



2011.
GODINA
LIV



GRAĐEVINSKI MATERIJALI I KONSTRUKCIJE

1

BUILDING MATERIALS AND STRUCTURES

ČASOPIS ZA STRAŽIVANJA U OBLASTI MATERIJALA I KONSTRUKCIJA
JOURNAL FOR RESEARCH OF MATERIALS AND STRUCTURES



DRUŠTVO ZA ISPITIVANJE I ISTRAŽIVANJE MATERIJALA I KONSTRUKCIJA SRBIJE
SOCIETY FOR MATERIALS AND STRUCTURES TESTING OF SERBIA

GRAĐEVINSKI MATERIJALI I KONSTRUKCIJE

BUILDING MATERIALS AND STRUCTURES

ČASOPIS ZA ISTRAŽIVANJA U OBLASTI MATERIJALA I KONSTRUKCIJA
JOURNAL FOR RESEARCH IN THE FIELD OF MATERIALS AND STRUCTURES

INTERNATIONAL EDITORIAL BOARD

Professor **Radomir Folić**, Editor in-Chief
Faculty of Technical Sciences, University of Novi Sad, Serbia
Fakultet tehničkih nauka, Univerzitet u Novom Sadu, Srbija
e-mail: folic@uns.ac.rs

Assoc. professor **Mirjana Malešev**, Deputy editor
Faculty of Technical Sciences, University of Novi Sad,
Serbia
Fakultet tehničkih nauka, Univerzitet u Novom Sadu, Srbija
e-mail: miram@uns.ac.rs

Dr **Ksenija Janković**
Institute for Testing Materials, Belgrade, Serbia
Institut za ispitivanje materijala, Beograd, Srbija

Dr **Jose Adam, ICITECH**
Department of Construction Engineering, Valencia, Spain

Professor **Radu Banchila**
Dep. of Civil Eng. „Politehnica“ University of Temisoara,
Romania

Professor **Dubravka Bjegović**
Civil Engineering Institute of Croatia, Zagreb, Croatia

Assoc. professor **Meri Cvetkovska**
Faculty of Civil Eng. University „St Kiril and Metodij“,
Skopje, Macedonia

Professor **Michael Forde**
University of Edinburgh, Dep. of Environmental Eng. UK

Dr **Vladimir Gocevski**
Hydro-Quebec, Motreal, Canada

Professor **Miklos Ivanyi**
University of Pecs, Faculty of Engineering, Hungary.

Professor **Asterios Liolis**
Democratus University of Trace, Faculty of Civil Eng.,
Greece

Predrag Popović
Wiss, Janney, Elstner Associates, Northbrook, Illinois,
USA.

Professor **Tom Schanz**
Ruhr University of Bochum, Germany

Professor **Valeriu Stoin**
Dep. of Civil Eng. „Poloitehnica“ University of Temisoara,
Romania

Professor **Mihajlo Trifunac**, Civil Eng.
Department University of Southern California, Los
Angeles, USA

Lecturer: Professor **Jelisaveta Šafranj**, Ph.D.
Technical editor: Stoja Todorovic, e-mail: saska@imk.grf.bg.ac.rs

PUBLISHER

Society for Materials and Structures Testing of Serbia, 11000 Belgrade, Kneza Milosa 9
Telephone: 381 11/3242-589; e-mail: dimk@ptt.rs, veb sajt: www.dimk.rs

REVIEWERS: All papers were reviewed
COVER: Dam "MODRAC", B and H

Financial supports: Ministry of Scientific and Technological Development of the Republic of Serbia

DRUŠTVO ZA ISPITIVANJE I ISTRAŽIVANJE MATERIJALA I KONSTRUKCIJA SRBIJE
SOCIETY FOR MATERIALS AND STRUCTURES TESTING OF SERBIA

GRAĐEVINSKI MATERIJALI I KONSTRUKCIJE

BUILDING MATERIALS AND STRUCTURES

ČASOPIS ZA ISTRAŽIVANJA U OBLASTI MATERIJALA I KONSTRUKCIJA
JOURNAL FOR RESEARCH IN THE FIELD OF MATERIALS AND STRUCTURES

SADRŽAJ

Dragica Lj. JEVTIĆ Dimitrije M. ZAKIĆ Aleksandar R. SAVIĆ RELEVANTNE STATIČKE I DINAMIČKE METODE ZA OCENU ŽILAVOSTI MIKROARMIRANIH BETONA Originalni naučni rad	3
Aleksandra ČENEJAC Vlastimir RADONJANIN Mirjana MALEŠEV Radivoje BJELAKOVIĆ POBOLJŠANJE ENERGETSKE EFIKASNOSTI GRAĐEVINSKIH OBJEKATA UPOTREBOM ZEMLJE KAO OBNOVLJIVOG IZVORA Originalni naučni rad	28
Enis SADOVIĆ Radomir FOLIĆ ANALIZA UTICAJA KOROZIJE ČELIKA NA NOSIVOST PREDNAPREGNUTOG BETONSKOG NOSAČA Originalni naučni rad	41
Biljana DERETIĆ-STOJANOVIĆ Svetlana KOSTIĆ Sasa STOSIĆ PRORAČUN SPREGNUTIH STUBOVA OD ČELIKA I BETONA Stručni rad	62
Uputstvo autorima	80

CONTENTS

Dragica Lj. JEVTIĆ Dimitrije M. ZAKIĆ Aleksandar R. SAVIĆ RELEVANT STATIC AND DYNAMIC METHODS FOR TOUGHNESS EVALUATION OF FIBER REINFORCED CONCRETE Original scientific paper	3
Aleksandra ČENEJAC Vlastimir RADONJANIN Mirjana MALEŠEV Radivoje BJELAKOVIĆ IMPROVEMENT OF ENERGY EFFICIENCY IN CIVIL BUILDINGS BY USE GROUND HEAT AS A RENEWABLE SOURCE Original scientific paper	28
Enis SADOVIĆ Radomir FOLIĆ INFLUENCE ANALYSIS OF STEEL CORROSION ON LOAD BEARING CAPACITY OF PRESTRESSED CONCRETE GIRDERS Original scientific paper	41
Biljana DERETIĆ-STOJANOVIĆ Svetlana KOSTIĆ Sasa STOSIĆ ANALYSIS OF COMPOSITE STEEL AND CONCRETE COLUMNS Professional paper	62
Preview report	80

CIP - Katalogizacija u publikaciji Narodna biblioteka Srbije, Beograd 620.1(497.11)
ISSN 0543-0798 = Materijali i konstrukcije (Beograd) COBISS.SR-ID 6725890
Štampa: Štamparija "Hektor Print" - Novi Beograd

RELEVANTNE STATIČKE I DINAMIČKE METODE ZA OCENU ŽILAVOSTI MIKROARMIRANIH BETONA

RELEVANT STATIC AND DYNAMIC METHODS FOR TOUGHNESS EVALUATION OF FIBER REINFORCED CONCRETE

Dragica Lj. JEVTIĆ
Dimitrije M. ZAKIĆ
Aleksandar R. SAVIĆ

ORIGINALNI NAUČNI RAD
UDK: 697.11 = 861

1 UVOD

Savremeni razvojni trendovi u oblasti građevinarstva diktiraju stalno uvođenje novih materijala i tehnologija – u cilju projektovanja i građenja što kvalitetnijih, trajnijih i jeftinijih konstrukcija. U današnjem svetu, sve više pažnje se posvećuje aspektima trajnosti, upotrebljivosti i ekološke podobnosti inženjerskih materijala, što je u poslednje vreme sve prisutnije i u Srbiji. Savremeni građevinski inženjeri konstantno se susreću sa novim izazovima i ozbiljnim zahtevima u vezi sa izborom pogodnih građevinskih materijala, kao i sa modernim tehnikama projektovanja i izgradnje konstrukcija. Takođe, problemi održavanja, revitalizacije, rekonstrukcije i sanacije objekata sve češće dolaze u žižu interesovanja. Shodno tome, zahteva se i upotreba novih inženjerskih materijala sa poboljšanim fizičkim, mehaničkim, reološkim, tehnološkim, ekološkim i drugim svojstvima, u poređenju sa već postojećim i široko korišćenim - tzv. "tradicionalnim" građevinskim materijalima.

