ zona se povećava, što dovodi do negativnog uticaja na karbonatizacionu otpornost (Xiao, Lu i Ying, 2013).

Nekoliko autora istraživala su karbonatizacionu otpornost betona sa RA, ali se na osnovu podataka iz literature ne može doneti jasan zaključak. Pojedini istraživači su otkrili da je uticaj krupnog RA na otpornost betona na karbonatizaciju negativan i da je beton sa RA osjetljiviji na karbonatizaciju u poređenju s referentnim betonom sa PA (Hadjieva-Zaharieva i Buyle-Bodin, 2003; Katz, 2003; Kou i Poon, 2012, 2013; Jimenez i Moreno, 2015; Silva *i ost.*, 2015). Povećanje dubine karbonatizacije betona sa RA variralo je u rasponu od 1.8 (Hadjieva-Zaharieva i Buyle-Bodin, 2003) do oko 2.5 puta (Katz, 2003; Silva *i ost.*, 2015) u poređenju sa referentnim betonom sa PA. Treba napomenuti da su referentni betoni u odnosu na ispitivane betone sa RA imali istu količinu cementa (Hadjieva-Zaharieva i Buyle-Bodin, 2003; Jimenez i Moreno, 2015), efektivni (Katz, 2003) ili ukupni (Kou i Poon, 2012, 2013) vodo–cementni (w/c) faktor, ali ne i istu čvrstoću pri pritisku.

S obzirom da se beton prilikom nabavke definiše čvrstoćom (klasom) i da su preporuke debljina zaštitnih slojeva za ostvarivanje trajnosti u funkciji čvrstoće, za praktičnu primenu važno je imati rezultate sveobuhvatne analize i poređenja različitih vrsta betona sa sličnom čvrstoćom pri pritisku. Obično je potrebno nešto više cementa (približno 3%) za proizvodnju betona sa RA u poređenju sa referentnim beton sa PA da bi se dobila ista čvrstoća pri pritisku (Ignjatović *i ost.*, 2013; Liu *i ost.*, 2016). Veća količina cementa dovodi do veće količine alkalija koje se mogu karbonatizovati u zaštitnom sloju betona i na taj način sprečava se povećanje dubine karbonatizacije (Xiao, Lei i Zhang, 2012; Carević i Ignjatović, 2016). U većini istraživanja u kojima su beton sa RA i referentni beton sa PA imali sličnu čvrstoću pri pritisku, beton sa RA je imao istu ili malo veću dubinu karbonatizacije u poređenju sa referentnim betonom (Levy i Helene, 2004; Moriconi, 2007; Lovato *i ost.*, 2012; Silva *i ost.*, 2015). U ovim istraživanjima 20–100% krupnog PA je zamenjivano sa RA. U nekim slučajevima gde je 20–50% krupnog PA zamenjeno sa RA, dubina karbonatizacije je bila manja kod ovih betona u poređenju sa referentnim betonom sa PA (Levy i Helene, 2007).

Sa porastom procenta zamene krupnog PA sa RA dolazi i do porasta dubine karbonatizacije (Katz, 2003; Fung, 2005; Xiao, Lei i Zhang, 2012; Jimenez i Moreno, 2015). Međutim ovaj trend nije linearan, jer betoni sa 70% zamene krupnog PA sa RA pokazuju najveću dubinu karbonatizacije u poređenju sa ostalim procentima zamene (Xiao, Lei i Zhang, 2012). Postoje dva međusobno suprotstavljena efekta koja utiču na karbonatizacionu otpornost betona sa RA. Porozan RA uzrokuje veću poroznost betona u poređenju sa betonom od PA i manju karbonatizacionu otpornost (negativan efekat). Sa druge strane, betoni sa RA imaju veću količinu vezivnog materijala i samim tim veću količinu alkalija koje se mogu karbonatizovati

2. Pregled literature

(pozitivan efekat). Tome doprinosi i stari malter koji se nalazi na zrnu PA kao i veća količina cementa potrebna za dobijanje iste čvrstoće pri pritisku.

Ono što je važno naglasiti je da se kinetika procesa karbonatizacije betona sa RA ne razlikuje u odnosu na betone sa PA (Hadjieva-Zaharieva i Buyle-Bodin, 2003). S obzirom da su to cementni betoni, osnovni zakoni i principi koji važe kod betona sa PA važiće i kod betona sa RA.

2.2.3. Uticaj letećeg pepela

U pucolanskim betonima količina Ca(OH)_2 biće znatno smanjena zbog manje količine upotrebljenog cementa i pucolanske reakcije. Zbog toga će stepen vezivanja CO_2 (reakcija Ca(OH)_2 i CO_2) biti manji nego kod običnih cementnih betona (Thomas i Matthews, 1992). Količina Ca(OH)_2 koji može da reaguje sa CO_2 smanjena je iz dva razloga: manje količine CaO koji se dodaje u beton (kroz cement) i pucolanske reakcije u kojoj deo Ca(OH)_2 reaguje sa LP (Sulapha *i ost.*, 2003). Kako je pucolanska reakcija dosta sporija u odnosu na reakciju hidratacije cementa, nega ovih betona biće važna za propustljivost betona, a samim tim i za karbonatizacionu otpornost. Rezultati ispitivanja su pokazali da smanjenom negom betona sa LP dolazi do značajnog pada karbonatizacione otpornosti u odnosu na cementne betone (Jiang, Lin i Cai, 2000; Sisomphon i Franke, 2007; Younsi *i ost.*, 2013), usled nedovoljnog razvoja produkata pucolanske reakcije. Takođe, izlaganje ovakvih betona karbonatizaciji pri maloj starosti dovodi do povećane difuzije CO_2 , zbog povećane poroznosti betona (Younsi *i ost.*, 2013).

Proces karbonatizacije može povećati poroznost betona sa mineralnim dodacima i na taj način smanjiti njihov upotrební vek (Ceukelaire i Nieuweburg, 1993; Thierry *i ost.*, 2007, 2013). Ovaj fenomen je obrnut u odnosu na cementne betone kod kojih dolazi do pada poroznosti kao rezultata procesa formiranja CaCO_3 . Formiranje CaCO_3 ne prestaje kada se sav Ca(OH)_2 rastvori, već se joni kalcijuma (Ca^{2+}) dalje odvajaju iz C-S-H veze što dovodi do njene dekalifikacije (Castellote *i ost.*, 2009). C-S-H veza formirana u pucolanskoj reakciji podložnija je dekalifikaciji tokom procesa karbonatizacije u odnosu na C-S-H vezu formiranu hidratacijom cementa (Thomas *i ost.*, 2004). Tokom pucolanske reakcije, formira se velika količina nekristalnih i nealkalnih C-S-H jedinjenja sa velikom specifičnom površinom, što olakšava proces dekalifikacije.

Upotreba LP u betonu dovodi do gušće strukture usled formiranja dodatne C-S-H veze tokom pucolanske reakcije, što dalje rezultuje smanjenjem difuzije CO_2 . Sa druge strane, pucolanska reakcija konzumira Ca(OH)_2 iz cementne paste i samim tim smanjuje njegovu količinu koja je dostupna za reakciju sa CO_2 , što može uzrokovati brže pomeranje karbonatizacionog fronta (Younsi *i ost.*, 2013).

Rezultati iz literature pokazuju suprotne zaključke o otpornosti betona sa LP na karbonatizaciju. To se očekuje imajući u vidu suprotstavljene efekte LP na proces karbonatizacije – gušća betonska matrica i manja količina Ca(OH)_2 (Ignjatovic *i ost.*, 2017). Brojni rezultati iz literature pokazuju da povećanje količine LP (do 60%) dovodi do povećanja dubine karbonatizacije (Jiang, Lin i Cai, 2000; Papadakis, 2000; Sulapha *i ost.*, 2003; Khunthongkeaw, Tangtermsirikul i Leelawat, 2006; Sisomphon i Franke, 2007; Ashraf, 2016; Ignjatovic *i ost.*, 2017; Lu *i ost.*, 2018; Carević, Ignjatović i Dragaš, 2019). Drugi eksperimentalni rezultati ipak pokazuju da betoni sa velikim sadržajem LP (do 50% zamene cementa sa LP) imaju veću ili jednaku karbonatizacionu otpornost u poređenju sa cementnim betonima, dok beton sa 70% zamene cementa sa LP pokazuje manju karbonatizacionu otpornost (Atis, 2003). Takođe, pojedina istraživanja pokazuju da, za slične čvrstoće betona pri pritisku, beton sa visokim sadržajem LP pokazuje skoro istu karbonatizaciju otpornost u

2. Pregled literature

poređenju sa cementnim betonima (Khunthongkeaw, Tangtermsirikul i Leelawat, 2006). Imajući u vidu ograničenu količinu dostupnih istraživanja koja koriste pristup slične čvrstoće pri pritisku, neophodna je dalja analiza karbonatizacije otpornosti betona sa LP.

Količina Ca(OH)_2 u betonu smanjuje se sa povećanjem procenta zamene cementa sa LP, ali i sa povećanjem finoće mliva LP (Sulapha *i ost.*, 2003). Međutim, sa povećanjem količine sitnih čestica dolazi do smanjenja poroznosti betona. Zbog toga bi se upotreba sitnih čestica ali i smanjenje količine upotrebljenog LP mogla uzeti kao jedan od načina za smanjenje dubine karbonatizacije. Upotreba male količine LP velike finoće mliva može dovesti do smanjenja dubine karbonatizacije u poređenju sa referentnim cementnim betonima, kroz korisno smanjenje proznosti (Khunthongkeaw, Tangtermsirikul i Leelawat, 2006).

Hemijski sastav LP takođe utiče na njegovu otpornost na karbonatizaciju (Papadakis, 2000). Betoni koji sadrže LP sa većim sadržajem CaO (15%) imaju veću otpornost na karbonatizaciju u odnosu na one betone koje sadrže LP sa nižim sadržajem CaO (8%). Ovo je delimično posledica manje poroznosti kod upotrebe LP sa većim sadržajem CaO. Takođe, visok sadržaj CaO u LP može proizvesti određene količine Ca(OH)_2 , čija je uloga usporavanje napredovanja karbonatizovanog fronta ka unutrašnjosti betona (Khunthongkeaw, Tangtermsirikul i Leelawat, 2006).

2.2.4. Ubrzavanje procesa deterioracije

Očekivana dubina karbonatizacije u prirodnim uslovima je najvažnija informacija koja interesuje inženjere u praksi, kada govorimo o projektovanju zaštitnog sloja AB konstrukcija i obezbeđivanju trajnosti, tj. upotrebnog veka istih. Koncentracija CO_2 u atmosferi značajno varira u zavisnosti od geografskog područja. Prirodna koncentracija CO_2 u atmosferi je oko 0.03% u ruralnim i 0.3% u urbanim područjima (Tam, Wang i Tam, 2008; Eguez, De Belie i De Schutter, 2014). Smernice za određivanje koeficijenta karbonatizacije u prirodnim uslovima izloženosti date su standardom EN 12390-10 (EN12390-10, 2008). Kritična vrednost koeficijenta karbonatizacije betona iznad koje se smatra da beton poseduje slabu otpornost na karbonatizaciju iznosi 6 mm/god.^{0.5} (Jimenez i Moreno, 2015). S obzirom da se vreme potrebno da se odredi ovaj koeficijent u prirodnim uslovima meri godinama, uobičajena kvantifikacija kvaliteta betona vrši se putem ubrzanih testova karbonatizacije (fib-Bulletin 34, 2006; CEN, 2010c; ISO 1920-12, 2015). Ubrzanje procesa karbonatizacije, tj. skraćivanje dužine ispitivanja, postiže se prvenstveno povećanim koncentracijama CO_2 kojima se izlažu uzorci. Iako nema naročite razlike u načinu definisanja dimenzija i izboru uzorka, postoje velike razlike u definisanju koncentracije CO_2 kojima su uzorci izloženi.

U različitim standardima i tehničkim preporukama (tabela 2.1) propisana je visoka koncentracija CO_2 , koja se kreće u rasponu od 1% do 50% (Harrison *i ost.*, 2012). Povećanje koncentracije skraćuje vreme ispitivanja. Međutim, pojedine studije su pokazale da primena ekstremno visokih koncentracija CO_2 (10%, 25%, 50% i 100%) za cementne betone dovodi do promene kinetike procesa (Castellote *i ost.*, 2009; Hyvert *i ost.*, 2010). S druge strane, još uvek postoji nedostatak uporednih testova koji proučavaju uticaj relativno niske koncentracije CO_2 (1–4%) koje se koriste u najistaknutijim (pred)standardima i smernicama (CEN, 2010c; fib-Model Code, 2010; ISO 1920-12, 2015), na proces karbonatizacije betona sa RA i LP. Imajući to u vidu, pitanje optimalne koncentracije CO_2 tokom ubrzanih testova na cementnim betonima, kao i betonima sa RA i LP, i dalje je otvoreno.

Kada je reč o dužini trajanja ispitivanja u ubrzanim uslovima većina testova predviđa vreme izloženosti od 8 do 56 dana. Na osnovu eksperimentalnih rezultata koji se mogu pronaći minimalna dužina ubrzanog testa trebala bi da bude 5 nedelja (35 dana), ali i ne duže od 10 nedelja (70 dana) (Harrison *i ost.*, 2012). Jedan od važnih parametara prilikom testova

2. Pregled literature

ubrzane karbonatizacije je i dužina nege i starost betona pre izlaganja visokim koncentracijama CO₂. Ovo se posebno odnosi na betone sa LP. Zbog sporijeg prirasta čvrstoće, pri starosti betona od 28 dana karbonatizaciona otpornosti betona sa LP biće manja u odnosu na iste betone pri starosti od 90 dana (Harrison *i ost.*, 2012). Imajući u vidu da je karbonatizacija proces koji se odvija godinama i potrebu da se ispitivanje vrši na betonima sličnih čvrstoća, starost betona sa LP pre izlaganja ubrzanim karbonatizacionim testovima trebala bi biti 90 dana, umesto predviđenih 28 (Harrison *i ost.*, 2012).

Tabela 2. 1 Pregled standarda za ispitivanje dubine karbonatizacije

Tehnička regulativa	CO ₂ (%)	RH (%)	T (°C)	Vreme merenja (dani)
<i>fib</i> -Bulletin 34 (2006)	2	65	20	28
FprCEN/TS 12390-12 (2010)	4	55	20	28, 42, 56
ISO 1920-12 (2015)	3	55	22	56, 63, 70
Belgija*	1	55	20	3, 7, 14, 28, 35, 42, 56
Nemačka*	2	65	20	28
UK*	4±0,5	55±5	20±2	do 14 dana
Francuska*	50±5	65±5	20±2	7, 14, 28
Italija*	50	50	20	3, 6, 9, 12, 15
Nordijske zemlje*	20±3	65±10	23	2, 4, 6 i 8

* Podaci preuzeti iz (Harrison *i ost.*, 2012)

Određivanje inverzne karbonatizacione otpornosti, koja se može koristiti kao ulazna veličina za predikciju upotrebnog veka, je moguće ostvariti primenom tehničkih preporuka *fib*-Bulletin 34 (2006). Na ovaj način se, dubina karbonatizacije dobijena ubrzanim karbonatizovanim testom pri koncentraciji od 2% CO₂, dovodi u vezu sa dubinom koja se može očekivati u realnom vremenu pri prirodnim uslovima izloženosti. Sa druge strane, pomoću većine standarda (NT Build 357, 1989; CEN, 2010c; ISO 1920-12, 2015) može se odrediti samo relativna karbonatizaciona otpornost. Drugim rečima, vrednosti koje se dobijaju kao dubina karbonatizacije služe isključivo za poređenje sa vrednostima dobijenim na referentnim betonima pri istim uslovima izloženosti. Na taj način se klasifikuju betoni koji se ispituju u odnosu na referentne betone koje definišu standardi. Takođe, moguće je porediti i dobijene vrednosti različitih vrsta betona, ali to predstavlja samo kvalitativno poređenje među njima. Upotreba tih podataka kao ulaznih vrednosti u modeliranju upotrebnog veka konstrukcija ostaje pod znakom pitanja (Harrison *i ost.*, 2012).

2.2.5. Postojeći modeli predikcije

Nakon što karbonatizacija dostigne dovoljno visok nivo (otprilike 70%) dolazi do stabilizacije reakcije i pada konzumacije Ca(OH)₂ tokom karbonatizacije (Thiery *i ost.*, 2007). Očigledno je da karbonatizacija nije proces koji se linearano odvija tokom vremena. Karbonatizacija je difuzni fenomen gde se karbonatizovani front pomera prema unutrašnjosti betona kao stepen proporcionalan kvadratnom korenu vremena izloženosti CO₂ (Papadakis i Fardis, 1989). Gotovo sve formule koje se mogu pronaći u literaturi (Papadakis i Fardis, 1989; Ceukelaire i Nieuweburg, 1993; *fib*-Bulletin 34, 2006; Khunthongkeaw, Tangtermsirikul i Leelawat, 2006; Park, 2008; Borges *i ost.*, 2010; Hyvert *i ost.*, 2010; Talukdar, Banthia i Grace, 2012; Visser,

2. Pregled literature

2012; Egeuz, De Belie i De Schutter, 2014; Ekolu, 2018; Li *i ost.*, 2018) počivaju na ovoj relaciji (Tuutti, 1982):

$$x_c = k_c \cdot t^{0.5} \quad (2.3)$$

gde je,

x_c dubina karbonatizacije,

k_c koeficijent karbonatizacije,

t vreme izloženosti.

Kako CaCO_3 koji nastaje kao produkt karbonatizacije zatvara pore u betonu, dolazi do redukcije difuznosti gasa CO_2 kroz betonsku strukturu. Kao posledica toga dolazi do pada vrednosti koeficijenta karbonatizacije (k_c) tokom vremena. Pokušavajući da se relacija pojednostavi i zadrži konstantna vrednost koeficijenta karbonatizacije tokom vremena, predložena je korekcija jednačine 2.3, smanjujući eksponent n . Iz eksperimentalnih rezultata usvojena je empirijska vrednost koeficijenta $n = 0.4$ (Sisomphon i Franke, 2007):

$$x_c = k_c \cdot t^n \quad (2.4)$$

Očigledno je da promena vrednosti eksponenta n omogućava jednostavnu modifikaciju modela predikcije za primenu kod različitih vrsta betona (Sisomphon i Franke, 2007), što se u budućim istraživanjima može upotrebiti kao efikasno rešenje. Posebno može biti korisno kod betona sa RA i LP kod kojih proces karbonatizacije može biti brži/sporiji u odnosu na cementne betone.

Kada dubina karbonatizacije dostigne debljinu zaštitnog sloja betona do armature, dolazi do kraja perioda inicijacije (depasivizacija armature) i najčešće se taj trenutak smatra krajem upotrebnog veka. Postoje različiti modeli kojima se opisuje proces karbonatizacije betona i omogućava predikcija dubine karbonatizacije u funkciji vremena (Tuutti, 1982; Papadakis i Fardis, 1989; fib-Bulletin 34, 2006; Hyvert *i ost.*, 2010; Ekolu, 2018; Li *i ost.*, 2018). Praktično svi analitički izrazi za proračun dubine karbonatizacije svode se na relaciju (Hyvert *i ost.*, 2010):

$$x_c = K \cdot (\text{CO}_2)^{0.5} \cdot t^n \quad (2.5)$$

gde je,

K koeficijent koji zavisi od svojstava betona, relativne vlažnosti i temperature,

CO_2 koncentracija CO_2 .

Literatura na različite načine definiše koeficijent K u zavisnosti od izabranog matematičkog modela (Papadakis i Fardis, 1989; fib-Bulletin 34, 2006; Hyvert *i ost.*, 2010; Visser, 2012). Ovaj koeficijent uzima u obzir svojstva betona (poroznost, difuzivnost, sposobnost vezivanja CO_2), vrstu i dužinu nege, relativnu vlažnost sredine ili unutrašnjosti betona, temperaturu pri kojoj se dešava proces karbonatizacije, kao i izloženost betona atmosferskim padavinama. Prateći Francuski standard (AFNOR Norme XP P18-458, 2008) koeficijent K je definisan uzimajući u obzir količinu rastvorljivog kalcijuma i pretpostavljajući da je CO_2 idealan gas (Hyvert *i ost.*, 2010). Visser (Visser, 2012) je koeficijent K definisala uzimajući u obzir količinu materijala podložnih karbonatizaciji, a izostavljajući mikro-klimatske uslove izloženosti betona. Ovo su samo neki od modela koji se mogu pronaći u literaturi, a kojima se želi prikazati složenost određivanja koeficijenta K . Zbog toga se u inženjerskoj praksi koriste opšte prihvaćeni modeli predikcije dubine karbonatizacije (Tuutti, 1982; fib-Bulletin 34, 2006),

2. Pregled literature

pomoću kojih se na jednostavan način može doći do procene dubine karbonatizacije u realnom vremenu (Carević, Ignjatović i Dragaš, 2019).

Model predikcije *fib-Model Code 2010* pored koncentracije CO₂ u prirodnim uslovima i vremena izloženosti uzima u obzir i makro-klimatske uslove, uslove nege i svojstva betona u eksplicitnom obliku:

$$x_c(t) = \sqrt{2 \cdot k_e \cdot k_c \cdot R_{NAT}^{-1} \cdot C_s \cdot t \cdot W(t)} \quad (2.6)$$

gde je:

$x_c(t)$ dubina karbonatizacije u vremenu t [mm],

k_e funkcija uticaja sredine [-],

k_c parametar uticaja nege [-],

R_{NAT}^{-1} prirodna inverzna efektivna karbonatizaciona otpornost betona [(mm²/year)/(kg/m³)],

C_s ambijentalna CO₂ koncentracija [kg/m³],

t vreme izloženosti [godine],

$W(t)$ vremenska funkcija [-].

Funkcija uticaja sredine (k_e) obuhvata uticaj prirodne vlažnosti sredine (RH_{real}) i sračunava se koristeći sledeću jednačinu:

$$k_e = \left(\frac{1 - \left(\frac{RH_{real}}{100}\right)^{f_c}}{1 - \left(\frac{RH_{ref}}{100}\right)^{f_c}} \right)^{g_c} \quad (2.7)$$

gde je:

RH_{real} vlažnost vazduha sredine,

RH_{ref} referentna vlažnost vazduha,

f_c eksponent.

g_c eksponent.

Parametar uticaja nege betona (k_c) uzima u obzir uticaj vremena nege betona na karbonatizacionu otpornost i sračunava se na sledeći način:

$$k_c = \left(\frac{t_c}{7} \right)^{b_c} \quad (2.8)$$

gde je:

t_c period nege betona [dani],

b_c eksponent regresije [-], prema (fib-Model Code, 2010) $b_c = -0.567$.

Prirodna inverzna efektivna karbonatizaciona otpornost (R_{NAT}^{-1}) može se odrediti na osnovu inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti (R_{ACC}^{-1}) na sledeći način:

$$R_{NAT}^{-1} = k_t \cdot R_{ACC}^{-1} + \varepsilon_t \quad (2.9)$$

gde je:

2. Pregled literature

- k_t regresioni parametar [-], za cementne betone sa prirodnim agregatom prosečna vrednost je 1.25,
- ε_t funkcija greške [(mm²/year)/(kg/m³)], za cementne betone sa prirodnim agregatom prosečna vrednost je 315.5.

Određivanje inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti betona (R^{-1}_{ACC}) je ključni parametar definisan u (fib-Model Code, 2010) koji predstavlja osnov za definisanje upotrebnoog veka konstrukcija. Ova vrednost se određuje na osnovu izmerene dubine karbonatizacije nakon 28 dana pri 2 % CO₂ i definisana je:

$$R_{ACC}^{-1} = \left(\frac{x_c}{\tau}\right)^2 \quad (2.10)$$

gde je:

- x_c izmerena dubina karbonatizacije [m],
- τ vremenska konstanta [(s/kg/m³)^{0.5}], za opisane uslove eksperimenta: $\tau=420$.

Primena *fib-Model Code 2010* omogućava da se dubina karbonatizacije dobijena ubrzanim karbonatizacionim testom pri koncentraciji od 2% CO₂ može dovesti u vezu sa dubinom koja se može očekivati u realnom vremenu pri izloženosti u prirodnim uslovima. Ovo bi trebalo omogućiti jednostavnu predikciju dubine karbonatizacije tokom vremena. Model koji je predložio Tuutti (1982) definiše osnovnu zavisnost dubine karbonatizacije i vremena izloženosti (jednačina 2.3). Činjenica je da koeficijent k_c u sebi sadrži određene nepoznanice (koncentraciju CO₂, način na koji se definišu svojstva betona i uslovi sredine). Međutim, u toku projektovanja betonske mešavine i upotrebnoog veka betona može se na jednostavan način, pomoću ubrzanih testova, odrediti upotrebni vek novog betona poznajući uslove u kojima će biti izložen (Carević, Ignjatović i Dragaš, 2019). Na osnovu ove relacije može se doći do vremena potrebnog da se dubina karbonatizacije izmerena tokom ubrzanog testa ostvari u prirodnim uslovima. Podaci neophodni za primenu ova dva modela predikcije mogu se relativno lako pronaći u lokalnim hidrometeorološkim stanicama, ili propisati prilikom ugradnje betona (dužina nege), što čine ove modele jednostavnim za upotrebu sa inženjerske tačke gledišta. Ocena tačnosti ovih modela za predikciju dubine karbonatizacije u prirodnim uslovima može se pronaći u literaturi (DuraCrete, 2000; Lay i Schießl, 2003; Carević, Ignjatović i Dragaš, 2019). Međutim, svi ovi modeli predikcije definisani su za cementne betone što dovodi u sumnju njihovu primenu na betonima sa RA i LP.

Iako postoji širok raspon modela za predikciju dubine karbonatizacije u cementnim betonima (Tuutti, 1982; Papadakis i Fardis, 1989; Ceukelaire i Nieuweburg, 1993; fib-Bulletin 34, 2006; Khunthongkeaw, Tangtermsirikul i Leelawat, 2006; Park, 2008; Borges *i ost.*, 2010; Hyvert *i ost.*, 2010; Talukdar, Bantia i Grace, 2012; Marques, Chastre i Nunes, 2013; Eguez, De Belie i De Schutter, 2014; Faustino *i ost.*, 2017; Ekolu, 2018; Li *i ost.*, 2018), još uvek nedostaju praktični modeli predikcije prirodne karbonatizacije kod betona sa RA i LP. Postojeći modeli (Jiang, Lin i Cai, 2000; Wang i Lee, 2009; Bucher *i ost.*, 2017; Zhang i Xiao, 2018) zahtevaju vrednosti čitavog niza parametara koji obično nisu dostupni tokom projektovanja AB konstrukcija, kao što je stepen hidratacije cementa, stepen hidratacije LP, sadržaj Al₂O₃, faktor lokacije, upijanje agregata, konstanta brzine karbonatizacije Ca(OH)₂ kao i molarna koncentracija Ca(OH)₂. Iz tog razloga, za betone sa RA i LP potrebne su analize i prilagođavanje inženjerskih prihvatljivih postojećih modela (Tuutti, 1982; fib-Bulletin 34, 2006) koji se koriste za cementne betone.

2.3. DEJSTVO MRAZA I SOLI ZA ODMRZAVANJE

Kao što je već naglašeno, slučajevi nezadovoljavajuće trajnosti betona nisu toliko retki u novije vreme. Cena izgradnje novih puteva, mostova i pristaništa prevazilazi cenu troškova sanacija postojećih. S toga je, sa ekonomskog aspekta, važno poboljšati trajnost betona. U zimskim uslovima so se redovno koristi kao agens za odleđivanje mostovskih kolovoza, javnih garaža i trotoara. Kada se ona primeni u kombinaciji sa ciklusima zamrzavanja i odmrzavanja dolazi do destruktivnih pojava na površini betona u vidu prslina, ljuštenja i otpadanja materijala (*eng. salt scaling*) sa površine betonske strukture (slika 2.2). Ova pojava predstavlja jedan od ključnih problema trajnosti AB konstrukcija u uslovima hladne klime.

Dejstvo mraza i soli na betonsku strukturu posledica je cikličnog zaleđivanja i odleđivanja rastvora soli na površini betona. Oštećenja koja nastaju tim putem su progresivna i sastoje se od malih delova (fragmenata) otpadnutog materijala. Ovaj fenomen prvi put je otkriven pedesetih godina prošlog veka u laboratorijskim ispitivanjima (Verbeck i Klieger, 1957). Važno je naglasiti da se dejstvo mraza i soli razlikuje od često naglašavanog dejstva mraza, koji je posledica unutrašnje kristalizacije vode koja dovodi do smanjenja čvrstoće betona pri pritisku i modula elastičnosti. S obzirom da je dejstvo mraza i soli površinsko oštećenje, mehaničke karakteristike betonske neće biti ugrožene. Međutim, ovo oštećenje smanjuje zaštitni sloj betona koji je jedina barijera u sprečavanju prodora vlage i drugih štetnih materija kroz beton. Takođe, povećan prodor vlage nudi poželjno okruženje za izluživanje kalcijuma i dekompoziciju C-S-H veze, čime dolazi i do smanjenja upotrebnog veka AB elementa (Gehlen i Ludwig, 1999).



Slika 2. 2 Tipična oštećenja koja nastaju usled dejstva mraza i soli za odmrzavanje

2.3.1. Definisane mehanizma deterioracije

Mehanizam formiranja oštećenja kao posledica dejstva mraza i soli još uvek nije u potpunosti prihvaćen (Sahmaran i Li, 2007). U literaturi se može pronaći nekoliko modela koji objašnjavaju ovaj fenomen (John J. Valenza II i Scherer, 2007b). Istraživanja su pokazala da oštećenja uzrokovana dejstvom mraza i soli za odmrzavanje mogu nastati kao posledica različitih mehanizama (Harnik, Meier i Rosw, 1980; Scherer, 2004; Cultrone, Sebastian i Ortega Huertas, 2007; John J. Valenza II i Scherer, 2007b). Zbog toga postoje različiti modeli kojima se opisuje ova pojava. Svi ovi mehanizmi dele se na dve grupe: mehanizmi usled unutrašnje kristalizacije i mehanizmi kao posledica upotrebe soli.

Pored niza eksperimentalnih dokaza o međusobnim razlikama mehanizama unutrašnjeg mraza i mraza sa soli za odmrzavanje, velika pažnja je posvećena unutrašnjoj kristalizaciji kao jednom od ključnih mehanizama u formiranju oštećenja. Hidraulički pritisak nastaje kao posledica povećavanja zapremine vode od 9% pri prelasku iz jednog agregatnog stanja u drugo. Kada se led formira u poroznoj sredini on stvara pritisak na zidove pora i izaziva njihovo urušavanje. Eksperimentalna istraživanja su pokazala da hidraulički pritisak nije

2. Pregled literature

odgovoran za oštećenja koja nastaju kao posledica unutrašnje kristalizacije (Helmuth, 1962; Powers, 1975). Nakon vrlo kratkog vremena (2-5 dana) koncentracija soli na površini betona će se izjednačiti sa koncentracijom iz spoljašnje sredine (John J. Valenza II i Scherer, 2007b). S obzirom da se količina leda koji se formira smanjuje sa povećavanjem koncentracije soli u rastvoru, bilo bi logično da čista voda (bez soli) izazove najviše oštećenja pri dejstvu mraza i soli za odmrzavanje, ukoliko bi za ovaj fenomen bio odgovoran hidraulički ili kristalizacioni pritisak.

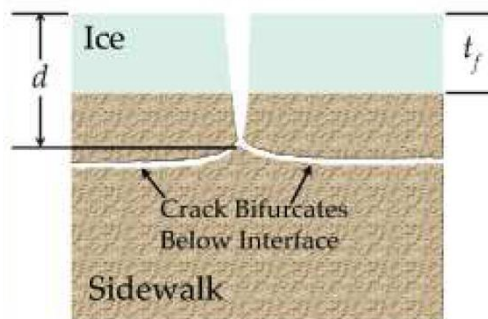
U literaturi je predloženo nekoliko mehanizama koji opisuju deterioracioni proces, a koji uzimaju u obzir uticaj soli na ovaj fenomen. Ni jedan od ovih mehanizama adekvatno ne tretira sve karakteristike ovog fenomena. So smanjuje temperaturu formiranja leda, pa će primena soli na ledeni pokrivač dovesti do topljenja leda, ukoliko je koncentracija soli dovoljna da spusti tačku mržnjenja ispod ambijentalne temperature. Kako je za topljenje leda potrebna toplota, ona prelazi sa površine betona na led i na taj način stvara temperaturnu razliku unutar zaštitnog sloja (Harnik, Meier i Rosw, 1980). Dolazi do deformacije samo tankog sloja na površini što rezultuje stvaranjem napona zatezanja koji mogu dovesti do oštećenja na površini betona (Harnik, Meier i Rosw, 1980). Eksperimentalna ispitivanja su pokazala da termalni šok koji nastaje kao posledica dejstva soli na ledeni pokrivač ne aplicira dovoljno veliku silu koja bi izazvala oštećenja na površini betona (Harnik, Meier i Rosw, 1980). Kada se rastvor vode i soli zaledi, led ne ugrađuje rastvorene jone soli u svoju kristalnu rešetku. Koncentracija soli u preostalom rastvoru raste i taloženje soli može izazvati oštećenja u betonu tokom procesa kristalizacije (Cultrone, Sebastian i Ortega Huertas, 2007). Ispitivanja su pokazala da se taloženje soli ne očekuje u rasponu temperature koja nastaje tokom sprovođenja eksperimentalnog ispitivanja (John J. Valenza II i Scherer, 2007b). U praksi, sušenje uzoraka koje se dešava (za razliku od eksperimenta) dovešće do kristalizacije soli u površinskim porama betona. Ovi uslovi mogu izazvati destruktivne napone zatezanja u betonu (Scherer, 2004).

Povećana koncentracija soli u preostalom rastvoru, kao što je već rečeno, nastaje formiranjem leda od prvobitnog rastvora. Kada se led formira na površini betona dolazi do razlike u koncentraciji između zone formiranja leda i okolnog poroznog betona. Kao odgovor na tu razliku voda će težiti da se kreće od mesta manje koncentracije ka mestu veće koncentracije. Kako se voda kreće nastaje pritisak u ovoj zoni koji nazivamo osmotski pritisak (John J. Valenza II i Scherer, 2007b). Osmotski pritisak se neće ostvariti na konstrukciji u meri potrebnoj da izazove oštećenja na površini betona. On je limitiran hidrodinamičkom relaksacijom, koja brzo oslobađa pritisak u toj zoni, i koja je za dva reda veličine manja od vremena neophodnog za punu realizaciju osmotskog pritiska (John J. Valenza II i Scherer, 2007b). Sa druge strane, postoji generalna saglasnost da prisustvo soli povećava stepen zasićenja betona na površini, što dovodi do pojave oštećenja ukoliko se ostvari kritična zasićenost. Ova oštećenja nastaju kao posledica unutrašnje kristalizacije. Umerena koncentracija rastvora koja se koristi tokom standardizovanih ispitivanja, ali i koja se može naći u praksi ne utiče na povećanje stepena zasićenja (John J. Valenza II i Scherer, 2007b).

U novije vreme u literaturi se može pronaći još jedan mehanizam koji opisuje ovaj fenomen, mehanizam lepka (*eng. glue spall*) (Valenza II i Scherer, 2005). Kada se voda na površini betona zaledi formira se kompozit od dva materijala (leda i betona). Kako se temperatura smanjuje ispod tačke mržnjenja sloj leda teži da se skрати pet puta više nego beton na kojem leži, što će dovesti do formiranja napona zatezanja u ledu (Scherer, 2004; Ciardullo, Sweeney i Scherer, 2005; J.J. Valenza II i Scherer, 2007). U zavisnosti od koncentracije soli u rastvoru led će pucati kao posledica napona zatezanja izazvanih malom deformabilnošću krute betonske podloge. Pokazalo se da će prsline iz leda proći i kroz cementnu matricu i formirati prsline

2. Pregled literature

koje će propagirati u ravni paralelnoj površini betona (slika 2.3). Na taj način će doći do odvajanja malih segmenata cementnog kamena. Poznavajući mehaničke karakteristike leda i betona može se odrediti pojava i morfologija oštećenja izazvanih naponima usled mehanizma lepka. Teorija mehanizma lepka potvrđena je eksperimentalno i numerički na cementnim i betonima sa zgurom (Çopuroğlu i Schlangen, 2008).



Slika 2. 3 Šematski prikaz mehanizma lepka usled kojeg dolazi do oštećenja na površini betona (John J. Valenza II i Scherer, 2007b)

Ukoliko bismo sistematično posmatrali sve efekte koji utiču na ovaj mehanizam kao i pojave koje nastaju kao posledica dejstva mraza i soli za odmrzavanje mogli bismo ispitati pouzdanost teorije mehanizma lepka. Poznavanje mehanike loma dozvoljava nam da predvidimo da li će prsline iz leda proći i kroz betonsku strukturu i kako će se ponašati ukoliko prođu kroz nju (Thouless *i ost.*, 1987; Drory, Thouless i Evans, 1988; Drory i Evans, 1990). Pokazalo se da prsline prolaze kroz beton i da dubina na kojoj prsline postaju paralelne sa površinom leda zavisi od mehaničkih karakteristika oba materijala. Prema tome, ukoliko se kvalitet materijala ne menja značajno po visini preseka, svaki ciklus smrzavanja imaće konstantnu količinu otpadnutog materijala. Pokazalo se da tokom smrzavanja čiste vode ne dolazi do pucanja leda zbog malih napona zatezanja koji se formiraju spuštanjem temperature. Umerena koncentracija soli u rastvoru izazvaće pojavu prsline u samom ledu (Valenza II i Scherer, 2005). Sa druge strane upotreba visokih koncentracija soli u rastvoru neće dovesti do formiranja značajnih napona u ledu pri istim temperaturama zbog snižavanja tačke mržnjenja. Takođe, temperature iznad -10°C neće dovesti do formiranja prsline jer na tim temperaturama, čak i pri umerenoj koncentraciji, ne dolazi do formiranja značajnih napona u ledu. Snižavanje temperature dovešće do povećanja količine otpadnutog materijala jer napon u ledu zavisi od nivoa spuštanja temperature. Ukoliko bi izostao rastvor na površini betona, do pojave oštećenja ne bi došlo zbog nedostatka leda za formiranje kompozita.

Postoji nekoliko faktora koji utiču na otpornost betona prema ovom deterioracionom mehanizmu: struktura pora unutar betona, čvrstoća pri pritisku, w/c, stepen zasićenosti vlagom, tip upotrebljenog agregata, kvalitet izvedene površine betona i vrsta mineralnog dodatka (Verbeck i Klieger, 1957; Naik *i ost.*, 2003; Sahmaran i Li, 2007). Međutim, količina otpadnutog materijala zavisi i od koncentracije soli u rastvoru, kao i od visine rastvora na površini betona (Naik *i ost.*, 2003). Prema tome faktori koji utiču na dejstvo mraza i soli za odmrzavanje mogu se podeliti na dve kategorije: oni koji se odnose na svojstva betona i oni koji se odnose na uslove izloženosti.

Jedan od glavnih faktora koji utiče na otpornost betona pri dejstvu ovog deterioracionog mehanizma jeste količina i raspored pora unutar betona. Aeranti su neophodan dodatak betonu ukoliko se želi postići adekvatna otpornost na dejstvo mraza i soli za odmrzavanje. Za kvalitetnu zaštitu beton treba da poseduje sistem sitnih sferičnih zatvorenih pora koje su uniformno raspoređene unutar cementne paste (Jana, 2007; Wei *i ost.*, 2015). Odsustvo

2. Pregled literature

uvučenog vazduha ili prisustvo krupnih pora na velikom rastojanju smanjuje otpornost betona na dejstvo mraza, pogotovo na površini betona koja je zasićena rastvorom vode i soli (Jana, 2007). Vrednost faktora kritičnog rastojanja između pora definisana je kao 250-300 μm , ispod koje se postiže adekvatna otpornost bez obzira na tip betona (Pigeon *i ost.*, 1996; Yang, Yang i Zhu, 2003). Međutim, adekvatan sistem pora unutar betona, sam za sebe, ne predstavlja garanciju za adekvatnu otpornost na dejstvo mraza i soli (Jana, 2004). Upotreba aeranta može biti korisna za povećanje otpornosti iz dva razloga: uvučeni vazduh smanjuje izdvajanje vode sveže cementne paste (*eng. bleeding*), a led u porama upija vodu iz okolne matrice što smanjuje poroznost cementnog kamena (John J. Valenza II i Scherer, 2007b). Ovo se razlikuje od funkcije aeranta kod povećavanja otpornosti na dejstvo unutrašnjeg mraza. Izdvajanje vode sveže cementne paste narušava w/c faktor a samim tim i homogenost materijala kroz presek (Kreijger, 1984). Narušena homogenost dovešće do varijacije čvrstoće po visini preseka sa najslabijim betonom upravo na vrhu gde i dolazi do formiranja leda. U očvrstloj cementnoj pasti formiranje leda u porama betona dovodi do upijanja vode iz okolnih mezopora, čineći na taj način matricu kompaktnijom i čvršćom na površini betona. Dejstvo mraza i soli i dejstvo unutrašnjeg mraza pokreću različiti mehanizmi, pa je za očekivati i da aerant različito utiče na ova dva fenomena.

Jedna od najvažnijih karakteristika svake cementne mešavine je w/c odnos koji definiše parametre materijala kao što su čvrstoća i propustljivost, a koji su u direktnoj vezi sa trajnošću materijala. Ograničavanje w/c odnosa kod cementnih betona na maksimalnu vrednost predstavlja važniji faktor za definisanje otpornosti na dejstvo mraza i soli nego čvrstoća betona (Jana, 2007). Snižavanjem w/c odnosa smanjuje se izdvajanje vode sveže cementne paste i povećava čvrstoća površinskog betona. Na ovaj način se postiže bolja otpornost materijala na dejstvo mraza i soli (Foy, Pigeon i Banthia, 1988; Rose, Hope i Ip, 1989; Jacobsen, Saether i Sellevold, 1997; Stark *i ost.*, 2002; Jana, 2007). Upotreba niskog w/c odnosa ne zahteva upotrebu aeranta radi postizanja zadovoljavajuće otpornosti jer se sa smanjenim izdvajanjem vode postiže ravnomerna čvrstoća unutar betona manjeg w/c odnosa, koja je na površini veća nego uobičajeno (Foy, Pigeon i Banthia, 1988; Jacobsen, Saether i Sellevold, 1997; John J. Valenza II i Scherer, 2007a). Zadovoljavajuća otpornost na dejstvo mraza i soli može se postići upotrebom betona srednje čvrstoće 40-45 MPa sa prirodnom količinom uvučenog vazduha (John J. Valenza II i Scherer, 2007a). Takođe, sa porastom čvrstoće dolazi i do smanjenja poroznosti, a samim tim i do veće otpornosti na zasićenje uzorka vodom i manje količine vode unutar paste koja se može zalediti (Jana, 2007).

Kritična zasićenost definiše se kao ispunjenost 91% porakog prostora sa vodom, tako da u trenutku povećanja zapremine od 9%, pri prelasku iz jednog agregatnog stanja u drugo, led vrši hidraulički pritisak na okolni cementni kamen. Na ovaj način se stvara mogućnost za odljuskivanje i odvaljivanje betona u zoni izloženosti. Pojava kritične zasićenosti zavisi i od vrste konstruktivnog elementa. Za potrebe dostizanja kritične zasićenosti neophodna je duža izloženost vodi i njeno upijanje unutar betona, zbog čega su horizontalni elementi ugroženiji ovim deterioracionim mehanizmom. Zahvaljujući higroskopskoj prirodi soli (privlači, upija vodu i na osnovu toga bubri), ispitivanja su pokazala da upotreba soli za odmrzavanje može prouzrokovati niz oštećenja koja se ne javljaju u uslovima gde nije primenjivana so a postojala je kritična zasićenost betona (Jana, 2007).

Fenomenološki, karakterizacija oštećenja koja nastaju prilikom ovog deterioracionog mehanizma je opšte prihvaćena u literaturi. Ono što predstavlja iznenađenje jeste da se maksimalna količina oštećenja javlja prilikom umerene koncentracije soli u rastvoru. Opšte je prihvaćeno mišljenje da ta „umerena“ koncentracija iznosi 3% bez obzira na vrstu soli u rastvoru (Verbeck i Klieger, 1957; Valenza II i Scherer, 2006).

2. Pregled literature

Još jedan od ključnih faktora koji utiče na količinu otpadnutog materijala je i visina rastvora na površini betona. Istraživanja su pokazala da veća visina leda, pri istoj koncentraciji rastvora i broju ciklusa smrzavanja, generiše veće količine otpadnutog materijala (Çopuroğlu i Schlangen, 2008). Takođe, sa povećanjem ledenog pokrivača raste i veličina otpadnutih komada cementnog kamena. Visina rastvora na površini betona razlikuje se među standardima i tehničkim preporukama za ispitivanje otpornosti na dejstvo mraza i soli za odmrzavanje. Ovo može dovesti do značajno različitih rezultata primenjujući različite standarde.

Minimalna temperatura tokom ciklusa predstavlja još jedan bitan faktor za definisanje stepena oštećenja. Oštećenja se smanjuju ukoliko se povećava minimalna temperatura ciklusa (Lindmark, 1998). Naime, do oštećenja neće ni doći ukoliko je temperatura veća od -10°C (Pigeon *i ost.*, 1996). Takođe, duže vreme izloženosti niskim temperaturama pokazalo je i veća oštećenja na površini betona (Pigeon *i ost.*, 1996). Ukoliko se pogleda prosečna visina temperature u zimskim uslovima na prostorima srednje i južne Evrope, gde se temperature retko spuštaju ispod -10°C postavlja se pitanje opravdanosti primene testova kod kojih je minimalna temperatura -20°C . Međutim, ovako niska temperatura u standardnim ispitivanjima je verovatno posledica potrebe da se skрати broj ciklusa tokom ispitivanja.

2.3.2. Uticaj recikliranog agregata

U poređenju sa PA, krupni RA je porozniji zbog stare cementne paste koja se nalazi na njegovoj površini. Mikrostruktura ITZ zone RA drugačija je u odnosu na PA. Količina ITZ zone se povećava sa upotrebom RA u mešavini, dolazi do povećanja propustljivosti i upijanja vode što dovodi do negativnog uticaja na otpornost na dejstvo mraza i soli (Xiao, Lu i Ying, 2013; Andal, Shehata i Zacarias, 2016). Takođe, sa porastom zamene RA raste i količina izdvojene vode na površini betona što smanjuje površinsku čvrstoću betona (Missouri Department of Transportation, 2014).

Hloridni joni (iz soli za odmrzavanje) prodiru kroz hidratisanu cementnu pastu relativno brzo i izlužuju $\text{Ca}(\text{OH})_2$ čineći strukturu poroznijom (Wang, 2014). Natrijum-hlorid (NaCl) reaguje sa rastvorenim $\text{Ca}(\text{OH})_2$ formirajući kalcijum oksihlorid koji dovodi do ekspanzije i formiranja mikroprrsline u ITZ zoni. Ovo slabi strukturu betona i njegovu otpornost na dejstvo mraza i soli. Kao posledica ove reakcije razdvajaju se agregat i cementna pasta što se može potvrditi i glatkim zrnima agregata koji ostaju nakon dejstva mraza i soli za odmrzavanje (John J. Valenza II i Scherer, 2007a). Kako betoni sa RA imaju dve ITZ zone (staru i novu), njihova mogućnost izluživanja $\text{Ca}(\text{OH})_2$ je veća u odnosu na referentne betone sa PA. Struktura postaje poroznija u kontaktu sa hloridima, pa je otpornost na dejstvo mraza i soli manja.

Eksperimentalna ispitivanja su pokazala lošiju otpornost betona sa RA u odnosu na referentne betone sa PA (Missouri Department of Transportation, 2014; Andal, Shehata i Zacarias, 2016). Takođe, sa porastom procenta zamene krupnog PA sa RA dolazi do povećanja količine otpadnutog materijala (Andal, Shehata i Zacarias, 2016). Betoni sa RA pokazali su različitu otpornost na dejstvo mraza i soli shodno vrsti upotrebljenog RA (R. Movassaghi, 2006). RA koji je upotrebljen odmah nakon procesa recikliranja pokazao se lošim po pitanju otpornosti, dok je RA koji je stajao u prirodnim uslovima određeno vreme pokazao bolju otpornost i u poređenju sa referentnim betonim sa PA (R. Movassaghi, 2006). Ovaj fenomen može se objasniti karbonatizacijom starog maltera na zrnima agregata, čija struktura na taj način postaje gušća (usled veće zapremine kalcita u odnosu na portlandit), manje porozna i sa većom čvrstoćom (Wang *i ost.*, 2016).

2.3.3. Uticaj letećeg pepela

Upotreba LP u betonu dovodi do smanjenja poroznosti i povećanja gustine kombinovanim efektom pucolanske reakcije i popunjavanja kapilarnih pora sitnijim česticama (efekat pakovanja čestica). Betoni sa LP obično zahtevaju duže vreme nege kako bi se obavila spora pucolanska reakcija. Nedovoljna nega i starost pre izlaganja niskim temperaturama može dovesti do smanjenja otpornosti ovih betona na dejstvo mraza i soli. Međutim, upotreba LP za spravljanje betona ne bi trebala dovesti do smanjenja otpornosti ukoliko se zadovolje svi faktori koji su već pomenuti (adekvatna nega, starost betona, pravilna završna obrada, nizak w/b odnos, upotreba aeranta) kako bi se dobio povoljan efekat upotrebe ovih materijala na smanjenje poroznosti (Jana, 2007).

Sitnije čestice LP sferičnog oblika mogu smanjiti količinu izdvojene vode na površini betona (Krishnan *i ost.*, 2006). Takođe, pucolanska reakcija smanjiće propustljivost betona. Ovo može dovesti do zaključka da će LP proizvesti pozitivne efekte na otpornost betona na dejstvo mraza i soli. Međutim, eksperimentalna ispitivanja pokazuju suprotne rezultate. Veća dostupnost vode na početku (LP nije deo bindera u početku zbog spore pucolanske reakcije) proizvodi veći w/c odnos a samim tim i veće izdvajanje vode (Van den Heede, 2014). Shodno tome, da bi se ocenio stepen izdvajanja vode na površini važan je efektivni w/c odnos u toj fazi, a ne w/b odnos. Produženo vreme izdvajanja vode smanjuje površinsku čvrstoću betona, pogotovo u laboratorijskim uslovima ugradnje, gde se završna obrada vrši odmah nakon ugradnje betona u kalupe, kada izdvajanje vode na površini još nije završeno (Marchand, Jolin i Machabee, 2005). Prerana završna obrada stvoriće slabiji površinski beton sa većim lokalnim w/c odnosom (Krishnan *i ost.*, 2006; Wang, 2014). Na taj način se slabi struktura površinskog betona (veza između agregata i paste), povećava poroznost (ostaju kanali kojima se voda izdvajala) i slabi njegova otpornost na dejstvo mraza i soli.

Čvrstoća i svojstva betona vezana za trajnost zavise u mnogome od količine i vrste upotrebljenog LP (Bortz, 2010). Sa povećanjem procenta zamene cementa sa LP dolazi do povećanja mase otpadnutog materijala (Pigeon *i ost.*, 1996; Naik *i ost.*, 2003; Wesche, 2005). Visoki procenati zamene cementa LP onemogućiću da kompletan upotrebljeni LP reaguje u pucolanskoj reakciji usled nedovoljne količine Ca(OH)_2 koji nastaje u reakciji hidratacije (mala količina cementa). To dovodi do smanjene čvrstoće na površini betona pa samim tim i manje otpornosti na dejstvo mraza i soli (Langan, Joshi i Ward, 1990; Bouzoubaa, Zhang i Malhotra, 2001; Naik *i ost.*, 2003; Nehdi, Pardhan i Koshowski, 2004; Van Den Heede, Furniere i De Belie, 2013). Kod manjih količina LP ova pojava izostaje, pa povoljan uticaj LP na propustljivost dolazi do izražaja. Sa povećanjem procenta zamene cementa sa LP dolazi i do povećanog izdvajanja vode na površini (Pigeon *i ost.*, 1996), što smanjuje čvrstoću površinskog betona (Neuwald *i ost.*, 2003; John J. Valenza II i Scherer, 2007a; Wang, 2014). Kritični procenat zamene cementa sa LP, nakon koje dolazi do povećanja izdvajanja vode iznosi 30% (Van den Heede, 2014).

Hemijski sastav LP takođe utiče na njegovu otpornost na dejstvo mraza i soli za odmrzavanje. Betoni koji sadrže LP sa većim sadržajem CaO (15%) pokazali su sličnu ili veću otpornost na dejstvo mraza i soli za odmrzavanje u odnosu na cementne betone (Ernzen i Carrasquillo, 1992; Naik *i ost.*, 2003). Kod betona sa nižim sadržajem CaO (8%) u LP situacija je obrnuta (Pigeon *i ost.*, 1996; Naik *i ost.*, 2003). Usled većeg sadržaja CaO, pored pucolanske reakcije javlja se i dodatna reakcija hidratacije što povoljno utiče na površinsku čvrstoću betona, a samim tim i otpornost.

2.3.4. Ubrzavanje procesa deterioracije

Ubrzavanje procesa deterioracije, tj. skraćivanje dužine ispitivanja, postiže se ciklusima smrzavanja i odmrzavanja sa rastvorom soli na površini betona. Ispitivanja otpornosti betona definisano je različitim standardima za ispitivanje (JUS U.M1.055, 1984; CEN, 2006; ASTM C672, 2011). Iako nema naročite razlike u koncentraciji soli u rastvoru i temperature smrzavanja, postoje razlike u visini rastvora na površini. Američki standard (ASTM C672, 2011) propisuje 6 mm rastvora dok evropski standardi propisuju 3 mm (JUS U.M1.055, 1984; CEN, 2006). Ako se uzme u obzir da visina rastvora značajno utiče na otpornost betona, rezultati ispitivanja se međusobno ne mogu porediti.

Svi standardi za ispitivanje otpornosti betona na dejstvo mraza i soli definišu skalu otpornosti u odnosu na količinu otpadnutog materijala tokom ispitivanja. Jasna veza između rezultata ispitivanja i upotrebnog veka betona nije uspostavljena. To onemogućava upotrebu rezultata ispitivanja za predikciju upotrebnog veka pomoću modela koji će biti analizirani. Međutim, Finska je u svom nacionalnom aneksu standarda EN 206 (CEN, 2011) predstavila kriterijume količine otpadnutog materijala za klase izloženosti pri dejstvu mraza (XF1-4) u funkciji upotrebnog veka (tabela 2.2). Količina otpadnutog materijala definiše se nakon 56 ciklusa izloženosti (*slab test*) prema standardu EN 12390-9 (CEN, 2006). Kriterijumi u tabeli 2.2 su empirijski uspostavljeni, zasnovani na iskustvu sa cementnim betonima (Holt *i ost.*, 2004).

Kriterijume zadovoljenja pojedinih klasa izloženosti prema EN 206 (CEN, 2011) su takođe definisali i Banjad Pečur *i ost.* (2014). Međutim, oni nisu definisali granične vrednosti količine otpadnutog materijala već minimalni broj ciklusa smrzavanja i odmrzavanja prema EN 12390-9 (CEN, 2006) kako bi beton zadovoljio određene klase izloženosti.

Tabela 2. 2 Upotrební vek betona u funkciji količine otpadnutog materijala tokom ubrzanih testova (preuzeto iz (Holt *i ost.*, 2004))

Klasa izloženosti	Opis	Masa otpadnutog materijala (g/m ²)		
		50 godina	100 godina	200 godina
XF1	Umereno zasićenje, obična voda	$m_{56} \leq 500$	$m_{56} \leq 200$	$m_{56} \leq 100$
XF3	Visoko zasićenje, obična voda	$m_{56} \leq 200$	$m_{56} \leq 100$	$m_{56} \leq 100$
XF2	Umereno zasićenje, rastvor soli	$m_{56} \leq 500$	$m_{56} \leq 200$	$m_{56} \leq 100$
XF4	Visoko zasićenje, rastvor soli	$m_{56} \leq 200$	$m_{56} \leq 100$	$m_{56} \leq 100$

m_{56} - masa otpadnutog materijala nakon 56 ciklusa

2.3.5. Postojeći modeli predikcije

S obzirom da, za oštećenja koja nastaju kao posledica dejstva mraza i soli, još uvek ne postoji u potpunosti prihvaćen mehanizam, u literaturi se mogu pronaći samo pojedini modeli predikcije za ovaj fenomen (fib-Bulletin 34, 2006; Kuosa *i ost.*, 2008; Vesikari *i Ferreira*, 2011). Naravno, ni jedan od ovih modela nije opšte prihvaćen.

Probabilistički model definisan u *fib-Bulletin 34* (2006) se zasniva na pretpostavci da se otpadanje materijala sa površine betona događa u istom trenutku kada temperatura površine betona $T(t)$ padne ispod određenog, kritičnog, nivoa (T_R) koji predstavlja otpornost na dejstvo mraza i soli.

$$g(T, T_R(t < t_{SL})) = T(t \leq t_{SL}, Cl) - T_R(RH(T), T(t), \dots) \quad (2.11)$$

Pretpostavlja se da se ovaj kritični nivo otpornosti menja sa godinama, zavisno od izloženosti i vrste betona. Kritična temperatura smrzavanja potrebna da dođe do otpadanja materijala, određuje se iz laboratorijskog ispitivanja betona, pri starosti od 28 dana. Dozvoljeni stepen otpadanja materijala mora se definisati pre ispitivanja. Uticaj sredine $T(t)$, stvarna temperatura površine betona uglavnom tokom zimskih noći, uzima u obzir temperaturu vazduha, prenos toplote usled vetra (konvekcija) i dugotrajno zračenje tokom vedrih noći. Temperatura betona se uzima u obzir samo u noćima kada je so za odmrzavanje prisutna na površini. Ovaj model uzima u obzir samo jedan parametar (temperaturu) od brojnih parametara sredine i svojstva materijala koji utiču na mehanizam mraza i soli. Zbog toga je potrebno njegovo dalje razvijanje u budućnosti.

Sa druge strane, jednostavna formula za predikciju upotrebnog veka razvijena je uzimajući u obzir uticaje sredine i svojstva materijala (Kuosa *i ost.*, 2008).

$$t_{SL} = k_e \cdot P \quad (2.12)$$

gde je,

t_{SL} upotrebnii vek,

k_e faktor uticaja sredine koji iznosi 2.0 za klasu XF2, odnosno 1.25 za XF4,

P koeficijent koji uzima u obzir sva relevantna svojstva betona.

Koeficijent P u eksplicitnoj formi uzima u obzir negu betona, vrstu veziva, sadržaj uvučenog vazduha i w/c odnos. Model se uglavnom zasniva na empirijskim rezultatima i počiva na pomenutim konkretnim parametrima za koje se zna da utiču na otpornost betona na dejstvo mraza i soli. Ovaj model se primenjuje za procenu upotrebnog veka betona od strane Finske uprave za puteve.

Pored matematičkih modela razvijani su i numerički modeli (Çopuroğlu i Schlangen, 2008) koji opisuju mehanizam lepka kao uzrok nastajanja oštećenja. Ovaj numerički model potvrđen je i eksperimentalnim rezultatima (Çopuroğlu i Schlangen, 2008). Međutim, njegova primena za procenu upotrebnog veka AB konstrukcija je još uvek daleko od svakodnevne inženjerske prakse.

2.4. PENETRACIJA HLORIDA

Penetracija hlorida predstavlja deterioracioni mehanizam koji izaziva koroziju armature unutar betona. Kao i u slučaju karbonatizacije, može se napraviti jasna razlika između perioda inicijacije (depasivizacije) i propagacije (Tuutti, 1982). U tom slučaju period inicijacije odgovara vremenu potrebnom da određena koncentracija hlorida dostigne dubinu na kojoj se nalazi armatura. Kada se dostigne ova koncentracija, hloridi lokalno uništavaju tanak pasivizacioni sloj koji štiti armaturu. Ovaj trenutak predstavlja kraj perioda inicijacije i početak perioda propagacije. Oštećenja koja se javljaju u AB konstrukcijama usled dejstva hlorida posledica su isključivo razvoja korozije armature tokom vremena. S obzirom da se korozija izazvana hloridima razvija veoma brzo i da je njeno modeliranje zajedno sa efektima koje proizvodi komplikovano, upotrebnim vekom AB konstrukcija smatra se kraj perioda inicijacije (Costa i Appleton, 1999). S obzirom da je period propagacije korozije izazvane hloridima obično kratak period u poređenju sa vremenom depasivizacije armature, ovakva definicija upotrebnog veka ne predstavlja naročito veliki problem (DuraCrete, 2000).

2. Pregled literature

Dužina perioda depasivizacije primarno zavisi od otpornosti betona na penetraciju hlorida i od već pomenutog kritičnog sadržaja hlorida neophodnog za depasivizaciju (Sandberg, Tang i Andersen, 1998). Detaljan pregled svih faktora koji utiču na otpornost betona na penetraciju hlorida već je obrađen i prikazan u literaturi (Yuan, 2009; Gruyaert, 2010). U ovom poglavlju opisan je uticaj RA i LP na transportne mehanizme hlorida.

2.4.1. Definisane mehanizma deterioracije

Korozija armature izazvana prodorom hlorida kroz zaštitni sloj betona jedan je od najvećih uticaja spoljašnje sredine na trajnost AB konstrukcija. Hloridi prodiru unutar betona sa površine, njihova koncentracija raste sa vremenom ali se smanjuje sa dubinom. Ova razlika u koncentraciji sa promenom dubine naziva se hloridni profil i opisana je drugim *Fick*-ovim zakonom difuzije. Kroz porozan beton vlaga i hloridni joni prodiru do armature, što nakon nekog vremena može rezultovati korozijom armature. Tanak pasivizacioni sloj koji se formira oko šipke, kao posledica hidratacije, uništava se u kontaktu sa hloridima koji lokalno spuštaju pH vrednost ispod 9. Određena količina hlorida, neophodna da uništi pasivizacioni sloj, naziva se prag hlorida ili kritični sadržaj hlorida. Ova vrednost je izuzetno važna za definisanje početka korozije. Jedinstvena vrednost kritičnog sadržaja hlorida ne postoji, jer zavisi od nekoliko različitih parametara. Najuticajniji od njih su: kvalitet betona, tip veziva, w/c odnos, relativna vlažnost, uslovi sredine kojoj je beton izložen. S obzirom da je većina tih faktora vremenski zavisna, kritični sadržaj hlorida variraće tokom vremena. Međutim, prisustvo pora na spoju armature i betona smatra se najvažnijim faktorom koji utiče na kritični sadržaj hlorida (Glass i Buenfeld, 2000). Najčešći način koji se u praksi koristi za definisanje kritičnog sadržaja hlorida zasniva se na ukupnom (ne slobodnom) sadržaju hlorida i iznosi između 0.2 i 0.4 procenta mase cementa (DuraCrete, 2000; Lay i Schießl, 2003; fib-Bulletin 34, 2006).

Glavni transportni mehanizmi hlorida kroz strukturu betona su kapilarna apsorpcija, hidrostatički pritisak, migracija i difuzija (Stanish, Hooton i Thomas, 1997). Transportni mehanizam u mnogome zavisi od načina izloženosti betona hloridima. Transport hlorida se u potpuno zasićenom betonu odvija pomoću difuzije usled razlike u koncentraciji između spoljašnje sredine i unutrašnjosti betona. Koeficijent difuzije predstavlja meru takvog transporta kroz beton. Postoji razlika između stalnog i promenljivog koeficijenta difuzije hlorida. U slučaju prvog, ne postoji promena difuznog koeficijenta tokom vremena, dok u drugom slučaju postoji. S obzirom da koncentracija štetnih agenasa na površini betona varira tokom vremena, promenljivi koeficijent difuzije se najčešće susreće u modelima predikcije. Drugi mehanizam transporta hlorida je migracija hloridnih jona uz pomoć vlage. Ovaj mehanizam je često izražen kod cikličnih perioda vlaženja i sušenja, pogotovo u zoni zapljuskivanja.

Uobičajen metod za prevenciju prodora hlorida do armaturene šipke je upotreba betona male propustljivosti i velike mogućnosti vezivanja slobodnih hlorida. Na propustljivost betona utiče w/c odnos, vrsta veziva i stepen hidratacije. U pogledu otpornosti betona na penetraciju hlorida, visok nivo sposobnosti vezivanja hlorida je poželjan iz nekoliko razloga: smanjuje ukupnu količinu slobodnih hlorida koji iniciraju koroziju, smanjuje difuziju kroz smanjenje fluksa i omogućava formiranje *Friedel*-ovih soli ($3\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3\cdot\text{CaCl}_2\cdot 10\text{H}_2\text{O}$) što dovodi do smanjenja poroznosti (Gruyaert, 2010). Pored hemijskog vezivanja postoji i fenomen fizičkog vezivanja koji podrazumeva apsorpciju hloridnih jona na površini C-S-H veze (Yuan, 2009). Uzimajući u obzir da vezani hloridi ne mogu inicirati koroziju (Kayyali i Haque, 1995), povećanje mogućnosti vezivanja hlorida (fizičko ili hemijsko) utiče na povećanje otpornosti na hloride.

2.4.2. Uticaj recikliranog agregata

Upotreba RA u proizvodnji betona usložnjava njegovu mikrostrukturu. Prisustvo dve ITZ zone (stare i nove) povećava poroznost u odnosu na referentne cementne betone sa PA. S obzirom da imaju veću poroznost, čak i u slučaju jednake čvrstoće pri pritisku nakon 28 dana, betoni sa krupnim RA imaju manju otpornost na penetraciju hlorida (Gomes, Brito i Bravo, 2009; Xiao, Lu i Ying, 2013; Andal, Shehata i Zacarias, 2016). Slična čvrstoća pri pritisku može se postići nešto većom (3%) količinom cementa (Ignjatović, 2013) što neće uticati na otpornost betona na penetraciju hlorida. Takođe, sa porastom procenta zamene krupnog PA sa RA raste koeficijent difuzije betona, odnosno opada otpornost na penetraciju hlorida (Xiao, Lu i Ying, 2013; Jimenez i Moreno, 2015).

Međutim, u literaturi se mogu pronaći i ispitivanja koja pokazuju da krupni RA može dovesti do povećanja otpornosti na penetraciju hlorida u poređenju sa referentnim cementnim betonima sa PA ukoliko je RA bio izložen atmosferskim uticajima (karbonatizaciji) određeno vreme pre ugradnje (R. Movassaghi, 2006). Ovaj fenomen može se objasniti karbonatizacijom starog maltera na zrnima agregata, čija struktura na taj način postaje gušća (usled veće zapremine kalcita u odnosu na portlandit), manje porozna i sa većom čvrstoćom (Wang *i ost.*, 2016). Međutim, ovakav pristup uzima u obzir kombinaciju dva deterioraciona procesa, što se u okviru ovog istraživanja nije razmatralo.

2.4.3. Uticaj letećeg pepela

Upotreba LP u betonu dovodi do smanjenja poroznosti i povećanja gustine kombinovanim efektom pucolanske reakcije i popunjavanja kapilarnih pora sitnijim česticama (Dhir i Jones, 1999; Thomas i Bamforth, 1999). Kada je reč o uticaju LP kao zamene dela mase cementa na otpornost betona na penetraciju hlorida rezultati koji se mogu pronaći u literaturi dovode do nedvosmislenog zaključka. S obzirom da upotreba LP, kao zamene dela mase cementa, dovodi do smanjenja permeabilnosti betona i progušćenja strukture samim tim dovodi i do povećanja otpornosti na penetraciju hlorida u poređenju sa referentnim cementnim betonima (Dhir i Jones, 1999; Thomas i Bamforth, 1999; Van den Heede, 2014). Takođe, upotreba LP povećava sposobnost vezivanja slobodnih hlorida (Dhir i Jones, 1999; Yuan, 2009) i podiže prag kritičnog sadržaja hlorida. Sve ovo dovodi do zaključka da upotreba LP doprinosi celokupnom povećanju otpornosti betona na penetraciju hlorida u poređenju sa referentnim cementnim betonima (Dhir i Jones, 1999; Shafiq, 2004; Kumar *i ost.*, 2012).

Sa povećanjem procenta zamene mase cementa sa LP dolazi i do povećanja kapaciteta vezivanja slobodnih hlorida, a samim tim i poboljšanja otpornosti na penetraciju hlorida (Dhir *i ost.*, 1997; Shafiq, 2004). Povećanje sposobnosti vezivanja hlorida je dvojako. Sposobnost hemijskog vezivanja posledica je visokog sadržaja jedinjenja aluminijuma u LP (Arya, Buenfeld i Newman, 1990; Arya i Xu, 1995; Dhir i Jones, 1999) što rezultuje formiranjem više *Friedel*-ovih soli (Kayyali i Qasrawi, 1992). Drugi uzrok ove pojave je veća količina C-S-H gela koji nastaje u pucolanskoj reakciji, čineći strukturu gušćom i omogućavajući veću fizičku apsorpciju hlorida (Kayyali i Qasrawi, 1992).

Ako se sagledaju svi rezultati koji se mogu pronaći u literaturi može se izvesti jasan zaključak da upotreba LP povećava otpornost betona u poređenju sa referentnim cementnim betonima, bez obzira na čvrstoću pri pritisku. Takođe, ovaj povoljan uticaj raste sa povećanjem procenta zamene. Međutim, postavlja se pitanje da li će povoljan uticaj LP u odnosu na cementne betone ostati presudan faktor u prisustvu prslina koje predstavljaju put hloridima do armature.

2.4.4. Ubrzavanje procesa deterioracije

Koncentracija hlorida na dubini armature je najvažniji podatak za projektovanje upotrebnog veka u sredinama izloženim hloridima. Da bi se odredilo vreme potrebno da se dostigne kritičan sadržaj hlorida na mestu armature neophodno je poznavati transportni proces. Prenos hlorida putem difuzije je transportni mehanizam koji je najviše razmatran u literaturi. Koeficijent difuzije hlorida predstavlja parametar koji se najčešće koristi u modelima predikcije. Da bi se odredio ovaj koeficijent u relativno kratkom vremenskom periodu neophodno je ubrzavanje procesa penetracije hlorida. Ubrzavanje ovog procesa moguće je povećavanjem koncentracije hlorida u rastvoru spoljašnje sredine. Standardi koji se bave ovim ispitivanjem (NT BUILD 443, 1995; CEN, 2010a) zahtevaju najmanje 35 dana izloženosti kako bi se mogao odrediti koeficijent difuzije.

Sa druge strane, ovaj vremenski period se može skratiti primenom drugih transportnih mehanizama. Transportni mehanizam koji zahteva prisustvo spoljašnjeg električnog kola kao pogonske sile naziva se elektromigracija. Nekoliko ubrzanih metoda ispitivanja zasniva se na ovom principu (NT BUILD 492, 1999). Upotrebom električnog polja hloridi iz spoljašnje sredine se kreću ubrzano od negativne ka pozitivnoj elektrodi. Hloridni joni se kreću mnogo brže kroz beton u odnosu na situaciju kada je difuzija jedini transportni mehanizam. Kao posledica toga vezivanje hlorida se ne može obaviti (Gruyaert, 2010). Međutim, matematičko-fizičko rešenje ovog problema koje su ponudili pojedini autori (Andrade, 1993; Luping i Nilsson, 1993) omogućava da se na jednostvan način odredi promenljivi koeficijent difuzije hlorida koji će se koristiti za predikciju upotrebnog veka. Na osnovu Nt Build 492 (1999) moguće je odrediti ovaj koeficijent za samo nekoliko dana (6-96 sati) u zavisnosti od kvaliteta materijala i vrste veziva koje se koristi.

2.4.5. Postojeći modeli predikcije

Slično kao kod karbonatizacije, modeli predikcije spadaju u kategoriju empirijskih modela. Modeli penetracije hlorida zasnivaju se na drugom *Fick*-ovom zakonu difuzije. Pored toga što zahtevaju određene eksperimentalne ulazne podatke (koeficijent difuzije), zasnivaju se na nizu prethodno kvantifikovanih parametara koji često nisu dostupni u fazi projektovanja betonskih konstrukcija. Zbog toga se u modelima često primenjuje niz parametara koji uzimaju u obzir vreme nege, uslove izloženosti i kritični sadržaj hlorida.

U literaturi se mogu pronaći brojni modeli predikcije hloridnog profila unutar betona koji se koriste u praksi (Stanish, Hooton i Thomas, 1997; DuraCrete, 2000; Lay i Schießl, 2003; fib-Bulletin 34, 2006; Tang *i ost.*, 2012). Većina modela zasniva se na korišćenju koeficijenta difuzije (NT BUILD 443, 1995; CEN, 2010a) ili migracije (NT BUILD 492, 1999) određenih na osnovu ubrzanih testova penetracije hlorida. Bez obzira koji koeficijent koristili, svi ovi modeli zasnivaju se na graničnoj funkciji koja predstavlja vreme neophodno da se dostigne kritična koncentracija hlorida na određenoj dubini.

Koeficijent difuzije predstavlja stepen otpornosti betona prema prodoru hlorida. Prodor hlorida kroz beton zavisi od poroznosti njegove cementne matrice i mogućnosti vezivanja slobodnih hlorida (fizičko ili hemijsko). Zbog toga, ključnu ulogu u stepenu otpornosti betona na penetraciju hlorida imaju vrsta veziva i kvalitet betona. Ova dva parametra obuhvaćena su kroz koeficijent difuzije koji se određuje na osnovu testova (NT BUILD 443, 1995; CEN, 2010a) merenjem hloridnog profila sa uzoraka.

Prema *fib* bulletin 34 (2006) ovaj profil se može određivati i sa postojećih konstrukcija ili sa laboratorijskih uzoraka koji su izloženi uslovima koji se očekuju da će biti na konstrukciji. S obzirom da je ovakvo ispitivanje vremenski zahtevno *fib* bulletin 34 (2006) preporučuje

2. Pregled literature

indirektnu metodu zasnovanu na testu migracije hlorida. Promenjivi koeficijent migracije određuje se ubrzanom metodom ispitivanja (NT BUILD 492, 1999), merenjem dubine prodora hlorida nakon određenog vremena i uz određeno električno polje:

$$D_{nssm} = \frac{0.0239(273 + T)}{(U - 2)t} \left(x_d - 0.0238 \sqrt{\frac{(273 + T)Lx_d}{U - 2}} \right) \quad (2.13)$$

gde je,

T srednja vrednost temperature tokom ispitivanja [$^{\circ}\text{C}$],

U vrednost primenjenog napona [U],

D_{nssm} promenljivi koeficijent migracije [m^2/s],

L debljina isitivanog uzorka [mm],

x_d srednja vrednost dubine penetracije [mm],

t vreme trajanja testa [sati].

Kao što je već naglašeno, s obzirom da koeficijent migracije određen na ovaj način ne uzima u obzir sposobnost vezivanja hlorida, sprovodi se transformacija pomoću parametara koji uzimaju u obzir starenje $A(t)$, transfer parametra k_t i koeficijenta koji uzima u obzir uticaj spoljašnje sredine k_e . Na ovaj način se vrši kalibracija prema izlaznoj veličini koja se određuje na osnovu metode hloridnog profila (NT BUILD 443, 1995; CEN, 2010a). Vrednost ovog koeficijenta (D_{nssm}), koji predstavlja kvalitet materijala, upotrebljava se kao polazni parametar za predikciju upotrebnog veka (fib-Bulletin 34, 2006):

$$C_{crit} = C_0 + (C_{s,\Delta x} - C_0) \left[1 - \operatorname{erf} \frac{a - \Delta x}{2\sqrt{k_e \cdot k_t \cdot A(t) \cdot D_{nssm} \cdot t}} \right] \quad (2.14)$$

gde je,

C_{crit} kritični sadržaj hlorida [% mase cementa],

C_0 početni sadržaj hlorida [% mase cementa],

$C_{s,\Delta x}$ sadržaj hlorida na dubini x u vremenu t [% mase cementa],

x dubina na kojoj se nalazi razmatrani sadržaj hlorida [mm],

a debljina zaštitnog sloja [mm],

Δx debljina konvencione zone [mm] (sloj betona unutar kojeg se penetracija hlorida odvija u skladu sa Fick-ovim 2. zakonom difuzije),

k_e koeficijent uticaja spoljašnje sredine [-],

k_t transfer parametar [-],

$A(t)$ funkcija koja uzima u obzir starenje [mm],

D_{nssm} promenljivi koeficijent migracije [mm^2/god],

t vreme [godine].

Na osnovu jednačine 2.14 moguće je odrediti debljinu zaštitnog sloja koji će za dati kvalitet i vrstu betona, kao i uslove izloženosti obezbediti projektovani upotrebnii vek konstrukcije.

2. Pregled literature

Međutim, ovaj model predikcije (kao i drugi dostupni u literaturi) definisan je za cementne betone što dovodi u sumnju njihovu primenu na betonima sa RA i LP.

Iako postoji širok raspon modela za predikciju upotrebnog veka cementnih betona (Stanish, Hooton i Thomas, 1997; DuraCrete, 2000; Lay i Schießl, 2003; fib-Bulletin 34, 2006; Tang i ost., 2012), još uvek nedostaje njihova verifikacija na betonima sa RA i LP. Iz tog razloga, za betone sa RA i LP potrebne su analize i prilagođavanje inženjerskih prihvatljivih postojećih modela (DuraCrete, 2000; Lay i Schießl, 2003; fib-Bulletin 34, 2006) koji se koriste za cementne betone.

2.5. UTICAJ PRSLINA NA DETERIORACIONE MEHANIZME

Prsline se u AB konstrukcijama javljaju u toku građenja, ali i u toku eksploatacije, kao posledica različitih uzroka: skupljanja, termičkog širenja, mehaničkih ili hemijskih uticaja ili jednostavno kao posledica dejstva opterećenja. Glavni faktor koji utiče na pojavu prslina je dosta niska čvrstoća betona na zatezanje. Prsline uglavnom nastaju kada dođe do prekoračenja napona zatezanja u betonu. Međutim, njihov broj, međusobno rastojanje, širina i dužina zavise od različitih faktora. Takođe, prsline nastaju i kao posledica mehaničkih ili hemijskih uticaja betona u toku eksploatacije.

Na nivou materijala, zaštitni sloj betona predstavlja zaštitu armature od ekstremnih uticaja koji mogu uzrokovati koroziju, kroz smanjenje transporta štetnih materija. Jedan od glavnih transportnih mehanizama kroz beton jeste difuzija. Bilo da se radi o difuziji hloridnih jona, ili molekula CO₂, struktura cementne matrice štiti armaturu formirajući zaštitni pasivizacioni sloj oko same šipke. Pojava prslina dovodi do narušavanja strukture zaštitnog sloja betona a samim tim i do povećanja koeficijenta difuzije kroz beton. U istom trenutku prslina kao fizičko oštećenje dovodi do prekida pasivizacionog sloja oko šipke, čime omogućava početak korozije (Carević i Ignjatović, 2019). Imajući to u vidu, postavlja se pitanje kakva je uloga zaštitnog sloja ispresecanog mrežom prslina.

Deterioracioni procesi i njihovi transportni mehanizmi izučavani su i ispitivani na neisprskanim betonskim uzorcima. Možda najvažniji faktor koji utiče na sve mehanizme deterioracije je pojava prslina u AB konstrukcijama. Sa relativno niskom čvrstoćom betona na zatezanje, pojava prslina je gotovo neizbežna. Pokazalo se da prslina u betonu uzrokuje smanjenje trajnosti AB konstrukcija, kroz smanjenje otpornosti betona na različite transportne mehanizme. Usvajanje mera za održavanje niskog stepena propustljivosti betona (za gasove ili rastvore) od presudne je važnosti za trajnost. S tim u vezi pravilnici raznih zemalja ograničavaju širinu prslina u AB konstrukcijama u zavisnosti od klase izloženosti pojedinim deterioracionim mehanizmima.

2.5.1. Karbonatizacija

Iskustva sa postojećim konstrukcijama pokazala su veću dubinu karbonatizacije na mestu prslina u poređenju sa neisprskanim delovima konstrukcije. Nekoliko praktičnih primera ovog fenomena pokazalo je i pojavu korozije na mestu prslina (Pailes, 2018). Uprkos tome, prsline još uvek nisu uzete u obzir kao parametar u modelima karbonatizacije koji se koriste za definisanje upotrebnog veka AB konstrukcija (npr. fib-Model Code 2010). Naprotiv, smatra se da odgovarajući kvalitet zaštitnog sloja i ograničenje širine prslina osiguravaju dovoljno dug upotrebni vek (≥ 50 godina) bez dodatne zaštite (fib-Model Code, 2010). U zavisnosti od uslova izloženosti i klase konstrukcije, ograničenje širine prslina obično se definiše kao karakteristična vrednost (95% fraktil) u rasponu od 0.2 do 0.4 mm (CEN, 2015).

2. Pregled literature

Istraživanja od pre gotovo 30 godina (Schießl, 1988; Arya i Ofori-Darko, 1996) zaključila su da, iako prisutnost prslina predstavlja rizik, njihova širina ne može biti direktno povezana sa razvojem korozije. Međutim, nekoliko studija u prethodnoj deceniji bavilo se ispitivanjem fenomena difuzije CO₂ u uzorcima sa prslinama (Neville, 2006; Alahmad *i ost.*, 2009; Sillanpää, 2010; Zhang *i ost.*, 2011; Torres i Andrade, 2013; Wang *i ost.*, 2018). Rezultati dobijeni u tim istraživanjima prikazani su u tabeli 2.3. Izraz "kritična širina prsline" (tabela 2.3) odnosi se na širinu prsline čijim daljim povećanjem se znatno ubrzava difuzija CO₂. Širina prsline ispod kritične vrednosti ne utiče na dubinu karbonatizacije, dok će šire prsline povećati dubinu karbonatizacije u poređenju sa neisprskanim uzorcima.

Tabela 2.3 Uticaj širine prsline na difuziju CO₂

Referenca	Metod za proizvodnju prsline	CO ₂ (%)	Kritična širina prsline (mm)
Neville (2006)	–	–	nema uticaja
Sillanpää (2010)	cepanje klinom	prirodna	nema uticaja
Alahmad <i>i ost.</i> (2009)	ekspanzivno jezgro	50%	0.01
Torres i Andrade (2013)	savijanje	prirodna	0.08*
Zhang <i>i ost.</i> (2011)	ugrađena pločica	20%	0.10*
Wang <i>i ost.</i> (2018)	savijanje	4%	0.10*

* Manje širine prslina nisu ispitivane

Analizirajući rezultate iz tabele 2.3, očigledno se ne može izvući jasan zaključak o uticaju prslina na trajnost AB konstrukcija. Iako su postojali zaključci da prsline ne utiču na dubinu karbonatizacije (Neville, 2006; Sillanpää, 2010), neki eksperimentalni rezultati pokazali su da je, i sa malim širinama prslina (do 0.10 mm), došlo do povećanja difuzije CO₂ unutar betona, tj. povećanja dubine karbonatizacije (Alahmad *i ost.*, 2009; Zhang *i ost.*, 2011; Torres i Andrade, 2013; Wang *i ost.*, 2018). Sve određene kritične širine u tim istraživanjima bile su manje od dozvoljenih širina prslina definisanih u evropskom standardu EN 1992-1-1 (CEN, 2015) – za date uslove izloženosti maksimalna širina prsline definisana je kao 0.3 mm.

Brojna istraživanja su takođe izučavala uticaj napona pritiska na karbonatizacionu otpornost betona (Wan, Wittmann i Zhao, 2011; Ren *i ost.*, 2015; Tang *i ost.*, 2018; Wang *i ost.*, 2018). Napon pritiska pozitivno utiče na otpornost betona na karbonatizaciju (Wang *i ost.*, 2018). Međutim, pojedina istraživanja su pokazala (Wan, Wittmann i Zhao, 2011; Tang *i ost.*, 2018) da se otpornost betona na karbonatizaciju pod dejstvom napona pritiska na početku povećava, ali zatim opada sa povećanjem nivoa napona pritiska. Ovi zaključci sugerišu da napon pritiska može biti važan parametar u analizi karbonatizacione otpornosti betona.

Kao što se može videti, uticaj širine prsline i mehaničkih opterećenja na proces karbonatizacije još uvek nije potpuno definisan. Iako postoji nekoliko istraživanja na ovu temu, još uvek nedostaju rezultati dovoljni za izvođenje opštih zaključka o njihovom uticaju na difuziju CO₂. Iz tog razloga neophodna je analiza uticaja širine prsline i mehaničkog opterećenja na dubinu karbonatizacije i modele predikcije. Takođe, potrebno je ispitati uticaj napona zatezanja u armaturi na proces karbonatizacije. Imajući u vidu da je napon zatezanja u armaturi direktno povezan sa širinom prsline, on može predstavljati kriterijum trajnosti kao prag mikroskopskog oštećenja betona (Talukdar, Banthia i Grace, 2012). Napon u armaturi se već koristi u propisima kao faktor ograničenja širine prslina iz uslova upotrebljivosti i trajnosti.

2.5.2. Dejstvo mraza i soli za odmrzavanje

Iako prsline utiču na sve deterioracione mehanizme, njihov uticaj na dejstvo mraza i soli za odmrzavanje do sada nije u velikoj meri ispitan. Pojava prsline u betonu dovodi do povećanje kapilarnog upijanja u materijalu (Yang, 2004; Pour-Ghaz *i ost.*, 2009; Pease, 2010; Weiss, Geiker i Hansen, 2015; Duan *i ost.*, 2017). Prisustvo prsline uzrokuje povećano inicijalno upijanje vode (Yang, 2004; Duan *i ost.*, 2017), što smanjuje otpornost na dejstvo mraza i soli. Inicijalno upijanje značajnije je uslovljeno širinom prsline nego ukupno upijanje, čija je promena samo u manjoj meri uslovljena efektom širine.

Detaljna istraživanja veze između širine prsline i upijanja fluida tokom vremena pokazala su da važnu ulogu igra i geometrija prsline (Weiss, Geiker i Hansen, 2015). Međutim, većina ovih istraživanja sprovedena je na uzorcima čije su prsline nastale dejstvom mraza, pa se malo toga zna o uticaju prsline izazvanih opterećenjem na mehanizam kapilarnog upijanja. Ako se uzme u obzir da je kapilarno upijanje jedan od načina transporta hlorida kroz beton onda ova pojava predstavlja vrlo važan podatak za definisanje trajnosti AB konstrukcija, samim tim i širine prsline kao ograničavajućeg faktora. Međutim, sva istraživanja pokazala su da je uticaj širine značajan samo za vrednost početnog (inicijalnog) upijanja, dok ukupno upijanje nije u značajnijoj meri uslovljeno širinom.

Pojedina istraživanja su ispitivala uticaj napona zatezanja u betonu na njegovu otpornost na dejstvo mraza i soli za odmrzavanje (Kosior-Kazberuk, 2012). Iako prsline nisu bile prisutne u ovom ispitivanju, pokazalo se da sa povećanjem napona zatezanja u betonu dolazi do značajnog smanjenja njegove otpornosti na dejstvo mraza i soli.

2.5.3. Penetracija hlorida

Prisustvo prsline u AB konstrukcijama omogućava na jednostavan način brži prodor hloridnih jona, što može dovesti do ubrzane korozije armature (Pease, 2010; Blagojevic, 2016; Otieno, Beushausen i Alexander, 2016b). Nekoliko praktičnih primera ovog fenomena pokazalo je pojavu korozije upravo na mestima prsline (Pailes, 2018). U novije vreme eksperimentalna istraživanja bavila su se uticajem prsline na pojavu korozije armature izazvane hloridima, kao najagresivnijim deterioracionim mehanizmom koji deluje na AB konstrukciju. Istraživanja koja se mogu pronaći u literaturi mogla bi se podeliti na dva dela: ona koja se bave istraživanjem korozije (Otieno, 2008; Poursaeed i Hansson, 2008; Pease, 2010; Wang *i ost.*, 2014; Blagojevic, 2016; Otieno, Beushausen i Alexander, 2016b) i ona koja se bave promenama difuznih svojstava betona izazvanih pojavom prsline (Rodriguez i Hooton, 2003; Ismail *i ost.*, 2004; Djerbi *i ost.*, 2008; Şahmaran i Yaman, 2008; Audenaert, De Schutter i Marsavina, 2009; Kwon *i ost.*, 2009; Sillanpää, 2010; Yoon i Schlangen, 2010; Jang, Kim i Oh, 2011). Sva ova istraživanja zaključila su da je širina prsline presudan faktor za povećanje koeficijenta difuzije i za povećanje stepena korozije armature unutar betona.

Uprkos tome, prsline još uvek nisu uzete u obzir kao parametar u modelima predikcije dubine hlorida (Lay i Schießl, 2003; fib-Bulletin 34, 2006) koji se koriste za definisanje upotrebnog veka AB konstrukcija. Naprotiv, smatra se da odgovarajući kvalitet zaštitnog sloja i ograničenje širine prsline osiguravaju dovoljno dug upotrebnik vek (≥ 50 godina) bez dodatne zaštite (fib-Model Code, 2010). Nekoliko studija u prethodnoj deceniji bavilo se ispitivanjem fenomena transporta hlorida u uzorcima sa prslinama (Rodriguez i Hooton, 2003; Ismail *i ost.*, 2004; Djerbi *i ost.*, 2008; Şahmaran i Yaman, 2008; Audenaert, De Schutter i Marsavina, 2009; Sillanpää, 2010; Yoon i Schlangen, 2010; Jang, Kim i Oh, 2011). Rezultati dobijeni u tim istraživanjima prikazani su u tabeli 2.4.

Tabela 2. 4 Uticaj širine prsline na penetraciju hlorida

Referenca	Metod za proizvodnju prsline	Kritična širina prsline (mm)
Sillanpää (2010)	cepanje klinom	0.04
Yoon i Schlangen (2010)	cepanje klinom	0.05
Ismail i ost. (2004)	ekspanzivno jezgro	0.053
Jang i ost. (2011)	Brazilski opit cepanjem	0.08
Djerbi i ost. (2008)	Brazilski opit cepanjem	0.08
Rodriguez i Hooton (2003)	Brazilski opit cepanjem	0.08
Sahmaran i Yaman (2008)	savijanje	0.135
Audenaert i ost. (2009)	Brazilski opit cepanjem	0.20

Kod uzoraka sa prslinama širih od granične vrednosti iz tabele 2.4 dolazi do povećanja koeficijenta difuzije sa povećanjem širine prsline, dok je kod prsline užih od datih graničnih vrednosti ova promena veoma mala (Ismail *i ost.*, 2004; Şahmaran i Yaman, 2008; Sillanpää, 2010; Jang, Kim i Oh, 2011). Sve ove granične širine manje su od dopuštenih vrednosti prema evropskim i američkim propisima za date uslove izloženosti, koje iznose 0.3 i 0.15 mm respektivno. Izuzetak predstavlja istraživanje Audenaert i ost. (2009) gde je konstatovana kritična širina prsline od 0.20 mm. Ovo bi značilo da se promena u mehanizmima difuzije i kapilarne apsorpcije dešava pri značajno manjim širinama prsline od onih za koje se smatra da nemaju nikakvog uticaja na trajnost AB konstrukcija. Sa druge strane, pojedini autori su zaključili da se porast koeficijenta difuzije odvija samo do granične vrednosti širine prsline nakon čega ostaje konstantan, bez obzira na dalje povećanje širine (Rodriguez i Hooton, 2003; Djerbi *i ost.*, 2008; Audenaert, De Schutter i Marsavina, 2009).

Analizirajući rezultate iz tabele 2.4, očigledno se može izvući zaključak da prsline utiču na transport hlorida unutar AB konstrukcija, a samim tim i na njihovu trajnost. Sve određene kritične širine u pomenutim istraživanjima bile su manje od dozvoljenih širina prsline definisanim u evropskom standardu EN 1992-1-1 (CEN, 2015). Na ovaj način se omogućava brz početak korozije armature (Bentur, Diamond i Berke, 1999).

2.5.4. Ograničenje širine prsline kroz propise

Glavni kriterijum za definisanje trajnosti u propisima širom sveta jeste ograničavanje širine prsline pod odgovarajućim opterećenjem. Prateći razne propise može se uočiti da ne postoji konzistentnost u pogledu definisanja odgovarajuće kombinacije opterećenja (SLS) pri kojem treba ograničiti širinu prsline. Evropski standard EN 1992-1-1 (CEN, 2015), na primer, preporučuje ograničenje širine u agresivnim sredinama pri kvazi-stalnoj kombinaciji opterećenja. Pri tome Nacionalni aneks dozvoljava svakoj državi da definiše sopstvene uslove i po pitanju širine prsline i po pitanju odgovarajuće kombinacije opterećenja. Sa druge strane američki propisi (ACI Committee 224, 2008) definišu širinu prsline pri projektnom opterećenju, što odgovara karakterističnoj kombinaciji opterećenja definisanoj u EN 1992-1-1 (CEN, 2015). Slično je i u Pravilniku BAB 87, koji je ima nešto strožije kriterijume od američkih propisa. Spisak ograničenja širina prsline u pomenutim standardima prikazan je u tabeli 2.5. Ako je pitanje širine prsline glavni kriterijum za definisanje trajnosti konstrukcije, onda se postavlja pitanje koju širinu prsline definisati i pri kojoj kombinaciji opterećenja.

2. Pregled literature

Još jedno od važnih pitanja za sve standarde je mesto ograničenja širine prsline. Poznato je da prsline izazvane naprezanjem u materijalu nastaju prvo na površini gde je napon zatezanja najveći. Kako se udaljava od površine u pravcu neutralne linije, smanjuje se i njena širina na mestu gde je većina propisa i ograničava, u nivou zategnute armature. Prodor štetnih materija kroz beton počinje upravo na mestu nastanka prsline, odnosno na mestu gde je ona i najšira. Debljina zaštitnog sloja betona do armature predstavlja odbrambenu liniju mnogih propisa od svih deterioracionih mehanizama kojima je konstrukcija izložena. Sa povećanjem zaštitnog sloja, uzimajući u obzir da je širina prsline na mestu armature konstantna, povećava se širina prsline na površini konstruktivnog elementa. Ovo dovodi do povećanja propustljivosti betona što uzrokuje smanjenje upotrebnog veka. Pojedini tehnički pravilnici i preporuke ipak ograničavaju širinu prsline na površini elementa u funkciji debljine zaštitnog sloja betona (fib-Model Code, 2010).

Tabela 2. 5 Ograničenje širine prsline kroz propise

Standard	Dozvoljena širina prsline (mm)		
	Karbonatizacija	Mraz i so	Hloridi
EN 1992-1-1 (2015)	0.30–0.40*	0.30	0.30
ACI Committee 224 (2008)	0.30–0.41*	0.18	0.15
P BAB 87 (1989)	0.20**	0.10**	0.10**

* U zavisnosti od vlažnosti vazduha.

** Standardom nisu precizirani deterioracioni mehanizmi.

2.5.5. Postojeći modeli predikcije

Modeli za definisanje upotrebnog veka konstrukcije obično ne uzimaju u obzir pojavu prsline i koriste isključivo svojstva neisprskalog betona (fib-Bulletin 34, 2006). Međutim, u evropskim propisima (CEN, 2015), kao i u američkim (ACI Committee 224, 2008) postoji ograničenje širine prsline pod različitim opterećenjima. To nedvosmisleno govori da postoji značajan uticaj prsline na trajnost AB konstrukcija.

Iako su se mnogi autori bavili uticajem prsline na deterioracione mehanizme, u literaturi se može pronaći mali broj predloženih modela predikcije koji uzimaju u obzir uticaj prsline na te mehanizme (Kwon *i ost.*, 2009; Savija, 2014; Otieno, Beushausen i Alexander, 2016b). Međutim svi ovi modeli se odnose na prodor hlorida iz morske vode kroz prslinu, a neki od njih nisu do kraja ni razvijeni i ispitani za sve širine prsline (Kwon *i ost.*, 2009; Otieno, Beushausen i Alexander, 2016b). U manjem broju se mogu pronaći modeli koji uzimaju u obzir uticaj prsline na dubinu karbonatizacije (Castel, François i Arliguie, 1999; Kwon i Na, 2011). Ovi modeli se uglavnom svode na vezu između dubine karbonatizacije i širine prsline (Kwon i Na, 2011) ili napona zatezanja u armaturi (Castel, François i Arliguie, 1999). Kwon i Na (2011) su zaključili da su dubina karbonatizacije i koren iz širine prsline u direktnoj linearnoj vezi (analizirane su prsline širine do 0.40 mm). Sa druge strane, Castel i ostali (1999) su uspostavili vezu između dubine karbonatizacije i napona zatezanja u armaturi, ali samo za napone do 240 MPa. Ovu vezu bi u budućnosti trebalo definisati i za veće vrednosti napona zatezanja u armaturi, jer se oni mogu javiti u toku eksploatacije AB konstrukcija. Blagojević (2016) je uspostavio vezu između napona u armaturi na mestu prsline i oštećenja koja nastaju usled korozije armature izazvane hloridima. Analiza dostupne literature je pokazala da ne postoje modeli koji se odnose na uticaj prsline na dejstvo mraza i soli za odmrzavanje.

2.5.6. Korozija armature

Generalno, oštećenja unutar AB konstrukcija odvijaju se u dve glavne faze: period inicijacije (depasivizacije) i propagacije korozije (Tuutti, 1982). Tokom prve faze armatura je zaštićena okolnim betonom kao što je ranije objašnjeno. Stvarno oštećenje armature, ali i betona, događa se samo u drugoj fazi. To uključuje formiranje proizvoda reakcije korozije, postepeni gubitak efektivnog poprečnog preseka, pucanje i otpadanje zaštitnog sloja zbog povećane zapremine produkata korozije i na kraju otkaza cele AB konstrukcije/elementa zbog neprihvatljivog otpadanja betona ili gubitka poprečnog preseka armature (fib-Bulletin 34, 2006).

Korozija armature je elektrohemijska reakcija oksidacije armature uz prisustvo vlage pri određenoj temperaturi. Za proces korozije neophodno je postojanje anode i katode. Anodu predstavlja lokalizovani deo armature (na mestu prslina) napadnute jonima koja ima dosta niži potencijal, dok je preostali deo armature (između prslina) koji ostaje u pasivnom stanju katoda. Korozija se javlja na anodnom delu armature i struja "teče" od anode ka katodi uz pomoć elektrolita. Struja se vraća nazad kroz armaturu čime je kolo zatvoreno. Konstantna dostupnost kiseonika i vode na mestu katode neophodna je za nastavak korozije.

Pojava prslina na jednostavan način omogućava brži prodor štetnih agenasa, što dovodi do ubrzane korozije armature (Pease, 2010; Blagojevic, 2016; Otieno, Beushausen i Alexander, 2016b). Produkti korozije armature imaju i do 6 puta veću zapreminu u odnosu na zapreminu armaturene šipke što dovodi do povećanja lokalnog napona u betonu i odvaljivanja zaštitnog sloja (Jaffer i Hansson, 2009). Prslina tako direktno ugrožavaju trajnost AB konstrukcija koje su izložene dejstvu agresivnih agenasa.

Korozija armature uzrokovana karbonatizacijom nije tako široko izučavana u literaturi u odnosu na onu izazvanu hloridima, iako može biti opasna i dovesti do gubitka poprečnog preseka armaturene šipke. Prslina dovode do povećanog stepena korozije armature u poređenju sa neisprskanim betonom. Istraživanje koje su sprovedi Torres i Andrade (Torres i Andrade, 2013) obuhvatilo je ispitivanje korozije armature izazvane karbonatizacijom na uzorcima sa širinama prslina u opsegu 0.10–0.60 mm. Rezultati njihovog ispitivanja su pokazali da sa porastom širine prslina dolazi i do povećanog stepena korozije. Kao graničnu vrednost širine prslina definisali su 0.08 mm, nakon čega dolazi do pojave prvih mesta lokalne korozije na armaturi. Inicijacija korozije izazvana karbonatizacijom brža je kod isprskanih uzoraka u odnosu na neisprskale. Međutim, ispitivanja su pokazala da su pojava prslina i vreme izloženosti agresivnim uticajima značajniji faktor za razvoj korozije nego sama širina prslina (Dang i François, 2013).