Jedan od značajnih produkata ovakvih razvojnih trendova u oblasti građevinarstva svakako je mikroarmirani beton (ili tzv. *FRC* - *Fiber reinforced concrete*), koji predstavlja kompozitni materijal spravljen sa dodatkom vlakana u cilju ojačanja inače veoma krte cementne matrice.

Prof. dr Dragica Lj. Jevtić, dipl.inž.tehn., Građevinski fakultet, Bulevar kralja Aleksandra 73, Beograd, Srbija
E-mail: dragica@imk.grf.bg.ac.rs
Mr Dimitrije M. Zakić, dipl.inž.građ., Građevinski fakultet, Bulevar kralja Aleksandra 73, Beograd, Srbija
E-mail: dimmy@imk.grf.bg.ac.rs
Aleksandar R. Savić, dipl.inž.građ. Građevinski fakultet, Bulevar kralja Aleksandra 73, Beograd, Srbija
E-mail: sasha@imk.grf.bg.ac.rs

1 INTRODUCTION

Contemporary development trends in the field of civil engineering require constant introduction of new materials and technologies - in order to design and build high-quality, more durable and cost-effective structures. Today, growing worldwide attention is being paid to the aspects of durability, serviceability and ecological suitability of engineering materials, which is lately happening also in Serbia. Contemporary civil engineers are constantly facing new challenges and severe requirements concerning the selection of suitable building materials, as well as up-to-date design and construction techniques. Also, the issues of maintenance, revitalization, reconstruction and repair of structures are more frequently coming into focus. Consequently, this requires the application of new engineering materials with improved physical, mechanical, rheological, technological, ecological and other properties in comparison to existing and usually applied - so called "traditional" building materials.

One of the important products of such development trends in the field of civil engineering is *Fiber reinforced concrete (FRC)* – which represents a composite material made with addition of fibers in order to micro-reinforce the otherwise brittle cement-based matrix.

Prof. dr Dragica Lj. Jevtić, Civ.Eng., Faculty of Civil Engineering, Bul. kralja Aleksandra 73, Belgrade, SERBIA
E-mail: dragica@imk.grf.bg.ac.rs
Mr Dimitrije M. Zakić, Civ.Eng., Faculty of Civil Engineering, Bul. kralja Aleksandra 73, Belgrade, SERBIA
E-mail: dimmy@imk.grf.bg.ac.rs
Aleksandar R. Savić, Civ.Eng. Faculty of Civil Engineering, Bul. kralja Aleksandra 73, Belgrade, SERBIA
E-mail: sasha@imk.grf.bg.ac.rs

Uopšteno govoreći, mikroarmirani kompoziti simbolizuju specijalne materijale bazirane na uobičajenoj cementnoj matrici koja je dodatno ojačana pomoću ravnomerno raspoređenih (dispersovanih) vlakana različitog porekla. Takav koncept ni u kom slučaju nije nov – u stvari on je daleko stariji od betona i njegove primene u građevinarstvu. Naime, poznato je da je čovečanstvo hiljadama godina koristilo slamu ili životinjsku dlaku u želji da poboljša žilavost elemenata za građenje od gline (cigle, crepova, ploča itd). Isti problem pojavio se i u slučaju kompozitnih materijala spravljenih na bazi cementa. S današnje tačke gledišta, rešenje ovog problema izgleda jednostavno i logično: dodavanjem izvesne, optimalne količine vlakana (organskog ili neorganskog porekla) u svežu betonsku mešavinu, dobija se kompozit povećane trajnosti i poboljšanih fizičko-mehaničkih svojstava, kao što su na primer: čvrstoća (pri zatezanju, savijanju ili smicanju), kontrola prslina, otpornost na različite uticaje (skupljanje, tečenje, udar, abraziju, temperaturne razlike, mraz, požar, zamor, itd). Međutim, da bi se napred navedeni ciljevi ostvarili, neophodno je da se postigne najbolja moguća veza (interakcija) između upotrebljenih vlakana i cementne matrice.

Takođe, treba naglasiti i činjenicu da su brojni materijali koji se koriste za sanaciju, rehabilitaciju i ojačanje postojećih konstrukcija bazirani na primeni vlakana. Tako na primer, većina savremenih gotovih reparaturnih maltera obavezno sadrži i mikroarmaturu (najčešće polipropilenska vlakna). Kao jedno od široko primenjivanih rešenja u ovoj oblasti, koriste se i takozvani CFRP (Carbon Fiber Reinforced Polymer) kompoziti – proizvedeni u vidu traka ili tkanina, koji se sastoje od krutih karbonskih vlakana visoke čvrstoće povezanih sintetičkom smolom kao matricom [13].

2 INTERAKCIJA IZMEĐU VLAKANA I MATRICE

Kao što je već naglašeno u uvodnom poglavlju, interakcija između vlakana i cementne matrice je izuzetno važna karakteristika mikroarmiranih kompozita koja utiče na njihovo ponašanje i performanse tokom eksploatacije. Ovom problematikom bavio se veliki broj istraživača, iako mikroarmirani betoni spadaju u grupu relativno novih građevinskih materijala. Pri tome, u okviru različitih istraživanja, razmatran je čitav niz parametara koji, u većoj ili manjoj meri, utiču na interakciju između vlakana i matrice. Može se reći da je uglavnom postignut konsenzus, po kome su od tretiranih parametara najznačajniji sledeći [20]:

- stanje matrice (pre ili nakon pojave prslina);
- sastav matrice (vrste i količine komponentnih materijala);
- vrsta vlakana (čelična, sintetička ili mineralna);
- geometrija vlakana (pre svega faktor oblika l/d , ali i oblik poprečnog preseka);
- površinske karakteristike vlakana;
- količina upotrebljenih vlakana;
- orijentacija i distribucija vlakana (ravnomernost-homogenost u dispergovanju);
- krutost vlakana u poređenju sa krutošću matrice (pre svega odnos njihovih modula elastičnosti i odnos Poasonovih koeficijenata);

Generally speaking, fiber reinforced cement composites symbolize special engineering materials based on traditional cementitious matrix which is reinforced by means of evenly distributed (dispersed) fibers of various origin. Such a concept is not new – in fact it is much older than concrete or its application in civil engineering. It is well known that, for thousands of years, people have been using straw or animal hair in order to improve the brittle behavior of clay-based building elements (bricks, tiles, plates, etc.). The same problem reappeared in the case of cement-based composite materials. From today's point of view, the solution to this problem seems simple and logical: by adding of certain, optimal amount of fibers (either of organic or inorganic origin) into the fresh concrete mixture, we can produce a composite with enhanced durability and improved physical-mechanical properties, such as: strength (tensile, flexural or shear), crack control, resistance to different effects (shrinkage, creep, impact, abrasion, temperature changes, frost, fire, fatigue, etc). However, in order to obtain this goal, it is essential to achieve the best possible interaction between the fibers and the cement-based matrix.

Also, it should be emphasized that many of the - contemporary materials used for repair, rehabilitation and strengthening of existing structures are actually based on fibers. For instance, most of today's ready-mixed repair mortars contain by default some kind of fibers (usually made of polypropylene). As a widely applied solution in the field of structural repair there are also CFRP (Carbon Fiber Reinforced Polymer) composites – which are typically produced either in the form of plates ("laminates") or fabrics ("wraps"), consisting of rigid high-strength carbon fibers glued together by means of synthetic resin as a matrix [13].

2 INTERACTION BETWEEN FIBERS AND MATRIX

As it was already stressed out in the Introduction chapter, this interaction represents a very important property of fiber reinforced composites and it has significant influence on their behavior and performance during the service life. A large number of scientists have been researching this topic, although fiber reinforced concrete (FRC) could be regarded as a relatively new engineering material. During these investigations, a whole set of different parameters were proposed and discussed, which are believed to have more or less influence on the fiber-matrix interaction. Today, there is a general consensus among the leading researchers that the most important of these parameters are following [20]:

- Condition of the matrix (before or after cracking);
- Matrix composition (types and amounts of component materials);
- Fiber type (steel, synthetic or mineral);
- Fiber geometry (first of all l/d ratio, but also the shape of fibers – i.e. cross section);
- Surface properties of the fiber;
- Quantity (volume fraction) of fibers;
- Orientation and distribution of fibers (aligned

- trajnost vlakana u uslovima koji vladaju unutar matrice (alkalna sredina);

- vrsta i intenzitet opterećenja.

S obzirom na značaj ove materije za razumevanje strukturnih mehanizama u oblasti mikroarmiranih kompozita, treba posebno razmotriti specifične parametre koji se odnose na cementnu matricu, kao i parametre koji se odnose na vlakna. Takođe, treba analizirati interakciju između vlakana i matrice u uslovima delovanja različitih opterećenja i to kako u situaciji pre nastanka prslina, tako i za slučaj nakon pojave prslina u osnovnom materijalu. Pri tome, za betone je svakako najinteresantniji slučaj delovanja napona zatezanja i to pre svega u situaciji nakon pojave prslina u zategnutoj zoni.

2.1 Svojstva matrice

Kao što je već prethodno istaknuto, sastav i svojstva cementne matrice (a pre svega ostvarena mikrostruktura betona), imaju izuzetno veliki uticaj na ukupne karakteristike kompozita. Kada govorimo o sastavu cementne matrice kod mikroarmiranih kompozita, može se reći da tu, u suštini, nema bitnijih razlika u odnosu na klasičan beton. Naime, ova matrica bazirana je na cementu kao vezivu, zatim agregatu (sitnom i krupnom), vodi i određenim mineralnim i/ili hemijskim dodacima.

2.2 Svojstva vlakana

Za razumevanje strukturnih mehanizama u oblasti mikroarmiranih kompozita od izuzetnog značaja je i razmatranje brojnih parametara koji se odnose na vlakna, kao što su vrsta (tip) vlakana, njihova svojstva, geometrija, količina, orijentacija, postojanost u alkalnoj sredini i dr. Što se tiče geometrijskih svojstava, veoma su bitne dimenzije i oblik pojedinačnih vlakana (predstavljene pre svega preko odnosa dužine i prečnika vlakna – tzv. faktora oblika l/d), ali takođe i njihova orijentacija u prostoru, kao i stepen dispergovanosti u okviru cementne matrice. Od svojstava vlakana koja mogu u velikoj meri da utiču na ostvareni kvalitet veze između mikroarmature i matrice, treba izdvojiti i parametre vezane za tehnologiju proizvodnje vlakana, kao što su vrsta vlakana (monofilamentna, fibrilizovana, slepljena u "pakete", u vidu mreža, itd.), ili način obrade (oblik poprečnog preseka, zakrivljenost, talasastost, površinska obrada fizičkim, hemijskim ili elektromagnetnim putem, i sl.). Naravno da i količina (odnosno učešće) vlakana takođe značajno utiče na predmetnu interakciju. Kada govorimo o sintetičkim vlaknima, to učešće se najčešće kreće od 0,1% po zapremini (za većinu praktičnih aplikacija), pa do 1% (uglavnom kod naučno-istraživačkih eksperimenata). Kod nekih drugih vrsta vlakana (npr. čeličnih), sadržaj vlakana može da bude znatno veći (čak i preko 15%).

U principu, mnogi pojmovi koji se danas uobičajeno koriste u terminologiji iz oblasti mikroarmature, vode poreklo iz tekstilne industrije. Kao karakterističan primer, može se navesti termin "denier" koji se danas najčešće koristi kao mera finoće vlakana [7]. Pod ovim pojmom podrazumeva se masa (izražena u g), koja odgovara jednom vlaknu ukupne dužine 9000 metara.

Među bitne uticajne parametre vlakana svakako

versus random dispersion);

- Stiffness of the fiber in comparison with matrix stiffness (primarily, relations between their moduli of elasticity and Poisson's coefficients);

- Durability of fibers in the composite's alkaline environment;

- Type and intensity of loading.

In order to better understand the structural mechanisms of FRC, one should pay special attention to the parameters regarding fiber properties, but nevertheless those regarding the characteristics of the cement matrix. Also, the fiber-matrix interaction should be analyzed in different loading conditions - both in the situations before the appearance of the cracks and after the cracking of the matrix. Naturally, in the case of concrete the most interesting loading condition is tension – especially when the cracking of the cross section's tension zone takes place.

2.1 Matrix properties

As it was mentioned earlier, the composition and the properties of the portland cement based matrix (first of all, the achieved microstructure of concrete) are having fundamental influence on overall performance of the composite. However, if we are discussing the specifics of the cement matrix in fiber reinforced composite materials, it could be said that basically there are no major differences in comparison with normal (non-reinforced) concrete or mortar. Namely, this kind of matrix is usually based on the cement as a binder, different types of aggregates (fine and coarse), water and eventually certain mineral and/or chemical admixtures.

2.2 Fiber properties

A good understanding of these properties is needed for estimating the fiber contribution to the fiber-matrix interaction, but also for predicting the composite's behavior. Numerous parameters are of interest, such as: fiber type, physical properties, geometry, quantity, orientation, durability in alkaline environment, etc. As far as the geometrical characteristics are concerned, the dimensions and the shape of single fibers are essential (especially the relation between fiber's length and diameter - so called aspect ratio l/d), but also their alignment and orientation in the cement matrix. Furthermore, the achieved quality of bond between the micro-reinforcement and the matrix largely depends on the production technology, fiber type (monofilament, fibrillated, in the form of bundles, nets, etc.) or manufacturing technique (cross-section type, shape, surface preparation and so on). Naturally, the quantity (volume fraction) of the fibers has also great influence on this interaction. When synthetic fibers are concerned, the usual amounts range from 0.1% by volume (for most of the field applications) to 1% (mainly for research purposes). For some other fiber types (for instance, steel) the volume fraction may be significantly larger - even more than 15%.

Principally, most of the commonly used terminology in the field of fiber reinforced composites originates from the textile industry. For example, a term "denier" which is usually used as a measure of fiber's fineness [7], stands

spadaju i ekvivalentni prečnik (ukoliko vlakna nisu kružnog poprečnog preseka), broj vlakana u jedinici zapremine, zatim specifična površina vlakana, kao i rastojanje između vlakana (tzv. "Fiber spacing" parametar).

Matematička veza između ekvivalentnog prečnika (d) izraženog u milimetrima i deniera vlakana (D_{en}) može se prikazati sledećim izrazom [20], ukoliko je poznata specifična masa vlakana ($\gamma_{s, vl}$):

$$d = 0,0120 \cdot \sqrt{\left(\frac{D_{en}}{\gamma_{s, vl}}\right)} \quad (1)$$

Broj vlakana u jedinici zapremine kompozita (N_{vl}) može se izračunati korišćenjem sledećeg izraza, u kome osim prethodno definisanih veličina, figurišu još i masa doziranih vlakana u jedinici zapremine kompozita (M_{vl}) izražena u kg, odnosno deklarirana dužina vlakna (l), izražena u m:

$$N_{vl} = \frac{4 \cdot M_{vl}}{\gamma_{s, vl} \cdot l \cdot d^2 \cdot p} \quad (2)$$

Množenjem broja vlakana u jedinici zapremine (N_{vl}) sa površinom omotača pojedinačnog vlakna, dobićemo specifičnu površinu vlakana u jedinici zapremine kompozita (S_{vl}) izraženu u m^2 , tj:

$$S_{vl} = N_{vl} \cdot p \cdot d \cdot l \quad (3)$$

Geometrijski parametar koji ima nesumnjiv značaj za kontrolu performansi mikroarmiranih kompozita je rastojanje ("Spacing") između vlakana (R_{vl}) koje se izražava u mm. Ukoliko pretpostavimo uniformnu raspodelu vlakana, za vlakna kružnog poprečnog preseka, kao najpovoljnija predlaže se sledeća formula [7]:

$$R_{vl} = \frac{K \cdot d}{\sqrt{V_{vl}}} \quad (4)$$

U okviru prethodnog izraza (4) parametar K predstavlja bezdimenzionu konstantu koja zavisi od orijentacije i raspodele vlakana u prostoru i kreće se između 0.80 i 1.12, dok je sa V_{vl} označeno učešće zapremine vlakana u ukupnoj zapremini betona (izraženo u %).