U literaturi postoji vrlo malo podataka o uticaju prslina na koroziju armature izazvanu karbonatizacijom, pogotovo na razvoj korozije tokom vremena. Zbog toga bi se u budućnosti trebao istražiti ovaj fenomen, imajući u vidu da je karbonatizacija važan deterioracioni mehanizam.

Sa druge strane, korozija izazvana hloridima u isprskanim AB elementima bila je predmet mnogih ispitivanja poslednjih godina (Scott i Alexander, 2007; Otieno, 2008; Şahmaran i Yaman, 2008; Francois *i ost.*, 2011; Blagojevic, 2016). Kada hloridni joni dostignu dubinu na kojoj se nalazi armatura u dovoljnoj količini, lokalna korozija počinje. Međutim, hloridni joni ostaju zarobljeni unutar prslina i korozija nastavlja u dubinu armaturene šipke. Tokom ovog procesa pH vrednost lokalno može da padne i ispod 5, rezultujući ubrzanom korozijom (Blagojevic, 2016). U tabeli 2.6 prikazani je sumarni pregled rezultata istraživanja uticaja prslina na koroziju izazvanu hloridima.

2. Pregled literature

Tabela 2. 6 Uticaj širine prsline na razvoj korozije izazvane hloridima

Referenca	Metod za proizvodnju prsline	Kritična širina prsline (mm)
Francois i ost. (2011)	ekspanzivno jezgro	0.50
Otieno (2008)	savijanje	0.40
Scott i Alexander (2007)	savijanje	0.20
Sahmaran i Yaman (2008)	savijanje	0.14

Prsline manje od granične vrednosti (tabela 2.6) nisu imale uticaja na razvoj korozije, dok su šire prsline imale uticaj na smanjivanje perioda inicijacije i propagacije korozije armature (Scott i Alexander, 2007; Otieno, 2008; Şahmaran i Yaman, 2008; Francois *i ost.*, 2011). Iz tabele 2.6 očigledno je da su neke od definisanih graničnih širina veće (Otieno, 2008; Francois *i ost.*, 2011) a neke manje (Scott i Alexander, 2007; Şahmaran i Yaman, 2008) od dopuštenih širina prsline u evropskim propisima za date uslove izloženosti – 0.3 mm (CEN, 2015).

Prema tome, očigledno je da prsline utiču na razvoj korozije usled dejstva hlorida, ali se na osnovu rezultata iz literature ne može doneti jasan zaključak da li prsline uže od dozvoljenih (ACI Committee 224, 2008; CEN, 2015) predstavljaju kritičnu vrednost za razvoj korozije. Takođe, istraživanja su pokazala da na propagaciju korozije bitno utiče i nivo oštećenja na mestu kontakta betona i armature (Pease, 2010). Zbog toga je Blagojević (2016) definisao napon u armaturi na mestu prsline kao ograničavajući faktor za prevenciju oštećenja uslede korozije izazvane hloridima.

2.5.7. Metode za formiranje prsline na uzorcima za ispitivanje

U poslednjih dvadeset godina razvijene su razne metode za indukciju prsline u AB uzorcima nakon standardnog postupka pripreme i nege. Podstaknute razlikama između međunarodnih standarda u pogledu dozvoljenih prsline na AB elementima (kao što su između EN1992-1-1 i ACI Committee 224), tokom prethodne decenije sprovedene su mnoge vrste simulacija na betonskim uzorcima sa prslinama. Svrha većine ovih istraživanja je bila kontrola širine prsline i povezivanje s drugim značajnim parametrima trajnosti kao što su debljina zaštitnog sloja, w/c odnos i kvalitet betona. Različite širine prsline, od 0.10 mm do 0.70 mm, su indukovane radi ispitivanja njihovog uticaja na prodor štetnih agenasa i davanja preporuka za buduće standarde i tehničke regulative. Dve vrste prsline, prirodne i veštačke, su indukovane u laboratorijskim uslovima tokom svih tih istraživanja.

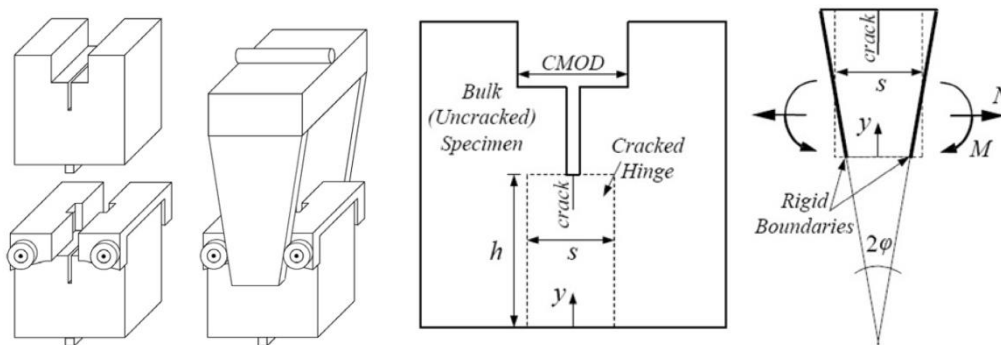
2.5.7.1. Metod cepanja klinom

Metod cepanja klinom prvi put su koristili (Linsbauer i Tschegg, 1986; Bruhwiler i Wittmann, 1990), a nakon toga u novije vreme i drugi autori (Pease, 2010; Savija, 2014). Za ovu metodu, koja je izuzetno jednostavna, koriste se cilindrični uzorci. Klin koji je postavljen u vertikalni žleb indukuje silu pritiska koja se dalje prenosi u dve horizontalne sile zatezanja stvarajući odgovarajuću širinu prsline (slika 2.4).

Kontrola širine prsline moguća je merenjem razmicanja stranica prsline pomoću elektronskih ugibomera (LVDT senzori). Treba naglasiti da prsline, koje se stvaraju na ovaj način, imaju V-oblik i mogu se smatrati realnim. Uzorci mogu biti izloženi prodoru štetnih agenasa nakon pripreme, ali samo u neopterećenom stanju. Armatura se uglavnom ne primenjuje u ovakvim uzorcima, pa razvoj korozije nije moguće ispitati. Pomoću ove metode moguće je ispitati uticaj različitih vrsta komponentnih materijala na mehaniku loma (Pease, 2010). Pokazalo se da

2. Pregled literature

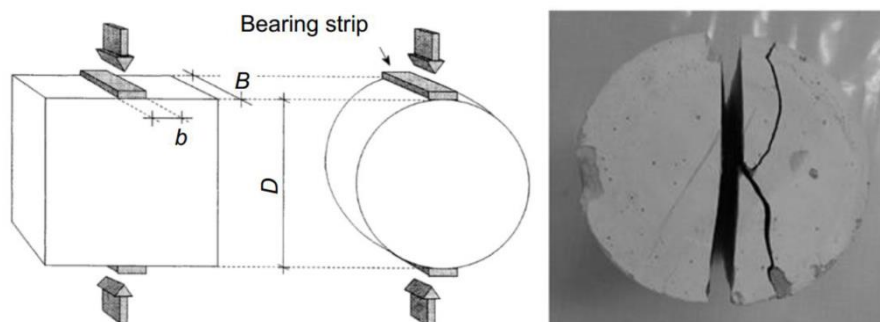
povećavanje veličine agregata dovodi do povećane energije loma i veće kritične širine prsline, dok promena w/c odnosa pokazuje neznatan uticaj. Pored toga, povećanje energije loma uzrokuje manje krivudavu geometriju prsline.



Slika 2. 4 Metod cepanja klinom (Pease, 2010)

2.5.7.2. Brazilski opt cepanja

Brazilsku metodu cepanja koristili su mnogi autori (Wang *i ost.*, 1997; Aldea, Shah i Karr, 1999; Aldea *i ost.*, 2000; Djerbi *i ost.*, 2008; Jang, Kim i Oh, 2011). Uzorci koji se koriste u ovom opitu ne sadrže armaturu, zbog čega nije moguće pratiti i meriti koroziju. Slično kao u metodi cepanja klinom, uzorci mogu biti izloženi prodoru štetnih agenasa samo u neopterećenom stanju. Primena Brazilskog opita cepanja je takođe jednostavna metoda koja se izvodi korišćenjem mašine koja indukuje opterećenje po izvodnici uzorka (slika 2.5).



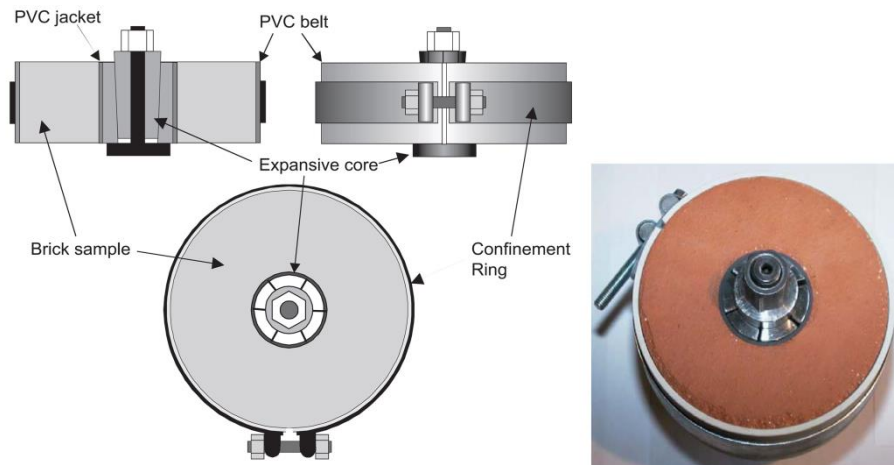
Slika 2. 5 Brazilski opt cepanja (Blagojevic, 2016)

Dve čelične ploče na kontaktnim tačkama koriste se za sprečavanje lokalnog drobljenja uzoraka. Kao posledica toga, sila zatezanja javiće se ortogonalno na pravac delovanja sile pritiska. Kako bi se kontrolisala širina prsline potrebno je meriti razmicanje upravno na pravac delovanja sile pomoću LVDT senzora. Potrebno je naglasiti da širinu prsline treba izmeriti i posle opterećivanja, jer ona neće biti ista u poređenju sa širinom tokom opterećivanja. Nedostatak ove metode je taj što se indukovane prsline ne slažu u potpunosti sa prslinama u AB konstrukcijama (u obliku slova V). Prsline nastale ovom metodom imaju približno istu širinu po čitavoj svojoj dužini, od površine do unutrašnjosti uzorka.

2.5.7.3. Metod ekspanzivnog jezgra

Metod ekspanzivnog jezgra kao način za dobijanje prsline koristili su Ismail i Alahmad (Ismail *i ost.*, 2004; Ismail i Ohtsu, 2006; Alahmad *i ost.*, 2009) na malterskim uzorcima, što uveliko ograničava ovu metodu za primenu na betonima. Korišćeni su uzorci u obliku diska sa spoljašnjim prečnikom 100 mm, unutrašnjim prečnikom 50 mm (slika 2.6) i visinom diska od 50 mm.

2. Pregled literature

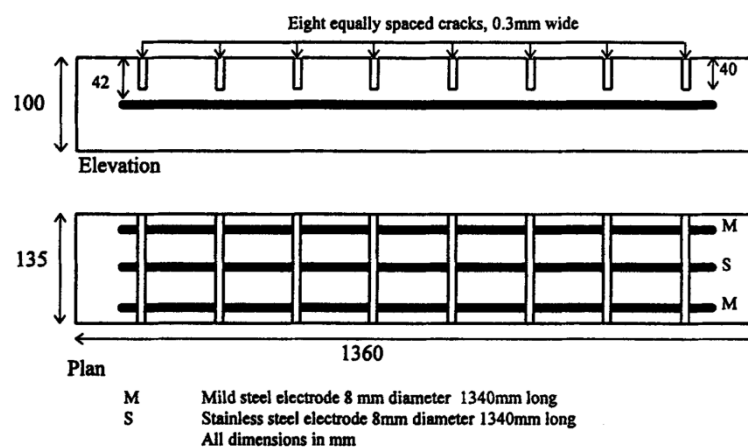


Slika 2. 6 Metod ekspanzivnog jezgra (Ismail i ost., 2004)

Prsten i mehaničko ekspanzivno jezgro su korišćeni da zajedno formiraju mehanizam opterećenja. Nakon apliciranja sile pritiska stvaraju se prsline na unutrašnjem delu uzorka sa potrebnom širinom. Ako se ove prsline uporede sa prslinama dobijenim nekim drugim metodama, uočiće se da imaju sličnu geometriju kao što se postiže Brazilskim testom cepanja. Može se zaključiti da prsline nisu V-oblika i imaju gotovo paralelne zidove, što nije tako čest slučaj u AB konstrukcijama (izuzetak predstavljaju centrično zategnuti elementi – AB zatege). Dok je u gore pomenutim postupcima (metoda cepanja klinom i Brazilski opit cepanja) izloženost štetnim agensima bila ograničena na neopterećeno stanje, u ovoj metodi se izlaganje vrši u opterećenom stanju. Takođe, može se primeniti armatura ograničenog prečnika zbog veličine uzorka (Francois i ost., 2011).

2.5.7.4. Prsline formirane pomoću umetka

Ovu metodu su koristili mnogi autori (Arya i Ofori-Darko, 1996; De Schutter, 1999; Audenaert, De Schutter i Marsavina, 2009; Marsavina i ost., 2009). Prema opšte primenjenoj metodi, veštačke prsline nastaju stavljanjem plastičnih pločica ili bakarnih limova u uzorak pre ugradnje betona. Nekoliko sati nakon ugradnje betona, ove pločice se uklanjaju. Kao rezultat toga, dobijaju se prsline sa potrebnom širinom, dubinom, gustinom ili ravnomernim razmakom (slika 2.7).



Slika 2. 7 Formiranje prsline pomoću umetka (Arya i Ofori-Darko, 1996)

Može se videti da je sprovođenje ove metode najjednostavnije od svih prikazanih metoda i kao rezultat ima prsline paralelnih glatkih zidova. Iako se ove glatke prsline mogu lako

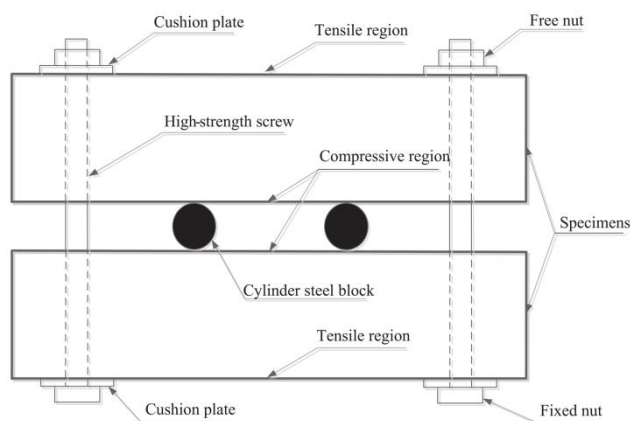
2. Pregled literature

kontrolisati, nedostatak ove metode je taj što dobijene prsline ne odgovaraju realnim uslovima u praksi. Hrapavost zidova prsline, krivudavost i oblik samo su neki od važnih parametara koje čine razlike između realno i veštački indukovanih prsline.

Iako je modeliranje prodora štetnih agenasa u ovakvim uzorcima najjednostavnije, realni transport neće biti ostvaren zbog razlika u obliku prsline i potencijalnoj mogućnosti samozalečenja prsline (*eng. self-healing*). Uzorci mogu biti AB elementi, ali i betonske kocke bez armature zavisno od cilja istraživanja (korozija armature ili deterioracioni procesi) (Audenaert, De Schutter i Marsavina, 2009; Marsavina *i ost.*, 2009).

2.5.7.5. Metoda savijanja

Metodu savijanja koristilo je više autora nego sve ostale prethodno prikazane metode (Schiessl i Raupach, 1997; Castel, François i Arliguie, 1999; Win, Watanabe i Machida, 2004; Otieno, 2008; Şahmaran i Yaman, 2008; Miyazato i Otsuki, 2010; Dang i François, 2013; Blagojevic, 2016; Otieno, Beushausen i Alexander, 2016a, 2016b; AL-Ameeri, Rafiq i Tsioulou, 2018; Wang *i ost.*, 2018; Wang, Su i Du, 2018; Zafar i Sugiyama, 2018). Za stvaranje jedne ili više prsline mogu se primeniti dve vrste savijanja: savijanje sa silom u sredini raspona ili sa silama u trećinama raspona (slika 2.8).



Slika 2. 8 Formiranje prsline metodom savijanja silama u trećinama raspona (Wang, Su i Du, 2018)

Metoda se može primeniti na prizmatične uzorke različitih dimenzija poprečnog preseka i raspona. Potrebna širina prsline može se izmeriti i kontrolisati digitalnom kamerom, LVDT senzorima ili lenjirom za merenje prsline, kada se na uzorke primeni odgovarajuće opterećenje. Prsline indukovane ovom metodom imaju V-oblik i odgovaraju po obliku prsline nastalim savijanjem u AB elementima konstrukcije. Ugrađene navojne šipke (slika 2.8) koriste se za kontrolu širine prsline. Prednost u odnosu na ostale metode jeste to što se, nakon formiranja prsline, uzorak može izložiti ubrzanim testovima deterioracije u opterećenom stanju. U opterećenom stanju, pored uticaja prsline, može se ispitati i uticaj napona pritiska. Još jedna prednost u odnosu na ostale metode je mogućnost upotrebe armature, koja omogućava merenje i praćenje korozije tokom vremena.

2.6. ZAKLJUČAK

Jedan od načina da se očuvaju prirodni resursi i beton učini ekološki prihvatljivijim je primena RA i LP koja je korisna i sa ekonomskog i sa ekološkog aspekta. Međutim, zamena PA sa RA ili zamena cementa sa LP uveliko utiče na fizička, mehanička i svojstva trajnosti betona. Da bi se osigurala održiva primena ovih zelenih alternativa proizvodnji cementnih betona sa PA,

2. Pregled literature

moraju se proveriti njihova svojstva trajnosti. Trajnost betona definisana je njegovom otpornošću na dejstvo štetnih agenasa iz okolne sredine koji dovode do različitih vrsta oštećenja (mehanizmi deterioracije). Glavni deterioracioni mehanizmi koji utiču na trajnost betona su karbonatizacija, penetracija hlorida, dejstvo mraza sa ili bez soli za odmrzavanje, alkalno-silikatna reakcija i dejstvo sulfata. U ovom poglavlju su analizirani glavni mehanizmi deterioracije koji predstavljaju najveću opasnost za objekte u Srbiji: karbonatizacija, penetracija hlorida i dejstvo mraza i soli za odmrzavanje.

Deterioracija AB konstrukcija usled korozije armature izazvane karbonatizacijom predstavlja jedan od glavnih problema trajnosti širom sveta, imajući u vidu da je veliki broj infrastrukturnih objekata izložen okruženju bogatom CO₂. Zbog toga je karbonatizacija postala važno pitanje u analizi trajnosti AB konstrukcija. Pored karbonatizacije, postoje i drugi deterioracioni mehanizmi koji su analizirani kroz pregled literature. Hloridi potpomognuti vlagom prodiru kroz strukturu betona i kada dođu do armature izazivaju lokalno smanjivanje pH vrednosti ispod 9, čime omogućavaju početak korozije. Ovaj fenomen bio je predmet mnogih istraživanja poslednjih godina. U zimskim uslovima so se redovno koristi kao agens za odleđivanje mostovskih nosača, javnih garaža i trotoara. Kada se ona primeni u kombinaciji sa ciklusima smrzavanja i odmrzavanja dolazi do destruktivnih pojava na površini betona u vidu prslina, ljuštenja i otpadanja materijala sa površine betona. Mehanizam formiranja oštećenja kao posledica dejstva mraza i soli još uvek nije u potpunosti prihvaćen. S obzirom da je dejstvo mraza i soli površinsko oštećenje, ovaj proces smanjuje zaštitni sloj betona i da bi došlo do korozije armature mora da deluje u kombinaciji sa drugim procesima koji izazivaju koroziju (karbonatizacija ili penetracija hlorida). Međutim, nemaju sve zemlje Evrope problem sa hloridima, pogotovo onim iz morske vode, pa im karbonatizacija iako sporiji deterioracioni proces, predstavlja glavni problem po pitanju trajnosti konstrukcija.

Postoji nekoliko istraživanja koja se mogu pronaći o uticaju RA na karbonatizacionu otpornost betona, ali se na osnovu podataka iz literature ne može doneti jasan zaključak. Literatura koja se može naći na temu karbonatizacije betona sa dodatkom LP pokazuje međusobno neslaganje oko njihove upotrebe, jer donosi suprotne zaključke o otpornosti na karbonatizaciju ovih betona. Takođe, većina ovih istraživanja koristi pristup istog w/c odnosa ili količine veziva, ali ne i sličnu čvrstoću pri pritisku. Čvrstoća pri pritisku najčešći je pokazatelj kvaliteta betona i svojstvo koje se definiše kada se beton naručuje od proizvođača. Imajući u vidu ograničenu količinu dostupnih istraživanja koja koriste pristup slične čvrstoće pri pritisku, neophodna je dalja analiza karbonatizacione otpornosti betona kako bi se doneo zaključak o uticaju RA i LP. Iako je karbonatizaciona otpornost betona opsežno ispitivana, u tehničkim pravilnicima i standardima ne postoje preporuke za primenu LP i RA sa stanovišta trajnosti. Uobičajeno, trajnost betona obezbeđuje se dovoljnim zaštitnim slojem i propisanim sastavom betona (maksimalni w/c odnos i minimalna količina cementa) ili minimalnom čvrstoćom pri pritisku (CEN, 2011). S obzirom na upotrebu LP i RA, i dalje ostaje sumnja da li je zahtevana čvrstoća pri pritisku pouzdan parametar za osiguranje definisanog upotrebnoeg veka. Stoga je potrebno osigurati dovoljan upotrebni vek AB konstrukcija određivanjem adekvatne debljine zaštitnog sloja za različite vrste betona i klase čvrstoće koje se koriste u praksi.

U praksi, očekivana dubina karbonatizacije u prirodnim uslovima je najvažnija informacija za obezbeđivanje projektovanog upotrebnoeg veka, jer se na osnovu nje određuje debljina zaštitnog sloja. Ubrzavanje procesa karbonatizacije, postiže se prvenstveno povećanim koncentracijama CO₂. U različitim standardima i tehničkim preporukama propisana je različita koncentracija CO₂, koja se kreće u rasponu od 1% do 50%, a koja može uticati na kinetiku procesa. Zbog toga je neophodno definisati optimalnu količinu CO₂ kojom će se vršiti

2. Pregled literature

ubrzavanje procesa karbonatizacije u laboratorijskim uslovima. Takođe, predikcija dubine karbonatizacije, za betone sa RA i LP moguća je proverom i eventualnim prilagođavanjem inženjerski prihvatljivih postojećih modela (*fib*-Model Code 2010, Tuutti) koji se koriste za cementne betone.

Deterioracioni procesi i njihovi transportni mehanizmi izučavani su i ispitivani na neisprskalim betonskim uzorcima. Možda najvažniji faktor koji utiče na sve mehanizme deterioracije je pojava prslina u AB konstrukcijama. Sa relativno niskom čvrstoćom betona na zatezanje, pojava prslina je gotovo neizbežna. Prsline narušavaju strukturu zaštitnog sloja betona i samim tim dovode do povećanja difuzije kroz beton, što predstavlja glavni transportni mehanizam štetnih materija. Takođe, prslina kao fizičko oštećenje dovodi do prekida pasivizacionog sloja oko šipke, čime omogućava početak korozije armature. S pravom se postavlja pitanje kakva je uloga zaštitnog sloja ispresecanog mrežom prslina.

Rezultati ispitivanja uticaja širine prslina na transportne mehanizme hlorida kroz beton pokazali su da se može izvući jasan zaključak. Sve definisane kritične širine prslina bile su manje od definisanih evropskim i američkim propisima za date uslove izloženosti, što pokazuje da prsline utiču na transport hloridnih jona kroz beton. Sa druge strane, analizirajući rezultate iz literature može se videti da uticaj širine prsline i mehaničkih opterećenja na proces karbonatizacije još uvek nije razjašnjen. Modeli za definisanje upotrebnog veka konstrukcije ne uzimaju u obzir pojavu prslina i koriste isključivo svojstva neisprskalog betona. Iz tog razloga, neophodna je analiza uticaja širine prsline i mehaničkog opterećenja na dubinu karbonatizacije i modele predikcije. Takođe, potrebno je ispitati uticaj napona zatezanja u armaturi na proces karbonatizacije, jer napon u armaturi pored direktne veze sa širinom prsline može biti kriterijum trajnosti kao prag mikroskopskog oštećenja betona. Napon u armaturi već se koristi u propisima kao faktor ograničenja širine prslina iz uslova upotrebljivosti. Takođe, ovaj princip je primenjivan i u drugim istraživanjima, kao metod ograničenja oštećenja usled korozije izazvane hloridima.

Korozija izazvana hloridima bila je predmet mnogih istraživanja proteklih godina. Za razliku od nje, u literaturi postoji vrlo malo podataka o uticaju prslina na koroziju armature izazvanu karbonatizacijom, pogotovo na razvoj korozije tokom vremena. Zbog toga bi u ovoj disertaciji trebao istražiti ovaj fenomen, jer je karbonatizacija jedan od najvažnijih deterioracionih mehanizama.

U poslednjih dvadeset godina razvijene su razne metode za indukciju prslina u uzorcima nakon standardnog postupka pripreme i nege uzoraka. Na osnovu analize svih dostupnih metoda za indukovanje prslina (metod cepanja klinom, Brazilski opit cepanja, metod ekspanzivnog jezgra, formiranje prslina pomoću umetaka i metod savijanja) uočeno je da metoda savijanja ima najviše prednosti. Prsline indukovane ovom metodom imaju V-oblik i odgovaraju po obliku prslinama nastalim savijanjem u AB konstrukcijama. Prednost u odnosu na ostale metode jeste da nakon formiranja prslina, uzorak se može izložiti ubrzanim testovima deterioracije u opterećenom stanju. U opterećenom stanju, pored uticaja prslina, može se ispitati i uticaj napona pritiska. Još jedna prednost u odnosu na ostale metode je upotreba armature, koja omogućava merenje i praćenje korozije tokom vremena.

3. SOPSTVENA EKSPERIMENTALNA ISPITIVANJA

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja

3.1. UVODNI DEO

U okviru ovog poglavlja prikazani su rezultati sopstvenog eksperimentalnog ispitivanja sprovednog na cementnim betonima sa prirodnim agregatom, betonima sa velikim sadržajem letećeg pepela kao zamenom cementa i cementnim betonima sa recikliranim agregatom. Program eksperimentalnog ispitivanja sastojao se od projektovanja betonskih mešavina sličnih čvrstoća i ugradljivosti, njihovog spravljanja i ispitivanja fizičko-mehaničkih karakteristika.

U prvom delu ovog poglavlja prikazana je procedura projektovanja mešavina različitih vrsta betona, odabir odgovarajućih mešavina za dalja ispitivanja, vrste i količine komponentnih materijala. U drugom delu ispitane su osnovne fizičke i mehaničke karakteristike odabranih betona: ugradljivost, zapreminska masa u svežem i očvrsлом stanju, čvrstoća pri pritisku i zatezanju savijanjem, kao i modul elastičnosti. Rezultati su prezentovani grafički i tabelarno i komentarisani kroz tekst.

3.2. PROJEKTOVANJE BETONSKIH MEŠAVINA

U ovom poglavlju se opisuje proces koji je sproveden kako bi se dobile mešavine betona sa letećim pepelom i recikliranim agregatom proizvedenim u Srbiji. Glavni cilj ovog procesa je bio proizvodnja betona sa 50% letećeg pepela kao zamena cementa i 100% recikliranog krupnog agregata kao zamena prirodnom agregatu, a da se pri tome zadovolji minimalna klasa čvrstoće betona potrebna za njegovu konstrukcijsku primenu. Prvi deo ispitivanja se sastojao od ispitivanja komponentnih materijala. Urađena je standardna fizičko-hemijsko analiza cementa i letećeg pepela, kao i određivanje fizičkih karakteristika prirodnog (PA) i recikliranog agregata (RA).

U drugom delu ispitivanja definisane su tri recepture betona koje će biti dalje ispitane:

1. mešavina betona napravljenog sa 100% zamene krupnog prirodnog agregata recikliranim,
2. mešavina betona sa 50% letećeg pepela u ukupnoj količini cementnih materijala i sa prirodnim agregatom,
3. mešavina referentnog cementnog betona napravljenog sa prirodnim agregatom.

Optimizacija betonskih mešavina betona sa velikim sadržajem letećeg pepela i betona sa recikliranim agregatom nije urađena, s obzirom da je ista urađena za obe vrste betona sa istim komponentnim materijalima u ranijim istraživanjima (Ignjatović, 2013; Dragaš, 2018). Ispitana su osnovna fizičko-mehanička svojstva spravljenih betona.

3.2.1. Ispitivanje komponentnih materijala

Ispitivanje hemijskog sastava i morfologije letećeg pepela i cementa, kao i fizičkih karakteristika prirodnog i recikliranog agregata prikazano je u ovom potpoglavlju.

3.2.1.1. Leteći pepeo

LP korišćen u ovom ispitivanju je dobijen iz termoelektrane "Nikola Tesla B" u Obrenovcu. Tokom 2010. godine instaliran je novi sistem za suvo skupljanje, transport i odlaganje LP unutar termoelektrane. Prilikom pneumatskog transporta, LP se separiše u četiri frakcije shodno svojoj masi i veličini čestica i svaka frakcija se skladišti posebno.

Uzorkovanje LP je izvršeno iz najfinije dostupne frakcije (slika 3.1–levo) jer je jedino ona zadovoljavala uslove standarda EN 450-1 (CEN, 2012) za klasifikaciju pepela kao tip S. Veća

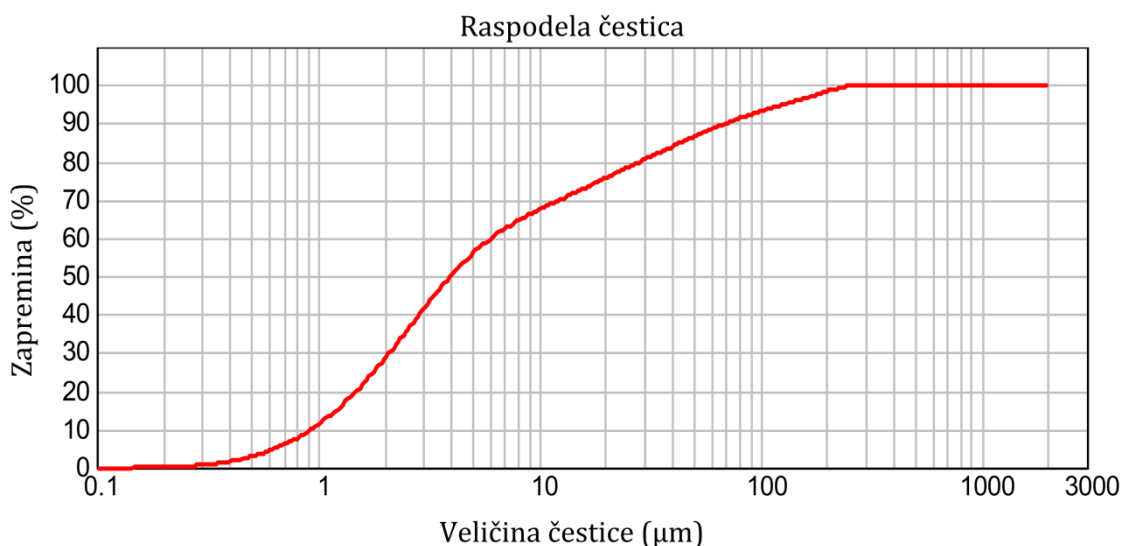
3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja

finoća mliva uticala je na sve fizičko-mehaničke karakteristike betona sa LP. Boja uzorkovanog LP je bila crvenkasta (slika 3.1–desno).



Slika 3. 1 Mesto uzorkovanja u termoelektrani "Nikola Tesla B" (levo) i Uzorak LP (desno)

Raspodela veličine čestica LP izvršena je pomoću uređaja *Malvern Instruments Mastersizer 2000* i prikazana na slici 3.2. Srednja veličina čestica LP je iznosila $3.98 \mu\text{m}$, što svrstava ovaj pepeo u pepeo visoke finoće mliva. Zapreminska masa LP određena je u skladu sa EN 450-1 (CEN, 2012) i iznosila je 2300 kg/m^3 .



Slika 3. 2 Kumulativna granulometrijska kriva za LP

Hemijski sastav i fizička svojstva LP određeni su na osnovu *X-ray fluorescence* (XRF) analize i prikazani su u tabeli 3.1. Izabrani uzorak LP na osnovu standarda EN 450-1 (CEN, 2012) može se svrstati u klasu A (gubitak žarenjem manji od 5%) i tip S (manje od 13% čestica većih od $45 \mu\text{m}$). Prema standardu ASTM C 618 (ASTM, 2010) izabrani LP se može kategorisati kao klasa F: $\text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3 + \text{Fe}_2\text{O}_3 > 70\%$ i gubitak pri žarenju $< 6\%$.

3.2.1.2. Cement

Tokom ovog ispitivanja korišćen je komercijalno dostupan Portland cement CEM II/A-M (S-L) 42.5R deklarisan prema standardu EN 197-1 (CEN, 2013). Ovaj tip cementa sadrži dodatke (mlevenu zguru i krečnjak) do 20% ukupne mase. Hemijski sastav i zapreminska masa prikazani su u tabeli 3.1, zajedno sa karakteristikama izabranog LP.

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja

Tabela 3. 1 Hemijski sastav i fizička svojstva cementa i LP iz Srbije

Svojstvo	CEM II 42.5R	LP	EN 450-1
SiO_2 (%)	21.04	61.14	-
Al_2O_3 (%)	5.33	19.22	-
Fe_2O_3 (%)	2.37	4.35	-
$SiO_2 + Al_2O_3 + Fe_2O_3$	-	84.71	min 70 (%)
TiO_2 (%)	-	0.16	-
CaO (%)	60.43	8.32	-
MgO (%)	2.43	0.01	max 4 (%)
P_2O_5 (%)	-	0.17	max 5 (%)
SO_3 (%)	3.55	0.86	max 3 (%)
Na_2O (%)	0.22	0.36	max 5 (%)
K_2O (%)	0.70	0.66	-
MnO (%)	-	0.03	-
Gubitak žarenjem (%)	3.53	4.68	max 5 (%)
Finoća mliva (>45 μm , %)	9.14	13.0	max 13 (%)
Zamremisnka masa (kg/m^3)	3040	2300	-

3.2.1.3. Prirodni agregat

PA koji je korišćen u ovom ispitivanju je komercijalno dostupni rečni agregat „Dunavac“ sa separacije na reci Dunav u blizini Beograda (slika 3.3). Dobijen agregat je sortiran u tri različite frakcije:

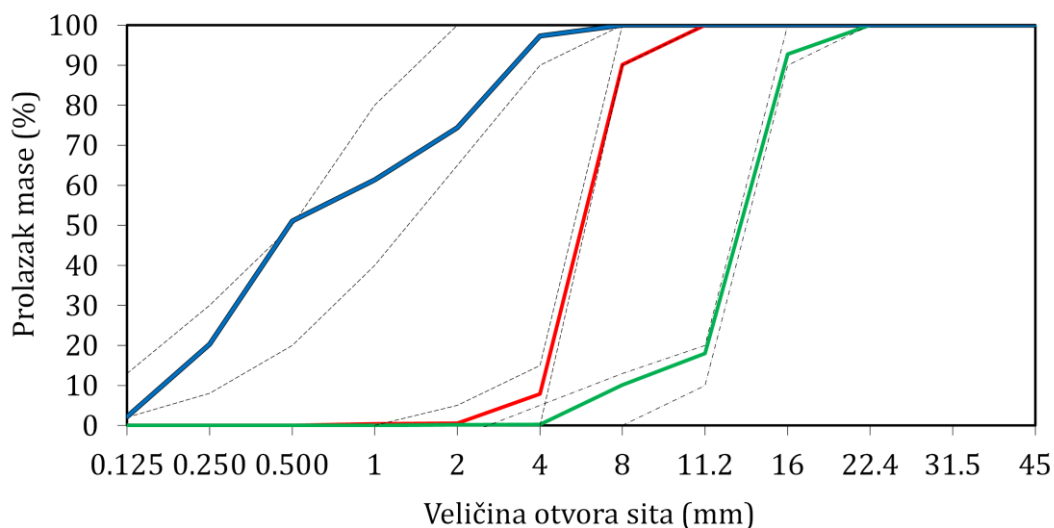
- 1) frakcija I (0/4 mm) - pesak;
- 2) frakcija II (4/8 mm) – krupni agregat;
- 3) frakcija III (8/16 mm) – krupni agregat;



Slika 3. 3 Mesto uzorkovanja PA

Granulometrijski sastav agregata je određen suvim prosejavanjem (CEN, 2009g) i prikazan je na slici 3.4 zajedno sa referentnim oblastima (SRPS U.M1.057, 1984) za svaku frakciju (isprekidana linija). Na slici se može videti da su sve tri frakcije upotrebljenog PA unutar referentnih vrednosti, odnosno da unutar frakcija nije bilo podmerenih i nadmerenih zrna u količinama iznad dozvoljenih.

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja



Frakcija	Prolasci u % mase kroz sita otvora u mm											
mm	0.125	0.250	0.500	1	2	4	8	11.2	16	22.4	31.5	45
0-4	2	20	51	61	74	97	100	100	100	100	100	100
4-8				0	1	8	90	100	100	100	100	100
8-16					0	0	10	18	93	100	100	100

Slika 3. 4 Granulometrijski sastav korišćenog prirodnog rečnog agregata

Upijanje agregata izmereno je na osnovu metode za sitni i krupni agregat definisane u standardu EN 1097-6 (CEN, 2007). Zapreminska masa u suvom i vlažnom stanju određena je na osnovu istog standarda. Vrednosti upijanja i zapreminskih masa prikazane su u tabeli 3.2.

Tabela 3. 2 Zapreminske mase i upijanje PA

Frakcija	Upijanje (%)	Zapreminska masa	
		suvo stanje (kg/m ³)	vlažno stanje (kg/m ³)
0-4 mm	0.39	2673	2683
4-8 mm	0.99	2579	2605
8-16 mm	0.87	2602	2625

3.2.1.4. Reciklirani agregat

RA korišćen u ovom ispitivanju je dobijen recikliranjem betona 40 godina starog nadvožnjaka u blizini Beograda, Srbija, slika 3.5. RA je dobijen drobljenjem betona iz stubova i ploče nadvožnjaka u GIPO GISLER POWER mobilnom reciklažnom postrojenju na gradilištu.



Slika 3. 5 Rušenje nadvožnjaka i drobljenje RA

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja

Srušena AB konstrukcija je bila očišćena od nečistoća tj. asfalt je grubom tehnikom bio uklonjen pre rušenja. Agregat je zatim prosejan u dve frakcije: II (4/8 mm) i III (8/16 mm).

S obzirom da je postojalo vrlo malo podataka o srušenoj konstrukciji, izvađeni su uzorci—kernovi oblika cilindra dimenzija $\varnothing 93 \times 100$ mm iz stubova i ploče i kako bi se ispitala čvrstoća pri pritisku (f_{cm}) i dubina karbonatizacije (x_c) (slika 3.6) prema standardu EN 14630 (2006). Rezultati ispitivanja su prikazani u tabeli 3.3.

Na osnovu niske čvrstoće pri pritisku i velike dubine karbonatizacije može se pretpostaviti da je ispitivani beton imao visok vodocementni faktor.



Slika 3. 6 Dubina karbonatizacije betona iz stuba nadvožnjaka nakon 40 godina

Tabela 3. 3 Srednja čvrstoća pri pritisku i dubina karbonatizacije

	f_{cm} (MPa)	x_c (mm)
stub	23	25
ploča	35	-

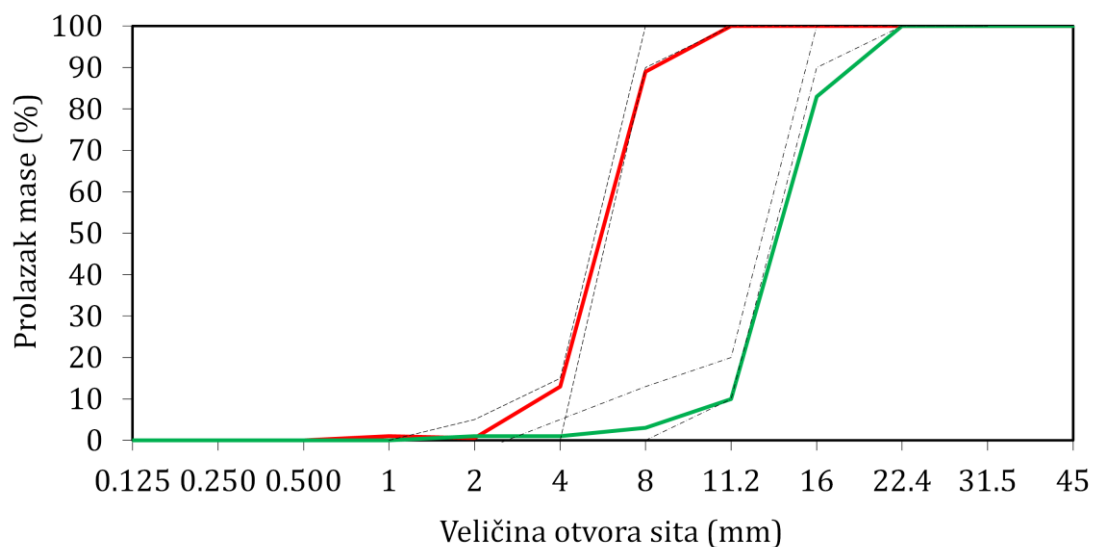
Rušenje konstrukcije i drobljenje agregata obavljeno je u julu 2014. godine. Rezultat drobljenja je bio RA kao mešavina srušenih stubova i delova ploče u nepoznatom odnosu. Nakon prosejavanja od strane Gradient d.o.o., Beograd, RA je skladišten na otvorenom prostoru tokom narednih 18 meseci. Tokom skladištenja agregat je pokriven najlonskim pokrivačem (slika 3.7), kako bi se sprečila karbonatizacija RA, odnosno njegove cementne paste.



Slika 3. 7 Skladištenje RA pre upotrebe za spravljanje novog betona

Granulometrijski sastav agregata je određen suvim prosejavanjem (CEN, 2009g) i prikazan je na slici 3.8 zajedno sa referentnim oblastima za svaku frakciju (isprekidana linija). Kao što se može videti na slici frakcija III je imala manji procenat prolaza nego minimalna referentna vrednost na najvećem situ, odnosno imala je veću količinu nadmerenih zrna (17% nadmerenih zrna u poređenju sa dozvoljenih 10%). Bez obzira na malo odstupanje u referentnim vrednostima, prilikom projektovanja betonske mešavine ovo odstupanje je uzeto u obzir kako bi se granulometrijska kriva ukupnog agregata (PA i RA, 0—16 mm) našla unutar preporučenih vrednosti (SRPS U.M1.057, 1984).

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja



Frakcija	Prolasci u % mase kroz sита otvora u mm												
mm	0.125	0.250	0.500	1	2	4	8	11.2	16	22.4	31.5	45	
0-4													
4-8				1	1	13	89	100	100	100	100	100	
8-16					1	1	3	10	83	100	100	100	

Slika 3. 8 Granulometrijska kriva korišćenog RA

Upijanje vode nakon 24 časa izmereno je na osnovu metode za krupni agregat definisane u standardu EN 1097-6 (CEN, 2007). Takođe, izmereno je i upijanje nakon 30 minuta, pomoću iste metode. Ova vrednost se smatra važnom jer predstavlja vreme tokom kog ne sme biti promena u obradljivosti betona, jer je to usvojeno kao tipičan transportni scenario u Srbiji za gotove betonske mešavine. Ova vrednost je služila za određivanje dodatne količine vode prilikom spravljanja betona sa RA. Zapreminska masa u suvom i vlažnom stanju određena je na osnovu istog standarda. Vrednosti upijanja i zapreminskih masa prikazane su u tabeli 3.4.

Može se zaključiti da se približno 86% ukupnog upijanja obavi tokom prvih 30 minuta kod obe frakcije RA. Vrednosti upijanja RA bile su značajno veće nego kod PA, kao što je i bilo očekivano. Zapreminska masa u suvom stanju kod RA manja je približno za 9% u odnosu na PA. Međutim, na osnovu svih ovih vrednosti RA se može klasifikovati kao klasa B1, što mu omogućava upotrebu u konstruktivnim elementima (Silva, De Brito i Dhir, 2014). Takođe, za primenu RA u spravljanju novog betona postoje tehničke regulative koje se mogu pronaći u pojedinim zemljama. Sa stanovišta zapreminske mase i upijanja ovaj agregat ispunjava uslove za konstruktivnu primenu prema tehničkoj regulativi u Japanu (klasa M, $\gamma_{\text{suvo}} \geq 2300 \text{ kg/m}^3$, upijanje $\leq 5\%$), Nemačkoj (tip 1, $\gamma \geq 2000 \text{ kg/m}^3$, upijanje $\leq 10\%$), Kini (tip 1, $\gamma_{\text{vlažno}} \geq 2400 \text{ kg/m}^3$, upijanje $\leq 7\%$) i Holandiji ($\gamma \geq 2100 \text{ kg/m}^3$) (Ignjatović, 2013).

Tabela 3. 4 Zapreminske mase i upijanje RA

Frakcija	Upijanje		Zapreminska masa	
	nakon 30 min (%)	nakon 24 časa (%)	suvo stanje (kg/m^3)	vlažno stanje (kg/m^3)
4-8 mm	3.85	4.46	2363	2469
8-16 mm	3.74	4.34	2376	2479

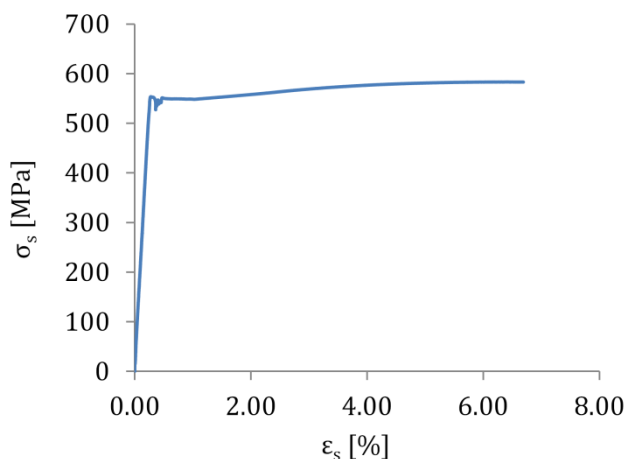
3.2.1.5. Armatura

Tokom izrade AB uzoraka u okviru ovog eksperimentalnog ispitivanja korišćena je visokovredna, glatka hladno oblikovana armaturna šipka prečnika $\varnothing 8$ mm. Ispitana je čvrstoća pri zatezanju pomoću kidalice *Shimadzu Autograph AGS-X* kapaciteta 300 kN, slika 3.9.



Slika 3. 9 Kidalica za ispitivanje armature

Veza između napona i dilatacija u armaturi prikazana je na slici 3.10. Vrednost čvrstoće na granici razvlačenja (f_y) iznosila je 542 MPa, odnosno čvrstoće na granici kidanja (f_k) 587 MPa. Modul elastičnosti (E_s) određen je u oblasti linearno-elastičnog ponašanja armature i iznosio je 208.5 GPa.



Slika 3. 10 Dijagram napon-dilatacija za korišćenu armaturnu šipku

3.2.2. Betonske mešavine

Tokom prethodnih decenija ispitivanje otpornosti betona na deterioracione mehanizme najčešće je vršeno na cementnim betonima sa PA. Obzirom na obimna istraživanja mogućnosti primene otpadnih i recikliranih materijala u betonima odlučeno je da se ispituju i najčešće korišćene „zelene“ alternative cementnim betonima sa PA: betoni sa RA i betoni sa zamenom cementa LP. Tokom prethodne decenije na Građevinskom fakultetu Univerziteta u Beogradu ispitivane su fizičko-mehaničke karakteristike ovih betona (Ignjatović, 2013; Dragaš, 2018) pa je tokom ovog eksperimentalnog ispitivanja odlučeno da se ispita i njihova otpornost na deterioracione mehanizme, odnosno njihova trajnost. Pri tome su primenjeni principi upotrebe maksimalne moguće zamene krupnog PA sa RA, kao i zamene 50% cementa sa LP.

Recepture svih betonskih mešavina su projektovane sa ciljem slične čvrstoće pri pritisku i ugradljivosti betona. Ugradljivost se odnosi na pitanje kako i sa kojom tehnologijom se beton može ugraditi u konstruktivni element a indirektno utiče i na trajnost kroz kvalitet ugradnje

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja

betona. Čvrstoća pri pritisku je indikator fizičko-mehaničkih karakteristika ali i svojstava koja se odnose na trajnost betona.

Tokom ovog eksperimentalnog ispitivanja, sledeći kriterijumi su usvojeni pri projektovanju svih mešavina:

- 1) Početno sleganje od 100-150 mm;
- 2) Čvrstoća pri pritisku nakon 28 dana—33 MPa (na kocki ivice 150 mm negovane u vodi)
- 3) Čvrstoća pri pritisku nakon 90 dana—40 MPa (na kocki ivice 150 mm negovane u vodi).

Odabrana vrednost početnog sleganja pripada klasi S3 prema standardu EN 206 (CEN, 2011). Ova klasa je odabrana kako bi projektovani betoni najbolje oslikali realne potrebe građevinske prakse gde se betoni ove konzistencije vrlo često koriste. Kada se projektovana vrednost čvrstoće pri pritisku nakon 28 dana od 33 MPa na kocki ivice 150 mm prevede na ispitno telo cilindra Ø150x300 mm dobija se srednja vrednost čvrstoće pri pritisku (f_{cm}) od $0.8 \cdot 33 = 26.4$ MPa. Umesto jednostavnog oduzimanja 8 MPa od srednje čvrstoće pri pritisku kako bi se dobila karakteristična čvrstoća pri pritisku (f_{ck}), odnosno klasa betona, ovde je primenjen precizniji pristup. S obzirom da su se betoni pravili u laboratorijskim uslovima, moglo se očekivati manje odstupanje rezultata kao i koeficijent varijacije (CoV) ne veći od 10%. Prema tome, karakteristična vrednost čvrstoće pri pritisku, pod pretpostavkom normalne raspodele rezultata, može se sračunati kao 5% fraktil, $26.4 - 1.645 \cdot 0.1 \cdot 26.4 = 22.1$ MPa. Takva karakteristična čvrstoća bi se klasifikovala kao klasa C20/25. Ova klasa čvrstoće betona je pogodna za upotrebu u uslovima niske ili izuzetno visoke vlažnosti (klasa izloženosti XC1) prema EN 1992-1-1 (CEN, 2015).

Prirast čvrstoće pri pritisku betona sa velikim sadržajem letećeg pepela je sporiji u odnosu na ostala dva betona usled pucolanske reakcije koja se odvija kod ove vrste betona. Stoga je odlučeno da se ispitivanje otpornosti na karbonatizaciju započne nakon 90 dana starosti kod svih vrsta betona. Kada se ciljane vrednosti srednje čvrstoće pri pritisku od 40 MPa nakon 90 dana starosti na kocki ivice 150 mm prevede na ispitno telo cilindra Ø150x300 mm dobija se srednja vrednost čvrstoće pri pritisku od $0.8 \cdot 40 = 32.0$ MPa. Prema tome, karakteristična vrednost čvrstoće pri pritisku iznosila je $32.0 - 1.645 \cdot 0.1 \cdot 32.0 = 26.7$ MPa. Takva karakteristična čvrstoća bi se klasifikovala kao klasa betona C25/30. Ova klasa betona je najčešće korištena klasa u građevinskoj industriji Srbije i pogodna za upotrebu za klase izloženosti XC1 i XC2 (suve i vlažne sredine) prema standardu EN 1992-1-1 (CEN, 2015).

Klasa čvrstoće betona C25/30 je odabrana kao najprikladnije rešenje koje omogućava da se deterioracioni procesi ubrzaju (karbonatizacija i korozija). Sve ovo ne znači da se otpadni i reciklirani materijali korišćeni u ovoj studiji ne mogu koristiti za proizvodnju betona većih klasa, već da je s obzirom na ograničenost opreme i tehnologije odabrana pomenuta klasa.

Kako je najmanji uzorak za ispitivanje bila kocka ivice 100 mm odlučeno je da se svi betoni prave kao trofrakcijski betoni sa maksimalnim zrnom $d_{max} = 16$ mm. Određivanje recepture betonskih mešavina, za sve vrste spravljenih betona u ovom istraživanju, zasnovano je na metodi apsolutne zapremine komponentnih materijala:

$$\frac{m_c}{\gamma_c} + \frac{m_w}{\gamma_w} + \frac{m_{LP}}{\gamma_{lp}} + \frac{m_{0/4}}{\gamma_{0/4}} + \frac{m_{4/8}}{\gamma_{4/8}} + \frac{m_{8/16}}{\gamma_{8/16}} + V_a = 1 \quad (3.1)$$

gde je,

m_c masa cementa (kg),

m_w masa vode (kg),

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja

m_{LP}	masa LP (kg),
$m_{0/4}$	masa prve frakcije agregata u suvom stanju (kg),
$m_{4/8}$	masa druge frakcije agregata u suvom stanju (kg),
$m_{8/16}$	masa treće frakcije agregata u suvom stanju (kg),
γ_c	specifična masa cementa (kg/m^3),
γ_w	zapreminska masa vode (kg/m^3),
γ_{LP}	zapreminska masa LP (kg/m^3),
$\gamma_{0/4}$	zapreminska masa prve frakcije agregata u suvom stanju (kg/m^3),
$\gamma_{4/8}$	zapreminska masa druge frakcije agregata u suvom stanju (kg/m^3),
$\gamma_{8/16}$	zapreminska masa treće frakcije agregata u suvom stanju (kg/m^3),
V_a	procenat uvučenog vazduha (-).

Masa agregata po frakcijama određena je na osnovu ukupne količine agregata i procentualnog učešća svake frakcije u mešavini, što je određeno za svaku vrstu betona ponaosob. Masa vode za upijanje agregata određena je na osnovu proizvoda procenta upijanja i mase agregata.

3.2.2.1. Cementni beton sa prirodnim agregatom

Prilikom projektovanja betonske mešavine cementnih betona sa prirodnim agregatom (*eng. Natural Aggregate Concrete – NAC*) korišćena su iskustva prethodno stečena na Građevinskom fakultetu Univerziteta u Beogradu. Eksperimentalni program u okviru završenih doktorskih disertacija (Ignjatović, 2013; Dragaš, 2018), sastojao se u proizvodnji NAC betona sa čvrstoćom od 36 MPa na kocki ivice 150 mm. Polazeći od ovih količina cementa i w/c odnosa, kao i poznavajući mehaničke karakteristike upotrebljenog agregata napravljene su probne mešavine kako bi se proverila čvrstoća pri pritisku i ugradljivost.

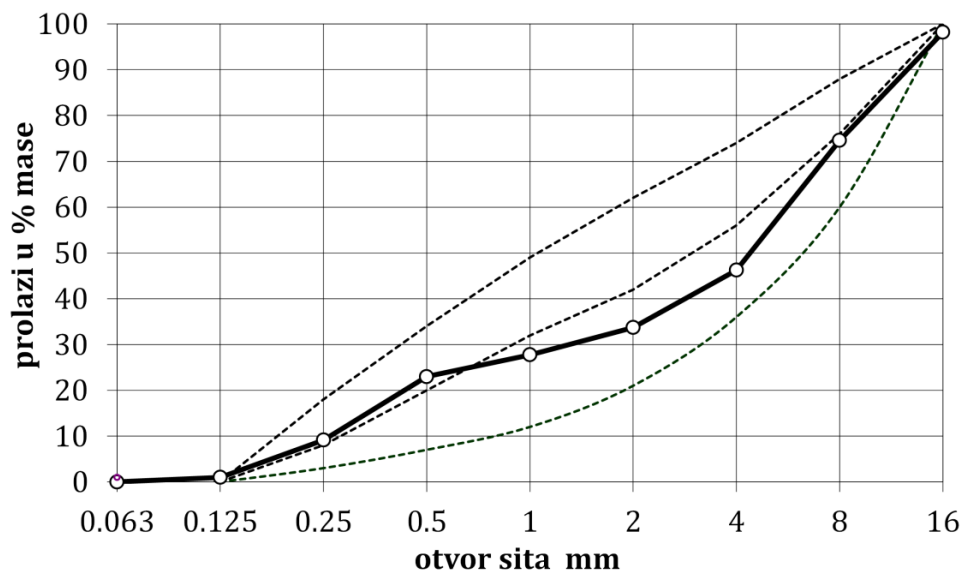
Granulometrijska kriva agregata je usvojena na osnovu preporuka datih u standardu (CEN, 2010b). Procenti učešća pojedinih frakcija u mešavini su iznosili 45%, 30% i 25% za frakcije I, II i III, respektivno (slika 3.11).

Na osnovu zapreminske jednačine (jednačina 3.2) određena je ukupna količina agregata (u suvom stanju) i podeljena po frakcijama na osnovu učešća svake frakcije u ukupnoj količini agregata. Procenat uvučenog vazduha (V_a) za ovu vrstu betona je na osnovu prethodnih ispitivanja usvojen kao 2.5%. Nisu korišćeni aditivi za spravljanje betona kako bi se izbegao njihov uticaj na deterioracione mehanize. Konačna receptura betona prikazana je u tabeli 3.5.

$$\frac{m_c}{3040} + \frac{m_w}{1000} + \frac{m_{0/4}}{2673} + \frac{m_{4/8}}{2579} + \frac{m_{8/16}}{2602} + 0.025 = 1 \quad (3.2)$$

Procedura mešanja podrazumevala je mešanje suvog sitnog i krupnog agregata u mešalici u trajanju od jedan minut; dodavanje cementa i mešanje još jedan minut; dodavanje vode tokom 30 sekundi, i mešanje narednih 2.5 minuta. Ceo proces mešanja trajao je ukupno pet minuta.

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja



Frakcija	Učešće	Prolazi u % mase kroz sito otvora mm											
		mm	%	0.063	0.125	0.250	0.500	1	2	4	8	16	22.4
I (0-4)	45			2	20	51	61	74	97	100	100	100	
II (4-8)	30						0	1	8	90	100	100	
III (8-16)	25								0	0	10	93	100
Ukupno	100			1	9	23	28	34	46	75	98	100	

Slika 3. 11 Granulometrijska kriva agregata za NAC beton

Tabela 3. 5 Receptura NAC betona

Vrsta betona	m_c (kg/m ³)	m_w (kg/m ³)	w/c (-)	Prirodni agregat			V_a (%)
				m_I (kg/m ³)	m_{II} (kg/m ³)	m_{III} (kg/m ³)	
NAC	276	175+10.5*	0.634	838.4	558.9	465.8	2.5

* Masa vode za upijanje agregata

3.2.2.2. Cementni beton sa recikliranim agregatom

Slično kao za NAC, odabir recepture za cementne betone sa recikliranim agregatom (*eng. Recycled Aggregate Concrete – RAC*) izvršen je na osnovu iskustva stečenog u okviru završene doktorske disertacije na Građevinskom fakultetu u Beogradu (Ignjatović, 2013).

Granulometrijska kriva agregata je usvojena kako bi se zadovoljili uslovi standarda (CEN, 2010b). Procenti učešća pojedinih frakcija u mešavini su iznosili 45%, 30% i 25% za frakcije I, II i III, respektivno (slika 3.12).

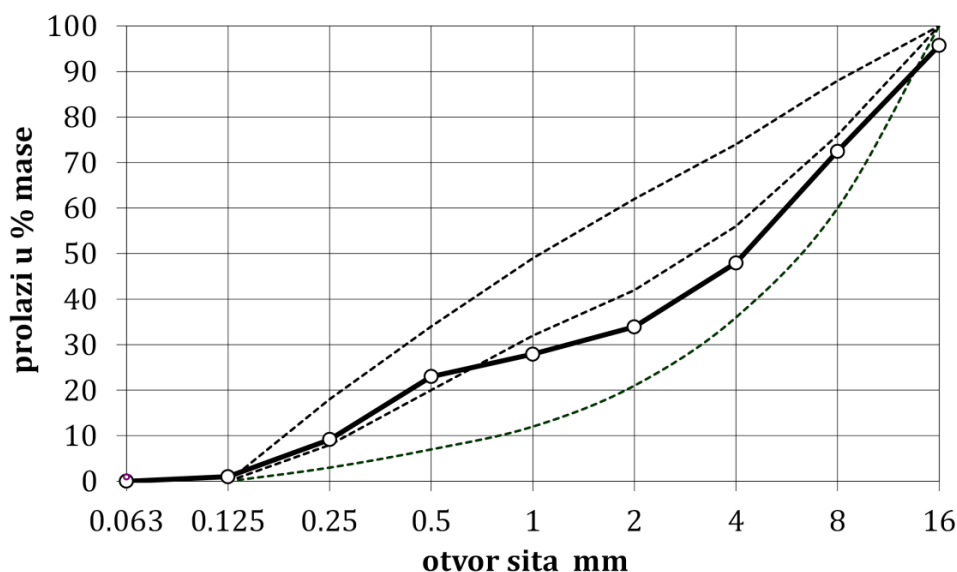
Na osnovu zapreminske jednačine (jednačina 3.3) određena je ukupna količina agregata (u suvom stanju) i podeljena po frakcijama na osnovu učešća svake frakcije u ukupnoj količini agregata.

$$\frac{m_c}{3040} + \frac{m_w}{1000} + \frac{m_{0/4}}{2673} + \frac{m_{4/8}}{2363} + \frac{m_{8/16}}{2376} + 0.035 = 1 \quad (3.3)$$

Masa cementa i w/c odnos usvojen je na osnovu prethodnih istraživanja (Ignjatović, 2013). Procenat uvučenog vazduha za ovu vrstu betona je, na osnovu prethodnih probnih ispitivanja,

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja

usvojen kao 3.5%. Nisu korišćeni aditivi kao ni u slučaju NAC betona. Konačna receptura betona prikaza je u tabeli 3.6.



Frakcija	Učešće	Prolazi u % mase kroz sito otvora mm									
mm	%	0.063	0.125	0.250	0.500	1	2	4	8	16	22.4
I (0-4)	45		2	20	51	61	74	97	100	100	100
II (4-8)	30					1	1	13	89	100	100
III (8-16)	25							1	1	3	83
Ukupno	100		1	9	23	28	34	48	72	96	100

Slika 3.12 Granulometrijska kriva agregata za RAC beton

Procedura mešanja bila je slična kao i kod NAC betona. Jedina raliika je bila što je voda za upijanje agregata dodavana tokom mešanja sve tri frakcije, a pre dodavanja cementa i ostatka vode potrebne za hidrataciju cementa

Tabela 3.6 Receptura RAC betona

Vrsta betona	m_c (kg/m ³)	m_w (kg/m ³)	w/c (-)	PA		RA		V_a (%)
				m_I (kg/m ³)	m_{II} (kg/m ³)	m_{III} (kg/m ³)		
RAC	285	175+38.9*	0.614	785.1	523.4	436.2	3.5	

* Masa vode za upijanje agregata

3.2.2.3. Beton sa velikim sadržajem letećeg pepela

Receptura za betone sa velikim sadržajem letećeg pepela (*eng. High Volume Fly Ash Concrete – HVFAC*) oslanjala se na eksperimentalno istraživanje sprovedeno u prethodno završenoj doktorskoj disertaciji Jelene Dragaš (2018). Metodologija izrade mešavine detaljno je opisana u pomenutoj disertaciji (Dragaš, 2018). Odabir mešavine HVFAC betona je izvršen sa ciljem postizanja slične ugradljivosti nakon spravljanja i čvrstoće pri pritisku nakon 90 dana kao u slučaju referentnog NAC betona.

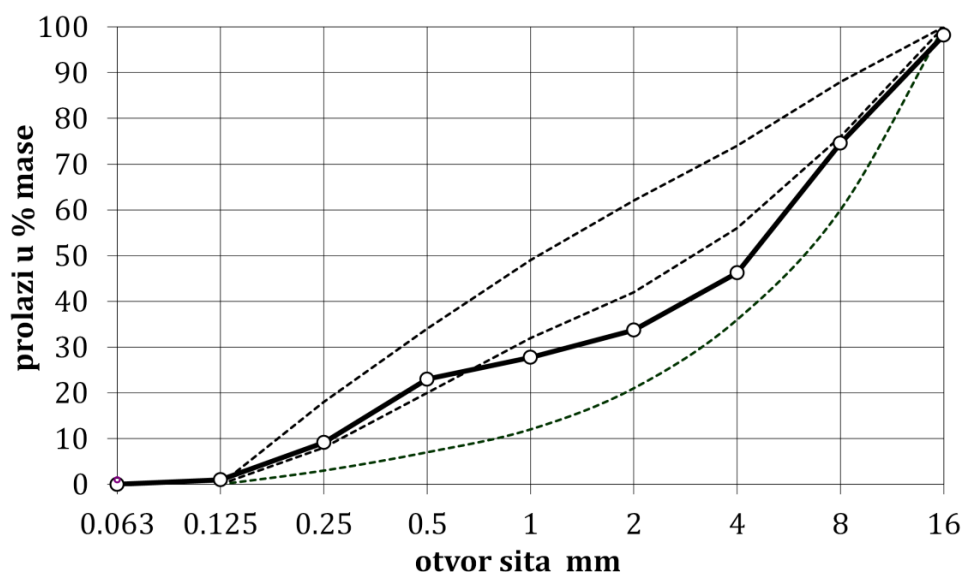
Dragaš *i ost.* (2016) su testirali više mešavina HVFAC betona sa različitim količinama LP i cementa. U poslednjoj fazi istraživanja, autori su napravili betone sa 200 kg/m³ cementa i 200-400 kg/m³ LP (sa korakom povećanja od 50 kg/m³), i betone sa 150 kg/m³ cementa i 150-350 kg/m³ LP (sa korakom povećanja od 50 kg/m³). Važno je naglasiti da kod svih

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja

mešavina kod kojih je odnos LP/cement bio veći od 50% deo sitnog agregata je zamenjen sa LP kako bi se zadovoljila zapreminska jednačina. Udeo krupnog agregata je zadržan na istom nivou, dok je sitan agregat zamenjivan sa LP do one mere koliko je to granulometrijska kriva agregata dozvoljavala.

Za ovaj eksperimentalni program izabrana je jedna mešavina iz rada Dragaš *i ost.* (2016). U obzir su dolazile samo one mešavine kod kojih LP nije menjao deo sitnog agregata, jer bi to potencionalno bio dodatni uticaj na samo ispitivanje deterioracionih mehanizama u ovom istraživanju. Takođe, ove mešavine nisu imale plastifikator (kao ni NAC i RAC) da bi postigle željeno sleganje klase S3. Mešavina iz rada Dragaš *i ost.* (2016) sa 150 kg/m³ cementa i isto toliko LP nije zadovoljila čvrstoću pri pritisku nakon 28 dana (bila je manja od 30 MPa). Međutim, upotrebljeni LP u Dragaš *i ost.* (2016) je imao manju vrednost zapreminske mase u odnosu na LP upotrebljen u ovom istraživanju (2075 kg/m³ u poređenju sa 2300 kg/m³). Polazeći od ovih količina cementa i LP i poznavajući fizičko-mehaničke karakteristike upotrebljenog agregata napravljene su probne mešavine kako bi se proverila čvrstoća pri pritisku i ugradljivost.

Granulometrijska kriva agregata je usvojena kako bi se zadovoljili uslovi standarda (CEN, 2010b). Procenti učešća pojedinih frakcija u mešavini su iznosili 45%, 30% i 25% za frakcije I, II i III, respektivno, kao i kod NAC i RAC betona (slika 3.13).



Frakcija	Učešće	Prolazi u % mase kroz sito otvora mm									
		0.063	0.125	0.250	0.500	1	2	4	8	16	22.4
I (0-4)	45		2	20	51	61	74	97	100	100	100
II (4-8)	30					0	1	8	90	100	100
III (8-16)	25						0	0	10	93	100
Ukupno	100		1	9	23	28	34	46	75	98	100

Slika 3. 13 Granulometrijska kriva agregata za HVFAC beton

Na osnovu zapreminske jednačine (jednačina 3.4) određena je ukupna količina agregata (u suvom stanju) i podeljena je po frakcijama na osnovu učešća svake frakcije u ukupnoj količini agregata. Procenat uvučenog vazduha za ovu vrstu betona je na osnovu prethodnih probnih ispitivanja usvojen kao 1.5%. Nisu korišteni aditivi kao ni u slučaju NAC i RAC betona. Konačna receptura betona prikazana je u tabeli 3.7.

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja

$$\frac{m_c}{3040} + \frac{m_w}{1000} + \frac{m_{LP}}{2300} + \frac{m_{0/4}}{2673} + \frac{m_{4/8}}{2579} + \frac{m_{8/16}}{2602} + 0.015 = 1 \quad (3.4)$$

Procedura mešanja bila je slična kao kod prethodno ispitanih betona i sastojala se od suvog mešanja sitnog i krupnog agregata u mešalici otprilike jedan minut; dodavanje cementa zajedno sa LP i mešanja još jedan minut; dodavanja vode tokom narednih 30 sekundi i mešanja narednih 2.5 minuta – ukupno je mešano pet minuta.

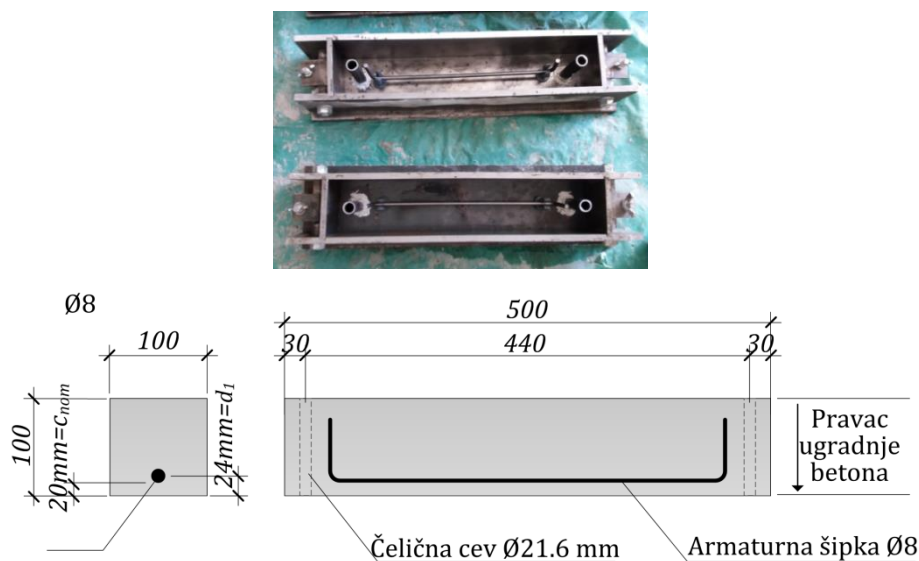
Tabela 3. 7 Receptura HVFAC betona

Vrsta betona	m_c	m_{LP}	m_w	$w/(c+LP)$	Prirodni agregat			V_a (%)
					m_I	m_{II}	m_{III}	
	(kg/m ³)			(-)	(kg/m ³)			
HVFAC	150	150	183+10.2*	0.610	812.7	541.8	451.5	1.5

* Masa vode za upijanje agregata

3.3. PRIPREMA I NEGA UZORAKA

Za potrebe eksperimentalnog ispitivanja uticaja prslina na karbonatizaciju spravljeni su uzorci oblika prizme dimenzija 100·100·500 mm. U sve ove prizme ugrađena je armaturna šipka Ø8 mm u donjoj zoni, slika 3.14. Zaštitni sloj betona do armature je iznosio 20 mm i obezbeđen je plastičnim distancerima. U kalupe su takođe postavljene i dve vertikalne cevi prečnika Ø21.6 mm (slika 3.14) kroz koje su kasnije postavljene navojne šipke za utezanje uzoraka u cilju formiranja prslina na uzorcima.



Slika 3. 14 Postavljanje armaturnih šipki

Za ispitivanje čvrstoće pri pritisku napravljene su kocke ivice 150 mm, cilindri Ø150·300 mm za ispitivanje modula elastičnosti i prizme 120·120·360 mm za ispitivanje čvrstoće na zatezanje savijanjem. Za ispitivanje zapreminske elektrootpornosti spravljeni su uzorci oblika kocke dimenzije 100 mm.

Pre početka eksperimentalnog ispitivanja koji se odnosio na utvrđivanje uticaja prslina na karbonatizacionu otpornost betona, izvršeno je probno ispitivanje optimalnog sadržaja CO₂ kojim će se ubrzavati proces karbonatizacije. Sve ovo je sprovedeno na uzorcima bez prslina. Za potrebe probnog ispitivanja napravljene su uzorci oblika prizme dimenzija 120·120·360 mm. Čvrstoća pri pritisku probnih betona ispitivana je na kocki ivice 100 mm.

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja

Svi uzorci su napravljeni u vertikalno-rotacionoj mešalici *Matest* sa radnom zapreminom od 50 l (slika 3.15). Zapremina svih uzoraka za jednu vrstu betona iznosila je približno 325 l. Tokom spravljanja u mešalici je mešano 30 l betona, odnosno 12 mešalica za svaku vrstu betona. Zbog toga je tokom betoniranja uzoraka (prizmi) za ispitivanje deterioracionih mehanizama iz svake mešalice spravljeno po dodatnih 6 uzoraka (kocka ivice 100 mm) negovanih na isti način kao i prizme (način nege je naknadno opisan). Na tim uzorcima je merena čvrstoća pri pritisku na 28 i 90 dana kako bi se omogućilo da svi napravljeni uzorci (prizme) imaju istu čvrstoću pri pritisku. Uzorci koji nisu zadovoljili dati kriterijum napravljeni su ponovo.

Procedura spravljanja svih vrsta betona opisana je ranije. Mešanje je trajalo ukupno 5 minuta za svaku vrstu betona. Tokom spravljanja kontrolisana je temperatura u laboratoriji.



Slika 3. 15 Vertikalno-rotaciona mešalica

Svi uzorci su betonirani u čeličnim kalupima i ugrađivani uz pomoć vibro-stola (slika 3.16). Kalupi su pre ugradnje premazani komercijalno dostupnim uljem Oplatonal. U tabeli 3.8 prikazan je spisak svih uzoraka koji su napravljeni za svaku od tri vrste ispitanih betona.



Slika 3. 16 Betoniranje uzoraka

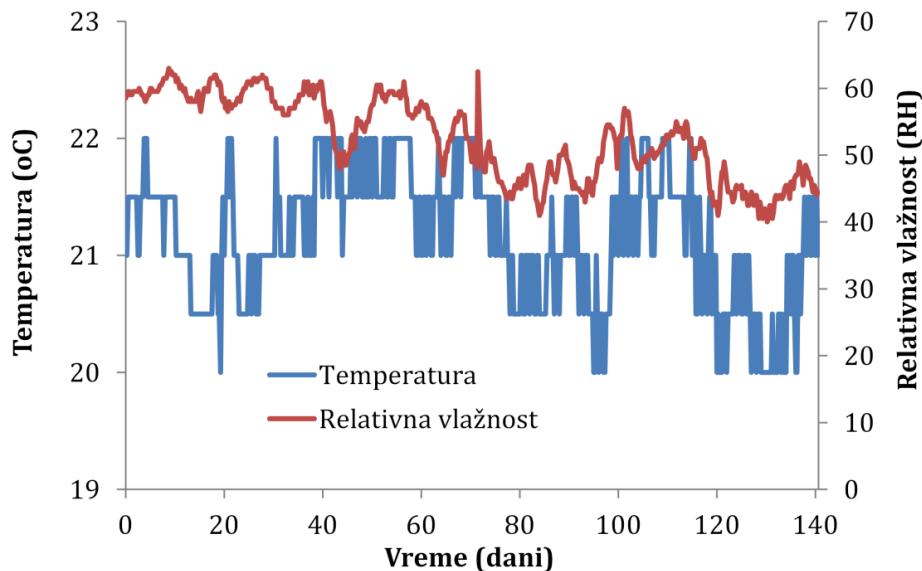
Tabela 3. 8 Pregled izbetoniranih uzoraka za svaku vrstu betona

Vrsta ispitivanja	Oblik uzorka	Dimenzije (mm)	komada	Nega
Karbonatizacija	prizma	120·120·360	15	14 dana
Karbonatizacija	prizma	100·100·500	18	7 dana
Čvrstoća pri pritisku	kocka	100·100·100	27	14 dana
Čvrstoća pri pritisku	kocka	100·100·100	24	7 dana
Čvrstoća pri pritisku	kocka	150·150·150	12	Voda
Zatezanje savijanjem	prizma	120·120·360	6	7 dana
Modul elastičnosti	cilindar	Ø150·300	3	7 dana
Elektrootpornost	kocka	100·100·100	9	Voda

Nakon završetka betoniranja, uzorci su pokriveni vlažnom tkaninom i ostavljeni u prostoriji gde su betonirani na temperaturi $20\pm 2^{\circ}\text{C}$. Nakon 24 sata uzorci su raskalupljeni i podeljeni u dve grupe. Uzorci koji su korišćeni za određivanje čvrstoće pri pritisku na kocki ivice 150 mm

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja

(CEN, 2009d) i uzorci za elektrootpornost stavljeni su u bazen za negu uzoraka gde su ostali do trenutka ispitivanja. Ostali uzorci (prizme za ispitivanje karbonatizacione otpornosti i uzorci za određivanje mehaničkih karakteristika spravljenih betona) nakon raskalupljivanja, narednih 6 dana, ostali su pokriveni mokrom tkaninom. Posle završene nege pri povišenoj vlažnosti uzorci su ostali u laboratorijskim uslovima do trenutka ispitivanja (slika 3.17).



Slika 3. 17 Uslovi sredine u prostoriji u kojoj su negovani uzorci

Uzorci koji su napravljeni za probno ispitivanje karbonatizacije (optimalne količine CO₂) nakon raskalupljivanja narednih 7 dana ostali su pokriveni mokrom tkaninom. Nakon toga, uzorci su još 7 dana prskani vodom jednom dnevno. Razlog duže nege probnih uzoraka u odnosu na uzorke za ispitivanje uticaja prsline na karbonatizaciju (14 dana u poređenju sa 7 dana) jeste što su probni uzorci spravljeni kako bi se odredila čvrstoća pri pritisku pre početka glavnog eksperimentalnog ispitivanja i proverio uticaj koncentracije CO₂ na proces karbonatizacije. Zbog pucolanske reakcije i visokog sadržaja LP, a i na osnovu prethodnih iskustava da nega bitno utiče na HVFAC betone (Dragaš, 2018), kod probnih uzoraka nega je trajala 14 dana. Nakon što je na probnim uzorcima ustanovljena čvrstoća pri pritisku koja je bila veća od željene čvrstoće, odlučeno je da se nega betona smanji kako bi se čvrstoća pri pritisku dovela u željene granice.

S obzirom da se laboratorija gde su negovani uzorci nalazi u podrumu Građevinskog fakulteta bilo je olakšano kontrolisanje uslova relativne vlažnosti (RH) i temperature (t) tokom nege uzoraka. Prostorija je posedovala klima uređaj *Mitsubishi* kojom je kontrolisana temperatura, dok mogućnost podešavanja relativne vlažnosti u prostoriji nije bilo moguće. Uslovi unutar prostorije mereni su tokom nege uzoraka pomoću *EasyLog* USB uređaja i prikazani su na slici 3.17. Sa slike se može videti da je u prostoriji tokom negovanja uzoraka temperatura bila $21 \pm 1^\circ\text{C}$ a relativna vlažnost $50 \pm 10\%$.

3.4. ISPITIVANJE FIZIČKIH I MEHANIČKIH KARAKTERISTIKA BETONA

Svojstva betona u svežem i očvrslom stanju ispitana su za sve betonske mešavine. Sve prikazane vrednosti u ovom poglavlju predstavljaju srednju vrednost merenu na tri uzorka.

Zapreminska masa svežeg zbijenog betona ispitana je u skladu sa standardom EN 12350-6 (CEN, 2009b). Ugradljivost betona određena je na osnovu testa sleganja koristeći Abramsov

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja

konus u skladu sa standardom EN 12350-2 (CEN, 2009a), slika 3.18a. Pored merenja početnog sleganja kontrolisan je i oblik sleganja u skladu sa pomenutim standardom, slika 3.19.



Slika 3. 18 a) Merenje sleganja, b) merenje sadržaja uvučenog vazduha



Slika 3. 19 Forma početnog sleganja a) „pravo“ b) „smičuće“

Srednja vrednost (μ) i CoV merenih svojstva betona u svežem stanju—ugradljivost, zapreminska masa i sadržaj uvučenog vazduha—prikazani su u tabeli 3.9.

Tabela 3. 9 Svojstva betona u svežem stanju

Beton	Zapreminska u svežem stanju, γ_{fresh} (kg/m ³)		Sleganje (mm)		Sadržaj uvučenog vazduha (%)	
	μ	CoV (%)	μ	CoV (%)	μ	CoV (%)
NAC	2345	0.6	110	9.5	2.20	6.7
RAC	2295	0.6	97	15.0	3.20	2.4
HVFAC	2313	0.3	125	24.3	1.85	2.7

Početno sleganje svih betona odgovaralo je klasi S3 (sleganje između 100 i 150 mm). Vrednost za RAC beton je bila neznatno ispod te granice. Sva ispitana početna sleganja imala su oblik „pravog“ sleganja u skladu sa standardom EN 12350-2 (CEN, 2009a). Segregacija nije zabeležena ni u jednoj mešavini.

Ispitivanje svojstava očvrstlog betona urađeno je u skladu sa važećim evropskim standarima. Sprovedeni testovi su uključivali merenje zapreminske mase u očvrstlom stanju (CEN, 2009f), čvrstoće pri pritisku (CEN, 2009d), čvrstoće pri zatezanju savijanjem (CEN, 2009e) i modula elastičnosti (CEN, 2009c) pri različitim starostima.

Čvrstoća pri pritisku je ispitana pomoću hidrauličke prese *Matest* kapaciteta 2000 kN (slika 3.20). Čvrstoća pri zatezanju savijanjem i modul elastičnosti betona su ispitani pomoću hidrauličke prese *Amsler* kapaciteta 2500 kN i prstena za merenje dilatacija *Controls* (slika 3.21).

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja



Slika 3. 20 Ispitivanje čvrstoće pri pritisku



Slika 3. 21 Ispitivanje a) čvrstoće na zatezanje, b) modula elastičnosti

Rezultati ispitivanja čvrstoće pri pritisku probnih uzoraka prikazani su u tabeli 3.10. Prikazane vrednosti su merene na uzorcima kocke ivice 100 mm negovanim 14 dana, ali su u tabeli 3.10 radi lakšeg poređenja sa ostalim vrednostima prikazane pomnožene sa 0.95 i na taj način prevedene na ispitno telo kocke ivice 150 mm.

Tabela 3. 10 Čvrstoća pri pritisku probnih uzoraka negovanih 14 dana

Beton	Čvrstoća pri pritisku, f_c (MPa)					
	14 dana		28 dana		90 dana	
	μ	CoV (%)	μ	CoV (%)	μ	CoV (%)
NAC	38.2	5.4	42.7	2.2	45.9	2.2
RAC	34.0	3.1	41.6	3.6	44.7	1.3
HVFAC	25.9	2.4	32.2	0.6	42.3	1.1

Može se videti da je čvrstoća pri pritisku rasla tokom vremena različito za različite tipove betona, ali da su svi tipovi dostigli sličnu vrednost čvrstoće pri pritisku nakon 90 dana. Međutim, NAC je dostigao najveću čvrstoću, 8% veću u poređenju sa ostalim betonima. Maksimalni koeficijent varijacije je bio 5.4% i na osnovu toga je pretpostavljeno da neće biti veći od 10% tokom glavnog eksperimentalnog ispitivanja. Na osnovu probnog ispitivanja, čvrstoća pri pritisku nakon 90 dana starosti je bila veća od željene vrednosti (od 6% do 15%), pa je odlučeno da se u nastavku eksperimentalnog ispitivanja svi uzorci na kojima će se vršiti ispitivanje karbonatizacije neguju 7 dana.

Rezultati ispitivanja zapremine mase u očvrslom stanju i čvrstoće pri pritisku prikazani su u tabeli 3.11. Prikazane vrednosti su merene na uzorcima negovanim u vodi do dana ispitivanja. Iako su svi ostali uzorci za određivanje mehaničkih karakteristika negovani na isti način kao i uzorci za ispitivanje deterioracionih mehanizama, odlučeno je da se odredi i čvrstoća pri

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja

pritisku standardno negovanih uzoraka (u vodi) da bi se mogli porediti sa rezultatima iz literature i važećim preporukama iz standarda.

Zapreminska masa betona u svežem i očvrslom stanju opadala je u poretku NAC, HVFAC, RAC. Očekivano RAC betoni, imali su najmanju zapreminsku masu jer je kompletan krupni agregat (frakcije II i III) zamenjen lakšim RA što je rezultovalo nešto manjom zapreminskom masom (2.0%). Zapreminska masa RA je bila manja u poređenju sa PA zbog prisustva stare cementne paste. U slučaju HVFAC betona polovina cementa je zamenjena sa LP koji je imao manju zapreminsku masu. Obzirom da je za projektovanje betonskih mešavina upotrebljena zapreminska jednačina, za HVFAC betone je upotrebljena veća količina agregata kako bi se jednačina zadovoljila. Zbog toga je i razlika između zapreminskih masa NAC i HVFAC betona bila mala (približno 1.3%). Koeficijent varijacije za sve betone je bio izuzetno nizak (manji od 1%).

Razlike čvrstoća pri pritisku nakon 90 dana između RAC i HVFAC betona u poređenju sa NAC su iznosile 6.7% i 1.0%, respektivno. Ciljne vrednosti čvrstoća pri pritisku na 28 dana (33 MPa) i 90 dana (40 MPa) nije dostigao jedino RAC i to za približno 3%. Važno je naglasiti da tokom ispitivanja nijedan CoV nije bio veći od na početku zacrtanih 10%.

Tabela 3. 11 Zapreminska masa i čvrstoća pri pritisku betona negovanih u vodi

Beton	Zapr. masa u očvrslom stanju, γ (kg/m ³)	Čvrstoća pri pritisku, f_c (MPa)			
		7 dana	14 dana	28 dana	90 dana
NAC	2326	25.6	29.1	35.0	41.4
	2332	26.1	30.8	34.2	42.1
	2350	25.6	30.9	35.0	41.0
	μ	25.8	30.2	34.7	41.5
	CoV (%)	1.0	3.4	1.4	1.3
RAC	2292	25.4	28.9	32.2	37.2
	2287	24.6	29.5	32.3	39.1
	2290	25.3	29.3	34.0	39.8
	μ	25.1	29.3	32.8	38.7
	CoV (%)	1.7	1.1	3.0	3.6
HVFAC	2304	14.5	21.3	32.3	41.7
	2307	14.9	21.0	33.4	40.1
	2304	14.8	23.4	32.7	41.4
	μ	14.7	21.9	32.8	41.1
	CoV (%)	1.5	6.0	1.7	2.1

Rezultati ispitivanja čvrstoće pri pritisku, zatezanju savijanjem i modula elastičnosti za uzorke negovane na isti način kao i uzorci za ispitivanje deterioracionih mehanizama (7 dana) prikazani su u tabeli 3.12. Vrednosti čvrstoće pri pritisku izmerene su na kockama ivice 100 mm, ali su u tabeli 3.12 radi lakšeg poređenja sa vrednostima iz tabeli 3.11 prikazane vrednosti pomnožene sa 0.95 i na taj način prevedene na ispitno telo kocke ivice 150 mm.

Može se videti da su svi uzorci koji su negovani 7 dana dostigli ciljanu čvrstoću pri pritisku nakon 28 i 90 dana, pri čemu je nešto veću čvrstoću imao HVFAC. Razvoj čvrstoće pri pritisku uzoraka negovanih u vodi i uzoraka negovanih 7 dana prikazani su na slici 3.22. Čvrstoća pri pritisku NAC i RAC betona bila je veća u odnosu na HVFAC u ranijim danima starosti, dok je nakon 90 dana HVFAC prestigao njihovu čvrstoću. Razlog je pucolanska reakcija koja se javlja kod HVFAC betona, i koja se sporije odvija u odnosu na proces hidratacije cementa. Nakon 90

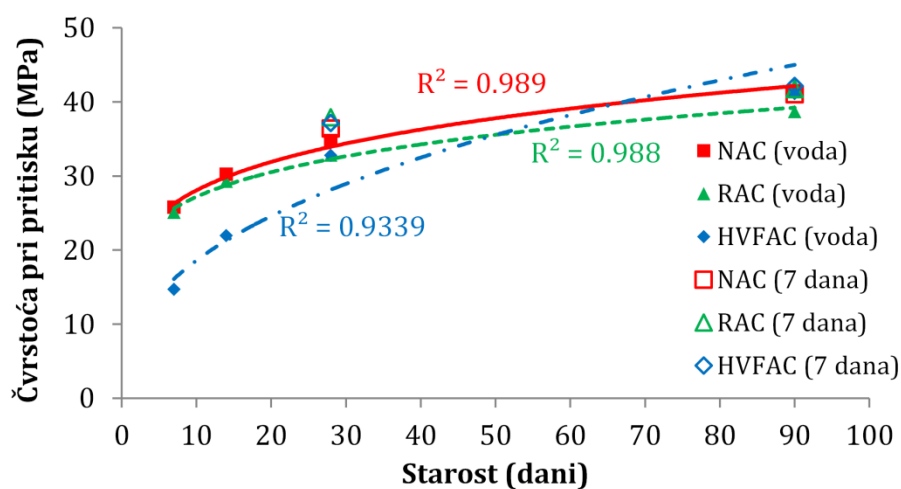
3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja

dana starosti, HVFAC uzorci koji su negovani 7 dana imali su veću čvrstoću u odnosu na NAC uzorke negovane na isti način za 2.7%.

Tabela 3. 12 Čvrstoća pri zatezanju savijanjem, modul elastičnosti i prateća čvrstoća betona negovanih 7 dana

Beton	Zatezanje savijanjem, $f_{ct,fl}$ (MPa)		Modul elastičnosti, E_{cm} (GPa)		Prateća čvrstoća, f_c (MPa)	
	28 dana	90 dana	28 dana	90 dana	28 dana	90 dana
NAC	5.3	5.6	31.8	32.8	36.6	42.5
	5.2	6.8	32.5	32.6	36.2	39.7
	5.3	5.6	31.5	32.9	36.5	40.9
μ	5.3	6.0	31.9	32.8	36.4	41.0
CoV (%)	0.8	11.7	1.7	0.6	0.6	3.4
RAC	5.2	5.8	30.5	31.6	38.2	41.7
	4.8	6.3	31.4	32.1	37.4	41.8
	5.3	5.9	31.6	32.3	38.1	41.6
μ	5.1	6.0	31.2	32.0	37.9	41.7
CoV (%)	5.2	3.9	1.9	1.1	1.1	0.3
HVFAC	4.3	5.2	30.0	31.4	36.3	44.3
	4.1	5.4	31.2	32.4	37.6	42.0
	4.7	5.0	27.4	30.7	37.5	40.0
μ	4.4	5.2	29.5	31.5	37.1	42.1
CoV (%)	7.4	4.5	6.7	2.6	1.9	5.2

RAC i HVFAC uzorci negovani 7 dana imali su 7.8% i 2.4% veću čvrstoću pri pritisku u poređenju sa uzorcima negovanim 28 dana u vodi (standardna nega), dok je NAC imao 1.2% manju čvrstoću. Isti trend je primećen i u istraživanjima u sklopu doktorskih disertacija (Ignjatović, 2013; Dragaš, 2018). Razlog je način na koji se ispituju uzorci negovani u vodi koji se iz bazena izvade do sat vremena pre ispitivanja (Tošić, 2017). Tokom tih sat vremena uzorci se ne mogu potpuno osušiti i deo vode koji ostane u porama uzorka utiče na povećanje pornog pritiska tokom ispitivanja, a samim tim i na čvrstoću pri pritisku.



Slika 3. 22 Razvoj čvrstoće pri pritisku ispitivanih betona za različite vrste nege

NAC i RAC uzorci su imali istu čvrstoću pri zatezanju savijanjem. Iako je HVFAC imao najveću čvrstoću pri pritisku, njegova čvrstoća pri zatezanju savijanjem je bila 13.3% manja u poređenju sa NAC i RAC betonima.

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja

Modul elastičnosti RAC i HVFAC betona je bio 2.4% odnosno 4.0% manji u poređenju sa NAC betonom, respektivno.

Tokom svih ovih ispitivanja samo jedan CoV (ispitivanje čvrstoće na zatezanje savijanjem kod NAC betona) je bio veći od 10% i iznosio je 11.7%. Mehaničke karakteristike koje će se dalje koristiti prikazane su u tabeli 3.13. Srednja čvrstoća pri pritisku (f_{cm}) predstavlja vrednost ostvarenu na cilindru Ø150·300 mm pa su vrednosti iz tabele 3.12. pomnožene koeficijentom 0.8. Srednja čvrstoća pri zatezanju savijanjem ($f_{ct,fl}$) i modul elastičnosti (E_{cm}) predstavljaju vrednosti na ispitnim telima koja su korištena.

Tabela 3. 13 Vrednosti mehaničkih karakteristika ispitivanih betona nakon 90 dana

Beton	$f_{ct,fl}$ (MPa)	E_{cm} (GPa)	f_{cm} (MPa)
NAC	6.0	32.8	32.8
RAC	6.0	32.0	33.4
HVFAC	5.2	31.5	33.7

Prikazani rezultati u ovom poglavlju su pokazali da su sva tri cilja definisana na početku istraživanja ispunjena (početno sleganje između 100–150 mm kao i odogovarajuća čvrstoća pri pritisku nakon 28 i 90 dana starosti).

3.5. ZAKLJUČAK

U okviru ovog poglavlja prikazani su rezultati ispitivanja fizičko-mehaničkih karakteristika tri vrste betona (NAC, RAC i HVFAC). Prvo je izvršeno projektovanje betonskih mešavina sa ciljanom čvrstoćom pri pritisku i sleganjem (ugradljivosti). Ispitane su osnovne fizičke i mehaničke karakteristike odabranih betona: ugradljivost, zapreminska masa u svežem i očvrslom stanju, čvrstoća pri pritisku, zatezanje savijanjem i modul elastičnosti.

Na osnovu rezultata ispitivanja mogu se izvesti sledeći zaključci:

- Rezultati ispitivanja pokazali su da su sve tri vrste ispitivanih betona imali slične zapreminske mase u svežem i očvrslom stanju. Ugradljivost betona svih ispitivanih mešavina odgovarala je klasi S3 prema standardu EN 206 čime je ispunjen cilj definisan na početku istraživanja. NAC beton imao je najveću zapreminsku masu, dok je HVFAC imao 1.3%, a RAC 2.0% manju. RAC beton je imao neznatno kruću konzistenciju u poređenju sa ostala dva ispitivana betona.
- Razlike čvrstoća pri pritisku RAC i HVFAC uzoraka negovanih u vodi nakon 90 dana starosti u poređenju sa NAC uzorcima su iznosile 6.7% i 1.0%, respektivno. Ciljne vrednosti čvrstoća pri pritisku na 28 dana (33 MPa) i 90 dana (40 MPa) nije dostigao jedino RAC i to za približno 3%. Tokom ispitivanja nijedan CoV nije bio veći od na početku zacrtanih 10%.
- Svi uzorci za ispitivanje uticaja prslina na proces karbonatizacije (negovani 7 dana) dostigli su ciljanu čvrstoću pri pritisku nakon 28 i 90 dana, pri čemu je najveću čvrstoću imao HVFAC. Čvrstoća pri pritisku NAC i RAC betona bila je veća u odnosu na HVFAC u ranijim danima starosti, dok je nakon 90 dana HVFAC čak i prestigao njihovu čvrstoću. Nakon 90 dana starosti, HVFAC uzorci imali su veću čvrstoću u odnosu na NAC uzorke za 2.7%, odnosno 1.0% u odnosu na RAC. Tokom ispitivanja maksimalna vrednost CoV je bila 5.2%.
- RAC i HVFAC uzorci negovani 7 dana imali su 7.8% i 2.4% veću čvrstoću pri pritisku u poređenju sa uzorcima negovanim u vodi, dok je NAC imao 1.2% manju čvrstoću.
- NAC i RAC uzorci su imali istu čvrstoću pri zatezanju savijanjem. Iako je HVFAC imao najveću čvrstoću pri pritisku, njegova čvrstoća pri zatezanju savijanjem je bila 13.3% manja u poređenju sa NAC i RAC uzorcima.

3. Sopstvena eksperimentalna ispitivanja

- Modul elastičnosti RAC i HVFAC uzoraka je bio 2.4% odnosno 4.0% manji u poređenju sa NAC uzorcima, respektivno.

4. KARBONATIZACIJA

4.1. UVODNI DEO

U okviru ovog poglavlja prikazani su rezultati sopstvenih eksperimentalnih ispitivanja dubine karbonatizacije kao i analiza tih rezultata. Kako karbonatizacija betona u prirodnim uslovima traje godinama odlučeno je da se ovaj proces ubrza povećavanjem koncentracije CO₂ u komorama predviđenim za to. Zbog toga je pre početka sprovođenja eksperimentalnog ispitivanja uticaja prslina na dubinu karbonatizacije bilo neophodno ispitati uticaj koncentracije CO₂ na sam proces karbonatizacije, kao i mogućnosti primene postojećih modela predikcije na zelenim betonima korišćenim u ovom istraživanju.

Kako bi to bilo moguće uraditi, sprovedeno je komparativno ispitivanje u ubrzanim i prirodnim uslovima na uzorcima bez prslina. Analiziran je uticaj CO₂ koncentracije na kinetiku procesa i posledice koje pri tome nastaju kod sve tri vrste ispitivanih betona. Nakon toga, analizirani su postojeći modeli predikcije dubine karbonatizacije i predložena je njihova modifikacija u slučaju betona sa LP i RA. Takođe, pomoću modifikovanog modela predikcije (*fib-Model Code 2010*) izvršeno je analiziranje uticaja različitih vrsta betona na upotrebni vek, kroz definisanje debljine zaštitnog sloja betona do armature.

Drugi deo ovog poglavlja prikazuje rezultate ispitivanja uticaja širine prslina na dubinu karbonatizacije. Na početku je opisana postavka eksperimenta, odnosno način na koji je formirana željena prslina. Pripremljeni su uzorci sa 5 različitih širina prslina (0.05, 0.10, 0.15, 0.20 i 0.30 mm) kao i referentni uzorci bez prslina. Prslina šire od 0.30 mm nisu razmatrane u sklopu ovog istraživanja jer je to maksimalna dozvoljena širina prema važećem standardu (CEN, 2015) za sve klase izloženosti koje su korišćene. Cilj je bio pokazati da i pri manjim širinama prslina od dozvoljenih dolazi do smanjena upotrebno doba AB konstrukcija. Uspostavljena je analitička veza između napona u armaturi i izmerene širine prslina na površini betona kako bi se napon u armaturi mogao koristiti kao jedan od kriterijuma trajnosti. Nakon toga, izvršeno je ispitivanje i rezultati tog ispitivanja su prezentovani. Analiziran je uticaj širine prslina i napona pritiska u betonu na dubinu karbonatizacije, kao i dužina na kojoj se vrši osrednjavanje rezultata merenja.

Uticaj prslina i napona pritiska u betonu na upotrebni vek analiziran je pomoću dostupnog probabilističkog modela predikcije (*fib-Model Code 2010*) za određivanje upotrebno doba. Za analizu betona sa LP korišćeni su modifikovani parametri (k_t i ϵ_t) ovog modela definisani u prvom delu ovog istraživanja. Upotrebni vek AB konstrukcija se uglavnom definiše kao kraj perioda depasivizacije. S obzirom da period depasivizacije armature ne znači nužno i dostizanje graničnog stanja, analiziran je period propagacije korozije armature u isprskanim AB elementima. Prikazani su rezultati sopstvenih eksperimentalnih ispitivanja i izvršena je analiza tih rezultata primenom polu-probabilističkog modela iz literature.

Na kraju je na osnovu analitičke verifikacije odnosa napona u armaturi i širine prslina, za različite vrste betona, predloženo ograničenje napona u armaturi koji omogućava da celokupni upotrebni vek (period inicijacije i propagacije) AB elemenata sa prslinama zadovolji propisane zahteve trajnosti.

4.2. UTICAJ KONCENTRACIJE CO₂ NA PROCES KARBONATIZACIJE

4.2.1. Uslovi izloženosti i način merenja

Za potrebe sopstvenog eksperimentalnog ispitivanja spravljani su prizmatični uzorci oblika prizme dimenzija 120·120·360 mm koji su negovani 14 dana pod povišenom vlagom, nakon čega su ostavljeni u laboratorijskim uslovima do trenutka ispitivanja. Vrednosti čvrstoća pri pritisku ovih uzoraka prikazane su u tabeli 3.10. Pri starosti od 90 dana uzorci su podeljeni u

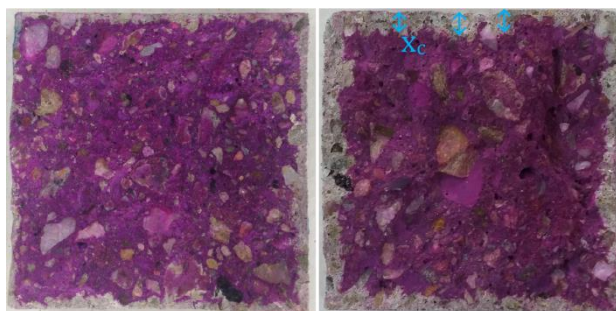
4. Karbonatizacija

dve grupe: jedna grupa za ispitivanje ubrzane karbonatizacije i druga grupa uzoraka koji su bili izloženi prirodnim uslovima. Svrha ispitivanja dubine karbonatizacije u prirodnim i ubrzanim uslovima je bila evaluacija modela predikcije dubine karbonatizacije. Testovi ubrzane karbonatizacije sprovedeni su tokom narednih 28 dana (90+28) pri relativnoj vlažnosti od $65\pm 5\%$ i temperaturi od $20\pm 2^\circ\text{C}$. Uzorci su izlagani različitim koncentracijama CO_2 (1%, 2%, 4% i 16%) u komori *Memmert ICH 260C* (slika 4.1) kako bi se odredila optimalna koncentracija CO_2 . Uzorci za prirodnu izloženost su bili smešteni u laboratorijskim uslovima pri vlažnosti vazduha od $52.2\pm 10\%$ i temperaturi od $24\pm 2^\circ\text{C}$ tokom narednih 21 mesec u slučaju NAC i HVFAC uzoraka, odnosno 48 meseci u slučaju RAC uzoraka. Prosečna CO_2 koncentracija tokom tog perioda je bila 0.0471% ($0.7677\cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$) sa koeficijentom varijacije od 10.9%.



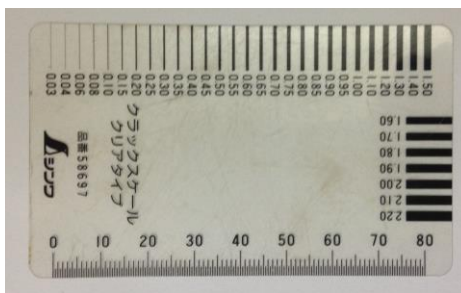
Slika 4. 1 Komora za karbonatizaciju

Merenje dubine karbonatizacije vršeno je pomoću fenolftaleinskog testa u skladu sa EN 14630 (EN 14630, 2006). Rastvor je predstavljao 1% rastvor fenolftaleina u 70% rastvoru alkohola. Nakon što je rastvor poprskan na površinu betona došlo je do reakcije, jer je fenolftaleinski rastvor obojeni indikator. Mesta koja su bila karbonatizovana (pH vrednost manja od 9) ostala su neobojena, dok su nekarbonatizovana mesta sa pH vrednošću većom od 11 poprimila ljubičastu boju (slika 4.2).



Slika 4. 2 Merenje dubine karbonatizacije

Dubina karbonatizacije, izražena u mm, predstavljala je dubinu merenu od površine betona do početka ljubičaste boje (nekarbonatizovane zone)–slika 4.2. Vršeno je 5 merenja po strani uzorka na međusobnom razmaku 10 mm, odnosno ukupno 20 merenja po uzorku. Merenje je vršeno pomoću lenjira sa tačnošću 0.5 mm (Slika 4.3).



Slika 4. 3 Lenjir za merenje dubine karbonatizacije

4.2.2. Kinetika procesa karbonatizacije

Linearna veza između dubine karbonatizacije (x_c) i kvadratnog korena iz vremena izloženosti za određene uslove redine (CO_2 koncentracija, relativna vlažnost, itd.) je definisana pomoću koeficijenta karbonatizacije (k_c) (Tuutti, 1982):

$$x_c = k_c \cdot \sqrt{t} \quad (4.1)$$

Izmerene dubine karbonatizacije uzoraka izloženih prirodnoj koncentraciji CO_2 i sračunate vrednosti koeficijenata karbonatizacije prikazani su u tabeli 4.1.

Tabela 4. 1 Izmerene dubine karbonatizacije (x_c) i sračunate vrednosti koeficijenata karbonatizacije (k_c)

Beton	x_c (mm)	k_c (mm/godina ^{0.5})
NAC	1.70	1.93
RAC	4.81	2.41
HVFAC	8.13	6.50

Prikazani su srednje vrednosti rezultata merenja za sve ispitivane uzorke, odnosno za jednu vrstu betona dubina karbonatizacije je merena na tri uzorka. Može se videti da su NAC uzorci imali 1.25 i 3.36 puta manji koeficijent karbonatizacije u poređenju sa RAC i HVFAC. Koeficijent karbonatizacije HVFAC uzoraka bio je 6.50 mm/godina^{0.5}, što ga svrstava u betone sa malom otpornošću na karbonatizaciju za razliku od NAC i RAC betona (Jimenez i Moreno, 2015).

Koeficijent k_c se može koristiti kao indikator kvaliteta betona u pogledu otpornosti na karbonatizaciju kao i parametar za određivanje dubine karbonatizacije u prirodnim uslovima. Međutim, vreme potrebno za određivanje k_c u prirodnim uslovima meri se godinama. Upravo ovo je razlog zašto se ne koristi kao parametar za određivanje zaštitnog sloja betona. Kako bi se ubrzao proces određivanja koeficijenta k_c primenjuju se ubrzani testovi u kojima se koncentracija CO_2 povećava za nekoliko desetina, pa i stotina puta.

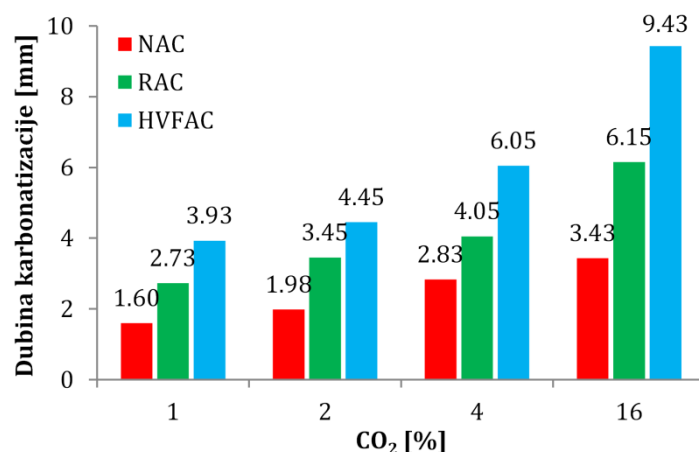
Koeficijent karbonatizacije pored toga što zavisi od svojstava materijala i uslova sredine takođe zavisi i od koncentracije CO_2 kojoj je uzorak izložen. Ako se ovo uzme u obzir, k_c određen na osnovu merenja u ubrzanim uslovima biće veći nego k_c određen na osnovu merenja u prirodnim uslovima, jer je CO_2 koncentracija u ubrzanim uslovima drastično veća od one u prirodnim uslovima. Imajući sve ovo u vidu, postavlja se pitanje da li se koeficijent karbonatizacije određen na osnovu merenja u ubrzanim uslovima može koristiti kao parametar za predviđanje dubine karbonatizacije u prirodnim uslovima.

Merenja dubine karbonatizacije pri različitim CO_2 koncentracijama nakon 28 dana izloženosti prikazano je na slici 4.4. Kao što se može videti, NAC je imao najmanju dubinu karbonatizacije pri svim CO_2 koncentracijama. Iako je RAC imao gotovo istu čvrstoću kao i NAC njegova

4. Karbonatizacija

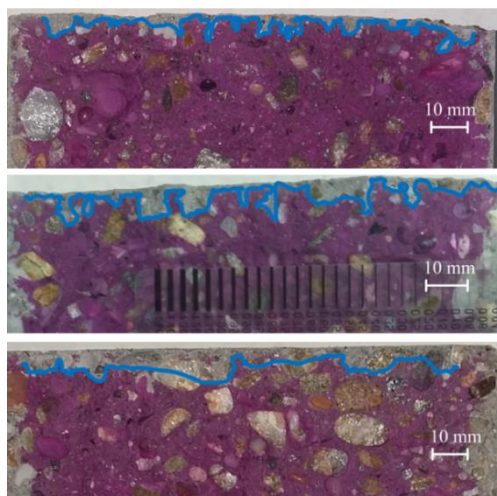
dubina karbonatizacije je bila od 43% do 73% veća. Veća dubina karbonatizacije je bila rezultat veće poroznosti usled prisustva stare cementne paste (Hadjieva-Zaharieva i Buyle-Bodin, 2003; Katz, 2003; Xiao, Lei i Zhang, 2012; Jimenez i Moreno, 2015). HVFAC je imao najveću dubinu karbonatizacije za sve CO₂ koncentracije. Dubina karbonatizacije HVFAC uzoraka je bila od 114% do 173% veća u poređenju sa NAC uzorcima. Jedan od razloga ovakvih rezultata je bila manja količina dostupnog Ca(OH)₂ unutar HVFAC u poređenju sa NAC i RAC (Thomas i Matthews, 1992; Younsi *i ost.*, 2013; Liu *i ost.*, 2016) što dovodi do brže karbonatizacije C-S-H veze i veće dubine karbonatizacije (Castellote *i ost.*, 2009).

Brža karbonatizacija HVFAC uzoraka u poređenju sa NAC i RAC je takođe bila vidljiva u promeni karbonatizacionog fronta kod HVFAC uzoraka. Do 14 dana izloženosti karbonatizovani front je bio neravnomeran i „testerast“ (slika 4.5).



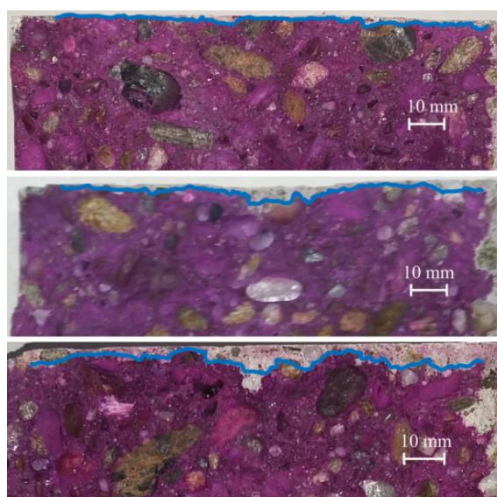
Slika 4. 4 Dubina karbonatizacije nakon 28 dana izloženosti pri različitim CO₂ koncentracijama

Razlog leži u činjenici da kod HVFAC betona pucolanska reakcija koristi deo dostupnog Ca(OH)₂ najverovatnije nehomogeno (Carević i Ignjatović, 2017). Ovo omogućava CO₂ da prodre brže u pojedine delove površinskog betona gde Ca(OH)₂ nedostaje zbog pucolanske reakcije. Kako se proces razvija tokom vremena, dolazi do karbonatizacije C-S-H veze (Thomas *i ost.*, 2004; Thierry *i ost.*, 2007; Castellote *i ost.*, 2009), ostavljajući dublji i ravniji front (slika 4.5). U slučaju NAC i RAC betona, karbonatizacioni front je bio ravnomerno rasprostranjen u svim vremenskim intervalima (slike 4.6-4.7).

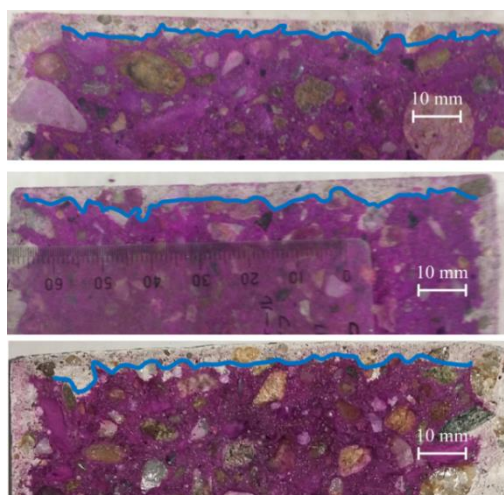


Slika 4. 5 Karbonatizacioni front HVFAC uzoraka nakon 7, 14 i 28 dana izloženosti koncentraciji od 4% CO₂

4. Karbonatizacija



Slika 4. 7 Karbonatizacioni front NAC uzoraka nakon 7, 14 i 28 dana izloženosti koncentraciji od 4% CO₂



Slika 4. 7 Karbonatizacioni front RAC uzoraka nakon 7, 14 i 28 dana izloženosti koncentraciji od 4% CO₂

U cilju provere kinetike procesa definisanog jednačinom 4.1, merene dubine karbonatizacije za sve CO₂ koncentracije su prikazane u funkciji kvadratnog korena vremena izloženosti (slika 4.8). Nakon 7 i 14 dana, HVFAC uzorci su imali manju dubinu karbonatizacije u poređenju sa RAC uzorcima i veću u poređenju sa NAC uzorcima, pri svim koncentracijama CO₂. Očigledno je postojao sporiji prirast dubine karbonatizacije u prvim danima izloženosti, koji se dalje ubrzavao do 28. dana, kada su HVFAC imali veću dubinu karbonatizacije u poređenju sa NAC i RAC uzorcima.

Korelacija linearne veze između dubine karbonatizacije i korena iz vremena izloženosti nije bila ista za sve vrste betona. Koeficijent determinacije (R^2) je bio u rasponu 0.887–0.978, 0.826–0.998 i 0.779–0.891 za NAC, RAC i HVFAC, respektivno. Može se zaključiti da je koeficijent determinacije bio visok za NAC i RAC, dok je u slučaju HVFAC bio nešto niži. Ovo dovodi do pitanja opravdanosti i pouzdanosti jednačine 4.1 u slučaju HVFAC betona, što će biti provereno u nastavku.

Imajući u vidu da k_c zavisi od koncentracije CO₂ kojoj su uzorci izloženi jednačina 4.1 može napisati u drugačijem obliku:

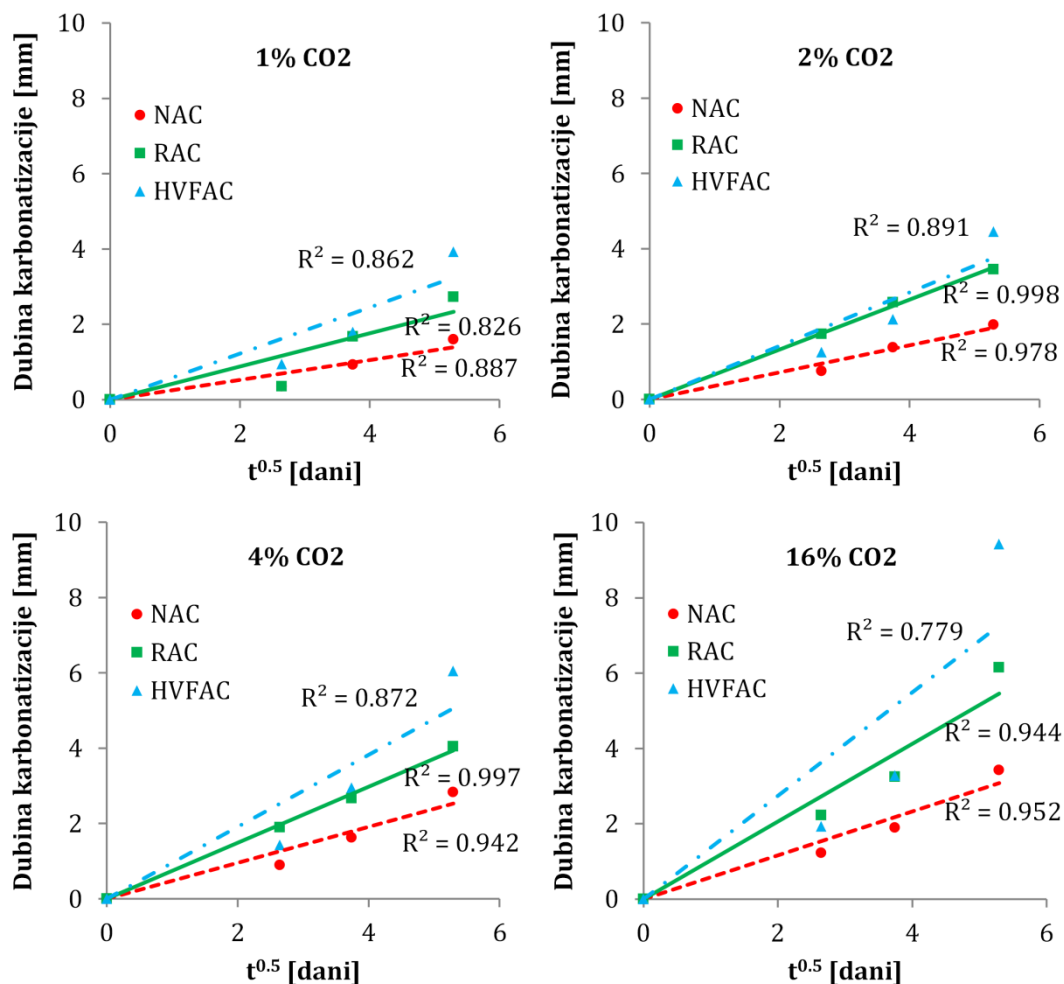
4. Karbonatizacija

$$x_c = K \cdot \sqrt{CO_2} \cdot \sqrt{t} \quad (4.2)$$

gde je,

K koeficijent koji zavisi od svojstava betona, relativne vlažnosti i temperature

CO_2 koncentracija CO_2 [%].



Slika 4. 8 Dubina karbonatizacije pri a) 1% b) 2% c) 4% i d) 16% CO_2 u funkciji kvadratnog korena iz vremena izloženosti

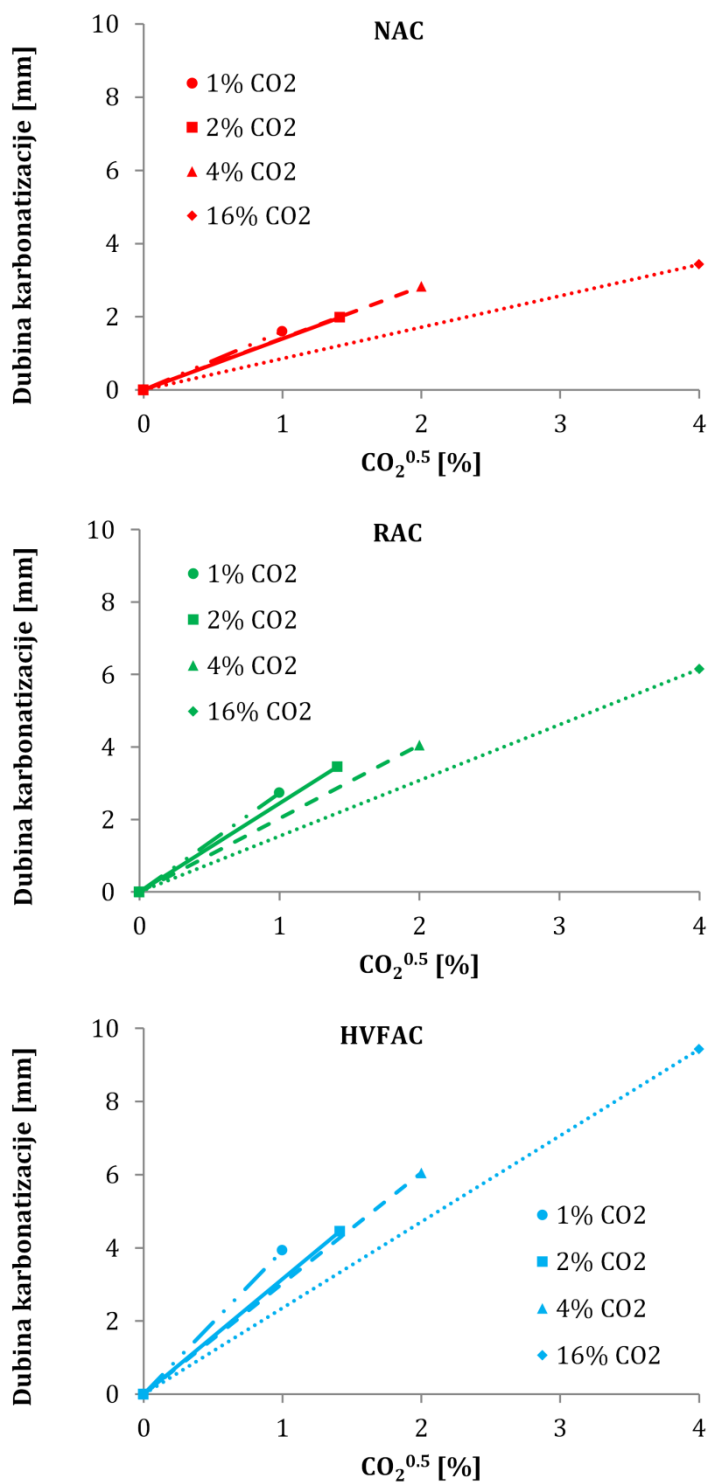
Činjenica da koeficijent K ne zavisi od koncentracije CO_2 važna je pretpostavka koja omogućava upotrebu ubrzanih testova sa različitim CO_2 koncentracijama. Međutim, potrebno je ispitati posledice upotrebe jednačine 4.2 u slučaju RAC i HVFAC betona.

Ukoliko je tačna ova pretpostavka, onda se dubina karbonatizacije u određenom vremenskom trenutku može izraziti kao funkcija koncentracije CO_2 . U tom slučaju trebalo bi da postoji jedinstvena prava linija za određeni materijal za bilo koju CO_2 koncentraciju i za isto vreme izloženosti. Nagib te prave predstavlja koeficijent K (jednačina 4.2).

Na slici 4.9 prikazane su dubine karbonatizacije ispitivanih betona u funkciji CO_2 koncentracije nakon 28 dana izloženosti. U cilju provere mogućnosti upotrebe jednačine 4.2 analiziran je nagib pravih linija pri različitim CO_2 koncentracijama. Može se videti da ne postoji prava linija za sve koncentracije bez obzira na vrstu betona. Koncentracije CO_2 od 1% do 4% nisu imale značajniji efekat na kinetiku procesa karbonatizacije, pogotovo u slučaju NAC betona. Kod RAC i HVFAC uzoraka sa porastom koncentracije od 1% do 4% došlo je do

4. Karbonatizacija

male promene u nagibu prave. Upotreba izuzetno visokih CO₂ koncentracija (16%) dovela je do приметnog pada nagiba prave bez obzira na vrstu betona (slika 4.9).



Slika 4. 9 Dubina karbonatizacije nakon 28 dana izloženosti u funkciji kvadratnog korena CO₂ koncentracije

Različiti nagibi prave za svaku vrstu betona pokazali su da je bilo promena u kinetici procesa sa porastom CO₂ koncentracije. Sa porastom do 20% CO₂, dubina karbonatizacije je rasla ali se proces očigledno usporavao (Cui *i ost.*, 2015). Dalji porast CO₂ neće dovesti do dodatnog povećanja dubine karbonatizacije, ali će poroznost betona nastaviti da se smanjuje. Ovo vodi

4. Karbonatizacija

do zaključka da se proces menja, na neki način, sa povećanjem CO₂ koncentracije (Cui *i ost.*, 2015).

Uzrok ovog fenomena je povećanje unutrašnje vlažnosti betona usled proizvodnje vode tokom karbonatizacione reakcije (Saetta, Schrefler i Vitaliani, 1993; Visser, 2014). Vlažnost je veoma važan parametar s obzirom da se proces usporava ukoliko su pore zasićene vodom. U ovom slučaju je veoma teško da CO₂ prodre unutar betona usled male difuznosti u vodi. Sa druge strane, ukoliko je beton previše suv, CO₂ ne može da se rastvori u tankom sloju vode koja oblaže zidove pora i reakcija se znatno usporava.

Što je veća koncentracija CO₂ to je i veća proizvodnja vode koja usporava proces karbonatizacije. Pri malim koncentracijama CO₂ unutrašnja vlažnost ne može dostići nivo spoljašnje vlažnosti, tako da se proces neće promeniti.

Još jedno objašnjenje ovog fenomena su dali Castellote *i ost.* (2009) i Galan *i ost.* (2015). Čak i kada je beton potpuno karbonatizovan kako je definisano fenolftaleinskim testom, ovo ne mora da znači da je dostignuto ravnotežno stanje mase, posebno u prirodnim uslovima izloženosti gde deo Ca(OH)₂ ostaje nereagovan. Sa druge strane, kod karbonatizacije pri izuzetno visokim koncentracijama CO₂, Ca(OH)₂ i C-S-H gel potpuno nestaju. Čak i kada proces dođe do stanja ravnoteže, određenog stabilizacijom mase, karbonatizacija se može nastaviti ali mnogo sporije (Castellote *i ost.*, 2009). Takođe, prema Galan *i ost.* (2015), pri visokim koncentracijama CO₂ formira se sloj Ca(CO₃) na površini Ca(OH)₂ koji značajno zaštiti Ca(OH)₂ od dalje karbonatizacije pa se ubrzava karbonatizacija C-S-H veze..

Standardi za određivanje ubrzane karbonatizacione otpornosti definišu različite CO₂ koncentracije. U cilju poređenja dve dubine karbonatizacije ($x_{c,1}$, $x_{c,2}$) izložene različitim CO₂ koncentracijama ($[CO_2]_1$, $[CO_2]_2$) i vremenima (t_1 , t_2), za istu vrstu betona, sledeća relacija izvedena je iz jednačine 4.2:

$$\frac{x_{c,1}}{x_{c,2}} = \sqrt{\frac{[CO_2]_1}{[CO_2]_2}} \cdot \left(\frac{t_1}{t_2}\right)^{0.5} \quad (4.3)$$

Dubina karbonatizacije u prirodnim uslovima u određenom trenutku vremena ($x_{c,NAT}(t)$) može se sračunati na osnovu merenja dubine karbonatizacije u ubrzanim uslovima ($x_{c,ACC}$) primenjujući jednačinu 4.3 na sledeći način:

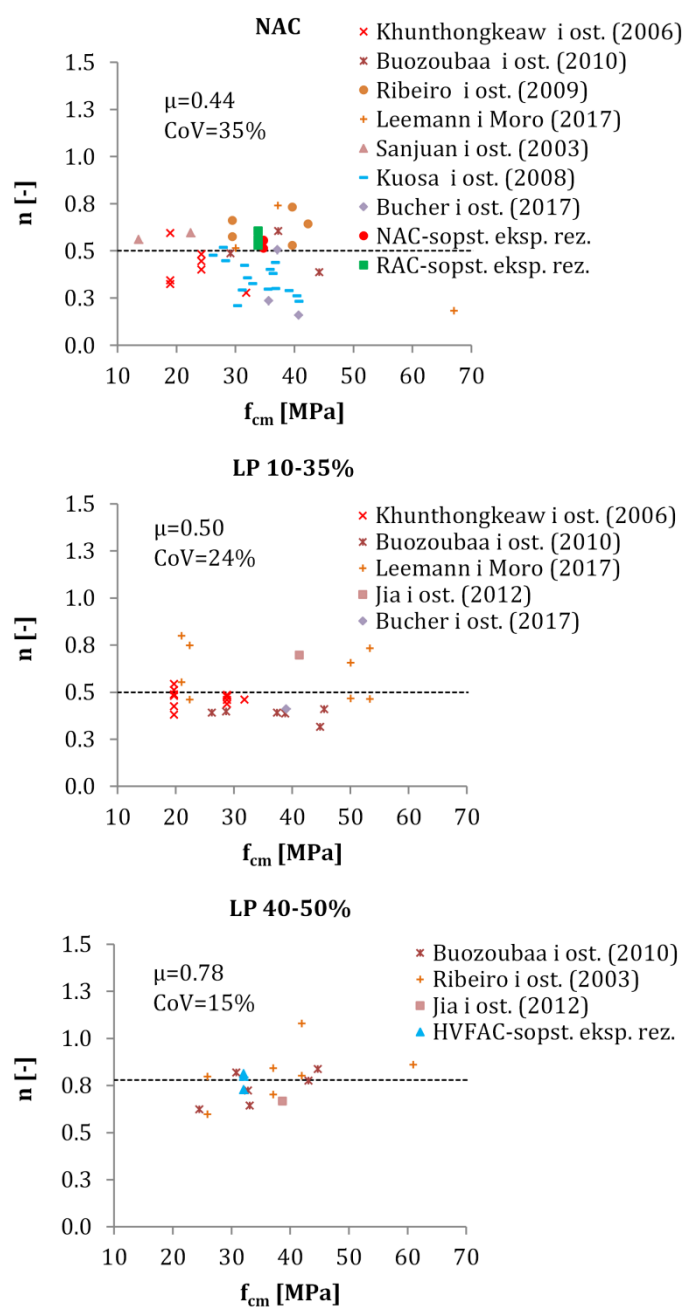
$$x_{c,NAT}(t) = x_{c,ACC} \sqrt{\frac{CO_{2,NAT}}{CO_{2,ACC}}} \cdot \left(\frac{t}{t_{ACC}}\right)^n \quad (4.4)$$

Gde $CO_{2,NAT}$ i $CO_{2,ACC}$ predstavljaju koncentraciju CO₂ u prirodnim i ubrzanim uslovima u [%], respektivno. Eksponent n ima vrednost 0.5 (Tuutti, 1982) ali će u nastavku njegova vrednost biti ispitana za RAC i HVFAC betone. S obzirom da su svi uzorci bili negovani na isti način, uslovi nege se mogu zanemariti.

U cilju provere linearne veze između dubine karbonatizacije i korena vremena izloženosti $t^{0.5}$, formirana je baza podataka od svih dostupnih rezultata karbonatizacionih testova za cementne betone sa prirodnim agregatom i betone sa LP. Odabrana su samo ona istraživanja koja su imala izmerenu dubinu karbonatizacije u prirodnim i ubrzanim uslovima na istim betonima. Ova vrsta podataka je pronađena u sedam istraživanja za NAC i sedam za betone sa LP (Ribeiro *i ost.*, 2003; Sanjuán, Andrade i Cheyrezy, 2003; Khunthongkeaw, Tangtermsirikul i Leelawat, 2006; Kuosa *i ost.*, 2008; Ribeiro, Ribeiro i Gonçalves, 2009; Bouzoubaâ *i ost.*, 2010; Jia, Aruhan i Yan, 2012; Bucher *i ost.*, 2017; Leemann i Moro, 2017). Ukupno je prikupljeno 42

4. Karbonatizacija

merenja dubine karbonatizacije za NAC i 47 merenja za betone sa LP. Od svih rezultata prikupljenih za betone sa LP 17 rezultata je prikupljeno za HVFAC betone (preko 40% LP). Komparativni rezultati za RAC betone koji su imali merenja dubine karbonatizacije u prirodnim i ubrzanim uslovima nisu pronađeni u literaturi. Jedino pronađeno istraživanje koje je imalo ova merenja na istim betonima (Neves, Branco i de Brito, 2013) nije imalo podatke o kvalitetu betonu (čvrstoću pri pritisku). U odabranim istraživanjima, čvrstoća pri pritisku (f_{cm}) je bila u rasponu od 13.6 do 67.0 MPa (mereno na standardnom cilindru Ø150·300 mm), RH je bio u rasponu od 55% do 83%, dok se CO₂ koncentracija tokom ubrzanih testova kretala između 1% i 20%. Kompletna baza podataka je prikazana u prilogu A. Na osnovu izmerene dubine karbonatizacije za različite mešavine NAC i betona sa LP u prirodnim i ubrzanim uslovima izloženosti, koristeći jednačinu 4.4 određena je vrednost eksponenta n i prikazana na slici 4.10.



Slika 4. 10 Sračunate vrednosti eksponenta n za različite mešavine NAC i betona sa LP

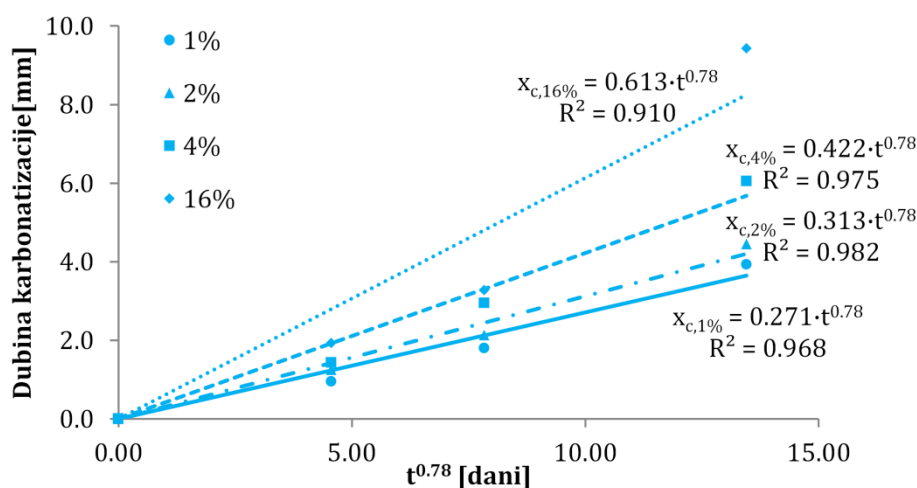
4. Karbonatizacija

Za NAC betone, srednja vrednost eksponenta n je bila 0.44 sa koeficijentom varijacije (CoV) 35%. Kod betona sa relativno malom količinom LP (10% do 35%) srednja vrednost je bila 0.50 sa CoV od 24%.

Međutim, ako se uzmu u obzir betoni sa sadržajem LP od 40% do 50% u ukupnoj masi vezivnih materijala, što se odnosi na HVFAC betone, srednja vrednost eksponenta n je bila mnogo veća – 0.78 sa CoV od 15%.

$$x_{c,HVFAC} = k_c \cdot t^{0.78} \quad (4.5)$$

Linearna veza između dubine karbonatizacije i novopredložene vremenske funkcije $t^{0.78}$ za HVFAC je testirana na sopstvenim eksperimentalnim rezultatima i prikazana na slici 4.11.



Slika 4. 11 Dubina karbonatizacije HVFAC uzoraka pri koncentracijama CO₂ od 1%, 2%, 4% i 16%

Kao što se može videti, predložena funkcija imala je mnogu bolju korelaciju sa sopstvenim eksperimentalnim rezultatima u poređenju sa prethodnom, za sve CO₂ koncentracije. Koeficijent determinacije za sve primenjene CO₂ koncentracije bio je u intervalu od 0.910 do 0.982, slično kao i u sličaju NAC i RAC uzoraka. Vrednost eksponenta 0.78 ne znači nužno da Fick-ov prvi zakon difuzije ne važi za HVFAC betone, već da drugačija sposobnost vezivanja CO₂ utiče na proces karbonatizacije kod HVFAC betona u poređenju sa cementnim betonima. Vrednost eksponenta je dobijena statističkom analizom prikupljenih podataka.

4.2.3. Predikcija dubine karbonatizacije primenom rezultata ubrzanih testova

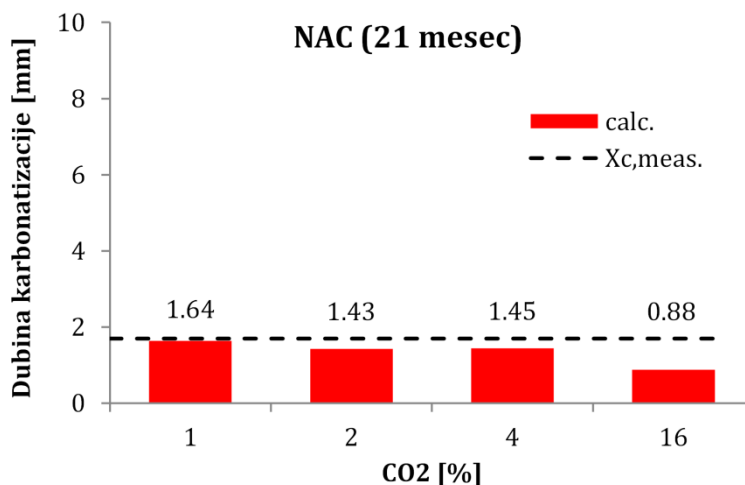
Vrednosti merenja dubine karbonatizacije NAC i HVFAC betona nakon 21 mesec i RAC betona nakon 48 meseci izloženosti prirodnim uslovima poređene su sa vrednostima sračunatim na osnovu jednačine 4.4. Rezultati za NAC i HVFAC uzorke prikazani su na slikama 4.12 i 4.13.

Sa slike 4.12 se može videti da su sve sračunate vrednosti za NAC uzorke prema jednačini 4.4 bile manje od stvarno izmerenih dubina karbonatizacije ($x_{c,meas.} = 1.70$ mm). Sračunate vrednosti na bazi ubrzanih testova pri koncentracijama CO₂ od 1%, 2% i 4% bile su 4%, 16% i 15% manje nego izmerene vrednosti, respektivno. Sračunata vrednost bazirana na osnovu testa sa CO₂ koncentracijom od 16% značajno odstupa od od izmerene vrednosti – bila je 48% manja.

Postoje dva razloga koja utiču na ovaj fenomen. Prvo, došlo je do promene u prirodi procesa karbonatizacije sa povećanjem CO₂ koncentracije u poređenju sa procesom koji se odvija pri ambijentalnoj koncentraciji. Drugi razlog je malo viša prosečna temperatura (4°C) tokom

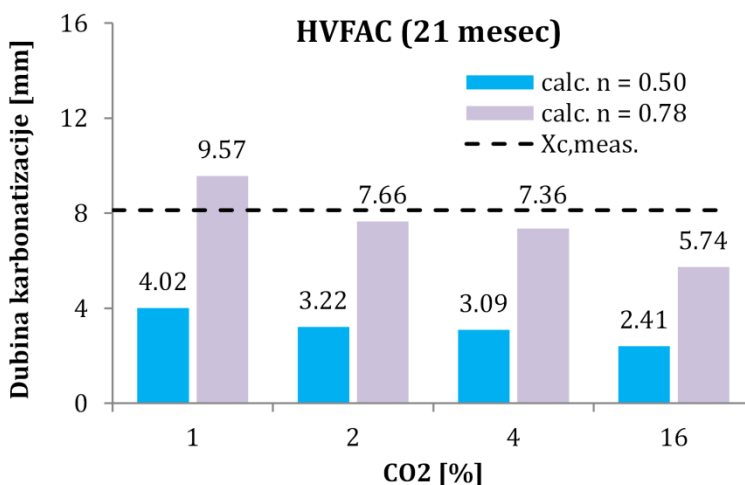
4. Karbonatizacija

procesa prirodne karbonatizacije u poređenju sa ubrzanom, što može ubrzati karbonatizacioni proces (Saetta, Schrefler i Vitaliani, 1993; Lu i ost., 2018).



Slika 4. 12 Sračunate i izmerene dubine karbonatizacije NAC uzoraka nakon 21 mesec izloženosti prirodnim uslovima

Sračunate vrednosti za HVFAC uzorke koristeći eksponent $n = 0.5$ i novi predlog $n = 0.78$ prikazane su na slici 4.13. Upotreba eksponenta $n = 0.5$ očigledno ne predstavlja na adekvatan način proces karbonatizacije u prirodi, jer su vrednosti bile dva do tri puta manje u poređenju sa stvarno izmerenom vrednošću (8.13 mm).



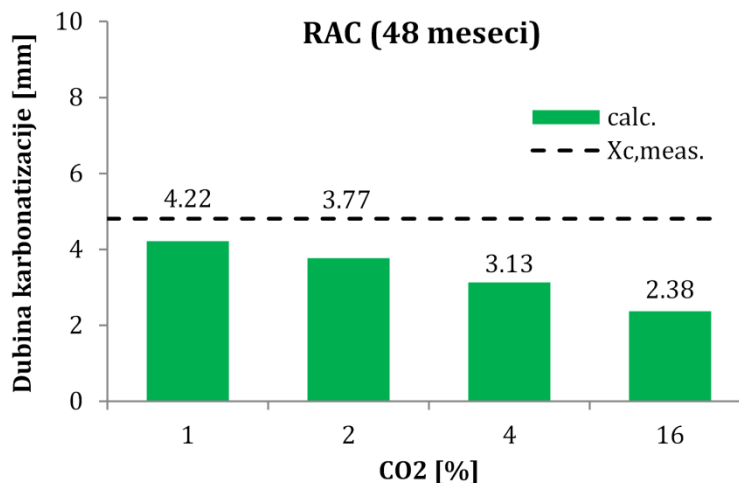
Slika 4. 13 Sračunate i izmerene dubine karbonatizacije HVFAC uzoraka nakon 21 mesec izloženosti prirodnim uslovima

Sa druge strane, sračunate vrednosti pomoću eksponenta $n = 0.78$ pokazale su znatno bolju korelaciju sa izmerenom vrednošću. Kada se primeni vrednost testa sa najmanjom CO₂ koncentracijom, predikcija je bila konzervativna dajući sračunatu vrednost koja je bila 18% veća u odnosu na izmerenu. Sračunate vrednosti na osnovu ubrzanih testova sa 2% i 4% CO₂ bile su 6% odnosno 9% manje u poređenju sa izmerenom vrednošću. Vrednost koja je ponovo odstupala značajnije bila je ona sračunata na osnovu ubrzanog testa sa 16% CO₂ i bila je 29% manja u poređenju sa izmerenom vrednosti.

Merena dubina karbonatizacije nakon 48 meseci izloženosti prirodnim uslovima i sračunate vrednosti bazirane na ubrzanim testovima, za RAC prikazane su na slici 4.14. Upotreba jednačine 4.4 sa vrednošću eksponenta $n = 0.5$ pokazala je nekonzervativne rezultate predikcije dubine karbonatizacije za sve upotrebljene CO₂ koncentracije. Primitan je bio

4. Karbonatizacija

konstantan pad sračunatih vrednosti sa povećanjem CO₂ koncentracije. Sračunate vrednosti bazirane na ubrzanim testovima pri koncentracijama CO₂ od 1%, 2%, 4% i 16% bile su 12%, 22%, 35% i 51% manje od izmerene vrednosti u prirodnim uslovima (4.81 mm), respektivno. Kao i u slučaju NAC betona, predikcija dubine karbonatizacije sračunata na osnovu ubrzanog testa pri koncentraciji CO₂ od 1% bila je najpouzdanija. U slučaju HVFAC betona to je bio slučaj pri koncentraciji od 2% CO₂. Modifikacija eksponenta n koji bi imao drugačiju vrednost od 0.50 nije ispitivana za RAC uzorke, s obzirom na ograničeni broj sopstvenih eksperimentalnih ispitivanja i nedovoljnog broja radova u literaturi za potvrdu mogućih zaključaka.



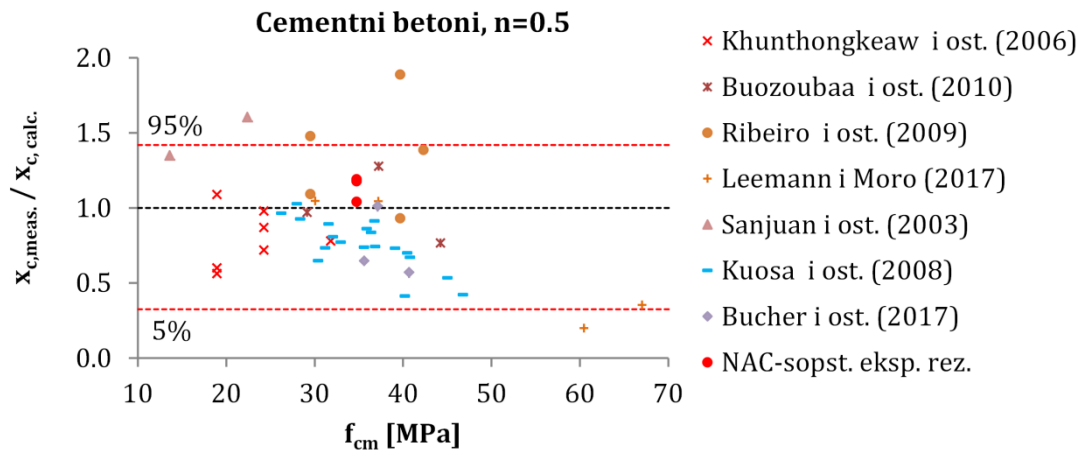
Slika 4. 14 Sračunate i izmerene dubine karbonatizacije RAC uzoraka nakon 48 meseci izloženosti prirodnim uslovima

Prethodna analiza i izneseni zaključci odnose se samo na NAC, RAC i HVFAC uzorke korišćene u ovom istraživanju. U cilju potvrde izvedenih zaključaka, korišćeni su prethodno prikupljeni rezultati koji su se mogli pronaći u literaturi (Ribeiro *i ost.*, 2003; Sanjuán, Andrade i Cheyrezy, 2003; Khunthongkeaw, Tangtermsirikul i Leelawat, 2006; Kuosa *i ost.*, 2008; Ribeiro, Ribeiro i Gonçalves, 2009; Bouzoubaâ *i ost.*, 2010; Jia, Aruhan i Yan, 2012; Bucher *i ost.*, 2017; Leemann i Moro, 2017). Odnosi između dubina karbonatizacije izmerene u prirodnim uslovima izloženosti ($x_{c, meas.}$) i sračunatih na osnovu ubrzanih testova ($x_{c, calc.}$) primenom jednačine 4.4, za različite vrste cementnih betona sa PA i betona sa LP prikazani su na slikama 4.15-4.16. Na slikama su prikazani 5% i 95% intervali poverenja.

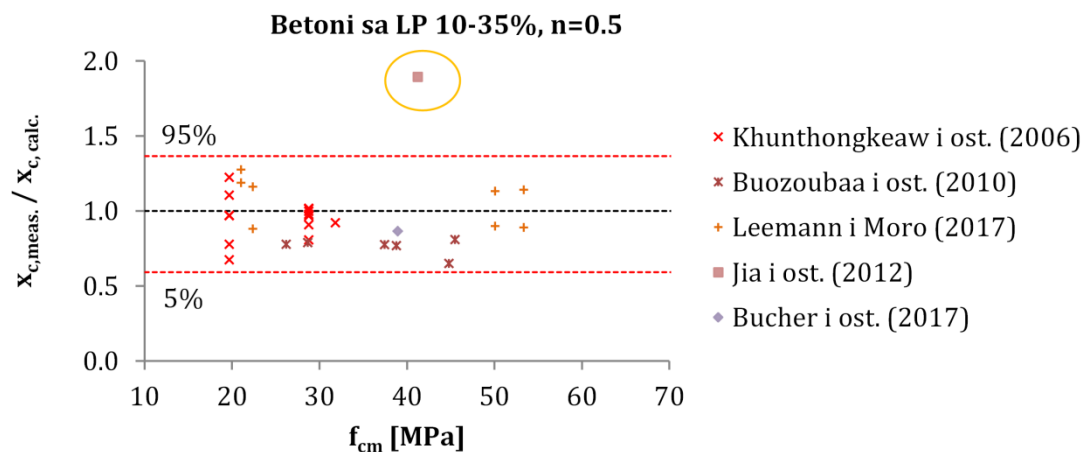
Odnos između izmerenih i sračunatih dubina karbonatizacije ($x_{c, calc.}/x_{c, meas.}$) za cementne betone imao je srednju vrednost 0.87 i CoV od 38%, što predstavlja nekonzervativnu predikciju. Četiri rezultata su bila izvan intervala poverenja. Sa slike 4.15 se može videti da su rezultati sopstvenih eksperimentalnih ispitivanja NAC uzoraka u dobroj korelaciji sa rezultatima iz literature.

Količina LP u ukupnoj masi svih vezivnih materijala u izabranim ispitivanjima iz literature prikazanih na slici 4.16 bila je između 10% i 35%. Odnos između izmerenih i sračunatih vrednosti dubine karbonatizacije imao je prosečnu vrednost 0.98 i CoV 24% (sa samo jednim rezultatom izvan intervala poverenja). Srednja vrednost je bila veća u poređenju sa cementnim betonima (0.87). Rezultati sa slike jasno pokazuju da se jednačina 4.4 može koristiti u originalnoj formi (sa $n = 0.5$) za predikciju dubine karbonatizacije betona sa sadržajem LP između 10-35% u ukupnoj vezivnoj masi.

4. Karbonatizacija



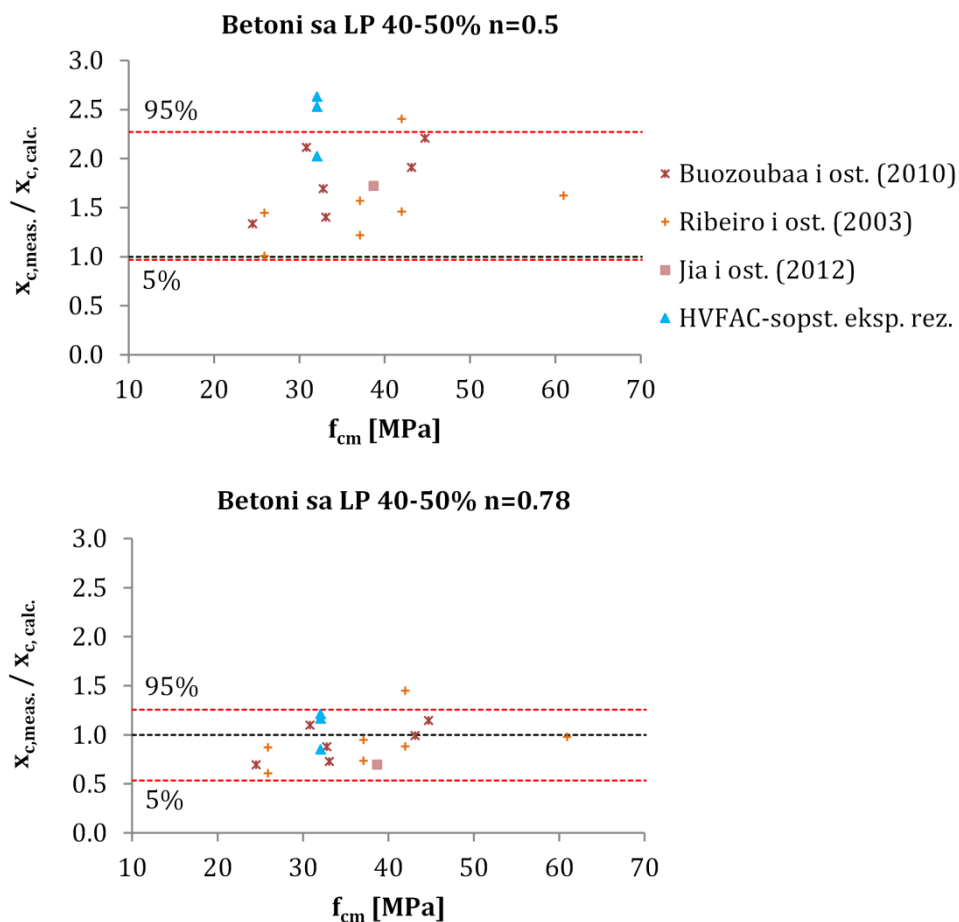
Slika 4. 15 Odnos izmerene i sračunate dubine karbonatizacije cementnih betona iz literature



Slika 4. 16 Odnos izmerene i sračunate dubine karbonatizacije betona sa 10-35% LP koji se mogu naći u literaturi

Rezultati za betone sa visokim sadržajem LP (40-50%) u ukupnoj masi veziva prikazani su na slici 4.17. Odnos između izmerenih i sračunatih vrednosti, za $n = 0.5$ u jednačini 4.4, imao je srednju vrednost 1.62 i CoV 24%, ukazujući da predikcija značajno potcenjuje stvarnu dubinu karbonatizacije.

Međutim, ako se $n = 0.78$ primeni u jednačini 4.4 za sračunavanje dubine karbonatizacije HVFAC betona dobija se veća tačnost predikcije (slika 4.17). Odnos između izmerenih i sračunatih dubina karbonatizacije imao je srednju vrednost 0.89 i CoV 25%, što je blizu ciljane vrednosti 1.0. Ovo pokazuje da je proračun sa $n = 0.78$ bio na strani sigurnosti. Samo je jedan rezultat bio van intervala poverenja od 5% i 95%. Sa slike se može videti da su rezultati sopstvenog eksperimentalnog ispitivanja za HVFAC beton u dobroj korelaciji sa rezultatima koji se mogu naći u leteraturi za betone sa visokim sadržajem LP.



Slika 4. 17 Odnos izmerene i sračunate dubine karbonatizacije betona sa 40-50% LP koji se mogu naći u literaturi

4.2.4. Zaključak

Na početku je izvršeno probno ispitivanje optimalne količine CO_2 kojom će se vršiti ubrzavanje procesa karbonatizacije. Analiza je sprovedena na osnovu sopstvenih eksperimentalnih rezultata. Merene vrednosti dubine karbonatizacije u ubrzanim uslovima su poređene sa rezultatima dubine karbonatizacije izmerenim u prirodnim uslovima. Na osnovu sprovedene analize mogu se doneti sledeći zaključci:

- Na osnovu merenja dubine karbonatizacije nakon 28 dana izloženosti NAC je imao najmanju dubinu karbonatizacije pri svim CO_2 koncentracijama. Iako je RAC imao gotovo istu čvrstoću kao i NAC njegova dubina karbonatizacije je bila od 43% do 73% veća. Dubina karbonatizacije HVFAC uzoraka je bila od 114% do 173% veća u poređenju sa NAC uzorcima.
- Koncentracije CO_2 od 1% do 4% nisu imale značajniji efekat na kinetiku procesa karbonatizacije, pogotovo u slučaju NAC betona. Kod RAC i HVFAC uzoraka sa porastom koncentracije od 1% do 4% došlo je do malog usporavanja procesa karbonatizacije. Upotreba izuzetno visokih CO_2 koncentracija (16%) dovela je do primetne promene u kinetici procesa karbonatizacije.
- Na osnovu rezultata dostupnih u literaturi može se zaključiti da linearna veza između dubine karbonatizacije i korena iz vremena izloženosti ($t^{0.5}$) je prihvatljiva za betone kod kojih je sadržaj LP do 35% u ukupnoj vezivnoj masi. Kod betona sa sadržajem LP preko 40%, nova predložena funkcija veze ($t^{0.78}$) pokazala je bolju korelaciju između sračunatih i izmerenih rezultata.

4. Karbonatizacija

- Predikcija dubine karbonatizacije (Tuutti) na osnovu ubrzanih testova pri koncentracijama CO₂ do 2% pokazala se kao optimalna za sve tri vrste ispitivanih betona. Zato je odlučeno da se za dalja ispitivanja uticaja prsline na dubinu karbonatizacije primeni koncentracija CO₂ od 2%.

4.3. PREDIKCIJA DUBINE KARBONATIZACIJE PRIMENOM *FIB* MODEL CODE 2010

4.3.1. Primena modela predikcije na NAC, RAC i HVFAC

Određivanje inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti betona (R^{-1}_{ACC}) je ključni parametar definisan u (*fib-Model Code*, 2010) koji predstavlja osnov za definisanje upotrebnoog veka konstrukcija. Ova vrednost se određuje na osnovu izmerene dubine karbonatizacije (x_c) nakon 28 dana pri 2 % CO₂ i definisana je u jednačini 2.10. Vrednost x_c može se odrediti direktno na osnovu izmerenih vrednosti definisanog ubrzanog testa ($x_{c,2\%,meas.}$) ili sračunati na osnovu merenja iz ubrzanih testova sa drugačijim CO₂ koncentracijama ($x_{c,2\%,calc.}$), koristeći jednačinu 4.4 na sledeći način (Carević, Ignjatović i Dragaš, 2019):

$$x_{c,2\%,calc.}(t = 28) = x_{c,meas.,ACC} \sqrt{\frac{2\%}{CO_{2,ACC} [\%]}} \cdot \left(\frac{28}{t_{ACC}}\right)^n \quad (4.6)$$

Predikcija dubine karbonatizacije u prirodnim uslovima izloženosti može se sprovesti upotrebom već pomenutog *fib-Model Code* 2010 modela predikcije (jednačina 2.6). Parametar uticaja nege betona (k_c) uzima u obzir uticaj vremena nege betona (t_c) na karbonatizacionu otpornost i za opisanu proceduru nege ovih uzoraka iznosi $t_c = 14$. U slučaju betona zaštićenog od atmosferskih padavina (što je bio slučaj u ovom istraživanju) vrednost vremenske funkcije se može uzeti kao $W(t)=1$.

Moguća upotreba *fib-Model Code* 2010 je ispitana na osnovu merenja NAC, RAC i HVFAC uzoraka izloženih prirodnim uslovima (tabela 4.2). Razlike između dubina karbonatizacije sračunatih na osnovu jednačine 2.6 ($x_{c, fibMC}$) i izmerenih vrednosti ($x_{c, meas.}$) kod NAC uzoraka bile su do 6% za CO₂ koncentracije do 4%. Sa druge strane sračunate vrednosti na osnovu merenja pri koncentraciji CO₂ od 16% bile su 29% manje. Međutim, *fib-Model Code* 2010 je imao bolju predikciju dubine karbonatizacije nego pojednostavljeni model definisan u jednačini 4.4 koji je potcenio dubinu karbonatizacije za 7%.

Razlike između sračunatih i izmerenih dubina karbonatizacije za RAC uzorke su se kretale od 10-31% za CO₂ koncentracije do 4%. Slično kao i u slučaju NAC uzoraka, najveća razlika bila je na osnovu merenja tokom ubrzanih testova pri koncentraciji CO₂ od 16%. Svi ovi zaključci odnose se samo na testirani RAC (100% zamene krupnog agregata recikliranim). Manje količine recikliranog agregata klase B mogu rezultovati većom tačnošću modela predikcije zbog manje poroznosti u poređenju sa 100% zamene.

Kada se primeni model predikcije definisan u *fib-Model Code* 2010 na HVFAC betone, sračunate vrednosti su bile 2-4 puta manje u poređenju sa izmerenim vrednostima, u zavisnosti od koncentracije CO₂ tokom ubrzanih testova. Ovo potvrđuje zaključak da se model za cementne betone ne može direktno primeniti na HVFAC betone i da su određene izmene modela neophodne.

Tabela 4. 2 Vrednosti sračunatih i izmerenih dubina karbonatizacije

Beton	CO ₂ konc.	X _{c,meas.ACC} ⁽¹⁾ [mm]	X _{c,2%,calc.} [mm]	R _{ACC} ⁻¹ [(m ² /s)/(kg/m ³)·10 ⁻¹¹]	Prirodna karbonatizacija	
					X _{c,fib MC} [mm]	X _{c,meas.} [mm]
NAC	1%	1.60	2.26	2.90	1.81	1.70 ⁽³⁾
	2%	1.98	1.98 ⁽²⁾	2.22	1.63	
	4%	2.83	2.00	2.27	1.64	
	16%	3.43	1.22	0.83	1.20	
RAC	1%	2.73	3.86	8.446	4.32	4.81 ⁽⁴⁾
	2%	3.45	3.45 ⁽²⁾	6.747	3.90	
	4%	4.05	2.86	4.637	3.31	
	16%	6.15	2.17	2.669	2.64	
HVFAC	1%	3.93	5.56	17.51	4.02	8.13 ⁽³⁾
	2%	4.45	4.45 ⁽²⁾	11.23	3.26	
	4%	6.05	4.28	10.38	3.14	
	16%	9.43	3.33	6.30	2.50	

(1) merena vrednost dubine karbonatizacije pri različitim CO₂ koncentracijama nakon 28 dana izloženosti

(2) merena vrednost dubine karbonatizacije pri 2% CO₂ nakon 28 dana izloženosti

(3) 21 mesec

(4) 48 meseci

4.3.2. Modifikacija modela predikcije za primenu kod betona sa LP i RCA

Uticao kvaliteta betona u smislu karbonatizacione otpornosti uzima se u *fib-Model Code 2010* modelu predikcije kroz prirodnu inverznu efektivnu karbonatizacionu otpornost (R_{NAT}^{-1}). Zbog toga je analiza mogućih izmena modela za HVFAC betone krenula od ovog parametra. Prirodna inverzna efektivna karbonatizaciona otpornost betona može se odrediti indirektno na osnovu ubrzane inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti (R_{ACC}^{-1}) primenjujući jednačinu 2.9 ili direktno na osnovu merenja dubine karbonatizacije na postojećim uzorcima pomoću sledeće jednačine.

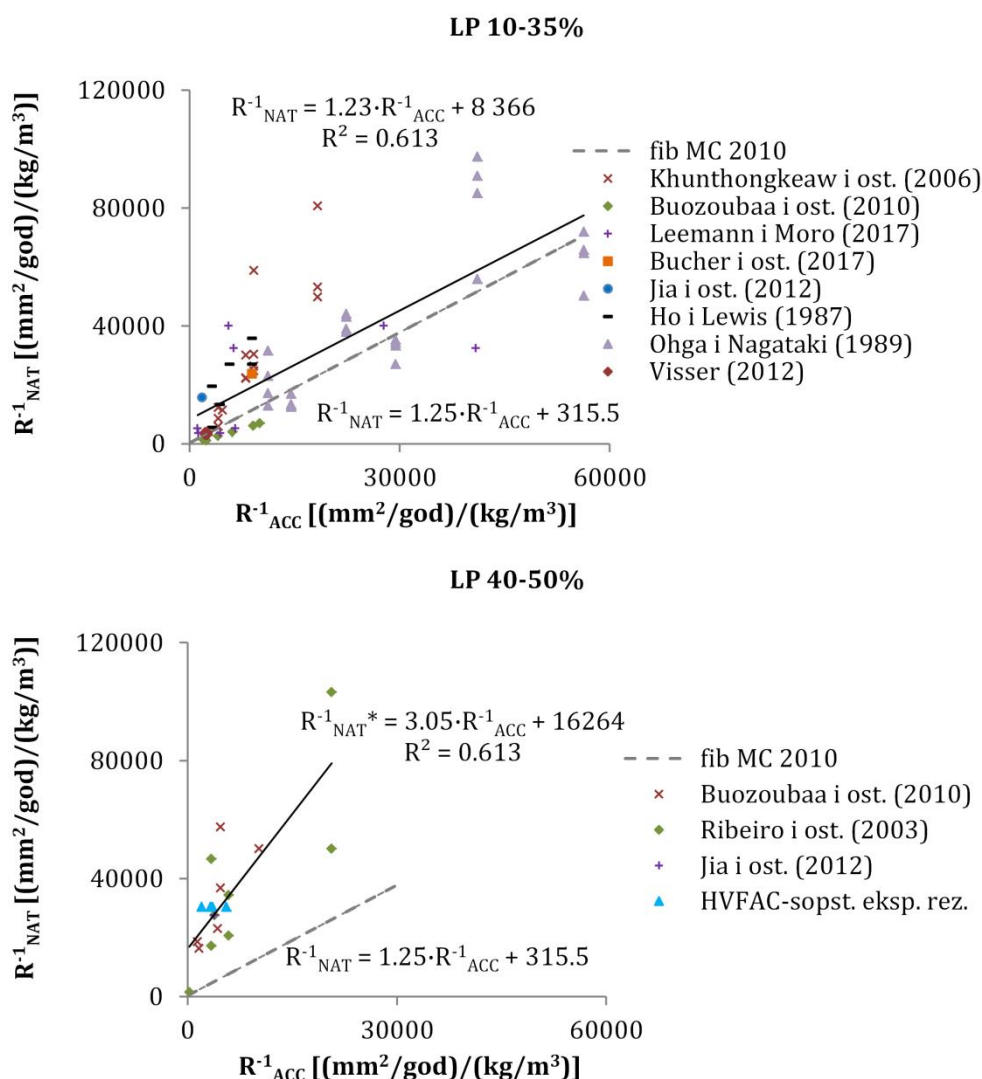
$$R_{NAT}^{-1} = \frac{x_c(t)^2}{2 \cdot k_e \cdot k_c \cdot C_s \cdot t \cdot W(t)^2} \quad (4.7)$$

Rezultati merenja dubine karbonatizacije u prirodnim i ubrzanim uslovima za betone sa 10-35% LP (Ho i R.K., 1987; Ohga i Nagataki, 1989; Khunthongkeaw, Tangtermsirikul i Leelawat, 2006; Bouzoubaâ *i ost.*, 2010; Jia, Aruhan i Yan, 2012; Visser, 2012; Bucher *i ost.*, 2017; Leemann i Moro, 2017) i 40-50% LP (Ribeiro *i ost.*, 2003; Bouzoubaâ *i ost.*, 2010; Jia, Aruhan i Yan, 2012) su izabrani kako bi se primenila jednačina 4.7 i sračunao R_{NAT}^{-1} . Prikupljeno je ukupno 69 rezultata merenja za betone sa 10-35% LP i 17 rezultata merenja za betone sa 40-50% LP. Svi neophodni podaci nisu bili obezbeđeni u ovim radovima. Usled nedostatka podataka o relativnoj vlažnosti, RH = 65% je pretpostavljeno kako bi se eliminisao uticaj parametra k_e koji uzima u obzir vlažnost sredine. Takođe, u cilju eliminisanja uticaja parametra $W(t)$ razmatrani su samo oni rezultati izmereni na uzorcima koji su bili zaštićeni od kiše. Trend linija dobijene veze između prirodne i ubrzane inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti za betone sa različitim sadržajem LP prikazana je na slici 4.18 zajedno sa linijom koju predlaže *fib-Model Code 2010*.

4. Karbonatizacija

Vrednost k_t definiše nagib ovih pravih. U slučaju betona sa sadržajem LP do 35% ukupnih vezivnih materijala, ove dve linije su gotovo paralelne: 1.23 u poređenju sa 1.25 koliko predlaže *fib-Model Code* 2010, pa će se u nastavku koristiti vrednost definisana u *fib-Model Code* 2010. Razlika među njima je jedino u mestu gde prava preseca ordinatu (8366 u poređenju sa 315.5). Ova vrednost predstavlja fizičko značenje funkcije greška (ε_t) u transformaciji između ubrzane i prirodne karbonatizacione otpornosti (iz R_{ACC}^{-1} u R_{NAT}^{-1}). U slučaju HVFAC betona postojale su značajnije razlike i u nagibu prave i u odsečku na ordinati. Zbog toga je predložena modifikacija *fib-Model Code* 2010 modela predikcije menjajući vezu između R_{ACC}^{-1} i R_{NAT}^{-1} za betone sa visokim sadržajem LP:

$$R_{NAT}^{-1} * = 3.05 \cdot R_{ACC}^{-1} + 16264 \quad (4.8)$$



Slika 4. 18 Odnos između prirodne i ubrzane inverzne karbonatizacione otpornosti betona sa LP

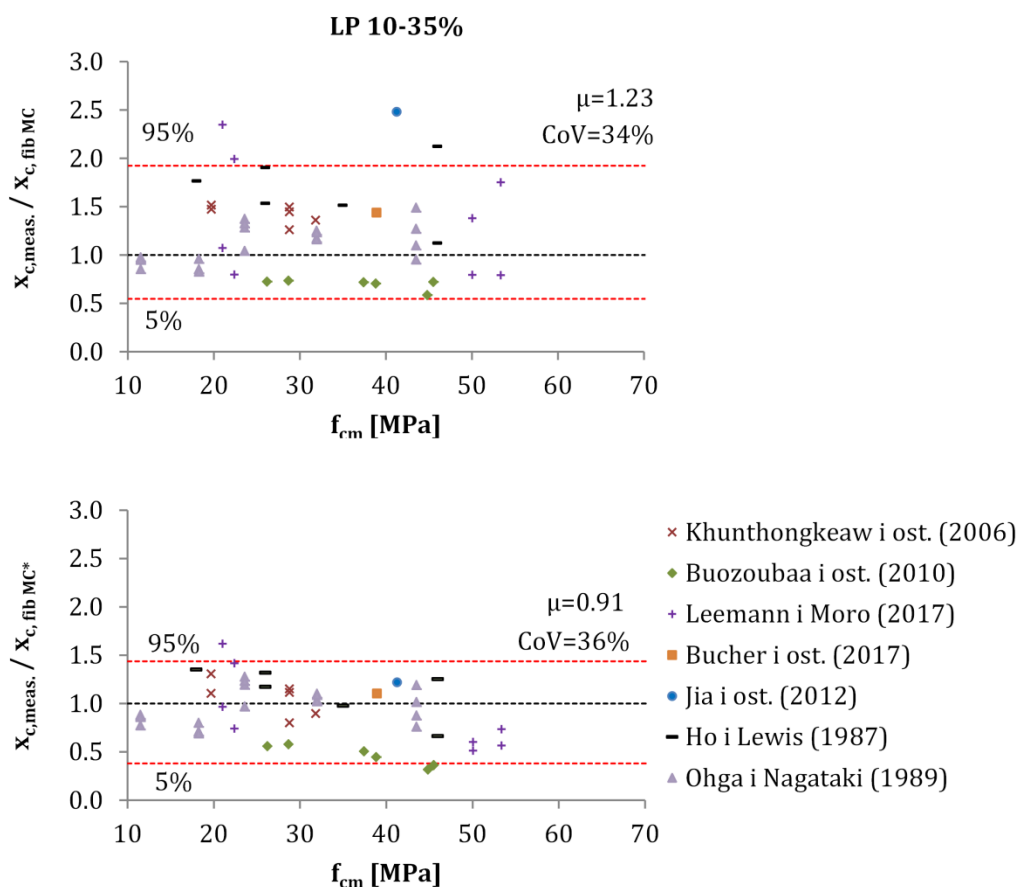
U daljoj analizi, pri upotrebi jednačine 2.6 za betone sa različitim sadržajem LP, biće korišćeni koeficijenti k_t i ε_t čije vrednosti su prikazane u tabeli 4.3.

Tabela 4. 3 Vrednosti koeficijenata k_t i ε_t za betone sa različitim sadržajem LP

Količina LP	k_t (-)	ε_t (mm ² /year)/(kg/m ³)
10-35%	1.25	8366
40-50%	3.05	16264

4. Karbonatizacija

Odnos izmerene i sračunate dubine karboantizacije ($x_{c,meas.}/x_{c, fibMC^*}$) dobijene korišćenjem jednačine 2.6 i prethodno opisanog modifikovanog parametra R^{-1}_{NAT} za betone sa različitim sadržajem LP je prikazan na slikama 4.19 i 4.20.



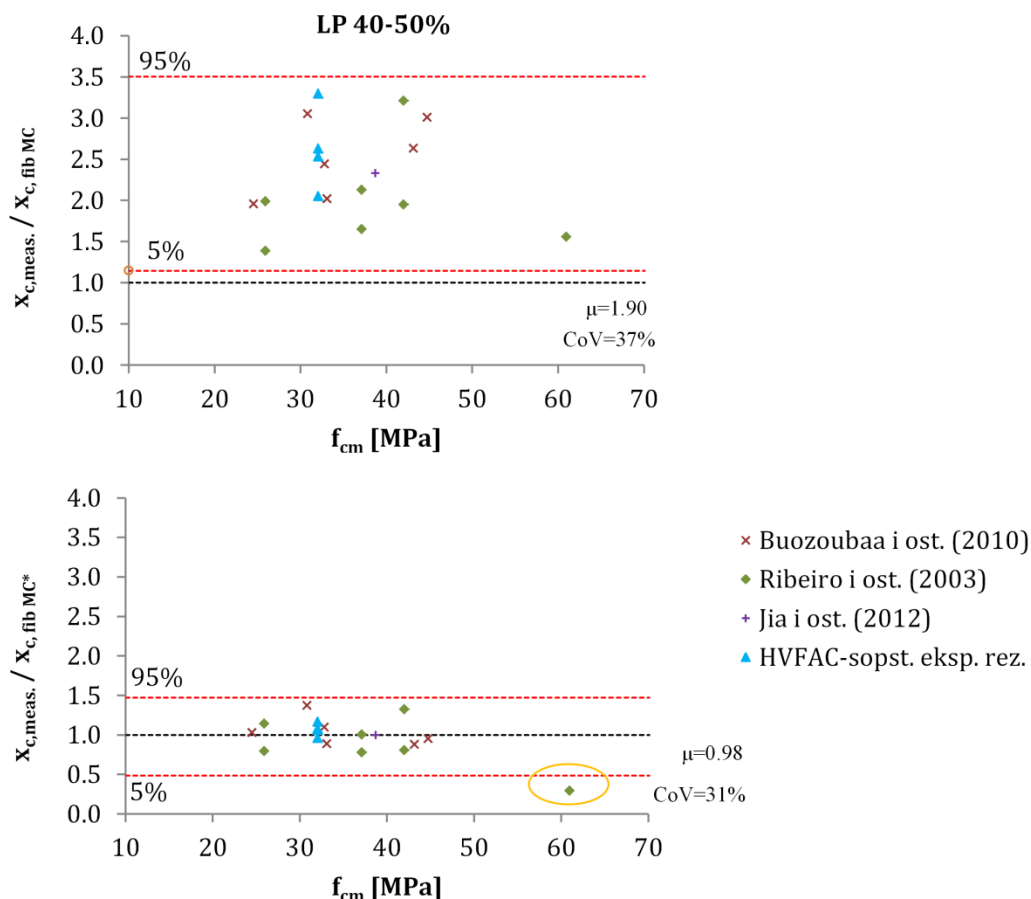
Slika 4. 19 Odnos između izmerene i sračunate dubine karbonatizacije koristeći fib-Model Code 2010 a) prvobitno definisane i b) modifikovane parametre ϵ_t i k_t za betone sa 10-35% LP

Za betone sa manjim sadržajem LP (10–35%), srednja vrednost ovog odnosa je smanjena sa 1.25 (slika 4.19a), na vrednost 0.91 kada se upotrebi model sa modifikovanim koeficijentima iz tabele 4.3 (slika 4.19b). U slučaju modela sa korigovanim parametrima gotovo svi rezultati su bili unutar intervala poverenja 5% i 95%. U prvom slučaju predikcija je bila nekonzervativna, dok je u slučaju upotrebe modifikovanih parametara bila blago konzervativna.

Ukoliko se u obzir uzmu samo ispitivanja na HVFAC betonima (sa sadržajem LP između 40% i 50% u ukupnom vezivnom materijalu), promene su još uočljivije. U slučaju prvobitno definisanih parametara nije postojao ni jedan rezultat koji je dostigao ciljnu vrednost 1.0 (slika 4.20a). Značajno bolju predikciju dubine karbonatizacije sa srednjom vrednošću odnosa ($x_{c,meas.}/x_{c, fib MC^*}$) jednakom 0.98 dala je upotreba modifikovanih parametara k_t i ϵ_t . Samo jedna vrednost je izlazila izvan intervala poverenja (slika 4.20b).

Komparativni rezultati za RAC betone koji su imali merenja dubine karbonatizacije u prirodnim i ubrzanim uslovima nisu pronađeni u literaturi. S toga, nije moguća evaluacija veze između R^{-1}_{NAT} i R^{-1}_{ACC} . S obzirom da se proces karbonatizacije u hemijskom smislu ne menja u poređenju sa NAC betonima (obe vrste su cementni betoni), u budućoj analizi vrednosti koeficijenata k_t i ϵ_t će se uzimati kao i za NAC (Carević, Ignjatović i Dragaš, 2019).

4. Karbonatizacija



Slika 4. 20 Odnos između izmerene i sračunate dubine karbonatizacije koristeći fib-Model Code 2010 a) prvobitno definisane i b) modifikovane parametre ε_t i k_t za betone sa 40-50% LP

4.3.3. Veza čvrstoće betona pri pritisku i inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti

Nakon što je ustanovljena veza između prirodne i ubrzane inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti za betone sa LP (jednačina 2.9 i tabela 4.3), može se vršiti predikcija dubine karbonatizacije, a samim tim i upotrebnoog veka. Da bi se to moglo ostvariti potrebno je izvršiti ubrzani karbonatizacioni test i sračunati vrednost R^{-1}_{ACC} . Kako to nije uvek moguće, pogotovo u slučaju postojećih konstrukcija, vrednost R^{-1}_{ACC} može se odrediti na osnovu poznate čvrstoće betona pri pritisku, koja se najčešće koristi kao indikator kvaliteta betona. Zbog toga je neophodno uspostaviti vezu između srednje čvrstoće betona pri pritisku pri starosti od 28 dana (f_{cm}) i ubrzane inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti betona. U nastavku je sprovedena analiza na svim dostupnim podacima ispitivanja koji se mogu pronaći u literaturi u cilju uspostavljanja relacije za NAC i betone sa različitim procentom zamene LP i RA.

Vrednosti dubine karbonatizacije u ubrzanim uslovima i odgovarajuće čvrstoće pri pritisku pronađene su u 14 istraživanja za NAC (Ohga i Nagataki, 1989; Jiang, Lin i Cai, 2000; Atis, 2003; Katz, 2003; Khunthongkeaw, Tangtermsirikul i Leelawat, 2006; Dhir i ost., 2007; Kuosa i ost., 2008; Ribeiro, Ribeiro i Gonçalves, 2009; Bouzoubaâ i ost., 2010; Pedro, de Brito i Evangelista, 2015; Durán-Herrera i ost., 2015; Bucher i ost., 2017; Leemann i Moro, 2017; Shah i Bishnoi, 2018), 7 istraživanja za betone sa RA (Buyle-Bodin i Hadjieva-Zaharieva, 2002; Katz, 2003; Evangelista i Brito, 2010; Pedro, de Brito i Evangelista, 2015; Silva i ost., 2015; Cartuxo i ost., 2016; Vieira i ost., 2016) i 16 istraživanja za betone sa LP (Ho i R.K., 1987; Ohga i Nagataki, 1989; Bentur i Jaegermann, 1991; Jiang, Lin i Cai, 2000; Atis, 2003; Ribeiro i ost.,

4. Karbonatizacija

2003; Sanjuán, Andrade i Cheyrezy, 2003; Khunthongkeaw, Tangtermsirikul i Leelawat, 2006; Kuosa *i ost.*, 2008; Bouzoubaâ *i ost.*, 2010; Jia, Aruhan i Yan, 2012; Durán-Herrera *i ost.*, 2015; Leemann i Moro, 2017; Bucher *i ost.*, 2017; Ignjatovic *i ost.*, 2017; Shah i Bishnoi, 2018). Ukupno je prikupljeno 115 merenja dubine karbonatizacije za NAC, 109 merenja za betone sa RA i 138 merenja za betone sa LP. Od svih rezultata prikupljenih za betone sa RA, 29 ih je prikupljeno za betone sa 10-50% zamene prirodnog agregata sa recikliranim, dok je 80 prikupljeno za betone sa 100% zamene. Razmatrani su betoni sa zamenom sitnog i/ili krupnog agregata sa RA. Od svih rezultata prikupljenih za betone sa LP, 79 rezultata se odnosilo na betone sa 10-35% LP u ukupnom vezivnom materijalu, dok je 59 rezultata prikupljeno za HVFAC betone (preko 37% LP). U odabranim istraživanjima, čvrstoća pri pritisku (f_{cm}) je bila u rasponu od 11.5 do 67.0 MPa (mereno na standardnom cilindru Ø150·300 mm), RH je bio u rasponu od 55% do 83%, dok se CO_2 koncentracija tokom ubrzanih testova kretala između 1% i 20%. Vrednosti R_{ACC}^{-1} su sračunate koristeći jednačinu definisanu u okviru projekta LIFECON D 3.2 Service Life Models (Lay i Schießl, 2003):

$$R_{ACC}^{-1} = \left(\frac{x_c}{\sqrt{2 \cdot C_s \cdot t}} \right)^2 \quad (4.9)$$

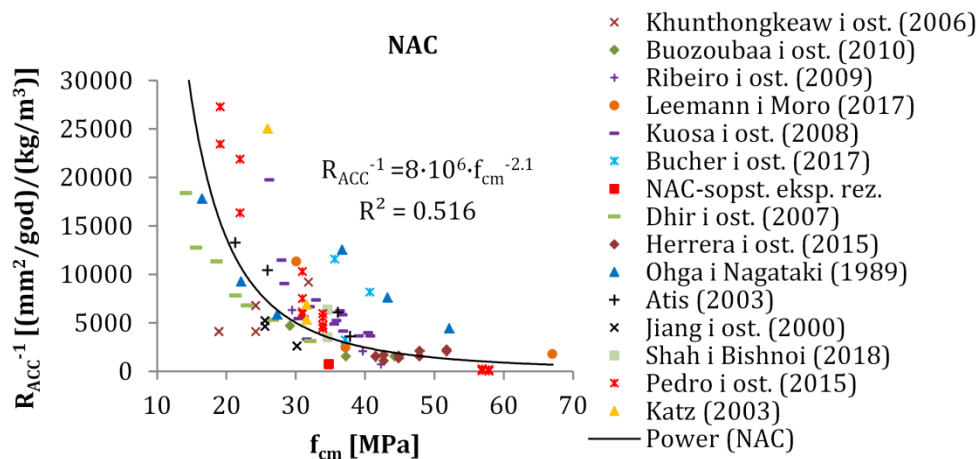
gde je:

x_c dubina karbonatizacije u ubrzanim uslovima izloženosti [mm],

C_s koncentracija CO_2 tokom testa [kg/m^3],

t vreme trajanja ubrzanog testa [godine].

Veza između ubrzane inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti i čvrstoće pri pritisku nakon 28 dana starosti na cilindru dimenzija Ø150·300 mm prikazane su na slikama 4.21-4.23 za sve vrste razmatranih betona.

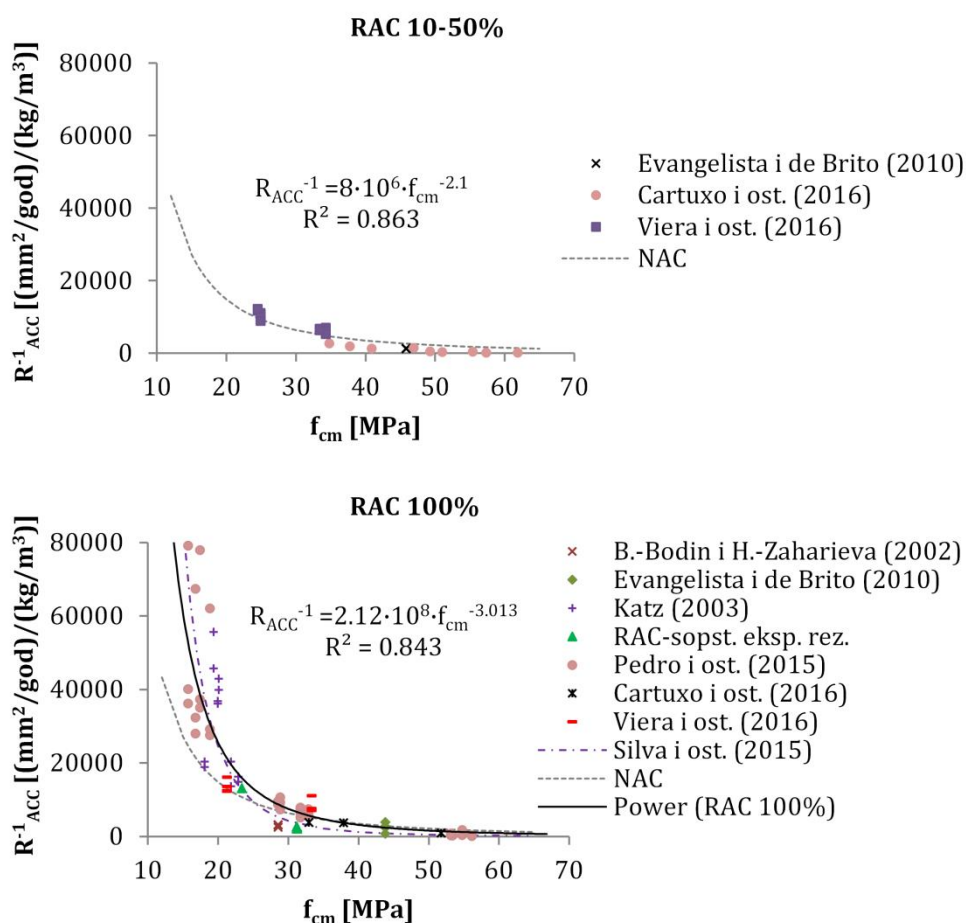


Slika 4. 21 Odnos između ubrzane inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti i čvrstoće pri pritisku nakon 28 dana za NAC betone

Razmatrajući prikazane rezultate i imajući u vidu pozitivna iskustva u drugim istraživanjima (Silva *i ost.*, 2015) sa stepenovanim regresionim funkcijama za vezu karbonatizacione otpornosti i čvrstoće pri pritisku, odlučeno je da se koristi stepenovana funkcija za sve vrste betona, bez obzira na tip, vrstu i veličinu RA, ili procenat zamene LP. Sa slike 4.21 se može videti da je funkcija zavisnosti koja je određena na osnovu rezultata dostupnih u literaturi za cementne betone sa prirodnim agregatom imala koeficijent determinacije (R^2) od 0.516 što pokazuje relativno dobro (prihvatljivu) korelaciju između ove dve varijable (f_{cm} i R_{ACC}^{-1}).

4. Karbonatizacija

Ista veza je definisana i za betone sa različitim procentom zamene PA recikliranim (slika 4.22). Od svih dostupnih rezultata ubrzanih testova u obzir su došli samo oni kod kojih je korišćen agregat nastao recikliranjem betona. Pri tome, razmatrani su betoni sa zamenom sitnog i/ili krupnog agregata sa RA. Zbog malog broja rezultata prikupljenih za betone sa 10-50% zamene prirodnog agregata recikliranim (29 merenja) nije mogla biti uspostavljena kvalitetna zavisnost, pa je korišćena jednačina predložena za NAC betone. Sa slike 4.22 može se zaključiti da je funkcija predložena za NAC betone odgovara rezultatima prikupljenim za RAC betone sa procentom zamene do 50% (koeficijent determinacije 0.863). Do istog zaključka došli su i autori Silva i ostali (Silva *i ost.*, 2015) u svom istraživanju. Na osnovu dostupnih rezultata može se zaključiti da manji procenti zamene (do 50%) neće uticati na karbonatizacionu otpornost betona. Zbog toga će se u nastavku za proračun R^{-1}_{ACC} betona do 50% zamene PA recikliranim (RAC 10-50%) koristiti funkcija zavisnosti koja je predložena za NAC betone.



Slika 4. 22 Odnos između ubrzane inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti i čvrstoće pri pritisku nakon 28 dana za betone sa različitim procentima RA

U slučaju betona sa 100% RA (RAC 100%) prikupljen je veći broj rezultata (80 merenja) pa je izvršena regresiona analiza i predložena funkcija zavisnosti između R^{-1}_{ACC} i f_{cm} . Ostvaren je koeficijent determinacije (R^2) od 0.843, odnosno, 84.3% rezultata inverzne karbonatizacione otpornosti se može opisati predloženom relacijom sa f_{cm} na 28 dana. Ostatak se može objasniti velikim brojem faktora koji se razlikuju u svakom eksperimentalnom istraživanju. Ovo uključuje ugradnju, uslove nege, vrstu cementa, količinu cementa, w/c odnos pa čak i samu poroznost RA. Broj i varijabilnost korišćenih podataka čini ovaj rezultat relevantnijim. Sa druge strane, eksperimentalni rezultati pojedinačnih istraživanja (Katz, 2003; Pedro, de Brito

4. Karbonatizacija

i Evangelista, 2015) prikazanih na slici 4.22 u potpunosti prate predloženu krivu za raspon čvrstoća od 20-55 MPa, što govori u prilog stabilnosti predložene funkcije.

Rezultati pokazuju da karbonatizaciona otpornost uglavnom zavisi od čvrstoće pri pritisku betona, bez obzira na tip i veličinu RA. Ovi zaključci su u saglasnosti sa drugim istraživačima (Silva i ost., 2015) čija funkcija zavisnosti je takođe prikazana na slici 4.22. S obzirom da su pomenuti autori definisali zavisnost između koeficijenta karbonatizacije u ubrzanim uslovima (k_{ac}) i f_{cm} , bilo je neophodno uspostaviti vezu između k_{ac} i R^{-1}_{ACC} (Neves, Branco i De Brito, 2012):

$$k_{ac} = \sqrt{2 \cdot C_s \cdot R^{-1}_{ACC}} \quad (4.10)$$

gde je:

k_{ac} koeficijent karbonatizacije u ubrzanim uslovima izloženosti [mm/god^{0.5}],

C_s CO₂ koncentracija tokom ubrzanog testa [kg/m³].

Iz ovoga sledi transformacija na osnovu koje je dobijena funkcija prikazana na slici 4.22:

$$R^{-1}_{ACC} = \frac{k_{ac}^2}{2 \cdot C_s} \quad (4.11)$$

Ne postoji značajna razlika između funkcije predložene od strane Silve i ostalih (Silva i ost., 2015) i funkcije predložene na osnovu rezultata koji se mogu pronaći u literaturi.

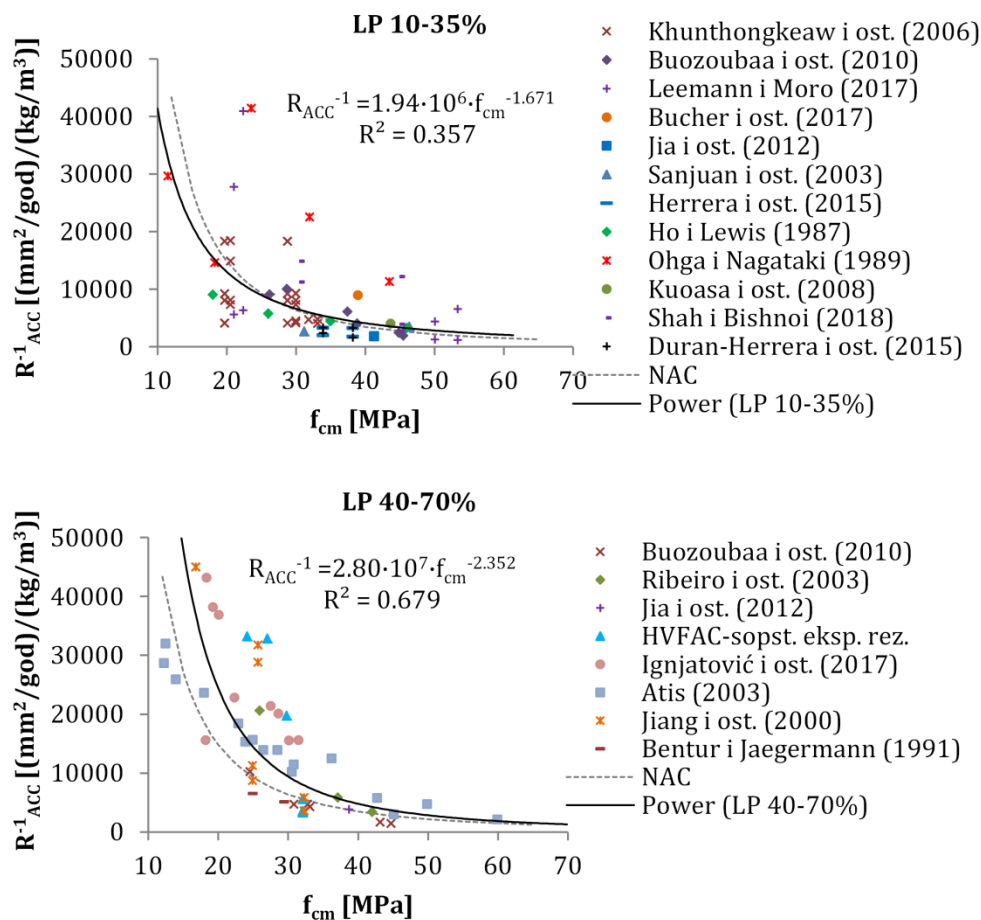
Analizirajući regresionu krivu NAC i RAC betona sa 100% zamene RA, prikazanu na slici 4.22, može se videti da je njihov trend veoma sličan. Pri manjim vrednostima čvrstoće pri pritisku, karbonatizaciona otpornost RAC betona je manja u poređenju sa NAC betonima. Međutim, kako raste čvrstoća pri pritisku razlike se smanjuju. Ove dve krive se seku pri vrednosti f_{cm} od 36.2 MPa nakon čega praktično ne postoji razlika između NAC i RAC betona sa 100% RA. Zbog svega navedenog u nastavku će se za proračun R^{-1}_{ACC} betona sa 100% RA koristiti funkcija zavisnosti koja je definisana na slici 4.22 za betone čvrstoće do 36.2 MPa, dok će se za betone veće čvrstoće koristiti funkcija predložena za NAC.

Rezultati merenja čvrstoće pri pritisku i inverzne karbonatizacione otpornosti za betone sa LP prikazani su na slici 4.23. Kod betona sa manjim procentom LP (10-35%) postojalo je veliko rasipanje rezultata. Zbog toga i ne čudi mali koeficijent detereminacije ($R^2=0.357$) koji se može objasniti velikim brojem faktora koji se razlikuju u svakom eksperimentalnom istraživanju, uključujući pre svega uslove nege, vrstu cementa i količinu cementa, kao i w/b odnos. Analizirajući regresionu krivu NAC i betona sa 10-35% zamene cementa sa LP (LP 10-35%), može se videti da je njihov trend veoma sličan (razlike su do 23%). Razlike koje se mogu videti na slici javljaju se samo kod betona sa čvrstoćom manjom od 20 MPa. Sa slike se vidi da je u tom slučaju karbonatizaciona otpornost betona sa LP veća u odnosu na NAC betone istih čvrstoća. Ovo je bila posledica malog broja rezultata prikupljenih za $f_{cm} < 20$ MPa.

S obzirom da se ovo istraživanje nije bavilo betonima čija je srednja čvrstoća manja od 20 MPa (ne spadaju u betone za konstruktivnu upotrebu) posledice razlike u otpornosti NAC i betona sa LP čije su čvrstoće manje od 20 MPa mogu se zanemariti. Drugim rečima, ne postoji značajnija razlika između funkcije predložene za NAC i regresione funkcije određene za betone sa 10-35% LP koji imaju čvrstoću pri pritisku veću od 20 MPa. Zbog toga će se u nastavku za proračun R^{-1}_{ACC} betona sa 10-35% LP koristiti funkcija zavisnosti koja je predložena za NAC betone.

4. Karbonatizacija

U slučaju HVFAC betona sa 40-70% LP ostvaren je koeficijent determinacije od 0.679. Imajući u vidu veliki broj faktora koji se razlikuju u svakom eksperimentalnom istraživanju, pogotovo kod upotrebe ovako velikog procenta LP, rezultat se može smatrati relevantnim. Sa druge strane, eksperimentalni rezultati pojedinačnih istraživanja (Atis, 2003) prikazanih na slici 4.23 u potpunosti prate predloženu krivu za raspon čvrstoća od 20-60 MPa, što govori u prilog stabilnosti predložene regresione funkcije. Analizirajući regresionu krivu NAC i HVFAC betona, prikazanu na slici 4.23, može se videti da postoji razlika između ove dve vrste betona. Pri manjim vrednostima čvrstoće pri pritisku, karbonatizaciona otpornost HVFAC betona je značajno manja u poređenju sa NAC betonima. Međutim, sa porastom čvrstoće pri pritisku razlike se smanjuju. U nastavku će se za proračun R^{-1}_{ACC} HVFAC betona koristiti funkcija zavisnosti koja je definisana na slici 4.23.



Slika 4. 23 Odnos između ubrzane inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti i čvrstoće pri pritisku nakon 28 dana za betone sa različitim procentima LP u ukupnom vezivnom materijalu na osnovu rezultata koji se mogu naći u literaturi

Kao što je pokazano, veza između R^{-1}_{ACC} i srednje čvrstoće pri pritisku na 28 dana za bilo koju vrstu razmatranih betona može se napisati u sledećem opštem obliku:

$$R_{ACC}^{-1} = a \cdot f_{cm}^b \quad (4. 12)$$

Na osnovu prikazanih rezultata i sprovedene regresione analize određeni su koeficijenti a i b i sumarno su prikazani u tabeli 4.4. Ovi koeficijenti su u nastavku korišćeni za sračunavanje R^{-1}_{ACC} i dubine karbonatizacije ($x_{c,calc}$) na osnovu *fib-Model Code* 2010.

Tabela 4. 4 Vrednosti koeficijenata *a* i *b* za različite vrste betona

Beton	a	b
NAC	$8 \cdot 10^6$	-2.100
RAC 10-50%	$8 \cdot 10^6$	-2.100
RAC 100% ($f_{cm} \leq 36.2$ MPa)	$2.12 \cdot 10^8$	-3.013
RAC 100% ($f_{cm} > 36.2$ MPa)	$8 \cdot 10^6$	-2.100
LP 10-35%	$8 \cdot 10^6$	-2.100
HVFAC (LP 40-70%)	$2.80 \cdot 10^7$	-2.352

4.3.4. Zaključak

Nakon određene optimalne koncentracije CO₂ ispitana je mogućnost primene postojećeg modela predikcije (*fib-Model Code*) na betonima sa RA i LP. Analiza je sprovedena na osnovu sopstvenih eksperimentalnih rezultata i rezultata dostupnih u literaturi.

- Primena *fib-Model Code* 2010 (jednačina 2.6) za predikciju dubine karbonatizacije pokazala je dobru korelaciju između sračunatih i izmerenih vrednosti za NAC i RAC betone. U slučaju HVFAC, sračunate vrednosti su bile dva puta manje u poređenju sa izmerenim vrednostima u prirodnim uslovima.
- Predložena korekcija koeficijenata k_t i ε_t radi uspostavljanja veze između prirodne i ubrzane inverzne efektivne karbonatizacije otpornosti pokazala je bolju korelaciju između izmerenih i sračunatih dubina karbonatizacije za betone sa LP.
- Predložena veza između ubrzane inverzne efektivne karbonatizacije otpornosti i srednje čvrstoće pri pritisku pružila je dodatnu mogućnost za pouzdanu predikciju dubine karbonatizacije koristeći parametar koji se najčešće koristi kao indikator kvaliteta betona (čvrstoću pri pritisku). Ova veza uspostavljena je na osnovu velikog broja rezultata dostupnih u literaturi za NAC betone, RAC sa svim procentima zamene agregata i betone do 70% LP u ukupnoj vezivnoj masi.

4.4. ODREĐIVANJE UPOTREBNOG VEKA RAZLIČITIH VRSTA BETONA

4.4.1. Definisane granične funkcije

Kada je u pitanju predviđanje upotrebnog veka AB konstruktivnih elemenata podložnih koroziji, usled karbonatizacije ili penetracije hlorida, treba razmotriti nekoliko opcija. Prva važna odluka može biti donesena na osnovu ulaznih podataka izabranog modela predikcije. Kada su svi ulazni parametri determinističke vrednosti, model je takođe deterministički. Sa druge strane, ako se svi parametri tretiraju kao kontinualne stohastičke varijable, definisane pomoću srednjih vrednosti, standardne devijacije i funkcije gustine raspodele, model je probabilistički. Međutim, postoji i polu-probabilistički pristup rešavanju problema. Korišćenjem srednje vrednosti za svaki ulazni parametar u determinističkom modelu će dati procenu životnog veka koja odgovara verovatnoći otkaza od najmanje 50%. Sa stanovišta projektovanja prema upotrebnom veku to je neprihvatljivo. Potpuni probabilistički pristup omogućava određivanje upotrebnog veka koji se odlikuje znatno manjom verovatnoćom otkaza (neuspeha). Pošto ovaj metod zahteva poznavanje svih nesigurnosti koje su uključene i korišćenje određenog probabilističkog softvera, uveden je i polu-probabilistički pristup. Modeli koji se koristi potiču od probabilističkih analiza koje su izvršene na više prethodnih studija slučaja. Ova veza sa probabilističkim pristupom je neophodna da bi se odredila vrednost niza parcijalnih faktora sigurnosti koji bi trebalo da obezbede dovoljno malu verovatnoću otkaza za procenjeni upotrebnog vek. Polu-probabilistički modeli zahtevaju karakteristične vrednosti za sve ulaze parametre umesto srednjih vrednosti. Glavna prednost

4. Karbonatizacija

polu-probabilističkih modela je u tome što su oni veoma jednostavni za upotrebu u projektovanju prema potrebnom veku.