2.3 Interakcija između vlakana i matrice pre pojave prslina

Ova vrsta interakcije javlja se u početnom periodu nanošenja opterećenja, odnosno pri nižim vrednostima napona, bez obzira da li je reč o ispitivanju pri pritisku ili pri zatezanju. Ukoliko je tip opterećenja takav da se unutar kompozita javljaju naponi zatezanja, vremenom će, sa porastom intenziteta opterećenja, u strukturi matrice doći do nastanka prvih prslina. S obzirom na ovu nepobitnu činjenicu, jasno je da je razmatranje problema interakcije između vlakana i matrice pre pojave prslina, od ograničenog praktičnog značaja.

for weight (in grams) of a 9000 meter long staple.

Other significant fiber parameters are: equivalent diameter (if the fibers are not round), fiber count, surface area and fiber spacing.

Mathematical relationship between the equivalent diameter (d) in mm and fiber denier (D_{en}), if the fiber specific gravity ($\gamma_{s, f}$) is known, can be expressed using the following equation [20]:

The number of fibers per unit volume of FRC – or so called fiber count (N_f) can be calculated using equation (2). Besides the earlier mentioned values, the new variables in this equation are: mass of fibers per unit volume (M_f) in kg and declared fiber length (l) in mm.

By multiplying fiber count (N_f) with the surface area of a single fiber, we are getting the surface area of fibers per unit volume of FRC (S_f) in m^2 , as follows:

Another geometrical parameter having certain significance in performance control of FRC is called fiber spacing (R_f) and it is expressed in mm. Assuming uniform distribution of fibers with the round cross-section, the following equation for its calculation is proposed [7]:

In the equation (4), parameter K represents a non-dimensional constant depending on the space orientation and distribution of fibers and it varies between 0.80 and 1.12, while V_f stands for fiber volume fraction (in %).

2.3 Fiber-matrix interaction before the appearance of cracks

This type of interaction occurs during the initial stages of loading, i.e. when applying relatively lower stresses, either in pressure or in tension. Elastic stress transfer exists as long as both the fibers and the matrix are within the elastic stress range. If the used type of loading causes tensile stresses in the composite, in time and/or with further load intensity increment, the matrix will start to crack. However, the discussion of problems related to the fiber-matrix interaction before composite's cracking has limited practical importance.

2.4 Interakcija između vlakana i matrice nakon pojave prslina

Ukoliko opterećenje povećavamo preko granice elastičnog ponašanja materijala, dolazi do pojave nelinearnosti na relaciji naponi-deformacije i neelastičnog ponašanja matrice, što u krajnjoj liniji dovodi do njenog loma na pojedinim mestima - odnosno do nastanka prslina. Kao što je poznato, pri nižim nivoima opterećenja prvo se javljaju mikroprsline, koje se kasnije šire i pretvaraju u makroprsline. Ako pretpostavimo da se radi o slučaju zatežućih napona koji prvo dovode do loma cementne matrice, onda na mestima nastanka prslina dolazi do tzv. efekta premoščavanja ("Bridging Effect") - kada vlakna u tom preseku preuzimaju (tj. prenose) opterećenje. Daljim transferom opterećenja sa cementne matrice na mikroarmaturu i uz propagaciju, odnosno širenje prsline, dolazi do nekog od slučajeva prikazanih na slici 1. Naime, prikazani tipovi (ili faze) interakcije između matrice i vlakana podrazumevaju: lom (pucanje) vlakna - označen brojem 1 na donjoj slici, njegovo izvlačenje iz cementne matrice ("Pullout") - označeno brojem 2, premoščavanje prsline ("Bridging") uz transfer opterećenja preko vlakna - označeno brojem 3, ili odvajanje matrice i vlakna po kontaktu - interfejsu ("Debonding") - kako je to označeno brojem 4. Od toga koja je od navedenih faza dominantna u slučaju konkretnog mikroarmiranog kompozita (za određenu kombinaciju vlakana, matrice i opterećenja), zavisice i efikasnost mikroarmiranja, odnosno stepen povećanja duktilnosti (žilavosti) predmetnog kompozita.

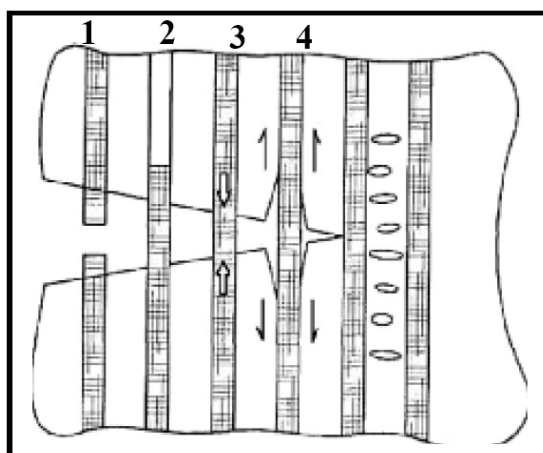
U praksi, najčešće je dovoljno svega nekoliko vlakana da se premosti inicijalna prslina koja je obično sasvim malih dimenzija. Ukoliko se opterećenja prenese preko ove početne prslina, ona se neće dalje širiti, već će se duž kompozita pojaviti veći broj sličnih mikroprslina. Na ovaj način, korišćenje mikroarmature u vidu vlakana omogućava da se, prilikom izlaganja kompozita uobičajenim - radnim naponima, pojave višestruke prsline malih dimenzija, što je sa stanovišta trajnosti materijala i konstrukcija mnogo povoljnija varijanta nego što je slučaj pojave manjeg broja prslina (ili pukotina) sa većim dimenzijama.

2.4 Fiber-matrix interaction after the appearance of cracks

When the tensile stresses in the composite material cross the elastic limit, the matrix starts to exhibit non-elastic behavior, which inevitably leads to cracking formation. First, at lower stages of loading the micro-cracks occur, which later get longer and wider - finally forming macro-cracks. Assuming that the tensile stresses first induce cracking of the cement matrix, the so called *bridging effect* takes place - which means that the fibers present in the exact cross-section start to transfer the load across the formed crack. With further propagation of the crack, one of the phases shown in the figure 1 may occur. Namely, there is a possibility of fiber rupture - which is marked as number 1, its pullout from the matrix - number 2, fiber bridging the crack and transferring the tensile force - number 3, or contact (interfacial) debonding between fiber and matrix - number 4. The efficiency of fiber reinforcement and the degree of toughness (i.e. ductility) improvement of the composite will depend on the concrete situation and the dominant phase 1-4 (for certain combination of fiber, matrix and load types).

Practically, only several fibers are sufficient to bridge the initial crack which usually has very small dimensions. If the load is transferred across this micro-crack the fibers will stop its further propagation, and more cracks of the same type will form along the length of the specimen. This stage of loading is called the multiple cracking stage and it is typical for most practical applications. In this way, when subjected to usual service conditions the fiber reinforced concrete will rather exhibit a large number of micro-cracks, instead of smaller number of large (macro) cracks, which finally results in more durable composite materials and structures.

This mechanism functions in the described way until the certain loading stage is reached - which could be titled as the composite's maximum load capacity. When this limit load is achieved, the fibers will either break or detach (debond) from the cement matrix. Afterwards, the crack propagation process will continue without further interference.



Slika 1. Tipovi (faze) interakcije između vlakana i matrice [15]
Figure 1. Phases (types) of interaction between fibers and matrix [15]

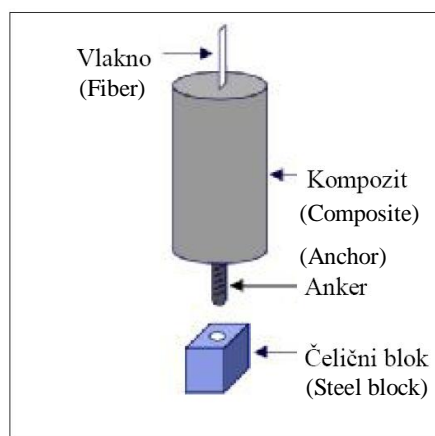
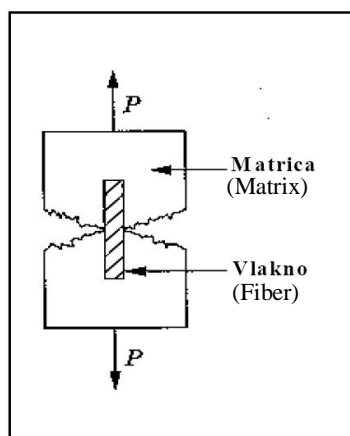
Mehanizam o kome je ovde reč funkcioniše na opisan način sve do određenog nivoa opterećenja koji možemo nazvati maksimalnim kapacitetom opterećenja kompozita. U trenutku dostizanja tog kritičnog nivoa opterećenja, dolazi ili do kidanja vlakana, ili do njihovog odvajanja, odnosno izvlačenja iz cementne matrice, nakon čega se proces propagacije prslina dalje neometano odvija.