Dostupni modeli predviđanja mogu se podeliti u dve klase u zavisnosti od njihove prirode. Empirijski modeli se oslanjaju na bazična eksperimentalna ispitivanja betona i parametre sredine merene u relativno kratkom vremenskom intervalu. Ovi podaci su prilagođeni jednostavnim matematičkim modelima koji se široko primenjuju u praksi, uglavnom zbog njihove jednostavnosti. Zbog toga ne čudi da je većina modela propisanih inženjerskim smernicama za projektovanje prema potrebnom veku (npr. *fib* Bulletin 34 (2006), DuraCrete (1998- 2000)) empirijska. Ovaj pristup očigledno ima neke nedostatke. Ekstrapolacija podaka iz rane faze životnog veka betona, dobijenih najčešće ubrzanim testovima, za predikciju njegovog dugoročnog ponašanja svakako je upitna. Drugi glavni nedostatak empirijskih modela je u tome što se oni obično razvijaju pomoću podataka iz laboratorijski kontrolisanih eksperimenata i često ne uzimaju u obzir interakciju različitih faktora (Otieno, Beushausen i Alexander, 2011). Fizički modeli nemaju ove probleme. Unutar ovih izraza svi fizički procesi koji se odnose na proučavani mehanizam deterioracije opisani su što je moguće tačnije sa naučne tačke gledišta. Kao posledica toga, mnogo je teže odrediti analitička rešenja za ove očigledno složene izraze. Neophodno je uneti potrebne podatke za svaki relevantni fizički proces. Na kraju, jednostavan empirijski pristup može biti korisniji, uprkos njegovim nedostacima.

U ovom istraživanju primijenjen je samo empirijski pristup. Nakon što je ustanovljena veza između ubrzane inverzne efektivne karbonatizacije otpornosti i čvrstoće pri pritisku na 28 dana (jednačina 4.12 i tabela 4.4), može se izvršiti predikcija dubine karbonatizacije, a samim tim i upotrebnog veka koristeći *fib*-Model Code 2010 funkciju predikcije definisanu jednačinom 2.6. Ova jednačina se smatra efikasnim načinom za procenu vremena kada se očekuje da karbonatizacioni front dosegne armaturu i pokrene depasivizaciju. Na osnovu toga može se definisati osnovna funkcija graničnog stanja depasivizacije armature izazvane karbonatizacijom:

$$g(c, x_c(t)) = c - x_c(t) = c - \sqrt{2 \cdot k_e \cdot k_c \cdot (k_t \cdot R_{ACC}^{-1} + \varepsilon_t) \cdot C_s \cdot t \cdot W(t)} \quad (4.13)$$

gde je:

c debljina zaštitnog sloja betona do armature [mm].

Debljina zaštitnog sloja se obično bira u pogledu uslova sredine u kojoj će se beton koristiti. Postupak proračuna odgovarajuće projektne vrednosti, za različite klase izloženosti, definisan je u SRPS EN 1992-1-1 (CEN, 2015). Iako strogo određena, njena stvarna vrednost u praksi varira zbog neizbežnih nepravilnosti do kojih dolazi u fazi izgradnje. Zbog toga bi ovaj parametar trebalo posmatrati kao stohastičku varijablu umesto konstantne vrednosti. Međutim, za potrebe proračuna upotrebnog veka iz uslova trajnosti umesto debljine zaštitnog sloja, koji jeste stohastička varijabla, koristiće se minimalna debljina zaštitnog sloja iz uslova trajnosti ($c_{min,dur}$). Ova vrednost je deterministička veličina i predstavlja minimalnu vrednost koju zaštitni sloj treba da ima da bi se ostvario životni vek od 50 godina. SRPS EN 1992-1-1 (CEN, 2015) propisuje minimalni zaštitni sloj od 15 do 30 mm za klase izloženosti od XC1 do XC4, u slučaju standardne klase konstrukcije S4 koja odgovara životnom veku od 50 godina. Konačna (nominalna) vrednost zaštitnog sloja (c_{nom}) biće uvećana za tipičnu standardnu devijaciju za zaštitni sloj (Δc_{dev}), koja zavisi od toga da li postoje određeni zahtevi za izvođenje betonske konstrukcije ili ne:

$$c_{nom} = c_{min,dur} + \Delta c_{dev} \quad (4.14)$$

Za rešavanje granične funkcije potrebno je definisati i određene parametre, pre svega uslove sredine, tj. uslove izloženosti. Srednja atmosferska koncentracija CO₂ (C_s) se prema *fib* Bulletin 34 (2006) usvaja kao 0.00082 kg/m³ ili 0.05% po zapremini, uzimajući u obzir da će se trenutna koncentracija CO₂ još više povećavati (zbog efekta staklene bašte). Podaci (Lay i Schießl, 2003) ukazuju na poprilično konstantnu standardnu devijaciju od 0.0001 kg/m³.

Parametar uticaja nege betona (k_c) uzima u obzir uticaj vremena nege betona na karbonatizacionu otpornost. Prema *fib* Bulletin 34 (2006), sve mere koje se preduzimaju kako bi se sprečilo prerano isušivanje betona (negovanje u vodi, negovanje na vazduhu dok je površina betona pokrivena, itd.) smatraju se načinima koji garantuju pravilnu negu. Treba napomenuti da vrednost eksponenta b_c u jednačini 2.8 može da varira u zavisnosti od vrste betona. Spora pucolanska reakcija LP, koja se odvija u HVFAC betonu, može zahtevati dužu negu od klasičnog cementnog betona kako bi se postigla najveća moguća otpornost na karbonatizaciju. Van den Heede (2014) je konstatovao da se za betone sa LP (čak i za one sa velikim sadržajem LP) ipak mogu koristiti preporučene vrednosti predložene u *fib* Bulletin 34 (2006). Za sada je za sve ispitivane tipove betona za parametar b_c usvojena ukupna srednja vrednost (-0.567), standardna devijacija (0.024) i normalna raspodela. Usvojeno je vreme nege betona (t_c) od 7 dana, jer je pretpostavljeno da je to standardno vreme nege u gradilišnim uslovima. Takođe, nega uzoraka od 7 dana je u *fib*-Bulletin 34 (2006) propisana kao standardna nega za ispitivanje ubrzane karbonatizacione otpornosti.

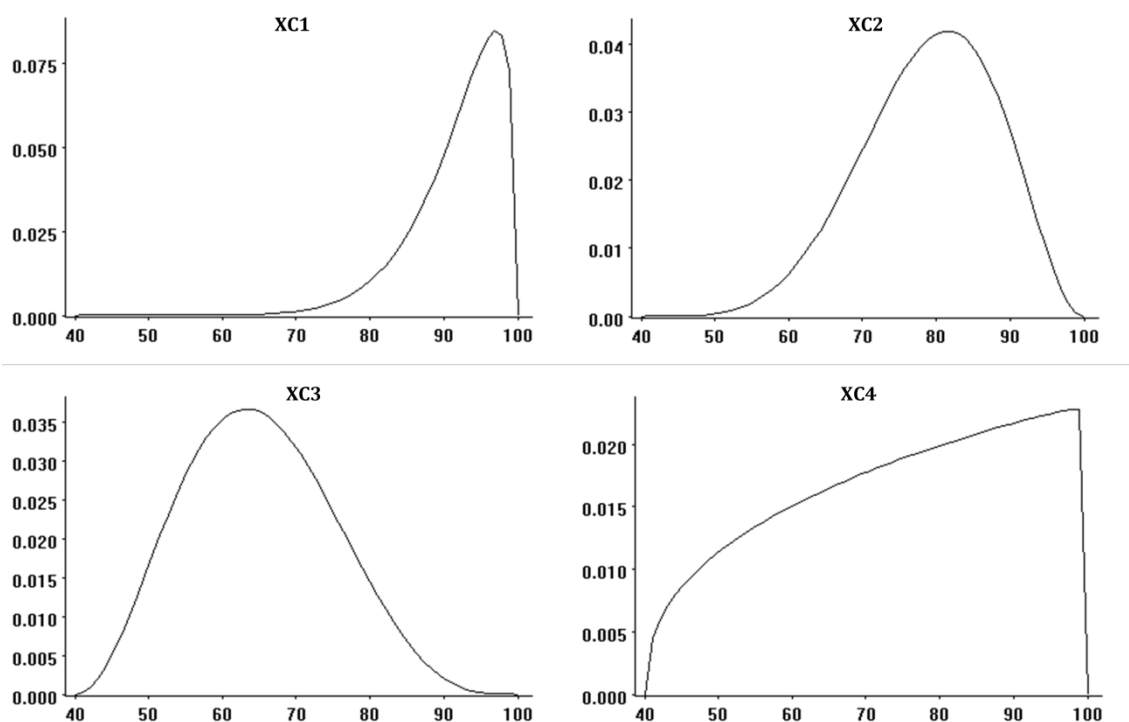
Funkcija uticaja sredine (k_e) obuhvata uticaj prirodne vlažnosti sredine (RH_{real}) i razlikuje se za različite klase izloženosti (jednačina 2.7). Kao što je predloženo u *fib* Bulletin 34 (2006), ovaj parametar bi trebao predstavljati relativnu vlažnost karbonatizovanog sloja umesto relativne vlažnosti okoline. S obzirom na činjenicu da ovi podaci nisu lako dostupni i da se proces karbonatizacije odvija samo u površinskom sloju betona, opravdano je koristiti vrednosti relativne vlažnosti vazduha okoline. Takvi podaci za RH_{real} se obično prikupljaju sa meteorološke stanice u blizini lokacije razmatrane AB konstrukcije. Budući da je glavni cilj ovog dela istraživanja bio određivanje upotrebnog veka različitih vrsta betona za klase izloženosti koje propisuje SRPS EN 1992-1-1 (CEN, 2015), izvršena je procena parametara raspodele za RH_{real} u skladu sa definisanim klasama izloženosti. Pošto je donja granica relativne vlažnosti u Evropi značajno različita od nule, a gornja granica 100%, prikladno je koristiti funkciju raspodele sa gornjom i donjom granicom. U ovom istraživanju za ovaj parametar je pretpostavljena beta raspodela sa donjom granicom od 40% i gornjom od 100%. Parametri beta raspodele promenive RH_{real} za pojedine klase izloženosti, s obzirom da nisu definisane pravilnikom, usvojene su na osnovu opisa koji se mogu naći u SRPS EN 1992-1-1 (CEN, 2015) i preporuka iz literature (Lay i Schießl, 2003; *fib*-Bulletin 34, 2006; Van den Heede, 2014; CEN/TS 229/WG 5, 2016).

Godišnja srednja relativna vlažnost u Evropi kreće se između 60% (Španija, Madrid) i 88% (Nemačka, Fichtelgebirge) (Lay i Schießl, 2003). U studiji LifeCon–Service Life Models (2003) klasifikovan je opseg relativne vlažnosti u Evropi od 60% do 92% (najveća vrednost za koju će se depasivacija i dalje pojavljivati u roku od 100 godina). Prema opisu klasa izloženosti (CEN, 2015) svakoj od klasa izloženosti karbonatizaciji može se pripisati određena vlažnost vazduha iz definisanog opsega (tabela 4.6). U slučaju klase XC2 koja predstavlja vlažnu, retko suhu sredinu, usvojena je vrednost od 79±9% (Lay i Schießl, 2003; Van den Heede, 2014), dok je u slučaju klase XC3 koja predstavlja umereno vlažnu sredinu usvojena vrednost od 65±10% (CEN/TS 229/WG 5, 2016). Određene specifičnosti postojale su samo u okviru klasa XC1 i XC4. U slučaju klase XC4 ciklusi kvašenja i sušenja predstavljeni su kroz veliku standardu

4. Karbonatizacija

devijaciju, dok je srednja vrednost uzeta na osnovu preporuka iz literature (Lay i Schießl, 2003; fib-Bulletin 34, 2006; Van den Heede, 2014).

Klasa XC1 predstavlja dve dijametralne sredine, suhu ili potpuno vlažnu, u kojima se sa stanovišta karbonatizacije očekuje ista dubina. Dubina karbonatizacije kao funkcija relativne vlažnosti predstavlja paraboličnu krivu, sa maksimumom koji se javlja između 50% i 60% relativne vlažnosti (Roy, Poh i Nortwood, 1999; Galan, Andrade i Castellote, 2013; Lu *i ost.*, 2018). Drugim rečima, dubina karbonatizacije u uslovima niske ili visoke vlažnosti (klasa izloženosti XC1 prema SRPS EN 1992-1-1) trebala bi biti približno ista. U uslovima niske vlažnosti, RH 45% do 65% (CEN/TS 229/WG 5, 2016), CO₂ dostupan u vazduhu ne može da se rastvori u pornom rastvoru (usled nedostatka vlažnosti) i formira blagu ugljenu kiselinu, čime se usporava proces karbonatizacije. Sa druge strane, u uslovima visoke vlažnosti CO₂ ne može da difunduje kroz vodom zasićene pore, čime se proces karbonatizacije takođe usporava. Funkcija uticaja sredine (k_e) trebala bi da oslikava ovakvu prirodu procesa. Međutim, ovaj parametar, kako je već naglašeno, predstavlja RH karbonatizovanog sloja, a ne RH okoline. Zbog toga je vrednost parametra k_e u uslovima niske vlažnosti i do 36% veća u poređenju sa uslovima umerene vlažnosti vazduha (RH=65%). Ovo izaziva problem kod određivanja upotrebnog veka u uslovima niske vlažnosti sredine. S obzirom da klasa XC1 definiše konstrukcije u uslovima niske ili izuzetno visoke vlažnosti vazduha, za određivanje upotrebnog veka klase izloženosti XC1 korišćena je visoka vrednost relativne vlažnosti od 92% (tabela 4.6) pri kojoj je i dalje moguća depasivizacija armature (Lay i Schießl, 2003). Na ovaj način će se dobiti verodostojni rezultati za opis klase izloženosti koji je definisan u SRPS EN 1992-1-1 (CEN, 2015). Prikaz usvojenih raspodela za svaku od klasa izloženosti dat je na slici 4.24.



Slika 4. 24 Prikaz beta raspodela sa usvojenim parametrima za sve klase izloženosti

Vrednost R^{-1}_{ACC} određena je na osnovu jednačine 4.12 i vrednosti iz tabele 4.4. Pri tome je korišćena srednja vrednost čvrstoće (f_{cm}) dobijene na uzorku standardnog cilindra Ø150·300 mm potrebne za ostvarivanje željene klase betona. Drugim rečima, vrednost f_{cm} koja je korišćena dobijena je uvećanjem karakteristične čvrstoće na pritisak za 8 MPa, kako to

4. Karbonatizacija

predviđa SRPS EN 1992-1-1 (CEN, 2015). Vrednosti R^{-1}_{ACC} za sve vrste i klase betona prikazane su u tabeli 4.5. Pregled primenjenih raspodela i njihovih karakterističnih parametara (srednja vrednost, standardna devijacija, donja i gornja granica) za svaki od ulaznih parametara granične funkcije prikazani su u tabeli 4.6.

Tabela 4. 5 Vrednosti koeficijenata R^{-1}_{ACC} za različite vrste i klase betona

Klasa betona	f_{cm} (MPa)	R^{-1}_{ACC} (mm ² /god)/(kg/m ³)		
		NAC		
		RAC 10-50% LP 10-35%	RAC 100%	HVFAC (LP 40-70%)
C 20/25	28	7312.37	9248.02	11052.04
C 25/30	33	5178.58	5637.07	7509.54
C 30/37	38	3850.74	3850.74	5388.99
C 35/45	43	2970.34	2970.34	4029.40
C 40/50	48	2357.67	2357.67	3110.85

Tabela 4. 6 Kvantifikacija ulaznih parametara granične funkcije drugog reda za predikciju upotrebnog veka

Parametar	Raspodela	μ	σ	Jedinica	
$C_{min,dur}$	XC1	konstanta	15	–	mm
	XC2	konstanta	25	–	mm
	XC3	konstanta	25	–	mm
	XC4	konstanta	30	–	mm
RH_{real}	XC1	beta	92	6	%
			(40*)	(100*)	
	XC2	beta	79	9	%
			(40*)	(100*)	
XC3	beta	65	10	%	
		(40*)	(100*)		
XC4	beta	75	16	%	
		(40*)	(100*)		
RH_{ref}	konstanta	65	–	%	
f_c	konstanta	5.0	–	–	
g_c	konstanta	2.5	–	–	
t_c	konstanta	7	–	dani	
b_c	normalna	-0.567	0.024	–	
C_s	normalna	0.0008	0.0001	kg/m ³	
t	konstanta	1÷100	–	godine	
k_t	NAC	normalna	1.25	0.35	–
	RAC	normalna	1.25	0.35	–
	10-35% LP	normalna	1.25	0.35	–
	40-70% LP	normalna	3.05	0.85	–
ε_t	NAC	normalna	315.5	48	(mm ² /god)/(kg/m ³)
	RAC	normalna	315.5	48	(mm ² /god)/(kg/m ³)
	10-35% LP	normalna	8366	1273	(mm ² /god)/(kg/m ³)
	40-70% LP	normalna	16264	2440	(mm ² /god)/(kg/m ³)
R^{-1}_{ACC}	normalna	Tab. 4.5	CoV 10%	(mm ² /god)/(kg/m ³)	

* Donja i gornja granica beta raspodele

Parametar regresije (k_t) uzima u obzir uticaj metode ispitivanja, dok parametar greške (ε_t) uzima u obzir netačnosti koje se uslovno javljaju kada se koristi metoda ubrzanog ispitivanja

4. Karbonatizacija

((mm²/years)/(kg/m³)). Srednja vrednost oba parametra za betone sa LP definisana je u tabeli 4.3. Za NAC betone vrednosti ovih parametara i njihove raspodele predložene su u *fib* Bulletin 34 (2006). U slučaju RAC betona, s obzirom da nema promene u hemiji procesa već samo u poroznosti, mogu se usvojiti iste vrednosti kao i za NAC betone. Za vremensku funkciju je usvojena vrednost $W(t)=1$ (beton zaštićen od kiše) kako bi se dobila maksimalna dubina karbonatizacije (najnepovoljniji slučaj).

4.4.2. Određivanje debljine zaštitnog sloja

Indeksi pouzdanosti (β) i verovatnoće otkaza (P_f), povezani sa funkcijom graničnog stanja drugog reda (jednačina 4.13), izračunati su korišćenjem metode pouzdanosti prvog reda (FORM–*First Order Reability Method*) dostupne u softveru VaP.

Izbor odgovarajućeg betona za zaštitu armature od korozije zahteva razmatranje čvrstoće betona, kao indikatora trajnosti. To može rezultovati zahtevom za većom čvrstoćom betona od one koja se usvaja (definiše) prema graničnom stanju nosivosti. Odnos između klase čvrstoće betona i klase izloženosti može da se opiše indikativnim minimalnim klasama čvrstoće betona (CEN, 2015) prikazanim u tabeli 4.7.

Tabela 4. 7 Indikativne minimalne klase čvrstoće betona prema EN 1992-1-1 (2015)

Klasa izloženosti	XC1	XC2	XC3	XC4
Klasa čvrstoće	C 20/25	C 25/30	C 30/37	C 30/37

Na slikama 4.25-4.28 prikazan je proračunski rezultat u funkciji vremena za sve vrste betona. U skladu sa *fib* Bulletin 34 (2006), ovi parametri moraju da zadovolje zahteve za granično stanje depasivizacije ($\beta \geq 1.3$ i $P_f \leq 0.10$) kako bi se mogli kvalifikovati za upotrebu.

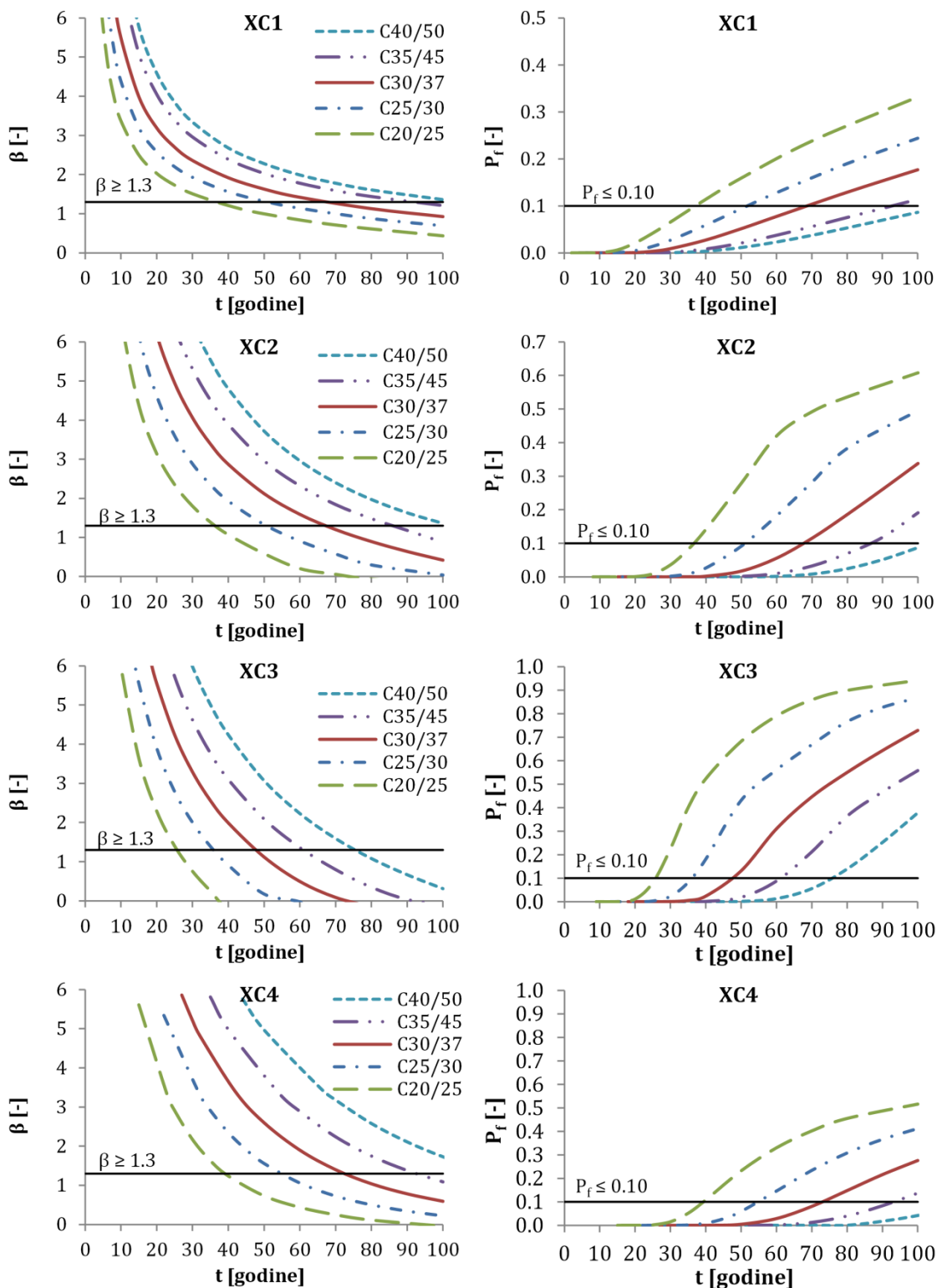
Svaka kriva sa slika 4.25-4.28 predstavlja životni vek jednog betona određene klase čvrstoće sa definisanim (tabela 4.6) zaštitnim slojem. Upotrebni vek tog betona određen je odgovarajućim indeksom pouzdanosti koji je definisan standardom (*fib*-Bulletin 34, 2006). S obzirom da su NAC i RAC 10-50% betoni imali iste parametre (k_t , ϵ_t i R^{-1}_{ACC}), upotrebni vek ove dve vrste betona bio je isti za sve klase izloženosti.

Kada se posmatra klasa izloženosti XC1, ispitivani NAC i RAC 10-50% betoni pokazali su da je period do depasivacije armature izazvane karbonatizacijom 36 godina za klasu betona C 20/25, koja je definisana kao indikativna minimalna klasa čvrstoće betona (tabela 4.7). Drugim rečima, NAC i RAC 50% betoni klase čvrstoće C 20/25 ne ispunjavaju zahtevani upotrebni vek od 50 godina ($P_f = 0.159$) pri izloženosti uslovima sredine za klasu izloženosti XC1. Isti slučaj je bio i sa svim ostalim razmatranim betonima (RAC 100%, LP 10-35% i HVFAC), s tim što je upotrebni vek tih betona bio još manji u poređenju sa NAC betonima. Potrebna debljina zaštitnog sloja za zadovoljenje upotrebnoeg veka za klasu čvrstoće C 20/25 iznosila je 18 mm u slučaju NAC i RAC 50% betona, odnosno 20 mm u slučaju RAC 100% (tabela 4.8). Sa porastom klase čvrstoće rastao je i upotrebni vek. NAC betoni imali su upotrebni vek od 51 godinu za klasu betona C 25/30. Na osnovu dostupnih rezultata i sprovedene probablističke analaize, ova vrednost će se u nastavku smatrati minimalnom klasom čvrstoće betona za klasu izloženosti XC1. Sa daljim porastom čvrstoće upotrebni vek je rastao sve do 106 godina, koliko je iznosio za klasu betona C40/50.

Kod primene RAC 100% betona, upotrebni vek za klasu čvrstoće C 25/30 bio je sličan kao i kod NAC betona (47 godina). Imajući u vidu da je razlika u odnosu na zahtevani upotrebni vek od 50 godina bila mala (6%), može se smatrati na osnovu sprovedene analize da je za ovu vrstu betona klasa čvrstoće C 25/30 zadovoljila zahtevani upotrebni vek za definisanu debljinu zaštitnog sloja. Isto se ne može reći i za betone sa 10-35% LP. Ova vrsta betona nije

4. Karbonatizacija

zadovoljila upotrební vek od 50 godina ni za jednu klasu čvrstoće betona. Da bi se zadovoljio ovaj upotrební vek za klasu čvrstoće C 25/30 potrebno je povećati minimalni zaštitni sloj betona na vrednost 22 mm umesto predviđenih 15 mm (tabela 4.8).

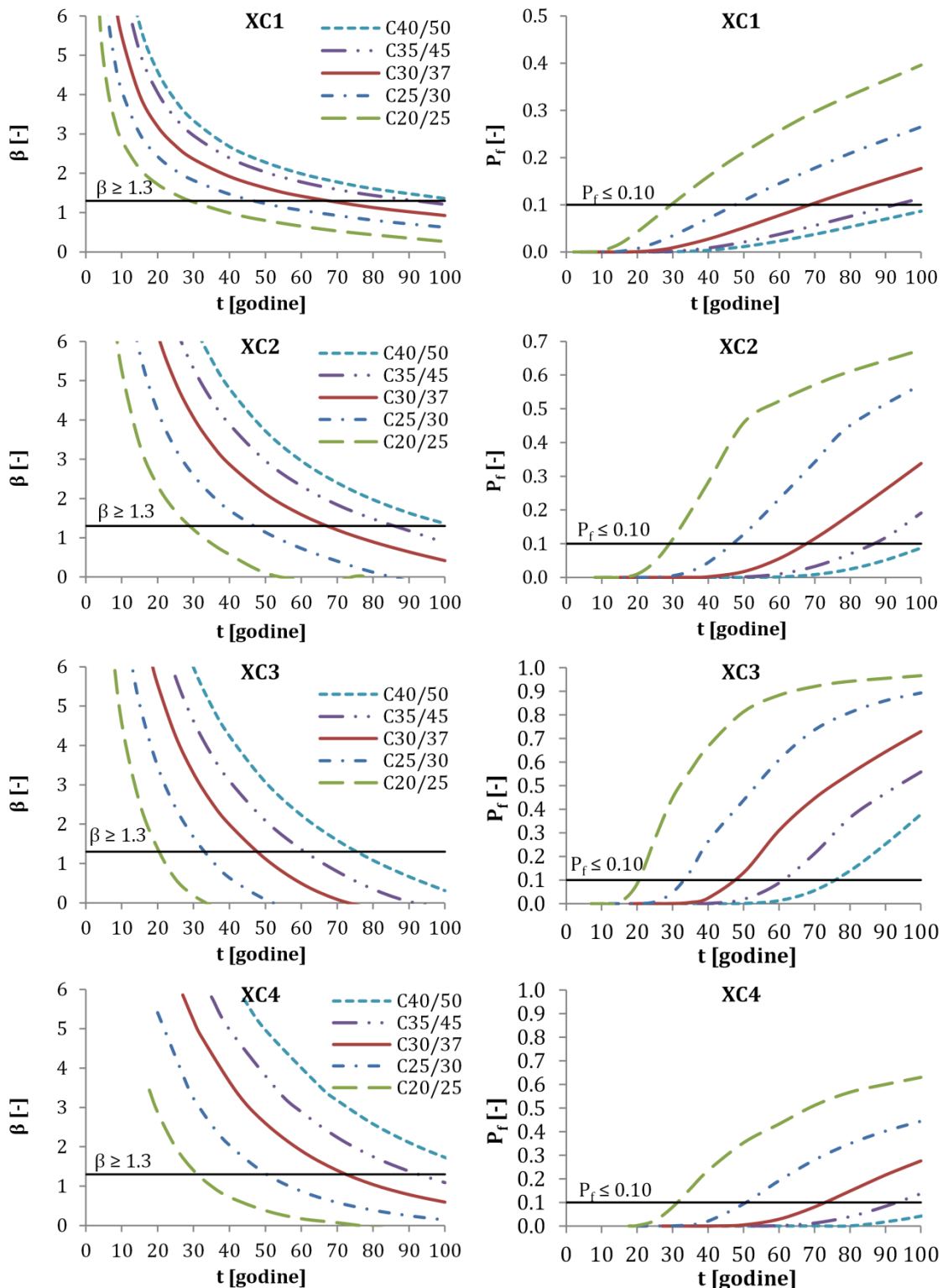


Slika 4. 25 Indeks pouzdanosti β (a) i verovatnoća otkaza P_f (b) u funkciji vremena za NAC i RAC betone sa 10-50% zamene prirodnog agregata sa RA

Slična je situacija bila i sa HVFAC betonima kod kojih je upotrební vek od 9 do 14 godina manji od potrebnih 50 godina, u zavisnosti od klase betona. Debljina zaštitnog sloja HVFAC betona

4. Karbonatizacija

potrebna za zadovoljenje definisanog upotrebnog veka za klasu čvrstoće C 25/30 iznosila je 35 mm (tabela 4.8), što je čak 2.3 puta više od predviđenog zaštitnog sloja kod NAC betona.

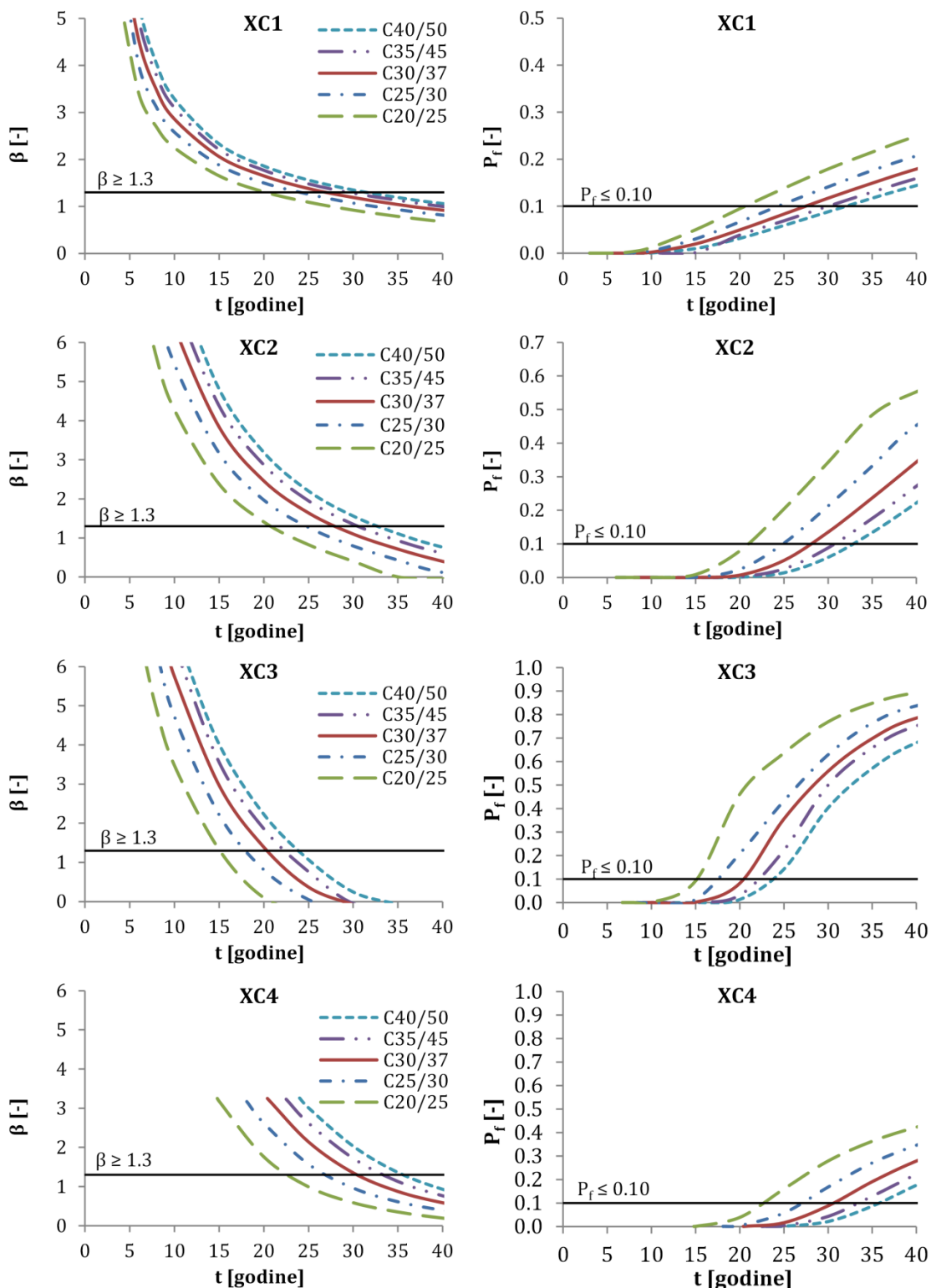


Slika 4.26 Indeks pouzdanosti β (a) i verovatnoća otkaza P_f (b) u funkciji vremena za RAC betone sa 100% zamene prirodnog agregata sa RA

Slična situacija je bila i za klasu izloženosti XC2, s tim što je indikativna klasa čvrstoće predložena u EN 1992-1-1 (2015) bila C 25/30, a minimalni zaštitni sloj 25 mm. U slučaju NAC i RAC 50% betona upotrebnog veka je iznosio 51 godinu, dok je u slučaju RAC 100% iznosio

4. Karbonatizacija

46 godina (razlika od 8%). Potreban upotrebnii vek ostvario bi se zaštitnim slojem od 26 mm (tabela 4.8).

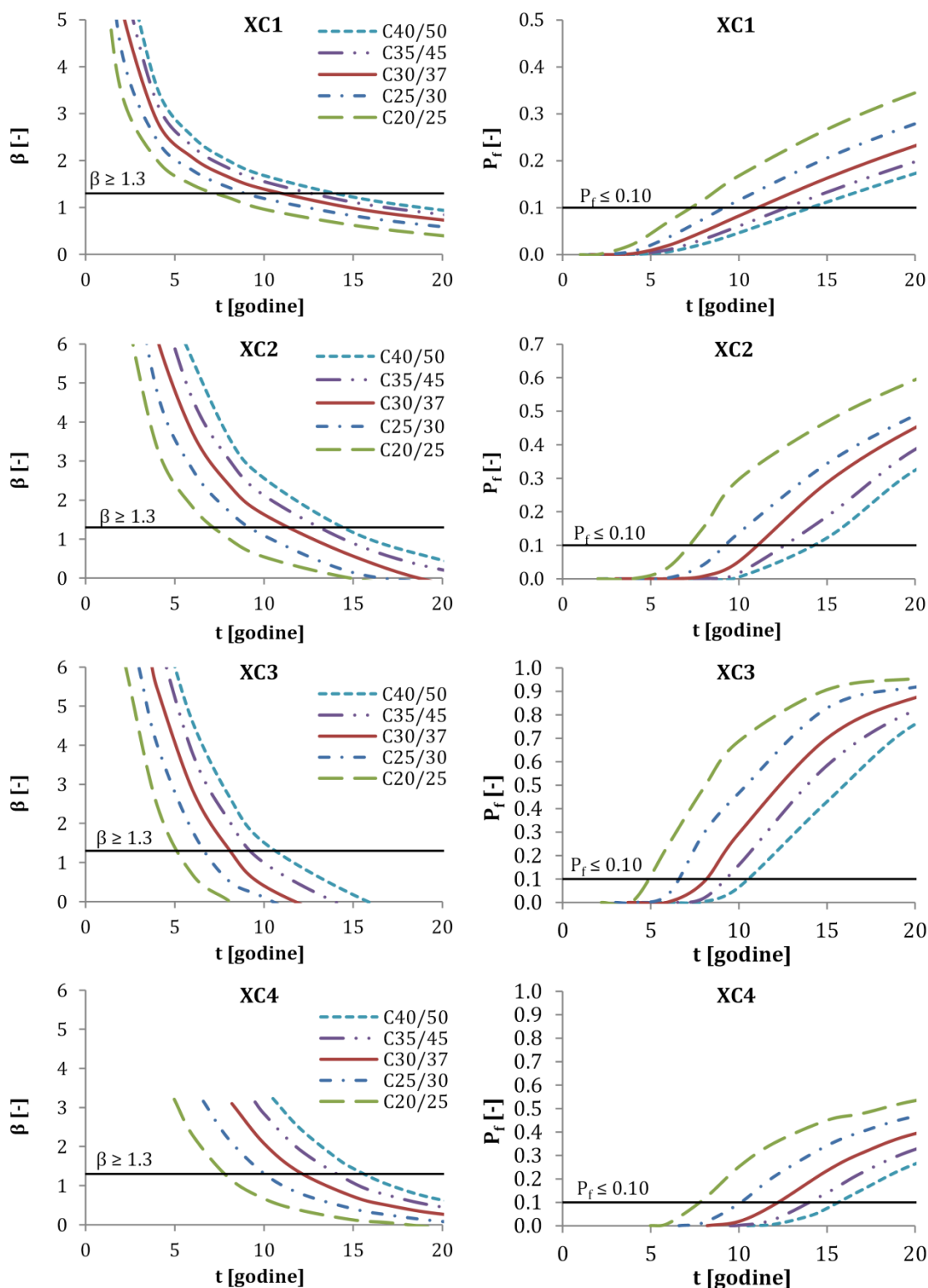


Slika 4. 27 Indeks pouzdanosti β (a) i verovatnoća otkaza P_f (b) u funkciji vremena za betone sa 10-35% LP

Sa porastom čvrstoće upotrebnii vek NAC i RAC betona svih procenata zamene je rastao sve do 102 godine, koliko je iznosio za klasu betona C 40/50. HVFAC i LP 10-35% betoni nisu zadovoljili zahtevani upotrebnii vek ni za jednu razmatranu klasu čvrstoće betona. Upotrebni

4. Karbonatizacija

vek za klasu čvrstoće C 25/30 iznosio je 24 i 9 godina za LP 10-35% i HVFAC betone respektivno. Potrebna debljina zaštitnog sloja za zadovoljenje upotrebnoeg veka i za definisanu klasu čvrstoće iznosila je 35 mm za LP 10-35%, odnosno 58 mm za HVFAC betone (tabela 4.8).



Slika 4. 28 Indeks pouzdanosti β (a) i verovatnoća otkaza P_f (b) u funkciji vremena za betone sa 40-70% LP (HVFAC)

Sa povećanjem klase izloženosti rasla je i indikativna klasa čvrstoće (tabela 4.7). Za klasu izloženosti XC3 i klasu betona C 30/37, NAC i RAC betoni svih procenata zamene imali su

4. Karbonatizacija

upotrebni vek od 47 godina. Ovo se može smatrati zadovoljenim upotrebним vekom s obzirom na malu razliku u odnosu na zahtevanu vrednost, a imajući u vidu pretpostavke i nesigurnosti koje su usvojene u probabilističkom modelu. Sa porastom čvrstoće upotrebni vek NAC i RAC betona svih procenata zamene je rastao sve do 75 godina, koliko je iznosio za klasu betona C 40/50. HVFAC i LP 10-35% betoni nisu zadovoljili zahtevani upotrebni vek ni za jednu razmatranu klasu čvrstoće betona. Potrebna debljina zaštitnog sloja za zadovoljenje upotrebnog veka i za klasu čvrstoće C 30/37 iznosila je 40 mm za LP 10-35%, odnosno 62 mm za HVFAC betone (tabela 4.8). U slučaju betona sa LP 10-35% ovo je bilo 1.6 puta, a u slučaju HVFAC betona 2.5 puta veće u poređenju sa definisanim zaštitnim slojem za NAC betone od 25 mm.

Slična situacija je bila i za klasa izloženosti XC4, s tim što je minimalni zaštitni sloj betona predložen u EN 1992-1-1 (2015) iznosio 30 mm. NAC i RAC betoni svih procenata zamene imali su upotrebni vek od 72 godine za klasu čvrstoće C 30/37. Upotrebni vek od 50 godina zadovoljila je i klasa čvrstoće C 25/30 kod oba betona. Ciklusi vlaženja i sušenja usporavaju proces karbonatizacije na način koji je ranije objašnjen, pa ne čudi da su betoni klase C 25/30 zadovoljili upotrebni vek. Međutim, razlog zašto je propisana veća indikativna klasa čvrstoće (C 30/37) je što pojedini parametri mogu imati suprotan uticaj na trajanje različitih faza tokom upotrebnog veka (faze depasivizacije i propagacije). Iako ciklusi vlaženja i sušenja produžavaju vreme depasivizacije, povećana relativna vlažnost dovodi do povećanja brzine korozije tokom faze propagacije, što će biti naknadno razmatrano. Međutim, EN 1992-1-1 (2015) kao i *fib*-Model Code 2010 definišu upotrebni vek samo kao fazu depasivizacije, ne uzimajući u obzir vreme propagacije u proračunu upotrebnog veka. Postavlja se pitanje da li je ovakav koncept definisanja indikativne klase čvrstoće za ovu klasu izloženosti (ciklusi vlaženja i sušenja) potencijalno uzeo u obzir i period propagacije pri definisanju upotrebnog veka. Ovo otvara mogućnost da se pri definisanju upotrebnog veka, pored perioda depasivizacije, uzme u obzir i jedan deo perioda propagacije, što će biti razmatrano u nastavku.

U slučaju betona sa LP, zahtevani upotrebni vek nije zadovoljen čak ni sa klasom čvrstoće C 40/50 (35 godina za LP 10-35%, odnosno 15 godina za HVFAC). Potrebna debljina zaštitnog sloja za zadovoljenje upotrebnog veka i za klasu čvrstoće C 30/37 iznosila je 39 mm za LP 10-35%, odnosno 61 mm za HVFAC betone. U slučaju betona sa LP 10-35% ovo je bilo 1.3 puta, a u slučaju HVFAC betona 2.0 puta veće u poređenju sa definisanim zaštitnim slojem za NAC betone od 30 mm.

Na osnovu svega navedenog može se zaključiti da je u slučaju betona sa zamenom prirodnog agregata recikliranim nema bitne razlike u dužini upotrebnog veka u poređenju sa NAC betonima, čak i pri 100% zamene prirodnog agregata. Ova razlika se smanjuje sa porastom čvrstoće betona, i već za klasu čvrstoće C 30/37 ne postoje razlike između NAC i RAC betona, bez obzira na količinu zamene prirodnog agregata.

Primena LP kao zamene cementa utiče značajnije na upotrebni vek. Za betone do 35% LP u ukupnom vezivnom materijalu upotrebni vek se značajno skraćuje. Debljine zaštitnih slojeva potrebnih za obezbeđenje zahtevanog upotrebnog veka veće su, prosečno, za 1.46 puta u poređenju sa NAC betonima, uzimajući u obzir iste indikativne klase čvrstoće. Kod HVFAC betona (40-70% LP u ukupnom vezivnom materijalu) situacija je još drastičnija. Upotrebni vek imao je maksimalnu vrednost od 14 godina, i to za klasu čvrstoće C40/50.

Kako bi se sumirali svi dobijeni rezultati, u tabeli 4.8 prikazane su preporučene debljine zaštitnih slojeva razmatranih betona neophodne za ispunjenje upotrebnog veka od 50 godina koristeći preporučene minimalne klase čvrstoće. Indikativna klasa čvrstoće betona za klasu

4. Karbonatizacija

izloženosti XC1 je povećana sa C 20/25 (CEN, 2015) na C 25/30 na osnovu sprovedene analize i dostupnih rezultata.

Tabela 4. 8 Preporučene vrednosti minimalnih debljina zaštitnog sloja za različite vrste betona za $t_{SL} = 50$ godina

Klasa izloženosti Indikativna klasa čvrstoće	$C_{min,dur}$ (mm)			
	XC1 C 25/30	XC2 C 25/30	XC3 C 30/37	XC4 C 30/37
NAC	15	25	25	30
RAC 10-50%	15	25	25	30
RAC 100%	16	26	25	30
LP 10-35%	22	35	40	39
HVFAC (LP 40-70%)	35	58	62	61

Iz tabele 4.8 se vidi da je u slučaju RAC 100% razlika u veličini zaštitnog sloja za klase izloženosti XC1 i XC2 u odnosu na NAC betone bila zanemarljiva (1 mm). Imajući u vidu tačnost probabilističkog modela i posmatranu razliku (6%) može se zaključiti na osnovu dostupnih rezultata i sprovedene analize da se za sve betone sa RA mogu koristiti zaštitni slojevi definisani za NAC u EN 1992-1-1 (2015), obezbeđujući pri tome upotrebnim vek od 50 godina.

Sračunate minimalne debljine zaštitnih slojeva za sve klase betona (bez obzira na minimalnu indikativnu klasu) za upotrebnim vek od 50 godina prikazane su u tabeli 4.9. Povećavanje klase betona očekivano dovodi do smanjivanja debljine zaštitnog sloja. Međutim, ovo smanjivanje debljine zaštitnog sloja zbog povećanja klase betona će uticati na povećanje širine prsline na mestu armature što će biti analizirano u nastavku.

U slučaju upotrebnog veka različitog od 50 godina, koliko je definisano za klasu konstrukcije S4 (CEN, 2015), potrebno je sprovesti proračun koristeći graničnu funkciju (jednačina 4.13). Rešavanje granične funkcije primenom metode pouzdanosti prvog reda predstavlja komplikovan pristup u inženjerskoj praksi. Da bi se pojednostavila upotreba betona sa RA i LP u pogledu trajnosti, potrebno je primeniti pristup definisan za NAC u EN 1992-1-1 (tabela 4.4N u standardu). Na taj način bi se definisali minimalni zaštitni slojevi iz uslova trajnosti ($C_{min,dur}$) u funkciji različitih klasa konstrukcije (S1–S6) za betone sa RA i LP, na isti način kako je to već urađeno za NAC.

Standard EN 1990 (CEN, 2005) definiše pet različitih upotrebnih vekova (od 10 do 100 godina) u zavisnosti od namene konstrukcije. Može se uspostaviti veza između upotrebnog veka definisanog u EN 1990 (CEN, 2005) i klasa konstrukcije koje definiše EN 1992-1-1. Da bi se definisala ova veza mora se uzeti u obzir da se određeni upotrebnim vek može postići kombinovanjem dva parametra: kvalitet betona i debljina zaštitnog sloja (veći kvalitet betona i manji zaštitni sloj i obrnuto). Klase konstrukcije ne predstavljaju određeni upotrebnim vek, već način kako se on ostvaruje, kombinujući između ostalog ova dva parametra. Međutim, projektovani upotrebnim vek definisan za različite kategorije objekata (1 do 5) u funkciji njegove namene (CEN, 2005) može se indikativno dovesti u vezu sa određenom klasom konstrukcije (CEN, 2015). Pri tome, kategorija objekta 1 odgovara klasi S1, 2 odgovara S2, 3 odgovara S3, 4 odgovara S4 i 5 odgovara S6 samo ukoliko se pri tome primene definisane indikativne klase čvrstoće betona (CEN, 2015). Ovo ne znači nužno da klasa konstrukcije S3 (ili bilo koja druga) ne može imati upotrebnim vek od 50 ili 100 godina, već da se on može

4. Karbonatizacija

ostvariti uz definisane zaštitne slojeve za tu klasu konstrukcije isključivo uz primenu više klase betona od minimalne indikativne klase.

Tabela 4. 9 Sračunate minimalne debljine zaštitnog sloja za različite vrste i klase betona za $t_{SL} = 50$ godina

Vrsta betona	Klasa izloženosti	$C_{min,dur}$ (mm)				
		C 20/25	C 25/30	C 30/37	C 35/45	C 40/50
NAC i RAC 10-50%	XC1	18	15	13	12	11
	XC2	30	25	22	20	18
	XC3	36	30	25	23	21
	XC4	34	30	30	23	20
RAC 100%	XC1	20	16	13	12	11
	XC2	33	26	22	20	18
	XC3	40	31	25	23	21
	XC4	39	30	30	23	20
LP 10-35%	XC1	24	22	21	20	19
	XC2	39	35	34	32	31
	XC3	46	42	40	38	36
	XC4	45	41	39	37	36
HVFAc (LP 40-70%)	XC1	40	35	32	30	29
	XC2	66	58	53	50	47
	XC3	78	69	62	58	55
	XC4	76	67	61	57	54

Primenjujući vezu između projektovanog upotrebnoog veka i klase konstrukcije moguće je sračunati $C_{min,dur}$ za različite vrste betona primenjujući graničnu funkciju (jednačina 4.13). Sračunate vrednosti $C_{min,dur}$ u funkciji različitih klasa konstrukcije za sve vrste razmatranih betona prikazane su u tabeli 4.10. Potrebno je naglasiti da je u slučaju klase izloženosti XC1 korištena indikativna klasa čvrstoće C 25/30, umesto C20/25, iz razloga koji su ranije objašnjeni.

Prikazane vrednosti $C_{min,dur}$ za NAC i RAC 10-50% usvojene su na osnovu EN 1992-1-1 (tabela 4.4N u standardu). Ove vrednosti, iako su propisane, analizirane su primenom probablističkog modela kako bi se proverila mogućnost njegove primene i na druge vrste betona. Potrebno je naglasiti da je u slučaju NAC betona za klase izloženosti XC2 i XC3 debljina minimalnog zaštitnog sloja za klasu konstrukcije S1 bila 12 mm, što je više od propisanih 10 mm (CEN, 2015). Slična situacija je bila i u slučaju klase konstrukcije S2, gde je debljina minimalnog zaštitnog sloja iznosila 18 mm, umesto propisanih 15 mm. Za sve ostale klase konstrukcije i klase izloženosti propisane vrednosti (CEN, 2015) odgovarale su vrednostima dobijenim primenom probablističkog pristupa u rešavanju granične funkcije (jednačina 4.13).

Tabela 4. 10 Preporučene vrednosti minimalnih debljina zaštitnog sloja za različite klase konstrukcija

Vrsta betona	Klasa konstrukcije	C _{min,dur} (mm)				
		XC1	XC2	XC3	XC4	
NAC i	S1	10	12	12	15	
	RAC 10-50%	10	18	18	20	
RAC 10-50%	S3	10	20	20	25	
	S4	15	25	25	30	
	S5	20	30	30	35	
	S6	25	35	35	40	
	RAC 100%	S1	10	12	12	15
		S2	11	18	18	20
S3		12	20	20	25	
S4		16	26	25	30	
S5		20	31	32	35	
S6		25	37	37	40	
LP 10-35%	S1	10	16	18	18	
	S2	15	25	28	27	
	S3	17	28	31	30	
	S4	22	35	40	39	
	S5	28	47	53	50	
	S6	30	50	55	54	
HVFA (LP 40-70%)	S1	16	26	28	27	
	S2	25	41	44	43	
	S3	27	45	48	47	
	S4	35	58	62	61	
	S5	45	75	82	76	
	S6	50	83	88	87	

Vrednosti sračunate za RAC 100% bile su neznatno veće u poređenju sa vrednostima definisanim za NAC i RAC 10-50% (maksimalna razlika je iznosila 2 mm). U slučaju LP 10-35% razlike su bile veće i rasle su sa porastom klase konstrukcije. U slučaju nižih klasa konstrukcije (S1 i S2) razlike su bile od 5 do 10 mm, dok su za pojedine klase konstrukcije (S6) iznosile i 20 mm. Najveće razlike ostvarene su između definisanih vrednosti za NAC i sračunatih za LP 40-70%. Bez obzira na klasu konstrukcije razlike su bili približno dva puta.

4.4.3. Zaključak

Pošto je zaključeno da se modifikovani *fib*-Model Code model predikcije može koristiti za predikciju dubine karbonatizacije kod betona sa RA i LP, sprovedena je analiza upotrebnog veka različitih vrsta betona. Analiza je sprovedena na osnovu rezultata dostupnih u literaturi. Na osnovu sprovedene analize može se zaključiti:

- Za sve betone sa RA (bez obzira na procenat zamene agregata) mogu se koristiti zaštitni slojevi definisani za NAC u EN 1992-1-1 (2015), obezbeđujući pri tome upotrebnog veka od 50 godina.
- Primena LP kao zamene cementa značajnije je uticala na upotrebnog veka. Za betone do 35% LP u ukupnom vezivnom materijalu debljine zaštitnih slojeva potrebnih za obezbeđenje zahtevanog upotrebnog veka veće su prosečno za 1.46 puta u poređenju sa NAC betonima,

4. Karbonatizacija

uzimajući u obzir iste indikativne klase čvrstoće. Kod HVFAC betona (40-70% LP u ukupnom vezivnom materijalu) situacija je bila još drastičnija.

- Predloženo je povećanje debljine zaštitnih slojeva kod betona sa LP kako bi se omogućio upotrebnog vek od 50 godina za predložene indikativne klase čvrstoće.
- Povećavanje klase betona očekivano dovodi do smanjivanja debljine zaštitnog sloja. Međutim, ovo smanjivanje debljine zaštitnog sloja zbog povećanja klase betona će uticati na povećanje širine prsline na mestu armature.
- Uspostavljanjem veze između upotrebnog veka i klase konstrukcije omogućeno je definisanje minimalnih debljina zaštitnih slojeva u funkciji klase konstrukcije (S1–S6) za betone sa RA i LP. Ovo omogućava jednostavnu primenu betona sa RA i LP u inženjerskoj praksi, na isti način kako se to već koristi za NAC.

4.5. UTICAJ PRSLINA NA PROCES KARBONATIZACIJE

U ovom delu prikazani su rezultati ispitivanja uticaja širine prsline na dubinu karbonatizacije. Prikazana je postavka eksperimenta i način na koji je formirana odgovarajuća širina prsline. Pripremljeni su uzorci sa prslinama manjim od propisanih (CEN, 2015) iz uslova trajnosti (0.05, 0.10, 0.15, 0.20 i 0.30 mm) kao i referentni uzorci bez prsline. Analiziran je uticaj širine prsline i napona pritiska u betonu na dubinu karbonatizacije, kao i dužina na kojoj se vrši osrednjavanje rezultata merenja. Uticaj prsline i napona pritiska u betonu na upotrebnog vek, kao i u slučaju neisprskalih uzoraka, analiziran je pomoću dostupnog probablističkog modela predikcije (*fib-Model Code 2010*) za određivanje upotrebnog veka.

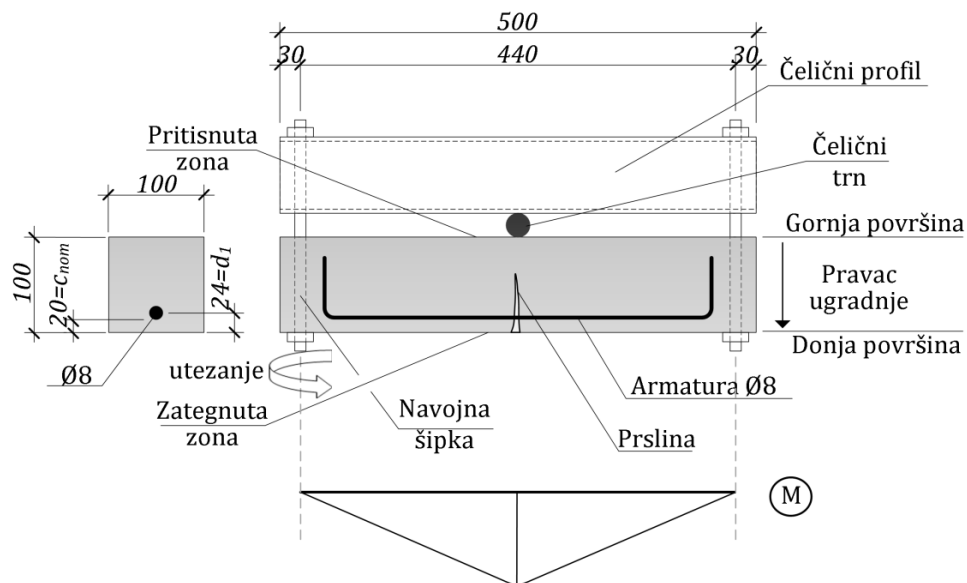
Na kraju, proverena je i linearna zavisnost dubine karbonatizacije i korena širine prsline u cilju lakše predikcije dubine karbonatizacije u uslovima isprskalih AB elemenata konstrukcije.

4.5.1. Postavka eksperimentalnog ispitivanja

Uzorci koji su korišćeni u ovom eksperimentalnom ispitivanju bile su AB prizme dimenzija 100·100·500 mm. Imajući u vidu da je karbonatizacija spor proces koji se odvija godinama, pristupilo se laboratorijskom ubrzavanju ovog procesa. Veličina raspoložive komore za karbonatizaciju na Građevinskom fakultetu Univerziteta u Beogradu u kojoj je ovaj proces ubrzavan ograničila je izbor veličine uzoraka. Zbog toga su izabrane AB prizme definisanih dimenzija. Nakon spravljanja uzorci su negovani 7 dana pod vlažnom tkaninom. Broj i način nege svih spravljenih uzoraka prikazan je u tabeli 3.8. Vrednosti čvrstoća pri pritisku ovih uzoraka prikazane su u tabeli 3.12.

Da bi se mogao ispitati uticaj prsline na karbonatizaciju, bilo je neophodno proizvesti prslinu odgovarajuće širine pre početka izlaganja agresivnim uticajima i omogućiti njenu konstantnu širinu tokom trajanja testa.

Nakon 90 dana starosti uzorci su izloženi savijanju sa silom u sredini raspona. Postavka eksperimenta je prikazana na slici 4.29. Kruti (nedeformabilni) čelični profil postavljen je na gornjoj površini uzorka i služio je kao oslonac čitavom sistemu. Između njih je postavljen čelični cilindar (trn) preko kojeg se prenosila sila u sredini raspona. Čelični profil i betonski uzorak povezani su međusobno navojnim šipkama prečnika Ø12. Te šipke su provučene kroz cevi Ø21.6 koje su ubetonirane u uzorak i rupe koje su izbušene na čeličnom profilu. Sila se u čitav sistem unosila pomoću pritezanja navojnih šipki moment-ključem. Sa povećanjem momentna utezanja rasla je sila unutar povezanog sistema koja se na betonski uzorak prenosila kao koncentrisana sila u sredini raspona pomoću čeličnog trna.



Slika 4. 29 Postavka eksperimenta – savijanje silom u sredini raspona

Nakon što je iscrpljena nosivost betona na zatezanje došlo je do pojave prsline sa donje strane uzorka. Daljim povećanjem momenta utezanja širina prsline je rasla. Kada je prsline dostigla odgovarajuću širinu na površini betona, prestalo se sa utezanjem navojnih šipki. Širina prsline na površini kontrolisana je pomoću digitalne kamere *DNT Entwicklungs und Vertrieb* sa uvećanjem 45 puta (slika 4.30). U cilju analiziranja, položaj i dužina prsline su nakon postizanja željene širine obeleženi trajnim markerom (slika 4.31). Dužina svake prsline je izmjerena i evidentirana.



Slika 4. 30 Merenje širine prsline



Slika 4. 31 Test uzoraka sa prslinom i obeležavanje prsline

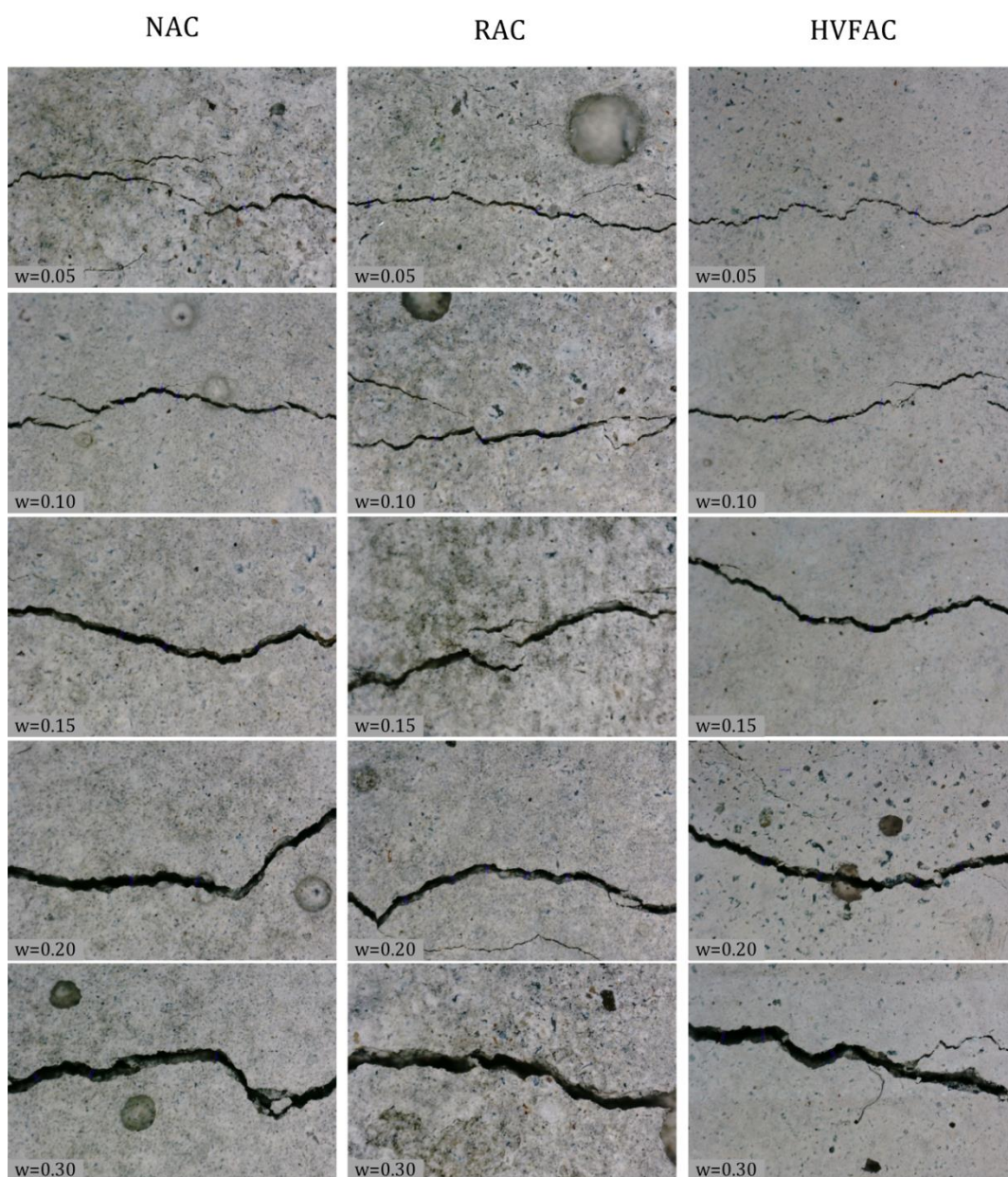
S obzirom da je čitav sistem bio „zaključan“ pomoću matica na vrhu navojnih šipki nije došlo do promene sile u elementu nakon prestanka utezanja. Ovo je omogućilo konstantnu širinu prsline tokom trajanja ispitivanja. Do promene sile u sistemu moglo je doći pojavom tečenja betona, čime bi se sila u zatvorenom sistemu smanjila a prsline počela zatvarati. Uticaj tečenja na širinu prsline tokom ispitivanja biće naknadno razmatran.

4. Karbonatizacija

Za potrebe ispitivanja uticaja širine prslina napravljeni su uzorci sa pet različitih širina prslina:

- 1) 0.00 mm (referentni uzorak bez prslina);
- 2) 0.05 mm;
- 3) 0.10 mm;
- 4) 0.15 mm;
- 5) 0.20 mm;
- 6) 0.30 mm.

Prslina šire od 0.30 mm nisu razmatrane u sklopu ovog istraživanja jer je maksimalna dozvoljena širina prema važećim evropskim standardima (CEN, 2015) za sve klase izloženosti koje su korišćene $w_{max} = 0.30$ mm. Na slici 4.32 prikazane su komparativno izmerene širine prslina pomoću digitalne kamere.



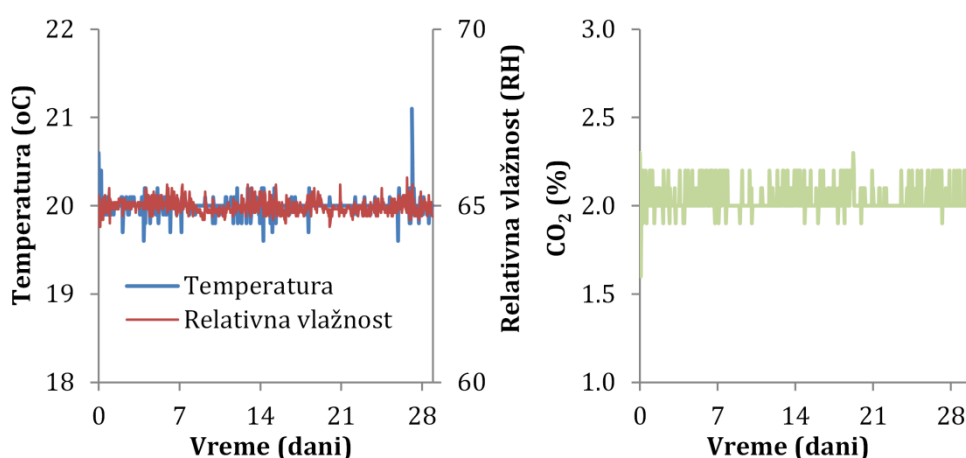
Slika 4. 32 Merenje širine prslina digitalnom kamerom

4. Karbonatizacija

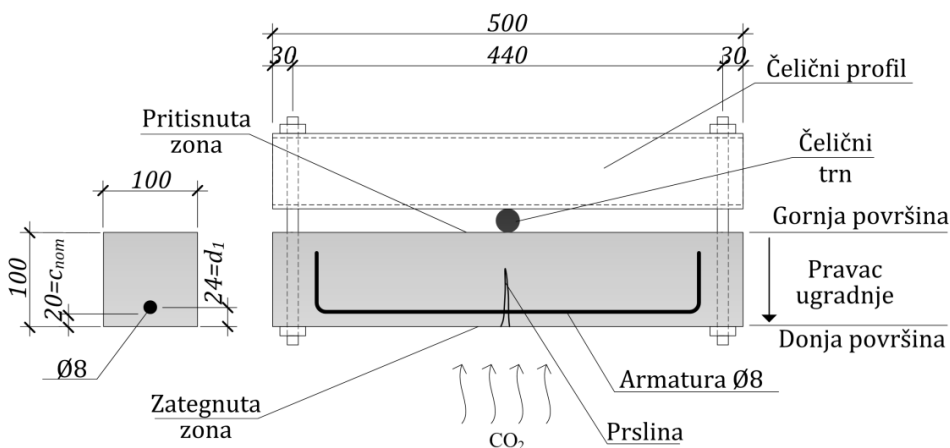
S obzirom na način opterećivanja uzoraka i oblik dijagrama momenata očekivalo se da se na svakom uzorku formira samo jedna prslina, približno na sredini uzorka. Međutim, to nije bio slučaj sa pojedinim uzorcima HVFAC betona što će biti naknadno objašnjeno.

4.5.2. Uslovi izloženosti i način merenja

Uzorci za ispitivanje uticaja prslina na dubinu karbonatizacije su nakon starosti od 90 dana stavljeni u komoru za karbonatizaciju *Memmert ICH 260C* (slika 4.1) kako bi se ubrzao proces deterioracije. Tokom narednih 28 dana uzorci su izlagani visokoj koncentraciji CO_2 od 2%, relativnoj vlažnosti (RH) $65 \pm 5\%$ i temperaturi $20 \pm 2^\circ\text{C}$, u skladu sa (fib-Bulletin 34, 2006). Kako se u prethodnom delu istraživanja pokazalo da koncentracija CO_2 od 2% nije uticala na model predikcije dubine karbonatizacije za sve vrste ispitivanih betona, odlučeno je da se primeni koncentracija propisana u fib-Bulletin 34 (2006). Uslovi sredine tokom trajanja testa prikazani su na slici 4.33. Postavka eksperimenta za ispitivanje prikazana je na slici 4.34.



Slika 4. 33 Uslovi sredine tokom trajanja testa ubrzane karbonatizacije

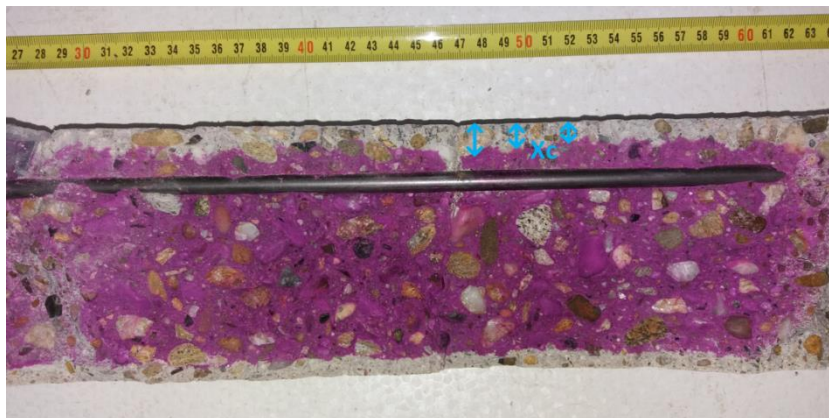


Slika 4. 34 Postavka eksperimenta – izlaganje uzorka koncentraciji od 2% CO_2

Merenje dubine karbonatizacije vršeno je nakon 28 dana izloženosti uzoraka u komori za karbonatizaciju pomoću fenolftaleinskog testa u skladu sa EN 14630 (EN 14630, 2006). Starost uzoraka u trenutku ispitivanja bila je 118 dana. Kako bi se odredilo vreme depasivizacije armature neisprskalih uzoraka, uzorci bez prslina su ostavljeni u komori za karbonatizaciju sve dok karbonatizacioni front nije dostigao dubinu na kojoj se nalazila armatura. S obzirom na različite vrste betona koje su ispitivane i njihove različite karbonatizacione otpornosti, vreme provedeno u komori za karbonatizaciju nije bilo isto za sve vrste betona.

4. Karbonatizacija

Uzorci su pre merenja podužno polomljeni na dve polovine, a zatim je na sveže odlomljenoj površini betona, prethodno očišćenoj od prašine, poprskan fenolftaleinski rastvor. Rastvor je predstavljao 1% rastvor fenolftaleina u 70% rastvoru alkohola. Nakon što je rastvor poprskan na površinu betona došlo je do reakcije, jer je fenolftaleinski rastvor ništa drugo nego obojeni indikator. Mesta koja su bila karbonatizovana (pH vrednost manja od 9) ostala su nebojena, dok su nekarbonatizovana mesta sa pH vrednošću većom od 11 poprimila ljubičastu boju. Dubina karbonatizacije, izražena u mm, predstavljala je dubinu merenu od površine betona do početka ljubičaste boje (nekarbonatizovane zone). Dubina karbonatizacije je merena na svakih 5 mm po gornjoj/donjoj strani uzorka. Ukupno je bilo 58 merenja (29 sa svake strane) po uzorku (Slika 4.35). Merenje je vršeno pomoću lenjira sa tačnošću 0.5 mm.



Slika 4. 35 Postavka eksperimenta – merenje dubine karbonatizacije

Nakon što su uzorci podužno prepolovljeni i izmerena dubina karbonatizacije, iz uzoraka je izvađena armaturna šipka kako bi se merila površina korozija i smanjenje poprečnog preseka šipke. Korozija armature merena je pomoću plastične folije sa milimetarskom podelom, dok je gubitak poprečnog preseka meren pomoću *Olympus CX41* elektronskog mikroskopa na Tehnološko-metalurškom fakultetu Univerziteta u Beogradu.

4.5.3. Zona zatezanja

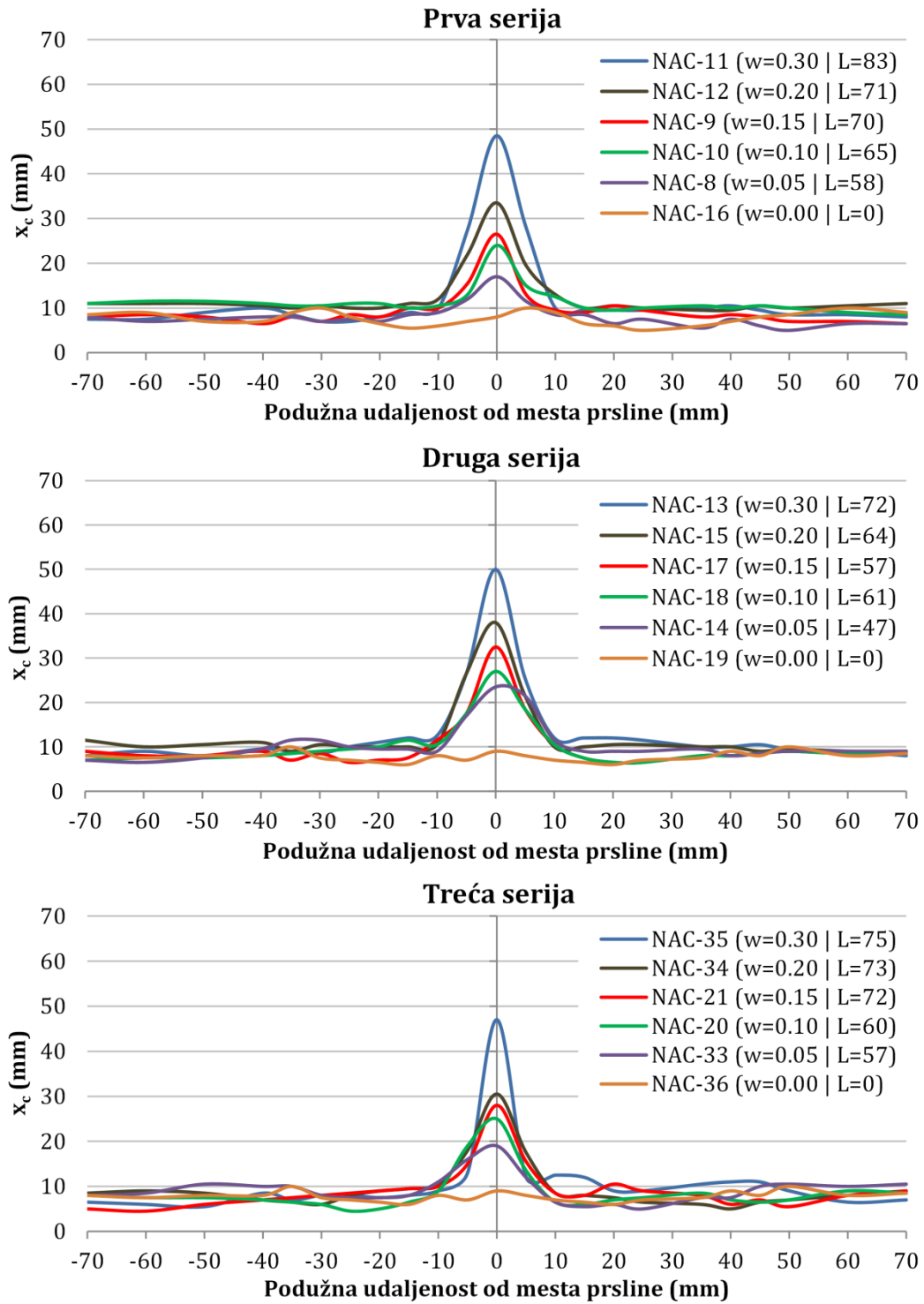
4.5.3.1. Rezultati eksperimentalnog ispitivanja

Izmerene dubine karbonatizacije duž uzoraka u odnosu na položaj prsline prikazane su na slikama 4.36-4.38 za različite vrste betona (NAC, RAC i HVFAC). Prikazani su rezultati merenja za sve ispitivane uzorke, odnosno za jednu vrstu betona i širinu prsline dubina karbonatizacije je merena na tri uzorka. Uzorci su podeljeni u tri serije, gde svaku seriju čine po jedan uzorak svih unapred definisanih širina prsline. Ukupno je ispitano 18 uzoraka po jednoj vrsti betona. Pored oznake svakog uzorka prikazana je širina (w) i dubina (L) prsline na tom uzorku.

Može se videti da su gotovo svi uzorci sa prslinom dostigli dubinu karbonatizacije od 20 mm, što je predstavljalo zaštitni sloj betona do armature. Izuzetak su predstavljali pojedini uzorci sa širinom prsline od 0.05 mm: NAC-8 ($L=58$ mm), NAC-33 ($L=57$ mm) i RAC-23 ($L=45$ mm). Iako je kod svih ovih uzoraka dubina prsline bila veća od 45 mm, karbonatizacioni front je ostao ispod 20 mm dubine. Kako su prsline na svim uzorcima bile „V“ oblika, zbog postavke eksperimenta, očigledno je da na ovim uzorcima širina prsline na mestu armature nije bila dovoljna da molekuli CO_2 prodru kroz prslinu u beton.

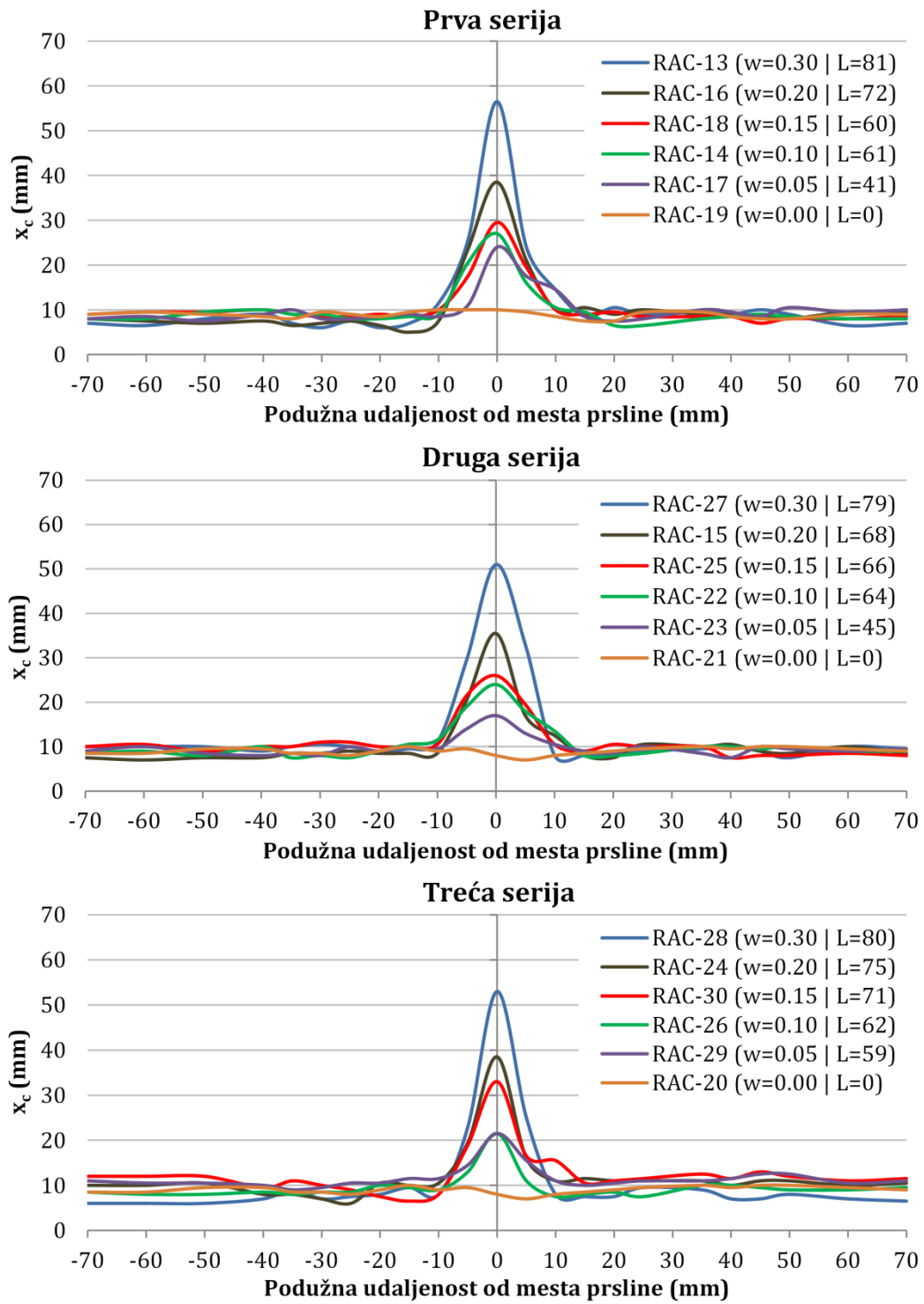
Sa porastom širine prsline rasla je i dubina karbonatizacije na njenom mestu. Ova gradacija nije bila primetna samo u seriji tri kod RAC uzoraka. Uzorak RAC-29 sa širinom prsline 0.05 mm imao je istu dubinu karbonatizacije kao i uzorak RAC-26 sa širinom od 0.10 mm.

4. Karbonatizacija



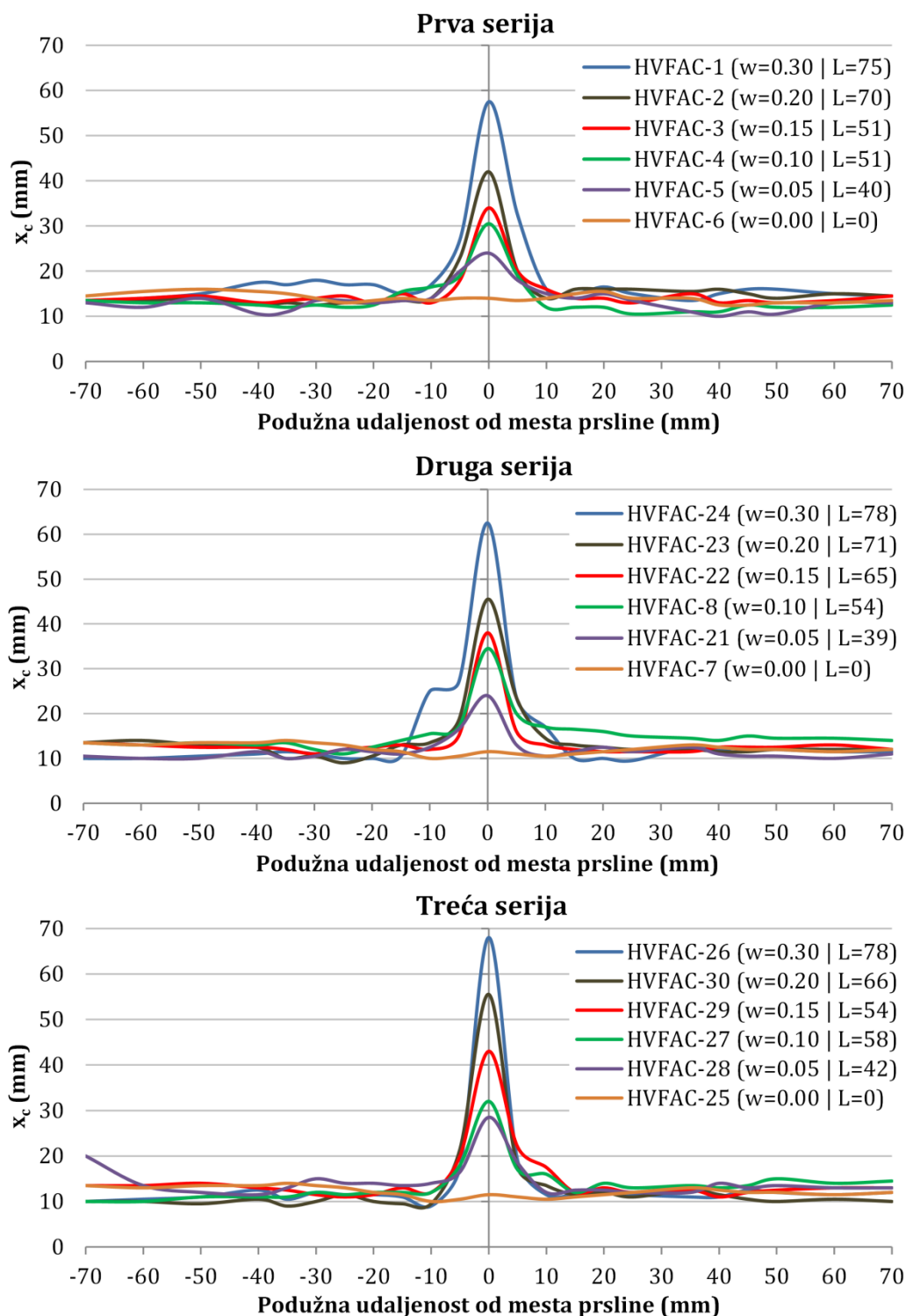
Slika 4. 36 Prikaz izmerenog karbonatizacionog fronta za NAC uzorke

4. Karbonatizacija



Slika 4. 37 Prikaz izmerenog karbonatizacionog fronta za RAC uzorke

4. Karbonatizacija



Slika 4. 38 Prikaz izmerenog karbonatizacionog fronta za HVFAC uzorke

Karbonatizacioni front NAC i RAC uzoraka sa širinom prsline do 0.15 mm bio je ispod 30 mm dubine. Uzorci NAC-17 i RAC-30 su prekoračili ovu vrednost za 8% odnosno 10%, respektivno. Ovo nije bio slučaj sa HVFAC uzorcima, gde samo uzorci sa prslinama širine 0.05 mm nisu dostigli ovu vrednost. Uzorci NAC i RAC betona sa prslinama širine 0.20 mm imali su dubinu karbonatizacije manju od 40 mm. Sa druge strane, HVFAC uzorci iste širine prsline imali su kod sva tri uzorka dubinu veću od 40 mm, a u slučaju HVFAC-30 i preko 50 mm. Dubina karbonatizacije uzoraka sa prslinom širine 0.30 mm isticala se u odnosu na ostale uzorke. Kod NAC i RAC uzoraka dubina je dostizala vrednost od 50 mm, dok je kod HVFAC

4. Karbonatizacija

uzoraka išla i preko 60 mm. Uzorci bez prsline (referentni uzorci) imali su dubinu karbonatizacije manju od 10 mm u slučaju NAC i RAC uzoraka, i do 16 mm kod HVFAC uzoraka.

Primetno je da pojedini frontovi nisu bili ravni kako se udaljava od mesta nastanka prsline (HVFAC-28). Na udaljenosti 70 mm od mesta nastanka prsline dubina karbonatizacije kod ovog uzorka je bila 20 mm. Takođe, prilikom utezanja pojedinih HVFAC uzoraka (HVFAC-22 i HVFAC-29) pojavile su se po dve prsline, iako se zbog postavke eksperimenta očekivala samo jedna prsline po uzorku (slika 4.39). Kod oba uzorka jedna prsline je bila širine 0.15 mm dok je druga bila široka 0.02 mm za HVFAC-22, odnosno 0.06 mm za HVFAC-29.

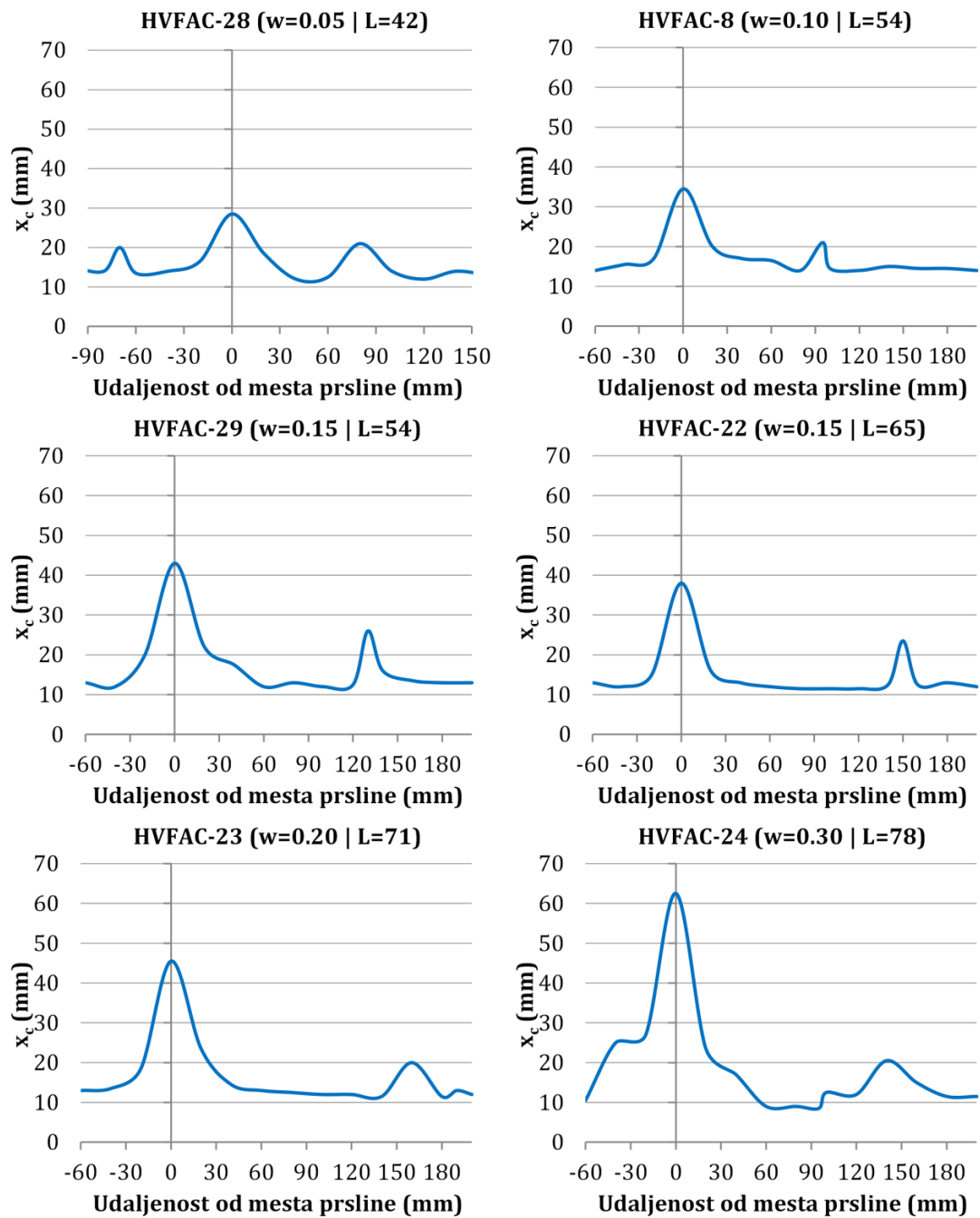


Slika 4. 39 Pojava sekundarnih prsline kod HVFAC uzoraka

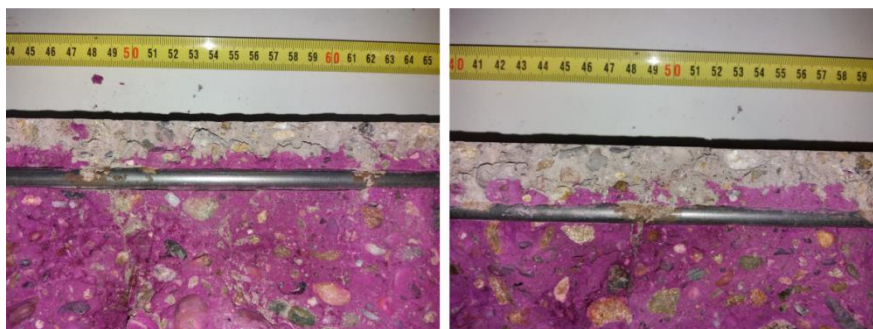
Zbog svega navedenog, kod HVFAC uzoraka izmeren je karbonatizacioni front duž čitavog uzorka. Uočeno je da je kod pojedinih HVFAC uzoraka (HVFAC-8, HVFAC-22, HVFAC-23, HVFAC-24, HVFAC-28, HVFAC-29) karbonatizacioni front dostigao dubinu na kojoj se nalazila armatura i na mestima van „primarne“ prsline. Razlog ovome je bilo postojanje dodatnih sekundarnih prsline (slika 4.40). Ovo se može objasniti pojavom gušće mreže prsline usled savijanja kod HVFAC betona u poređenju sa NAC betonima. U AB elementima napravljenim sa 50% LP klase F javlja se i do 50% gušća mreža prsline usled savijanja u poređenju sa cementnim betonima (Dragaš, 2018). Razlog ovome može biti drugačija vezivna matrica (deo LP vrši funkciju filera) u kojoj se javlja veći broj manjih prsline. Iako su sekundarne prsline bile vidljive na površini betona samo na dva uzorka (HVFAC-22 i HVFAC-29), njihovo postojanje se moglo uočiti u karbonatizacionom frontu i na ostalim pomenutim uzorcima (slika 4.40).

Na uzorku HVFAC-28 postojale su dve sekundarne prsline vidljive u karbonatizacionom frontu, dok je na ostalim uzorcima bila vidljiva samo jedna (slike 4.40 i 4.41). Razmak između glavne i sekundarne prsline kretao se od 70 mm (uzorak HVFAC-28) pa do 160 mm (uzorak HVFAC-23). Na mestima sekundarnih prsline došlo je do difuzije molekula CO₂ kroz prsline i karbonatizacije okolnog betona. Svi uzorci imali su dubinu karbonatizacije na mestu sekundarne prsline veću od 20 mm, koliko je iznosio zaštitni sloj betona. Međutim, uzorci koji su imali vidljive sekundarne prsline na površini betona (HVFAC-22 i HVFAC-29) imali su veću dubinu karbonatizacije u odnosu na uzorke kod kojih sekundarna prsline nije bila vidljiva. Dubina karbonatizacije na mestu sekundarne prsline kod ovih uzoraka kretala se od 23.5 mm pa do 26 mm. Kod ostalih uzoraka dubina karbonatizacije je bila u granicama 20-21 mm.

4. Karbonatizacija



Slika 4. 40 Karbonatizacioni front uzoraka sa „sekundarnim“ prslinama

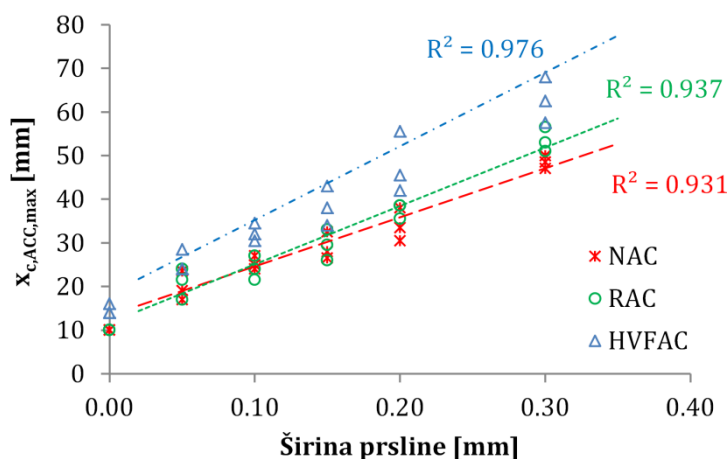


Slika 4. 41 Pojava sekundarnih prsline u karbonatizacionom frontu kod uzoraka a) HVFAC-24 i b) HVFAC-28

4. Karbonatizacija

Maksimalna dubina karbonatizacije ($x_{c,ACC,max}$) u funkciji širine prsline prikazana je na slici 4.42. Merenja na uzorcima spravljenim od različitih vrsta betona ali sa istom širinom prsline su pokazala da su RAC uzorci sa širinom prsline do 0.15 mm imali gotovo istu dubinu karbonatizacije na mestu prsline kao i NAC uzorci. Razlika je iznosila do 5%. Sa daljim porastom širine RAC uzorci su imali 10% veću dubinu karbonatizacije u poređenju sa NAC. Sa druge strane HVFAC uzorci su za sve širine prsline imali i do 40 % veću dubinu karbonatizacije na mestu prsline u poređenju sa NAC uzorcima, odnosno 34% u poređenju sa RAC.

Sa porastom širine prsline povećavala se i maksimalna dubina karbonatizacije. Čak i pri maloj širini prsline od 0.05 mm, maksimalna dubina karbonatizacije bila je dva puta veća u poređenju sa neisprskalim uzorcima. To implicira da je dovoljna količina molekula CO_2 bila kontinualno prisutna čak i unutar uske prsline, zahvaljujući cirkulaciji vazduha. Povećanje širine prsline od 0.05 do 0.30 mm povećalo je maksimalnu dubinu karbonatizacije za sve ispitivane betone.



Slika 4.42 Dubina karbonatizacije na mestu prsline u funkciji njene širine

Postavlja se pitanje koji trend se može usvojiti kao dovoljno dobar za povezivanje ovih podataka. Uzimajući u obzir da postoji veća promena maksimalne dubine karbonatizacije nakon širine prsline od 0.20 mm, mogao bi se pretpostaviti bi-linearni trend. Međutim, ovaj trend se ne može dokazati regresionom analizom, pa ostaje pitanje da li neki drugi trend bolje opisuje izmerene vrednosti. U ovom eksperimentalnom ispitivanju nisu ispitivani uzorci sa prslinama širim od 0.30 mm, kako je to već objašnjeno, pa se eksponencijalni trend, kao i bi-linearni na takvim uzorcima nije mogao detaljnije ispitati. U slučaju uzoraka sa prsline, može se uspostaviti linearni odnos između dubine karbonatizacije i širine prsline (slika 4.42) i utvrditi regresionom metodom najmanjeg kvadrata. Ovo je takođe u saglasnosti sa rezultatima koji se mogu naći u literaturi (AL-Ameeri, Rafiq i Tsioulou, 2018). Ostvareni koeficijenti determinacije (R^2) iznosili su od 0.931 (u slučaju NAC) do 0.976 (u slučaju HVFAC uzoraka).

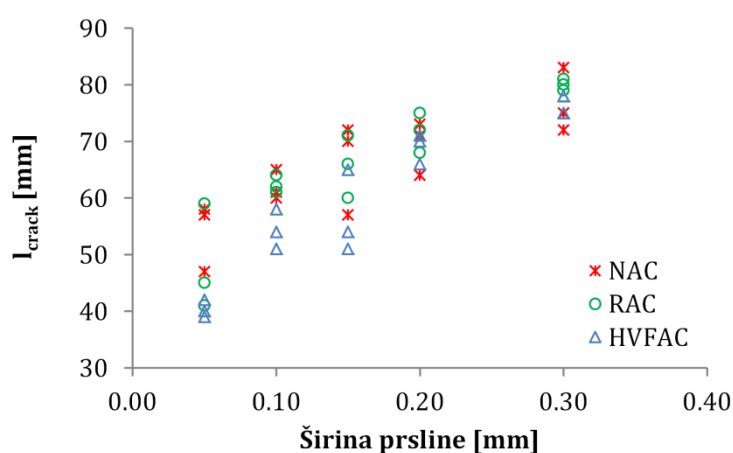
Pored širine prsline, na maksimalnu dubinu karbonatizacije uticala je i njena dubina. Sve prsline u ovom eksperimentalnom istraživanju su bile V-oblika i odnos širine i dubine prsline nije bio konstantan. Da bi se mogla sagledati razlika u dubini karbonatizacije na mestu prsline, moraju se sagledati i dubine prsline u funkciji širine. Veza između dubine (l_{crack}) i širine prsline prikazana je na slici 4.43. Dubina vidljivog dela prsline je merena sa spoljašnje strane uzorka pomoću kamere koja je korištena za merenje širine prsline.

RAC uzorci imali su gotovo isti odnos dubine i širine prsline kao i NAC uzorci. Najveća razlika između ove dve vrste betona bila je pri širini prsline od 0.05 mm i u tom slučaju RAC uzorci su

4. Karbonatizacija

imali 10% manji odnos u pređenju sa NAC. Drugim rečima, za istu širinu prslina RAC uzorci su imali manju dubinu prslina, pa se očekivalo i da imaju manju dubinu karbonatizacije. Ako se uzme u obzir da su u tom slučaju RAC uzorci imali 5% veću dubinu karbonatizacije, može se zaključiti da je povećana poroznost RAC uzoraka dovela do blago veće dubine karbonatizacije u poređenju sa NAC uzorcima.

HVFAC uzorci imali su manji odnos dubine i širine prslina i do 25% u poređenju sa NAC i RAC uzorcima. Ova razlika se smanjivala kako je rasla širina prslina, i za širinu od 0.30 mm iznosila je manje od 5%. S obzirom da su HVFAC uzorci imali prslina manje dubine bilo je za očekivati i da će imati manju dubinu karbonatizacije na mestu prslina. Međutim, kao što je već navedeno, HVFAC uzorci su imali i do 40% veću dubinu karbonatizacije u poređenju sa NAC uzorcima, odnosno 34% u poređenju sa RAC. Razlika između ovih dubina bila je posledica smanjene količine $\text{Ca}(\text{OH})_2$ unutar HVFAC betona, što je dovelo i do smanjenja karbonatizacione otpornosti.



Slika 4. 43 Veza između dubine i širine prslina

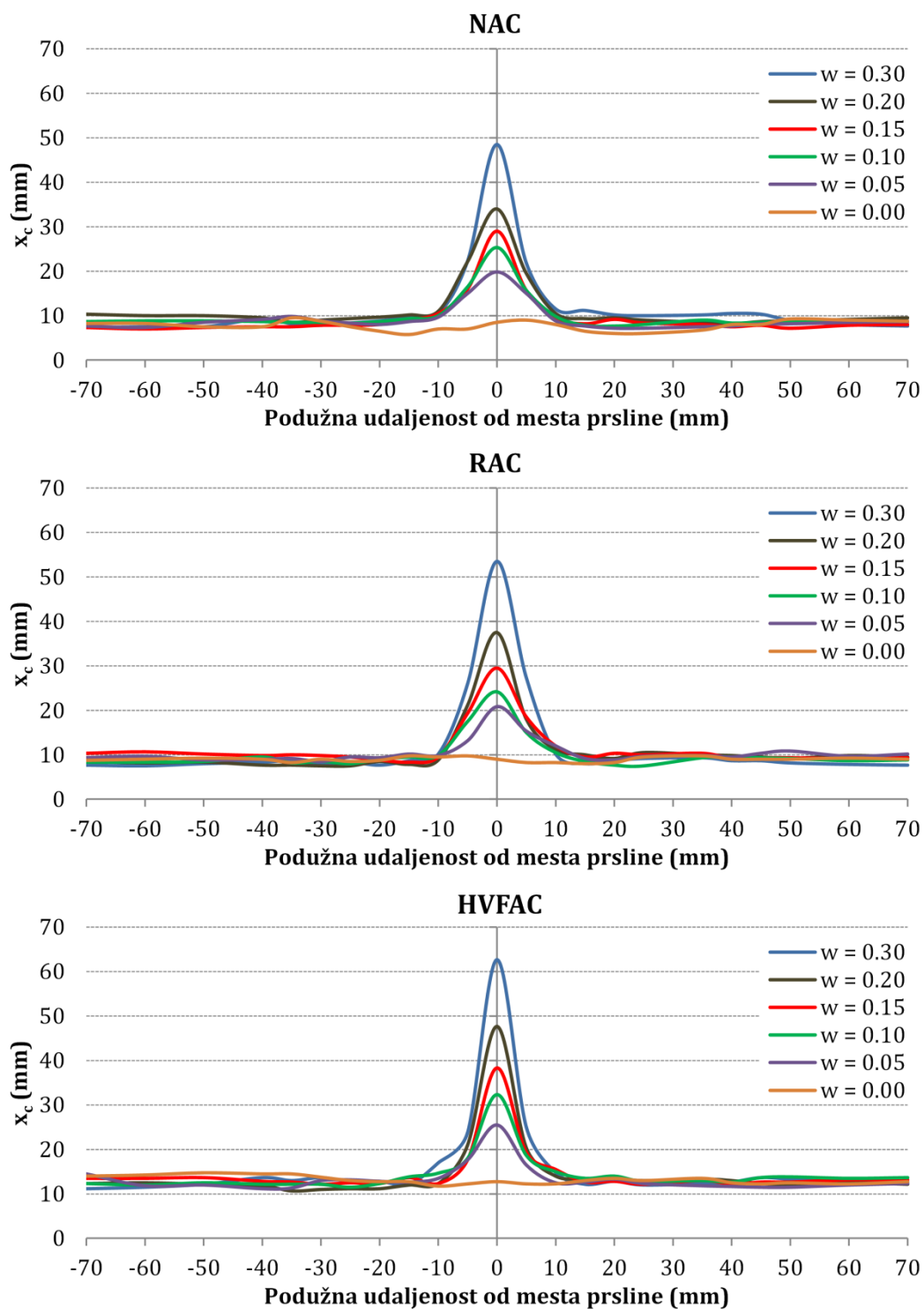
Na slici 4.44 su prikazane srednje vrednosti merenja na tri uzorka od istog betona i sa istom širinom prslina. Može se videti da je uticaj prslina na dubinu karbonatizacije postojao na otprilike ± 10 mm u odnosu na položaj prslina, bez obzira na vrstu betona i širinu prslina. Na udaljenosti većoj od 10 mm u odnosu na prslinu, dubina karbonatizacije je bila konstantna za sve tri vrste betona i za sve širine prslina. Ova zona se može smatrati uticajnom zonom prslina na karbonatizacioni front.

Potvrda prethodnog stava može se videti i na slici 4.45 gde su prikazani karbonatizacioni frontovi, određeni pomoću fenolftaleinskog testa, duž uzorka. Karbonatizacioni frontovi ispraskalih uzoraka su bili prilično ravni osim u uskoj zoni oko prslina. Uticajno područje prslina bilo je isto, bez obzira na širinu prslina. U svim slučajevima, prslina je bila dodatna površina kroz koju su molekuli CO_2 prodirali kroz beton upravno na zidove prslina. Čak i kod uzoraka sa malim širinama prslina (0.05 mm) bio je prisutan ovaj efekat, slično kao u ispitivanjima koji se mogu naći u literaturi (Alahmad *i ost.*, 2009; Zhang *i ost.*, 2011; Torres i Andrade, 2013; Wang *i ost.*, 2018).

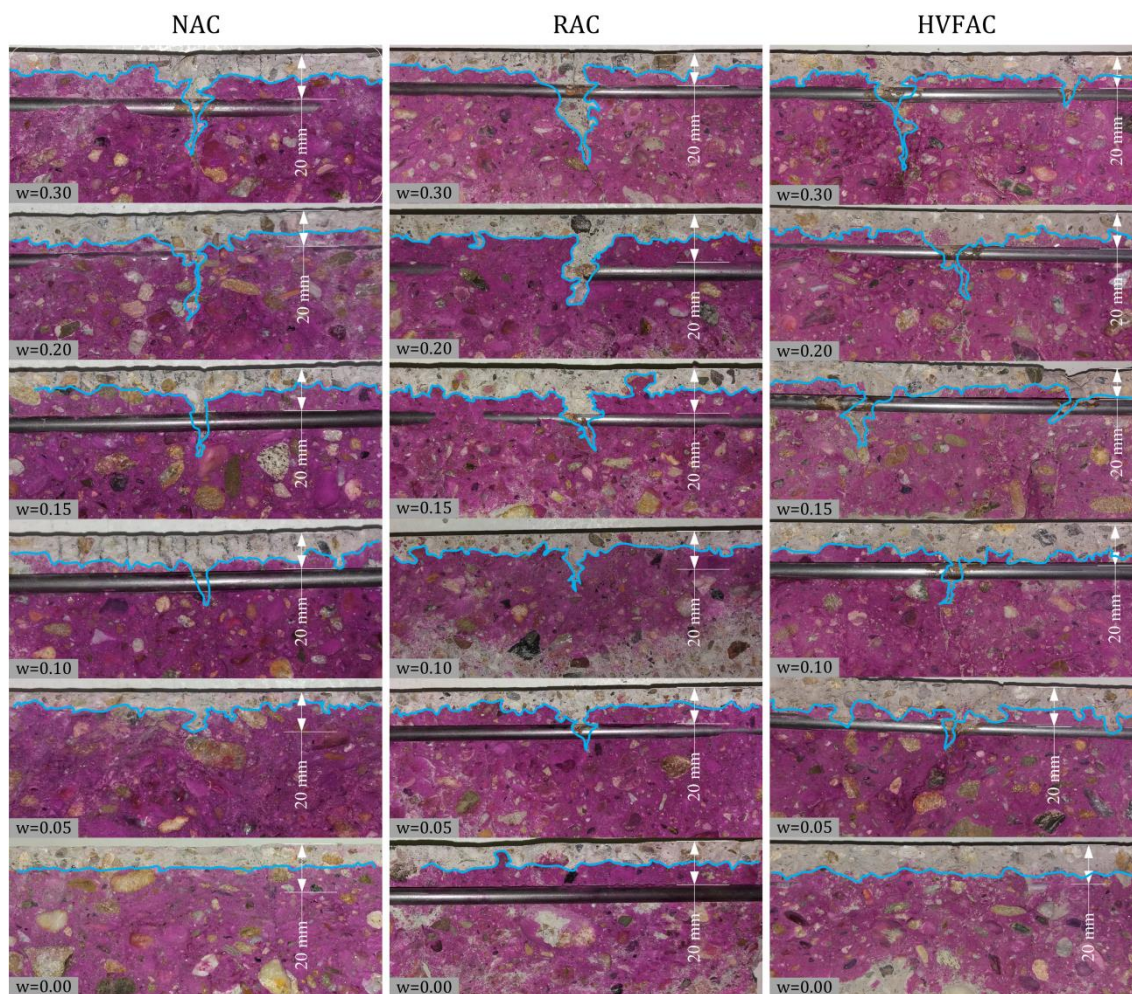
Ako se pogledaju srednji profili dubina karbonatizacije (slika 4.45) za sve ispitivane betone može se videti da je sa porastom širine prslina rasla dubina karbonatizacije na mestu prslina. Van uticajne zone prslina, koja je definisana kao ± 10 mm, nije bilo uticaja prslina na dubinu karbonatizacije. Uzorci koji su imali veću širinu prslina, nisu imali i širu karbonatizovanu zonu na udaljenosti većoj od 10 mm u odnosu na prslinu. Naprotiv, u slučaju RAC i HVFAC uzoraka dubina karbonatizacije van uticajne zone prslina kod neispraskalih uzoraka bila je veća nego kod uzoraka sa prslinom 0.20 mm. Dilatacija u betonu opada sa udaljavanjem od prslina,

4. Karbonatizacija

samim tim i napon, pa uticaj napona zatezanja u betonu nije imao veliku ulogu. U zoni koja je bila udaljena 10-60 mm od mesta prsline prosečna dubina karbonatizacije se kretala od 5.8-11.2 mm za NAC, 7.5-10.8 mm za RAC i 10.7-14.8 mm za HVFAC uzorke. U ovoj zoni postojao je napon zatezanja, ali je on bio manji od nosivosti betona na zatezanje.



Slika 4. 44 Srednja vrednost izmerenog karbonatizacionog fronta ispitivanih betona



Slika 4. 45 Karbonatizacioni frontovi ispitivanih betona mereni pomoću fenolftaleinskog testa

Dubine karbonatizacije za uzorke sa prslinom širine 0.05 mm bile su 20 mm u slučaju NAC i RAC, odnosno 25 mm u slučaju HVFAC betona. Uzorci sa prslinom širine 0.15 mm imali su dubinu ispod 30 mm, odnosno 40 mm u slučaju HVFAC betona. Unutar 40 mm dubine ostali su i uzorci NAC i RAC sa prslinama 0.20 mm.

4.5.3.2. Srednja dubina karbonatizacije

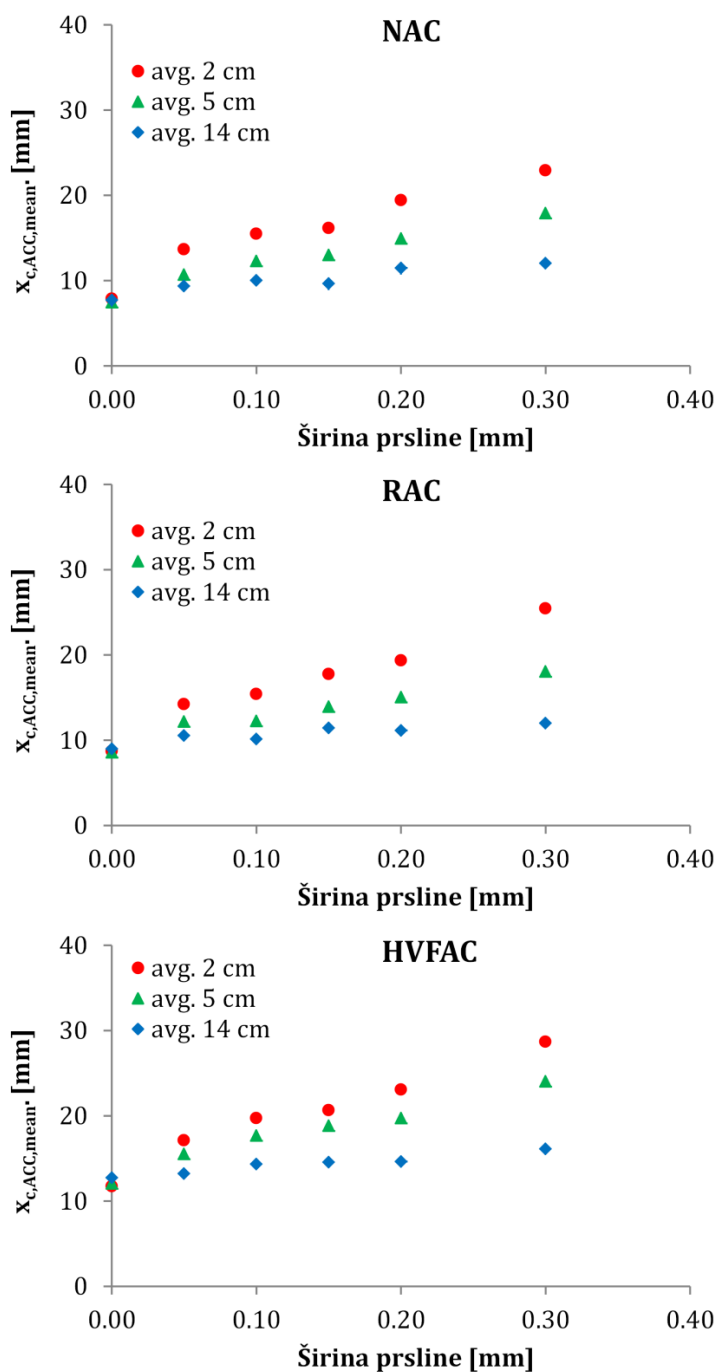
Pored maksimalne dubine karbonatizacije, potrebno je definisati i osrednjenu dubinu karbonatizacije na svim uzorcima. Osrednjena dubina karbonatizacije predstavlja prosečnu dubinu karbonatizacije na određenoj dužini merenja. Prema (fib-Bulletin 34, 2006; EN12390-10, 2008) osrednjena dužina predstavlja srednju vrednost 5 merenja po jednoj strani uzorka. Razmak između mesta gde se vrši merenje nije definisano, osim da ono mora biti jednako između svih merenja. Ako se uzme u obzir da je uticajna zona prsline široka 20 mm postavlja se pitanje da li je dovoljno tačno uzeti razmak između merenja 10 mm, ili je potrebno smanjiti taj razmak na 5 mm, kako bi sva merenja bila obavljena unutar uticajne zone prsline. Sa druge strane, srednji proračunski razmak između prsline predstavlja srednji uticaj prsline i napona zatezanja između dve prsline.

S obzirom da je na uzorcima bila samo jedna prslina, kao posledica postavke eksperimenta, nije bilo moguće izmeriti međusobno rastojanje između prsline. Zbog toga je za svaki uzorak određena srednje proračunsko rastojanje između prsline. Srednja proračunska vrednost rastojanja između prsline je sračunata na osnovu preporuka za preseke male visine koje se

4. Karbonatizacija

mogu naći u literaturi (Piyasena, 2002; Blagojevic, 2016). Za sve ispitivane uzorke, srednji razmak između prslina je bio približno 140 mm.

Kada se sve ovo uzme u obzir, ostaje pitanje na kojoj dužini treba osrednjavati karbonatizacioni front. U cilju analize, na slici 4.46 je prikazana prosečna dubina karbonatizacije ($x_{c,ACC,mean}$) za sve ispitivane betone, osrednjena na različite dužine. *Avg. 2 cm* predstavlja prosečnu dubinu karbonatizacije uzorka na dužini 10 mm levo i desno od prslina, *avg. 5 cm* na 25 mm levo i desno od prslina (standardnoj dužini osrednjavanja koja se koristi), a *avg. 14 cm* na dužini 70 mm levo i desno od prslina što predstavlja srednje računsko rastojanje između prslina.



Slika 4. 46 Prosečna dubina karbonatizacije u zavisnosti od širine prslina (w) i dužine osrednjavanja za različite vrste betona

4. Karbonatizacija

Kao što je bilo i očekivano, sa smanjivanjem dužine osrednjavanja došlo je do porasta srednje dubine karbonatizacije kod sve tri vrste betona. Razlike kod neisprskalih uzoraka bile su zanemarljive. Za RAC i HVFAC uzorke razlike dubine karbonatizacije u zavisnosti od dužine osrednjavanja kretale su se do 6%, dok su kod NAC uzoraka bile do 10%. Međutim, kod isprskalih uzoraka primećene su velike razlike. Sa povećanjem širine prsline rasle su i razlike između srednjih dubina karbonatizacije u funkciji dužine osrednjavanja.

Razlike između *avg. 5 cm* i *avg. 14 cm* kod NAC uzoraka kretale su se od 16% (za prslinu širine 0.05 mm) pa do 53% (za prslinu širine 0.30 mm). Sa smanjivanjem dužine osrednjavanja na 20 mm (*avg. 2 cm*) dubine karbonatizacije bile su od 28% ($w=0.05$ mm) do 30% ($w=0.20$ mm) veće u poređenju sa *avg. 5 cm*, odnosno od 48% ($w=0.05$ mm) pa do čak 96% ($w=0.30$ mm) veće u poređenju sa *avg. 14 cm*.

U slučaju RAC uzoraka, srednje dubine karbonatizacije kod *avg. 5 cm* bile su od 16% ($w=0.05$ mm) pa do 55% ($w=0.20$ mm) veće u poređenju sa *avg. 14 cm*. Sa smanjivanjem dužine osrednjavanja na 20 mm (*avg. 2 cm*) dubine karbonatizacije bile su od 17% ($w=0.05$ mm) do 41% ($w=0.30$ mm) veće u poređenju sa *avg. 5 cm*, odnosno od 36% ($w=0.05$ mm) pa do čak 118% ($w=0.30$ mm) veće u poređenju sa *avg. 14 cm*.

Razlike između *avg. 5 cm* i *avg. 14 cm* kod HVFAC uzoraka kretale su se od 18% (za prslinu širine 0.05 mm) pa do 52% (za prslinu širine 0.30 mm). Sa smanjivanjem dužine osrednjavanja na 20 mm (*avg. 2 cm*) dubine karbonatizacije bile su od 10% ($w=0.05$ mm) do 19% ($w=0.20$ mm) veće u poređenju sa *avg. 5 cm*, odnosno od 31% ($w=0.05$ mm) pa do 81% ($w=0.30$ mm) veće u poređenju sa *avg. 14 cm*.

Pri malim širinama prsline ($w=0.05$ mm) razlike između dubina karbonatizacije *avg. 2 cm* i *avg. 5 cm* (standardizovana dužina osrednjavanja) bile su 28%, 17% i 10% za NAC, RAC i HVFAC, respektivno. Razlike između dubina za ove dve dužine osrednjavanja se nisu bitno menjale do širine prsline od 0.15 mm, što se može i videti na slici 4.46. Pri ovoj širini prsline razlike između *avg. 2 cm* i *avg. 5 cm* su iznosile 22%, 27% i 13% za NAC, RAC i HVFAC, respektivno. Sa daljim povećanjem širine prsline došlo je do značajnih promena kod RAC i HVFAC uzoraka. Pri širini prsline od 0.30 mm razlike su išle do 41% kod RAC betona, odnosno 19% kod HVFAC.

Može se zaključiti da nije postojala značajnija razlika između NAC i RAC uzoraka, što ukazuje da je uticaj dužine osrednjavanja bio mnogo značajniji u poređenju sa razlikama ove dve vrste betona. Međutim, HVFAC uzorci su pokazali da nije bilo značajnije razlike dubina karbonatizacije za dužine osrednjavanja 20 mm i 50 mm (od 10% do 19%). U poređenju sa NAC i RAC uzorcima, HVFAC uzorci su pokazali manju osetljivost na promenu dužine osrednjavanja.

Sa slike 4.46 se može videti da razlike između srednjih dubina karbonatizacije uzoraka sa i bez prsline rastu sa povećanjem širine prsline, bez obzira na dužinu osrednjavanja. Čak i kod uzoraka sa malim širinama prsline ($w=0.05$ mm) razlike između uzoraka sa i bez prsline bile su značajne. Kod NAC uzoraka one su iznosile 19%, 49% i 73% za dužine osrednjavanja 140 mm, 50 mm i 20 mm, respektivno. RAC uzorci su imali nešto manje razlike: 17%, 39% i 59% za dužine osrednjavanja 140 mm, 50 mm i 20 mm, dok su HVFAC uzorci imali najmanje razlike: 1%, 23% i 40% za dužine osrednjavanja 140 mm, 50 mm i 20 mm, respektivno.

Razlike su rasle sa smanjivanjem dužine osrednjavanja. Za *avg. 14 cm* razlike između isprskalih i neisprskalih uzoraka su rasle kako su rasle širine prsline i kretale su se od 19% do 50% za NAC, 17% do 30% za RAC i 1% do 21% za HVFAC. U slučaju *avg. 5 cm* razlike između isprskalih i neisprskalih su rasle od 49% do 149% za NAC, 39% do 106% za RAC i 23% do 91% za HVFAC. Najveće razlike između uzoraka sa i bez prsline dobijene su korišćenjem

4. Karbonatizacija

dužine osrednjavanja od 20 mm (*avg. 2 cm*): porast je bio od 73% do 190% za NAC, 59% do 184% za RAC i 40% do 134% za HVFAC.

Očigledno, nije bilo razlika u ovom fenomenu bez obzira na vrstu betona korišćenu u ovom eksperimentalnom ispitivanju. Može se zaključiti da je uticaj prslina na srednju dubinu karbonatizacije značajniji parametar od vrste betona. Međutim, HVFAC uzorci su opet pokazali manju osetljivost na ovaj fenomen u odnosu na NAC i RAC uzorke.

U cilju evaluacije ova dva fenomena (dužine osrednjavanja i prisustva prslina), neophodno je odrediti generalnu meru otpornosti na karbonatizaciju prema fib-Model Code (2010).

4.5.3.3. Inverzna efektivna karbonatizaciona otpornost

Sračunata inverzna efektivna karbonatizaciona otpornost na osnovu jednačine 2.10 za različite dužine osrednjavanja i širine prslina je prikazana u tabeli 4.11. S obzirom da se R^{-1}_{ACC} određuje na osnovu srednje vrednosti izmerene dubine karbonatizacije, zaključci koji su izvedeni u prethodnom delu mogu se primeniti i ovde.

Može se videti da je sa smanjivanjem dužine osrednjavanja R^{-1}_{ACC} rastao, odnosno karbonatizaciona otpornost opadala. Smanjivanje dužine osrednjavanja sa 140 mm na 20 mm dovelo je do povećanja vrednosti R^{-1}_{ACC} i do 3.66 puta za NAC, 4.48 puta za RAC i 3.14 puta za HVFAC na uzorcima sa prslinom širine 0.30 mm. HVFAC uzorci su se pokazali kao najmanje osetljivi na promenu dužine osrednjavanja, dok su RAC uzorci bili najosetljiviji na ovu promenu.

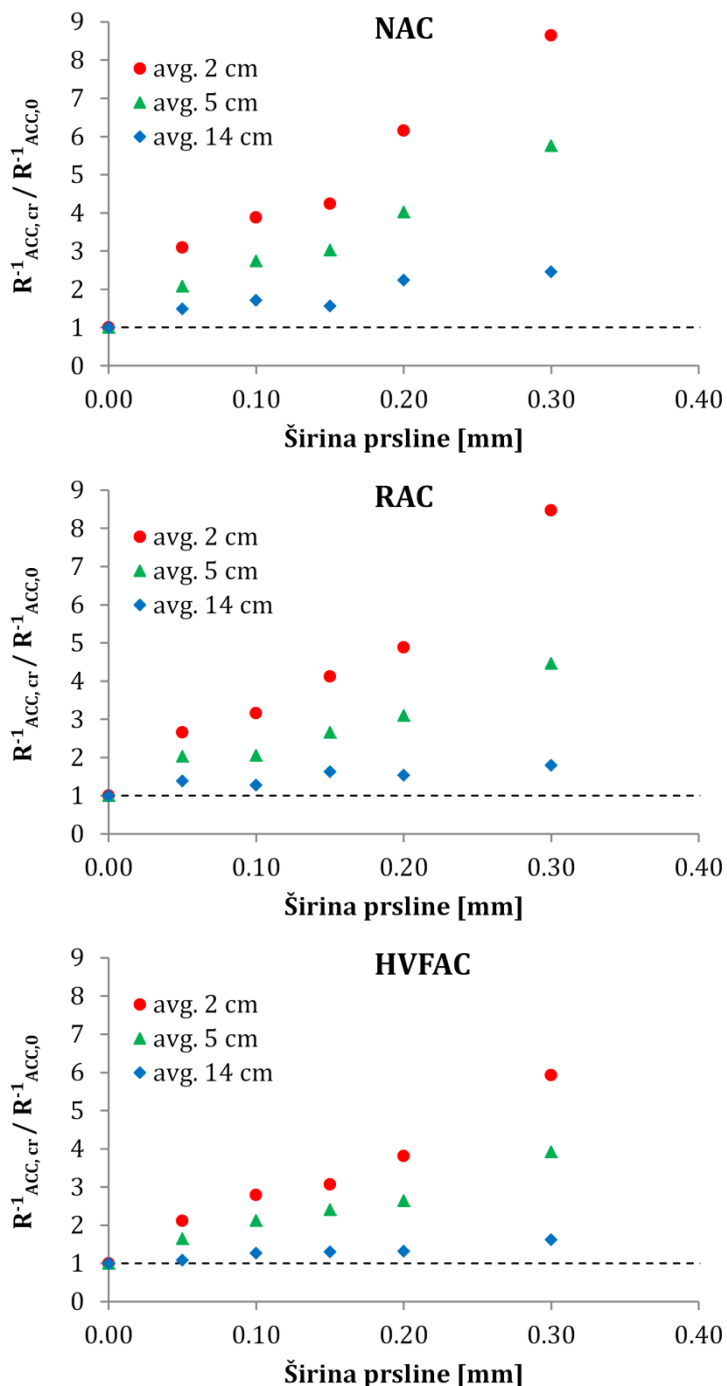
Tabela 4. 11 Inverzna efektivna karbonatizaciona otpornost betona za različite širine prslina (*w*) i dužine osrednjavanja

Beton	Širina prslina (mm)	R^{-1}_{ACC} ($10^{-11}(\text{m}^2/\text{s})/(\text{kg}/\text{m}^3)$)			(2)/(1)	(3)/(2)	(3)/(1)
		avg. 14 cm	avg. 5 cm	avg. 2 cm			
		(1)	(2)	(3)			
NAC	-	33.7	31.7	35.1	0.94	1.11	1.04
	0.05	50.1	65.8	108.3	1.31	1.65	2.16
	0.10	57.6	86.7	136.1	1.51	1.57	2.36
	0.15	52.6	95.8	148.7	1.82	1.55	2.82
	0.20	75.5	127.3	215.9	1.69	1.70	2.86
	0.30	82.8	182.4	303.3	2.20	1.66	3.66
RAC	-	45.7	41.5	43.5	0.91	1.05	0.95
	0.05	63.3	84.4	115.4	1.33	1.37	1.82
	0.10	58.4	85.2	137.0	1.46	1.61	2.35
	0.15	74.4	110.4	179.1	1.48	1.62	2.41
	0.20	70.3	128.6	212.1	1.83	1.65	3.02
	0.30	82.1	185.3	367.9	2.26	1.99	4.48
HVFAC	-	92.4	83.7	79.3	0.91	0.95	0.86
	0.05	99.8	137.3	167.4	1.38	1.22	1.68
	0.10	116.9	177.5	221.1	1.52	1.25	1.89
	0.15	120.1	201.3	243.0	1.68	1.21	2.02
	0.20	121.7	220.8	301.7	1.81	1.37	2.48
	0.30	149.5	328.2	469.8	2.19	1.43	3.14

Sa povećanjem širine prslina, odnos između inverzne karbonatizacione otpornosti uzoraka sa prslinom ($R^{-1}_{ACC,cr}$) i uzoraka bez prslina ($R^{-1}_{ACC,o}$) takođe se povećavao (slika 4.47). NAC uzorci sa prslinom imali su do 2.46 puta veći R^{-1}_{ACC} u odnosu na uzorke bez prslina, u slučaju dužine

4. Karbonatizacija

osrednjavanja od 140 mm. Kod RAC uzoraka ovaj odnos je išao do 1.80, odnosno do 1.62 u slučaju HVFAC uzoraka. Razlog što su NAC uzorci imali najveći odnos jeste najmanja izmerena dubina karbonatizacije (pa samim tim i najmanji R^{-1}_{ACC}) uzoraka bez prslina. S obzirom da dubina karbonatizacije uzoraka sa prslinom ne zavisi mnogo od vrste betona već od širine i dubine prsline, odnos R^{-1}_{ACC} između uzoraka sa i bez prsline biće najveći kod NAC betona. Iz istog razloga ne čudi što je HVFAC imao upravo najmanji odnos.



Slika 4. 47 Odnos između inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti uzoraka sa ($R^{-1}_{ACC,cr}$) i bez ($R^{-1}_{ACC,0}$) prsline za različite dužine osrednjavanja i vrste betona

U slučaju dužine osrednjavanja od 20 mm ovaj odnos ($R^{-1}_{ACC,cr} / R^{-1}_{ACC,0}$) je išao i do 8.64 puta za NAC, 8.47 puta za RAC i 5.93 za HVFAC. Ovo praktično znači da je u slučaju uzoraka sa

4. Karbonatizacija

prslinom 0.30 mm i dužinom osrednjavanja od 20 mm, R^{-1}_{ACC} bio za red veličine veći u odnosu na uzorke bez prsline.

Prethodni zaključak pokazao je da su dužina osrednjavanja i pojava prsline imali značajan uticaj na povećanje R^{-1}_{ACC} u slučaju ubrzanih uslova izloženosti. Međutim, važno je analizirati i njihov uticaj na dubinu karbonatizacije u prirodnim uslovima izloženosti.

4.5.3.4. Predikcija dubine karbonatizacije u prirodnim uslovima izloženosti

Predikcija dubine karbonatizacije u prirodnim uslovima izloženosti može se sprovesti upotrebom već pomenutog modela predikcije (fib-Model Code, 2010). Za opisanu proceduru nege uzoraka sa prslinom u okviru sopstvenog eksperimentalnog ispitivanja, uzima se dužina nege betona $t_c = 7$ dana. U slučaju betona zaštićenog od atmosferskih padavina (što je bio slučaj u ovom istraživanju) vrednost vremenske funkcije se može uzeti kao $W(t)=1$.

Moguća upotreba *fib-Model Code 2010* modela predikcije dubine karbonatizacije za betone bez prsline je testirana za sve vrste ispitivanih betona u prethodnom poglavlju. Međutim, pojava prsline utiče na mogućnost primene predloženog modela i njegovu tačnost. Model za predikciju dubine karbonatizacije u prirodnim uslovima je direktno povezan sa prirodnom inverznom efektivnom karbonatizacionom otpornošću betona. S toga se može pretpostaviti da je dubina karbonatizacije u ubrzanim uslovima direktno povezana sa ubrzanom inverznom efektivnom karbonatizacionom otpornošću:

$$x_{c,ACC}(t) = \sqrt{2 \cdot k_e \cdot k_c \cdot R_{ACC}^{-1} \cdot C_{s,ACC} \cdot t \cdot W(t)} \quad (4.15)$$

Ako je pretpostavka prikazana u jednačini 4.15 tačna, tada se uticaj prsline na tačnost modela predikcije može odrediti na osnovu rezultata ispitivanja dobijenih u ovom eksperimentalnom istraživanju. U nastavku će se analitički ispitati ova pretpostavka. Usled definisanih uslova izloženosti tokom ubrzanog testa (2% CO₂, RH 65% i uzorci koji su bili zaštićeni od kiše) i nege betona od 7 dana, parametri k_e i k_c su imali vrednost 1. U koliko se jednačina 2.10 ubaci u jednačinu 4.15 sledi:

$$x_{c,ACC}(28) = \sqrt{2 \cdot \left(\frac{x_{c,ACC}^{meas.}}{\tau}\right)^2 \cdot C_{s,ACC}^{exp.} \cdot t_{exp.}} \quad (4.16)$$

Vremenska konstanta se može zameniti izrazom definisanim u (Lay i Schießl, 2003):

$$\tau = \sqrt{2 \cdot C_s^{exp.} \cdot 28} \quad (4.17)$$

$$x_{c,ACC}(28) = \sqrt{2 \cdot \left(\frac{x_{c,ACC}^{meas.}}{\sqrt{2 \cdot C_s^{exp.} \cdot 28}}\right)^2 \cdot C_{s,ACC}^{exp.} \cdot 28} \quad (4.18)$$

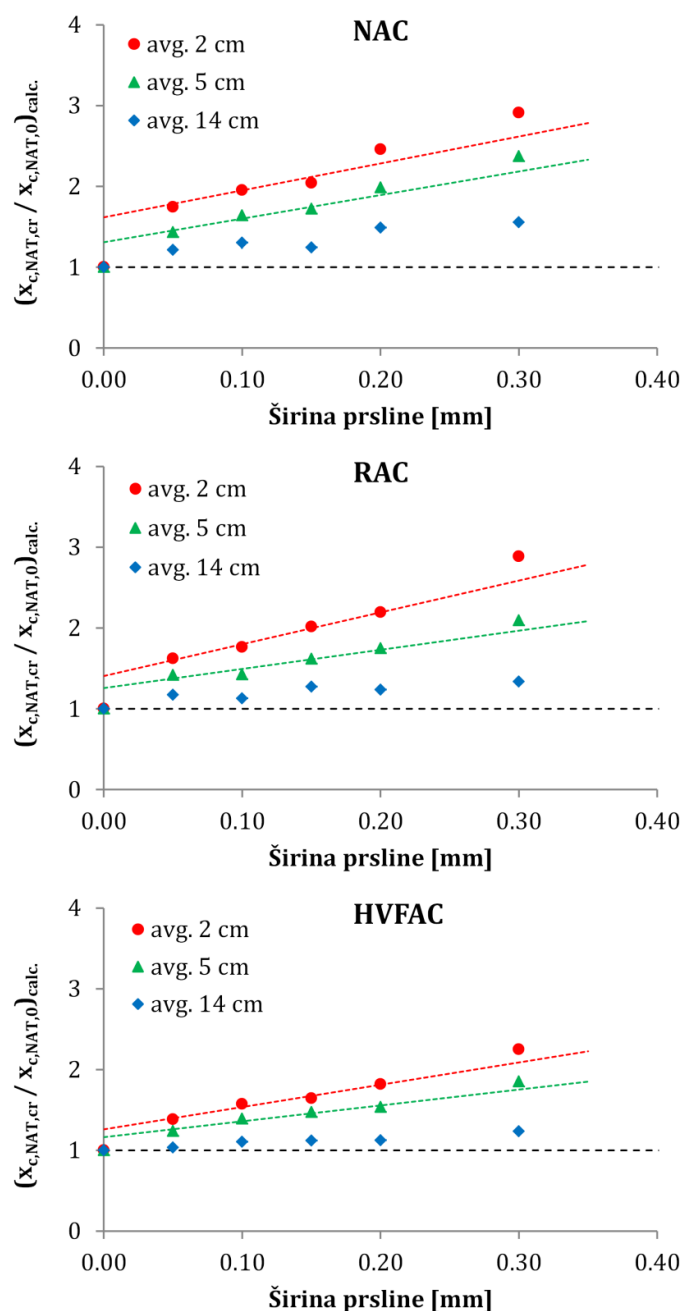
S obzirom da je u oba slučaja C_s bio isti (2% CO₂), može se izvesti sledeća relacija:

$$x_{c,ACC}(28) = x_{c,ACC}^{meas.} \quad (4.19)$$

Na ovaj način je pretpostavka definisana u jednačini 4.15 matematički dokazana. Očigledno je da je jednačina 2.6 nezavisna od pojave prsline i njenog uticaja na karbonatizacioni front, što

4. Karbonatizacija

je takođe i eksplicitno navedeno u (fib-Model Code, 2010). Imajući ovo u vidu predloženi model predikcije (fib-Model Code, 2010) može se takođe koristiti za predikciju dubine karbonatizacije kod isprskalih uzoraka. Ako se usvoje isti mikro-klimatski parametri i uslovi nege betona, jedina razlika u modelu predikcije (prema jednačini 2.6) biće vrednost R^{-1}_{ACC} . Kao što je već pokazano, ova vrednost zavisi od dužine na kojoj se vrši osrednjavanje i širine prsline. U cilju određivanja uticaja prsline na model predikcije dubine karbonatizacije u prirodnim uslovima, odnos između sračunate dubine karbonatizacije uzoraka sa ($x_{c,NAT,cr}$) i bez ($x_{c,NAT,0}$) prsline je prikazan na slici 4.48. Za proračun dubine karbonatizacije HVFAC uzoraka korišćene su vrednosti koeficijenata k_t i ε_t definisane u tabeli 4.3, jer je pokazano da odgovaraju betonima sa preko 40% LP u ukupnom vezivnom materijalu, što je i bio slučaj u ovom istraživanju.



Slika 4. 48 Odnos između sračunatih dubina karbonatizacije uzoraka sa ($x_{c,NAT,cr}$) i bez ($x_{c,NAT,0}$) prsline za različite dužine osrednjavanja

4. Karbonatizacija

Efekat velikog povećanja R^{-1}_{ACC} (u nekim slučajevima za red veličine) sada je bio smanjen. Odnos između sračunatih dubina karbonatizacije uzoraka sa i bez prsline kretao se do vrednosti 2.9 kod NAC i RAC uzoraka, za malu dužinu osrednjavanja (avg. 2 cm). Kod HVFAC uzoraka ovaj odnos je bio manji i iznosio je 2.3. To praktično znači da će dubina karbonatizacije uzoraka sa prslinom 0.30 mm u prirodnim uslovima izloženosti biti i do 3 puta veća u poređenju sa neisprskalim uzorcima. Čak i kada se koristi veća dužina osrednjavanja (avg. 14 cm), dubina karbonatizacije biće 1.56 puta veća u poređenju sa neisprskalim NAC uzorcima. U slučaju RAC i HVFAC betona ova razlika je bila manja i iznosila je 1.33 puta za RAC odnosno 1.23 puta za HVFAC.

Pojava prsline sama po sebi dovela je do značajnijeg rasta odnosa dubina karbonatizacije isprskalih i neisprskalih uzoraka. Čak i pri maloj širini prsline od 0.05 mm ovaj odnos se kretao u granicama 1.21-1.74 za NAC, 1.17-1.62 za RAC i 1.03-1.38 za HVFAC, u zavisnosti od dužine osrednjavanja. Manji odnos kod RAC i HVFAC uzoraka u poređenju sa NAC bio je posledica veće dubine karbonatizacije neisprskalih uzoraka, pa je samim tim uticaj prsline na ove dve vrste ispitivanih betona manja. Sa daljim porastom širine prsline, ovaj odnos je rastao linearno za sve vrste ispitivanih betona.

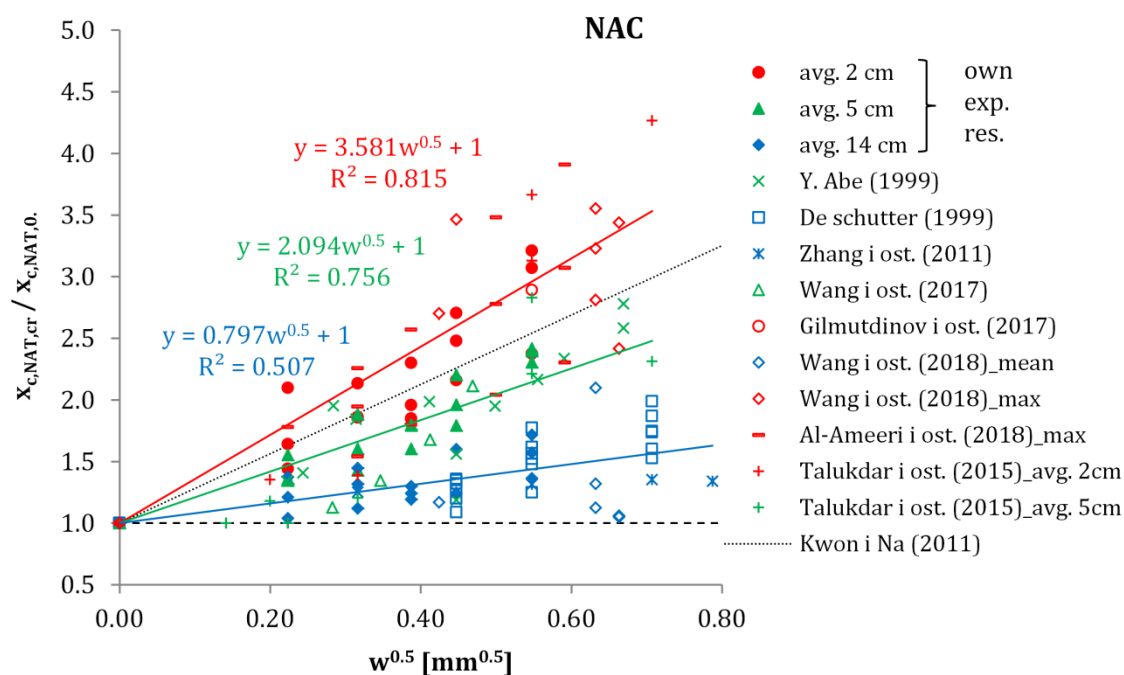
Na slici 4.48 se može videti da je za sve vrste betona, pri malim dužinama osrednjavanja (20 i 50 mm) došlo do značajnijeg porasta odnosa dubina karbonatizacije isprskalih i neisprskalih uzoraka nakon određene širine prsline. U slučaju NAC uzoraka ova promena se desila pri širini prsline između 0.15 i 0.20 mm, dok je u slučaju RAC i HVFAC uzoraka ova promena nastupila pri širini prsline između 0.20 i 0.30 mm. Pri velikoj dužini osrednjavanja (140 mm) rast odnosa dubina isprskalih i neisprskalih uzoraka je bio linearan sa porastom širine prsline.

Sa druge strane, pojedini autori su ustanovili da je veza između dubine karbonatizacije i korena iz širine prsline linearna (Abe, 1999; Kwon i Na, 2011). Da bi se proverila linearnost ove veze u cilju lakše predikcije dubine karbonatizacije u uslovima isprskalih preseka formirana je baza podataka od svih dostupnih rezultata karbonatizacionih testova sprovedenih na uzorcima sa prslinama za cementne betone sa prirodnim i recikliranim agregatom i betone sa LP. Ova vrsta podataka je pronađena u devet istraživanja za NAC i jednom za betone sa LP (Abe, 1999; De Schutter, 1999; Kwon i Na, 2011; Zhang *i ost.*, 2011; Talukdar, Banthia i Grace, 2015; Gil'mutdinov *i ost.*, 2017; Wang *i ost.*, 2017, 2018; AL-Ameeri, Rafiq i Tsioulou, 2018). Ukupno je prikupljeno 85 merenja dubine karbonatizacije za NAC i 5 merenja za betone sa LP. Komparativni rezultati za RAC betone koji su imali merenja dubine karbonatizacije na uzorcima sa prslinama nisu pronađeni u literaturi. U odabranim istraživanjima, čvrstoća pri pritisku je bila u rasponu od 24.0 do 65.2 MPa, w/c odnos se kretao u granicama od 0.40 do 0.65, dok su prsline bile široke od 0.02 mm do 0.64 mm. Ispitivanja su sprovedena u prirodnim (Abe, 1999; Kwon i Na, 2011) i ubrzanim uslovima karbonatizacije tokom koje je CO₂ koncentracija bila od 2-20%. Kompletna baza podataka je prikazana u prilogu B.

Veza između odnosa dubina karbonatizacije isprskalih i neisprskalih uzoraka i širine prsline za sve vrste ispitivanih betona prikazana je na slikama 4.49-4.51. Vrednosti prikazane na slikama podeljenje su u grupe u zavisnosti od dužine na kojoj su osrednjavane vrednosti dubine karbonatizacije. Vrednosti obeležene zelenom bojom predstavljaju merenja osrednjena na 50 mm dužine, dok vrednosti obeležene plavom bojom predstavljaju srednju vrednost merenja na dužini koja predstavlja srednje rastojanje između prsline. Vrednosti obeležene crvenom bojom predstavljaju merenja osrednjena na 20 mm ili, u pojedinim slučajevima, maksimalne vrednosti izmerene na mestu prsline (AL-Ameeri, Rafiq i Tsioulou, 2018; Wang *i ost.*, 2018). Upravo ove vrednosti imale su najveće rasipanje rezultata.

4. Karbonatizacija

Sa slike 4.49 se može videti da je veza između odnosa dubina karbonatizacije isprskalih i neisprskalih uzoraka i korena širine prsline kod NAC betona bila linearna za sve korišćene dužine osrednjavanja. Za predložene regresione jednačine sa linearnom vezom koeficijenti determinacije bili su 0.815, 0.756 i 0.507 za dužine osrednjavanja 20 mm, 50 mm i 140 mm respektivno. Naravno, sa smanjenjem dužine osrednjavanja došlo je do rasta nagiba prave, jer sa smanjenjem dužine osrednjavanja raste uticaj prsline na dubinu karbonatizacije. Na slici 4.49 je prikazana je i funkcija zavisnosti koju su predložili Kwon i Na (2011) iako nije poznato na kojoj dužini su osrednjavali izmerene dubine karbonatizacije.



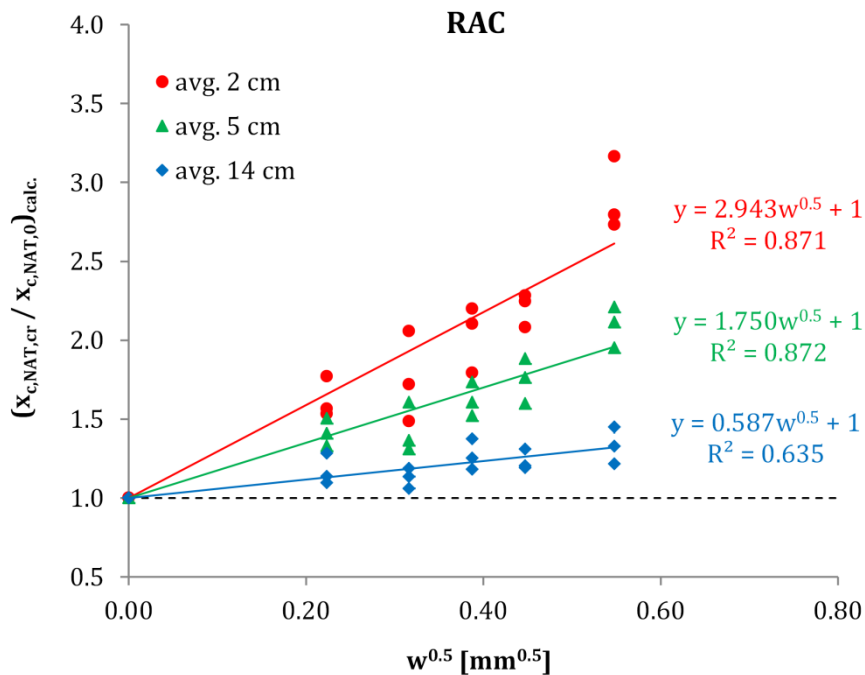
Slika 4. 49 Veza između odnosa dubina karbonatizacije isprskalih i neisprskalih uzoraka i širine prsline (w) kod NAC betona

Uspostavljanjem linearne relacije za NAC betone različitih čvrstoća, uslova izloženosti i w/c odnosa moguće je napraviti predikciju dubine karbonatizacije elemenata sa prslinama poznajući karbonatizacionu otpornost neisprskalih uzoraka napravljenih od istog betona.

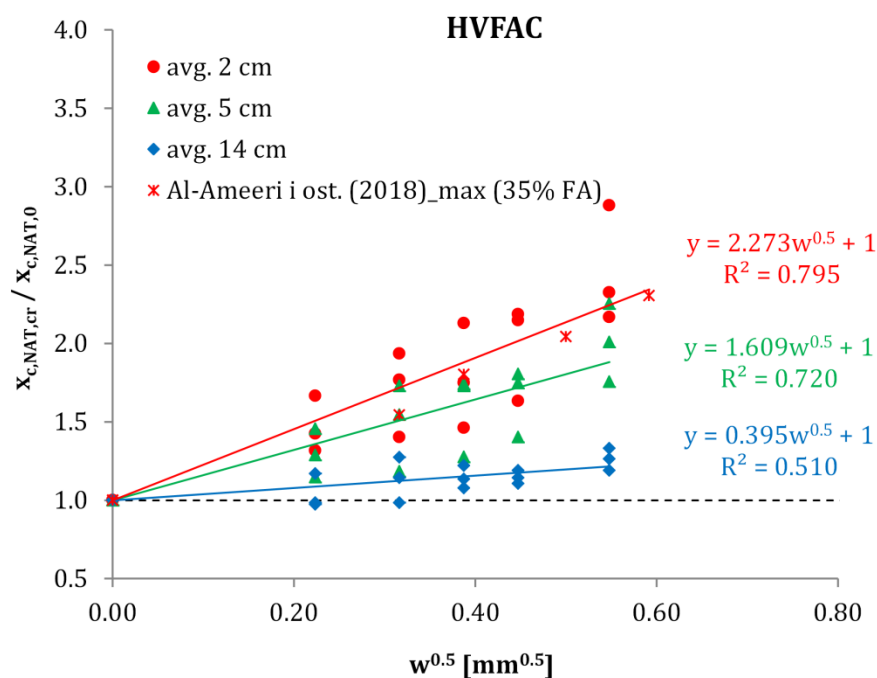
Predložene regresione jednačine sa linearnom vezom za RAC i HVFAC betone prikazane su na slikama 4.50 i 4.51. U slučaju RAC betona nije bilo rezultata merenja dubine karbonatizacije na uzorcima sa prslinama, pa su jednačine veze uspostavljene samo na osnovu sopstvenih eksperimentalnih ispitivanja. Slična situacija bila je i u slučaju HVFAC betona, gde je u literaturi dostupno samo jedno istraživanje sprovedeno na betonima sa 35% zamene cementa LP (AL-Ameeri, Rafiq i Tsioulou, 2018). ACI (American Concrete Institute) Committee 232.3R-14 (2014) definiše betone sa visokim sadržajem LP kao betone sa 37% ili više LP u ukupnoj masi vezivnih materijala, pa su vrednosti iz istraživanja AL-Ameeri, Rafiq i Tsioulou (2018) prikazane komparativno sa izmerenim vrednostima sopstvenih eksperimentalnih ispitivanja.

Kao i u slučaju NAC betona, i ovde su veze između odnosa dubina karbonatizacije isprskalih i neisprskalih uzoraka i korena širine prsline (w) linearne. Za predložene regresione jednačine sa linearnom vezom kod RAC uzoraka, koeficijenti determinacije bili su 0.871, 0.872 i 0.635 za dužine osrednjavanja 20 mm, 50 mm i 140 mm respektivno.

4. Karbonatizacija



Slika 4. 50 Veza između odnosa dubina karbonatizacije isprskalih i neisprskalih uzoraka i širine prsline (w) kod RAC betona

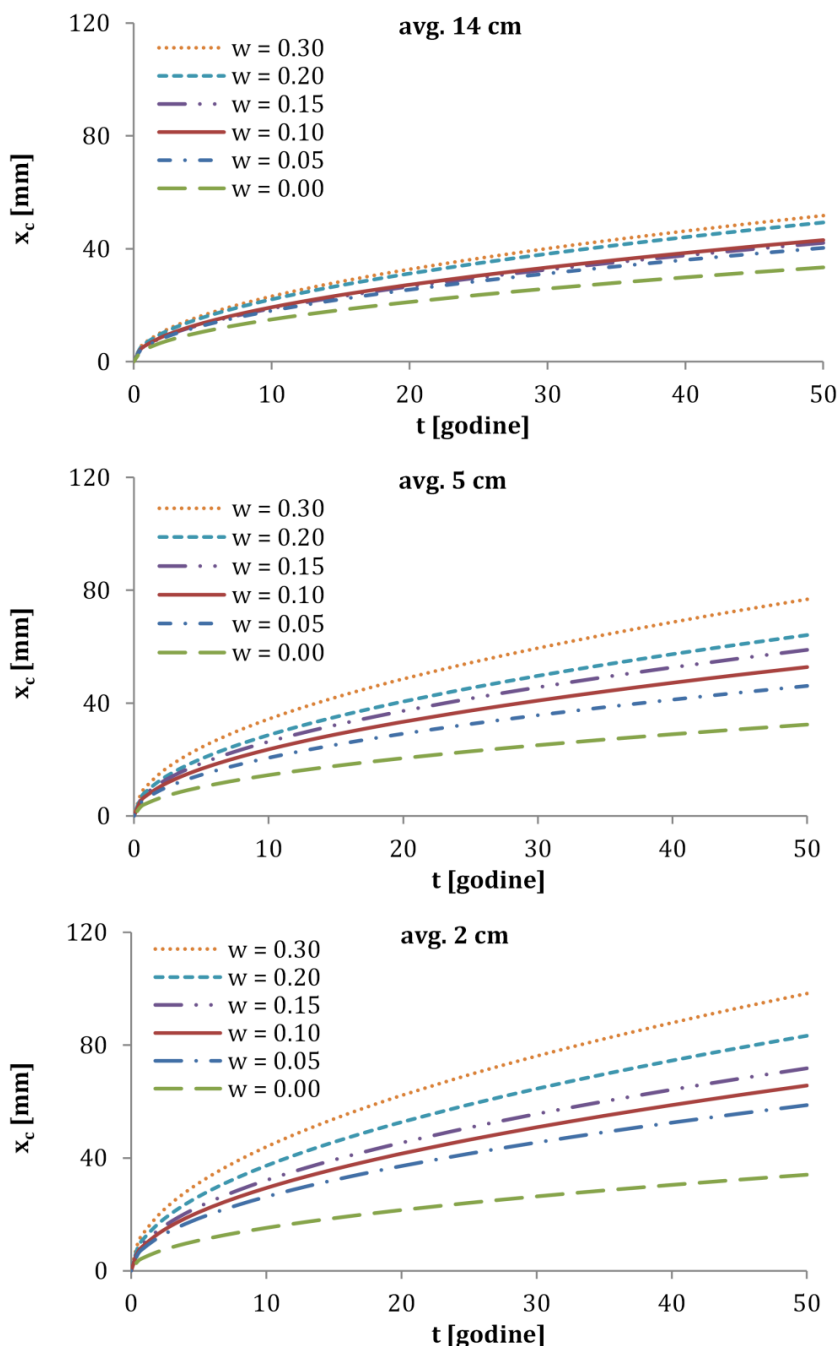


Slika 4. 51 Veza između odnosa dubina karbonatizacije isprskalih i neisprskalih uzoraka i širine prsline (w) kod HVFAC betona

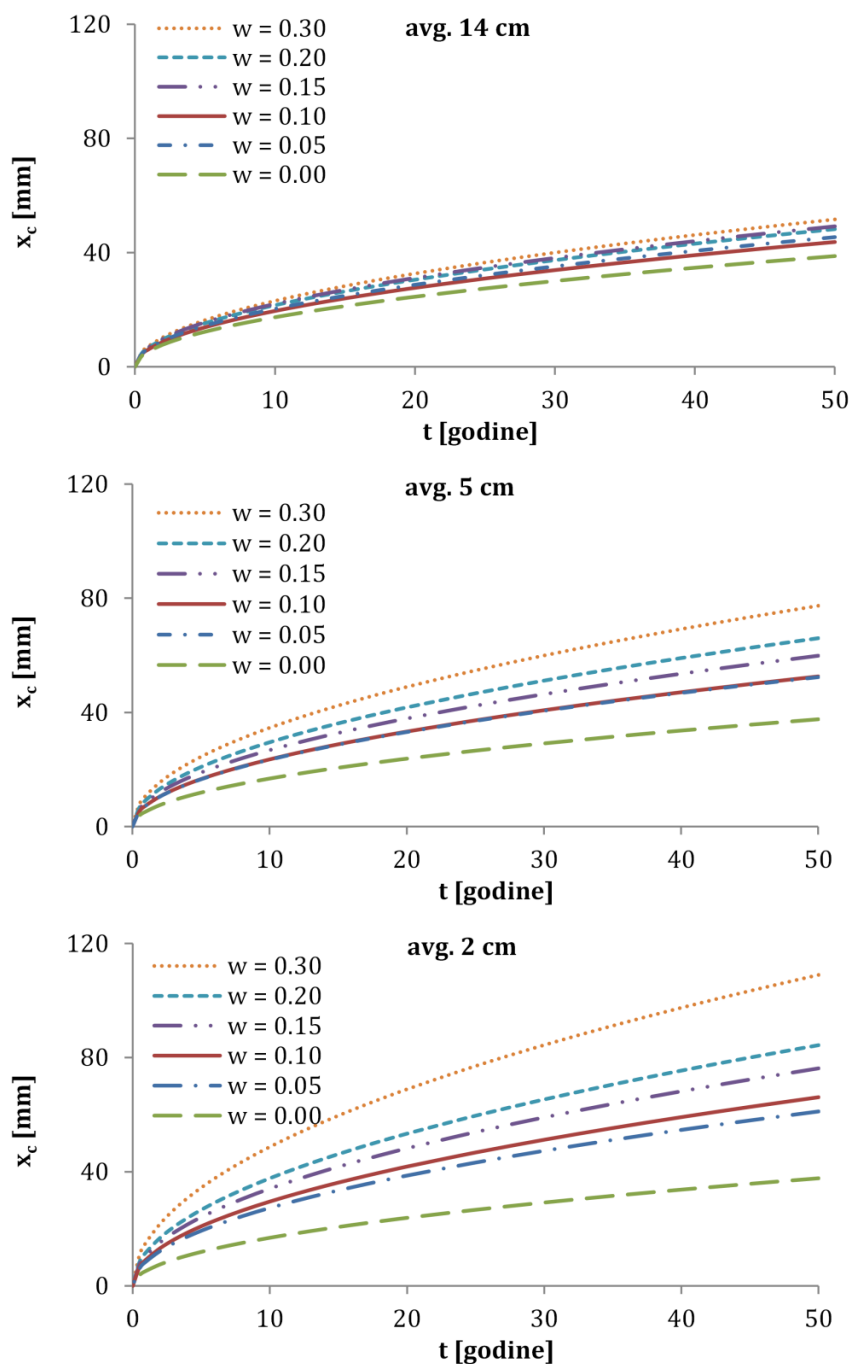
U slučaju HVFAC betona koeficijenti determinacije bili su nešto manji i iznosili su 0.795, 0.720 i 0.510 za dužine osrednjavanja 20 mm, 50 mm i 140 mm respektivno. Može se primetiti da su nagibi pravih kod RAC i HVFAC betona bili manji u poređenju sa NAC betonima. Posebno je ovo bilo izraženo kod HVFAC betona, koji su imali najmanji nagib pravih za sve dužine osrednjavanja. Drugim rečima, ova vrsta betona je bila najmanje osetljiva na pojavu prsline, jer je karbonatizaciona otpornost neisprskalih uzoraka kod ovih betona bila najmanja.

4. Karbonatizacija

Dubina karbonatizacije u prirodnim uslovima u određenom vremenskom trenutku predstavlja minimalnu potrebnu debljinu zaštitnog sloja betona do armature za to vreme izloženosti. U cilju analize upotrebnoog veka AB konstrukcija kroz debljinu zaštitnog sloja, sračunate vrednosti R^{-1}_{ACC} su korišćene u polu-probabilističkoj metodi određivanja dubine karbonatizacije (jednačina 2.6). Vrednosti parametara koji definišu uslove izloženosti i nege betona su sračunati prema definisanim uslovima: $RH_{real}=65\%$, $t_c=7$ dana, $C_s=0.00082$ kg/m³ (preporuka data u *fib-Model Code 2010*) i $W(t)=1$ (elementi zaštićeni od kiše). Za proračun dubine karbonatizacije HVFAC uzoraka korišćene su vrednosti koeficijenata k_t i ε_t definisane u tabeli 4.3. Sračunate vrednosti dubine karbonatizacije u prirodnim uslovima u funkciji vremena izloženosti za ispitivane betone su prikazane na slikama 4.52-4.54.



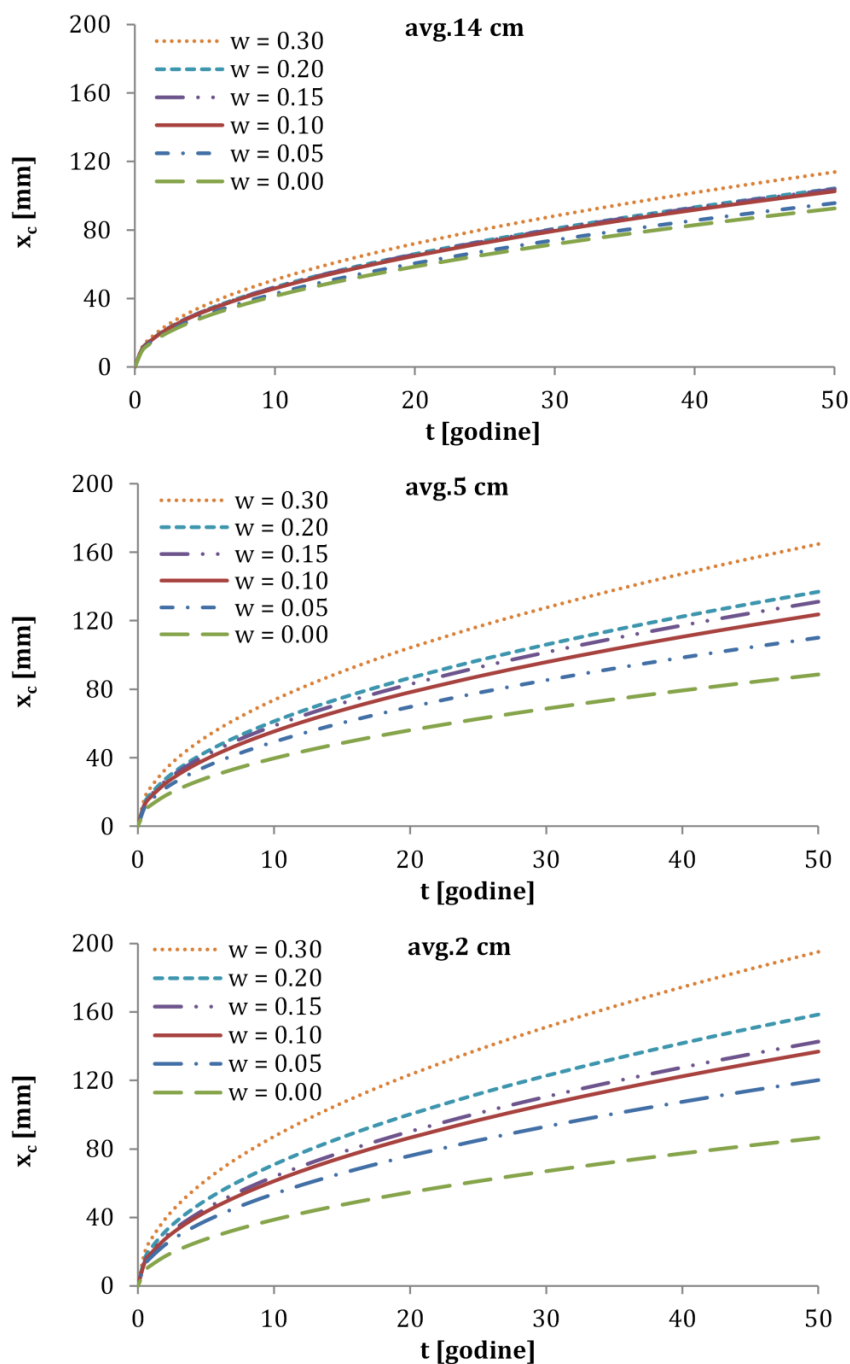
Slika 4. 52 Dubina karbonatizacije NAC uzorka u funkciji vremena za različite širine prslina (w) i dužine osrednjavanja



Slika 4. 53 Dubina karbonatizacije RAC uzorka u funkciji vremena za različite širine prslina (w) i dužine osrednjavanja

Projektovani upotrební vek konstrukcije za preporučenu klasu konstrukcije S4 prema EN 1992-1-1 (CEN, 2015) iznosi 50 godina. Za veće dužine osrednjavanja (avg. 14 cm) dubina karbonatizacije nakon 50 godina kretala se između 35-50 mm za NAC i RAC betone u zavisnosti od širine prslina. U slučaju HVFAC dubina se kretala od 93-114 mm, u zavisnosti od širine prslina. Kako se dužina osrednjavanja smanjivala, dubina karbonatizacije je rasla, jer je rastao i uticaj prslina na dubinu karbonatizacije, odnosno na upotrební vek konstrukcije. Ovi zaključci se ne mogu primeniti na uzorke bez prslina jer dužina osrednjavanja nije imala efekat na upotrební vek. Dubina karbonatizacije za $w=0.30$ mm je bila približno 80 mm (avg. 5 cm) odnosno 100 mm (avg. 2 cm), za NAC i RAC uzorke. U slučaju HVFAC betona da karbonatizacije za $w=0.30$ mm je bila 165 mm (avg. 5 cm) odnosno 195 mm (avg. 2 cm).

4. Karbonatizacija



Slika 4. 54 Dubina karbonatizacije HVFAC uzorka u funkciji vremena za različite širine prslina (w) i dužine osrednjavanja

Takođe, sa porastom širine prslina rasla je dubina karbonatizacije tokom vremena. Čak i pri malim širinama prslina ($w=0.05$ mm) i dužini osrednjavanja od 50 mm, razlika u dubini karbonatizacije u poređenju sa neisprskalim uzorcima nakon 50 godina je iznosila približno 40%, kod NAC i RAC betona. U slučaju HVFAC betona ova razlika je bila manja (24%) jer je dubina karbonatizacije neisprskalih uzoraka bila velika zbog niske karbonatizacione otpornosti HVFAC betona. Sa daljim porastom širine prslina rasla je i razlika u odnosu na neisprskale uzorke i za prslinu širine 0.30 mm iznosila je preko 100% za NAC i RAC betone, dok je za HVFAC iznosila 86%. Može se primetiti i da je razlika dubina karbonatizacije između uzoraka sa prslinom od 0.05 do 0.20 mm bila manja (do 30%) nego između uzoraka sa prslinom 0.05 mm i neisprskalih uzoraka. Ovo se može zaključiti za sve vrste ispitivanih

4. Karbonatizacija

betona i dužina osrednjavanja. Očigledno je pojava prsline bila značajnija za dubinu karbonatizacije nego sama njena širina do 0.20 mm.

Sračunate dubine karbonatizacije predstavljaju minimalnu debljinu zaštitnog sloja iz uslova trajnosti isprskalih AB konstruktivnih elemenata, napravljenih od ispitivanih betona. Međutim, potrebno je sprovesti probablističku analizu kako bi se sračunao upotrební vek isprskalih uzoraka.

4.5.4. Zona pritiska

Većina istraživanja obavljenih do sada o uticaju napona na dubinu karbonatizacije analizirala su uticaj prsline ili napona zatezanja na karbonatizacionu otpornost (Castel, François i Arliguie, 1999; Wan, Wittmann i Zhao, 2011; Ren *i ost.*, 2015; Tang *i ost.*, 2018; Wang *i ost.*, 2018), ali samo neka od njih su analizirala uticaj napona pritiska (Wan, Wittmann i Zhao, 2011; Ren *i ost.*, 2015; Tang *i ost.*, 2018; Wang *i ost.*, 2018). Takođe, napon pritiska u većini tih istraživanja kretao se do nosivosti betona na pritisak, što nije slučaj tokom eksploatacije AB konstrukcija. Vrlo malo pažnje posvećeno je eksploatacionim naponima pritiska (do $0.45 \cdot f_{ck}$), gde je odnos napona i dilatacije u betonu bio linearan.

Kako je ovde reč o pritisnutoj strani uzorka umesto širine prsline, koja ne predstavlja faktor za pritisnutu stranu, uveden je pojam dilatacije pritiska na površini betona. Maksimalna dilatacija pritiska u direktnoj je vezi sa širinom prsline, na osnovu proračuna prikazanog u delu 4.7.1. U nastavku analiziran je uticaj napona pritiska na srednju dubinu karbonatizacije i upotrební vek, kroz dostupne probablističke modele predikcije.

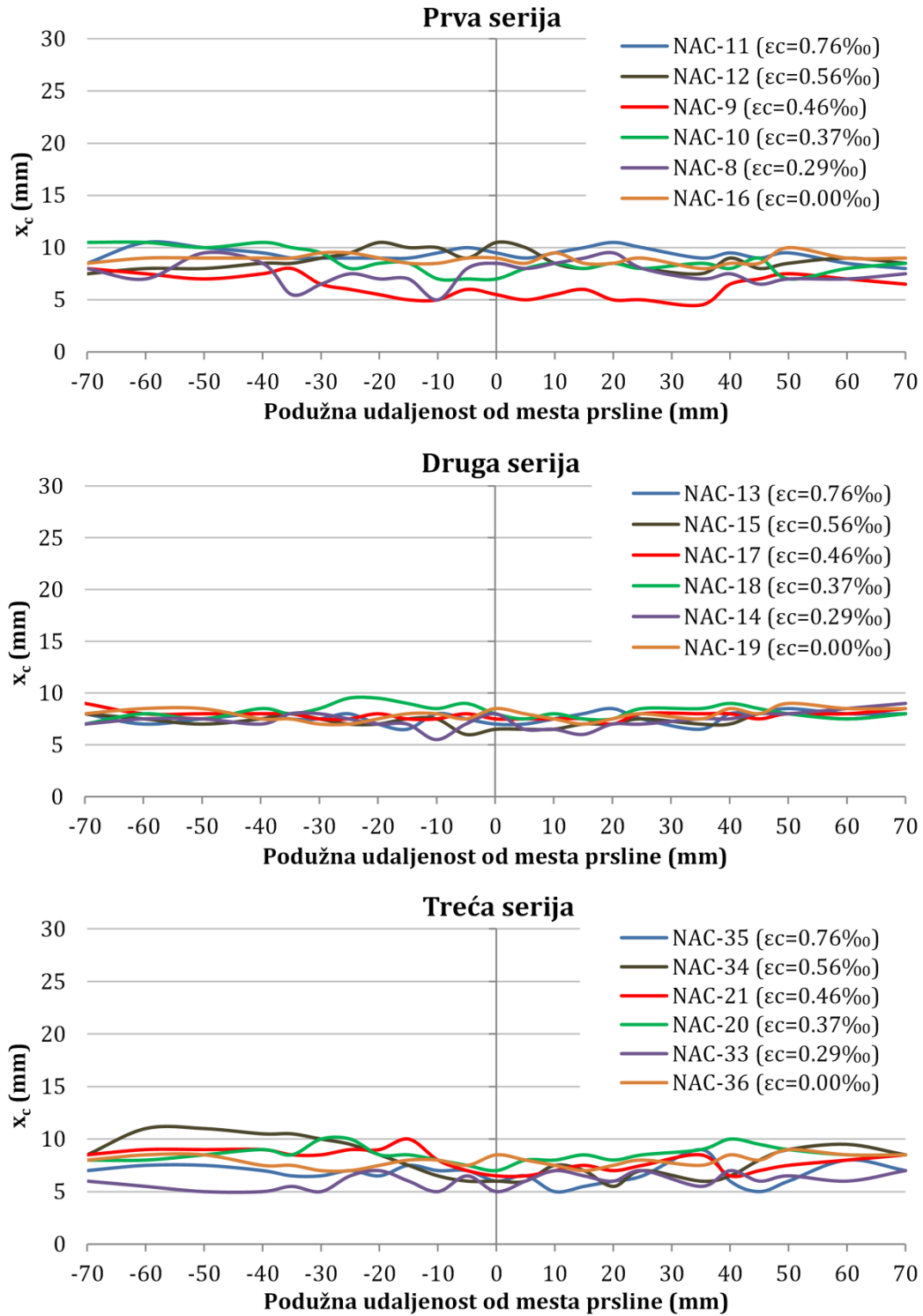
4.5.4.1. Rezultati eksperimentalnog ispitivanja

U ovom delu istraživanja prikazani su rezultati uticaja napona pritiska na karbonatizacionu otpornost. Vrednosti izmerenih dubina karbonatizacije u ubrzanim uslovima izloženosti ($x_{c,ACC}$) duž pritisnute strane uzorka u odnosu na položaj prsline koja se nalazi na suprotnoj (zategnutoj) strani prikazani su na slikama 4.55-4.57 za različite vrste betona (NAC, RAC i HVFAC). Uzorci su podeljeni u tri serije, gde svaku seriju čini po jedan uzorak od svih maksimalnih dilatacija pritiska. Ukupno je ispitano 18 uzoraka po jednoj vrsti betona. Pored oznake svakog uzorka prikazana je sračunata maksimalna dilatacija pritiska (ϵ_c) na tom uzorku.

Može se videti da su gotovo svi NAC uzorci imali karbonatizacioni front manji od 10 mm. Nešto veću dubinu karbonatizacije imali su RAC i HVFAC uzorci. Kod RAC uzoraka karbonatizacioni front je ostao ispod vrednosti od 12 mm, dok je kod HVFAC išao do 15 mm. Primetno je da je to veća dubina karbonatizacije nego na zategnutoj strani istih uzoraka na mestima van uticajne zone prsline. Veća dubina karbonatizacije je pre svega bila posledica načina, odnosno pravca, ugradnje betona tokom spravljanja uzoraka. Zategnuta strana je bila unutar oplata tokom spravljanja, dok je pritisnuta strana bila slobodno izložena spoljašnjoj sredini. Zbog toga ne čudi nešto veća dubina karbonatizacije pritisnute strane u poređenju sa zategnutom. To se najbolje može videti kod neisprskalih uzoraka, kod kojih je na donjoj strani koja je bila u oplati prosečna dubina karbonatizacije NAC uzoraka bila 7.7 mm, dok je na gornjoj strani koja je bila van oplata prosečna dubina iznosila 8.4 mm.

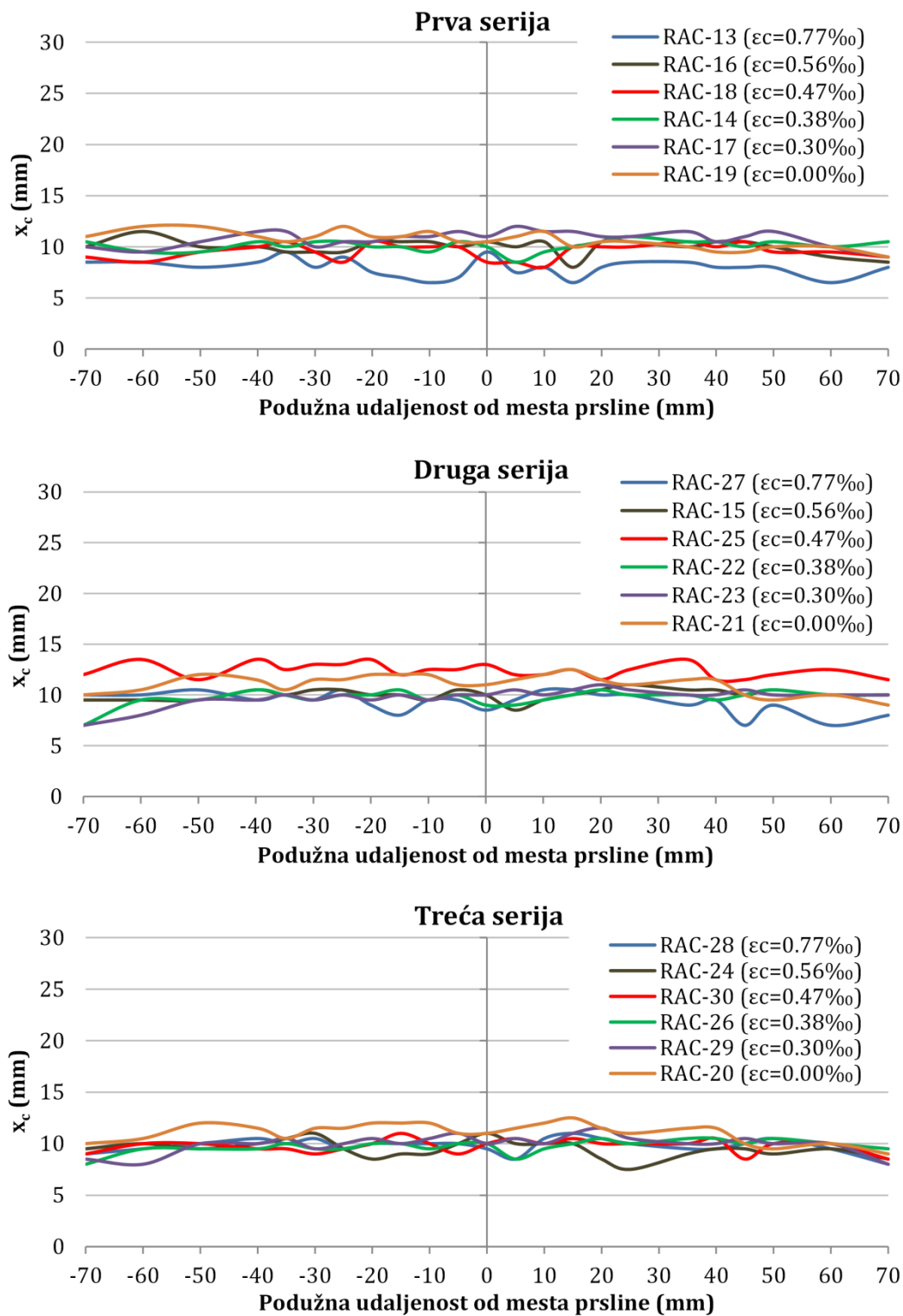
Za razliku od zategnute strane kod koje je jasno vidljivo da je sa porastom širine prsline rasla i dubina karbonatizacije na njenom mestu, ovde nije bilo tako jasnog trenda pogotovo kod NAC i HVFAC uzoraka. Situacija je bila jasnija u slučaju RAC uzoraka, kod kojih se vidi da je sa porastom dilatacije pritiska došlo do smanjenja dubine karbonatizacije.

4. Karbonatizacija



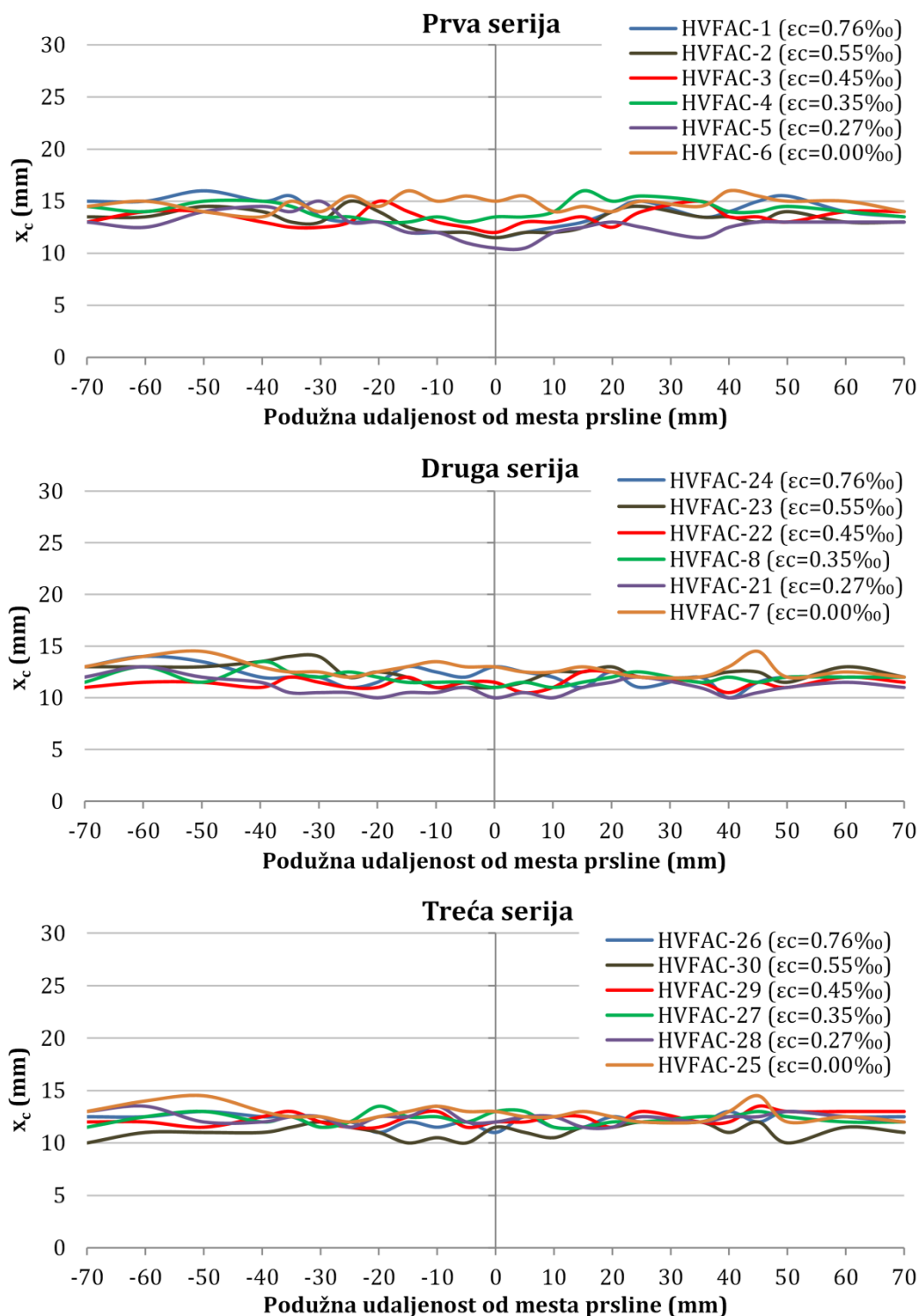
Slika 4. 55 Prikaz izmerenog karbonatizacionog fronta na pritisnutoj strani za NAC uzorke

4. Karbonatizacija



Slika 4. 56 Prikaz izmerenog karbonatizacionog fronta na pritiskutoj strani za RAC uzorke

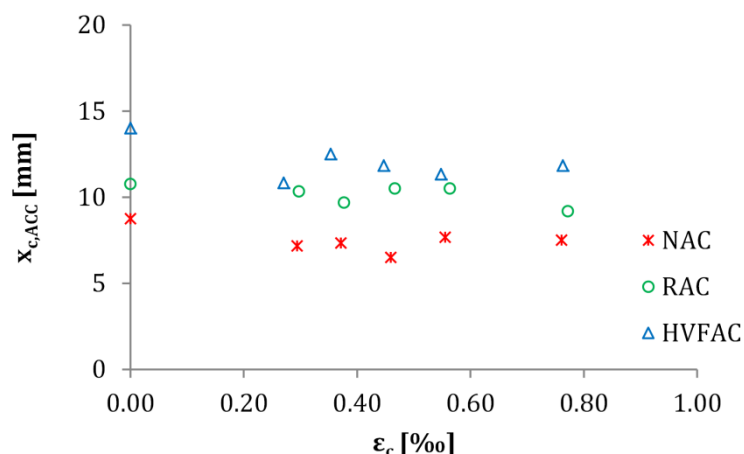
4. Karbonatizacija



Slika 4. 57 Prikaz izmerenog karbonatizacionog fronta na pritisnutoj strani za HVFAC uzorke

Dubina karbonatizacije ($x_{c,ACC}$) na mestu maksimalne dilatacije pritiska prikazana je na slici 4.58. Sa porastom dilatacije pritiska došlo je do smanjivanja dubine karbonatizacije do 15%, bez obzira na vrstu betona. Očigledno je napon pritiska doveo do poboljšanja karbonatizacione otpornosti smanjenjem poroznosti samog betona. Kad se betoni porede međusobno, RAC uzorci su imali od 23% do 62% a HVFAC uzorci od 48% do 82% veću dubinu karbonatizacije na mestu maksimalne dilatacije u poređenju sa NAC uzorcima.

4. Karbonatizacija

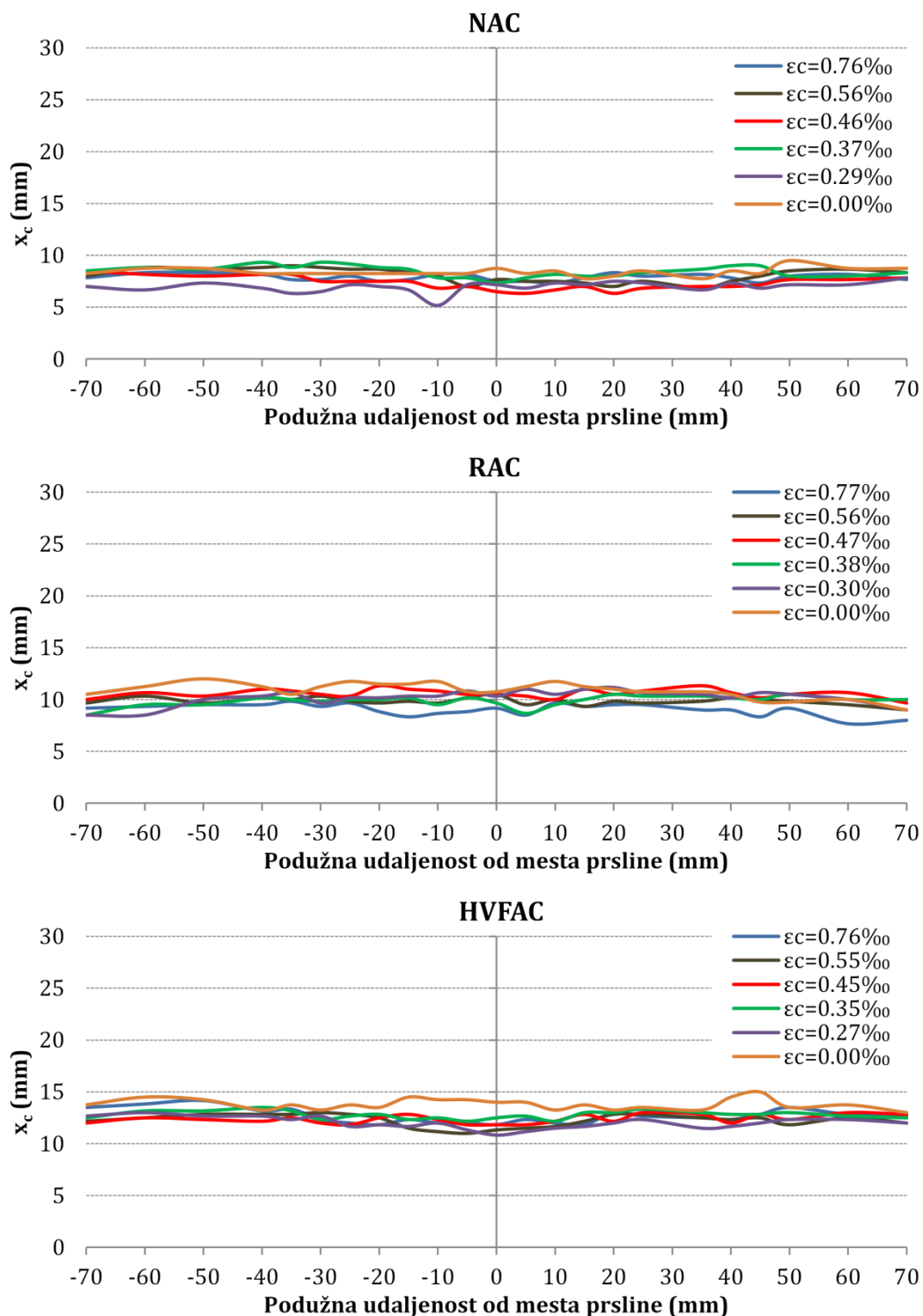


Slika 4. 58 Dubina karbonatizacije na mestu maksimalne dilatacije pritiska

Na slici 4.59 su prikazane srednje vrednosti merenja za tri uzorka od istog betona i sa istom maksimalnom dilatacijom pritiska u betonu (ista širina prsline na zategnutoj strani). Prosečna dubina karbonatizacije se kretala od 5.2 do 9.5 mm za NAC, od 7.7 do 12.0 mm za RAC i od 10.8 do 15.0 mm za HVFAC uzorke. Najmanja dubina karbonatizacije na pojedinim uzorcima nije ostvarena na mestu maksimalne dilatacije, kao što se i može videti na slici. Za razliku od zategnute strane kod koje je na mestu prsline dubina karbonatizacije bila i nekoliko puta veća u odnosu na zonu van uticaja prsline, kod pritisnute strane nije bilo drastične razlike u dubini karbonatizacije. Heterogenost strukture betona (prisustvo zrna agregata) i mali uticaj napona pritiska su razlog pojave minimalnih vrednosti dubine karbonatizacije na mestima gde nije bila ostvarena maksimalna dilatacija pritiska.

NAC uzorci su imali najmanji karbonatizacioni front (ispod 10 mm), a samim tim i najveću karbonatizacionu otpornost. U poređenju sa njima, RAC uzorci su u proseku imali veću dubinu karbonatizacije za 37%, a HVFAC uzorci veću dubinu karbonatizacije za 83%.

4. Karbonatizacija

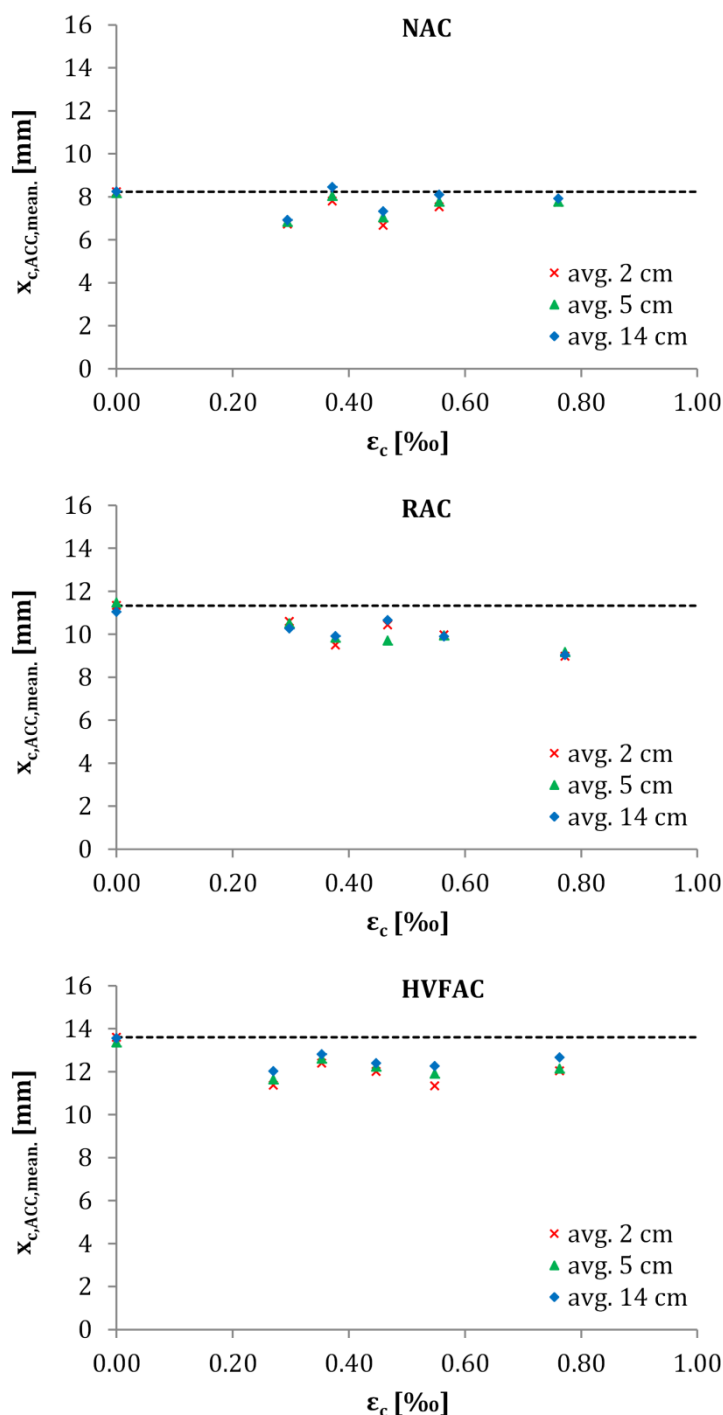


Slika 4. 59 Srednja vrednost izmerenog karbonizacionog fronta na pritisnutoj strani ispitivanih betona

Razlog veće dubine karbonatizacije kod RAC uzoraka je veća poroznost u poređenju sa NAC uzorcima i dve ITZ zone (Hadjjeva-Zaharieva i Buyle-Bodin, 2003; Katz, 2003; Xiao, Lei i Zhang, 2012; Jimenez i Moreno, 2015). Sa druge strane HVFAC uzorci su imali manju poroznost usled pucolanske reakcije i uloge LP kao filera (Thomas i Matthews, 1992; Younsi i ost., 2013; Liu i ost., 2016), ali ipak veću dubinu karbonatizacije, čak i u poređenju sa RAC uzorcima. Manja količina dostupnog $\text{Ca}(\text{OH})_2$ potrošenog u pucolanskoj reakciji dovela je do bržeg prodora CO_2 i dubljeg karbonizacionog fronta.

4.5.4.2. Srednja dubina karbonatizacije

Prosečna dubina karbonatizacije ($x_{c,ACC,mean.}$) za sve ispitivane betone, u funkciji maksimalne dilatacije pritiska (ε_c) prikazana je na slici 4.60. Kao i slučaju zategnute strane korišćene su tri različite dužine osrednjavanja: 140 mm, 50 mm i 20 mm. Sračunata dilatacija pritiska za sve uzorke je bila do 0.8‰, pa su naponi pritiska bili linearno raspoređeni unutar preseka (Paulay i Priestley, 1992).



Slika 4. 60 Srednja dubina karbonatizacije u funkciji dilatacije pritiska (ε_c)

Sa smanjenjem dužine osrednjavanja nije primećena značajnija razlika u dubini karbonatizacije. Razlike su iznosile do 9% u slučaju NAC, 4% u slučaju RAC i 8% u slučaju HVFAC uzoraka. Sa druge strane, sa povećanjem dilatacije pritiska srednja dubina

4. Karbonatizacija

karbonatizacije se smanjivala kod RAC uzoraka. Kod NAC i HVFAC uzoraka ovaj trend nije bio primetan. Maksimalno smanjenje dubine karbonatizacije u poređenju sa neopterećenim uzorcima je bilo 19% i ostvareno je pri dilataciji pritiska od 0.46‰. U slučaju HVFAC uzoraka maksimalno smanjenje je bilo 15% i ostvareno je pri dilataciji od 0.27‰. Ovaj trend je bio izraženiji kod ispitivanih RAC uzoraka. Smanjene dubine karbonatizacije je bilo 20% u poređenju sa neopterećenim uzorcima i i ostvareno je pri maksimalnoj dilataciji pritiska od 0.77‰.

Kod svih RAC i HVFAC uzoraka koji su bili opterećeni naponom pritiska dubina karbonatizacije je bila manja u poređenju sa neopterećenim uzorcima. Ovo nije bio slučaj kod NAC betona kod kojih su uzorci sa dilatacijom od 0.37‰ i 0.56‰ imali dubinu karbonatizacije gotovo istu kao i kod neopterećenih uzoraka.

Može se zaključiti da je napon pritiska imao pozitivan efekat na karbonatizacionu otpornost. Napon pritiska zatvara mikro pore i mikro prsline čime smanjuje stepen povezanosti pora, odnosno dovodi do progušćenja cementne matrice (Wan, Wittmann i Zhao, 2011; Wang *i ost.*, 2018). RAC uzorci su imali veću poroznost u poređenju sa NAC i HVFAC uzorcima (Yehia *i ost.*, 2015), pa je zaključak da je uticaj napona pritiska na dubinu karbonatizacije ove vrste betona bio veći (Tang *i ost.*, 2018), što se i može videti na slici 4.60.