Više činilaca utiče na veličinu maksimalnog kapaciteta opterećenja mikroarmiranih kompozita, ali bi se kao najvažniji mogli navesti [5]: veličina athezije (prianjanja) između matrice i vlakana, karakteristike vlakana (pre svega tip i geometrija vlakana), količina vlakana u jedinici zapremine, prostorna orijentacija vlakana i njihova međusobna interakcija.

Eksperimentalne metode koje se koriste za ispitivanje interakcije između vlakana i matrice, obično su zasnovane na simplifikovanom modelu kompozita koji se sastoji od cementne matrice armirane jednim vlaknom. Predmetni model na kome je došlo do nastanka prslina - prikazan je na slici 2 (levo). Detaljnijom razradom modela o kome je reč, razvijen je veći broj laboratorijskih metoda ispitivanja athezije između vlakana (monofilamentnih ili fibrilizovanih) i cementne matrice. Ovi tzv. pull-out testovi služe da se pomoću njih determinišu kritična dužina vlakna, tj. potrebna dužina sidrenja koja obezbeđuje maksimalan otpor čupanju, a da pritom ne dođe do kidanja samog vlakna. Dispozicija jednog takvog testa prikazana je na slici 2 (desno).

There are many factors influencing the value of a composite's maximum load capacity, but most significant among them are [5]: adhesion (bond) between fibers and matrix, fiber properties (first of all, type and geometry), volume fraction, spatial orientation and fiber-to-fiber interaction.

The experimental methods, used for testing of the interaction between the fibers and the matrix, are usually based on the simplified composite model consisting of a cement matrix reinforced with a single fiber. Such a model, after the appearance of a crack, is shown in Figure 2 (left). After more detailed analysis of this model, several laboratory methods were developed in order to test the adhesion between fibers (monofilament or fibrillized) and the cement matrix. These, so called "pull-out" tests are used to determine the critical fiber length, i.e. the necessary anchorage length that should provide maximum resistance to pull-out without rupture of a fiber. A disposition of one of these experimental tests is shown in Figure 2 (right).



Slika 2. Interakcija između vlakna i matrice nakon pojave prslina na modelu [5] (levo) i dispozicija eksperimentalnog ispitivanja čupanja ("pull-out") vlakana [15] (desno)

Figure 2. Fiber-matrix interaction model after the appearance of the first crack [5] (left) and the disposition of the experimental "fiber pull-out" test [15] (right)

3 OCENA ŽILAVOSTI: METODE I TEHNIKE

Žilavost nekog materijala predstavlja količinu apsorbovane energije kojom se karakteriše sposobnost tog materijala da se odupre lomu usled delovanja statičkog ili dinamičkog opterećenja [11]. Pri tome, statička opterećenja mogu biti: pritisak, savijanje, direktno aksijalno zatezanje, zatezanje cepanjem, cepanje pomoću klina, itd, dok dinamička najčešće podrazumevaju: udarno opterećenje ili dugotrajna ciklična opterećenja (ispitivanje zamora materijala). U literaturi koja se bavi mikroarmiranim betonima i malterima uobičajeno je da se pod

3 TOUGHNESS EVALUATION: METHODS AND TECHNIQUES

Toughness represents a measure of the energy absorption capacity of a material and is used to characterize the material's ability to resist fracture when subjected to static strains or to dynamic or impact loads [11]. Under static loads, we can include: pressure, flexure, direct (axial) tension, splitting, wedge splitting, shear, while dynamic loads usually include: impact load or long-term cyclic loads (fatigue testing). In the relevant literature dealing with FRC the term toughness basically

pojmom žilavosti ("Toughness") podrazumeva pre svega sposobnost apsorbovanja energije kompozita izloženog statičkom opterećenju - i to najčešće savijanju. Pored pojma žilavosti, često se u istom kontekstu koristi i pojam duktilnosti ("Ductility") kompozitnih materijala.

Poboljšane performanse mikroarmiranih kompozita u odnosu na njihove pandane spravljene bez dodatka vlakana, najviše se očituju baš u vidu povećanja njihovog kapaciteta da apsorbuju energiju tokom loma (tj. u vidu povećanja žilavosti)[24,25]. U ovom stavu se svi slažu, kako naučnici - istraživači ovih savremenih kompozitnih materijala, tako i inženjeri (projektanti, izvođači, nadzorni organi), koji sa njima rade u praksi. Ono oko čega, međutim, još uvek nema opšteg konsenzusa u naučnim i stručnim krugovima je način na koji treba meriti žilavost i vrednovati dobijene rezultate ispitivanja.

Kao što je već naglašeno, jedan od osnovnih razloga za primenu mikroarmature kod betona i maltera je nastojanje da se poboljša kapacitet apsorbovanja energije cementne matrice, tj. da se poveća njena žilavost. Uobičajeno je da se veličina energije, apsorbovane tokom ispitivanja materijala do loma, kvantifikuje preko površine ispod $\sigma-\epsilon$ dijagrama (napon-dilatacija), ili odgovarajuće površine zahvaćene dijagramom $P-\Delta l$ (sila-izduženje, odnosno sila-ugib). Sposobnost kompozita da izdrži određene deformacije pre nego što dođe do njegovog otkaza, definiše se preko različitih parametara koji se najčešće nazivaju indeksi žilavosti ("Toughness Indices"). Ti parametri (ili indeksi) žilavosti koriste se, zatim, kako za potrebe projektovanja, tako i za naučna istraživanja (na primer za poređenje svojstva kompozita mikroarmiranih različitim vrstama i/ili količinama vlakana). Najvažniji faktori koji utiču na naponsko-deformacijsko ponašanje nekog kompozita, a samim tim i na veličinu njegove žilavosti (duktilnosti), su: vrsta vlakana, geometrija vlakana, količina vlakana, sastav i struktura cementne matrice, veličina ispitivanih uzoraka, vrsta opterećenja, brzina nanošenja opterećenja, preciznost instrumenata za merenje deformacija, način kontrole prilikom ispitivanja (na primer: kontrolisana brzina nanošenja opterećenja ili kontrolisana brzina deformacije) i odnos krutosti mašine (rama) pomoću koje se nanosi opterećenje prema krutosti uzoraka koji se ispituju [5].

3.1 Statička ispitivanja žilavosti

Značaj svojstava vlakana i karakteristika cementne matrice bio je ustanovljen i jasno istaknut već u najranijim istraživanjima parametara duktilnosti na betonima sa dodatkom čeličnih vlakana [4], [6]. Ali, kako je primetio Balaguru sa saradnicima [4], ova rana istraživanja vršena su sa ravnim, nedeformisanim vlaknima, koja su kasnije sve ređe korišćena u praksi. Takođe, često se radilo sa količinama vlakana koje su bile isuviše velike za praktičnu upotrebu. S druge strane, kako su istakli Banthia i saradnici [6], način merenja deformacija i kontrole prilikom ispitivanja nisu bili adekvatni ponašanju mikroarmiranih kompozita. Što se tiče vrste opterećenja, već u početnim fazama proučavanja žilavosti mikroarmiranih betona (MAB), postalo je jasno da su teškoće pri ispitivanju kod direktnog aksijalnog zatezanja ili zatezanja cepanjem isuviše velike, da bi takve metode imale širu praktičnu primenu [11]. Imajući sve napred navedeno u vidu, u vodećim naučnim i stručnim krugovima (pre svega u

applies to composite's energy absorption capacity when subjected to static loads – most often to flexure. Besides toughness, another frequently used term in the same context is ductility of the composite materials.

The improved performance of fiber reinforced composites, in comparison with ordinary mortar or concrete, is most significant when the enhancement of energy absorption capacity during fracture (i.e. improvement of toughness) is concerned [24,25]. This opinion is shared by most of the FRC investigators, as well as by field engineers (designers, contractors, consultants). However, the general consensus among the scientists and experts regarding the toughness testing and evaluation methods hasn't been reached yet.