4.5.4.3. Inverzna efektivna karbonatizaciona otpornost

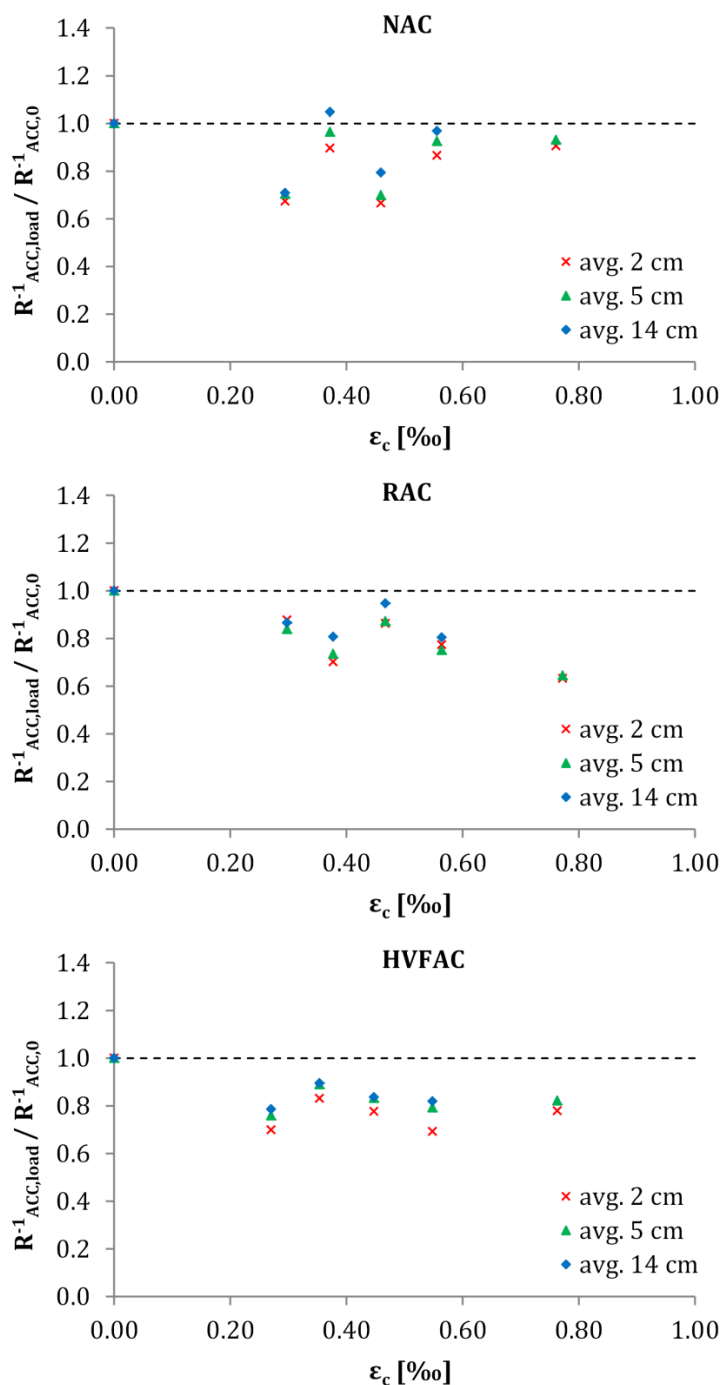
Sračunate inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti na osnovu jednačine 2.10 za različite dužine osrednjavanja i dilatacije pritiska prikazana su u tabeli 4.12. S obzirom da se R^{-1}_{ACC} određuje na osnovu srednje vrednosti izmerene dubine karbonatizacije, zaključci koji su izvedeni u prethodnom delu mogu se primeniti i ovde.

Tabela 4. 12 Inverzna efektivna karbonatizaciona otpornost betona za različite dilatacije pritiska (ε_c) i dužine osrednjavanja

Beton	Dilatacija (‰)	R^{-1}_{ACC} ($10^{-11}(\text{m}^2/\text{s})/(\text{kg}/\text{m}^3)$)					
		avg. 14 cm	avg. 5 cm	avg. 2 cm	(2)/(1)	(3)/(2)	(3)/(1)
		(1)	(2)	(3)			
NAC	-	38.7	38.6	38.0	0.98	1.02	1.00
	0.29	27.4	26.0	26.7	0.98	0.97	0.95
	0.37	40.6	34.5	36.6	0.90	0.94	0.85
	0.46	30.7	25.7	26.6	0.86	0.97	0.84
	0.56	37.5	33.4	35.1	0.94	0.95	0.89
	0.76	36.3	34.9	35.4	0.97	0.99	0.96
RAC	-	69.1	72.8	74.6	1.08	0.98	1.05
	0.30	59.8	63.9	62.6	1.05	1.02	1.07
	0.38	55.7	51.2	54.8	0.98	0.93	0.92
	0.47	65.4	62.9	65.1	1.00	0.97	0.96
	0.56	55.6	56.4	56.1	1.01	1.01	1.01
	0.77	46.6	46.0	48.1	1.03	0.96	0.99
HVFAC	-	104.6	105.4	101.6	0.97	1.04	1.01
	0.27	82.2	73.7	77.2	0.94	0.95	0.90
	0.35	93.6	87.6	90.5	0.97	0.97	0.94
	0.45	87.5	81.9	84.7	0.97	0.97	0.94
	0.55	85.6	73.0	80.6	0.94	0.91	0.85
	0.76	91.3	82.1	83.6	0.92	0.98	0.90

4. Karbonatizacija

Odnos između inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti opterećenih sa ($R^{-1}_{ACC,load}$) i neopterećenih ($R^{-1}_{ACC,0}$) uzoraka za različite dužine osrednjavanja prikazan je na slici 4.61. Najmanju vrednost inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti imali su NAC uzorci, dok su RAC uzorci imali od 30% pa do preko 100% veću vrednost u poređenju sa NAC uzorcima. Najveću vrednost R^{-1}_{ACC} , samim tim i najmanju otpornost, imali su HVFAC uzorci koja je bila između dva i tri puta veća u poređenju sa NAC uzorcima. Ovo praktično znači da je u slučaju HVFAC betona R^{-1}_{ACC} bio za red veličine veći u odnosu na NAC i RAC uzorke. Međutim, sve ove vrednosti su bile daleko manje u poređenju sa vrednostima određenim na osnovu merenja na zategnutoj strani uzorka.



Slika 4. 61 Odnos između inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti opterećenih sa ($R^{-1}_{ACC,load}$) i neopterećenih ($R^{-1}_{ACC,0}$) uzoraka za različite dužine osrednjavanja

4. Karbonatizacija

Može se videti da se R^{-1}_{ACC} nije menjao sa smanjivanjem dužine osrednjavanja. Razlike između vrednosti R^{-1}_{ACC} istih betona za različite dužine osrednjavanja su bile do 10%, za sve vrste ispitivanih betona. Sa druge strane, sa povećanjem dilatacije pritiska, odnos između inverzne karbonatizacione otpornosti opterećenih ($R^{-1}_{ACC,load}$) i neopterećenih uzoraka ($R^{-1}_{ACC,0}$) se povećavao (slika 4.61). Izuzetak su predstavljali NAC uzorci kod kojih nije bilo jasne korelacije između ovog odnosa i dilatacije pritiska. Odnos opterećenih i neopterećenih NAC uzoraka išao je i do 0.67, ali ne pri maksimalnoj dilataciji pritiska. Pri dilataciji pritiska od 0.37‰ vrednost odnosa je bila čak i veća od 1.0 za pojedine dužine osrednjavanja. Smanjenje odnosa sa povećanjem dilatacije pritiska bilo je izraženo kod RAC i HVFAC uzoraka, gde je ovaj odnos je išao do 0.63 u slučaju RAC, odnosno do 0.70 u slučaju HVFAC uzoraka.

Prethodni zaključci su pokazali da je napon pritiska u betonu imao pozitivan efekat na karbonatizacionu otpornost betona i doveo do smanjenja R^{-1}_{ACC} u slučaju ubrzanih uslova izloženosti. Međutim, važno je analizirati njihov uticaj na dubinu karbonatizacije u prirodnim uslovima izloženosti. Slično kao i u slučaju zategnute strane, u nastavku će biti analiziran uticaj napona pritiska na dubinu karbonatizacije u prirodnim uslovima.

4.5.4.4. Predikcija dubine karbonatizacije u prirodnim uslovima izloženosti

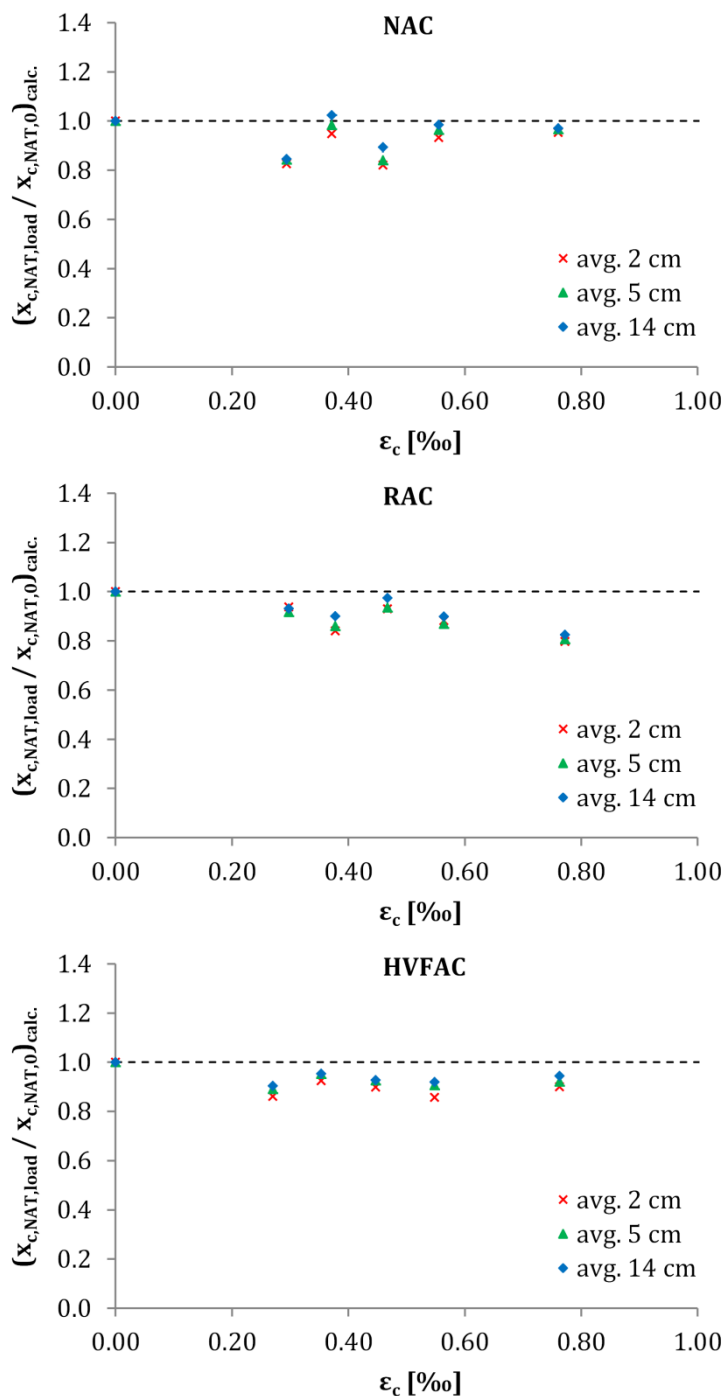
Dubina karbonatizacije u prirodnim uslovima je sračunata pomoću *fib*-Model Code 2010 (jednačina 2.6). U cilju analize uticaja napona pritiska na dubinu karbonatizacije, na slici 4.62 je prikazan odnos sračunate dubine karbonatizacije opterećenih ($X_{c,NAT,load}$) i neopterećenih ($X_{c,NAT,0}$) uzoraka.

Sa slike 4.62 se može videti da je napon pritiska imao više uticaja na RAC uzorke u poređenju sa HVFAC, a pogotovo u poređenju sa NAC uzorcima. Za NAC i HVFAC uzorke nije postojala jasna korelacija između napona pritiska i dubine karbonatizacije. Međutim, kao što je već naglašeno, napon pritiska je smanjio dubinu karbonatizacije u poređenju sa neopterećenim uzorcima. Najmanja vrednost odnosa opterećenih i neopterećenih NAC uzoraka je bila 0.84 za $\varepsilon_c=0.46\text{‰}$, dok je za $\varepsilon_c=0.76\text{‰}$ vrednost odnosa iznosila 0.97. Kod HVFAC uzoraka najmanja vrednost odnosa je bila 0.89 za $\varepsilon_c=0.27\text{‰}$, dok je za $\varepsilon_c=0.76\text{‰}$ iznosila 0.92. Sa druge strane, povećanje dilatacije pritiska u slučaju RAC uzoraka dovelo je do linearnog smanjenja odnosa dubina karbonatizacije opterećenih i neopterećenih uzoraka kao što se može videti na slici 4.62. Najmanja vrednost odnosa bila je 0.81 upravo na maksimalnoj dilataciji $\varepsilon_c=0.77\text{‰}$.

Prethodno ukazuje da će napon pritiska uticati na debljinu zaštitnog sloja betona kod AB elemenata. U cilju analize debljine zaštitnog sloja (tj. dubine karbonatizacije) tokom upotrebnog veka AB konstrukcija, korišćene su sračunate vrednosti R^{-1}_{ACC} i prethodno definisani parametri nege betona i uslova sredine. Sračunate vrednosti dubine karbonatizacije u prirodnim uslovima kao funkcija vremena izloženosti za ispitivane betone je prikazana na slici 4.63. S obzirom da je zaključeno da dužina osrednjavanja nije uticala na dubinu karbonatizacije, u nastavku će biti korišćeni samo rezultati za dužinu osrednjavanja od 50 mm koja je definisana standardom EN12390-10 (2008).

Dubina karbonatizacije nakon 50 godina izloženosti prirodnim uslovima kretala se u granicama 29-35 mm za NAC, 40-50 mm za RAC i 86-97 mm za HVFAC betone. Razlike između sračunatih dubina karbonatizacije su bile 17% za NAC, 20% za RAC i 11% za HVFAC betone. Ako se uzme u obzir da su RAC uzorci imali najveću poroznost zbog prisustva dve ITZ zone, očekivano je da najveća razlika između dubine karbonatizacije opterećenih i neopterećenih uzoraka u prirodnim uslovima bude upravo kod RAC betona. Razlika od 17% kod NAC betona je ostvarena kod uzoraka sa dilatacijom pritiska od 0.29‰ i 0.46‰, dok je razlika kod ostalih uzoraka bila u granicama 5%.

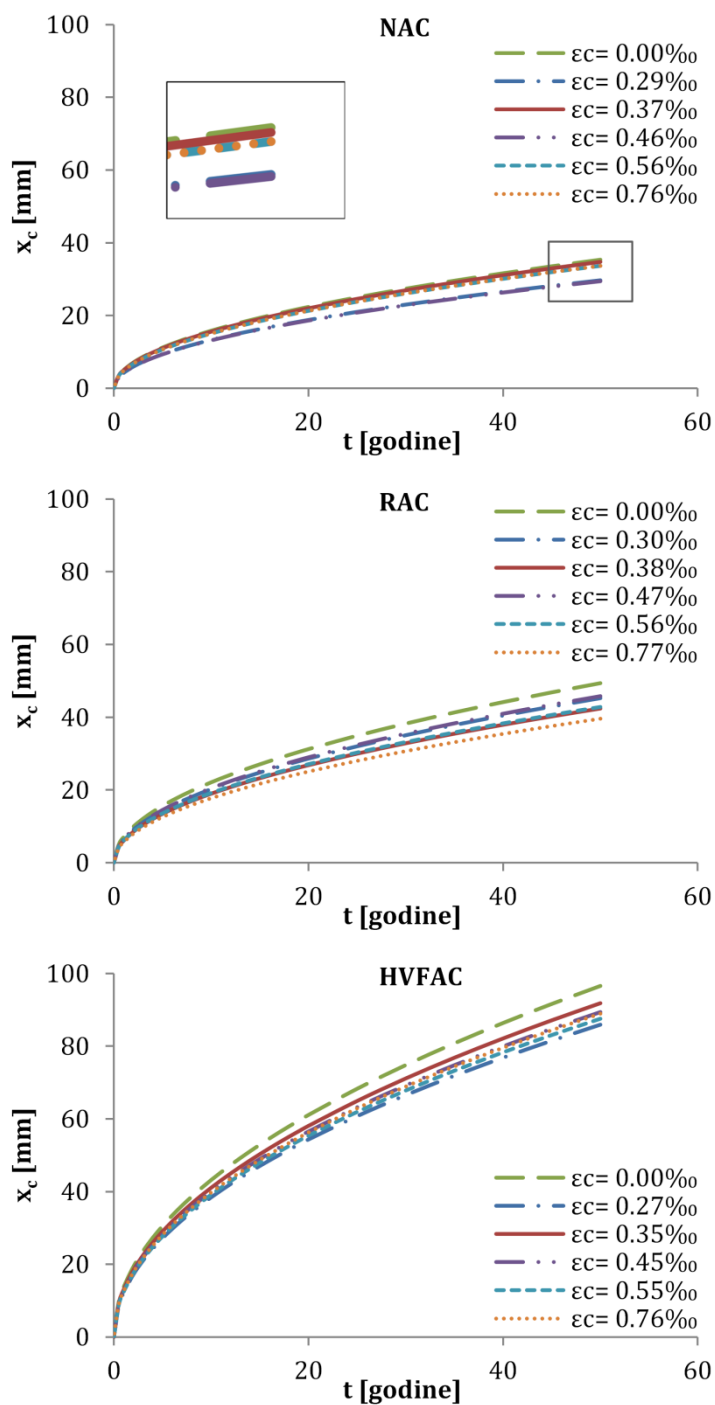
4. Karbonatizacija



Slika 4. 62 Odnos između sračunatih dubina karbonatizacije opterećenih ($X_{c,NAT,load}$) i neopterećenih ($X_{c,NAT,0}$) uzoraka

Vrednost dubine karbonatizacije kod svih RAC uzoraka bila je veća u poređenju sa NAC uzorcima za približno 40%. Sa druge strane HVFAC uzorci su imali veću dubinu karbonatizacije u poređenju sa RAC i NAC uzorcima za dva, odnosno tri puta, respektivno.

Sračunate vrednosti dubine karbonatizacije nakon 50 godina predstavljaju minimalni zaštitni sloj betona do armature iz uslova trajnosti AB konstrukcija napravljenih od ispitivanih betona. Iz svega navedenog, može se zaključiti da je primenjeni model predikcije dubine karbonatizacije u slučaju uzoraka opterećenih naponom pritiska blago konzervativan – najveću dubinu karbonatizacije imali su neopterećeni uzorci.



Slika 4. 63 Dubina karbonatizacije u funkciji vremena za različite dilatacije pritiska (ϵ_c) u betonu

4.5.5. Zaključak

U ovom delu je sprovedena analiza primene postojećih modela predikcije dubine karbonatizacije na betonima sa RA i LP, i izvršeno ispitivanje uticaja širine prsline na dubinu karbonatizacije NAC, RAC i HVFAC uzoraka sa prslinama različite širine ($w=0.05, 0.10, 0.15, 0.20$ i 0.30 mm). Uticaj širine prsline na dubinu karbonatizacije ispitan je merenjem dubine karbonatizacije duž uzoraka u odnosu na položaj prsline za različite vrste betona (NAC, RAC i HVFAC).

4. Karbonatizacija

- Uticaj prsline na dubinu karbonatizacije postojao je na otprilike ± 10 mm u odnosu na položaj prsline, bez obzira na vrstu betona i širinu prsline. Na udaljenosti većoj od 10 mm u odnosu na prslinu, dubina karbonatizacije je bila konstantna za sve tri vrste betona i za sve širine prsline.
- Kod isprskalih uzoraka može se uspostaviti linearna veza između maksimalne dubine karbonatizacije na mestu prsline i širina prsline. Ova veza je potvrđena regresionom metodom najmanjeg kvadrata.
- Sa smanjivanjem dužine osrednjavanja došlo je do porasta srednje dubine karbonatizacije kod sve tri vrste betona. U poređenju sa NAC i RAC uzorcima, HVFAC uzorci su imali manju osetljivost na promenu dužine osrednjavanja.
- Razlike između srednjih dubina karbonatizacije isprskalih i neisprskalih uzoraka povećavale su se sa povećanjem širine prsline, bez obzira na dužinu osrednjavanja. Čak i kod uzoraka sa malim širinama prsline ($w=0.05$ mm) razlike između uzoraka sa i bez prsline bile su značajne. HVFAC uzorci su opet pokazali manju osetljivost na ovaj fenomen u odnosu na NAC i RAC uzorke.
- Veza između odnosa dubina karbonatizacije isprskalih i neisprskalih uzoraka i korena širine prsline je bila linearna za sve korišćene dužine osrednjavanja i sve vrste betona.
- Odnos između sračunatih dubina karbonatizacije uzoraka sa i bez prsline kretao se do 2.9 kod NAC i RAC uzoraka, za malu dužinu osrednjavanja (avg. 2 cm). Kod HVFAC uzoraka ovaj odnos je bio manji i iznosio je 2.3. To praktično znači da će dubina karbonatizacije uzoraka sa prslinom 0.30 mm u prirodnim uslovima izloženosti biti i do skoro 3 puta veća u poređenju sa neisprskalim uzorcima.

Uticaj napona pritiska analiziran je na osnovu merenja dubine karbonatizacije na pritisnutoj strani uzoraka i sračunate vrednosti dilatacije pritiska. Dilatacija pritiska na pritisnutoj strani uzorka kretala se do 0.8‰. Na osnovu izmerenih dubina karbonatizacije duž pritisnute strane uzorka u odnosu na položaj prsline koja se nalazi na suprotnoj (zategnutoj) strani zaključeno je:

- Dubina karbonatizacije NAC bila je manja od 10 mm. RAC uzorci su u proseku imali veću dubinu karbonatizacije za 37%, a HVFAC uzorci veću dubinu karbonatizacije za 83%. Veća dubina karbonatizacije na pritisnutoj strani u poređenju sa zategnutom istih uzoraka je pre svega bila posledica načina ugradnje betona (zategnuta strana je bila u oplati za razliku od pritisnute).
- Nije bilo jasnog trenda smanjenja dubine karbonatizacije sa porastom dilatacije pritiska do 0.8‰, pogotovo kod NAC i HVFAC uzoraka. Kod RAC uzoraka smanjene dubine karbonatizacije je bilo 20% u poređenju sa neopterećenim uzorcima i ostvareno je pri maksimalnoj dilataciji pritiska od 0.77‰. Kod NAC i HVFAC uzoraka ovaj trend nije bio primetan, jer je najmanja dubina karbonatizacije na pojedinim uzorcima nije ostvarena na mestu maksimalne dilatacije. Maksimalno smanjenje dubine karbonatizacije u poređenju sa neopterećenim uzorcima je bilo 19% i ostvareno je pri dilataciji pritiska od 0.46‰. U slučaju HVFAC uzoraka maksimalno smanjenje je bilo 15% i ostvareno je pri dilataciji od 0.27‰.
- Može se zaključiti da je napon pritiska imao pozitivan efekat na karbonatizacionu otpornost. Napon pritiska zatvara mikro pore i mikro prsline čime smanjuje stepen povezanosti pora, odnosno dovodi do progušćenja cementne matrice. Ovo je posebno bilo izraženo kod RAC uzoraka koji su imali najveću poroznost.
- Sa smanjenjem dužine osrednjavanja nije primećena značajnija razlika u dubini karbonatizacije. Razlike su iznosile do 9% u slučaju NAC, 4% u slučaju RAC i 8% u slučaju HVFAC uzoraka.

Svi ovi zaključci odnose se na napone pritiska koji se najčešće javljaju u fazi eksploatacije, a koji odgovaraju dilataciji betona do 0.8‰. Za više napone pritiska, koji se inače ne javljaju često u praksi, potrebno je sprovesti dodatna istraživanja kako bi se ispitao njihov uticaj na karbonatizacionu otpornost betona.

4.6. UTICAJ PRSLINA NA UPOTREBNI VEK KONSTRUKCIJA

Nakon što je ispitan uticaj prslina na dubinu karbonatizacije i proverena mogućnost upotrebe postojećih modela predikcije na betonima sa RA i LP analiziran je uticaj prslina na upotrebni vek AB elemenata. Uticaj prslina je analiziran kroz srednju dubinu karbonatizacije primenom probabilističkog modela predikcije. Takođe, analiziran je i uticaj dužine osrednjavanja izmerenih vrednosti dubine karbonatizacije na primenjeni model.

4.6.1. Određivanje upotrebnog veka za različite klase izloženosti u zoni zatezanja

Proračun upotrebnog veka betona sa prslinama izvršen je koristeći empirijski probabilistički model i graničnu funkciju definisanu u jednačini 4.13.

Debljina zaštitnog sloja, c , obično se bira zavisino od uslova sredine u kojoj će se beton koristiti. Odgovarajuća projektna vrednost za različite klase izloženosti definisana je u SRPS EN 1992-1-1 (CEN, 2015). Iako tačno definisana, njena stvarna vrednost u praksi varira zbog neizbežnih nepravilnosti do kojih dolazi u fazi izgradnje. Zbog toga bi ovaj parametar trebalo posmatrati kao stohastičku varijablu umesto konstantne vrednosti.

Za opisivanje ove varijable može se koristiti normalna raspodela. Ipak, treba imati na umu da ova raspodela ne isključuje negativne vrednosti za zaštitni sloj. Zbog toga se ovaj tip raspodele može koristiti samo za velike debljine zaštitnih slojeva. U slučaju malih debljina zaštitnih slojeva, treba odabrati raspodele bez negativnih vrednosti, npr. Lognormalna, Beta, Weibull (min) ili Neville raspodela. Lognormalna raspodela je korišćena u ovom istraživanju za opisivanje zaštitnih slojeva za sve korišćene debljine. Tipična standardna devijacija za zaštitni sloj bitno zavisi od toga da li postoje određeni zahtevi za izvođenje betonske konstrukcije ili ne. Bez njih, standardna devijacija treba da se kreće između 8 i 10 mm (Van den Heede, 2014). Sa osiguranjem veće preciznosti u izvođenju, standardna devijacija se može smanjiti na 6 mm. U ovom istraživanju usvojena je standardna devijacija od 8 mm.

SRPS EN 1992-1-1 (CEN, 2015) propisuje nominalni zaštitni sloj od 25 do 40 mm za klase izloženosti od XC1 do XC4 u slučaju standardne klase konstrukcije S4 koja odgovara životnom veku od 50 godina. Pokazano je u delu 4.4.2 da vrednosti nominalnog zaštitnog sloja propisane u SRPS EN 1992-1-1 (CEN, 2015) odgovaraju upotrebi NAC i RAC betona. Međutim, primena HVFAC betona za upotrebni vek od 50 godina zahteva veće zaštitne slojeve (tabela 4.8).

Za sve ispitivane tipove betona ubrzana inverzna efektivna karbonatizaciona otpornost (R^{-1}_{ACC}) predstavljena je pomoću normalne raspodele, kako je to predloženo i u *fib* Bulletin (2006). Srednje vrednosti za sve vrste betona, dužine osrednjavanja i širine prslina sračunate su u delu 4.5.2.2. Parametri normalne raspodele promenjive R^{-1}_{ACC} sračunati na osnovu tri uzorka za sve vrste betona, prikazani su u tabeli 4.13 pretvoreni u odgovarajuće merne jedinice ($(\text{mm}^2/\text{godina})/(\text{kg}/\text{m}^3)$).

Vrednosti ostalih parametara (k_e , k_c , k_t , ε_t , C_s , $W(t)$) definisane su u delu 4.4.1 zajedno sa preporučenim raspodelama i njihovim parametrima. Pregled primenjenih raspodela i njihovih karakterističnih parametara (srednja vrednost, standardna devijacija, donja i gornja granica) za svaki od ulaznih parametara granične funkcije prikazani su u tabeli 4.14.

4. Karbonatizacija

Tabela 4. 13 Parametri raspodele inverzne efektivne karbonatizacije otpornosti betona za različite širine prslina (w) i dužine osrednjavanja

Betón	Širina prslina (mm)	R^{-1}_{ACC} (mm ² /godina)/(kg/m ³)					
		avg. 14 cm		avg. 5 cm		avg. 2 cm	
		μ	σ	μ	σ	μ	σ
NAC	-	10627.6	69.3	9993.6	1280.2	11065.0	326.2
	0.05	15796.9	4320.9	20762.4	6249.9	34159.2	12886.5
	0.10	18163.6	4686.3	27347.3	6763.9	42930.0	6604.5
	0.15	16602.0	1458.8	30216.6	808.2	46885.7	10208.0
	0.20	23816.6	6461.1	40136.6	7782.5	68095.0	15015.4
	0.30	26099.3	5914.8	57511.5	9086.1	95634.2	28768.4
RAC	-	14411.1	120.7	13102.1	1123.6	13702.6	2401.8
	0.05	19973.7	3531.0	26611.9	4741.2	36404.1	6212.4
	0.10	18414.3	2126.1	26862.2	4166.8	43213.6	13738.5
	0.15	23476.54	3793.9	34813.6	4783.0	56469.8	3635.5
	0.20	22164.4	2487.0	40548.1	6041.5	66877.5	4743.0
	0.30	25879.6	4608.0	58424.4	10215.9	116011.6	15700.6
HVFAc	-	29138.6	5394.2	26400.4	7919.7	24994.0	7839.3
	0.05	31472.0	5549.3	43294.7	6275.5	52782.9	9517.9
	0.10	36864.3	4751.5	55988.9	8135.9	69722.5	6743.0
	0.15	37879.9	3851.9	63475.4	4917.9	76628.6	15611.6
	0.20	38378.3	7266.5	69635.4	2844.5	95145.5	3715.1
	0.30	47157.9	13856	103499.7	11957.1	148145.3	32000.5

Tabela 4. 14 Kvantifikacija ulaznih parametara granične funkcije drugog reda za predikciju upotrebnog veka

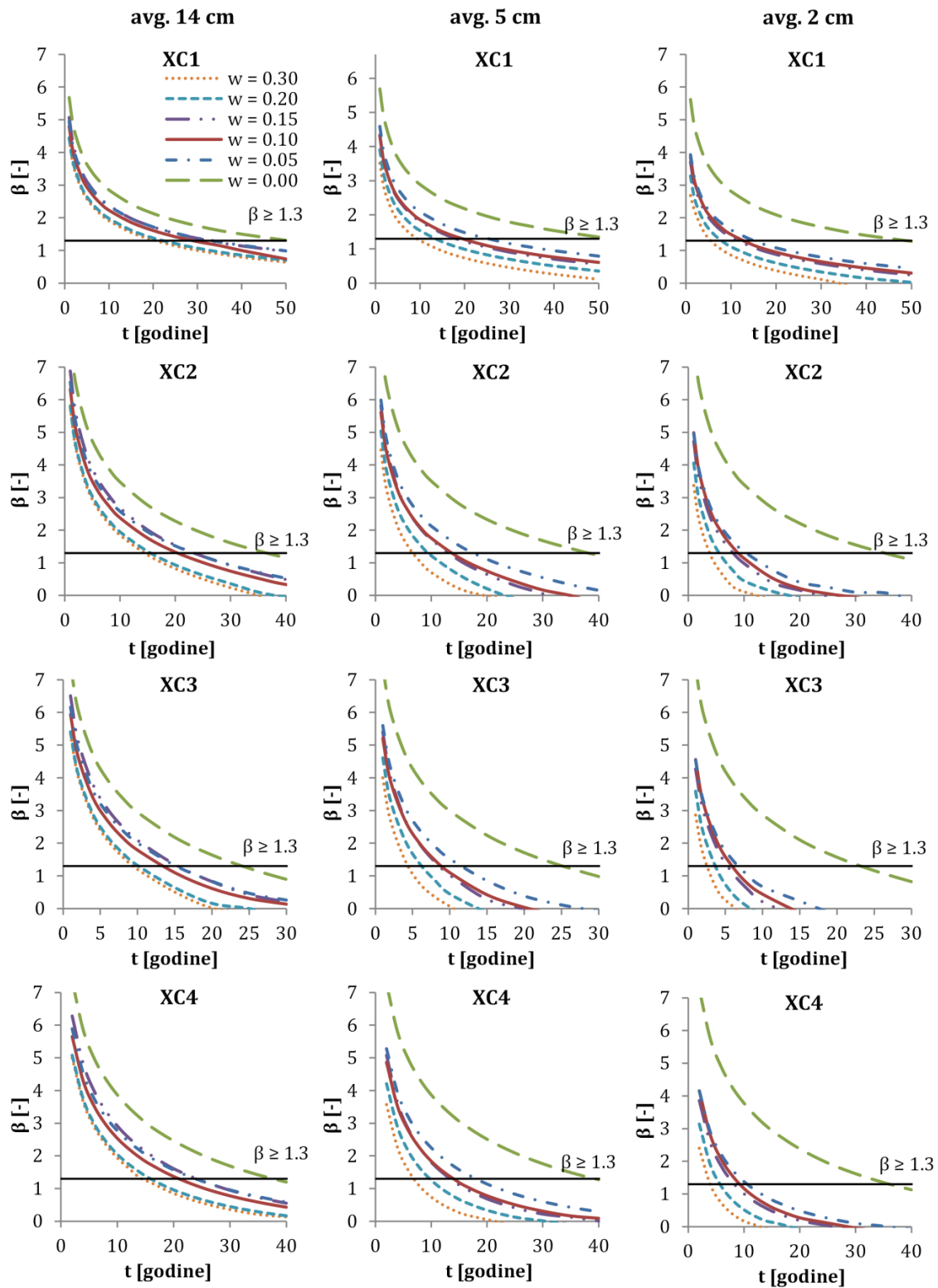
Parametar	Raspodela	μ	σ	Jedinica	
C_{nom}	XC1	Log-normana	25 (45*)	8	mm
	XC2	Log-normana	35 (68*)	8	mm
	XC3	Log-normana	35 (72*)	8	mm
	XC4	Log-normana	40 (71*)	8	mm
RH_{real}	XC1	beta	92 (40**)	6 (100**)	%
	XC2	beta	79 (40**)	9 (100**)	%
	XC3	beta	65 (40**)	10 (100**)	%
	XC4	beta	75 (40**)	16 (100**)	%
RH_{ref}	konstanta	65	-	%	
f_c	konstanta	5.0	-	-	
g_c	konstanta	2.5	-	-	
t_c	konstanta	7	-	dani	
b_c	normalna	-0.567	0.024	-	
C_s	normalna	0.0008	0.0001	kg/m ³	
t	konstanta	1÷50	-	godine	
k_t	NAC	normalna	1.25	0.35	-
	RAC	normalna	1.25	0.35	-
	HVFAc	normalna	3.05	0.85	-
ϵ_t	NAC	normalna	315.5	48	(mm ² /god)/(kg/m ³)
	RAC	normalna	315.5	48	(mm ² /god)/(kg/m ³)
	HVFAc	normalna	16264	2440	(mm ² /god)/(kg/m ³)
R^{-1}_{ACC}	normalna	Tab. 4.13	-	(mm ² /god)/(kg/m ³)	

4. Karbonatizacija

* Vrednosti definisane za HVFAC betone

** Donja i gornja granica beta raspodele

Na slici 4.64 prikazana je vrednost indeksa pouzdanosti u funkciji vremena kod NAC uzoraka za različite klase izloženosti i dužine osrednjavanja.



Slika 4. 64 Indeks pouzdanosti (β) kod NAC uzorka (odgovara klasi betona C25/30) u funkciji vremena za različite klase izloženosti i dužine osrednjavanja

4. Karbonatizacija

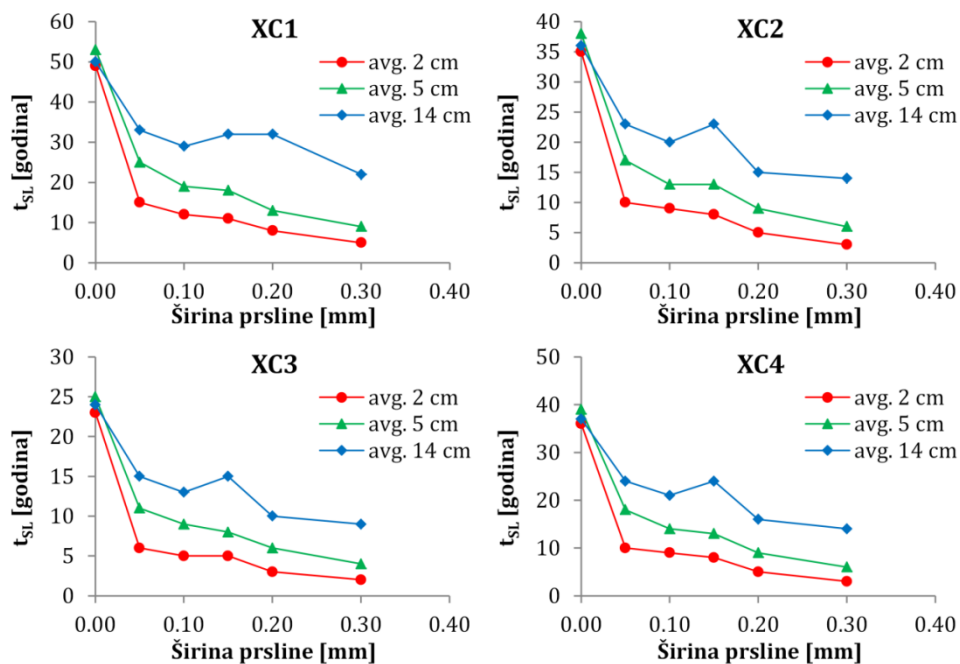
Indeksi pouzdanosti (β) i verovatnoće otkaza (P_f), povezani sa funkcijom graničnog stanja drugog reda (jednačina 4.13), izračunati su korišćenjem metode pouzdanosti prvog reda (FORM–*First Order Reability Method*) dostupne u softveru VaP. U skladu sa *fib* Bulletin 34 (2006), ovi parametri moraju da zadovolje zahteve za granično stanje depasivacije ($\beta \geq 1.3$ i $P_f \leq 0.10$) kako bi se mogli kvalifikovati za upotrebu. Kako se verovatnoća otkaza može izraziti preko indeksa pouzdanosti:

$$\beta = -\Phi_U^{-1}(P_f) \quad (4.20)$$

gde je Φ_U^{-1} inverzna standardizovana funkcija normalne raspodele, u nastavku je prikazana samo vrednost indeksa pouzdanosti.

Kod neisprskalih NAC uzoraka upotrebnii vek za klase izloženosti od XC1 do XC4 iznosio je 50, 38, 25 i 38 godina, respektivno. Ova vrsta betona zadovoljila je upotrebnii vek od 50 godina samo za klasu izloženosti XC1. Za klase XC3 i XC4 nje se moglo ni očekivati da zadovolji željeni upotrebnii vek, s obzirom da je indikativna klasa čvrstoće za ove uslove izloženosti C 30/37, što ispitivani beton ne ispunjava. Sa povećanjem širine prsline, upotrebnii vek se smanjivao u zavisnosti od dužine osrednjavanja. Za dužinu osrednjavanja od 140 mm upotrebnii vek se smanjio preko 2.5 puta za uzorke sa prslinom širine 0.30 mm. U slučaju male dužine osrednjavanja (avg. 2 cm) upotrebnii vek se smanjivao do svega 3 godine za klasu izloženosti XC3.

Na slici 4.65 dat je sumarni prikaz uticaja dužine osrednjavanja i širine prsline na upotrebnii vek (t_{SL}) NAC uzoraka. Može se primetiti da je razlika upotrebnog veka između uzoraka sa prslinom od 0.05 do 0.20 mm bila do 50%, za sve klase izloženosti i dužine osrednjavanja. Međutim, razlika između uzoraka sa prslinom 0.05 mm i neisprskalih uzoraka bila je veća, do 70%. Očigledno je pojava prsline bila značajnija za smanjenje upotrebnog veka nego sama njena širina do 0.20 mm. Sa druge strane, smanjenje dužine osrednjavanja sa 140 mm na 50 mm, odnosno 20 mm, dovela je do smanjenja upotrebnog veka od 45%, odnosno 70%.

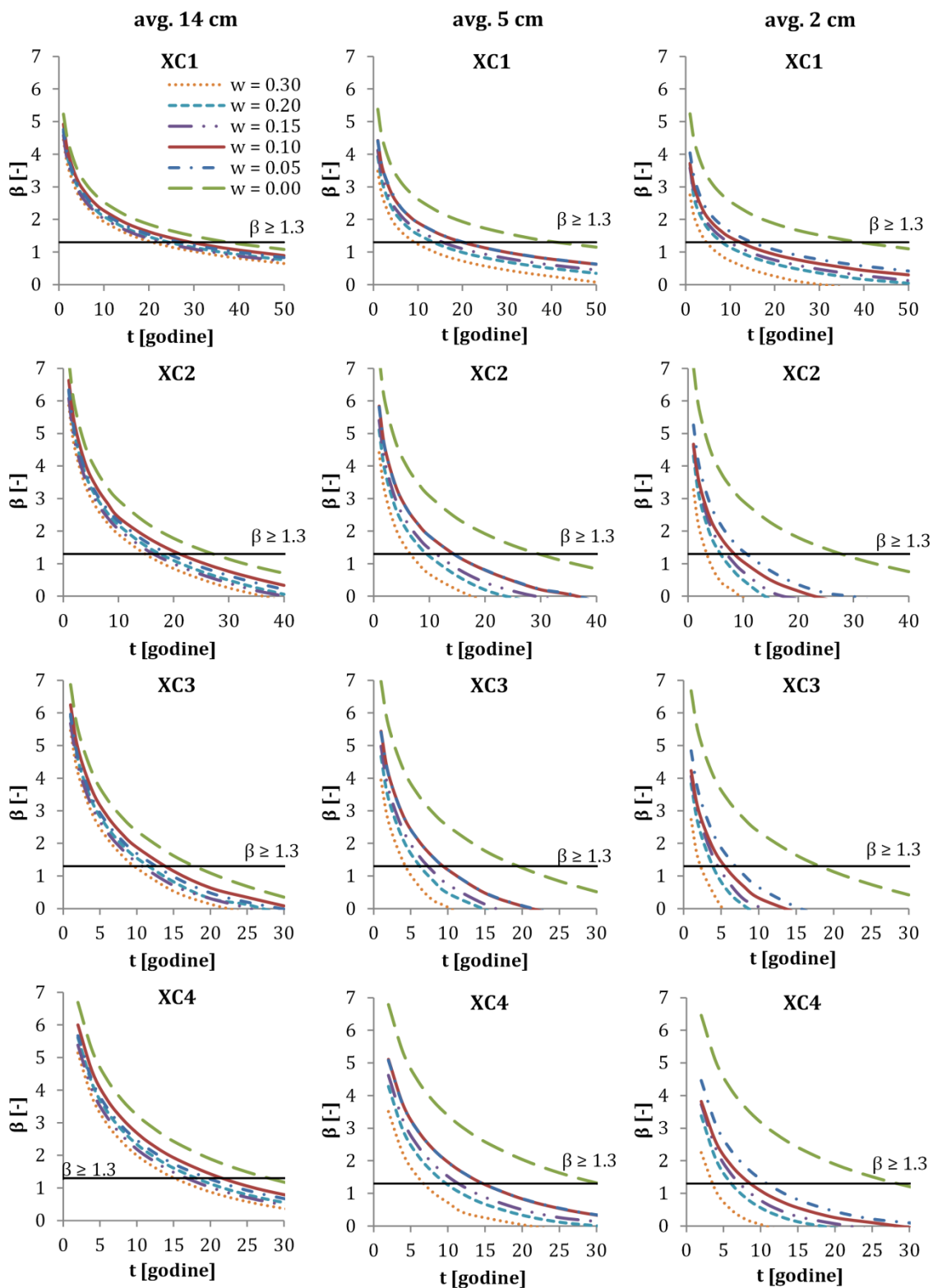


Slika 4. 65 Upotrebnii vek kod NAC uzorka za različite klase izloženosti i dužine osrednjavanja

Na slici 4.66 prikazana je vrednost indeksa pouzdanosti u funkciji vremena kod RAC uzoraka za različite klase izloženosti i dužine osrednjavanja. Kod neisprskalih RAC uzoraka upotrebnii vek za klase izloženosti od XC1 do XC4 bio je manji nego u slučaju NAC uzoraka i iznosio je 40,

4. Karbonatizacija

29, 18 i 29 godina, respektivno. Ova vrsta betona nije zadovoljila upotrebnog veka od 50 godina ni za jednu klasu izloženosti. Iako je pokazano (deo 4.4.2) da su razlike upotrebnog veka NAC i RAC betona (sa 100% zamene prirodnog agregata recikliranim) sa istom čvrstoćem pri pritisku zanemarljive, ovde su razlike iznosile i do 28%.

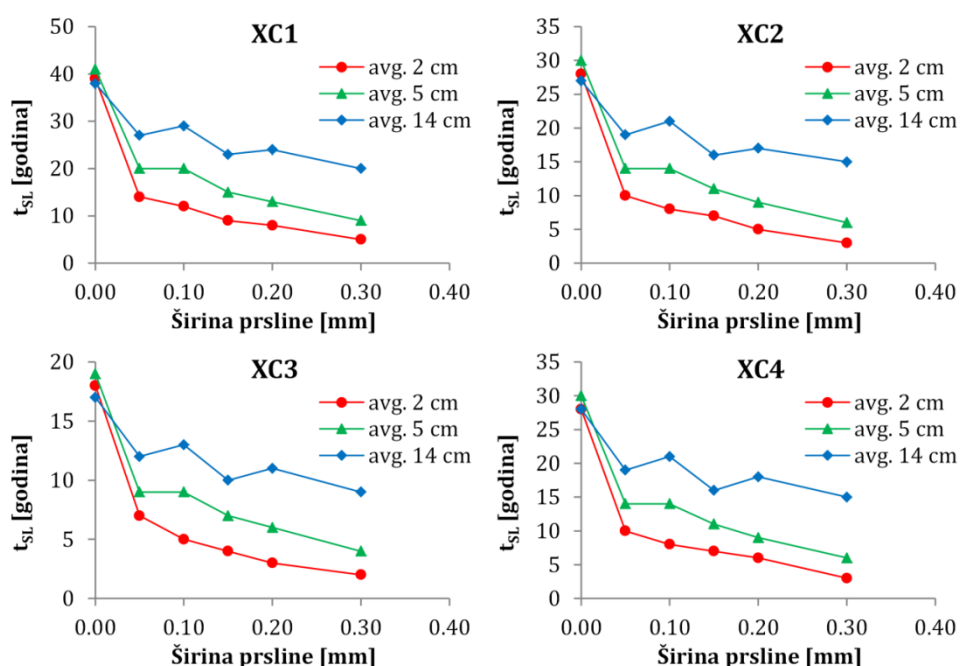


Slika 4. 66 Indeks pouzdanosti (β) kod RAC uzorka (odgovara klasi betona C25/30) u funkciji vremena za različite klase izloženosti i dužine osrednjanja

4. Karbonatizacija

Sa povećanjem širine prsline, upotrební vek se smanjivao u zavisnosti od dužine osrednjavanja. Za dužinu osrednjavanja od 14 cm upotrební vek se smanjio približno 1.9 puta za uzorke sa prsline širine 0.30 mm, što je manje u poređenju sa NAC uzorcima (2.5 puta). U slučaju male dužine osrednjavanja (avg. 2 cm) upotrební vek se smanjivao do svega 3 godine, za klase izloženosti XC3 i XC4.

Na slici 4.67 dat je sumarni prikaz uticaja dužine osrednjavanja i širine prsline na upotrební vek (t_{SL}) RAC uzoraka. Može se primetiti da je razlika upotrebnog veka između uzoraka sa prsline od 0.05 do 0.20 mm bila do 50% kao i u slučaju NAC uzoraka, za sve klase izloženosti i dužine osrednjavanja. Međutim, razlika između uzoraka sa prsline 0.05 mm i neisprskalih uzoraka bila je veća, do 65%. Pojava prsline bila je značajnija za smanjenje upotrebnog veka nego sama njena širina do 0.20 mm. Sa druge strane, smanjenje dužine osrednjavanja sa 140 mm na 50 mm, odnosno 20 mm, dovela je do smanjenja upotrebnog veka od 50%, odnosno 70%.



Slika 4. 67 Upotrební vek kod RAC uzorka za različite klase izloženosti i dužine osrednjavanja

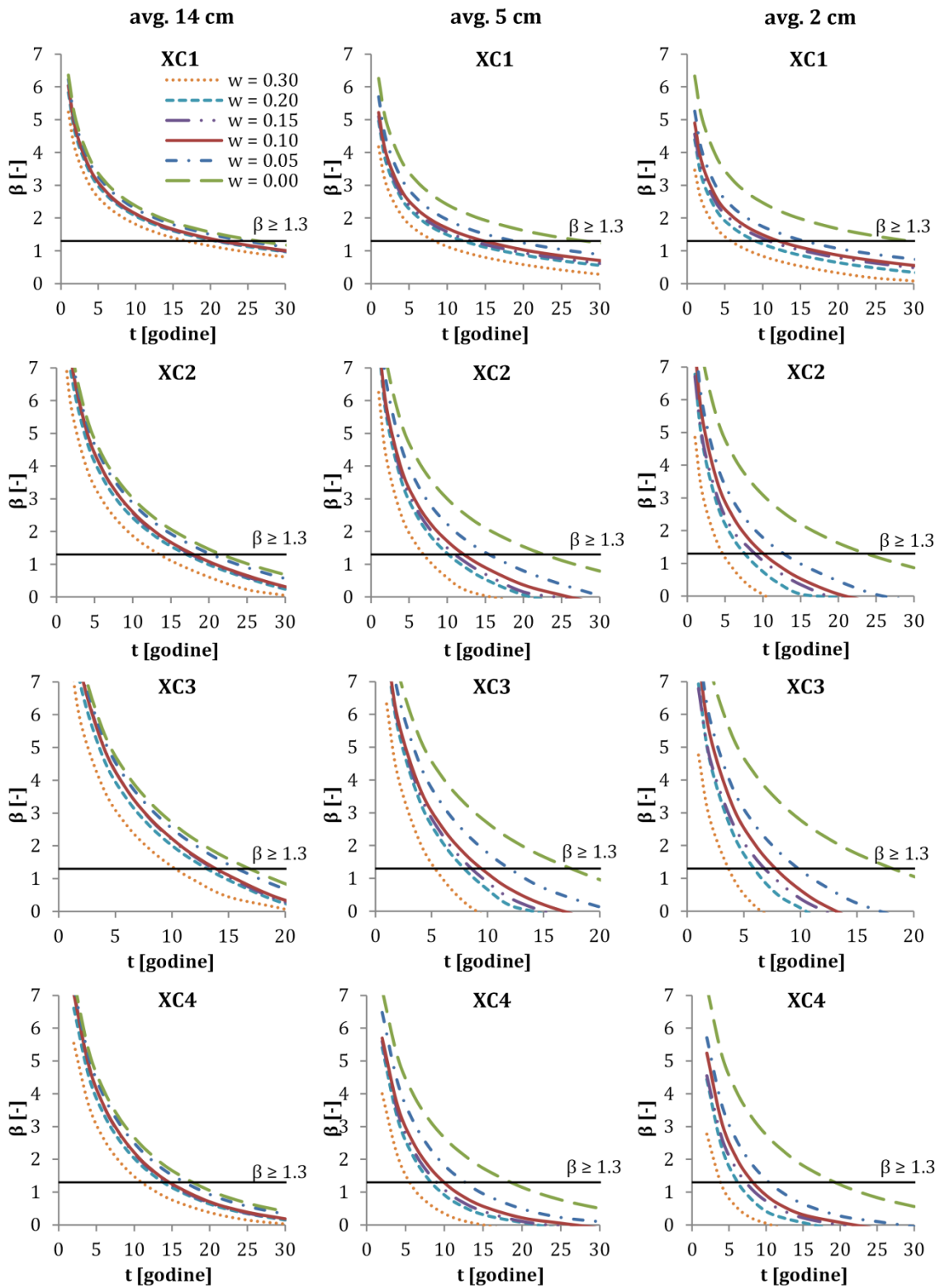
Na slici 4.68 prikazana je vrednost indeksa pouzdanosti u funkciji vremena kod HVFAC uzoraka za različite klase izloženosti i dužine osrednjavanja. Kod neisprskalih HVFAC uzoraka upotrební vek za klase izloženosti od XC1 do XC4 bio je manji nego u slučaju NAC i RAC uzoraka i iznosio je 29, 22, 18 i 18 godina, respektivno. Ova vrsta betona bila je daleko ispod upotrebnog veka od 50 godina za sve klase izloženosti.

Sa povećanjem širine prsline, upotrební vek se smanjivao u zavisnosti od dužine osrednjavanja. Za dužinu osrednjavanja od 14 cm upotrební vek se smanjio približno 1.6 puta za uzorke sa prsline širine 0.30 mm, što je manje u poređenju sa NAC i RAC uzorcima (2.5, odnosno 1.9 puta). U slučaju male dužine osrednjavanja (avg. 2 cm) upotrební vek se smanjivao do svega 3 godine, za klase izloženosti XC3 i XC4.

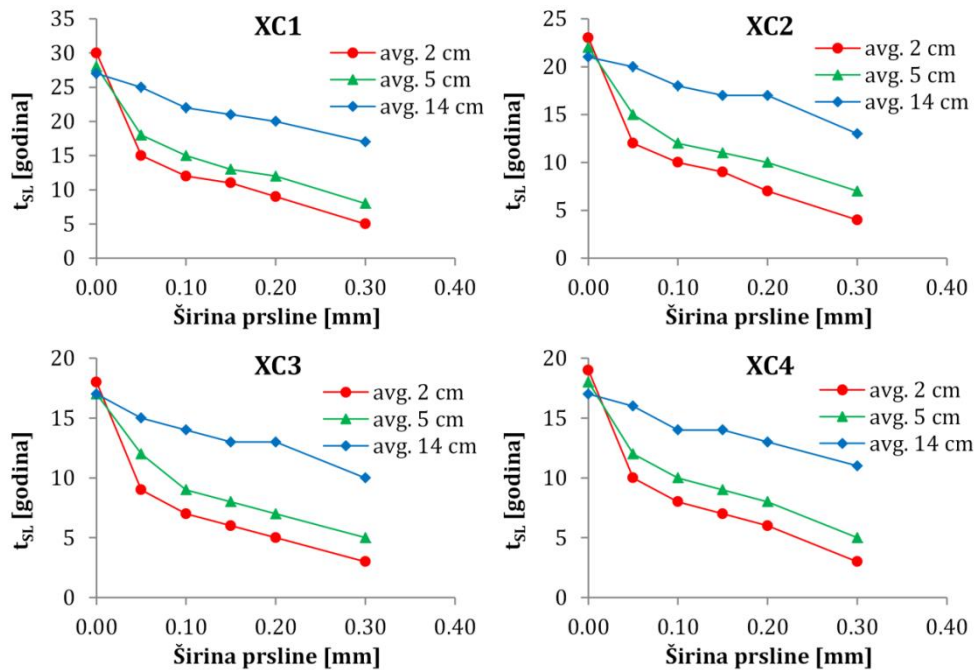
Na slici 4.69 dat je sumarni prikaz uticaja dužine osrednjavanja i širine prsline na upotrební vek (t_{SL}) RAC uzoraka. Može se primetiti da je razlika upotrebnog veka između uzoraka sa prsline od 0.05 do 0.20 mm bila do 40%, za sve klase izloženosti i dužine osrednjavanja. Međutim, razlika između uzoraka sa prsline 0.05 mm i neisprskalih uzoraka bila je veća, do 50%. Pojava prsline bila je značajnija za smanjenje upotrebnog veka nego sama njena širina do 0.20 mm. Ove razlike su bile manje u poređenju sa NAC i RAC uzorcima, odnosno pojava

4. Karbonatizacija

prslinae manje je uticala na upotrebnii vek HVFAC betona u odnosu na ostale vrste betona. Sa druge strane, smanjenje dužine osrednjavanja sa 140 mm na 50 mm, odnosno 20 mm, dovela je do smanjenja upotrebnog veka od 45%, odnosno 70%.



Slika 4. 68 Indeks pouzdanosti (β) kod HVFAC uzorka (odgovara klasi betona C25/30) u funkciji vremena za različite klase izloženosti i dužine osrednjavanja



Slika 4. 69 Upotrební vek kod HVFAC uzorka za različite klase izloženosti i dužine osrednjavanja

Sračunate vrednosti predstavljaju upotrební vek AB konstruktivnih elemenata iz uslova depasivizacije armature, napravljenih od ispitivanih betona. Međutim, ukoliko se pojavi korozija (što predstavlja početak perioda propagacije (Tuutti, 1982) neophodno je odrediti kako prsline utiču na pojavu i razvoj korozije, tj. na period propagacije.

4.6.2. Određivanje upotrebnog veka za različite klase izloženosti u zoni pritiska

Proračun upotrebnog veka prtisnutih uzoraka izvršen je kao i u slučaju uzoraka sa prslinama koristeći empirijski probabilistički model i graničnu funkciju definisanu u jednačini 4.13. Za sve ispitivane tipove betona ubrzana inverzna efektivna karbonatizaciona otpornost (R^{-1}_{ACC}) predstavljena je pomoću normalne raspodele, kako je to predloženo i u *fib* Bulletin (2006). Srednje vrednosti R^{-1}_{ACC} za sve vrste betona i za različite dilatacije pritiska sračunate su u delu 4.5.5.3. Parametri normalne raspodele promenjive R^{-1}_{ACC} prikazane su u tabeli 4.15, pri čemu su pretvorene u odogovarajuće merne jedinice ($(\text{mm}^2/\text{godina})/(\text{kg}/\text{m}^3)$).

Vrednosti ostalih parametara (k_e , k_c , k_t , ε_t , C_s , $W(t)$) definisane su u delu 4.4.1 zajedno sa preporučenim raspodelama i njihovim parametrima. Pregled primenjenih raspodela i njihovih karakterističnih parametara (srednja vrednost, standardna devijacija, donja i gornja granica) za svaki od ulaznih parametara granične funkcije prikazani su u tabeli 4.16.

Indeksi pouzdanosti (β) i verovatnoće otkaza (P_f), povezani sa funkcijom graničnog stanja drugog reda (jednačina 4.13), izračunati su korišćenjem metode pouzdanosti prvog reda (FORM—*First Order Reability Method*) dostupne u softveru VaP. U skladu sa *fib* Bulletin 34 (2006), ovi parametri moraju da zadovolje zahteve za granično stanje depasivacije ($\beta \geq 1.3$ i $P_f \leq 0.10$) kako bi se mogli kvalifikovati za upotrebu. S obzirom da su indeks pouzdanosti i verovatnoća otkaza kvantifikuju istu stvar, u nastavku su prikazani samo rezultati proračuna indeksa pouzdanosti. Na slici 4.70 prikazan je proračunski rezultat u funkciji vremena za sve vrste ispitivanih betona.

4. Karbonatizacija

Tabela 4. 15 Parametri raspodele inverzne efektivne karbonatizacije otpornosti betona za različite dilatacije pritiska (ε_c)

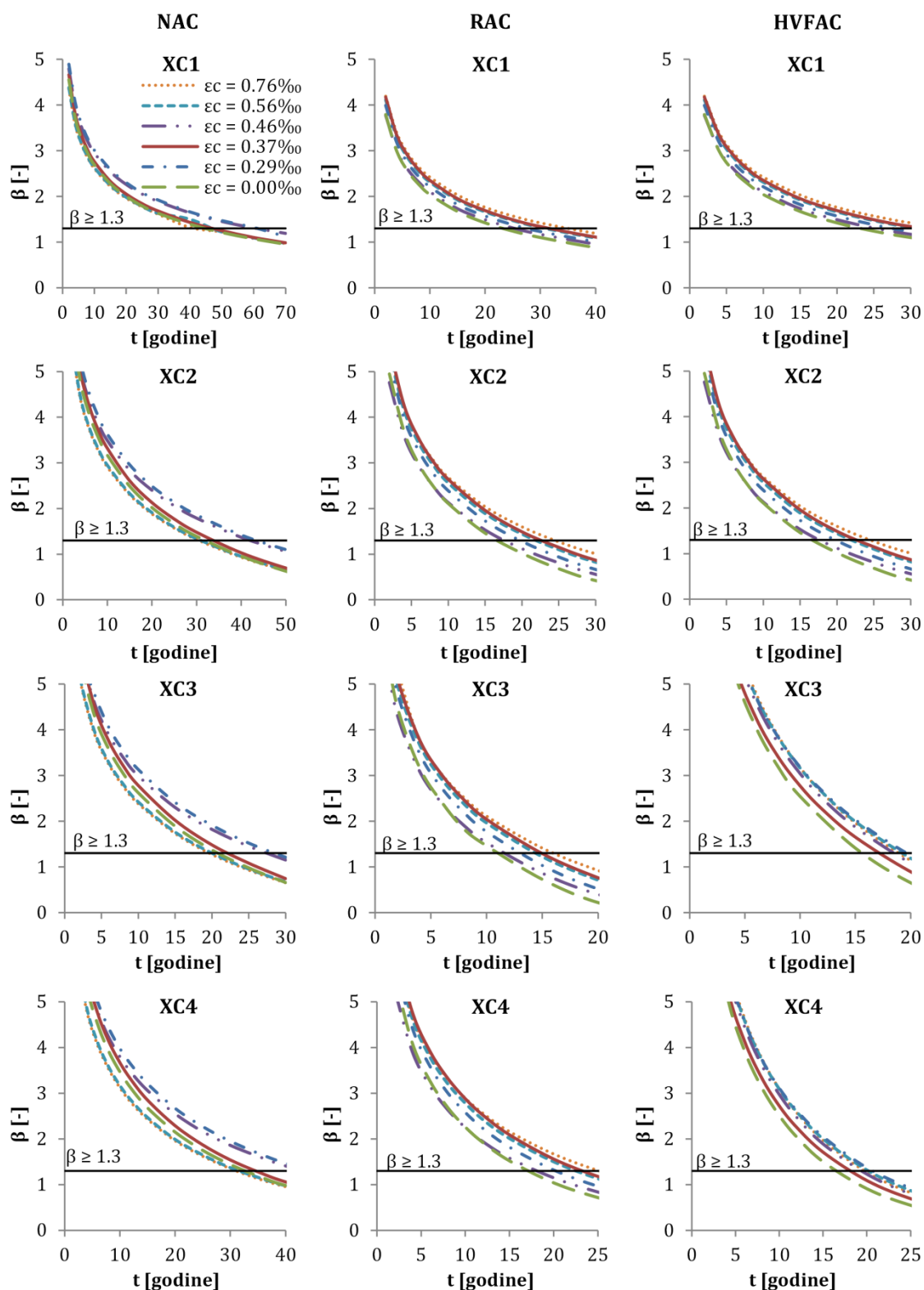
Beton	ε_c (‰)	R^{-1}_{ACC} (mm ² /godina)/(kg/m ³)	
		μ	σ
NAC	-	11971.4	1896.1
	0.29	8434.0	2086.9
	0.37	11543.5	668.8
	0.46	8378.0	2906.6
	0.56	11084.7	4670.6
	0.76	11151.4	4963.6
RAC	-	23525.7	1640.1
	0.30	19739.8	1877.3
	0.38	17288.2	404.6
	0.47	20535.9	6490.6
	0.56	17676.1	1961.3
	0.77	15176.3	3635.7
HVFAC	-	32056.2	4790.3
	0.27	24333.1	4376.9
	0.35	28540.9	5228.0
	0.45	26696.0	3750.3
	0.55	25403.4	3613.5
	0.76	26357.5	2443.7

Tabela 4. 16 Kvantifikacija ulaznih parametara graničene funkcije drugog reda za predikciju upotrebnog veka

Parametar	Raspodela	μ	σ	Jedinica	
C_{nom}	XC1	Log-normana	25 (45*)	8	mm
	XC2	Log-normana	35 (68*)	8	mm
	XC3	Log-normana	35 (72*)	8	mm
	XC4	Log-normana	40 (71*)	8	mm
RH_{real}	XC1	beta	92 (40**)	6 (100**)	%
	XC2	beta	79 (40**)	9 (100**)	%
	XC3	beta	65 (40**)	10 (100**)	%
	XC4	beta	75 (40**)	16 (100**)	%
RH_{ref}	konstanta	65	-	%	
f_c	konstanta	5.0	-	-	
g_c	konstanta	2.5	-	-	
t_c	konstanta	7	-	dani	
b_c	normalna	-0.567	0.024	-	
C_s	normalna	0.0008	0.0001	kg/m ³	
t	konstanta	1÷50	-	godine	
k_t	NAC	normalna	1.25	0.35	-
	RAC	normalna	1.25	0.35	-
	HVFAC	normalna	3.05	0.85	-
ε_t	NAC	normalna	315.5	48	(mm ² /god)/(kg/m ³)
	RAC	normalna	315.5	48	(mm ² /god)/(kg/m ³)
	HVFAC	normalna	16264	2440	(mm ² /god)/(kg/m ³)
R^{-1}_{ACC}	normalna	Tab. 4.15	-	(mm ² /god)/(kg/m ³)	

* Vrednosti definisane za HVFAC betone

** Donja i gornja granica beta raspodele



Slika 4. 70 Indeks pouzdanosti (β) u funkciji vremena za različite klase izloženosti i vrste betona

Upotrební vek za klasu izloženosti XC1 kretao se u granicama 44-62 godina za NAC, 23-35 godina za RAC i 24-31 godina za HVFAC betone. Razlike između sračunatih dubina karbonatizacije su bile 41% za NAC, 52% za RAC i 29% za HVFAC betone. Uzimajući u obzir da su RAC uzorci imali najveću poroznost, najveća razlika između opterećenih i neopterećenih uzoraka ostvarena je kod RAC betona. Najveći upotrební vek ostvaren je kod uzoraka sa najvećom dilatacijom pritiska (0.77‰). Iako su HVFAC uzorci imali najmanji upotrební vek,

4. Karbonatizacija

razlika između opterećenih i neopterećenih uzoraka bila je najmanja u poređenju sa ostalim vrstama betona. Najveći upotrební vek kod NAC betona ostvaren je kod uzoraka sa dilatacijom pritiska 0.29‰ i 0.46‰. Slična je i situacija sa HVFAC betonima kod kojih je najveći upotrební vek ostvaren kod uzoraka sa dilatacijom pritiska od 0.27‰ i 0.55‰.

Sa povećanjem klase izloženosti došlo je do smanjenja upotrebnoḡ veka. U slučaju klasa XC2 i XC4 upotrební vek se kretao u granicama 32-45 godina za NAC, 16-25 godina za RAC i 20-25 godina za HVFAC betone. Takođe, smanjene su i razlike između opterećenih i neopterećenih uzoraka. Razlike su bile 35% za NAC, 56% za RAC i 25% za HVFAC betone. Najmanji upotrební vek ostvaren je za sredinu sa umerenom vlažnošću vazduha (klasa izloženosti XC3). Upotrební vek se kretao u granicama 19-28 godina za NAC, 11-16 godina za RAC i 15-19 godina za HVFAC betone.

Sračunate vrednosti predstavljaju upotrební vek iz uslova depasivizacije armature AB elemenata napravljenih od ispitivanih betona i opterećenih naponom pritiska. S obzirom da je napon pritiska povoljno delovao na upotrební vek, u nastavku se neće razmatrati period propagacije, tj. korozije armature.

4.6.3. Zaključak

Na osnovu merenja dubina karbonatizacije na zategnutoj i pritisnutoj strani uzoraka, izvršena je analiza uticaja širine prsline na upotrební vek (depasivizaciju armature) kroz primenu modela predikcije dubine karbonatizacije. U skladu sa sprovedenom analizom doneseni su sledeći zaključci:

- Sa povećanjem širine prsline, upotrební vek se smanjivao u zavisnosti od dužine osrednjavanja. Za dužinu osrednjavanja od 140 mm upotrební vek se smanjio približno 1.6 puta kod HVFAC uzorka sa prslinom širine 0.30 mm, što je manje u poređenju sa NAC i RAC uzorcima (2.5, odnosno 1.9 puta). U slučaju male dužine osrednjavanja (avg. 2 cm) upotrební vek se smanjivao do svega 3 godine za klasu izloženosti XC3, bez obzira na vrstu betona.
- Razlika upotrebnoḡ veka između uzoraka sa prslinama od 0.05 do 0.20 mm bila do 50% kao u slučaju NAC i RAC uzoraka, za sve klase izloženosti i dužine osrednjavanja. U slučaju HVFAC uzoraka razlika je bila manja i iznosila je do 40%. Međutim, razlika između uzoraka sa prslinom 0.05 mm i neisprskalih uzoraka bila je veća i iznosila je 70% za NAC, 65% za RAC i 50% za HVFAC.
- U slučaju pritisnute strane uzoraka, najveći upotrební vek kod RAC betona ostvaren je kod uzoraka sa najvećom dilatacijom pritiska (0.77‰). Iako su HVFAC uzorci imali najmanji upotrební vek, razlika između opterećenih i neopterećenih uzoraka bila je najmanja u poređenju sa ostalim vrstama betona. Najveći upotrební vek kod NAC betona ostvaren je kod uzoraka sa dilatacijom pritiska 0.29‰ i 0.46‰. Slična je i situacija sa HVFAC betonima kod kojih je najveći upotrební vek ostvaren kod uzoraka sa dilatacijom pritiska od 0.27‰ i 0.55‰.

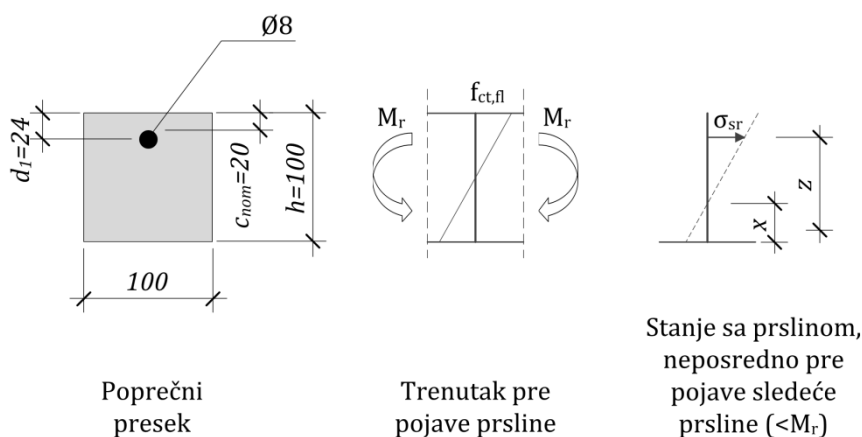
4.7. VEZA IZMEĐU NAPONA U ARMATURI I ŠIRINE PRSLINA

Širina prsline u AB elementima zavisi od nekoliko parametara: debljine zaštitnoḡ sloja, napona prijanjanja. Postavlja se pitanje da li je moguće ograničiti širinu prsline iz uslova trajnosti betona ako se zna da na njenu širinu utiču navedeni parametri, koji se razlikuju od konstrukcije do konstrukcije. Prvi korak ka rešavanju ovog problema je uspostavljanje analitičke veze napona u armaturi i širine prsline za ispitivane uzorke.

4.7.1. Proračun napona u armaturi u funkciji širine prsline

Primenjen model proračuna (Piyasena, 2002; Blagojevic, 2016) prikazan je u nastavku. Na slici 4.71 prikazane su faze formiranja prsline u AB elementima. Kao što je i prikazano na slici, neposredno nakon pojave prsline u preseku i dalje postoji linearna promena napona po visini preseka:

$$\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_s} = \frac{x}{d-x} \quad (4.21)$$



Slika 4.71 Faze formiranja prsline u AB presecima

Iz uslova ravnoteže sila sledi da je sila u betonu jednaka sili u armaturi $N_c = N_s$:

$$0.5 \cdot b \cdot x \cdot \varepsilon_c \cdot E_{cm} = A_s \cdot E_s \cdot \varepsilon_s \quad (4.22)$$

$$\frac{x}{d} = -\alpha_e \cdot \rho + \sqrt{(\alpha_e \cdot \rho)^2 + 2 \cdot \alpha_e \cdot \rho} \quad (4.23)$$

Za rešavanje ove jednačine neophodno je poznavanje mehaničkih karakteristika materijala (tabela 3.12), pri čemu je koeficijent α_e jednak odnosu modula elastičnosti armature i betona. Geometrijske karakteristike preseka prikazane su u tabeli 4.17.

Tabela 4.17 Geometrijske karakteristike preseka

$A_s = \frac{\varnothing^2 \pi}{4}$ (mm ²)	$I_c = \frac{b \cdot h^3}{12}$ (10 ⁶ mm ⁴)	$W_c = \frac{I}{0.5 \cdot h}$ (10 ³ mm ³)	d (mm)	ρ (%)
50.27	8.33	166.67	76	0.6614

Na osnovu ovih vrednosti mogu se sračunati visina pritiskute zone koristeći jednačinu 4.23, moment otvaranja prsline (M_r), kao i naponi i dilatacije na površini uzorka na mestu nastanka prsline (tabela 4.18).

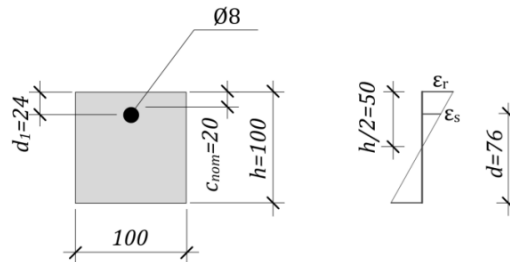
Tabela 4.18 Vrednosti napona i dilatacija na mestu prsline

Beton	x (mm)	$z = d - \frac{x}{3}$ (mm)	$M_r = f_{ct,fl} \cdot W_c$ (kNmm)	$\sigma_{sr} = \frac{M_r}{A_s \cdot z}$ (MPa)	$\varepsilon_r = \frac{f_{ct,fl}}{E_c}$ (‰)	ε_s (‰)
NAC	19.07	69.64	1000.00	285.67	0.183	0.0951
RAC	19.28	69.58	1000.00	285.94	0.188	0.0975
HVFAC	19.41	69.53	866.67	247.97	0.165	0.0858

4. Karbonatizacija

Napon σ_{sr} se smanjuje sa udaljavanjem od prsline. Neposredno pre pojave prsline, dilatacija na površini betona može se sračunati na osnovu izraza prikazanog u tabeli 4.18. Napon na mestu armature dalje se može sračunati iz proporcije (vidi sliku 4.72):

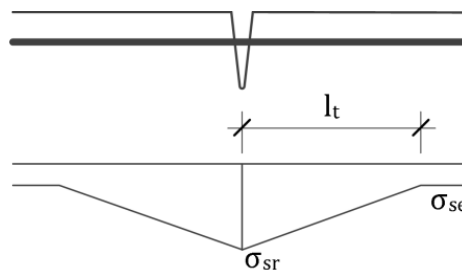
$$\varepsilon_s = \frac{d - \frac{h}{2}}{\frac{h}{2}} \cdot \varepsilon_r \quad (4.24)$$



Slika 4. 72 Dilatacija na površini i na mestu armature

Napon u armaturi σ_{se} (vidi sliku 4.73) na kraju dužine prenosa sile iz armature u beton (l_t) može se sračunati na osnovu izraza (Blagojevic, 2016):

$$\sigma_{se} = E_s \cdot \varepsilon_s \quad (4.25)$$



Slika 4. 73 Napon u armaturi na mestu prsline i na kraju dužine sidrenja

Sila koja se unosi u beton na dužini l_t jednaka je razlici napona u armaturi i betonu:

$$N_t = (\sigma_{sr} - \sigma_{se}) \cdot A_s \quad (4.26)$$

Ako se pretpostavi da je napon prijanjana konstantan ($\tau_{bm} = 1.8 \cdot f_{ctm}$), onda se dužina l_t , na kojoj se sila prenosi iz armature u beton, može sračunati na osnovu izraza:

$$l_t = 0.75c + \frac{N_t}{\varnothing \cdot \tau_{bm} \cdot \pi} \quad (4.27)$$

Sračunate vrednosti za sve vrste ispitivanih betona prikazane su u tabeli 4.19.

Tabela 4. 19 Vrednosti dužine l_t na kojoj se sila prenosi iz armature u beton

Beton	σ_{se} (MPa)	N_t (kN)	τ_{bm} (MPa)	l_t (mm)	$s_{mean} = 1.5 \cdot l_t$ (mm)
NAC	19.83	13.36	6.49	96.89	145.34
RAC	20.33	13.35	6.49	96.82	145.24
HVFAC	17.90	11.56	5.62	96.78	145.17

4. Karbonatizacija

Razmak između prslina može se kretati u granicama l_t i $2l_t$ (Blagojevic, 2016). Srednji razmak između prslina (s_{mean}) usvojen je kao srednja vrednost unutar tog intervala, i rezultati su prikazani u tabeli 4.19 za sve vrste ispitivanih betona:

$$s_{mean} = 1.5 \cdot l_t \quad (4.28)$$

Za određivanje dilatacija na dužini s_{mean} koristi se sledeći izraz:

$$\varepsilon_{sm} = \frac{\sigma_s}{E_s} \left[1 - \beta_1 \cdot \beta_2 \cdot \left(\frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} \right)^2 \right] \quad (4.29)$$

gde je:

$\beta_1=0.5$ za glatku armaturu,

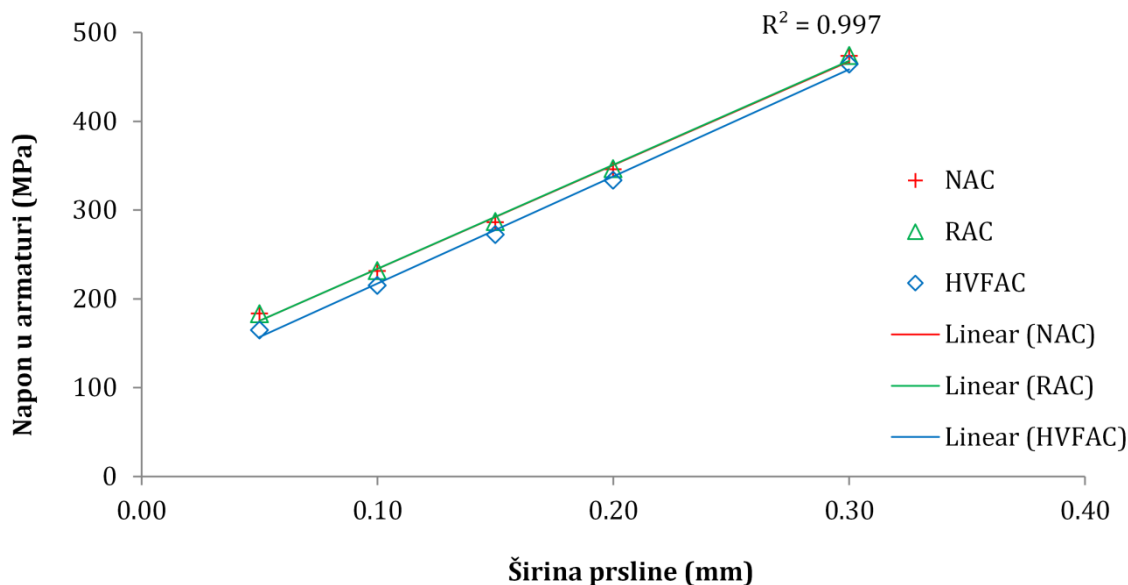
$\beta_2=0.5$ za dugotrajno nanošenje opterećenja.

Srednje širina prslina (w_{mean}) može se sračunati na sledeći način:

$$w_{mean} = s_{mean} \cdot \varepsilon_{sm} = s_{mean} \cdot \frac{\sigma_s}{E_s} \left[1 - \beta_1 \cdot \beta_2 \cdot \left(\frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} \right)^2 \right] \quad (4.30)$$

gde je σ_s napon u armaturi na mestu prslina pod dejstvom spoljašnjeg opterećenja.

Na ovaj način je uspostavljena veza između napona u armaturi na mestu prslina i širine prslina na površini betona (jednačina 4.30). S obzirom da je širina prslina bila konstantna i definisana kao ulazni parametar u ovom istraživanju, može se sračunati napon u armaturi pri zadatoj širini prslina. Odnos između širine prslina i napona u armaturi u stanju stabilne širine prslina, za zadate geometrijske karakteristike preseka i za sve ispitivane betone prikazan je na slici 4.74. Na slici su prikazane vrednosti za srednji teorijski razmak između prslina.



Slika 4. 74 Veza između širine prslina na površini betona i napona u armaturi

Pre početka utezanja uzoraka i unošenja sile u sistem uzorci su pregledani i nisu primećene prslina usled skupljanja na površini betona. Napon u armaturi na mestu prslina koji je nastao nakon opterećivanja uzoraka i formiranja prslina bio je posledica delom skupljanja a delom delovanja opterećenja. Uticaji skupljanja betona na napone (dilatacije) u armaturi su uzeti su u obzir, imajući u vidu da je napon u armaturi na mestu formiranja prslina određen upravo iz

uslova širine prsline na površini betona. S obzirom da je cilj istraživanja ispitivanje uzoraka sa konstantnom širinom prsline, primarno je bitna konačna vrednost širine prsline a manje važno da li je dilatacija koja je pri tome ostvarena u armaturi posledica dejstva opterećenja ili deformacija skupljanja. Nakon opterećivanja uzoraka i formiranje prsline, preostali deo skupljanja koji nije obavljen u prvih 90 dana može uticati na promenu unutar sistema. Potrebno je naglasiti da je vreme trajanja ispitivanja tokom kojeg je skupljanje imalo uticaja bilo voma kratko (28 dana u slučaju karbonatizacije). Takođe, tokom trajanja ovih testova površina preseka na koji je skupljanje imalo efekta bio je samo deo pritisnutog betona iznad prsline, što je bilo između 30 i 40 mm.

Slična pojave nastaju i sa vremenskim deformacijama tečenja. Tečenje je moglo da utiče na uzorke samo od trenutka nanošenja opterećenja, što je bilo pri starosti uzoraka od 90 dana. S obzirom da je vreme trajanja ispitivanja bilo 28 dana uticaj tečenja je bio mali, kao što je potvrđeno i u drugim eksperimentalnim ispitivanjima (Tošić, 2017). Dokaz ove pretpostavke je konstantna širina prsline tokom sprovođenja ispitivanja, što je potvrđeno pomoću digitalne kamere merenjem širine prsline pre i posle ispitivanja. Sličan zaključak su izneli i Castel i drugi (Castel, François i Arliguie, 1999) nakon sprovedenog eksperimentalnog ispitivanja za isti način opterećivanja uzoraka.

4.7.2. Uspostavljanje veze između napona u armaturi i odnosa dubina karbonatizacije isprskalnih i neisprskalnih uzoraka

Na osnovu analitičke verifikacije odnosa napona u armaturi i širine prsline za različite vrste betona, sračunata je srednja vrednost napona u armaturi. Veza između napona u armaturi i širine prsline na površini betona zavisi i od debljine zaštitnog sloja. Da bi se formirala željena širina prsline na površini betona, uzorci sa većom debljinom zaštitnog sloja imaju manji napon u armaturi. Drugim rečima, za istu širinu prsline na površini betona, širina prsline na mestu armature biće manja za uzorke sa većim zaštitnim slojem, samim tim biće manja i korozija. Napon u armaturi već se koristi u propisima kao faktor ograničenja širine prsline iz uslova upotrebljivosti i trajnosti. Iako su pojedine studije pokazale da prsline koje se pojavljuju u toku upotrebnog veka konstrukcije nisu imale uticaj na proces korozije (Peter i Raupach, 1997), napon u armaturi može biti kriterijum trajnosti kao prag mikroskopskog oštećenja betona oko armature.

Zbog svega navedenog, neophodno je uzeti u obzir vezu između napona u armaturi i širine prsline pri definisanju ograničenja u pogledu trajnosti. Ova veza je definisana u delu 4.7.1 za rezultate sopstvenog eksperimentalnog istraživanja. Međutim, potrebno je proveriti ovu vezu za različite w/c odnosa, čvrstoće, debljine zaštitnih slojeva i uslove izloženosti.

U cilju lakše predikcije dubine karbonatizacije u uslovima isprskalnih preseka formirana je baza podataka od svih dostupnih rezultata karbonatizacionih testova sprovedenih na uzorcima sa prslinama i armaturom, za cementne betone sa PA i RA i betone sa LP. Ova vrsta podataka je pronađena u pet istraživanja za NAC i jednom za betone sa LP (Castel, François i Arliguie, 1999; Talukdar, Banthia i Grace, 2015; Wang *i ost.*, 2017, 2018; AL-Ameeri, Rafiq i Tsioulou, 2018).

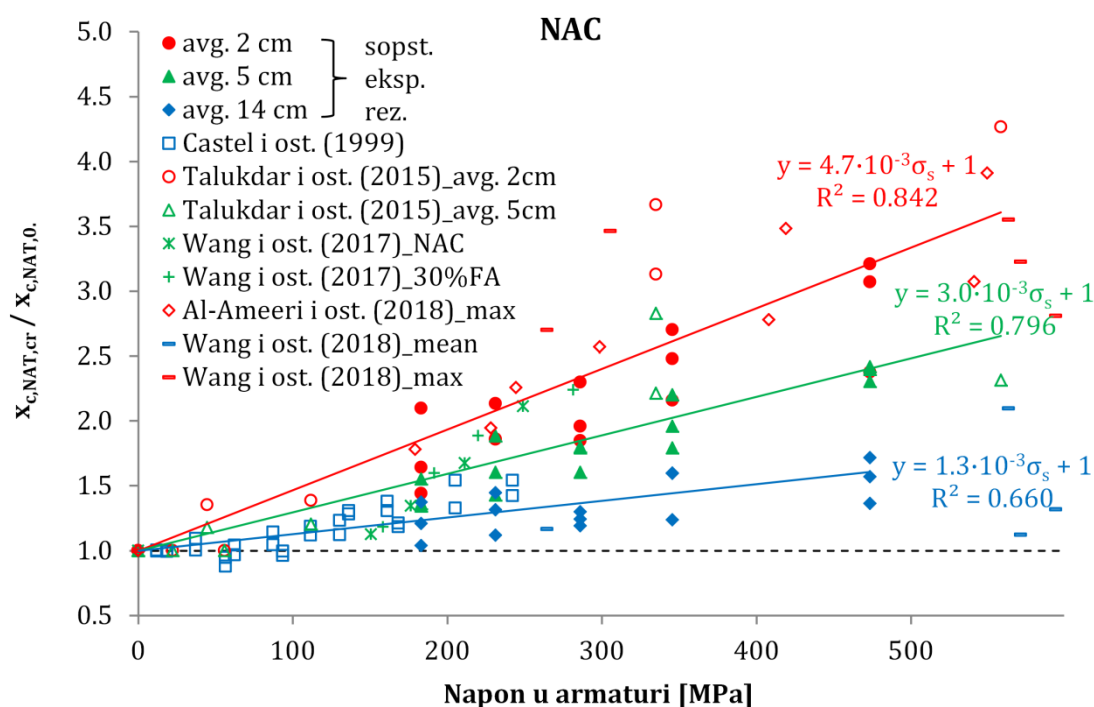
Ukupno je prikupljeno 70 merenja dubine karbonatizacije za NAC i 5 merenja za betone sa LP. Komparativni rezultati za RAC betone koji su imali merenja dubine karbonatizacije na uzorcima sa prslinama nisu pronađeni u literaturi. U odabranim istraživanjima, čvrstoća pri pritisku je bila u rasponu 27–59 MPa, w/c odnos se kretao u granicama od 0.40 do 0.60, dok su prsline bile širine od 0.02 mm do 0.50 mm. Ispitivanja su sprovedena u prirodnim (Castel, François i Arliguie, 1999) i ubrzanim uslovima karbonatizacije tokom koje je CO_2 koncentracija bila od 4-20%. Zaštitni sloj betona do podužne armature u ovim istraživanjima

4. Karbonatizacija

kretao se od 10 mm do 40 mm, čime su obuhvaćene sve debljine zaštitnih slojeva definisanih u EN 1992-1-1 (CEN, 2015) iz uslova izloženosti karbonatizaciji. Korištena je armatura prečnika od 8 do 10 mm, dok je kvalitet armature definisan samo u dva rada i bio je deklarisan kao B 500A (AL-Ameeri, Rafiq i Tsioulou, 2018) i B 420B (Wang *i ost.*, 2017).

Veza između odnosa dubina karbonatizacije isprskalnih i neisprskalnih uzoraka i napona u armaturi za sve vrste ispitivanih betona prikazana je na slikama 4.75-4.77. Rezultati prikazani na slikama podeljeni su u grupe u zavisnosti od dužine na kojoj su osrednjavane vrednosti dubine karbonatizacije. Vrednosti obeležene zelenom bojom predstavljaju merenja osrednjena na 50 mm dužine, dok vrednosti obeležene plavom bojom predstavljaju srednju vrednost merenja na dužini koja predstavlja srednje rastojanje između prslina. Vrednosti obeležene crvenom bojom predstavljaju merenja osrednjena na 20 mm ili u pojedinim slučajevima maksimalne vrednosti izmerene na mestu prslina (AL-Ameeri, Rafiq i Tsioulou, 2018; Wang *i ost.*, 2018). Upravo ove vrednosti imale su najveće rasipanje rezultata.

Sa slike 4.75 se može videti da je veza između odnosa dubina karbonatizacije isprskalnih i neisprskalnih uzoraka i napona u armaturi kod NAC betona bila linearna za sve korišćene dužine osrednjavanja. Za predložene regresione jednačine sa linearnom vezom koeficijentati determinacije bili su 0.818, 0.796 i 0.540 za dužine osrednjavanja 20 mm, 50 mm i 140 mm respektivno. Naravno, sa smanjenjem dužine osrednjavanja došlo je do rasta nagiba prave, jer sa smanjenjem dužine osrednjavanja raste i uticaj prslina na dubinu karbonatizacije.

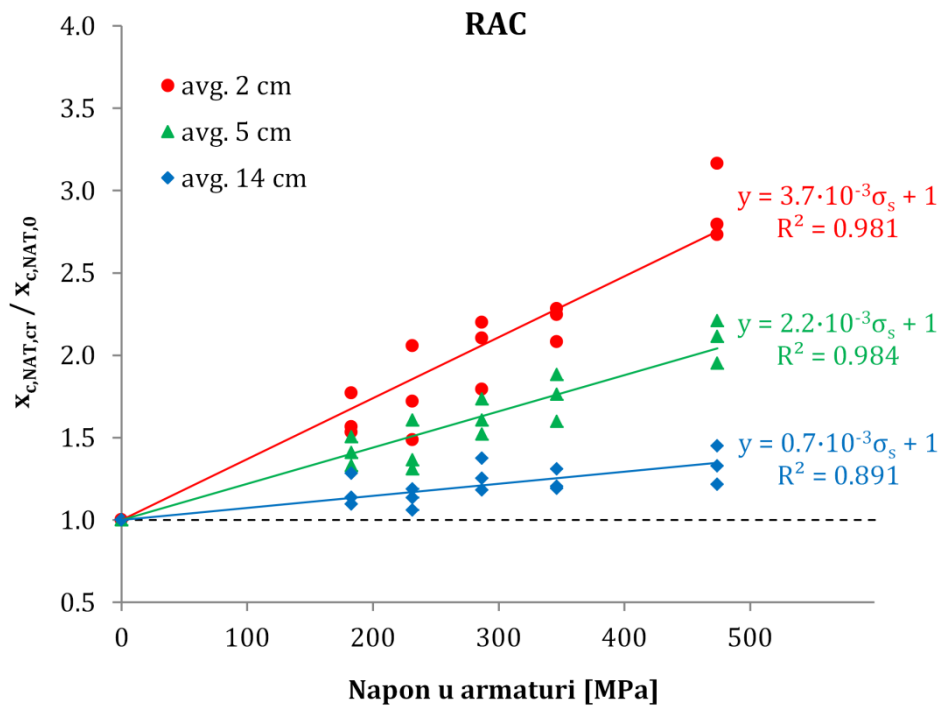


Slika 4. 75 Veza između odnosa dubina karbonatizacije isprskalnih i neisprskalnih uzoraka i napona u armaturi kod NAC betona

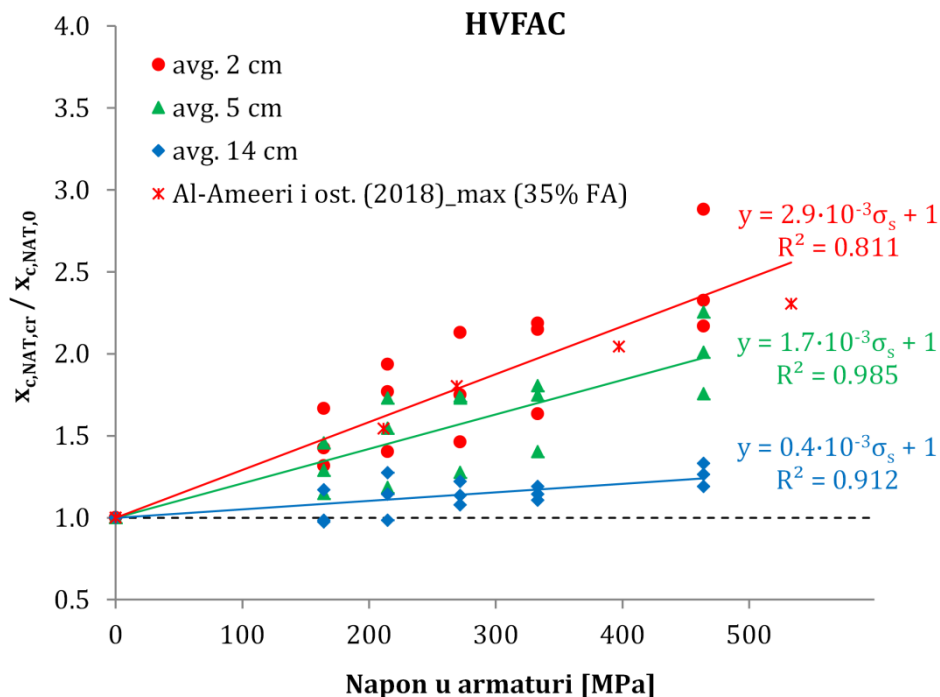
Veza između dubine karbonatizacije i napona u armaturi za različite debljine zaštitnih slojeva (10-40 mm) i w/c odnosa (0.40-0.60) je bila linearna. Ovo će omogućiti da se kod AB elemenata ne definiše minimalni zaštitni sloj i maksimalni w/c odnos kao uslov trajnosti, već napon u armaturi koji zavisi od zaštitnog sloja betona i veličine naprezanja. Rezultati su pokazali da nivo napona u armaturi kod AB elemenata igra značajnu ulogu u prodoru CO₂ kroz očigledno povećanje mikroprrslina.

4. Karbonatizacija

Predložene regresione jednačine sa linearnom vezom za RAC i HVFAC betone prikazane su na slikama 4.76 i 4.77.



Slika 4. 76 Veza između odnosa dubina karbonatizacije isprskalnih i neisprskalnih uzoraka i napona u armaturi kod RAC betona



Slika 4. 77 Veza između odnosa dubina karbonatizacije isprskalnih i neisprskalnih uzoraka i napona u armaturi kod HVFAC betona

U slučaju RAC betona nije bilo rezultata merenja dubine karbonatizacije na uzorcima sa prslinama, pa su jednačine veze uspostavljene samo na osnovu sopstvenih eksperimentalnih ispitivanja. Slična situacija bila je i u slučaju HVFAC betona, gde je u literaturi bilo dostupno jedno istraživanje sprovedeno na betonima sa 35% LP kao zamene cementa (AL-Ameeri, Rafiq

4. Karbonatizacija

i Tsioulou, 2018). Iako su HVFAC betoni definisani kao betoni sa minimalno 37% LP (ACI (American Concrete Institute) Committee 232.3R-14, 2014) vrednosti iz istraživanja AL-Ameeri, Rafiq i Tsioulou (2018) prikazane su zajedno sa sopstvenim eksperimentalnim ispitivanjima za HVFAC betone.

Kao i u slučaju NAC betona, i ovde su veze između odnosa dubina karbonatizacije isprskalih i neisprskalih uzoraka i napona u armaturi bile linearne, sa nešto većim koeficijentom determinacije kao posledicom manjeg broja rezultata. Za predložene regresione jednačine sa linearnom vezom kod RAC uzoraka, koeficijenti determinacije bili su 0.981, 0.984 i 0.891 za dužine osrednjavanja 20 mm, 50 mm i 140 mm respektivno. U slučaju HVFAC betona koeficijenti determinacije bili su nešto manji i iznosili su 0.811, 0.985 i 0.912 za dužine osrednjavanja 20 mm, 50 mm i 140 mm respektivno.

Može se primetiti da su nagibi pravih kod RAC i HVFAC betona bili manji u poređenju sa NAC betonima. Posebno je ovo bilo izraženo kod HVFAC betona, koji su imali najmanji nagib pravih za sve dužine osrednjavanja. Drugim rečima, ova vrsta betona je bila najmanje osetljiva na pojavu prslina. Pokazano je da pojava prslina utiče na dubinu karbonatizacije znatno više nego vrsta betona. Zbog toga su dubine karbonatizacije na mestu prslina slične, bez obzira na vrstu betona i njihovu karbonatizacionu otpornost na neisprskalom delu konstrukcije. Samim tim, ako se porede dubine karbonatizacije na mestu prsline i na neisprskalom delu, relativni odnos će biti najmanji kod onih betona kod kojih je karbonatizaciona otpornost neisprskalih uzoraka najmanja, što je u ovom slučaju HVFAC.

Uspostavljanjem linearne relacije za različite čvrstoće, uslove izloženosti, w/c odnose i debljine zaštitnih slojeva, moguće je napraviti predikciju dubine karbonatizacije elemenata sa prslinama poznajući napon u armaturi i karbonatizacionu otpornost neisprskalih uzoraka napravljenih od tog betona. Prvo je moguće proračunom napona u armaturi kod AB elemenata, dok je drugo moguće primenom ubrzanih karbonatizacionih testova, što je sve češći zahtev kod opšte ocene kvaliteta betona sa stanovišta trajnosti.

4.7.3. Zaključak

Širina površinske prsline ne treba da bude izolovani parametar povezan sa korozijom armature. Pokazano je da je korisnije da se maksimalni napon u armaturi koristi kao moguće ograničenje u pogledu uticaja prslina izazvanih opterećenjem na razvoj korozije armature. Pored toga, maksimalni napon u armaturi direktno određuje oštećenja betona na nivou armature.

Na osnovu analitičke verifikacije odnosa napona u armaturi i širine prsline za različite vrste betona, sračunata je srednja vrednost napona u armaturi. Ova veza je proverena za različite w/c odnosa, čvrstoće, debljine zaštitnih slojeva i uslove izloženosti, na osnovu rezultata dostupnih u literaturi.

- Veza između odnosa dubina karbonatizacije isprskalih i neisprskalih uzoraka i napona u armaturi kod NAC betona za različite debljine zaštitnih slojeva (10-40 mm) i w/c odnosa (0.40-0.60) je bila linearna.
- Na osnovu sopstvenih eksperimentalnih rezultata veze između odnosa dubina karbonatizacije isprskalih i neisprskalih uzoraka i napona u armaturi kod RAC i HVFAC betona su bile linearne, sa nešto većim koeficijentom determinacije kao posledicom manjeg broja rezultata.
- Uspostavljanjem linearne relacije moguće je napraviti predikciju dubine karbonatizacije elemenata sa prslinama poznajući napon u armaturi i karbonatizacionu otpornost neisprskalih uzoraka napravljenih od tog betona. Ovo omogućava da se kod AB elemenata

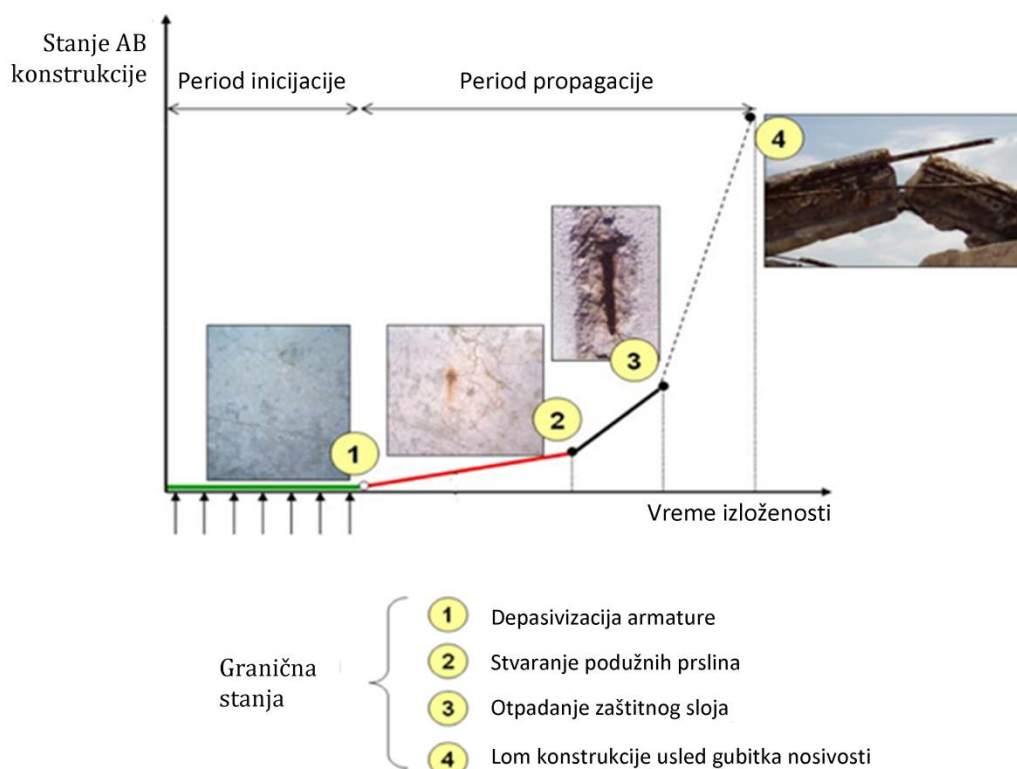
4. Karbonatizacija

ne definiše minimalni zaštitni sloj i maksimalni w/c odnos kao uslov trajnosti, već napon u armaturi koji zavisi od zaštitnog sloja betona i veličine naprezanja.