As it was already stressed out, one of the main reasons for fiber application in composite materials lays in the effort to improve the toughness of their brittle matrix. Usually, the amount of energy absorbed during the testing is quantified by the area under the stress-strain diagram ($\sigma-\epsilon$), or the area under force-deflection diagram ($P-\Delta l$). The composite's ability to resist certain loads and deformations without rupture is generally defined using different parameters, which are usually called the *toughness indices*. Once established, such parameters are used for design, as well as for scientific research (for instance, in order to compare properties of different types of FRC). The most important factors influencing stress-strain behavior of FRC are: type and geometry of fibers, volume fraction, matrix composition, specimen size, type of load, loading rate, accuracy of deformation measurement equipment, type of monitoring (for instance: servo controlled stress or strain rate) and relation between the stiffness of the machine (frame) and the stiffness of the specimen [5].

3.1 Static toughness tests

The importance of fiber-matrix properties was established and clearly emphasized even in the early investigations regarding steel FRC ductility parameters [4], [6]. However, as it was stressed in Reference [4], these pioneer investigations were conducted using flat, undeformed steel fibers, which were later only rarely applied. Also, the quantities of the fibers were often too large for practical application. On the other hand, as emphasized in Reference [6], the means of deformation measurement and control during testing were not adequate concerning FRC behavior. As far as the load type is concerned, even in the early stages of research it became clear that the difficulties of conducting direct tension or splitting tests are almost insurmountable when it comes to everyday application [11].

Hence, the simpler flexural test was recommended for determining the toughness of FRC (especially in the USA and in Japan, where first large-scale investigations took place). Lately, there are a growing number of

SAD i Japanu, gde su vršena najobimnija istraživanja) preovladao je stav da se za određivanje parametara duktilnosti (žilavosti) kod MAB, preporuča znatno jednostavniji i pouzdaniji test pri savijanju. Bez obzira da li se radi o varijanti ispitivanja sa jednom silom u sredini raspona, ili o dispoziciji sa dve sile u trećinama raspona (o tome koji je metod bolji još ne postoji konsenzus među istraživačima), ova grupa metoda je prihvatljiva i zbog svoje primenljivosti u praksi.

U poslednje vreme, sve češće se koriste metode i tehnike kod kojih je na uzorcima za ispitivanje unapred definisano mesto nastanka prve prsline – u vidu zareza. Takve su, na primer, metoda savijanja grede sa zarezom ("Notched Beam Flexural Test") ili metoda cepanja pomoću klina ("Wedge Splitting Test"). Kod predmetnih metoda, umesto dijagrama $\sigma-\epsilon$ (ili $P-\Delta$), koriste se dijagrami $\sigma-w$ (napon-lokalno razdvajanje). Naime, s obzirom da je presek u kome se nalazi zarez najslabije mesto na uzorku, prva prsline će biti inicirana baš na toj lokaciji. Sa porastom opterećenja, povećavaće se i otvor na mestu zareza (odnosno prsline), što se registruje i prati pomoću posebnih CMOD deformetara ("Crack Mouth Opening Displacement"). Ovo lokalno razdvajanje, odnosno širenje pukotine na mestu zareza, koristi se kao feedback pri nanošenju opterećenja – što znači da se veličina opterećenja tokom ispitivanja modifikuje tako da se brzina deformacije održava konstantnom.

Preporuka Komiteta 544 Američkog Instituta za beton (ACI Comitee 544 Report [11]) je da se duktilnost mikroarmiranih kompozita određuje na bazi $P-\Delta$ dijagrama dobijenog statičkim ispitivanjem prizmatičnih uzoraka na savijanje putem dve sile koje deluju u trećinama raspona (tzv. "Four Point Loading Test"). Prema mišljenju ovog Komiteta, idealan način za određivanje indeksa žilavosti (I) bio bi postignut ukoliko bi se taj indeks definisao kao odnos površina ispod dijagrama $P-\Delta$ za MAB i za etalon (mereni do trenutka kada sila padne na nulu):

$$I = \frac{P_{MAB}}{P_E} \quad (5)$$

Drugim rečima, ovako definisan indeks žilavosti predstavlja odnos između apsorbovane energije do loma pri savijanju grede od mikroarmiranog betona i odgovarajuće energije kod grede napravljene bez dodatka vlakana (ali sa identičnim sastavom kompozita). Teoretski i konceptualno posmatrano, ovakvom pristupu teško da se mogu naći zamerke. Međutim, u praksi se ovakav koncept suočio sa nizom problema. Na primer, nije uvek moguće napraviti identične etalonske uzorke. Zatim, u nekim slučajevima, kod ispitivanja mikroarmiranih betona sila pada na nulu tek kada se dostignu veoma velike vrednosti deformacije (što je karakteristično naročito kod primene većih sadržaja krutih vlakna - kao što su čelična ili karbonska). Zbog ovih i sličnih problema, odlučeno je da se gornja jednačina modifikuje u cilju pojednostavljenja i uniformisanja procedure ispitivanja. Tako se došlo i do prvog američkog standarda koji je tretirao ovu problematiku: ASTM C1018:1985 [1]. Ova metoda je dugo godina bila najviše korišćena u svetu i doživela je dopunjena i izmenjena izdanja 1989, 1992, 1994 i 1997. godine. Koristeći slične principe, Japanci su napravili svoj standard iz predmetne oblasti: JSCE-SF4:1984 [9].

methods and techniques using specimens with a notch as a pre-defined location of the first crack. To mention only the most applied, such methods are the *Notched beam flexural test* or *Wedge splitting test*. In these methods, $\sigma-\epsilon$ or $P-\Delta$ diagrams are supplemented by stress-local displacement ($\sigma-w$) diagrams. Namely, with the load increment the width of the notch (i.e. crack) will also rise, which is usually registered by special CMOD (*Crack Mouth Opening Displacement*) monitoring devices. This displacement is used during the test as a feedback – in order to keep the deformation rate constant.

According to the ACI Committee 544 Report [11], the ductility of FRC should be determined by using $P-\Delta$ diagrams acquired through static flexural tests on prismatic concrete specimens (*Four-point loading test*). As recommended, to determine the ideal toughness index (I), it should be defined as a ratio between areas under $P-\Delta$ diagrams for FRC and reference concrete (measured to the point when the applied force drops to zero):

Although theoretically such a concept had no visible flaws, in practice it had to face many problems. For instance, it is not always possible to make identical reference samples. In addition to that, in most cases the FRC testing force drops to zero only after such deformations are reached that are too large for reference concrete. Because of these problems, the final decision was made to redefine the flexural toughness evaluation concept, and finally the first American standard appeared: ASTM C1018:1985 [1]. For the next two decades this was the most widely used method in the world. Applying similar principles, roughly at the same time the Japanese made their own standard: JSCE-SF4:1984 [9]. After that, at the end of the nineties the second set of American standards was published: ASTM C1018:1997 and ASTM C1399:1998 [2]. Finally, in the last couple of years two more methods appeared: ASTM C1609/C 1609M:2007 [3] and European standard EN 14651:2005 [8].

U Americi je druga generacija standarda koja se bavi ispitivanjem duktilnosti mikroarmiranih betona izašla krajem prošlog veka - standard ASTM C1018:1997 i standard ASTM C1399:1998 [2]. Konačno, u poslednjih nekoliko godina pojavila su se još dva standarda i to: američki ASTM C1609/C 1609M:2007 [3], odnosno evropski EN 14651:2005 [8].

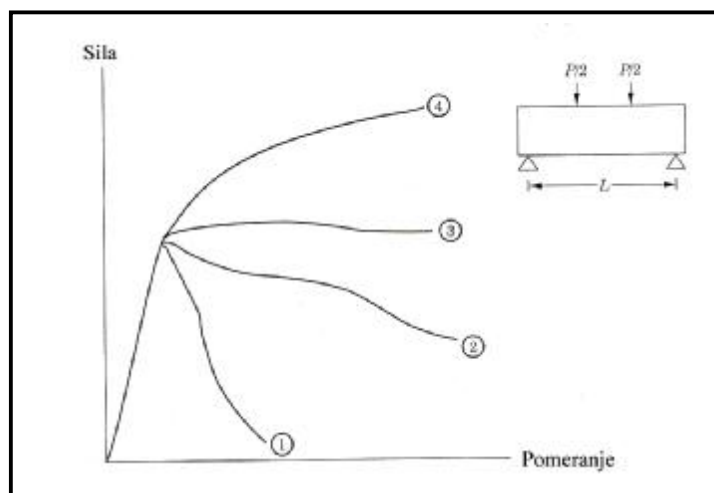
O važnijim karakteristikama ovih metoda i razlikama među njima, više reči biće u narednom tekstu.