5. KOROZIJA ARMATURE

5.1. UVODNI DEO

Nakon izgradnje AB konstrukcija prolazi kroz dva razičita perioda: period inicijacije (depasivizacije) i period propagacije slika 5.1. Porni rastvor unutar betona predstavlja visoko alkalnu sredinu sa pH vrednošću blizu 13, što osigurava armaturi zaštitu od korozije pomoću tankog oksidnog sloja- pasivizacionog sloja (Papadakis i Fardis, 1989). Kada pH vrednost padne ispod 9 (depasivizacija), pasivizacioni sloj se degradira i stvaraju se preduslovi za početak korozije. Prisustvo prslina koje presecaju armaturu prekidaju pasivizacioni sloj i omogućavaju početak korozije i pre nego što se karbonatizacioni front uniformno približi ostatku armature. Razvoj korozije predstavlja period propagacije za AB konstrukcije. Tokom perioda propagacije produkti korozije izazivaju pojavu prslina u zaštitnom sloju betona, a zatim i njegovo otpadanje (slika 5.1). Kao posledica toga dolazi do gubitka adhezije između armature i betona, odnosno do dostizanja graničnog stanja nosivosti (ULS).



Slika 5. 1 Životni vek AB konstrukcija (fib-Bulletin 34, 2006)

Korozija armature u betonu je elektrohemijski proces. Rastvaranje gvožđa iz armature rezultuje gubitkom poprečnog preseka šipke koji može biti pretežno ravnomerno raspoređen po dužini i obimu šipke (uniformna korozija) ili pokazuje koncentraciju na lokalizovanim mestima (lokalna korozija). Efekti ova dva oblika korozionih oštećenja na gubitak nosivosti armature se razlikuju i biće detaljnije obrazloženi.

Uniformna korozija je obično povezana sa formiranjem smeđih oksida gvožđa koji zauzimaju veću zapreminu od osnovnog metala, dovode do povećanja obima šipke dok korodira, i do pucanja i eventualnog odlamanja zaštitnog sloja betona. Lokalna korozija je povezivana sa koncentracijom hlorida u blizini šipke, a ne sa karbonatizacijom. U lokalnoj koroziji, površina anode (gde dolazi do otapanja metala) može biti relativno mala. Jednom kada je korozija pokrenuta, rezultujuće električno polje privlači negativne jone prema lokalnom mestu nastanka korozije. Hidroliza proizvoda korozije uzrokuje smanjenje pH vrednosti. U nastalim slanim i kiselim uslovima može doći do vrlo brze korozije. Potreba za uravnoteženjem oslobađanja i potrošnje elektrona na anodi i katodi znači da će gustina struje, a time i brzina

5. Korozija armature

gubitka metala na anodi biti relativno visoka. Anodna i katodna mesta su razdvojena na od nekoliko desetina milimetara pa čak do metara, i mogu se razviti na jednoj šipki ili između različitih slojeva armature.

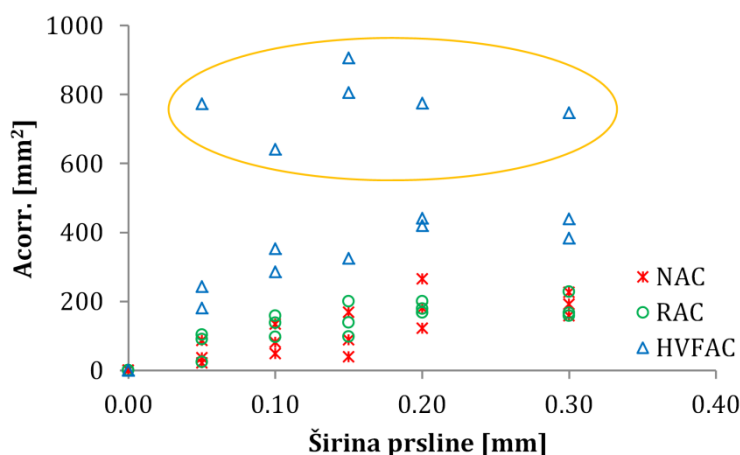
S obzirom da je snabdevanje kiseonikom ograničeno zbog prisustva zaštitnog sloja, proizvodi korozionih reakcija pokazuju manji stepen zapreminske ekspanzije (kao što je „smeđa rđa“), a tendencija da se zaštitni sloj betona odlomi je manja. Ekstremni gubitak prečnika armaturene šipke može se pojaviti bez spoljašnjih vizuelnih znakova pojave prslina, iako će smeđa boja na površini obično biti vidljiva. Međutim, lokalna mesta korozije se lako mogu detektovati metodom potencijala otvorenog kola (eng. *Half Cell Potential*) gde se pojavljuju kao jako negativan potencijal okružen gradijentom visokog potencijala. Lokalna korozija se može održati samo tamo gde je elektrootpornost betona niska.

U okviru ovog poglavlja prikazani su rezultati ispitivanja uticaja prslina na pojavu korozije armature izazvane karbonatizacijom. Analiziran je period propagacije korozije armature u isprskalim AB elementima. Prikazani su rezultati sopstvenih eksperimentalnih ispitivanja i izvršena je analiza tih rezultata primenom polu-probabilističkog modela iz literature za sve klase izloženosti prema EN 206 (CEN, 2011). Na kraju je na osnovu analitičke verifikacije odnosa napona u armaturi i širine prslina, za različite vrste betona, predloženo ograničenje napona u armaturi koji omogućava da celokupni upotrebnii vek (period inicijacije i propagacije) AB elemenata sa prslinama zadovolji propisane zahteve trajnosti.

5.2. REZULTATI SOPSTVENOG EXPERIMENTALNOG ISPITIVANJA

U ovom delu istraživanja prikazani su rezultati merenja korozije armaturene šipke nastale u uslovima ubrzane karbonatizacije tokom 28 dana ispitivanja. Površina korozije merena je uz pomoć plastične folije sa milimetarskom podelom. Folija je omotana oko armaturene šipke, a zatim je površina korozije preslikana na foliju. Nakon toga, oslikana folija je razmotana i pomoću mreže sa milimetarskom podelom sračunata je površina korozije.

Vrednosti merenja površine korozije na armaturnoj šipci ($A_{corr.}$) prikazani su na slici 5.2 za sve vrste ispitivanih betona (NAC, RAC i HVFAC). S obzirom da je armaturna šipka bila postavljena na zategnutoj strani uzorka, površina korozije je prikazana u funkciji širine prslina. Kao što je navedeno i u slučaju merenja dubine karbonatizacije, i ovde su uzorci podeljeni u tri serije, gde je unutar svake serije bio po jedan uzorak od svih unapred definisanih širina prslina. Ukupno je ispitano 18 šipki po jednoj vrsti betona.



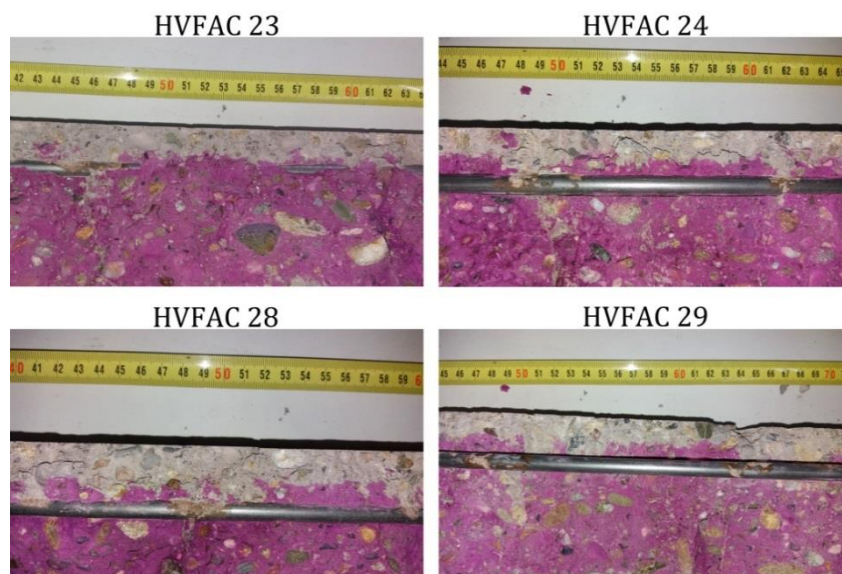
Slika 5. 2 Površina korozije u funkciji širine prslina

5. Korozija armature

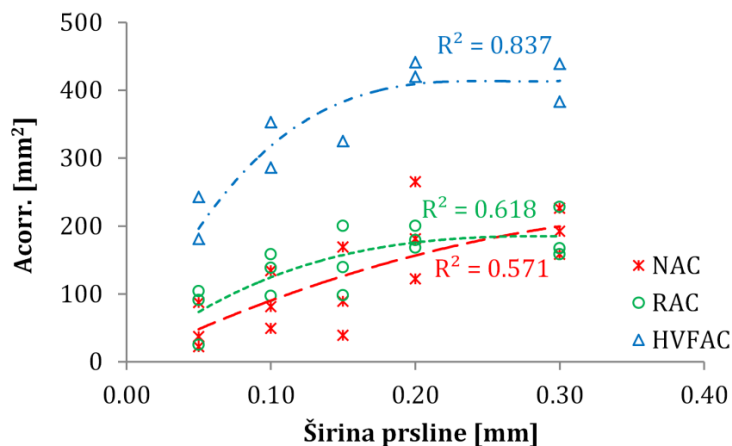
Sa porastom širine prsline rasla je i površina korozije na armaturnoj šipci, kod svih ispitivanih betona. Ova pojava je bila primetna do širine prsline od 0.20 mm, nakon čega je površina korozije ostala konstantna, bez obzira na dalje povećanje širine prsline. RAC uzorci sa prsline širine do 0.15 mm imali su u proseku 50% veću površinu korozije u poređenju sa NAC uzorcima. Sa daljim povećanjem širine prsline razlika između NAC i RAC uzoraka iznosila je 4%.

Na slici 5.2 se može videti da su u slučaju HVFAC uzoraka postojala odstupanja pojedinih rezultata. Ova odstupanja su uočena kod uzoraka HVFAC-8, HVFAC-22, HVFAC-23, HVFAC-24, HVFAC-28 i HVFAC-29 kod kojih je već konstatovana pojava sekundarne prsline. S obzirom da su na ovim uzorcima postojale najmanje dve prsline, korozija armature se javila na više mesta (slika 5.3). Ako se izuzmu ovi rezultati, HVFAC uzorci su imali preko 100% veću površinu korozije armature u poređenju sa RAC uzorcima, odnosno preko 200% veću površinu korozije u poređenju sa NAC uzorcima.

Kada se sa slike 5.2 izuzmu vrednosti HVFAC uzoraka sa dve ili više prsline, kako ne bi uticale na zavisnost površine korozije i širine prsline, dolazi se do zavisnosti između ove dve vrednosti (slika 5.4). Koeficijent determinacije prikazanih rezultata bio je 0.571 za NAC, dok je za RAC i HVFAC uzorke iznosio 0.618 odnosno 0.837, respektivno.



Slika 5. 3 Korozija armature HVFAC uzoraka sa dve prsline nakon 28 dana izloženosti 2% CO₂



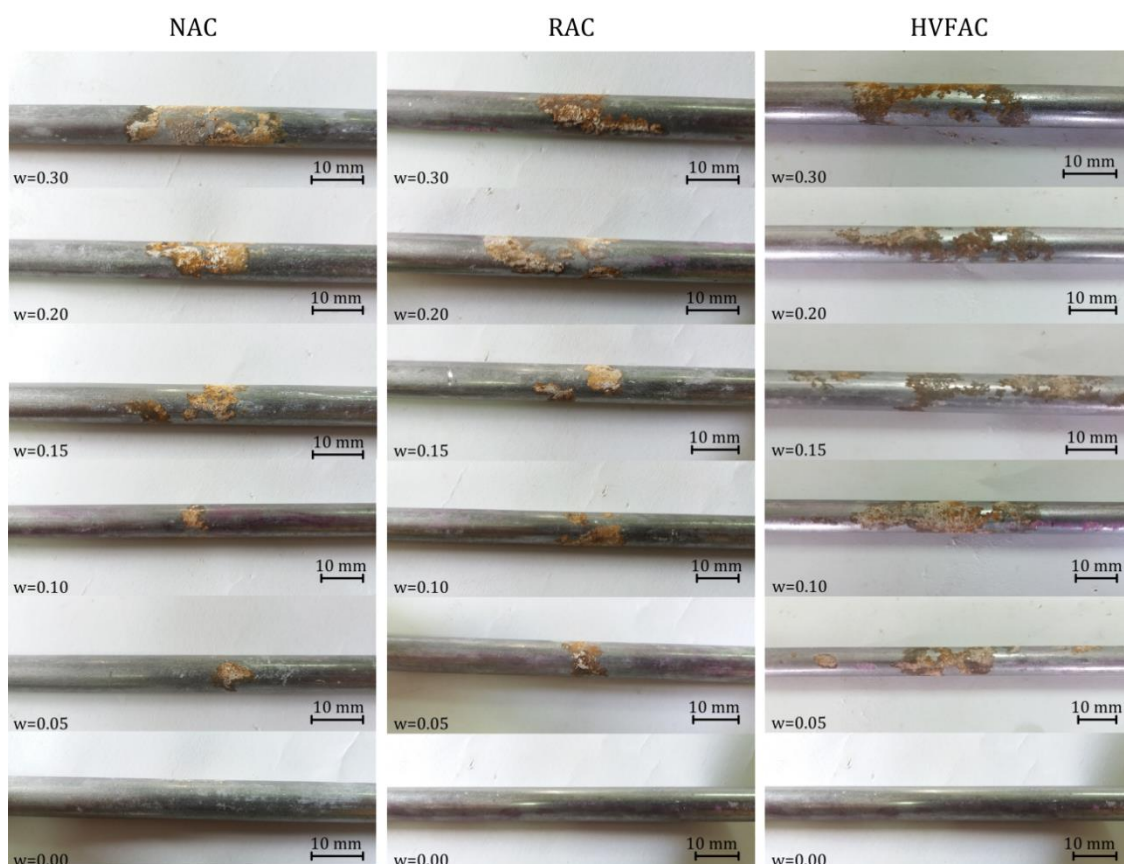
Slika 5. 4 Površina korozije armature u funkciji širine prsline za ispitivane betone

5. Korozijska armature

Prekidanjem pasivizacionog sloja (depasivizacijom armature ili pojavom prsline) stvaraju se preduslovi za početak korozijske. Međutim, dostupnost kiseonika i vlažnosti predstavljaju neophodne faktore za dalji razvoj i propagaciju korozijske tokom vremena. Sa povećanjem širine prsline generalno dolazi i do povećanja dostupnosti kiseonika i vlažnosti u okolini armaturene šipke. Prsline širine 0.20 mm predstavljala je dovoljno širok put za prodor kiseonika i vlage. Takođe, na spoju armature i betona može doći do pojave podužnog oštećenja u zoni prsline (Savija, 2014). Dalje povećanje prsline nije dovelo do povećanja dostupnosti ova dva parametra, pa je površina korozijske ostala ista.

Do širine od 0.20 mm, NAC uzorci su imali najmanju površinu korozijske (prosečno 30% manju u odnosu na RAC i preko 70% manju u odnosu na HVFAC). Daljim povećanjem širine gotovo da nije bilo razlike između NAC i RAC uzoraka (prosečno do 4%). Međutim, HVFAC uzorci su imali preko dva puta veću površinu korozijske u poređenju sa NAC i RAC uzorcima, bez obzira na širinu prsline. Iako karbonatizacija utiče na period depasivizacije (inicijacije), takođe može da utiče i na ubrzavanje procesa korozijske (posredno) kod HVFAC betona. Karbonatizacija HVFAC betona povećava poroznost i smanjuje elektrootpornost što dovodi do većeg stepena korozijske.

Pojava lokalne korozijske bila je prisutna kod svih uzoraka sa prsline, što se može i videti na slici 5.5. Međutim, kod neisprskalih uzoraka nakon 28 dana izloženosti nije primećen početak korozijske armature. Dubina karbonatizacije ovih uzoraka je bila približno 10-15 mm, u zavisnosti od vrste betona, odnosno manja od debljine zaštitnog sloja (20 mm). Kako bi se odredilo vreme potrebno da dođe do pojave korozijske kod neisprskalih uzoraka, uzorci su ostavljeni u komori za karbonatizaciju sve dok karbonatizacioni front nije dostigao dubinu na kojoj je bila armatura.



Slika 5. 5 Korozijska armature nakon 28 dana izloženosti 2% CO₂

5. Korozija armature

Kod neisprskalih uzoraka, korozija armature se javila tek nakon nekoliko meseci izloženosti 2% CO₂. Nakon svakih 28 dana vršeno je merenje dubine karbonatizacije. Kada je dubina dostigla 20 mm, uzorci su izvađeni iz komore. NAC uzorci su proveli 168 dana u komori, RAC 140 dana, a HVFAC uzorci 84 dana. Na svim ispitivanim uzorcima bila je vidljiva korozija armature nakon završetka ispitivanja.

Za razliku od uzoraka sa prslinama kod kojih se javila lokalna korozija, kod neisprskalih uzoraka došlo je do pojave uniformne (raspodeljenje) korozije kada je karbonatizacioni front dostigao dubinu armaturne šipke (slike 5.6-8). Međutim, ako se razmatra gubitak poprečnog preseka armaturne šipke, nema razlike u tipu korozije jer će obe vrste korozije dovesti do gubitka poprečnog preseka



Slika 5. 6 Korozija armaturne šipke izvađene iz neisprskalih NAC uzoraka nakon 168 dana izloženosti 2% CO₂



Slika 5. 7 Korozija armaturne šipke izvađene iz neisprskalih RAC uzoraka nakon 140 dana izloženosti 2% CO₂



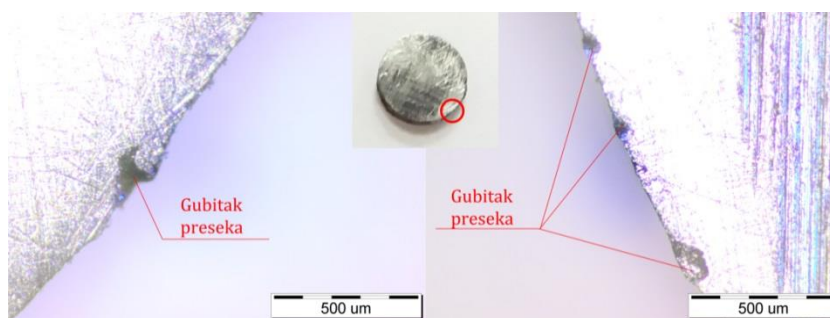
Slika 5. 8 Korozija armaturne šipke izvađene iz neisprskalih HVFAC uzoraka nakon 84 dana izloženosti 2% CO₂

Ukoliko bi se ovakvi uzorci našli u prirodnim uslovima izloženosti i pri koncentraciji CO₂ od 0.05% (vrednost preporučena u *fib-Model Code 2010*), vreme potrebno da se dostigne ista dubina karbonatizacije (približno 20 mm) može se sračunati na osnovu jednačine 4.4. Sračunato vreme u prirodnim uslovima izloženosti potrebno da se dostigne ista dubina karbonatizacije kao i u ubrzanim uslovima iznosilo je 18.4 godine za NAC, 15.3 godine za RAC i 9.2 godine za HVFAC uzorke. Ovo praktično znači da će se u AB konstrukcijama napravljenim od ispitivanih betona i sa debljinom zaštitnog sloja od 20 mm uniformna korozija pojaviti nakon ovog broja godina, za razliku od 3.1 godine koliko je potrebno da se pojavi korozija kod uzoraka sa prslinama. Važno je naglasiti da u slučaju korozije na mestu prsline javlja lokalna korozija umesto uniformne korozije duž šipke (slika 5.5). Sa druge strane, uzimajući u obzir da su prsline najčešće uniformno raspoređene u zoni maksimalnih naprezanja, lokalna korozija će se pojaviti na mestu svake prsline, kontinualno duž armaturne šipke.

5. Korozija armature

U slučaju poprečnih prslina koje nastaju kao posledica opterećenja, anoda se nalazi na mestu prslina, dok se katoda nalazi između prslina, gde vlaga i kiseonik moraju doći do ugrađenog čelika kroz zaštitni sloj kako bi se omogućio proces korozije. Razmak između poprečnih prslina utiče na koroziju armature u betonu (Shaikh, 2018). Sa smanjenjem razmaka između prslina smanjuje se veličina katodnih površina, čime se smanjuje brzina korozije (Peter i Raupach, 1997).

Površina korozije koristi se često kao kvalitativna ocena korozije armaturene šipke. Preciznija, kvantitativna, ocena korozije armature mogla bi se dati na osnovu merenja redukcije poprečnog preseka šipke. U cilju određivanja gubitka poprečnog preseka, armaturna šipka je isečena na slojeve debljine 1 mm, a zatim je površina poprečnog preseka posmatrana pod elektronskim mikroskopom (slika 5.9).



Slika 5. 9 Merenje gubitka poprečnog preseka pomoću elektronskog mikroskopa

Prosečan gubitak poprečnog preseka usled korozije ($A_{s,corr}$) u zavisnosti od širine prslina (w) prikazan je u tabeli 5.1. Može se videti da je sa povećanjem širine prslina došlo i do povećanja gubitka poprečnog preseka. Redukcija preseka se kretala od 0.05% do 0.13% za NAC, 0.07% do 0.15% za RAC i od 0.02% do 0.07% za HVFAC uzorke. Za sve širine prslina HVFAC uzorci su imali najmanji gubitak poprečnog preseka. HVFAC uzorci su imali do 56% manji gubitak poprečnog preseka u poređenju sa NAC uzorcima, bez obzira na širinu prslina. Razlike između RAC i NAC uzoraka bile su do 38% (u slučaju uzoraka sa širinom prslina 0.10 mm), samo što su RAC uzorci, za razliku od HVFAC, imali veći gubitak preseka u poređenju sa NAC. Za uzorke sa širim prslinama (0.20 mm i 0.30 mm) razlike između RAC i NAC uzoraka su bile do 13%.

Iako su HVFAC uzorci imali najveću površinu korozije armature, pokazali su i najveću otpornost na propagaciju korozije. Upotreba LP dovodi do povećanja otpornosti kroz povećanje elektrootpornosti (Polder, 2001), što smanjuje brzinu korozije. Prslina omogućava pojavu korozije, bez obzira na vrstu betona, ali je za njen dalji razvoj neophodna konstantna dostupnost kiseonika i vode na mestu između prslina (katode). S obzirom da upotreba LP smanjuje ovaj transport kroz neisprskali zaštitni sloj (Polder, 2001), dolazi do usporavanja reakcije korozije što rezultuje manjim gubitkom poprečnog preseka.

Važno je naglasiti da su ovi gubici ostvareni nakon 28 dana izloženosti ubrzanim karbonatizacionim uslovima pri vlažnosti vazduha $RH 65\pm 5\%$ i temperaturi $20\pm 2^\circ C$. Sličan trend je primetio i Shaikh (2018) analizirajući rezultate dostupne u literaturi. On je takođe ustanovio da kod prslina širine do 0.30 mm površina korozija armature raste sa povećanjem širine prslina. Očigledno je da će gubitak poprečnog preseka uticati na nosivost armature, a samim tim i nosivost čitavog AB konstruktivnog elementa (Andrade *i ost.*, 1991; Zhang, Lu i Li, 1995; Du, 2001). Pored nosivosti, lokalna korozija takođe utiče i na duktilnost armature (Du, 2001). Smanjenje duktilnosti se može pripisati neujednačenoj prirodi razvoja korozije.

5. Korozija armature

Tabela 5. 1 Gubici poprečnog preseka armature usled korozije nakon 28 dana

Beton	Širina prsline (mm)	$A_{s,corr.}$ ($\cdot 10^3 \mu m^2$)	d_{max} (μm)	Gubitak (%)
NAC	0.00	–	–	–
	0.05	25.48	124	0.051%
	0.10	18.84	108	0.037%
	0.15	49.43	134	0.098%
	0.20	54.90	150	0.109%
	0.30	66.33	176	0.132%
RAC	0.00	–	–	–
	0.05	35.60	92	0.071%
	0.10	30.68	176	0.061%
	0.15	63.23	196	0.126%
	0.20	56.94	181	0.113%
	0.30	76.32	286	0.152%
HVFAC	0.00	–	–	–
	0.05	11.04	41	0.022%
	0.10	12.12	48	0.024%
	0.15	23.60	48	0.047%
	0.20	32.14	98	0.064%
	0.30	34.31	96	0.068%

Modeli za gubitak nosivosti i duktilnosti su trenutno ograničeni na empirijske korelacije sa gubitkom preseka, izraženim kao procenat originalnog preseka (Lay i Schießl, 2003):

$$f_y = (1 - \alpha_y \cdot A_{s,corr}) \cdot f_{y,0} \quad (5.1)$$

$$f_u = (1 - \alpha_u \cdot A_{s,corr}) \cdot f_{u,0} \quad (5.2)$$

gde je:

f_y čvrstoća korodirane armature na granici razvlačenja (MPa),

f_u maksimalna čvrstoća korodirane armature (MPa),

$f_{y,0}$ čvrstoća nekorodirane armature na granici razvlačenja (MPa),

$f_{u,0}$ maksimalna čvrstoća nekorodirane armature (MPa),

$A_{s,corr}$ gubitak poprečnog preseka (-),

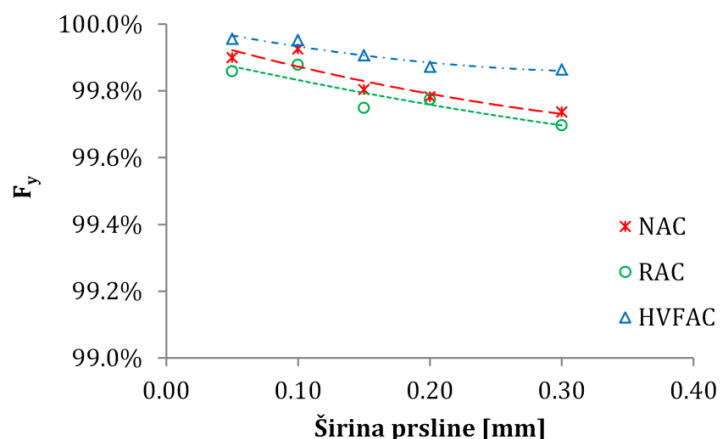
α_y, α_u regresioni koeficijenti (-).

Vrednosti regresionih koeficijenata (α_y, α_u) za slučaj izloženosti karbonatizaciji predložili su Zhang, Lu i Li (1995) i Du (2001). Ove vrednosti određene su u prirodnim uslovima i iznosile su 0.01 u oba slučaja. Uslovi ubrzane karbonatizacije ne predstavljaju i uslove ubrzane korozije–ubrzavanje procesa karbonatizacije utiče samo na smanjenje perioda inicijacije, ne i na ubrzavanje procesa korozije. Brzina korozione reakcije zavisi od dva glavna parametra: vlažnosti i kiseonika. S obzirom da su ova dva parametra tokom ubrzanog karbonatizacionog testa bila konstantna i u visini prirodnih vrednosti, proces korozije nije bio ubrzan.

Gubitak nosivosti armature može se sračunati ukoliko se poznaje gubitak poprečnog preseka armature. Rezidualna nosivost armature (F_y) može se sračunati koristeći jednačinu 5.1. Za usvojene regresione parametre gubitak nosivosti u procentima bio je duplo veći od gubitka

5. Korozija armature

poprečnog preseka (slika 5.10). Slika 5.10 prikazuje trend gubitka nosivosti za različite vrste ispitivanih betona, s obzirom da je vreme izloženosti agresivnim uticajima bilo malo.



Slika 5. 10 Rezidualna nosivost armature (F_y) u funkciji širine prsline (w)

U slučaju graničnog stanja nosivosti potrebno je definisati kritični gubitak poprečnog preseka armature uzrokovanog korozijom koji dovodi do gubitka nosivosti. Ova vrednost u slučaju armature za savijanje iznosi 25%, odnosno 15% u slučaju armature za smicanje (fib-Bulletin 34, 2006). Iako je ostvareni gubitak poprečnog preseka tokom eksperimentalnog ispitivanja bio mali (200 puta manji od granične vrednosti), ne treba zaboraviti činjenicu da je to ostvareno nakon samo 28 dana izloženosti umerenoj vlažnosti vazduha ($65\pm 5\%$). Analiza posledica pojave korozije tokom vremena u uslovima koje EN 1992-1-1 (2015) definiše kao uslove izloženosti karbonatizaciji biće obavljena u nastavku.

Nakon što dođe do depasivizacije armature, korozija može početi i dalja brzina reakcije zavisice od dostupnosti kiseonika i vlage oko armaturne šipke. S obzirom da prslina predstavlja put za vodu i kiseonik do kontaktne površine između betona i armature, korozija armature će se nastaviti na mestu prsline tokom vremena. Zbog toga je neophodno analizirati period propagacije korozije u AB elementima.

5.3. ODREĐIVANJE PERIODA PROPAGACIJE

Kao što je već naglašeno, korozija armature može da uzrokuje pucanje i otpadanje zaštitnog sloja betona kroz povećanje produkata korozije koji su veće zapremine u odnosu na zapreminu čelika od kog su nastali. Da bi se odredio upotrebnii vek konstrukcije, potrebno je modelirati kompletan proces koji se obično sastoji od perioda inicijacije i propagacije korozije. Ovo je neophodno jer pojedini parametri mogu imati suprotan uticaj na trajanje bilo koje faze. Na primer, sa porastom relativne vlažnosti, vreme do inicijacije (depasivizacije) će se povećati, jer je proces karbonatizacije usporen. Ipak, povećana relativna vlažnost dovodi do smanjenja elektrootpornosti, a time i do povećanja brzine korozije tokom faze propagacije. Dakle, mora postojati raspon relativne vlažnosti za koji je upotrebnii vek armiranobetonskog elementa minimalan.

Procena perioda propagacije korozije nakon depasivizacije obavljena je polu-probabilističkim pristupom koji je predložen u okviru projekta *DuraCrete* (1998-2000). Polu-probabilistička granična funkcija za period propagacije korozije omogućava procenu vremena do formiranja neprihvatljivih oštećenja zaštitnog sloja u SLS (eng. *Serviceability Limit State*) izazvanih korozijom armature. Ovo neprihvatljivo oštećenje je povezano sa kritičnom širinom podužne prsline (w_{cr}) od 1.0 mm, koja označava početak pucanja zaštitnog sloja betona (*DuraCrete*, 2000). Treba napomenuti da ova vrednost predstavlja situaciju u kojoj se smatra da zaštitni

5. Korozija armature

sloj više ne doprinosi zaštiti armature od atmosferskih uticaja. Širina prsline takođe zavisi i od razmaka između šipki, debljine i kvaliteta zaštitnog sloja (čvrstoća na zatezanje). Granična funkcija (jednačina 5.3) predstavlja verovatnoću da projektna vrednost stvarne širine prsline u određenom vremenskom periodu (w^d) dostigne kritičnu širinu prsline (DuraCrete, 2000):

$$g(t) = w_{cr} - w^d = w_{cr} - (w_0 + b^c \cdot \gamma_b \cdot (p_d - p_0^d)) \quad (5.3)$$

gde je:

- w_0 širina početne vidljive podužne prsline nastale usled pojave korozije (0.05 mm),
- b^c karakteristična vrednost parametra koji određuje položaj armature, za gornju zonu: 0.0086 mm/ μm ; za donju zonu: 0.0104 mm/ μm , kao što je definisano u (DuraCrete, 2000),
- γ_b parcijalni koeficijent sigurnosti koji u slučaju normalnih troškova ublažavanja rizika u odnosu na troškove popravke iznosi 1.40,
- p_d projektovana vrednost nastale dubine korozije armature (μm),
- p_0^d projektovana vrednost dubine korozije neophodne za nastajanje podužne prsline (μm).

Formiranje prsline usled korozije armature uglavnom zavisi od debljine zaštitnog sloj, prečnika armature i čvrstoće betona na zatezanje. Na osnovu ovoga može se sračunati parametar p_0^d (DuraCrete, 2000):

$$p_0^d = a_1 + a_2 \cdot \frac{c - \Delta c}{\emptyset} + a_3 \cdot f_{ct,sp}^d \quad (5.4)$$

Vrednosti zaštitnog sloja (c) za klase izloženosti karbonatizaciji definisane su u tabeli 4.13. Standardna devijacija zaštitnog sloja (Δc) zavisi od troškova ublažavanja rizika u odnosu na troškove popravke. Za normalni odnos troškova može se pretpostaviti vrednost od 14 mm (DuraCrete, 2000). Prečnik armature (\emptyset) u ovom istraživanju je iznosio 8 mm. U skladu sa *DuraCrete* (1998-2000), parametri regresije a_1 , a_2 i a_3 iznosili su 74.4 μm , 7.3 μm i -17.4 $\mu\text{m}/\text{MPa}$, respektivno. U okviru jednačine 5.4, projektovana vrednost čvrstoće betona na zatezanje cepanjem ($f_{ct,sp}^d$) je parametar koji treba kvantifikovati eksperimentalno. Vrednosti čvrstoće pri zatezanju savijanjem određena je eksperimentalno u delu 3.2.4, tabela 3.12. Veza između čvrstoće pri zatezanju savijanjem i cepanjem definisana je na sledeći način:

$$f_{ct,sp} = \frac{0.06h^{0.7}}{1 + 0.06h^{0.7}} f_{ct,fl} \quad (5.5)$$

gde je:

- h visina uzorka na kojoj je ispitivana čvrstoća pri zatezanju savijanjem (120 mm).

Na osnovu jednačine 5.5 i izmerenih vrednosti datih u tabeli 3.12 mogu se odrediti srednja vrednost (μ) i standardna devijacija (σ) čvrstoće pri zatezanju savijanjem za sve vrste ispitivanih betona (tabela 5.2). Karakteristična vrednost određuje se kao 5% fraktil na osnovu parametara raspodele (srednje vrednosti i standardne devijacije). U skladu sa *DuraCrete* (1998-2000), karakteristična čvrstoća pri zatezanju je prihvaćena kao projektna vrednost $f_{tc,sp}^d$.

Vrednost nastale dubine korozije uglavnom je kontrolisana brzinom korozije armaturnog čelika kada je došlo do depasivizacije. Vrednost ovog parametra definisana je na sledeći način:

5. Korozija armature

$$p^d = V^d \cdot w_t \cdot (t - t_i^d) \quad (5.6)$$

gde je:

V^d stepen korozije ($\mu\text{m}/\text{godina}$),

w_t koeficijent relativne vlažnosti (-),

t vreme do pojave neprihvatljivih oštećenja od korozije (godina),

t_i^d vreme depasivizacije (godina).

Tabela 5. 2 Čvrstoća pri zatezanju cepanjem betona negovanih 7 dana

Beton	μ (MPa)	σ (MPa)	$f_{ct,sp}$ (MPa)
NAC	3.79	0.44	3.07
RAC	3.79	0.17	3.51
HVFAC	3.28	0.13	3.07

Koeficijent relativne vlažnosti (w_t) definisan je u *DuraCrete* (1998-2000) na osnovu uslova relativne vlažnosti sredine. U suvoj sredini (klasa izloženosti XC1) neće doći do pojave korozije usled nedostatka jednog od dva glavna parametra koji utiču na razvoj korozije (vlažnosti). Slična je situacija i sa potpuno vlažnom sredinom u kojoj je dostupnost kiseonika ograničena. U zavisnosti od relativne vlažnosti sredine w_t iznosi 1.0 za klasu XC2, 0.5 za klasu XC3 i 0.75 za klasu XC4.

Iako bi se stepen korozije (V^d) mogao meriti eksperimentalno, model se oslanja na svoju vezu između brzine korozije i elektrootpornosti betona, što su definisali Andrade i Arteaga (1998) i dopunili Nilsson i Gehlen (1998):

$$V^d = \frac{m_0}{\rho^c} \cdot \alpha^c \cdot F_{cl}^c \cdot \gamma_V \quad (5.7)$$

gde je:

m_0 konstanta za vezu stepena korozije i elektrootpornosti, iznosi 882 ($\mu\text{m} \cdot \Omega\text{m}/\text{godina}$),

α^c koeficijent koji uzima u obzir lokalnu koroziju (=2.0 za sredinu bez hlorida),

F_{cl}^c karakteristična vrednost korozije izazvane hloridima (=1.0 za sredinu bez hlorida),

γ_V parcijalni koeficijent sigurnosti koji u slučaju normalnih troškova ublažavanja rizika u odnosu na troškove popravke iznosi 1.40 (-),

ρ^c karakteristična vrednost elektrootpornosti (Ωm).

Karakteristična vrednost elektrootpornosti (ρ^c) može se sračunati na sledeći način

$$\rho^c = \rho_0^c \left(\frac{t_{hydr}}{t_0} \right)^{n_{res}^c} \cdot k_{c,res}^c \cdot k_{T,res}^c \cdot k_{RH,res}^c \cdot k_{cl,res}^c \quad (5.8)$$

gde je:

ρ_0^c karakteristična vrednost potencijalnog elektrolitičkog otpora (Ωm),

t_0 starost betona u trenutku merenja elektro otpornosti (godina),

t_{hydr} starost betona koja odgovara kraju hidratacije (1 godina),

n_{res}^c koeficijent elektrolitičkog otpora (-),

$k_{c,res}^c$ karakteristična vrednost faktora nege (=1.0),

5. Korozija armature

$k_{T,res}^c$ karakteristična vrednost uticaja temperature na otpornost (-),

$k_{RH,res}^c$ karakteristična vrednost uticaja vlage na otpornost (-),

$k_{cl,res}^c$ karakteristična vrednost uticaja prisustva hlorida na otpornost (=1.0 za sredinu bez prisustva hlorida).

Elektrootpornost betona merena je pri starosti od 28 dana (0.0767 godina). Prema DuraCrete (1998-2000) koeficijent elektrolitičkog otpora (n_{res}^c) zavisi od vrste veziva i za cementne betone iznosi 0.23, dok za betone sa LP iznosi 0.62. Koeficijent uticaja relativne vlažnosti sredine na otpornost ($k_{RH,res}^c$) zavisi od vrste relativne vlažnosti (DuraCrete, 2000) i za pretpostavljene vlažnosti za pojedine klase izloženosti iznosi 7.58 za klasu XC1, 3.18 za klasu XC2, 6.45 za klasu XC3 i 1.08 za klasu XC4. Koeficijent uticaja temperature na otpornost ($k_{T,res}^c$) može se sračunati na sledeći način:

$$k_{T,res}^c = \frac{1}{1 + K^c(T - 20)} \quad (5.9)$$

gde je:

K^c karakteristična vrednost uticaja temperature (= 0.025 °C⁻¹ za temperature manje od 20°C),

T prosečna temperatura (°C).

Prosečna godišnja temperatura u Srbiji za područja do 300 mm prema podacima Republičkog hidrometereološkog zavoda (RHMZ, 2019) iznosila je 10.9°C.

Ispitivanje elektrootpornosti izvršeno je prema preporukama datim u *DuraCrete - Final Technical Report* (2000). U tu svrhu korišćena je metoda sa dve elektrode (*Two-Electrode Method-TEM*). Postupak se sastoji od prolaska jednosmerne struje konstantnog napona između dve elektrode od nerđajućeg čelika u kontaktu s betonom i merenjem rezultujuće jačine struje (slika 5.11). Kao izvor napajanja konstantnog napona korišćen je uređaj *Owon ODP 3232* sa mogućnošću podešavanja izlaznog napona do 60 V i maksimalnom jačinom struje od 2 A.



Slika 5.11 Ispitivanje elektrootpornosti

Sa poznatom jačinom struje i naponom, može se odrediti otpor (R_{TEM}) betona. Odgovarajuća zapreminska otpornost (ρ_{TEM}) je svojstvo materijala koje je nezavisno od geometrije uzorka (Polder, 2001). Kao što se može videti u jednačini 5.10, njena merna jedinica je otpor pomnožen sa dužinom (Ωm).

$$\rho_{TEM} = R_{TEM} \cdot \frac{A}{l} = \frac{U}{I} \cdot \frac{A}{l} \quad (5.10)$$

gde je,

U napon (V),

I jačina struje (A),

5. Korozija armature

A površina preseka uzorka koji se ispituje (m^2),

l dužina uzorka (m).

Uzorci su negovani u vodi do dana testiranja u skladu sa preporukama definisanim u izveštaju *DuraCrete* (DuraCrete, 2000). U tabeli 5.3 prikazani su rezultati merenja elektrootpornosti tokom vremena.

Sve izmerene otpornosti su u skladu sa vrednostima otpornosti koji se mogu pronaći u literaturi (Lay i Schießl, 2003; Van den Heede, 2014). Prema Polder (2001) i Bertolini *i ost.* (2013) otpornost betona može varirati u širokom rasponu od 10 do $10^5 \Omega m$. NAC i RAC uzorci imali su sličnu elektrootpornost u svim vremenskim intervalima. Najveću otpornost imali su HVFAC uzorci, čija je otpornost bila i preko dva puta veća u odnosu na NAC i RAC uzorke. Parametri koji utiču na elektrootponost su sadržaj vlage u betonu i sastav betona. Budući da je predkondicioniranje uzoraka trebalo da obezbedi sličan sadržaj vlage za sve ispitivane uzorke, uočene razlike u otpornosti potiču od razlika u sastavu betona. Rezultati su, dakle, u skladu sa zaključcima iz literature: upotreba reaktivnih materijala koji smanjuju poroznost (poput LP) dovodi do povećanja elektrootpornosti (Polder, 2001). Može se videti da su svi uzorci imali porast elektrootpornosti tokom vremena, zbog porasta stepena hidratacije, a samim tim i smanjenja poroznosti. Sa povećanjem poroznosti struja može lakše da prolazi uz pomoć jona rastvorenih u porama betona. Obrnuto, sa smanjem poroznosti dolazi do otežavanja prolaska struje. Kao posledica ovoga doći će do rasta otpornosti (Polder, 2001). Međutim, najveću porast imali su HVFAC uzorci. Razlog je bila pucolanska reakcija koja se kod HVFAC betona odvija tokom vremena, smanjujući pri tome poroznost. Iako su sve tri vrste betona imali slične fizičko-mehaničke karakteristike, njihova elektrootpornost je bila drastično različita kada se poredi betoni sa LP i cementni betoni bez obzira na vrstu agregata.

Tabela 5. 3 Vrednosti zapreminskih elektrootpornosti tokom vremena

Beton	$\rho_{TEM} (\Omega m)$			
	14 dana	28 dana	90 dana	365 dana
NAC	65.9	79.5	110.3	120.3
	70.1	78.7	109.8	121.4
	70.2	76.6	104.4	120.2
μ	69.4	78.3	108.2	120.6
σ	3.2	1.5	3.3	0.7
RAC	62.5	82.6	110.1	119.5
	67.2	74.4	109.7	112.9
	60.4	79.5	107.7	108.7
μ	63.3	78.8	109.2	113.7
σ	3.5	4.1	1.3	5.4
HVFAC	114.6	169.2	205.0	248.3
	114.7	162.4	202.6	276.5
	114.7	169.0	212.4	262.8
μ	114.7	166.8	206.6	262.5
σ	0.1	3.9	5.1	14.1

Elektrolitički otpor (ρ_{o^c}) betona je eksperimentalni ulazni parametar za model, određen standardizovanom metodom ispitivanja. Karakteristična vrednost potencijalne elektrolitičke otpornosti odgovara 5% fraktilu predviđene (normalne) raspodele izmerenih vrednosti prikazanih u tabeli 5.3. Karakteristične vrednosti za ispitane betone prikazane su u tabeli 5.4. Tabela 5.5 daje sumarni pregled svih ulaznih parametara potrebnih za procenu vremena

5. Korozija armature

propagacije korozije, tj. vremena do pojave neprihvatljivih oštećenja betona, na osnovu polu-probabilističke metode.

Tabela 5. 4 Karakteristična vrednost elektrolitičkog otpora (ρ_o^c) betona tokom vremena

Beton	ρ_o^c (Ωm)			
	14 dana	28 dana	90 dana	365 dana
NAC	64.1	75.8	102.8	119.4
RAC	57.5	72.1	107.1	104.8
HVFAC	114.5	160.4	198.2	239.3

Pojedini ulazni parametri modela (n_{res^c} i k_{RH, res^c}), nisu definisani u DuraCrete (1998-2000) za sve vrste veziva (LP, silikatna prašina, itd.). U slučaju HVFAC betona usvojena je vrednost koeficijenta n_{res^c} propisana za betone sa LP (= 0.62). Za vrednosti faktora vlažnosti k_{RH, res^c} , za sve tri vrste betona usvojene su propisane vrednosti za NAC beton (koje su gotovo identične onima za betone sa zgurom). U teoriji, vreme potrebno za depasivaciju armature je takođe ulazni parametar modela. Međutim, budući da je ovaj parametar nezavisan i da se može izolovati, njegova polu-probabilistička kvantifikacija zapravo nije potrebna za određivanje perioda propagacije korozije.

Tabela 5. 5 Kvantifikacija ulaznih parametara modela za polu probabilističku procenu perioda propagacije korozije

Parametar	Vrednost	Parametar	Vrednost
w_{cr} (mm)	1.0	m_o ($\mu m \cdot \Omega m / god$)	882
w_o (mm)	0.05	α^c (-)	2.0
b^c (mm/ μm)	0.0104	F_{cl}^c (-)	1.0
γ_b (-)	1.40	γ_V (-)	1.40
c (mm)	(XC1) 25 (45*) (XC2) 35 (68*) (XC3) 35 (72*) (XC4) 40 (71*)	ρ_o^c (Ωm)	Tabela 5.4
Δc (mm)	14	t_{hydr} (godina)	1.0
\emptyset (mm)	8	t_o (godina)	0.0767
$f_{ct,sp}^d$	Tabela 5.2	$n_{res^c, NAC, RAC}$ (-)	0.23
a_1	74.4	$n_{res^c, HVFAC}$ (-)	0.62
a_2	7.3	k_{c, res^c} (-)	1.0
a_3	-17.4	T ($^{\circ}C$)	10.9
w_t (-)	(XC1) 0.0 (XC2) 1.00 (XC3) 0.50 (XC4) 0.75	K^c ($^{\circ}C^{-1}$)	0.025
		k_{cl, res^c} (-)	1.0
		k_{RH, res^c} (-)	(XC1) 7.58 (XC2) 3.18 (XC3) 6.45 (XC4) 1.08

* Vrednosti definisane za HVFAC betone

Sračunati periodi propagacije za različite vrste betona i klase izloženosti prikazani su u tabeli 5.6. Kao što je već naglašeno, za uslove niske vlažnosti vazduha (klasa izloženosti XC1) nema opasnosti da će doći do pojave korozije armature, s obzirom na odsustvo jednog od dva glavna uzročnika korozije – vlažnosti. Sa druge strane u potpuno potopljenom betonu, dostupnost drugog uzročnika korozije, kiseonika, je ograničeno.

Rezultati ukazuju da je nakon depasivacije armature izazvanog karbonatizacijom trebalo da prođe dosta vremena pre nego što se pojave prsline širine 1 mm. S povećanjem vlažnosti sredine smanjuje se period propagacije. U slučaju umerene vlažnosti vazduha (65%) period propagacije je bio blizu 100 godina za NAC i RAC betone, dok je za HVFAC bio i preko 700

5. Korozija armature

godina. Najmanje periode propagacije imale su klase izloženosti XC2 i XC4, kod kojih je prisutna velika vlažnost sredine ili ciklusi vlaženja i sušenja betona. U slučaju klase XC2 period propagacije je iznosio 24 godine za NAC, 21 godinu za RAC i 178 godina za HVFAC uzorke. Vrednost perioda propagacije za uslove cikličnog vlaženja i sušenja (klasa izloženosti XC4) iznosio je svega 10 godina za NAC i RAC betone, odnosno 82 godine za HVFAC.

Tabela 5. 6 Proračunske vrednosti perioda propagacije za različite vrste betona i klase izloženosti

Beton	t_p (godina)			
	XC1	XC2	XC3	XC4
NAC	∞	24	97	11
RAC	∞	21	86	10
HVFAC	∞	178	740	82

Primetno je da su periodi propagacije HVFAC uzoraka bili za red veličine veći u odnosu na NAC i RAC uzorke. Veći period propagacije je direktna posledica veće elektrootpornosti HVFAC betona u poređenju sa ostalim ispitivanim betonima. Brzina korozije armature (u $\mu\text{m}/\text{godišnje}$) za koju se veruje da je obrnuto proporcionalna elektrootpornosti je u tom slučaju niska. Kao posledica toga, potrebno je više vremena pre nego što korozija armature može izazvati prsline. Veći zaštitni slojevi primenjeni kod HVFAC betona u poređenju sa NAC i RAC (tabela 4.8) takođe su doprineli većim periodima propagacije. Veći zaštitni sloj povećava vreme potrebno da se formira prslina širine 1 mm koja će dovesti do njegovog otpadanja. Sračunata vremena propagacije HVFAC betona su u suprotnosti sa prikazanim experimentalnim rezultatima. Period propagacije koji je za red veličine veći u odnosu na ostale betone ne potvrđuju merenja gubitka poprečnog preseka koja su vršena. Gubitak poprečnog preseka armature usled korozije u slučaju HVFAC uzoraka jeste bio manji u poređenju sa NAC i RAC, ali ta razlika nije bila izražena u tolikoj meri. Iako je gubitak preseka HVFAC uzoraka bio približno 50% manji u odnosu na NAC uzorke, to ne oslikava ovako veliku razliku u vremenu propagacije. Zbog toga je neophodna detaljnija provera i eventualna modifikacija modela propagacije korozije kod HVFAC betona, što je potrebno obuhvatiti budućim eksperimentalnim istraživanjima.

S obzirom na rezultate prikazane u tabeli 5.6, jasno je da se fokusiranjem samo na period inicijacije korozije za klase izloženosti XC2 i XC3 značajno potcenjuje ukupni upotrebnii vek AB konstrukcija. To je naročito izraženo u slučaju betona sa visokim sadržajem LP. Uzimanje u obzir ograničenog perioda propagacije koji neće dovesti do oštećenja koje bi ugrozile upotrebljivost ili nosivost AB konstrukcija može predstavljati obećavajuće rešenje. Zbog toga je u uslovima izloženosti karbonatizaciji potrebno razmotriti i period inicijacije i period propagacije da bi se dobila tačna slika o celokupnom upotrebnom veku konstrukcije.

Ako se sagleda granična funkcija (jednačina 5.3) prisustvo prslina izazvanih opterećenjem ne utiče na razvoj korozije, već samo na smanjenje perioda inicijacije. Korozija armature dovodi do formiranja podužnih prslina i odlamanja zaštitnog sloja. Međutim, prsline koje su nastale od opterećenja su poprečne prsline koje ne utiču na formiranje podužnih prslina usled korozije. Period propagacije zavisi samo od vrste betona i klase izloženosti, ne i od širine prsline. Međutim, eksperimentalno je pokazano da poprečne prsline utiču na razvoj korozije armature na mestu prsline. Isto je primetio i Shaikh (2018) analizirajući rezultate dostupne u literaturi za prsline do 0.30 mm širine. Za određivanje uticaja širine poprečne prsline na stepen korozije (V^d) u uslovima izloženosti karbonatizaciji potrebno je ipak sprovesti dugotrajni test izloženosti prirodnim islovima. Jedino na taj način se može uspostaviti veza između stepena korozije ($\mu\text{m}/\text{godina}$) i širine prsline. Takođe, na stepen korozije armature pored širine prsline utiče i međusobni razmak između prslina (Peter i Raupach, 1997). Prema

tome, postoji nekoliko parametara čiji je uticaj potrebno ispitati. Ovo eksperimentalno ispitivanje nije sprovedeno u okviru doktorske disertacije.

Sa druge strane, podužne prsline paralelne sa armaturnim šipkama koje nastaju kao posledica korozije opasnije su od poprečnih prsline jer omogućavaju lakši pristup vlage i kiseonika duž čitave šipke i na taj način ubrzavaju dalji razvoj korozije. U slučaju poprečnih prsline, katoda se nalazi između prsline, gde vlaga i kiseonik moraju doći do armature kroz zaštitni sloj betona kako bi se omogućio proces korozije. Formiranju podužnih prsline koje nastaju kao posledica korozije prethodi formiranje poprečnih prsline koje nastaju kao posledica opterećenja. Poprečne prsline utiče na razvoj korozije do trenutka nastanka podužnih prsline, koje očigledno mogu značajnije skratiti upotrebnog vek AB konstrukcija u poređenju sa poprečnim prsline (Shaikh, 2018). Zbog svega navedenog, u nastavku će se za period propagacije koristiti rezultati iz tabele 5.6 koji su sračunati nezavisno od širine poprečne prsline.

Sračunati period propagacije NAC, RAC i HVFAC betona za različite klase izloženosti dodaje se na period inicijacije, koji zavisi od pojave prsline i njene širine, i na taj način se dobija vreme do formiranja podužnih prsline širine 1 mm. Ovo vreme se može smatrati celokupnim upotrebnim vekom konstrukcije nakon kojeg je potrebno sprovesti sanacione mere. S obzirom da širina prsline utiče na celokupni upotrebnog vek konstrukcije (kroz smanjenje perioda inicijacije) potrebno je dalje analizirati njen uticaj na trajnost.

5.4. ANALIZA OGRANIČENJA NAPONA ZATEZANJA U ARMATURI

Period propagacije može postati važan deo celokupnog ukupnog upotrebnog veka konstrukcija (Stefanoni, Angst i Elsener, 2018). Pre analize celokupnog upotrebnog veka potrebno je sagledati kakva oštećenja tokom propagacije korozije armature nastaju u AB konstrukcijama. Sve prsline tokom ovog eksperimentalnog istraživanja nastale su kao posledica savijanja i presecale su armaturu. Prema pristupu koji je definisan standardom EN 1992-1-1 (CEN, 2015), rezultati ovog istraživanja doveli bi do zaključka da je upotrebnog vek dostignut u ranoj fazi izlaganja čak i pri veoma uskim prsline (0.05 mm). Očigledno je neophodan drugačiji pristup u cilju analize uticaja prsline na koroziju izazvanu karbonatizacijom i odgovarajući upotrebnog vek AB konstrukcija.

U daljim interpretacijama treba razlikovati period propagacije u neisprskalom betonu i lokalizovani period propagacije u isprskalom betonu, posebno kada postoje prsline koje presecaju armaturu. Iako je došlo do depasivizacije na mestu prsline, pasivizacioni sloj je još uvek prisutan u neisprskalom delu između prsline. Taj trenutak se označava kao početak perioda propagacije. Prema tome, dva različita tipa korozije se mogu razlikovati u isprskalim AB konstrukcijama, lokalna i uniformna. Na osnovu eksperimentalnih ispitivanja zaključeno je da se lokalna depasivizacija armature na mestu prsline može javiti u roku od nekoliko meseci, ili godina, izloženosti prirodnim uslovima, ali to ne znači nužno da je dostignut upotrebnog vek tog AB elementa. Ovo dovodi do zaključka da bi ograničeni lokalizovani nivo oštećenja mogao da bude dozvoljen unutar željenog upotrebnog veka. Određivanje tačnog nivoa neprihvatljivog gubitka poprečnog preseka nije bio cilj ovog eksperimentnog istraživanja, ali da bi ostali na strani sigurnosti, trebalo bi u graničnom stanju upotrebljivosti dozvoliti nizak nivo lokalnog smanjenja poprečnog preseka armature ili ograničiti širinu prsline nastale usled korozije.

U slučaju uniformne korozije, koja se javlja u neisprskalom delu betonskog elementa, osim smanjenja prečnika šipke, javlja se i gubitak adhezije. Depasivizacija armature će se desiti kada karbonatizacioni front, voda i kiseonik prodru kroz neoštećeni deo zaštitnog sloja sve do armature. Depasivizaciju armature u neisprskalom delu između prsline treba smatrati

5. Korozija armature

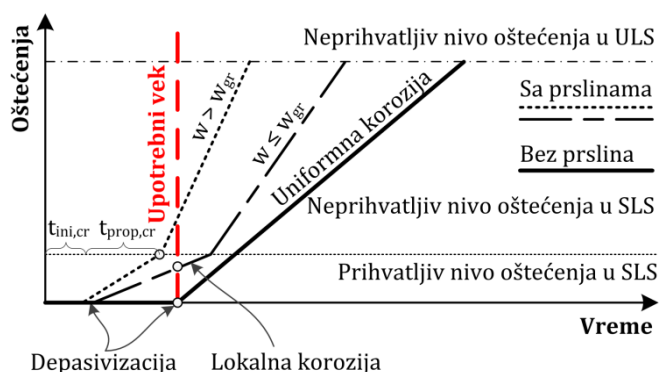
graničnim stanjem koje određuje kraj upotrebnoeg veka AB elementa, zbog činjenice da je karbonatizacioni front dosegao armaturu, i da su stvoreni preduslovi za razvoj uniforme korozije duž šipke. Ovakav pristup je usvojen i u standardima (fib-Model Code, 2010; CEN, 2015).

Prema konceptu proračuna upotrebnoeg veka, AB konstrukcija mora ispunjavati zahteve za koji se ne očekuju nikakve ili ograničene sanacione intervencije na konstrukciji tokom određenog vremenskog perioda. U prisustvu prslina, koje su uglavnom prisutne u svakodnevnoj praksi, oštećenja od korozije mogu se javiti lokalno na veoma malom prostoru. Da bi se održao na prihvatljivo niskom nivou, potrebna su ograničenja u pogledu oštećenja na nivou armature da bi se dostigao željeni upotrebni vek.

Većina standarda u cilju sprečavanja oštećenja na konstrukcijama tokom upotrebnoeg veka ograničava površinsku širinu prsline i propisuje minimalni zaštitni sloj, bez jasnog koncepta koji bi stajao iza toga. Očigledno je da širina površinske prsline ne treba da bude jedini parametar koji može biti povezan sa korozijom armature. Mnogo je korisnije, a i dovoljno pouzdano, da se maksimalni napon u armaturi koristi kao moguće ograničenje u pogledu uticaja prsline izazvanih opterećenjem na razvoj korozije armature. Pored toga, maksimalni napon u armaturi direktno određuje oštećenja betona na nivou armature, dok je maksimalna širina površinske prsline posledica interakcije maksimalnog naprezanja, adhezije, razmaka između prsline, razvoja mikroprsline i zaštitnog sloja.

Za klasu izloženosti XC1 nakon depasivizacije armature nema opasnosti od propagacije korozije kao što je i pokazano u prethodnom delu. Iako je na mestu prsline došlo do lokalne depasivizacije armature, usled niske vlažnosti doći će do razvoja vrlo spore korozije. Prema tome, nema potrebe ograničavati prsline ili napon u armaturi sa stanovišta otpornosti na karbonatizaciju. Sa druge strane, kod ostalih klasa izloženosti pokazano je da dolazi do pojave oštećenja usled razvoja korozije u zavisnosti od vlažnosti sredine.

U slučaju isprskalnih uzoraka potrebno je sagledati celokupni upotrebni vek koji se sastoji od perioda inicijacije i propagacije do nivoa prihvatljivih oštećenja (slika 5.12). Nivo prihvatljivih lokalnih oštećenja na mestu prsline u toku eksploatacije predstavlja pojava podužnih prsline usled korozije širine do 1 mm. Nakon toga nastupa pojava uniformne korozije duž čitave šipke koja dovodi do formiranja neprihvatljivih oštećenja zaštitnog sloja u fazi eksploatacije (promena nagiba isprekidanih pravih na slici 5.12). Na kraju usled izloženosti čitave šipke atmosferskim uticajima dolazi do neprihvatljivog gubitka poprečnog preseka sa stanovišta nosivosti – gubitak od 15% ili 25% površine poprečnog preseka u zavisnosti od vrste armature (fib-Bulletin 34, 2006).



Slika 5. 12 Model objašnjenja celokupnog upotrebnoeg veka isprskalnih AB elemenata u agresivnoj sredini

Zbir perioda inicijacije ($t_{ini,cr}$) i propagacije ($t_{prop,cr}$) sa prihvatljivim oštećenjima u eksploataciji isprskalih uzoraka može biti veći od samog vremena inicijacije (t_{ini}) neisprskalih uzoraka (slika 5.12). Ovo je ispunjeno samo u slučaju da je širina prsline od savijanja manja od granične vrednosti (w_{gr}). Za graničnu vrednost širine prsline od savijanja podrazumeva se ona vrednost kod koje je vreme inicijacije neisprskalih uzoraka jednako zbiru vremena inicijacije i propagacije isprskalih uzoraka ($t_{ini} = t_{ini,cr} + t_{prop,cr}$). Ovaj princip je korišćen za ograničenje širine prsline kroz ograničenja napona u armaturi. Princip se zasniva na pretpostavci da ukoliko se ispune zahtevi standarda EN 1992-1-1 (2015) u pogledu minimalnog zaštitnog sloja (c_{nom}) i napravi dovoljno kvalitetan beton (maksimalni w/c, minimalna količina cementa) za ostvarivanje željenog upotrebnoog veka neisprskalih uzoraka, onda će i uzorci sa prslinama zadovoljiti isti taj upotrebni vek ukoliko je prsline od savijanja manja od granične vrednosti.

Dužina perioda propagacije u uslovima umerene vlažnosti vazduha (klasa izloženosti XC3) bila je daleko preko 50 godina za sve vrste ispitivanih betona. Nakon depasivizacije armature, razvoj korozije u takvim uslovima izloženosti biće dovoljno spor da nema potrebe ograničavati napon u armaturi kako bi se dostigao željeni upotrebni vek. Ovaj zaključak za umereno vlažne sredine se zasniva na korištenom polu-probabilističkom modelu propagacije korozije. Međutim, sopstvena eksperimentalna ispitivanja su pokazala da čak i pri takvim uslovima sredine (RH 65%) dolazi do pojave korozije na armaturnoj šipci. Sličan zaključak se može pronaći i u drugim eksperimentalnim istraživanjima (Gurdian *i ost.*, 2014), gde je pri vlažnosti sredine RH 65% došlo do pojave korozije armature. Ovakav model propagacije se zasniva na koroziji armature kroz zaštitni sloj betona koji je karbonatizovan, a ne na koroziji na mestu prsline gde molekuli vode i kiseonika mogu slobodno da se transportuju do armature. Zbog toga je u budućnosti potrebno proveriti i eventualno modifikovati ovakav model propagacije čak i u uslovima umerene vlažnosti sredine.

Prateći definisan model propagacije, samo u slučaju često vlažnih ili sredina izloženih cikličnom vlaženju i sušenju ima smisla ograničavati napon u armaturi jer je period propagacije korozije bio mali (između 10 i 25 godina za NAC i RAC betone). Kod HVFAC betona period propagacije je bio za red veličine veći u odnosu na NAC i RAC, pa je ograničavanje napona sa tog stanovišta nepotrebno. Iako je period depasivizacije bio manji u poređenju sa ostalim vrstama betona period propagacije je bio dovoljno dugačak da bez obzira na klasu izloženosti nije bilo opasnosti od oštećenja usled korozije armature za upotrebni vek od 50 godina. Ovakava tvrdnja zasnovana je na visokoj elektrootpornosti koju ovi betoni poseduju zahvaljujući upotrebi LP. Međutim, eksperimentalno je pokazano da je kod HVFAC uzoraka, sa ili bez prsline, korozija armature neminovna kada dođe do depasivizacije armature. Zbog toga je neophodna provera i eventualna modifikacija modela propagacije za betone sa LP, zasnovana na eksperimentalnim dugotrajnim ispitivanjima korozije u uslovima izloženosti karbonatizaciji. S obzirom da to nije bilo obuhvaćeno obimom ovog istraživanja, ograničenje napona u armaturi nije urađeno za HVFAC betone jer se pokazalo na osnovu postojećeg modela propagacije da to nije potrebno.

Ograničenje maksimalnog napona u armaturi sprovedeno je za NAC i RAC betone za klase izloženosti XC2 i XC4. Postavlja se pitanje koliki period inicijacije uzeti za proračun ceokupnog upotrebnoog veka isprskalih uzoraka. Pokazano je da period inicijacije, tj. period depasivizacije, zavisi od dužine na kojoj se osrednjavaju izmerene dubine karbonatizacije (deo 4.6.1). Za dužinu osrednjavanja od 140 mm razlike između perioda inicijacije neisprskalih i isprskalih uzoraka bila je manja od perioda propagacije, bez obzira na klasu izloženosti i vrstu betona. Prema tome, za tu dužinu osrednjavanja nema potrebe vršiti ograničenje širine prsline kroz ograničenje napona u armaturi, jer za maksimalnu dozvoljenu širinu od 0.3 mm

5. Korozija armature

nije bilo opasnosti od pojave neprihvatljivih oštećenja usled korozije armature. Međutim, eksperimentalno je pokazano da depasivizacija armature na mestu prslina nastaje već nakon veoma kratkog perioda pa je neopravdano povećanje perioda inicijacije isprskalih uzoraka uzimanjem tako velike dužine osrednjavanja (u konkretnom slučaju ova dužina predstavlja razmak između prslina). Imajući to u vidu, ograničenje je dato samo za manje dužine osrednjavanja (20 i 50 mm).

U slučaju klase XC4, period propagacije korozije armature je bio 10 godina za RAC i 11 godina za NAC uzorke. Kratak period propagacije bio je posledica agresivnosti sredine (ciklično vlaženje i sušenje). Razlika između perioda inicijacije neisprskalih i isprskalih uzoraka bila je veća od perioda propagacije, pa uključivanje perioda propagacije neće dovesti do zadovoljavajućeg celokupnog upotrebnog veka. Činjenica je da ovakvi uslovi sredine usporavaju proces karbonatizacije i samim tim povećavaju period inicijacije. Međutim, u prisustvu prslina depasivizacija armature na mestu prslina se pojavila nakon veoma kratkog vremena izloženosti, pa period inicijacije, pogotovo u slučaju širokih prslina, ima veoma mali uticaj na celokupni upotrebnik vek. Stoga, u uslovima izloženosti koroziono agresivnim sredinama kakva je ciklično vlaženje i sušenje, pojava prslina širine od 0.05 do 0.30 mm dovešće do opasnosti od stvaranja neprihvatljivih oštećenja usled korozije armature mnogo pre kraja upotrebnog veka neisprskalih uzoraka.

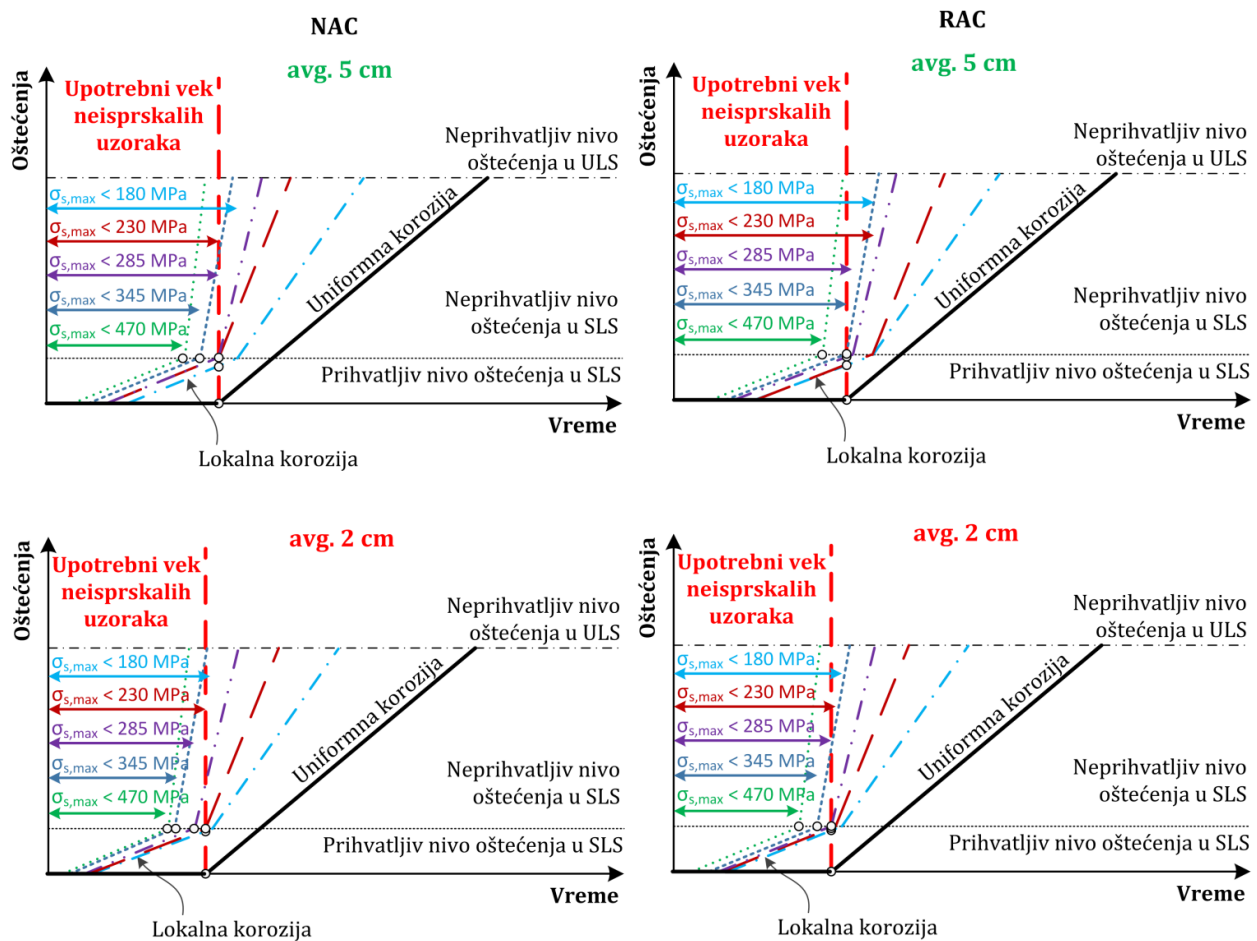
Kada se ispitivane širine prslina transformišu u maksimalne napone u armaturi na mestu prslina može se formirati dijagram prikazan na slici 5.13 za klasu izloženosti XC2. Sa slike 5.13 se vidi da za dužinu osrednjavanja od 50 mm, maksimalni napon u armaturi na mestu prslina kod NAC uzoraka koji omogućava zadovoljenje celokupnog upotrebnog veka iznosi 285 MPa. Kod RAC uzoraka ovaj napon je bio nešto veći i iznosio je 345 MPa. U slučaju dužine osrednjavanja od 20 mm, maksimalni napon koji ispunjava ovaj uslov je 230 MPa za NAC, odnosno 285 MPa za RAC.

Razlog većeg dozvoljenog napona kod RAC uzoraka u odnosu na NAC je bio manji upotrebnik vek neisprskalih RAC uzoraka u odnosu na NAC. U ovoj analizi usvojen je pristup da ukoliko se napravi dovoljno kvalitetan beton i ispuni zahtev minimalnog zaštitnog sloja za zadovoljenje željenog upotrebnog veka, onda će i uzorci sa prslinom zadovoljiti isti taj upotrebnik vek ukoliko je napon zatezanja u armaturi na mestu prslina manji od graničnog. S obzirom da je kod uzoraka sa prslinom upotrebnik vek (vreme depasivizacije) kod NAC i RAC bio sličan, za razliku od uzoraka bez prslina, ne čudi što je dozvoljeni napon RAC uzoraka nešto veći.

Iz ove analize mogu se izvesti preporuke koje daju doprinos prepoznavanju uloge prslina u projektovanju upotrebnog veka. Za praktičnu primenu mogu se dati sledeće preporuke. U poređenju sa neisprskalim betonskim uzorcima izloženim karbonatizaciji, oštećenja koja nastaju kod isprskalih NAC i RAC uzoraka za klasu izloženosti XC2 se mogu karakterisati kao:

- **neznatna** – maksimalni napon zatezanja u armaturi na mestu prslina manji od 180 MPa ($0.33 \cdot f_y$) pri eksplatacionom opterećenju (što odgovara širini prslina od 0.05 mm),
 - **prihvatljiva** – maksimalni napon zatezanja u armaturi na mestu prslina manji od 230 MPa ($0.42 \cdot f_y$) pri eksplatacionom opterećenju (što odgovara širini prslina od 0.10 mm),
 - **značajna** – maksimalni napon zatezanja u armaturi na mestu prslina između 230 MPa i 285 MPa ($0.53 \cdot f_y$) pri eksplatacionom opterećenju (što odgovara širini prslina između 0.10 i 0.15 mm),
 - **neprihvatljiva** – maksimalni napon zatezanja u armaturi na mestu prslina veći od 285 MPa pri eksplatacionom opterećenju (što odgovara širini prslina od 0.15 mm),
- pri čemu je f_y granica razvlačenja armature upotrebijene tokom eksperimentalnog ispitivanja.

5. Korozija armature



Slika 5. 13 Oštećenja isprskalih NAC i RAC uzoraka u funkciji upotrebno veka za klasu izloženosti XC2

Pri takvim oštećenjima celokupni upotrebnog veka isprskalih NAC i RAC uzoraka može se smatrati jednakim upotrebno veku (vremenu depasivizacije) neisprskalih uzoraka, ukoliko je napon zatezanja u armaturi manji od 230 MPa ($0.42 \cdot f_y$). Za napone u armaturi veće od 230 MPa, oštećenja koja nastaju kao posledica lokalne korozije dovode do smanjenja celokupnog upotrebno veka u poređenju sa neisprskalim uzorcima. Radi praktične primene praćenja stanja postojećih konstrukcija, ovo ograničenje se može prikazati i preko širine prsline na površini betona što je u ovom slučaju odgovaralo širini prsline od 0.10 mm.

Međutim, primena ovih preporuka za određivanje upotrebno veka kod isprskalih armiranobetonских elemenata u agresivnom okruženju ne isključuje uticaj drugih parametara na projektovani upotrebnog veka. U budućem pristupu za projektovanje prema upotrebno veku ulogu maksimalnog napona zatezanja u armaturi na mestu prsline pri eksploatacionom opterećenju, za određenu klasu izloženosti karbonatizaciji, treba sagledavati zajedno sa prečnikom šipke i debljinom zaštitnog sloja betona.

5.5. ZAKLJUČAK

Analiza uticaja prsline na koroziju armature NAC, RAC i HVFAC betona sprovedena u ovom poglavlju izvršena je na osnovu sopstvenih eksperimentalnih istraživanja i poluprobabilističkog modela dostupnog u literaturi. Kako je zaključeno da depasivizacija armature uzoraka sa prsline nastupa posle svega nekoliko godina izloženosti prirodnim uslovima (čime se završava period incijacije), analiziran je i period propagacije korozije kako bi se sagledao celokupni upotrebnog veka uzoraka sa prsline. Analiza propagacije korozije

5. Korozija armature

tokom vremena sprovedena je na osnovu sopstvenih eksperimentalnih rezultata i primenom polu-probabilističkog modela propagacije. Na osnovu merenja površine korozije i gubitka poprečnog preseka može se zaključiti sledeće:

- Sa porastom širine prsline rasla je i površina korozije na armaturnoj šipci, kod svih ispitivanih betona. Ova pojava je bila primetna do širine prsline od 0.20 mm, nakon čega je površina korozije ostala konstantna, bez obzira na dalje povećanje širine prsline.
- RAC uzorci sa prslinom širine do 0.15 mm imali su u proseku 50% veću površinu korozije u poređenju sa NAC uzorcima. Sa daljim povećanjem širine prsline razlika između NAC i RAC uzoraka iznosila je 4%. U slučaju HVFAC uzoraka postojala su odstupanja pojedinih rezultata kod uzoraka kod kojih je bila konstatovana pojava sekundarne prsline. Ako se izuzmu ovi rezultati, HVFAC uzorci su imali preko 100% veću površinu korozije armature u poređenju sa RAC uzorcima, odnosno preko 200% veću površinu korozije u poređenju sa NAC uzorcima.
- NAC uzorcima bez prsline sa zaštitnim slojem od 20 mm trebalo je 168 dana u komori do pojave uniformne korozije, RAC uzorcima 140 dana, a HVFAC uzorcima 84 dana.
- Sa povećanjem širine prsline došlo je i do povećanja gubitka poprečnog preseka. Redukcija preseka se kretala od 0.05% do 0.13% za NAC, 0.07% do 0.15% za RAC i od 0.02% do 0.07% za HVFAC uzorke.
- Za sve širine prsline HVFAC uzorci su imali najmanji gubitak poprečnog preseka. HVFAC uzorci su imali do 56% manji gubitak poprečnog preseka u poređenju sa NAC uzorcima, bez obzira na širinu prsline. Razlike između RAC i NAC uzoraka bile su do 38% (u slučaju uzoraka sa širinom prsline 0.10 mm), samo što su RAC uzorci, za razliku od HVFAC, imali veći gubitak preseka u poređenju sa NAC. Za uzorke sa širim prslinama (0.20 mm i 0.30 mm) razlike između RAC i NAC uzoraka su bile do 13%.

Na osnovu sprovedene analize pomoću polu-probabilističkog modela propagacije može se zaključiti:

- U uslovima niske vlažnosti vazduha (klasa izloženosti XC1) nema opasnosti od pojave korozije armature, s obzirom na odsustvo jednog od dva glavna parametra koji utiču na razvoj korozije – vlažnosti. Sa druge strane u potpuno potopljenom betonu, dostupnost drugog parametra, kiseonika, je ograničeno.
- U slučaju umerene vlažnosti vazduha (65%) period propagacije je bio blizu 100 godina za NAC i RAC betone, dok je za HVFAC bio i preko 700 godina. Najmanje periode propagacije imale su klase izloženosti XC2 i XC4. Vrednost perioda propagacije za uslove cikličnog vlaženja i sušenja (klasa izloženosti XC4) iznosio je svega 10 godina za NAC i RAC betone, odnosno 82 godine za HVFAC.
- Primetno je da su periodi propagacije HVFAC uzoraka bili za red veličine veći u odnosu na NAC i RAC uzorke. Veći period propagacije sračunat pomoću polu-probabilističkog modela predikcije bio je direktna posledica veće elektrootpornost HVFAC betona u poređenju sa ostalim ispitivanim betonima, kao i većeg zaštitnog sloja kao posledica male otpornosti na karbonatizaciju. Kako su sopstvena eksperimentalna ispitivanja pokazala da postoji razvoj korozije kod HVFAC uzoraka, potrebno je izvršiti proveru i eventualnu modifikaciju ovih modela predikcije za betone sa LP.

Širina površinske prsline ne treba da bude izolovani parametar povezan sa korozijom armature. Pokazano je da je korisnije da se maksimalni napon u armaturi koristi kao moguće ograničenje u pogledu uticaja prsline izazvanih opterećenjem na razvoj korozije armature. Pored toga, maksimalni napon u armaturi direktno određuje oštećenja betona na nivou armature. Nakon što je uspostavljena veza između dubine karbonatizacije i napona u armaturi kod AB elemenata za sve vrste ispitivanih betona, određena je granična vrednost napona u armaturi na mestu prsline koja će omogućiti željeni upotrebnii vek konstrukcije.

5. Korozija armature

- Za klasu izloženosti XC1, kako nema opasnosti od propagacije korozije, nema potrebe ograničavati prslina ili napon u armaturi sa stanovišta otpornosti na karbonatizaciju. Sličan je slučaj i sa klasom izloženosti XC3 ukoliko se posmatra polu-probabilistički model propagacije korozije. Međutim, sopstvena eksperimentalna istraživanja, kao i istraživanja koja se mogu pronaći u literaturi, su pokazala da čak i pri takvim uslovima sredine (RH 65%) dolazi do pojave korozije na armaturnoj šipci. Zbog toga je u budućnosti potrebno proveriti i eventualno modifikovati ovakav model propagacije na mestu prslina, čak i u uslovima umerene vlažnosti sredine.
- U uslovima izloženosti koroziono agresivnim sredinama kakva je ciklično vlaženje i sušenje (klasa izloženosti XC4), pojava prslina širine od 0.05 do 0.30 mm dovešće do opasnosti od stvaranja neprihvatljivih oštećenja usled korozije armature mnogo pre kraja upotrebnog veka neisprskalih uzoraka.
- Ograničenje napona zatezanja u armaturi neophodno je jedino u slučaju klase izloženosti XC2. U poređenju sa neisprskalim betonskim uzorcima izloženim karbonatizaciji, oštećenja koja nastaju kod isprskalih uzoraka mogu se karakterisati kao neznatna (maksimalni napon zatezanja u armaturi manji od 180 MPa), prihvatljiva (napon u armaturi manji od 230 MPa), značajna (napon u armaturi između 230 MPa i 285 MPa) i neprihvatljiva (napon u armaturi veći od 285MPa).
- Celokupni upotrebnog vek isprskalih NAC i RAC uzoraka za slučaj klase izloženosti XC2 može se smatrati jednakim upotrebnom veku (vremenu depasivizacije) neisprskalim uzorcima, ukoliko je napon zatezanja u armaturi manji od 230 MPa ($0.42 \cdot f_y$).
- Kod HVFAC uzoraka, prema postojećem modelu propagacije, nema opasnosti od smanjenja celokupnog upotrebnog veka usled pojave lokalne korozije bez obzira na klasu izloženosti, pa nije potrebno ni ograničavati napon zatezanja u armaturi. Ovakava tvrdnja zasnovana je na visokoj elektrootpornosti koju ovi betoni poseduju zahvaljujući upotrebi LP. Međutim, eksperimentalno je pokazano da kod HVFAC uzoraka na mestu prslina dolazi do pojave i razvoja korozije. Zbog toga je neophodna provera i eventualna modifikacija modela propagacije za betone sa LP, zasnovana na eksperimentalnim dugotrajnim ispitivanjima korozije u uslovima izloženosti karbonatizaciji.

Potrebno je naglasiti da je modeliranje perioda propagacije izvršeno na osnovu modela dostupnog u literaturi i da njegova provera nije sprovedena na sopstvenim eksperimentalnim rezultatima, jer je vreme izloženosti (28 dana) bilo kratko i predstavljalo je samo jednu klasu izloženosti (RH=65%). Iako se pokazalo da HVFAC ima mnogo duži period propagacije u odnosu na ostale betone, kvantifikacija upotrebnog veka koja uključuje i period propagacije je manje precizna u poređenju sa onom koja uključuje samo period depasivizacije. Obzirom da to nije bio fokus istraživanja, ovi rezultati predstavljaju kvalitativne pokazatelje tog fenomena.

6. ZAKLJUČCI I PREPORUKE ZA BUDUĆA ISTRAŽIVANJA

6.1. REZIME

Na proces karbonatizacije i koroziju koja nastaje tim putem u velikoj meri utiče prisustvo prslina. Prsline koje nastaju kao posledica savijanja presecaju armaturu i znatno olakšavaju prodor kiseonika i vode. Shodno tome, uloga prslina prouzrokovanih opterećenjem ili deformacijama ne sme se zanemariti u sagledavanju upotrebno veka armiranobetonskih konstrukcija. Da bi se generisalo novo znanje i doprinelo poboljšanju postojećih standarda i inženjerske prakse, razvijena je odgovarajuća eksperimentalna postavka kako bi se ispitao uticaj prslina na dubinu karbonatizacije i trajnost armiranobetonskih elemenata napravljenih od različitih vrsta betona.

Na početku opisan je proces koji je sproveden kako bi se dobile mešavine betona sa letećim pepelom i recikliranim agregatom proizvedenim u Srbiji. Cilj ovog procesa je bio proizvodnja betona sa 50% letećeg pepela kao zamena cementa i 100% recikliranog krupnog agregata kao zamena prirodnom agregatu, a da se pri tome zadovolji klasa betona potrebna za njegovu konstrukcijsku primenu. Program eksperimentalnog ispitivanja betonskih mešavina sastojao se od projektovanja betonskih mešavina sličnih čvrstoća i ugradljivosti, njihovog spravljanja i ispitivanja fizičko-mehaničkih karakteristika. Ispitane su osnovne fizičke i mehaničke karakteristike odabranih betona: ugradljivost, zapreminska masa u svežem i očvrslom stanju, čvrstoća pri pritisku i zatezanju savijanjem, kao i modul elastičnosti. Rezultati ispitivanja su pokazali da su spravljeni betoni sličnih čvrstoća pri pritisku i ugradljivosti.

Kako karbonatizacija betona u prirodnim uslovima traje godinama odlučeno je da se ovaj proces ubrza povećavanjem koncentracije CO₂ u komorama predviđenim za to. Zbog toga je pre početka sprovođenja eksperimentalnog ispitivanja uticaja prslina na dubinu karbonatizacije bilo neophodno ispitati uticaj koncentracije CO₂ na sam proces karbonatizacije, kao i mogućnosti primene postojećih modela predikcije na zelenim betonima korišćenim u ovom istraživanju.

Da bi to bilo moguće uraditi, sprovedeno je komparativno ispitivanje u ubrzanim i prirodnim uslovima na uzorcima bez prslina. Analiziran je uticaj koncentracije CO₂ (1%, 2%, 4% i 16%) na proces karbonatizacije kod sve tri vrste ispitivanih betona, tj. na kinetiku procesa i posledice koje pri tome nastaju. Nakon toga, analizirani su postojeći modeli predikcije dubine karbonatizacije i predložena je njihova modifikacija (parametri k_t i ε_t) u slučaju betona sa LP i RA. Nakon što je ustanovljena veza između ubrzane inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti i čvrstoće pri pritisku, izvršena je analiza upotrebno veka kroz definisanje debljine zaštitnog sloja različitih vrsta betona.

Drugi deo ovog istraživanja prikazuje rezultate ispitivanja uticaja širine prsline na dubinu karbonatizacije. Na početku je opisana postavka eksperimenta, odnosno način na koji je formirana željena prslina. Pripremljeni su uzorci sa 5 različitih širina prslina (0.05, 0.10, 0.15, 0.20 i 0.30 mm) kao i referentni uzorci bez prslina. Uspostavljena je analitička veza između napona u armaturi i izmerene širine prsline na površini betona kako bi se napon u armaturi mogao koristiti kao jedan od kriterijuma trajnosti. Nakon sprovedene analize optimalne koncentracije CO₂ koja će se koristiti, izvršeno je ispitivanje ubrzane karbonatizacione otpornosti. Analiziran je uticaj širine prslina i napona pritiska u betonu na dubinu karbonatizacije, kao i dužina na kojoj se vrši osrednjavanje rezultata merenja.

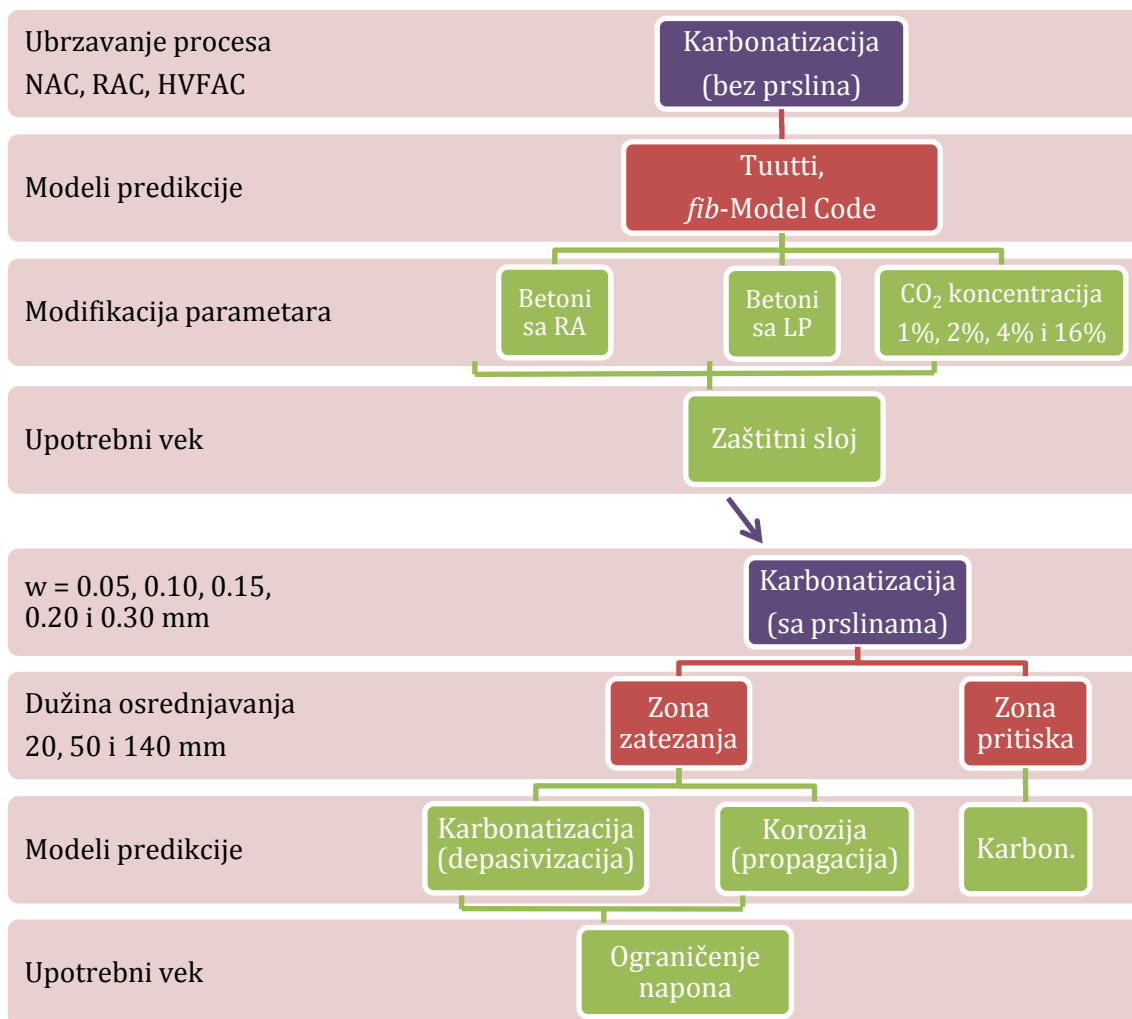
Uticaj prslina i napona pritiska u betonu na upotrebni vek analiziran je pomoću dostupnog probabilističkog modela predikcije (*fib-Model Code 2010*) za određivanje upotrebno veka. Za analizu betona sa LP korišteni su modifikovani parametri (k_t i ε_t) definisani u prvom delu ovog istraživanja. Uspostavljena je i analitička veza između napona u armaturi i izmerene širine prsline na površini betona kako bi se napon u armaturi mogao koristiti kao jedan od

6. Zaključci i preporuke za buduća istraživanja

kriterijuma trajnosti. S obzirom da veza između napona u armaturi i širine prsline na površini betona primarno zavisi od debljine zaštitnog sloja, napon u armaturi analiziran je kao kriterijum trajnosti jer predstavlja prag mikroskopskog oštećenja betona na kontaktu sa armaturom. Međutim, bilo je potrebno proveriti ovu vezu za različite w/c odnose, čvrstoće, debljine zaštitnih slojeva i uslove izloženosti. Analizirani su sopstveni eksperimentalni rezultati i rezultati dostupni u literaturi.

S obzirom da se pokazalo da period depasivizacije armature ne znači nužno i kraj upotrebnog veka, analiziran je period propagacije korozije armature u isprskalim AB elementima. Prikazani su rezultati sopstvenih eksperimentalnih ispitivanja i izvršena je analiza tih rezultata primenom polu-probabilističkog modela iz literature. Na kraju je na osnovu analitičke verifikacije odnosa napona u armaturi i širine prsline, za različite vrste betona, predloženo ograničenje napona u armaturi koji omogućava da celokupni upotrebnik vek (period inicijacije i propagacije) AB elemenata sa prslinama zadovolji propisane zahteve trajnosti.

Grafički prikaz sprovedenog ispitivanja u okviru ove doktorske disertacije prikazan je na slici 6.1.



Slika 6. 1 Grafički prikaz sprovedenog ispitivanja

6.2. ZAKLJUČCI

Cilj ovog istraživačkog rada bio je da se rasvetli uticaj prslina na trajnost i upotrebnost armiranobetonskih konstrukcija izloženih deterioracionom mehanizmu karbonatizacije. Imajući u vidu da trenutni standardi ne uzimaju u obzir pojavu prslina, ovo istraživanje trebalo je da pokaže da li uzorci sa prslinama imaju isti upotrebnost kao i oni bez prslina. Analiza uticaja prslina na karbonatizaciju NAC, RAC i HVFAC betona sprovedena u ovom eksperimentalnom istraživanju izvršena je na osnovu sopstvenih eksperimentalnih i rezultata dostupnih u literaturi. Tamo gde je to bilo moguće, formirana je baza podataka kako bi se na osnovu statističke analize doneli određeni zaključci.

Na početku je izvršeno ispitivanje optimalne koncentracije CO₂ kojom će se vršiti ubrzanje procesa karbonatizacije. Koncentracije CO₂ od 1% do 4% nisu imale značajniji efekat na kinetiku procesa karbonatizacije. Upotreba izuzetno visokih CO₂ koncentracija (16%) dovela je do primetne promene u kinetici procesa karbonatizacije. Merene vrednosti dubine karbonatizacije u ubrzanim uslovima poređene su sa rezultatima dubine karbonatizacije izmerenim u prirodnim uslovima. Na osnovu sprovedene analize zaključeno je da predikcija dubine karbonatizacije (Tuutti) na osnovu ubrzanih testova pri koncentracijama CO₂ do 2% pokazala se kao optimalna za sve tri vrste ispitivanih betona. Zato je odlučeno da se za dalja ispitivanja uticaja prslina na dubinu karbonatizacije primeni koncentracija CO₂ od 2%. Kod betona sa sadržajem LP preko 40%, nova predložena funkcija veze ($t^{0.78}$) pokazala je bolju korelaciju između sračunatih i izmerenih rezultata.

Nakon određene optimalne koncentracije CO₂ ispitana je mogućnost primene postojećeg modela predikcije (*fib-Model Code*) na betonima sa RA i LP. Primena *fib-Model Code* 2010 (jednačina 2.6) za predikciju dubine karbonatizacije pokazala je dobru korelaciju između sračunatih i izmerenih vrednosti za NAC i RAC betone. U slučaju HVFAC, sračunate vrednosti su bile dva puta manje u poređenju sa izmerenim vrednostima u prirodnim uslovima. Zbog toga je predložena korekcija koeficijentata k_t i ε_t za betone sa LP, radi uspostavljanja veze između prirodne i ubrzane inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti tabeli 6.1.

Takođe, radi mogućnosti jednostavne i pouzdane predikcije dubine karbonatizacije za različite vrste betona, predložena je veza između ubrzane inverzne efektivne karbonatizacione otpornosti i srednje čvrstoće pri pritisku, koji se najčešće koristi kao indikator kvaliteta betona:

$$R_{ACC}^{-1} = a \cdot f_{cm}^b \quad (6.1)$$

Tabela 6.1 Vrednosti koeficijentata k_t i ε_t za betone sa različitim sadržajem LP

Količina LP	k_t (-)	ε_t (mm ² /year)/(kg/m ³)
10-35%	1.25	8366
40-50%	3.05	16264

Ova veza uspostavljena je na osnovu velikog broja rezultata dostupnih u literaturi za NAC betone, RAC sa svim procentima zamene agregata i betone do 70% LP u ukupnoj vezivnoj masi. Na osnovu prikazanih rezultata i sprovedene regresione analize određeni su koeficijenti a i b i sumarno su prikazani u tabeli 6.2.

Pošto je zaključeno da se modifikovani *fib-Model Code* model predikcije može koristiti za predikciju dubine karbonatizacije kod betona sa RA i LP, sprovedena je analiza upotrebnog veka različitih vrsta betona. Na osnovu sprovedene analize zaključeno je da za sve betone sa RA (bez obzira na procenat zamene) mogu se koristiti zaštitni slojevi definisani za NAC u EN 1992-1-1 (2015), obezbeđujući pri tome upotrebnost od 50 godina. Za betone do 35% LP u ukupnom vezivnom materijalu debljine zaštitnih slojeva potrebnih za obezbeđenje

6. Zaključci i preporuke za buduća istraživanja

zahtevanog upotrebnog veka veće su prosečno za 1.46 puta u poređenju sa NAC betonima, uzimajući u obzir iste indikativne klase čvrstoće. Kod HVFAC betona (40-70% LP u ukupnom vezivnom materijalu) situacija je bila još drastičnija i potrebna debljina zaštitnog sloja za ispunjenje ovih uslova je bila približno dva puta veća. Preporučene vrednosti minimalnih debljina zaštitnog sloja iz uslova trajnosti ($c_{min,dur}$) za različite vrste i klase betona i za upotrebnog veka (t_{SL}) od 50 godina su prikazane u tabeli 6.3.

Tabela 6. 2 Vrednosti koeficijenta a i b za različite vrste betona

Beton	a	b
NAC	$8 \cdot 10^6$	-2.100
RAC 10-50%	$8 \cdot 10^6$	-2.100
RAC 100% ($f_{cm} \leq 36.2$ MPa)	$2.12 \cdot 10^8$	-3.013
RAC 100% ($f_{cm} > 36.2$ MPa)	$8 \cdot 10^6$	-2.100
LP 10-35%	$8 \cdot 10^6$	-2.100
HVFAC (LP 40-70%)	$2.80 \cdot 10^7$	-2.352

Tabela 6. 3 Preporučene vrednosti minimalnih debljina zaštitnog sloja za različite vrste i klase betona

Vrsta betona	Klasa izloženosti	$c_{min,dur}$ (mm)				
		C 20/25	C 25/30	C 30/37	C 35/45	C 40/50
NAC i	XC1	18	15	13	12	11
	RAC 10-50%	XC2	30	25	22	20
RAC 100%	XC3	36	30	25	23	21
	XC4	34	30	30	23	20
	XC1	20	16	13	12	11
	XC2	33	26	22	20	18
LP 10-35%	XC3	40	31	25	23	21
	XC4	39	30	30	23	20
	XC1	24	22	21	20	19
	XC2	39	35	34	32	31
HVFAC (LP 40-70%)	XC3	46	42	40	38	36
	XC4	45	41	39	37	36
	XC1	40	35	32	30	29
	XC2	66	58	53	50	47
HVFAC (LP 40-70%)	XC3	78	69	62	58	55
	XC4	76	67	61	57	54



Zaštitni sloj za indikativne klase čvrstoće iz EN 1992-1-1 (2015)

Preporučena vrednost za indikativne klase čvrstoće

Kako bi se olakšala primena betona sa RA i LP u pogledu trajnosti definisani su minimalni zaštitni slojevi iz uslova trajnosti ($c_{min,dur}$) u funkciji različitih klasa konstrukcije (S1–S6) za betone sa RA i LP, na isti način kako je to već urađeno za NAC. Sračunate vrednosti $c_{min,dur}$ u funkciji različitih klasa konstrukcije za sve vrste razmatranih betona prikazane su u tabeli 6.4.

6. Zaključci i preporuke za buduća istraživanja

Tabela 6. 4 Preporučene vrednosti minimalnih debljina zaštitnog sloja za različite klase konstrukcija

Vrsta betona	Klasa konstrukcije	C _{min,dur} (mm)			
		XC1	XC2	XC3	XC4
NAC i RAC 10-50%	S1	10	12	12	15
	S2	10	18	18	20
	S3	10	20	20	25
	S4	15	25	25	30
	S5	20	30	30	35
	S6	25	35	35	40
RAC 100%	S1	10	12	12	15
	S2	11	18	18	20
	S3	12	20	20	25
	S4	16	26	25	30
	S5	20	31	32	35
	S6	25	37	37	40
LP 10-35%	S1	10	16	18	18
	S2	15	25	28	27
	S3	17	28	31	30
	S4	22	35	40	39
	S5	28	47	53	50
	S6	30	50	55	54
HVFAC (LP 40-70%)	S1	16	26	28	27
	S2	25	41	44	43
	S3	27	45	48	47
	S4	35	58	62	61
	S5	45	75	82	76
	S6	50	83	88	87

Nakon sprovedene analize na uzorcima bez prslina, izvršeno je ispitivanje uticaja širine prsline na dubinu karbonatizacije NAC, RAC i HVFAC uzoraka sa prslinama različite širine ($w=0.05, 0.10, 0.15, 0.20$ i 0.30 mm). Uticaj širine prsline na dubinu karbonatizacije ispitan je merenjem dubine karbonatizacije duž uzoraka u odnosu na položaj prsline za različite vrste betona. Uticaj prsline na dubinu karbonatizacije postojao na otprilike ± 10 mm u odnosu na položaj prsline, bez obzira na vrstu betona i širinu prsline. Na udaljenosti većoj od 10 mm u odnosu na prslinu, dubina karbonatizacije je bila konstantna za sve tri vrste betona i za sve širine prslina. Veza između maksimalne dubine karbonatizacije na mestu prsline i širina prsline je bila linearna. Takođe, veza između odnosa dubina karbonatizacije isprskalnih i neisprskalnih uzoraka i korena širine prsline je bila linearna.

S obzirom da se za predikciju dubine karbonatizacije koriste osrednjenje vrednosti merenja dubine karbonatizacije u ubrzanim uslovima, izvršena je analiza uticaja dužine osrednjavanja. Sa smanjivanjem dužine osrednjavanja došlo je do porasta srednje dubine karbonatizacije kod sve tri vrste betona. U poređenju sa NAC i RAC uzorcima, HVFAC uzorci su imali manju osetljivost na promenu ove dužine.

Uticaj napona pritiska analiziran je na osnovu merenja dubine karbonatizacije na pritisnutoj strani uzoraka i sračunate vrednosti dilatacije pritiska. Dilatacija pritiska na pritisnutoj strani

6. Zaključci i preporuke za buduća istraživanja

uzorka kretala se do 0.8‰. Na osnovu izmerenih dubina karbonatizacije duž pritisnute strane uzorka zaključeno je da nije bilo jasnog trenda smanjenja dubine karbonatizacije sa porastom dilatacije pritiska. iako je došlo do njenog smanjenja kod svih uzoraka izloženih naponu pritiska. Kod RAC uzoraka ovaj trend je bio uočljiv zbog njihove veće poroznosti u poređenju sa ostalim ispitivanim betonima. Sa druge strane, napon pritiska jeste imao pozitivan efekat na karbonatizacionu otpornost, jer je došlo do zatvaranja mikro pora i prslina čime je progušćena cementna matrica.

Na osnovu merenja dubina karbonatizacije na zategnutoj i pritisnutoj strani uzoraka, izvršena je analiza uticaja širine prslina na upotrebnog veka (depasivizaciju armature) kroz primenu modela predikcije. Sa povećanjem širine prslina, vreme depasivizacije se smanjivalo u zavisnosti od dužine osrednjavanja i širine prslina. Smanjenje vremena depasivizacije kretalo se i do svega 3 godine u slučaju prslina širine 0.30 mm. Sa druge strane, napon pritiska je uticao na povećanje upotrebnog veka u odnosu na neopterećenje uzorke i do 50% kod RAC uzoraka.

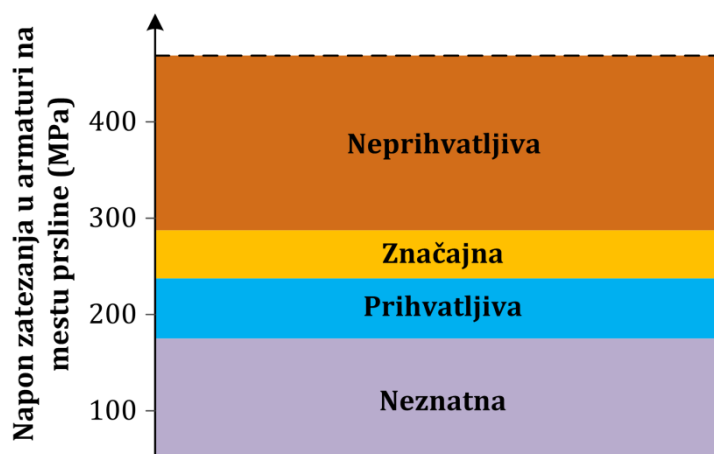
Širina površinske prslina ne treba da bude jedini parametar povezan sa trajnošću AB konstrukcija. Pokazano je da je korisnije da se umesto širine prslina maksimalni napon u armaturi koristi kao moguće ograničenje u pogledu uticaja prslina izazvanih opterećenjem. Pored toga, maksimalni napon u armaturi direktno određuje mikro oštećenja betona na nivou armature. Na osnovu analitičke verifikacije odnosa napona u armaturi i širine prslina za različite vrste betona, sračunata je srednja vrednost napona u armaturi. Ova veza je bila linearna i proverena je za različite w/c odnose (0.40-0.60), čvrstoće, debljine zaštitnih slojeva (10-40 mm) i uslove izloženosti. Uspostavljanjem linearne relacije moguće je napraviti predikciju dubine karbonatizacije elemenata sa prslinama poznajući napon u armaturi i karbonatizacionu otpornost neisprskanih uzoraka napravljenih od tog betona. Ovo omogućava da se kod AB elemenata ne definiše minimalni zaštitni sloj i maksimalni w/c odnos kao uslov trajnosti, već napon u armaturi koji zavisi od zaštitnog sloja betona i veličine naprezanja.

Kako je zaključeno da depasivizacija armature uzoraka sa prslinama nastupa posle svega nekoliko godina izloženosti prirodnim uslovima (čime se završava period incijacije), analiziran je i period propagacije korozije kako bi se sagledao celokupan upotrebnog veka uzoraka sa prslinama. Na osnovu sopstvenih eksperimentalnih rezultata zaključeno je da je sa porastom širine prslina došlo i do porasta površine korozije na armaturnoj šipci. Ova pojava je bila primetna do širine prslina od 0.20 mm, nakon čega je površina korozije ostala konstantna, bez obzira na dalje povećanje širine prslina. Sa povećanjem širine prslina došlo je i do povećanja gubitka poprečnog preseka. Analiza propagacije korozije tokom vremena sprovedena primenom polu-probabilističkog modela propagacije pokazala je da u uslovima niske vlažnosti vazduha (klasa izloženosti XC1) nema opasnosti od pojave korozije armature, s obzirom na odsustvo jednog od dva glavna uzročnika korozije – vlažnosti. Sa druge strane u potpuno potopljenom betonu, dostupnost drugog parametra korozije, kiseonika, je ograničeno. U slučaju umerene vlažnosti vazduha (65%) period propagacije je bio veći od zahtevanog upotrebnog veka. U slučaju vlažnih sredina (klasa izloženosti XC2) i cikličnog vlaženja i sušenja (klasa izloženosti XC4) ostvareni su najmanji periodi propagacije. Primećeno je da su periodi propagacije HVFAC uzoraka bili za red veličine veći u odnosu na NAC i RAC uzorke. Veći period propagacije sračunat pomoću polu-probabilističkog modela predikcije bio je direktna posledica velike elektrootpornosti HVFAC betona u poređenju sa ostalim ispitivanim betonima, kao i većeg zaštitnog sloja kao posledica male otpornosti na karbonatizaciju. Međutim, sopstvena eksperimentalna ispitivanja pokazala da postoji razvoj korozije i gubitak poprečnog preseka kod HVFAC uzoraka.

6. Zaključci i preporuke za buduća istraživanja

Nakon što je uspostavljena veza između dubine karbonatizacije i napona u armaturi kod AB elemenata za sve vrste ispitivanih betona, određena je granična vrednost napona u armaturi koja će omogućiti željeni upotrebni vek konstrukcije. Za klasu izloženosti XC1, kako nema opasnosti od propagacije korozije, nema potrebe ograničavati prsiline ili napon u armaturi sa stanovišta otpornosti na karbonatizaciju. Sličan je slučaj i sa klasom izloženosti XC3, ukoliko se posmatra polu-probabilistički model propagacije korozije. Međutim, sopstvena eksperimentalna istraživanja su pokazala da čak i pri takvim uslovima sredine (RH 65%) dolazi do pojave korozije na armaturnoj šipci, što dovodi u sumnju tačnost modela predikcije razvoja korozije. U uslovima izloženosti koroziono agresivnim sredinama kakva je ciklično vlaženje i sušenje (klasa izloženosti XC4), pojava prsina širine od 0.05 do 0.30 mm dovešće do opasnosti od stvaranja neprihvatljivih oštećenja usled korozije armature mnogo pre kraja upotrebnoeg veka neisprskalih uzoraka.

Ograničenje napona zatezanja u armaturi neophodno je jedino u slučaju klase izloženosti XC2. Na osnovu analize napona zatezanja u armaturi i celokupnog upotrebnoeg veka (vreme depasivizacije i propagacije) formirana je zavisnost napona i oštećenja koja nastaju kao posledica korozije (slika 6.2).



Slika 6. 2 Veza između napona zatezanja u armaturi na mestu prsline i oštećenja koja nastaju kao posledica korozije za slučaj klase izloženosti XC2

Analiza rezultata je pokazala da ukoliko je napon zatezanja u armaturi kod NAC i RAC betona za klasu izloženosti XC2 manji od 230 MPa (što odgovara širini prsline od 0.10 mm), celokupni upotrebni vek uzoraka sa prslinama je jednak upotrebnoem veku (vremenu depasivizacije) uzoraka bez prsline. Kod HVFAC uzoraka, prema postojećem modelu propagacije, nema opasnosti od smanjenja celokupnog upotrebnoeg veka usled pojave lokalne korozije, pa nije potrebno ni ograničavati napon zatezanja u armaturi. Ovakava tvrdnja, kako je već naglašeno, zasnovana je na visokoj elektrootpornosti koju ovi betoni poseduju zahvaljujući upotrebi LP. Ograničavanjem maksimalnog napona zatezanja u armaturi ne ograničava se samo širina prsline na površini betona, već i oštećenja betona na nivou armature a samim tim i dostupnost kiseonika i vode do armature.

6.3. PREPORUKE ZA BUDUĆA ISTRAŽIVANJA

Tokom ovog istraživanja uspostavljen je budući pristup jednom od najzahtevnijih praktičnih pitanja u vezi sa uključivanjem uloge prsline nastalih savijanjem na upotrebni vek armiranobetonskih konstrukcija. Međutim, ovaj pristup treba dalje transformisati i razviti od nivoa laboratorijskih istraživanja do šire primene u praksi i postojećim standardima. Da bi se inženjeri u svakodnevnoj praksi ohrabрили da koriste pristup zasnovan na projektovanju

6. Zaključci i preporuke za buduća istraživanja

upotrebno doba gde je maksimalni napon zatezanja u armaturi, u kombinaciji sa drugim relevantnim parametrima vezanim za trajnost, ograničen za eksploataciono opterećenje, moraju se dati preporuke za budući istraživački rad kako bi se ovaj pristup unapredio.

Iako su sopstvena eksperimentalna ispitivanja pokazala drugačije, prema postojećem modelu propagacije kod HVFAC uzoraka nema opasnosti od smanjenja celokupnog upotrebno doba zbog visoke elektrootpornosti koju ovi betoni poseduju zahvaljujući upotrebi LP. Zbog toga je neophodna provera i eventualna modifikacija modela propagacije za betone sa LP, zasnovana na eksperimentalnim dugotrajnim ispitivanjima korozije u uslovima izloženosti karbonatizaciji. Ovo ispitivanje se može sprovesti kombinovanim merenjima elektrootpornosti betona i linearne polarizacione otpornosti armaturne šipke.

Sopstvena eksperimentalna istraživanja su pokazala da u uslovima umerene vlažnosti sredine (RH 65%) dolazi do pojave korozije na armaturnoj šipci. Međutim, na osnovu poluprobabilističkog modela propagacije korozije nema opasnosti od pojave korozije u ovakvim sredinama. Ovakav model propagacije se zasniva na transportu vode i kiseonika kroz zaštitni sloj betona koji je karbonatizovan, a ne na koroziji na mestu prsline gde molekuli vode i kiseonika mogu slobodno da se transportuju do armature. Zbog toga je u budućnosti potrebno proveriti i eventualno modifikovati ovakav model propagacije za slučaj korozije na mestu prsline, čak i u uslovima umerene vlažnosti sredine.

Prečnik armaturne šipke može da igra ulogu u dužini trajanja upotrebno doba. Veći prečnik šipke ima nepovoljniji odnos površine poprečnog preseka i obima, što može dovesti do većih oštećenja i mikro prsline oko šipke pri istom naponu u armaturi. Samim tim, može se očekivati veći stepen korozije jer će mikro oštećenja na kontaktu betona i armature omogućiti prodor vode i kiseonika na većim dužinama šipke. Što se tiče prečnika armaturne šipke, mora se naglasiti da on nije bio promenljiva u sprovedenom istraživanju. Međutim, ovo ne bi trebalo zaboraviti u budućim istraživanjima, ili ograničenjima u projektovanju prema upotrebno doba.

Neophodno je postići ravnotežu između maksimalnog dozvoljenog napona u armaturi i prečnika šipke. Uzimajući u obzir gore navedene prednosti i nedostatke upotrebe većeg prečnika šipke, logično rešenje je upotreba manjih dozvoljenih napona u armaturi za veće prečnike armaturnih šipki. Za svaki prečnik šipke potrebno je definisati najveći dozvoljeni napon u SLS kombinaciji. Prema tome, tablica za najveće dozvoljene napone u armaturi u kombinaciji sa prečnicima šipke ne bi trebalo da se zasniva na tabeli sa ograničenjem širine prsline na površini, kao što je trenutno u (CEN, 2015), već na osnovu eksperimentalnih rezultata u odnosu na koroziju armature u agresivnom okruženju. Na primer, prikazano eksperimentalno istraživanje pokazalo je da za prečnik šipke od 8 mm, maksimalni dozvoljeni napon u armaturi ne bi trebalo da bude veći od 285 MPa. U budućim istraživanjima korozije armature izazvane karbonatizacijom, za konstantnu ukupnu površinu poprečnog preseka armature treba analizirati različite kombinacije prečnika šipke i broja šipki u smislu lokalne i uniformne korozije, kako bi se definisale preporuke za armiranobetonske elemente konstrukcije u agresivnom okruženju.

Iako je za podneblje Srbije karbonatizacija značajnija u odnosu na ostale deterioracione mehanizme, potrebno je ispitati uticaj prsline i na ostale procese (mraz i so, hloridi). Ispitivanje bi se moglo sprovesti sa istom ili sličnom eksperimentalnom postavkom menjajući samo način na koji se ubrzava proces deterioracije u zavisnosti od mehanizma koji se ispituje. Od posebnog značaja bi bilo pratiti propagaciju korozije tokom ovih procesa, jer su slobodni hloridni joni prisutni kod oba mehanizma deterioracije. Ovo bi se moglo sprovesti merenjem linearne polarizacione otpornosti armaturne šipke tokom vremena.

6. Zaključci i preporuke za buduća istraživanja

Takođe, nijedan od ovih procesa ne deluje izolovano na armiranobetonske konstrukcije. Najčešće su to kombinacije deterioracionih procesa koje deluju kontinualno (karbonatizacija) ili ciklično (hloridi, mraz i so) tokom upotrebnog veka konstrukcije. U budućim preporukama za projektovanje prema upotrebnom veku potrebno je, tamo gde to postoji, uzeti u obzir efekat kombinovanog dejstva različitih mehanizama. Problem se naročito usložnjava u prisustvu prslina, za koje je konstatovano da su gotovo neizbežne tokom upotrebnog veka armiranobetonskih konstrukcija.

LITERATURA

- Abe, Y. (1999) 'Result of Reference Review on Crack Width Effect to Carbonation of Concrete', in *Proceeding of Symposium on Rehabilitation of Concrete Structures*, pp. 7–14.
- ACI (American Concrete Institute) Committee 232.3R-14 (2014) *Report on High-Volume Fly Ash Concrete for Structural Applications*. Farmington Hills, Michigan, USA.
- ACI Committee 224 (2008) 'Control of Cracking in Concrete Structures, ACI Manual of Concrete Practice'. American Concrete Institute, p. 49.
- AFNOR Norme XP P18-458 (2008) 'Essai pour béton durci – Essai de carbonatation accélérée -Mesure de l'épaisseur de béton carbonaté'.
- AL-Ameeri, A., Rafiq, M. I. i Tsioulou, O. (2018) 'Influence of cracks on the carbonation resistance of concrete structures', in *Sixth International Conference on the Durability of Concrete Structures*. Leeds, Uk, pp. 358–366.
- Alahmad, S. i ost. (2009) 'Effect of crack opening on carbon dioxide penetration in cracked mortar samples', *Materials and Structures*, 42, pp. 559–566. doi: 10.1617/s11527-008-9402-x.
- Aldea, C.-M. i ost. (2000) 'Combined Effect of Cracking and Water Permeability of Concrete', *ASCE 14th Engineering Mechanics Conference (EM2000), May 21-24, 2000, Austin, TX*, pp. 1–6.
- Aldea, C. M., Shah, S. P. i Karr, A. F. (1999) 'Permeability of cracked concrete', *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, 32, pp. 370–376. doi: 10.1016/S0008-8846(97)00031-8.
- Andal, J., Shehata, M. i Zacarias, P. (2016) 'Properties of concrete containing recycled concrete aggregate of preserved quality', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 125, pp. 842–855. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2016.08.110.
- Andrade, C. i ost. (1991) 'Remaining Lifetime of Reinforced Concrete Structures: Effect of Corrosion in the Mechanical Properties of the Steel', in *Life Prediction of Corrodible Structures*. Cambridge, UK, p. 12/1-12/11.
- Andrade, C. (1993) 'Calculation of chloride diffusion coefficients in concrete from ionic migration measurements', *Cement and Concrete Research*, 23(3), pp. 724–742. doi: 10.1016/0008-8846(93)90023-3.
- Andrade, C. i Arteaga, A. (1998) *Statistical quantification of the propagation period, BE95-134/TG4, Sub-task 4.1 Report*. Madrid.
- Arya, C., Buenfeld, N. R. i Newman, J. B. (1990) 'Factors influencing chloride-binding in concrete', *Cement and Concrete Research*, 20(2), pp. 291–300. doi: 10.1016/0008-8846(90)90083-A.
- Arya, C. i Ofori-Darko, F. K. (1996) 'Influence of crack frequency on reinforcement corrosion in concrete', *Cement and Concrete Research*, 26(3), pp. 345–353. doi: 10.1016/S0008-8846(96)85022-8.
- Arya, C. i Xu, Y. (1995) 'Effect of cement type on chloride binding and corrosion of steel in concrete', *Cement and Concrete Research*, 25(4), pp. 893–902. doi: 10.1016/0008-8846(95)00080-V.
- Ashraf, W. (2016) 'Carbonation of cement-based materials: Challenges and opportunities', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 120, pp. 558–570. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2016.05.080.
- ASTM (2010) 'ASTM: Standard Specification for Coal Fly Ash and Raw or Calcined Natural Pozzolan for Use', *Annual Book of ASTM Standards*, pp. 3–6. doi: 10.1520/C0618.

- ASTM C672 (2011) 'Standard Test Method for Scaling Resistance of Concrete Surfaces Exposed to Deicing Chemicals'. ASTM International, pp. 8–10.
- Atis, C. D. (2003) 'Accelerated carbonation and testing of concrete made with fly ash', *Construction and Building Materials*, 17, pp. 147–152. doi: 10.1016/S0950-0618(02)00116-2.
- Audenaert, K., De Schutter, G. i Marsavina, L. (2009) 'Influence of cracks and crack width on penetration depth of chlorides in concrete', *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 13(5), pp. 561–572. doi: 10.1080/19648189.2009.9693134.
- Banjad Pečur, I., Štrimer, N. i Milovanović, B. (2014) 'Durability Properties of Recycled Aggregate Concrete', in Bjegović, D., Beushausen, H., and Serdar, M. (eds) *Proceedings of the RILEM International workshop on performance-based specification and control of concrete durability*. Zagreb: RILEM Publications S.A.R.L., pp. 191–198.
- Bentur, A., Diamond, S. i Berke, N. S. (1999) *Steel corrosion in concrete - Fundamentals and civil engineering practice*. Spon Press, Taylor and Francis Group.
- Bentur, A. i Jaegermann, C. (1991) 'Effect of curing and composition on the properties of the Outer skin concrete', *Journal of Materials in Civil Engineering*, 3(4), pp. 252–262.
- Bertolini, L. *i ost.* (2013) *Corrosion of Steel in Concrete: Prevention, Diagnosis Repair*. Wiley.
- Blagojevic, A. (2016) *The Influence of Cracks on the Durability and Service Life of Reinforced Concrete Structures in relation to Chloride - Induced Corrosio A Look from a Different Perspective*. Delft University of Technology.
- Borges, P. H. R. *i ost.* (2010) 'Carbonation of CH and C-S-H in composite cement pastes containing high amounts of BFS', *Cement and Concrete Research*, 40(2), pp. 284–292. doi: 10.1016/j.cemconres.2009.10.020.
- Bortz, B. S. (2010) *Salt-scaling durability of fly ash concrete, Master of science Thesis*. Kansas State University.
- Bouzoubaâ, N. *i ost.* (2010) 'Carbonation of fly ash concrete: laboratory and field data', *Canadian Journal of Civil Engineering*, 37, pp. 1535–1549. doi: 10.1139/L10-081.
- Bouzoubaa, N., Zhang, M. H. i Malhotra, V. M. (2001) 'Mechanical properties and durability of concrete made with high-volume fly ash blended cements using a coarse fly ash', *Cement and Concrete Research*, 31, pp. 1393–1402.
- Bruhwieler, E. i Wittmann, F. H. (1990) 'The wedge splitting test: a new method of performing stable fracture mechanics tests', *Engineering Fracture Mechanics*, 35, pp. 117–125.
- Bucher, R. *i ost.* (2017) 'Service life of metakaolin-based concrete exposed to carbonation: Comparison with blended cement containing fly ash, blast furnace slag and limestone filler', *Cement and Concrete Research*. Elsevier, 99, pp. 18–29. doi: 10.1016/j.cemconres.2017.04.013.
- Buyle-Bodin, F. i Hadjieva-Zaharieva, R. (2002) 'Influence of industrially produced recycled aggregates on flow properties on concrete', *Materials and Structures*, 35, pp. 504–509.
- Carević, V. i Ignjatović, I. (2016) 'Resistance of concrete with natural and recycled aggregates on accelerated carbonation tests (in Serbian)', in *Savremeni materijali i konstrukcije sa regulativom*. Belgrade, Serbia: Society for materials and structures testing of Serbia, pp. 79–88.
- Carević, V. i Ignjatović, I. (2017) 'Carbonation resistance of high volume fly ash concrete with accelerated tests (in Serbian)', in *XXVII Congress and International Symposium on Research and Application of Contemporary Achievements in Civil Engineering in the Field of Materials and*

Structures. Vrsac, Serbia: Society for materials and structures testing of Serbia, pp. 211–220.

Carević, V. i Ignjatović, I. (2019) 'Influence of loading cracks on the carbonation resistance of RC elements', *Construction and Building Materials*, 227, p. 116583. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2019.07.309.

Carević, V., Ignjatović, I. i Dragaš, J. (2019) 'Model for practical carbonation depth prediction for high volume fly ash concrete and recycled aggregate concrete', *Construction and Building Materials*, 213, pp. 194–208. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2019.03.267.

Cartuxo, F. *i ost.* (2016) 'Increased durability of concrete made with fine recycled concrete aggregates using superplasticizers', *Materials*, 9(2). doi: 10.3390/ma9020098.

Castel, A., François, R. i Arliguie, G. (1999) 'Effect of loading on carbonation penetration in reinforced concrete elements', *Cement and Concrete Research*, 29, pp. 561–565. doi: 10.1016/S0008-8846(99)00017-4.

Castellote, M. *i ost.* (2009) 'Chemical changes and phase analysis of OPC pastes carbonated at different CO₂ concentrations', *Materials and Structures*, 42(4), pp. 515–525. doi: 10.1617/s11527-008-9399-1.

CEN (2005) 'EN 1990. Eurocode - Basis of structural design'.

CEN (2006) 'EN 12390-9. Testing hardened concrete - Part 9: Freeze-thaw resistance - Scaling'.

CEN (2007) 'SRPS EN 1097-6 Ispitivanje mehaničkih i fizičkih svojstava agregata — Deo 6: Određivanje stvarne zapreminske mase i upijanja vode'. Institut za standardizaciju Srbije, p. 32.

CEN (2009a) 'EN 12350-2: Testing fresh concrete - Part 2: Slump', in, p. 9.

CEN (2009b) 'EN 12350-6 Testing fresh concrete - Part 6: Density', in, p. 10.

CEN (2009c) 'EN 12390-13 Testing hardened concrete - Part 13: Determination of secant modulus of elasticity in compression', in, p. 14.

CEN (2009d) 'EN 12390-3 Testing hardened concrete - Part 3: Compressive strength of test specimens', in, p. 19.

CEN (2009e) 'EN 12390-5 Testing hardened concrete - part 5: Flexural strength of test specimens', in, p. 11.

CEN (2009f) 'EN 12390-7 Testing hardened concrete - Part 7: Density of hardened concrete', in, p. 10.

CEN (2009g) 'SRPS EN 933-1. Ispitivanje geometrijskih svojstava agregata - Deo 1: Određivanje granulometrijskog sastava - Metoda prosejavanja'. Institut za standardizaciju Srbije, p. 20.

CEN (2010a) 'EN 12390-11. Determination of the chloride resistance of concrete, unidirectional diffusion'.

CEN (2010b) *EN 12620:2010. Aggregates for concrete*. Brussels, Belgium.

CEN (2010c) 'FprCEN/TS 12390-12. Testing hardened concrete - Part 12: Determination of the potential carbonation resistance of concrete: Accelerated carbonation method'. Brussels, Belgium: CEN/TS, p. 15.

CEN (2011) 'SRPS EN 206-1. Beton - Deo 1: Specifikacija, performanse, proizvodnja i usaglašenost'. Institut za standardizaciju Srbije, p. 81.

- CEN (2012) *EN 450-1: Fly ash for concrete — Part 1: Definition, specifications and conformity criteria*. Brussels: European Committee for Standardization.
- CEN (2013) 'SRPS EN 197-1:2013. Cement - Deo 1: Sastav, specifikacije i kriterijumi usaglašenosti za obične cemente'. Institut za standardizaciju Srbije, p. 36.
- CEN (2015) 'EN 1992-1-1', in CEN (ed.). Belgrade: ISS.
- CEN/TS 229/WG 5 (2016) 'prEN 16757 - Sustainability of construction works - Environmental product declarations - Product Category Rules for concrete and concrete elements', p. 55.
- Ceukelaire, L. De i Nieuweburg, D. Van (1993) 'Accelerated carbonation of a blast-furnace cement concrete', *Cement and Concrete Research*, 26, pp. 442–452.
- Chang, C.-F. i Chen, J.-W. (2006) 'The experimental investigation of concrete carbonation depth', *Cement and Concrete Research*, 36, pp. 1760–1767.
- Ciardullo, J. P., Sweeney, D. J. i Scherer, G. W. (2005) 'Thermal expansion kinetics: Method to Measure Permeability of Cementitious Materials, IV Effect of Thermal Gradients and Viscoelasticity', *Jurnal of American Ceramic Society*, 88(5), pp. 1213–1221.
- Çopuroğlu, O. i Schlangen, E. (2008) 'Modeling of frost salt scaling', *Cement and Concrete Research*, 38(1), pp. 27–39. doi: 10.1016/j.cemconres.2007.09.003.
- Costa, A. i Appleton, J. (1999) 'Chloride penetration into concrete in marine environment - Part II: Prediction of long term chloride penetration', *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, 32, pp. 354–359. doi: 10.1007/bf02479594.
- Cui, H. *i ost.* (2015) 'Experimental study on effects of CO₂ concentrations on concrete carbonation and diffusion mechanisms', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 93, pp. 522–527. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2015.06.007.
- Cultrone, G., Sebastian, E. i Ortega Huertas, M. (2007) 'Durability of masonry sistem: A laboratory study', *Construction and Building Materials*, 21, pp. 40–51.
- Dang, V. H. i François, R. (2013) 'Influence of long-term corrosion in chloride environment on mechanical behaviour of RC beam', *Engineering Structures*, 48, pp. 558–568. doi: 10.1016/j.engstruct.2012.09.021.
- Dhir, R. K. *i ost.* (1997) 'Developing chloride resisting concrete using PFA', *Cement and Concrete Research*, 27(11), pp. 1633–1639. doi: 10.1017/CBO9781107415324.004.
- Dhir, R. K. *i ost.* (2007) 'Evaluation of Portland limestone cements for use in concrete construction', *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, 40(5), pp. 459–473. doi: 10.1617/s11527-006-9143-7.
- Dhir, R. K. i Jones, M. R. (1999) 'Development of chloride-resisting concrete using fly ash', *Fuel*, 78(2), pp. 137–142. doi: 10.1016/S0016-2361(98)00149-5.
- Djerbi, A. *i ost.* (2008) 'Influence of traversing crack on chloride diffusion into concrete', *Cement and Concrete Research*, 38(6), pp. 877–883. doi: 10.1016/j.cemconres.2007.10.007.
- Dong, B. Q. *i ost.* (2014) 'Electrochemical impedance measurement and modeling analysis of the carbonation behavior for cementitious materials', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 54, pp. 558–565. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2013.12.100.
- Dragaš, J. *i ost.* (2016) 'Mechanical and time-dependent properties of high-volume fly ash concrete for structural use', *Magazine of Concrete Research*, 68(12), pp. 632–645. doi:

10.1680/jmacr.15.00384.

Dragaš, J. (2018) *Ultimate capacity of high volume fly ash reinforced concrete beams*, PhD Thesis. University of Belgrade, Faculty of Civil Engineering.

Drory, M. D. i Evans, A. G. (1990) 'Experimental Observations of Substrate Fracture Caused by Residually Stressed Films', *Journal of American Ceramic Society*, 73(3), pp. 634–638.

Drory, M. D., Thouless, M. D. i Evans, A. G. (1988) 'On the decohesion of residually stressed thin films', *Acta metall.*, 36(8), pp. 2019–2028.

Du, Y. (2001) *Effect of Reinforcement Corrosion on Structural Concrete Ductility*. University of Birmingham, UK.

Duan, A. i ost. (2017) 'Flexural behaviour of reinforced concrete beams under freeze–thaw cycles and sustained load', *Structure and Infrastructure Engineering*. Taylor & Francis, 13(10), pp. 1350–1358. doi: 10.1080/15732479.2016.1268172.

DuraCrete (2000) *Probabilistic Performance based Durability Design of Concrete Structures DuraCrete*.

Durán-Herrera, A. i ost. (2015) 'Accelerated and natural carbonation of concretes with internal curing and shrinkage/viscosity modifiers', *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, 48(4), pp. 1207–1214. doi: 10.1617/s11527-013-0226-y.

Eguez, H. E., De Belie, N. i De Schutter, G. (2014) 'The influence of carbonation on deicer scaling resistance of Blast furnace slag concrete (BFSC)', in Quattrone, M. and John, V. M. (eds) *XIII International Conference on Durability of Building Materials and Components - XIII DBMC*. Sao Paulo, Brazil: RILEM, pp. 138–146.

Ekolu, S. O. (2018) 'Model for practical prediction of natural carbonation in reinforced concrete: Part 1-formulation', *Cement and Concrete Composites*. Elsevier Ltd, 86, pp. 40–56. doi: 10.1016/j.cemconcomp.2017.10.006.

EN12390-10 (2008) 'Testing hardened concrete — Part 10: Determination of the relative carbonation resistance of concrete'. Brussels, Belgium: CEN/TS, p. 21.

EN 14630 (2006) 'Products and systems for the protection and repair of concrete structures - Test methods - Determination of carbonation depth in hardened concrete by the phenolphthalein method'. Brussels, Belgium: CEN/TS, p. 8.

Ernzen, J. J. i Carrasquillo, R. L. (1992) *Resistance of high strength concrete to cold weather environments*. Austin, Texas.

Evangelista, L. i Brito, J. De (2010) 'Durability performance of concrete made with fine recycled concrete aggregates', *Cement and Concrete Composites*. Elsevier Ltd, 32(1), pp. 9–14. doi: 10.1016/j.cemconcomp.2009.09.005.

Faustino, P. i ost. (2017) 'Probabilistic service life of RC structures under carbonation', *Magazine of Concrete Research*, 69(6), pp. 280–291. doi: 10.1680/jmacr.16.00024.

fib-Bulletin 34 (2006) *Model Code for Service Life Design*. 1st edn. Lausanne, Switzerland: International Federation for Structural Concrete (fib).

fib-Model Code (2010) *Model Code 2010. Volume 2*. Lausanne, Switzerland: International Federation for Structural Concrete (fib).

Foy, C., Pigeon, M. i Banthia, N. (1988) 'Freeze-thaw durability and deicer salt scaling resistance of a 0.25 water-cement ratio concrete', *Cement and Concrete Research*, 18, pp. 604–

614.

Francois, R. *i ost.* (2011) 'Influence of mechanical cracks on the development of corrosion mechanism', in WAN, C. L. i K. T. (ed.) *International RILEM Conference on Advances in Construction Materials Through Science and Engineering*. RILEM Publications SARL, pp. 578–585.

Fung, W. K. (2005) 'Durability of Concrete using Recycled Aggregates', in *SCCT Annual Concrete Seminar*.

Galan, I. *i ost.* (2015) 'Assessment of the protective effect of carbonation on portlandite crystals', *Cement and Concrete Research*, 74, pp. 68–77.

Galan, I., Andrade, C. i Castellote, M. (2013) 'Natural and accelerated CO₂ binding kinetics in cement paste at different relative humidities', *Cement and Concrete Research*, 49(April), pp. 21–28. doi: 10.1016/j.cemconres.2013.03.009.

Gehlen, C. i Ludwig, H.-M. (1999) *Compliance Testing for Probabilistic Design Purposes*.

Gil'mutdinov, T. Z. *i ost.* (2017) 'Carbonation of concrete taking into account the cracks in the protective concrete layer', *Journal of Engineering and Applied Sciences*, 12(15), pp. 4406–4413.

Glass, G. K. i Buenfeld, N. R. (2000) 'Chloride-induced corrosion of steel', *Progress in Structural Engineering and Materials*, 2, pp. 448–458.

Gomes, M., Brito, J. i Bravo, M. (2009) 'Structural concrete with incorporation of coarse recycled concrete and ceramic aggregates: durability performance', *Materials and Structures*, 42(5), pp. 663–675. doi: 10.1617/s11527-008-9411-9.

Gruyaert, E. (2010) *Effect of Blast-Furnace Slag as Cement Replacement on Hydration, Microstructure, Strength and Durability of Concrete*. Ghent University, Belgium.

Gurdian, H. *i ost.* (2014) 'Corrosion behavior of steel reinforcement in concrete with recycled aggregates, fly ash and spent cracking catalyst', *Materials*, 7, pp. 3176–3197. doi: 10.3390/ma7043176.

Hadjieva-Zaharieva, R. i Buyle-Bodin, F. (2003) 'Opportunity for using recycled aggregates in reinforced concrete: carbonation study', in ILCDES (ed.) *2nd Int. Symposium Integrated Lifetime Engineering of Buildings & Civil Infrastructures*. ILCDES, pp. 293–298.

Harnik, A. B., Meier, U. i Rosw, A. (1980) 'Combined Influence of Freezing and Delcing Salt on Concrete—Physical Aspects', *Durability of Building Materials and Components*, ASTMSTP 69, p. 474–484.

Harrison, T. A. *i ost.* (2012) 'Experience of using the prTS 12390-12 accelerated carbonation test to assess the relative performance of concrete', *Magazine of Concrete Research*, 64(8), pp. 737–747. doi: 10.1680/mac.11.00162.

Van den Heede, P. (2014) *Durability and Sustainability of Concrete with High Volumes of Fly Ash*. Ghent University, Belgium.

Van Den Heede, P., Furniere, J. i De Belie, N. (2013) 'Influence of air entraining agents on deicing salt scaling resistance and transport properties of high-volume fly ash concrete', *Cement and Concrete Composites*, 37(1), pp. 293–303. doi: 10.1016/j.cemconcomp.2013.01.005.

Helmuth, R. A. (1962) 'Discussion of the paper "Frost action in concrete" by P. Nerenst', in *Proceedings of the 4th International Congress on Chemistry of Cement*. Washington DC: NBS Monograph 43. National Bureau of Standards, pp. 829–833.

- Ho, D. W. S. i R.K., L. (1987) 'Carbonation of concrete and its prediction', *Cement and Concrete Research*, 17(3), pp. 489–504.
- Holt, E. *i ost.* (2004) 'Implementing Environmentally-friendly and Durable Concrete to Finnish Practice', *NCR*, 32(2), pp. 34–49.
- Hyvert, N. *i ost.* (2010) 'Dependency of C-S-H carbonation rate on CO₂ pressure to explain transition from accelerated tests to natural carbonation', *Cement and Concrete Research*, 40(11), pp. 1582–1589. doi: 10.1016/j.cemconres.2010.06.010.
- Ignjatovic, I. *i ost.* (2017) 'High volume fly ash concrete: Part 2: Durability and radiological properties', in *Proceedings of the 17th international symposium of MASE*. Ohrid, Macedonia: MASE, pp. 700–709.
- Ignjatović, I. (2013) *Ultimate strength of reinforced recycled concrete beams (in Serbian)*, PhD Thesis. University of Belgrade, Faculty of Civil Engineering.
- Ignjatović, I. S. *i ost.* (2013) 'Flexural behavior of reinforced recycled aggregate concrete beams under short-term loading', *Materials and Structures*, 46(6), pp. 1045–1059. doi: 10.1617/s11527-012-9952-9.
- Ismail, M. *i ost.* (2004) 'Effect of crack opening on the local diffusion of chloride in inert materials', *Cement and Concrete Research*, 34, pp. 711–716. doi: 10.1016/j.cemconres.2003.10.025.
- Ismail, M. i Ohtsu, M. (2006) 'Corrosion rate of ordinary and high-performance concrete subjected to chloride attack by AC impedance spectroscopy', *Construction and Building Materials*, 20(7), pp. 458–469. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2005.01.062.
- ISO 1920-12 (2015) 'Testing of concrete - Part 12: Determination of the carbonation resistance of concrete - Accelerated carbonation method'. Geneva, Switzerland: ISO, p. 14.
- Jacobsen, S., Saether, D. H. i Sellevold, E. J. (1997) 'Frost/salt scaling and ice formation of concrete: Frost/salt scaling at different cooling rates', *Materials and Structures*, 30, pp. 33–42.
- Jaffer, S. J. i Hansson, C. M. (2009) 'Chloride-induced corrosion products of steel in cracked-concrete subjected to different loading conditions', *Cement and Concrete Research*, 39(2), pp. 116–125. doi: 10.1016/j.cemconres.2008.11.001.
- Jana, D. (2004) 'Construction, or Salt — Which Causes Scaling? Part I: Importance of air-void system in concrete', *Concrete International*, (November), pp. 31–38.
- Jana, D. (2007) 'Concrete scaling – a critical review', in *Twenty-ninth conference on cement microscopy*. Quebec city, PQ, Canada: International Cement Microscopy Asso, pp. 91–130.
- Jang, S. Y., Kim, B. S. i Oh, B. H. (2011) 'Effect of crack width on chloride diffusion coefficients of concrete by steady-state migration tests', *Cement and Concrete Research*, 41(1), pp. 9–19. doi: 10.1016/j.cemconres.2010.08.018.
- Jia, Y., Aruhan, B. i Yan, P. (2012) 'Natural and accelerated carbonation of concrete containing fly ash and GGBS after different initial curing period', *Magazine of Concrete Research*, 64(2), pp. 143–150. doi: 10.1680/mac.10.00134.
- Jiang, L., Lin, B. i Cai, Y. (2000) 'A model for predicting carbonation of high-volume fly ash concrete', *Cement and Concrete Research*, 30(5), pp. 699–702. doi: 10.1016/S0008-8846(00)00227-1.
- Jimenez, L. F. i Moreno, E. I. (2015) 'Durability Indicators in High Absorption Recycled Aggregate Concrete', *Advances in Materials Science and Engineering*, 2015, p. 8. doi:

10.1155/2015/505423.

JUS U.M1.055 (1984) 'Ispitivanje otpornosti površine betona na dejstvo mraza i soli za odmrzavanje'. Institut za standardizaciju Srbije, pp. 747–750.

Katz, A. (2003) 'Properties of concrete made with recycled aggregate from partially hydrated old concrete', *Cement and Concrete Research*, 33(5), pp. 703–711. doi: 10.1016/S0008-8846(02)01033-5.

Kayyali, O. A. i Haque, M. N. (1995) 'The Cl⁻ /OH⁻ - ratio in chloride-contaminated concrete - a most important criterion', *Magazine of Concrete Research*, 47(172), pp. 235–242. doi: 10.1680/mac.1995.47.172.235.

Kayyali, O. A. i Qasrawi, M. S. (1992) 'Chloride Binding Capacity in Cement-Fly-Ash Pastes', *Journal of Materials in Civil Engineering*, 4(1), pp. 16–26. doi: 10.1061/(ASCE)0899-1561(1992)4:1(16).

Khunthongkeaw, J., Tangtermsirikul, S. i Leelawat, T. (2006) 'A study on carbonation depth prediction for fly ash concrete.pdf', *Construction and Building Materials*, 20, pp. 744–753.

Kosior-Kazberuk, M. (2012) 'Effects of Interaction of Static Load and Frost on Damage Mechanism of Concrete Elements', *Journal of Sustainable Architecture and Civil Engineering*, 1(1). doi: 10.5755/j01.sace.1.1.2616.

Kou, S. C. i Poon, C. S. (2012) 'Enhancing the durability properties of concrete prepared with coarse recycled aggregate', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 35, pp. 69–76. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2012.02.032.

Kou, S. C. i Poon, C. S. (2013) 'Long-term mechanical and durability properties of recycled aggregate concrete prepared with the incorporation of fly ash', *Cement and Concrete Composites*, 37(1), pp. 12–19. doi: 10.1016/j.cemconcomp.2012.12.011.

Kreijger, P. C. (1984) 'The skin of concrete, Composition and properties', *Materials and Structures*, 4, pp. 278–283.

Krishnan, A. i ost. (2006) *Technical Issues Related to the Use of Fly Ash and Slag During Late-Fall (Low Temperature) Construction Season*. West Lafayette, Indiana, USA. doi: 10.5703/1288284313382.

Kumar, M. K. i ost. (2012) 'Corrosion resistance performance of fly ash blended cement concrete', *Internatioanl Journal of Research in engineering and technologi*, 1(3), pp. 448–454. doi: 10.1016/0140-6701(95)93047-7.

Kuosa, H. i ost. (2008) 'Field and Laboratory Testing and Service Life Modelling in Finland', in *Nordic Exposure Sites: Input to revisions of EN206-1. Workshop Proceeding from a Nordic Miniseminar*. Hirtshals, Denmark: The Nordic Concrete Federation, pp. 181–208.

Kwon, S.-J. i Na, U.-J. (2011) 'Prediction of Durability for RC Columns with Crack and Joint under Carbonation Based on Probabilistic Approach', *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 5(1), pp. 11–18. doi: 10.4334/ijcsm.2011.5.1.011.

Kwon, S. J. i ost. (2009) 'Service life prediction of concrete wharves with early-aged crack: Probabilistic approach for chloride diffusion', *Structural Safety*. Elsevier Ltd, 31(1), pp. 75–83. doi: 10.1016/j.strusafe.2008.03.004.

Langan, B. W., Joshi, R. C. i Ward, M. A. (1990) 'Strength and durability of concretes containing 50% Portland cement replacement by fly ash and other materials', *Canadian Journal of Civil Engineering*, 17, pp. 19–27.

- Lay, S. i Schießl, P. (2003) 'LIFECON DELIVERABLE D3.2 Service Life Models', *Life Cycle Management of Concrete Infrastructures for Improved Sustainability*, p. 169.
- Leemann, A. i Moro, F. (2017) 'Carbonation of concrete: the role of CO₂ concentration, relative humidity and CO₂ buffer capacity', *Materials and Structures*. Springer Netherlands, 50, pp. 1–14. doi: 10.1617/s11527-016-0917-2.
- Levy, S. i Helene, P. (2007) 'Durability of concrete mixed with fine recycled aggregates', *Sustainable Construction Materials and Technologies*, 5(1), pp. 25–34. doi: 10.5585/exacta.v5i1.1027.
- Levy, S. M. i Helene, P. (2004) 'Durability of recycled aggregates concrete: A safe way to sustainable development', *Cement and Concrete Research*, 34(11), pp. 1975–1980. doi: 10.1016/j.cemconres.2004.02.009.
- Li, D. i ost. (2018) 'Evaluating the effect of external and internal factors on carbonation of existing concrete building structures', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 167, pp. 73–81. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2018.01.127.
- Lindmark, S. (1998) *Mechanisms of Salt Frost Scaling of Portland Cement-bound Materials: Studies and Hypothesis*. Lund, Sweden.
- Linsbauer, H. i Tschegg, E. (1986) 'Fracture energy determination of concrete with cube shaped specimens', *Zement und Beton*, 31, pp. 38–40.
- Liu, J. i ost. (2016) 'Degradation of fly ash concrete under the coupled effect of carbonation and chloride aerosol ingress', *Corrosion Science*. Elsevier Ltd, 112, pp. 364–372. doi: 10.1016/j.corsci.2016.08.004.
- Lovato, P. S. i ost. (2012) 'Modeling of mechanical properties and durability of recycled aggregate concretes', *Construction and Building Materials*, 26(1), pp. 437–447. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2011.06.043.
- Lu, C. feng i ost. (2018) 'Effects of micro-environmental climate on the carbonation depth and the pH value in fly ash concrete', *Journal of Cleaner Production*. Elsevier Ltd, 181, pp. 309–317. doi: 10.1016/j.jclepro.2018.01.155.
- Luping, T. i Nilsson, L. O. (1993) 'Chloride binding capacity and binding isotherms of OPC pastes and mortars', *Cement and Concrete Research*, 23(2), pp. 247–253. doi: 10.1016/0008-8846(93)90089-R.
- Malhotra, V. M. (1986) 'Superplasticized fly ash concrete for structural application', *Concrete international*, 8, pp. 28–31.
- Marchand, J., Jolin, M. i Machabee, Y. (2005) 'DEICER SALT SCALING RESISTANCE OF SUPPLEMENTARY CEMENTING MATERIAL CONCRETE: Laboratory results against field performance', in *Cement Combinations for Durable Concrete: Proceedings of the International Conference*. University of Dundee, Scotland, UK: Thomas Telford Publishing, pp. 579–590.
- Marinković, S. i ost. (2017) 'Environmental assessment of green concretes for structural use', *Journal of Cleaner Production*, 154, pp. 633–649. doi: 10.1016/j.jclepro.2017.04.015.
- Marques, P. F., Chastre, C. i Nunes, Â. (2013) 'Carbonation service life modelling of RC structures for concrete with Portland and blended cements', *Cement and Concrete Composites*, 37(1), pp. 171–184. doi: 10.1016/j.cemconcomp.2012.10.007.
- Marsavina, L. i ost. (2009) 'Experimental and numerical determination of the chloride penetration in cracked concrete', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 23(1), pp.

264–274. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2007.12.015.

Missouri Department of Transportation (2014) *Project Title : Recycled Concrete Aggregate (RCA) for Infrastructure Elements Report C : Bond Behavior of Mild Reinforcing Steel in RCA Concrete*. Rolla, Missouri.

Miyazato, S. I. i Otsuki, N. (2010) 'Steel corrosion induced by chloride or carbonation in mortar with bending cracks or joints', *Journal of Advanced Concrete Technology*, 8(2), pp. 135–144. doi: 10.3151/jact.8.135.

Moriconi, G. (2007) 'Recyclable materials in concrete technology: sustainability and durability', *Proc. Special Sessions of First inter. conf. on sustainable Construction Materials and Technologies*, p. 12.

Naik, B. T. R. i ost. (2003) 'Utilization laboratory and field evaluation of concrete containing up to 70 % class C and class F fly ash', in *Symposium on Concrete Durability: Deicing Chemicals and Freezing-Thawing*. Denver, Colorado, USA: ASTM Committee C09, p. 41.

Nehdi, M., Pardhan, M. i Koshowski, S. (2004) 'Durability of self-consolidating concrete incorporating high-volume replacement composite cements', *Cement and Concrete Research*, 34(11), pp. 2103–2112. doi: 10.1016/j.cemconres.2004.03.018.

Neuwald, A. i ost. (2003) 'Concrete Curing and Its Relationship To Measured Scaling in Concrete Containing Fly Ash', in *Transportation Research Board 82nd Annual Meeting*. Washington, D.C., USA, p. 22.

Neves, R., Branco, F. A. i De Brito, J. (2012) 'A method for the use of accelerated carbonation tests in durability design', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 36, pp. 585–591. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2012.06.028.

Neves, R., Branco, F. i de Brito, J. (2013) 'Field assessment of the relationship between natural and accelerated concrete carbonation resistance', *Cement and Concrete Composites*, 41, pp. 9–15.

Neville, A. (2006) *Concrete: Neville's Insights and Issues*. London, UK: Thomas Telford Publishing. doi: 10.1680/cniai.34686.

Nilsson, L. O. i Gehlen, C. (1998) *Summary of the statistical quantification of the DuraCrete resistivity corrosion rate model, BE95-134/TG4, Sub-Task 4.1 Report*. Gothenborg and Aachen.

NT Build 357 (1989) 'Concrete , Repairing Materials and Protective Coating: Carbonation resistance'. Espoo, Finland: NORDTEST, p. 3.

NT BUILD 443 (1995) 'CONCRETE, HARDENED: ACCELERATED CHLORIDE PENETRATION'. Espoo, Finland: NORDTEST.

NT BUILD 492 (1999) 'Concrete, mortar and cement-based repair materials: Chloride migration coefficient from non-steady-state migration experiments'. Espoo, Finland: Nordtest, pp. 1–8.

Ohga, H. i Nagataki, S. (1989) 'Prediction and evaluation of the depth of carbonation of concrete by the accelerated test', *Concrete Library of JSCE*, (12), pp. 93–106.

Otieno, M. (2008) *Corrosion Propagation in cracked and uncracked concrete, Concrete Repair, Rehabilitation and Retrofitting II: 2nd International Conference on Concrete Repair, Rehabilitation and Retrofitting*,. Edited by M. G. Alexander i ost. Cape Town: CRC Press.

Otieno, M. B., Beushausen, H. D. i Alexander, M. G. (2011) 'Modelling corrosion propagation in reinforced concrete structures - A critical review', *Cement and Concrete Composites*. Elsevier

Ltd, 33(2), pp. 240–245. doi: 10.1016/j.cemconcomp.2010.11.002.

Otieno, M., Beushausen, H. i Alexander, M. (2016a) 'Chloride-induced corrosion of steel in cracked concrete - Part I: Experimental studies under accelerated and natural marine environments', *Cement and Concrete Research*. Elsevier Ltd, 79, pp. 373–385. doi: 10.1016/j.cemconres.2015.08.009.

Otieno, M., Beushausen, H. i Alexander, M. (2016b) 'Chloride-induced corrosion of steel in cracked concrete - Part II: Corrosion rate prediction models', *Cement and Concrete Research*. Elsevier Ltd, 79, pp. 386–394. doi: 10.1016/j.cemconres.2015.08.008.

Otsuki, N., Miyazato, S. i Yodsudjai, W. (2003) 'Influence of Recycled Aggregate on Interfacial Transition Zone, Strength, Chloride Penetration and Carbonation of Concrete', *Journal of Materials in Civil Engineering*, 15(5), pp. 443–451. doi: 10.1061/(ASCE)0899-1561(2003)15:5(443).

Pailes, B. (2018) *Effect of Cracking on Reinforced Concrete Corrosion, ACI Spring 2018 Convention*. Available at: <https://www.concrete.org/education/freewebsessions/completelisting/coursepreviews.aspx?ID=51713407> (Accessed: 10 March 2019).

Papadakis, V. G. (2000) 'Effect of supplementary cementing materials on concrete resistance against carbonation and chloride ingress', *Cement and Concrete Research*, 30, pp. 291–299.

Papadakis, V. G. i Fardis, M. N. (1989) 'A reaction engineering approach to the problem of concrete carbonation', *American Institute of Chemical Engineers*, 35(10), pp. 1639–1651.

Papadakis, V. G., Vayenas, C. G. i Fardis, M. N. (1991) 'Experimental Investigation and Mathematical-Modeling of the Concrete Carbonation Problem', *Chemical Engineering Science*, 46(5–6), pp. 1333–1338. doi: 10.1016/0009-2509(91)85060-b.

Park, D. C. (2008) 'Carbonation of concrete in relation to CO₂ permeability and degradation of coatings', *Construction and Building Materials*, 22(11), pp. 2260–2268. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2007.07.032.

Paulay, T. i Priestley, M. J. N. (1992) *Seismic design of reinforced concrete and masonry buildings, Structural Safety*. John Wiley & Sons, Inc. doi: 10.1016/0167-4730(93)90008-o.

Pease, B. J. (2010) *Influence of concrete cracking on ingress and reinforcement corrosion*. Technical University of Denmark.

Pedro, D., de Brito, J. i Evangelista, L. (2015) 'Performance of concrete made with aggregates recycled from precasting industry waste: influence of the crushing process', *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*. Springer Netherlands, 48, pp. 3965–3978. doi: 10.1617/s11527-014-0456-7.

Peter, S. i Raupach, M. (1997) 'Laboratory studies and calculations on the influence of crack width on chloride-induced corrosion of steel in concrete', *ACI Materials Journal*, 94(1), pp. 56–62. doi: 10.14359/285.

Pigeon, M. i ost. (1996) 'Surface microstructure and scaling resistance of concrete', *Cement and Concrete Research*, 26(10), pp. 1555–1566. doi: 10.1016/0008-8846(96)00138-X.

Piyasena, R. (2002) *Crack Spacing, Crack Width, and Tension Stiffening Effect in Reinforced Concrete Beams and One-way Slabs, PhD Thesis*. Griffith University, Brisbane.

Polder, R. (2001) 'Test methods for on site measurement of resistivity of concrete - a RILEM TC-154 technical recommendation', *Construction and Building Materials*, 15(2–3), pp. 125–

131. Available at: <http://www.springerlink.com/index/10.1007/BF02480599>.
- Pour-Ghaz, M. *i ost.* (2009) 'Numerical and experimental assessment of unsaturated fluid transport in saw-cut (Notched) concrete elements', *American Concrete Institute, ACI Special Publication*, (266 SP), pp. 73–85.
- Poursaee, A. i Hansson, C. M. (2008) 'The influence of longitudinal cracks on the corrosion protection afforded reinforcing steel in high performance concrete', *Cement and Concrete Research*, 38(8–9), pp. 1098–1105. doi: 10.1016/j.cemconres.2008.03.018.
- Powers, T. C. (1975) 'Freezing effects in concrete, Durability of Concrete', *ACI SP-47*, pp. 1–11.
- R. Movassaghi (2006) *Durability of Reinforced Concrete Incorporating Recycled Concrete as Aggregate (RCA)*, *MASc thesis in Mechanical Engineering, University of Waterloo*. University of Waterloo, Ontari, Canada.
- Ren, Y. *i ost.* (2015) 'A model of concrete carbonation depth under the coupling effects of load and environment', *Materials Research Innovations*, 19(sup9), pp. S9-224-S9-228. doi: 10.1179/1432891715Z.0000000001970.
- RHMZ (2019) *Republički hidrometereološki zavod Srbije*. Available at: http://www.hidmet.gov.rs/latin/meteorologija/klimatologija_temp_rezim.php (Accessed: 3 June 2019).
- Ribeiro, A. B. *i ost.* (2003) 'A contribution to the development of performance-related design methods', in *2nd International RILEM Workshop on Life Prediction and Aging Management of Concrete Structures*, pp. 223–235. doi: 10.1617/2912143780.022.
- Ribeiro, M. S. S., Ribeiro, A. B. i Gonçalves, A. F. (2009) 'Resistance of Concrete to Carbonation. Predicted and measured values in natural exposure', in *2nd International RILEM Workshop on Concrete Durability and Service Life Planning*, pp. 229–236.
- Rodriguez, O. G. i Hooton, R. D. (2003) 'Influence of cracks on chloride ingress into concrete', *ACI Materials Journal*, 100(2), pp. 120–126. doi: 10.14359/12551.
- Rose, K., Hope, B. B. i Ip, A. K. C. (1989) 'Statistical analysis of strength and durability of concrete made with different cements', *Cement and Concrete Research*, 19, pp. 476–486.
- Roy, S. K., Poh, K. B. i Nortwood, D. O. (1999) 'Durability of Concrete-Accelerated Carbonation and Weathering Studies', *Building and Environment*, 34, pp. 597–606.
- Saetta, A. V., Schrefler, B. A. i Vitaliani, R. V (1993) 'The Carbonation of concrete and mechanism of moisture, heat and carbon dioxide flow through porous materials', *Cement and Concrete Research*, 23, pp. 761–772.
- Sahmaran, M. i Li, V. C. (2007) 'De-icing salt scaling resistance of mechanically loaded engineered cementitious composites', *Cement and Concrete Research*, 37(7), pp. 1035–1046. doi: 10.1016/j.cemconres.2007.04.001.
- Şahmaran, M. i Yaman, İ. O. (2008) 'Influence of transverse crack width on reinforcement corrosion initiation and propagation in mortar beams', *Canadian Journal of Civil Engineering*, 35(3), pp. 236–245. doi: 10.1139/L07-117.
- Sandberg, P., Tang, L. i Andersen, A. (1998) 'Recurrent Studies of Chloride Ingress in Uncracked Marine Concrete at Various Exposure Times and Elevations', *Cement and Concrete Research*, 28(10), pp. 1489–1503. doi: PII S0008-8846(98)00124-0.
- Sanjuán, M. A., Andrade, C. i Cheyrezy, M. (2003) 'Concrete carbonation tests in natural and accelerated conditions', *Advances in Cement Research*, 15(4), pp. 171–180. doi:

10.1680/adcr.2003.15.4.171.

Savija, B. (2014) *Experimental and Numerical Investigation of chloride ingress in cracked concrete*. Delft University of Technology, Netherland.

Scherer, G. W. (2004) 'Stress from crystallization of salt', *Cement and Concrete Research*, 34, pp. 1613–1624.

Schießl, P. (1988) 'Cracking of concrete and durability of concrete structures', *European Conference on cracking of concrete and durability of construction*. Paris, France.

Schiessl, P. i Raupach, M. (1997) 'Laboratory Studies and Calculations on the Influence of Crack Width on Chloride-Induced Corrosion of Steel in Concrete', *Materials Journal*, 94(1), pp. 56–61.

De Schutter, G. (1999) 'Quantification of the influence of cracks in concrete structures on carbonation and chloride penetration', *Magazine of Concrete Research*, pp. 427–435. doi: 10.1680/mac.1999.51.6.427.

Scott, A. i Alexander, M. G. (2007) 'The influence of binder type, cracking and cover on corrosion rates of steel in chloride-contaminated concrete', *Magazine of Concrete Research*, 59(7), pp. 495–505. doi: 10.1680/mac.2007.59.7.495.

Scrivener, K. L., John, V. M. i Gartner, E. M. (2016) *Eco-efficient cements: Potential, economically viable solutions for a low-CO₂, cement-based materials industry*. Paris.

Shafiq, N. (2004) 'Effects of fly ash on chloride migration in concrete and calculation of cover depth required against the corrosion of embedded steel reinforcement', *Structural Concrete*, 5(1), pp. 5–9. doi: 10.1680/stco.2004.5.1.5.

Shah, V. i Bishnoi, S. (2018) 'Carbonation resistance of cements containing supplementary cementitious materials and its relation to various parameters of concrete', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 178, pp. 219–232. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2018.05.162.

Shaikh, F. U. A. (2018) 'Effect of Cracking on Corrosion of Steel in Concrete', *International Journal of Concrete Structures and Materials*. Springer Netherlands, 12(1). doi: 10.1186/s40069-018-0234-y.

Sillanpää, M. (2010) 'The effect of cracking on chloride diffusion in concrete', *Master of science Thesis*. Aalto University, p. 134.

Silva, R. V. i ost. (2015) 'Carbonation behaviour of recycled aggregate concrete', *Cement and Concrete Composites*. Elsevier Ltd, 62, pp. 22–32. doi: 10.1016/j.cemconcomp.2015.04.017.

Silva, R. V., De Brito, J. i Dhir, R. K. (2014) 'Properties and composition of recycled aggregates from construction and demolition waste suitable for concrete production', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 65, pp. 201–217. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2014.04.117.

Sisomphon, K. i Franke, L. (2007) 'Carbonation rates of concretes containing high volume of pozzolanic material', *Cement and Concrete Research*, 37, pp. 1647–1653.

SRPS U.M1.057 (1984) 'Granulometrijski sastav mešavine agregata za beton'. Institut za standardizaciju Srbije, p. 3.

Stanish, K. D., Hooton, R. D. i Thomas, M. D. . (1997) 'Testing the Chloride Penetration Resistance of Concrete : A Literature Review', *Prediction of Chloride Penetration in Concrete*, p. 31.

Stark, D. C. i ost. (2002) 'Performance of concrete specimens in the PCA Outdoor test facility'.

Skokie, Illinois, USA: Portland Cement Association, p. 36.

Stefanoni, M., Angst, U. i Elsener, B. (2018) 'Corrosion rate of carbon steel in carbonated concrete – A critical review', *Cement and Concrete Research*. Elsevier, 103, pp. 35–48. doi: 10.1016/j.cemconres.2017.10.007.

Sulapha, P. *i ost.* (2003) 'Carbonation of Concrete Containing Mineral Admixtures', *Journal of Materials in Civil Engineering*, 15, pp. 134–143. doi: 10.1061/(ASCE)0899-1561(2003)15:2(134).

Talukdar, S., Banthia, N. i Grace, J. R. (2012) 'Carbonation in concrete infrastructures in the context of global climate change - Part 1: Experimental results and model development', *Cement and Concrete Composites*, 34, pp. 924–930.

Talukdar, S., Banthia, N. i Grace, J. R. (2015) 'Modelling the effects of structural cracking on carbonation front advance into concrete', *International Journal of Structural Engineering*, 6(1), pp. 73–87.

Tam, V. W. Y., Soomro, M. i Evangelista, A. C. J. (2018) 'A review of recycled aggregate in concrete applications (2000–2017)', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 172, pp. 272–292. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2018.03.240.

Tam, V. W. Y., Wang, K. i Tam, C. M. (2008) 'Assessing relationships among properties of demolished concrete, recycled aggregate and recycled aggregate concrete using regression analysis', *Journal of Hazardous Materials*, 152(2), pp. 703–714. doi: 10.1016/j.jhazmat.2007.07.061.

Tang, J. *i ost.* (2018) 'Influence of axial loading and carbonation age on the carbonation resistance of recycled aggregate concrete', *Construction and Building Materials*, 173, pp. 707–717. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2018.03.269.

Tang, L. *i ost.* (2012) *Validation of models and test methods for assessment of durability of concrete structures in the road environment*. Stockholm, Sweden. Available at: <http://publications.lib.chalmers.se/publication/171367-validation-of-models-and-test-methods-for-assessment-of-durability-of-concrete-structures-in-the-roa>.

Thiery, M. *i ost.* (2007) 'Investigation of the carbonation front shape on cementitious materials: Effects of the chemical kinetics', *Cement and Concrete Research*, 37, pp. 1047–1058.

Thiery, M. *i ost.* (2013) 'Carbonation kinetics of a bed of recycled concrete aggregates: A laboratory study on model materials', *Cement and Concrete Research*. Elsevier Ltd, 46, pp. 50–65. doi: 10.1016/j.cemconres.2013.01.005.

Thomas, J. J. *i ost.* (2004) 'Effects of decalcification on the microstructure and surface area of cement and tricalcium silicate pastes', *Cement and Concrete Research*, 34(12), pp. 2297–2307. doi: 10.1016/j.cemconres.2004.04.007.

Thomas, M. D. A. i Bamforth, P. B. (1999) 'Modelling chloride diffusion in concrete effect of fly ash and slag', *Cement and Concrete Research*, 29(4), pp. 487–495. doi: 10.1016/S0008-8846(98)00192-6.

Thomas, M. D. A. i Matthews, J. D. (1992) 'Carbonation of fly ash concrete', *Magazine of Concrete Research*, 44(160), pp. 217–228.

Thouless, M. D. *i ost.* (1987) 'The Edgg Cracing and Spalling of Brittle Plantest', *Acta metall.*, 35(6), pp. 1333–1341.

Torres, J. i Andrade, C. (2013) 'Influence of Crack Width on Long Term Degradation of

- Concrete Structures', in Andrade, C., Gulikers, J., i Rob, P. (eds) *Durability of Reinforced Concrete from Composition to Protection*. Delft, Netherlands: Springer International Publishing, pp. 87–98. doi: 10.1007/978-3-319-09921-7_9.
- Tošić, N. (2017) *Behaviour of reinforced concrete beams made with recycled and waste materials under long-term loading*, PhD Thesis. University of Belgrade, Faculty of Civil Engineering.
- Tuutti, K. (1982) *Corrosion of steel in concrete*. Stockholm, Sweden: Swedish Cement and Concrete Research Institute.
- Valenza II, J. J. i Scherer, G. W. (2005) 'Mechanisms of salt scaling', *Materials and Structures*, 38, pp. 479–488.
- Valenza II, J. J. i Scherer, G. W. (2006) 'Mechanism for salt scaling', *Journal of American Ceramic Society*, 89(4), pp. 1161–1179.
- Valenza II, J. J. i Scherer, G. W. (2007a) 'A review of salt scaling: I. Phenomenology', *Cement and Concrete Research*, 37, pp. 1007–1021. doi: 10.1016/j.cemconres.2007.03.003.
- Valenza II, J. J. i Scherer, G. W. (2007b) 'A review of salt scaling: II. Mechanisms', *Cement and Concrete Research*, 37(7), pp. 1022–1034. doi: 10.1016/j.cemconres.2007.03.003.
- Valenza II, J. J. i Scherer, G. W. (2007) 'Mechanism for salt scaling of a cementitious surface', *Materials and Structures*, 40, pp. 259–268.
- Verbeck, G. i Klieger, P. (1957) *Studies of salt scaling of concrete*. Chicago, Illinois, USA: Portland Cement Association.
- Vesikari, E. i Ferreira, M. (2011) *Frost Deterioration Process and Interaction with Carbonation and Chloride Penetration - Analysis and Modelling of Test Results*. Espoo, Finland.
- Vieira, T. i ost. (2016) 'Durability-related performance of concrete containing fine recycled aggregates from crushed bricks and sanitary ware', *Materials and Design*, 90, pp. 767–776. doi: 10.1016/j.matdes.2015.11.023.
- Visser, J. H. M. (2012) 'Accelerated carbonation testing of mortar with supplementary cementing materials - Limitation of the acceleration due to drying', *Heron*, 57(3), pp. 231–247.
- Visser, J. H. M. (2014) 'Influence of the carbon dioxide concentration on the resistance to carbonation of concrete', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 67, pp. 8–13. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2013.11.005.
- Wan, X., Wittmann, F. H. i Zhao, T. (2011) 'Influence of mechanical load on service life of reinforced concrete structures under dominant influence of carbonation', *Restoration of Buildings and Monuments*, 17(2), pp. 103–110. doi: 10.1515/rbm-2011-6437.
- Wang, C. i ost. (2016) 'Interfacial properties of modeled recycled aggregate concrete modified by carbonation', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 105(February), pp. 307–320. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2015.12.077.
- Wang, J. i ost. (2014) 'Influence of micro and macro cracks due to sustained loading on chloride-induced corrosion of reinforced concrete beams', *Proceedings of the 4th International Conference on the Durability of Concrete Structures, ICDCS 2014*, (July), pp. 1–9. doi: 10.5703/1288284315481.
- Wang, J., Su, H. i Du, J. (2018) 'Influence of coupled effects between flexural tensile stress and carbonation time on the carbonation depth of concrete', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 190, pp. 439–451. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2018.09.117.

- Wang, K. *i ost.* (1997) 'Permeability study of cracked concrete', *Cement and Concrete Research*, 27(3), pp. 381–393.
- Wang, W. *i ost.* (2017) 'Effects of stress and high temperature on the carbonation resistance of fly ash concrete', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 138, pp. 486–495. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2017.02.039.
- Wang, X. (2014) *Evaluation of de-icer deterioration of concrete*. Iowa State University, Ames, Iowa.
- Wang, X. H. *i ost.* (2018) 'Influence of loading and cracks on carbonation of RC elements made of different concrete types', *Construction and Building Materials*, 164, pp. 12–28. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2017.12.142.
- Wang, X. Y. i Lee, H. S. (2009) 'A model for predicting the carbonation depth of concrete containing low-calcium fly ash', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 23(2), pp. 725–733. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2008.02.019.
- WBCSD (2009) *The Cement Sustainability Initiative, World Business Council for Sustainable Development*.
- Wei, S. *i ost.* (2015) 'Salt scaling resistance of high content GGBS concrete', in *ConMat'15*. Whistler, Canada.
- Weiss, J., Geiker, M. R. i Hansen, K. K. (2015) 'Using X-ray transmission/attenuation to quantify fluid absorption in cracked concrete', *International Journal of Structural Integrity*, 9, pp. 3–20.
- Wesche, K. (2005) *Fly ash in concrete: properties and performance*. London, UK.
- Win, P. P., Watanabe, M. i Machida, A. (2004) 'Penetration profile of chloride ion in cracked reinforced concrete', *Cement and Concrete Research*, 34(7), pp. 1073–1079. doi: 10.1016/j.cemconres.2003.11.020.
- Xiao, J., Lu, D. i Ying, J. (2013) 'Durability of Recycled Aggregate Concrete: An Overview', *Journal of Advanced Concrete Technology*, 11(12), pp. 347–359. doi: 10.3151/jact.11.347.
- Xiao, J. Z., Lei, B. i Zhang, C. Z. (2012) 'On carbonation behavior of recycled aggregate concrete', *Science China Technological Sciences*, 55(9), pp. 2609–2616. doi: 10.1007/s11431-012-4798-5.
- Yang, Q., Yang, Q. i Zhu, P. (2003) 'Scaling and corrosion resistance of steam-cured concrete', *Cement and Concrete Research*, 33, pp. 1057–1061.
- Yang, Z. (2004) *Assessing cumulative damage in concrete and quantifying its influence on life cycle performance modeling, PhD Thesis*. Purdue University.
- Yehia, S. *i ost.* (2015) 'Strength and Durability Evaluation of Recycled Aggregate Concrete', *International Journal of Concrete Structures and Materials*. Korea Concrete Institute, 9(2), pp. 219–239. doi: 10.1007/s40069-015-0100-0.
- Yoon, I. S. i Schlangen, E. (2010) 'Long / short term experimental study on chloride penetration in cracked concrete', *Key Engineering Materials*, 417–418, pp. 765–768. doi: 10.4028/www.scientific.net/KEM.417-418.765.
- Younsi, A. *i ost.* (2013) 'Accelerated carbonation of concrete with high content of mineral additions: Effect of interaction between hydration and drying', *Cement and Concrete Research*, 43, pp. 25–33.
- Yuan, Q. (2009) *Fundamental studies on test methods for the transport of chloride ions in*

cementitious materials. Ghent University.

Zafar, I. i Sugiyama, T. (2018) 'The influence of bending crack on rebar corrosion in fly ash concrete subjected to different exposure conditions under static loading', *Construction and Building Materials*. Elsevier Ltd, 160, pp. 293–307. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2017.11.070.

Zhang, K. i Xiao, J. (2018) 'Prediction model of carbonation depth for recycled aggregate concrete', *Cement and Concrete Composites*. Elsevier Ltd, 88, pp. 86–99. doi: 10.1016/j.cemconcomp.2018.01.013.

Zhang, P. S., Lu, M. i Li, X. Y. (1995) 'The Mechanical Behaviour of Corroded Bar', *Journal of Industrial Buildings*, 25(257), pp. 41–44.

Zhang, S. i ost. (2011) 'Influence of Cracking on Carbonation of Cement-based Materials', *Advanced Materials Research*, 261–263, pp. 84–88. doi: 10.4028/www.scientific.net/AMR.261-263.84.

PRILOG A

NAC

Referenca	Uslovi izloženosti	Gem [kg]	LP [%]	f_{em} [MPa]	RH _{ACC} [%]	RH _{NAT} [%]	CO _{2,NAT} [%]	CO _{2,ACT} [%]	X _{c,ACC} [mm]	t _{NCT} [dani]	t _{ACT} [dani]	X _{c,NCT} [mm]
Khunthongkeaw i ost (2006)	city-sheltered	325	0	24.2	72.5	72.5	0.0625	4	7	730	30	3.14
	city-sheltered	290	0	19	72.5	72.5	0.0625	4	7	730	30	5.83
	city-sheltered	382	0	31.8	72.5	72.5	0.0625	4	10.5	730	30	3.18
	rural	325	0	19	80	80	0.03	4	7	730	30	1.81
	rural	290	0	24.2	80	80	0.03	4	9	730	30	3.63
	sea side	325	0	19	72	72	0.0225	4	7	730	30	1.47
	sea side	290	0	24.2	72	72	0.0225	4	9	730	30	2.79
Buozoubaa i ost (2010)	indoors	280	0	29.2	65	65	0.03	3	14	1456	140	4.38
	indoors	376	0	37.3	65	65	0.03	3	8	1456	140	3.29
	indoors	408	0	44.2	65	65	0.03	3	8	1456	140	1.98
Ribeiro i ost (2009)	city-sheltered	260	0	29.5	65	65	0.04	7	16.27	1935	60	12.2
	city-sheltered	300	0	39.7	65	65	0.04	7	9.3	1935	60	8.9
	airborne salt	260	0	29.5	65	65	0.03	7	16.27	1935	60	7.8
	airborne salt	300	0	39.7	65	65	0.03	7	9.3	1935	60	3.8
	airborne salt	340	0	42.3	65	65	0.03	7	5.42	1935	60	3.3

Referenca	Uslovi izloženosti	Cem [kg]	LP [%]	f_{cm} [MPa]	RH _{ACC} [%]	RH _{NAT} [%]	CO _{2,NAT} [%]	CO _{2,ACT} [%]	X _{c,ACC} [mm]	t _{NCT} [dani]	t _{ACT} [dani]	X _{c,NCT} [mm]
Kuosa i ost (2008)	indoors	273	0	26.2	60	65	0.03	1	10.5	250	56	3.7
	indoors	426	0	28	60	65	0.03	1	8	250	56	3
	indoors	321	0	28.4	60	65	0.03	1	7.1	250	56	2.4
	indoors	428	0	30.4	60	65	0.03	1	5.5	250	56	1.3
	indoors	406	0	31.2	60	65	0.03	1	5.6	250	56	1.5
	indoors	300	0	31.6	60	65	0.03	1	4.3	250	56	1.4
	indoors	333	0	32.1	60	65	0.03	1	6.1	250	56	1.8
	indoors	322	0	33	60	65	0.03	1	6.4	250	56	1.8
	indoors	333	0	35.6	60	65	0.03	1	5.2	250	56	1.4
	indoors	337	0	35.9	60	65	0.03	1	5.4	250	56	1.7
	indoors	339	0	36.4	60	65	0.03	1	5.9	250	56	1.8
	indoors	217	0	36.8	60	65	0.03	1	5.7	250	56	1.9
	indoors	406	0	36.9	60	65	0.03	1	4.8	250	56	1.3
	indoors	407	0	39.1	60	65	0.03	1	4.5	250	56	1.2
	indoors	410	0	40.5	60	65	0.03	1	4.7	250	56	1.2
	indoors	435	0	40.8	60	65	0.03	1	4.5	250	56	1.1

Referenca	Uslovi izloženosti	Cem [kg]	LP [%]	f_{cm} [MPa]	RH _{ACC} [%]	RH _{NAT} [%]	CO _{2,NAT} [%]	CO _{2,ACT} [%]	X _{c,ACC} [mm]	t _{NCT} [dani]	t _{ACT} [dani]	X _{c,NCT} [mm]
Leemann i Moro (2017)	sheltered	280	0	30.1	57	75.5	0.045	1	5.62	730	28	6.36
	sheltered	280	0	37.2	57	75.5	0.045	1	2.63	730	28	6.22
	sheltered	380	0	67	57	75.5	0.045	1	2.22	730	28	0.85
Bucher i ost (2017)	outside	280	0	37.1	55	75	0.03	4	9.5	365	70	1.9
	outside	280	0	35.6	55	75	0.03	4	18	365	70	2.3
	outside	280	0	40.7	55	75	0.03	4	15.1	365	70	1.7

LP 10-35 %

Referenca	Uslovi izloženosti	Cem [kg]	LP [%]	f_{cm} [MPa]	RH _{ACC} [%]	RH _{NAT} [%]	CO _{2,NAT} [%]	CO _{2,ACT} [%]	X _{c,ACC} [mm]	t _{NCT} [dani]	t _{ACT} [dani]	X _{c,NCT} [mm]
Khunthongkeaw ost (2006)	i city-sheltered	287	10	28.8	72.5	72.5	0.0625	4	7	730	30	3.53
	city-sheltered	214	30	28.8	72.5	72.5	0.0625	4	10.5	730	30	6.17
	city-sheltered	256	10	19.7	72.5	72.5	0.0625	4	9.8	730	30	5.68
	city-sheltered	192	30	19.7	72.5	72.5	0.0625	4	14.8	730	30	8.77
	city-sheltered	336	10	31.8	72.5	72.5	0.0625	4	7.5	730	30	4.07
	city-sheltered	251	30	28.8	72.5	72.5	0.0625	4	10.5	730	30	5.98
	rural	287	10	19.7	80	80	0.03	4	7	730	30	2.35
	rural	214	30	19.7	80	80	0.03	4	10.5	730	30	5.14
	rural	256	10	28.8	80	80	0.03	4	9.8	730	30	3.67
	rural	192	30	28.8	80	80	0.03	4	14.8	730	30	6.03
	sea side	287	10	19.7	72	72	0.0225	4	7	730	30	1.76
	sea side	214	30	19.7	72	72	0.0225	4	10.5	730	30	4.02
	sea side	256	10	28.8	72	72	0.0225	4	9.8	730	30	3.43
	sea side	192	30	28.8	72	72	0.0225	4	14.8	730	30	5.14

Referenca	Uslovi izloženosti	Cem [kg]	LP [%]	f_{cm} [MPa]	RH _{ACC} [%]	RH _{NAT} [%]	CO _{2,NAT} [%]	CO _{2,ACT} [%]	X _{c,ACC} [mm]	t _{NCT} [dani]	t _{ACT} [dani]	X _{c,NCT} [mm]
Buozoubaa i ost (2010)	indoors	230.4	20	26.2	65	65	0.03	3	19.5	1456	140	4.88
	indoors	205.4	35	28.6	65	65	0.03	3	20.5	1456	140	5.2
	indoors	303.2	20	38.8	65	65	0.03	3	13	1456	140	3.22
	indoors	258.1	35	37.4	65	65	0.03	3	16	1456	140	4
	indoors	338.4	20	44.8	65	65	0.03	3	10	1456	140	2.1
	indoors	288.6	35	45.5	65	65	0.03	3	9	1456	140	2.35
Leemann i Moro (2017)	sheltered	280	25	21	57	75.5	0.045	4	7.89	730	28	11.31
	sheltered	380	25	50.1	57	75.5	0.045	4	3.77	730	28	3.39
	sheltered	280	35	22.4	57	75.5	0.045	4	8.39	730	28	10.18
	sheltered	380	35	53.4	57	75.5	0.045	4	3.55	730	28	4.1
	sheltered	280	25	21	57	75.5	0.045	1	8.81	730	28	11.31
	sheltered	380	25	50.1	57	75.5	0.045	1	3.49	730	28	3.39
Jia i ost (2012)	sheltered	280	35	22.4	57	75.5	0.045	1	10.69	730	28	10.18
	sheltered	380	35	53.4	57	75.5	0.045	1	4.27	730	28	4.1
Jia i ost (2012)	sheltered	-	35	41.3	70	65	0.03	20	10	720	28	3.71
Bucher i ost (2017)	outside	280	15	39	55	75	0.03	4	15.8	365	70	2.7

LP 40-50 %

Referenca	Uslovi izloženosti	Cem [kg]	LP [%]	f_{cm} [MPa]	RH _{ACC} [%]	RH _{NAT} [%]	CO _{2,NAT} [%]	CO _{2,ACT} [%]	X _{c,ACC} [mm]	t _{NCT} [dani]	t _{ACT} [dani]	X _{c,NCT} [mm]
Buozoubaa (2010)	i ost indoors	344	50	24.6	65	65	0.03	3	32.5	1460	140	14
	indoors	416	50	33.1	65	65	0.03	3	21	1460	140	9.49
	indoors	450	50	43.1	65	65	0.03	3	13	1460	140	8
	indoors	320	50	30.8	65	65	0.03	3	22	1460	140	15
	indoors	434	50	32.8	65	65	0.03	3	22	1460	140	12
	indoors	225	50	44.7	65	65	0.03	3	12	1460	140	8.54
Ribeiro i ost (2003)	city-sheltered	156	40	25.9	65	65	0.04	7	36.41	365	60	11.6
	city-sheltered	180	40	37.1	65	65	0.04	7	19.36	365	60	6.7
	city-sheltered	204	40	42	65	65	0.04	7	14.72	365	60	7.8
	airborne salt	156	40	25.9	65	65	0.03	7	36.41	365	60	7
	airborne salt	180	40	37.1	65	65	0.03	7	19.36	365	60	4.5
	airborne salt	204	40	42	65	65	0.03	7	14.72	365	60	4.1
Jia i ost (2012)	airborne salt	318	40	61	65	65	0.03	7	3.87	365	60	1.2
	sheltered	-	50	38.7	70	65	0.03	20	14.61	720	28	4.93

PRILOG B

NAC

Referenca	R^{-1}_{acc} [mm ² /god]	f_{cm} [Mpa]
Dhir i ost i ost (2007)	3113.5	32.1
	5326.6	26.7
	7819.7	21.3
	12749.3	15.7
	6797.4	23.0
	11334.4	18.6
	18402.7	14.2
	31444.2	9.9
Herrera i ost (2015)	2223.5	51.8
	2110.2	47.9
	1609.2	44.9
	1664.9	42.7
	1571.3	41.5
Bouzuobaa i ost (2010)	4705.3	24.4
	1536.4	34.1
	1536.4	43.9
	4672.0	29.2
	1525.6	37.2
	1525.6	44.2
Ohga i Nagasaki (1989)	17797.3	16.5
	9237.1	22.1
	5845.8	27.3
	12519.2	36.7
	7581.7	43.2
	4411.1	52.1
Khunthongkeaw i ost (2006)	4117.2	25.3
	6805.9	19.7
	4117.2	33.2
	4457.0	25.3
	6049.7	19.7
	3403.0	33.2
	4088.0	24.3
	4088.0	18.9
	9198.0	31.8

Prilog B

Referenca	R^{-1}_{acc} [mm ² /god]	f_{cm} [Mpa]
	4088.0	18.9
	6757.7	24.3
	4088.0	18.9
	6757.7	24.3
Atis (2003)	13274.8	21.3
	10407.0	26.0
	6085.7	36.1
	3601.0	37.8
Jiang i ost (2000)	5203.5	25.6
	2592.7	30.2
	4609.3	25.6
	2592.7	30.2
Shah i Bishnoi (2018)	6332.0	34.6
	3483.4	34.6
Ribeiro i ost (2009)	6309.9	29.5
	2061.6	39.7
	6307.2	29.5
	2059.5	39.7
	700.8	42.3
Leemann i Moro (2017)	11303.0	30.1
	2475.4	37.2
Kuosa i ost (2008)	19710.0	26.2
	11441.6	28.0
	9012.1	28.4
	5408.0	30.4
	5606.4	31.2
	3305.6	31.6
	6652.2	32.1
	4469.4	33.0
	7322.6	33.0
	4834.1	35.6
	5213.1	35.9
	6223.2	36.4
	5808.4	36.8
	4119.0	36.9

Prilog B

Referenca	R^{-1}_{acc} [mm ² /god]	f_{cm} [Mpa]
	1303.3	37.0
	2316.9	37.1
	3620.2	39.1
	2860.4	40.2
	3949.2	40.5
	3620.2	40.8
	2316.9	45.0
	1208.5	46.8
Bucher i ost (2017)	3226.9	37.1
	11584.7	35.6
	8152.5	40.7
	3226.9	37.1
	11584.7	35.6
	8152.5	40.7
Evangelista i de Brito (2010)	962.1	47.4
	978.6	47.4
	655.2	47.4
	854.9	47.4
Katz (2003)	6883.2	31.6
	25012.2	26.0
	5326.6	31.6
Pedro i ost (2015)	23438.5	19.1
	10267.5	31.0
	16334.5	22.0
	4702.0	33.9
	27273.6	19.1
	7493.0	31.0
	21855.1	22.0
	5937.8	33.9
	60858.5	19.1
	5918.4	31.0
	49298.0	22.0
	4404.9	33.9
	5539.1	33.9
	183.8	57.8

Prilog B

Referenca	R^1_{acc} [mm ² /god]	f_{cm} [Mpa]
Cartuxo i ost (2016)	1009.7	39.5
	221.3	53.4
	47.2	64.5

RAC 10–50%

Referenca	RA [%]	R^{-1}_{acc} [mm ² /god]	f_{cm} [Mpa]
Evangelista i de Brito (2010)	30	1237.1	45.8
	30	1188.4	45.8
	30	1202.7	45.8
	30	1262.0	45.8
Cartuxo i ost (2016)	10	1193.9	40.9
	30	1807.0	37.8
	50	2575.2	34.8
	10	199.4	51.1
	30	436.9	49.3
	50	1397.1	47.0
	10	47.9	61.9
	30	83.4	57.4
	50	277.7	55.4
Viera i ost (2016)	20	6947.9	34.3
	50	6681.3	33.4
	20	10510.8	25.0
	50	11610.7	24.6
	20	6521.6	34.3
	50	6411.1	33.4
	20	8841.2	25.0
	50	11947.3	24.6
	20	5944.0	34.3
	50	6521.6	33.4
	20	8779.9	25.0
	50	11945.6	24.6
	20	5187.5	34.3
	50	6180.2	33.4
	20	11020.0	25.0
50	12134.0	24.6	

RAC 100%

Referenca	RA [%]	R^{-1}_{acc} [mm ² /god]	f_{cm} [Mpa]
Evangelista i de Brito (2010)	100	693.2	43.8
	100	3840.0	43.8
	100	2727.7	43.8
	100	2395.3	43.8
Katz (2003)	100	18881.9	18.1
	100	14848.7	22.9
	100	13611.9	21.8
	100	36809.2	20.0
	100	55664.2	19.4
	100	39854.2	20.1
	100	20327.1	18.1
	100	16204.6	22.9
	100	20327.1	21.8
	100	36137.0	20.0
	100	45735.9	19.4
	100	42878.1	20.1
Pedro i ost (2015)	100	36072.5	15.8
	100	9228.9	28.6
	100	233.3	53.4
	100	34984.8	17.4
	100	10579.4	28.9
	100	1687.1	54.8
	100	27950.4	16.8
	100	6445.2	32.9
	100	66.4	56.2
	100	27498.3	18.9
	100	7551.9	31.8
	100	765.4	53.2
	100	40078.6	15.8
	100	8619.7	28.6
	100	166.4	53.4
	100	37242.4	17.4
100	9228.9	28.9	
100	332.9	54.8	

Prilog B

Referenca	RA [%]	R^{-1}_{acc} [mm ² /god]	f_{cm} [Mpa]
	100	32246.9	16.8
	100	7016.0	32.9
	100	116.2	56.2
	100	29183.9	18.9
	100	7789.7	31.8
	100	215.6	53.2
	100	79107.2	15.8
	100	9184.1	28.6
	100	221.5	53.4
	100	77863.2	17.4
	100	7508.6	28.9
	100	371.1	54.8
	100	67297.2	16.8
	100	5909.1	32.9
	100	161.8	56.2
	100	62018.7	18.9
	100	5073.7	31.8
	100	290.4	53.2
	100	9486.2	28.6
	100	368.9	53.4
	100	7267.9	28.9
	100	508.4	54.8
	100	7372.6	32.9
	100	325.1	56.2
	100	6217.3	31.8
	100	466.9	53.2
Cartuxo i ost (2016)	100	3762.4	33.0
	100	3676.2	37.9
	100	882.3	51.8
Viera i ost (2016)	100	10992.2	33.4
	100	16084.7	21.3
	100	7560.2	33.4
	100	12432.4	21.3
	100	7418.2	33.4
	100	12259.3	21.3

Prilog B

Referenca	RA [%]	R^{-1}_{acc} [mm ² /god]	f_{cm} [Mpa]
	100	7021.2	33.4
	100	13519.7	21.3

LP 10-35%

Referenca	FA [%]	R^{-1}_{acc} [mm ² /god]	f_{cm} [Mpa]
Herrera i ost (2015)	20	3242.7	38.2
	20	3291.1	33.9
	20	1769.0	38.2
	20	2022.3	33.9
Bouzuobaa i ost (2010)	20	9128.6	24.4
	35	10088.9	24.4
	20	4057.2	34.1
	35	6145.8	34.1
	20	2400.7	43.9
	35	1944.6	43.9
	20	9063.9	26.2
	35	10017.4	28.7
	20	4028.4	38.8
	35	6102.2	37.4
	20	2383.7	44.8
35	1930.8	45.5	
Ho i Lewis (1987)	20	3240.9	46.0
	20	4411.3	35.0
	20	5761.6	26.0
	20	9002.6	18.0
Ohga i Nagataki (1989)	30	14588.6	18.3
	30	41375.3	23.6
	30	22513.9	32.0
	30	11268.1	43.5
	30	56702.8	6.7
	30	29631.3	11.5
Kuoasa i ost (2008)	24	3977.3	43.7
Shah i Bishnoi (2018)	30	3866.0	45.1
	30	2670.5	45.1
	30	12124.4	45.1
	30	14804.5	30.6
	30	11170.6	30.6
	30	29448.1	30.6
Duran-Herrera i ost (2015)	20	1573.0	38.2

Prilog B

Referenca	FA [%]	R^{-1}_{acc} [mm ² /god]	f_{cm} [Mpa]
	20	2369.2	33.9
	20	3242.7	38.2
	20	3291.1	33.9
Khunthongkeaw i ost (2006)	10	4088.0	28.8
	30	9198.0	28.8
	10	8012.5	19.7
	30	18274.2	19.7
	10	4692.9	31.8
	30	9198.0	28.8
	10	4088.0	19.7
	30	9198.0	19.7
	10	8012.5	28.8
	30	18274.2	28.8
	10	4088.0	19.7
	30	9198.0	19.7
	10	8012.5	28.8
	30	18274.2	28.8
	10	4117.2	30.0
	30	9263.6	30.0
	10	8069.7	20.5
	30	18404.6	20.5
	10	4726.3	33.2
	30	9263.6	30.0
	10	4457.0	30.0
	30	7320.2	30.0
	10	7320.2	20.5
	30	14848.7	20.5
	10	4034.8	33.2
	30	8000.8	30.0
Leemann i Moro (2017)	25	5569.7	21.0
	25	1268.3	50.1
	35	6295.5	22.4
	35	1123.5	53.4
	25	27736.9	21.0
	25	4354.6	50.1

Prilog B

Referenca	FA [%]	R^{-1}_{acc} [mm ² /god]	f_{cm} [Mpa]
	35	40867.5	22.4
	35	6505.0	53.4
Jia i ost (2012)	35	1787.8	41.3
Sanjuan i ost (2003)	25	2656.2	31.2
	25	3457.1	46.4
Bucher i ost (2017)	15	8925.9	39.0

LP 40-70%

Referenca	FA [%]	R^{-1}_{acc} [mm ² /god]	f_{cm} [Mpa]
Ignjatović i ost (2017)	50	15525.1	18.2
	57	38153.6	19.3
	63	43174.9	18.4
	67	36854.4	20.1
	70	22765.7	22.4
	56	20049.2	28.7
	60	21339.3	27.5
	64	15525.1	31.5
	67	15485.1	30.2
Atis (2003)	70	28636.8	12.3
	70	31978.6	12.5
	50	15281.3	23.9
	50	13833.7	26.5
	70	23599.7	18.0
	70	25864.0	14.0
	50	13833.7	28.5
	50	12458.1	36.2
	70	15579.5	24.9
	70	18392.6	22.9
	50	5717.0	42.8
	50	4679.9	49.9
	70	10163.5	30.6
	70	11409.5	30.8
	50	2916.8	45.2
50	2080.0	59.9	
Jiang i ost (2000)	55	11253.2	24.9
	70	45012.8	16.8
	55	5833.7	32.3
	70	31761.0	25.7
	55	8714.5	24.9
	70	45012.8	16.8
	55	3529.0	32.3
	70	28808.2	25.7
Bentur i Jaegermann (1991)	40	93338.6	16.7

Prilog B

Referenca	FA [%]	R^{-1}_{acc} [mm ² /god]	f_{cm} [Mpa]
	40	65251.3	15.0
	40	6475.4	25.0
	40	5041.4	29.5
Buozoubaa i ost (2010)	50	10223.3	24.5
	50	4268.4	33.1
	50	1635.7	43.2
	50	10223.3	30.8
	50	4268.4	32.8
	50	1635.7	44.7
	50	25357.2	24.4
	50	10587.0	34.1
	50	4057.2	43.9
Ribeiro i ost (2003)	40	20617.6	25.9
	40	5833.4	37.1
	40	3369.4	42.0
	40	20617.6	25.9
	40	5833.4	37.1
	40	3369.4	42.0
	40	233.3	61.0
Jia i ost (2012)	50	3816.0	38.7

BIOGRAFIJA AUTORA

Vedran Carević rođen je 22.12.1987. godine u Banja Luci, gde je završio osnovnu školu i gimnaziju. Građevinski fakultet Univerziteta u Beogradu upisao je 2006. godine, gde je diplomirao 2010. godine na Odseku za konstrukcije, sa prosečnom ocenom 8,71 i ocenom 10 na diplomskom radu. Odmah po završetku osnovnih studija upisao se na master akademske studije na Građevinskom fakultetu Univerziteta u Beogradu, koje je završio 2011. godine sa prosečnom ocenom 9,57 i ocenom 10 na završnom radu „Proračun nosivosti armirano-betonskih ploča na probijanje prema Eurocode 2“.

Nakon završetka master akademskih studija zaposlio se u kompaniji GP Krajina Banja Luka gde je radio od 2012. do 2015. godine kao projektant stambeno-poslovnih objekata. Od jula 2015. godine izabran je u zvanje asistenta-studenta doktorskih studija na grupi predmeta Betonske konstrukcije, na Katedri za materijale i konstrukcije Građevinskog fakulteta Univerziteta u Beogradu. Pomagao je u izradi preko deset završnih radova studenata iz oblasti projektovanja i građenja armiranobetonskih zgrada. Od 2015. do 2018. godine obavljao je dužnost sekretara Katedre za materijale i konstrukcije.

Autor je i koautor više radova koji su objavljeni u vrhunskim međunarodnim časopisima i časopisima od nacionalnog značaja, od čega su tri rada objavljena u časopisima indeksiranim na SCI listi. Koautor je i poglavlja u monografiji međunarodnog značaja. Izlagao je radove na više od deset domaćih i međunarodnih naučnih i stručnih skupova. Bio angažovan u okviru projekta TR 36017 (2017–2020) koji finansira Ministarstvo za obrazovanje, nauku i tehnološki razvoj Srbije. Takođe, učestvovao je i u međunarodnom projekatu NATO SPS 985402 „Improved Security through Safer Cementation of Hazardous Wastes (ImSaFE)“ (2018-2020). Član je domaćih stručnih organizacija.

Kao deo stručnog rada, učestvovao je u izradi idejnih, glavnih i projekata sanacija različitih objekata kao i u izradama stručnih mišljenja. Kandidat aktivno govori engleski jezik i služi se nemačkim jezikom.

Изјава о ауторству

Име и презиме аутора _____ Ведран Царевић _____

Број индекса _____ 903/12 _____

Изјављујем

да је докторска дисертација под насловом

УТИЦАЈ ПРСЛИНА НА МЕХАНИЗМЕ ДЕТЕРИОРАЦИЈЕ И ТРАЈНОСТ

АРМИРАНОБЕТОНСКИХ КОНСТРУКЦИЈА

- резултат сопственог истраживачког рада;
- да дисертација у целини ни у деловима није била предложена за стицање друге дипломе према студијским програмима других високошколских установа;
- да су резултати коректно наведени и
- да нисам кршио/ла ауторска права и користио/ла интелектуалну својину других лица.

Потпис аутора

У Београду, 22.04.2020

Изјава о истоветности штампане и електронске верзије докторског рада

Име и презиме аутора Ведран Царевић

Број индекса 903/12

Студијски програм Грађевинарство

Наслов рада УТИЦАЈ ПРСЛИНА НА МЕХАНИЗМЕ ДЕТЕРИОРАЦИЈЕ И
ТРАЈНОСТ АРМИРАНОБЕТОНСКИХ КОНСТРУКЦИЈА

Ментор В. Проф. Др Иван Игњатовић, дипл. инж. грађ.

Изјављујем да је штампана верзија мог докторског рада истоветна електронској верзији коју сам предао/ла ради похрањена у **Дигиталном репозиторијуму Универзитета у Београду.**

Дозвољавам да се објаве моји лични подаци везани за добијање академског назива доктора наука, као што су име и презиме, година и место рођења и датум одбране рада.

Ови лични подаци могу се објавити на мрежним страницама дигиталне библиотеке, у електронском каталогу и у публикацијама Универзитета у Београду.

Потпис аутора

У Београду, 22.04.2020

Изјава о коришћењу

Овлашћујем Универзитетску библиотеку „Светозар Марковић“ да у Дигитални репозиторијум Универзитета у Београду унесе моју докторску дисертацију под насловом:

УТИЦАЈ ПРСЛИНА НА МЕХАНИЗМЕ ДЕТЕРИОРАЦИЈЕ И ТРАЈНОСТ

АРМИРАНОБЕТОНСКИХ КОНСТРУКЦИЈА

која је моје ауторско дело.

Дисертацију са свим прилозима предао/ла сам у електронском формату погодном за трајно архивирање.

Моју докторску дисертацију похрањену у Дигиталном репозиторијуму Универзитета у Београду и доступну у отвореном приступу могу да користе сви који поштују одредбе садржане у одабраном типу лиценце Креативне заједнице (Creative Commons) за коју сам се одлучио/ла.

1. Ауторство (CC BY)

2. Ауторство – некомерцијално (CC BY-NC)

3. Ауторство – некомерцијално – без прерада (CC BY-NC-ND)

4. Ауторство – некомерцијално – делити под истим условима (CC BY-NC-SA)

5. Ауторство – без прерада (CC BY-ND)

6. Ауторство – делити под истим условима (CC BY-SA)

(Молимо да заокружите само једну од шест понуђених лиценци.
Кратак опис лиценци је саставни део ове изјаве).

Потпис аутора

У Београду, 22.04.2020

1. **Ауторство.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце, чак и у комерцијалне сврхе. Ово је најслободнија од свих лиценци.

2. **Ауторство – некомерцијално.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела.

3. **Ауторство – некомерцијално – без прерада.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, без промена, преобликовања или употребе дела у свом делу, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела. У односу на све остале лиценце, овом лиценцом се ограничава највећи обим права коришћења дела.

4. **Ауторство – некомерцијално – делити под истим условима.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце и ако се прерада дистрибуира под истом или сличном лиценцом. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела и прерада.

5. **Ауторство – без прерада.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, без промена, преобликовања или употребе дела у свом делу, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца дозвољава комерцијалну употребу дела.

6. **Ауторство – делити под истим условима.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце и ако се прерада дистрибуира под истом или сличном лиценцом. Ова лиценца дозвољава комерцијалну употребу дела и прерада. Слична је софтверским лиценцама, односно лиценцама отвореног кода.