3.1.1 Metode ispitivanja putem savijanja

Prilikom ispitivanja mikroarmiranih kompozita na savijanje, zona koja je izložena neelastičnim deformacijama (u okviru koje vlakna vrše transfer opterećenja), u literaturi se najčešće naziva "procesna zona". Veličina ove zone zavisi od geometrije ispitivanog betonskog elementa i od uslova opterećenja. Nakon nastanka prve prsline, dijagram σ - ε (odnosno P - Δ) jednog mikroarmiranog betona može da ima različite oblike. U zavisnosti od vrste i količine vlakana, ali i od nekih drugih uticajnih parametara (kao što je faktor oblika, na primer), može se očekivati naponsko popuštanje ili naponsko ojačanje kompozita. Zato su kod mikroarmiranih betona u kojima se javljaju naponi zatezanja, napon pri nastanku prve prsline i odgovarajuća deformacija, važniji parametri od čvrstoće ili deformacije pri lomu. Ovo se može ilustrovati dijagramima prikazanim na slici 3 koji pokazuju tipične krive P - Δ pri savijanju dejstvom dve sile u trećinama raspona [5].

3.1.1 Flexural methods

When a fiber reinforced composite is subjected to bending, the tension zone of the specimen's cross section soon becomes subjected to inelastic deformations and it starts to crack. The size of this, usually called *processing zone*, depends on the specimen geometry and the loading conditions. After the first crack appears, the σ - ε (i.e. P - Δ) flexural diagram of FRC may have different shapes. As we can see in Figure 3, depending on the type and volume fraction of the fibers, we can expect similar initial (linear) part of the diagram, but very different postcrack curves [5]. By analyzing these diagrams, the conclusion can be drawn that curve number 1 represents a case of FRC made with a small amount of fibers having relatively low stiffness. Namely, if the number of fibers bridging the crack is small and they can sustain only a small fraction of the load formerly sustained by the uncracked matrix, then the load capacity quickly drops. On the other hand, if there is a sufficient number of fibers to carry most of the applied force, then the curve might look like the diagram number 2.



Slika 3. Tipične krive P - Δ pri savijanju različitih mikroarmiranih betona [5]
Figure 3. Typical P - Δ flexural diagrams for different types of FRC [5]

Ako se analiziraju dijagrami prikazani na slici 3, može se zaključiti da dijagram označen brojem 1 odgovara slučaju betona spravljenog sa niskim sadržajem vlakana srazmerno male krutosti. Naime, ako je broj vlakana koja premoščavaju pukotinu nastalu u cementnoj matrici relativno mali, odnosno ako ta vlakna mogu da preuzmu samo deo opterećenja koje je pre nastanka pukotine prihvatila matrica, onda dolazi do brzog pada opterećenja. Ukoliko tih vlakana ima više, odnosno ako su njihova svojstva takva da mogu da preuzmu veći deo

However, both of these cases (curves 1 and 2) represent similar behavior known as the "*Load-softening behavior*" and they are common in most of the practical applications (in composites with low to moderate fiber volume fractions). On the other hand, if the quantity and stiffness of fibers is sufficient to carry equal or greater load than the matrix in the precracked state (which is represented by curves 3 and 4), the composite exhibits "*Load-toughening behavior*". Nevertheless, case number 4 corresponds to composites with higher volume

opterećenja, onda kriva ima oblik označen brojem 2. U oba slučaja (1 i 2), međutim, radi se o naponskom popuštanju ("*Load-softening Behavior*") i ovo su najčešći slučajevi koji se javljaju u praksi (kod betona sa niskim ili umerenim učešćem vlakana). S druge strane, ponašanje koje je shematski prikazano u vidu dijagrama označenih brojevima 3 i 4, naziva se naponskim očvršćavanjem ("*Load-toughening Behavior*"). U jednom od ova dva slučaja, vlakna su u stanju da prihvate približno istu (kriva 3), ili čak veću (kriva 4) silu od one koju je prihvatala neispucala matrica. Ipak, slučaj 4 odgovara kompozitima sa visokim učešćem mikroarmature (preko 10%), kod kojih uz to vlakna imaju i znatno više mehaničke karakteristike od cementne matrice (na primer: čelična, karbonska ili staklena vlakna). Naravno, transfer opterećenja i otpor koji vlakna pružaju u slučaju nastanka i širenja pukotina, ne zavisi samo od tipa i količine vlakana, već i od veze (athezije) koja postoji između matrice i mikroarmature.

U dosadašnjim razmatranjima načina ispitivanja duktilnosti mikroarmiranih kompozita već su pomenute neke od najvažnijih i najčešće korišćenih metoda i parametara koji služe za ocenu ostvarene žilavosti. U daljem tekstu neke od ovih standardizovanih, ali i nestandardnih metoda, biće detaljnije analizirane i međusobno poređene.

Ispitivanje duktilnosti u skladu sa odredbama standarda ASTM C1018, JSCE-SF4 i ASTM C1399

Predmetni standardi predstavljaju pionirske metode za ispitivanje i evaluaciju žilavosti kod mikroarmiranih kompozita. Prvi od njih, ASTM C1018 baziran je na određivanju količine energije koja je potrebna za nastanak prve prsline pri savijanju prizmatičnog uzorka od mikroarmiranog betona (dejtstvom dve koncentrisane sile u trećinama raspona), a zatim na njenom poređenju sa količinom energije neophodnom za dostizanje određene, unapred definisane vrednosti deformacije-ugiba ispitivanog uzorka. Ove količine energije određuju se kao površine ispod dijagrama sila-ugib. Pri tome, kao parametri duktilnosti definišu se tzv. indeksi žilavosti ("*Toughness Indices*") I_5 , I_{10} i I_{20} . Ovi indeksi predstavljaju količnike između površine ispod $P-\Delta l$ dijagrama merene do određene vrednosti ugiba (za I_5 ta vrednost je 3δ , za I_{10} ona iznosi 5.5δ , a za I_{20} 10.5δ) i površine ispod $P-\Delta l$ dijagrama do ugiba δ - pri kome se pojavila prva prsina. Numeratori 5, 10 i 20 dobijeni su tako što vrednosti indeksa žilavosti iznose $I_5 = 5.0$, $I_{10} = 10.0$ i $I_{20} = 20.0$, ukoliko se pretpostavi da važi idealizovani dijagram sila-ugib kakav je dat na slici 4 (materijal ima idealno elastično ponašanje do nastanka prve prsline, a nakon toga idealno plastično sve do loma).

Preko indeksa žilavosti I_n mogu se odrediti i tzv. faktori rezidualnih čvrstoća ("*Residual Strength Factors*") $R_{5,10}$ i $R_{10,20}$ koji predstavljaju zaostalu čvrstoću materijala u određenom intervalu ($R_{5,10}$ u intervalu između 3δ i 5.5δ ; $R_{10,20}$ u intervalu između 5.5δ i 10.5δ). Faktori rezidualne čvrstoće izražavaju se kao procenti od opterećenja koje odgovara prvoj prslini, na sledeći način:

$$R_{5,10} = 20 \cdot (I_{10} - I_5)$$

fractions (more than 10%) made with stiff fibers (steel, carbon or glass).

In the following text, some of the widely used standardized, but also non-standard methods, will be analyzed and compared.

Toughness testing and evaluation according to ASTM C1018, JSCE-SF4 and ASTM C1399

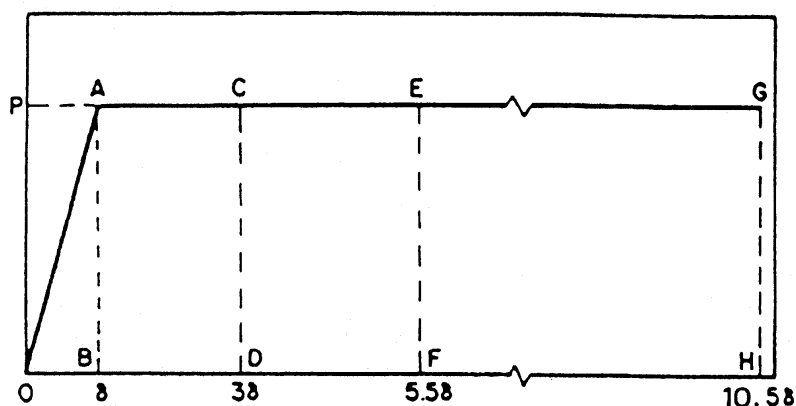
These standards represent pioneer methods in the field of FRC toughness testing and evaluation. The first one, ASTM C1018 is based on determination of energy amount needed for first crack generation using four-point loading test on prismatic specimens. Then, this amount of energy is compared with the energy necessary to reach certain specified deflection of the tested sample. Each energy amount is calculated as the corresponding area under the load-deflection curve. As toughness parameters the so called *Toughness indices*: I_5 , I_{10} and I_{20} are defined. These indices are ratios between the area under the $P-\Delta l$ diagram measured up to the certain deflection value (for I_5 this value is 3δ , for I_{10} it is 5.5δ , and for I_{20} 10.5δ) and the area measured up to deflection δ - as the point where the first crack occurred. Numerators 5, 10 and 20 are used because they correspond to the values of toughness indices $I_5 = 5.0$, $I_{10} = 10.0$ and $I_{20} = 20.0$, if the idealized elastic-perfectly plastic behavior of the composite is assumed (see Figure 4).

Using the above defined indices I_n we can also calculate the *Residual strength factors*: $R_{5,10}$ and $R_{10,20}$ which are representing the residual strength of material in the certain deflection interval ($R_{5,10}$ for interval $3\delta - 5.5\delta$; $R_{10,20}$ for interval $5.5\delta - 10.5\delta$). These R-factors are expressed in % and they are calculated as follows:

$$R_{10,20} = 10 \cdot (I_{20} - I_{10}) \quad (6)$$

Ukoliko se pretpostavi da je beton bez dodatka vlakana idealno krto materijal (tj. da do loma dolazi odmah nakon nastanka prve prsline), iz napred navedenih definicija jasno je da je u tom slučaju indeks žilavosti jednak 1. Kod takvog betona (etalona), vrednosti faktora rezidualne čvrstoće jednake su 0. Naravno, ovo ne važi u realnim uslovima, pa se prilikom ispitivanja betona koji u sebi nemaju mikroarmaturu dobijaju vrednosti $I_n > 1.0$, odnosno vrednosti $R_{i,j} > 0$.

Kod idealno plastičnih materijala, veličine faktora rezidualne čvrstoće iznose 100. Dakle, kod stvarnih kompozita tipa mikroarmiranih betona, faktori $R_{i,j}$ uzimaju vrednosti između 0-100 (veća vrednost $R_{i,j}$ odgovara većoj duktilnosti betona). Standard pretpostavlja da su oba parametra (indeks žilavosti i faktor rezidualne čvrstoće) nezavisna od dimenzija probnog tela, kao i od drugih promenljivih veličina (npr. raspona oslonaca).



Slika 4. Definicija indeksa žilavosti prema standardu ASTM C1018 [1]
Figure 4. Definition of toughness indices according to ASTM C1018 [1]

Važan tehnički uslov standarda ASTM C1018 odnosi se na brzinu povećanja deformacije (ugiba) koja se meri na sredini raspona probnog tela, pomoću odgovarajućih LVDT ugibomera ("Linear Variable Differential Transformer"). Ova brzina mora biti konstantna tokom celog eksperimenta i može da uzima vrednosti između 0.05 i 0.10 mm/min, za slučaj ispitivanja standardne prizme dimenzija 100x100x350mm.

Problemi koji se javljaju pri praktičnoj primeni metode ASTM C1018 odnose se, pre svega na tačno utvrđivanje napona (odnosno sile) i deformacije koji odgovaraju nastanku prve prsline, što je od kritične važnosti - jer se na osnovu ovih veličina kasnije određuju svi ostali parametri. Podjednako značajno je i obezbeđenje preciznog merenja deformacija (ugiba) uzoraka kako pre, tako i nakon nastanka prve prsline [12].

Osnovne sličnosti između američkog standarda ASTM C1018 i japanskog standarda JSCE-SF4 ogledaju se u obliku uzoraka i načinu njihovog opterećivanja. Naime, u oba slučaja radi se o prizmatičnim betonskim uzorcima, koji se ispituju pri savijanju koncentrisanim silama u trećinama raspona. Međutim, prva značajna razlika vidi se već kod načina merenja ugiba. Tako, japanski standard podrazumeva da se LVDT ugibomeri ne postavljaju u sredinu raspona ispitivane betonske grede, već na mestima delovanja koncentrisanih sila (tj. u trećinama raspona L).

Druga značajna razlika, odnosi se na način merenja

If we assume that the composite made without fibers (reference concrete) represents an ideal brittle material (i.e. that its rupture happens right after the first crack appearance), it is obvious that the toughness index equals 1, and that both of the R-factors are equal 0. Of course, this doesn't apply for real conditions where the registered values of these parameters for reference concrete always amount to $I_n > 1.0$ and $R_{i,j} > 0$. On the other hand, for ideal plastic materials, the R-factors are equal 100. So, real FRC composites should have $R_{i,j}$ between 0-100 (higher value of $R_{i,j}$ means better toughness). Standard presumes none of the parameters (I and R) depend on specimen dimensions, or any other variables (for instance, length of span between supports).

One of the important technical conditions of ASTM C1018 is related to the deflection rate which is measured at the middle of the specimen's span, using LVDT (Linear Variable Differential Transformer) deflectometers. The deflection rate must be constant during the whole experiment and it can be adopted in the range 0.05 - 0.10 mm/min, in the case of standard test specimen dimensions: 100x100x350 mm.

Problems occurring in practical application of ASTM C1018 method, are mostly related to the accurate determination of the load-deflection point corresponding to the first crack, which is of critical importance - because all the other parameters are depending on that first step. Also, it is equally important to provide accurate deflection measurement both before and after the first crack appearance [12].

Basic similarities between the American ASTM C1018 and Japanese JSCE-SF4 standards are in the specimen shape (prismatic) and the type of loading (four-point bending test). However, there are also significant differences. For instance, Japanese standard defines that LVDT devices should be put not in the middle of the specimen's span, but at the points under the two forces (i.e. in the third-points of the span L).

Another important difference is related to the technique of toughness measurement and the parameters used for its evaluation. Namely, JSCE-SF4 standard defines *Flexural toughness* (T_b) as the area

žilavosti mikroarmiranih kompozita i na uticajne parametre koji se tom prilikom koriste. Metoda JSCE-SF4, kao merodavnu veličinu za određivanje žilavosti pri savijanju T_b ("Flexural Toughness"), uzima površinu ispod dijagrama $P-\Delta$ merenu do granične tačke, za koju je vrednost deformacije (ugiba) $d_{ib} = L/150$. Ova granica je potpuno arbitrarna i ne uzima u obzir kriterijume upotrebljivosti [12]. Iako je ovo jedan od najčešće navođenih nedostataka metode, ona se ipak smatra pouzdanijom od ASTM C1018, jer ne zavisi od preciznog određivanja tačke nastanka prve prsline [14].

Na osnovu žilavosti pri savijanju T_b , određuje se tzv. faktor žilavosti pri savijanju FT ("Flexural Toughness Factor"). Ovaj faktor ima dimenziju napona, a njegova vrednost ukazuje na veličinu rezidualne čvrstoće materijala (nakon nastanka prve prsline), opterećenog do granične deformacije koja iznosi $L/150$. Neki autori predmetni faktor nazivaju i ekvivalentnom čvrstoćom pri savijanju [17]. Vrednost faktora žilavosti pri savijanju (FT) određuje se iz jednačine:

$$FT = \frac{T_b}{d_{ib}} \cdot \frac{L}{b \cdot h^2} \quad (7)$$

Standard ASTM C1399 se pojavio kao poslednji iz ove grupe metoda koje se bave ocenom žilavosti mikroarmiranih betona. Osnovna razlika između njega i druga dva standarda o kojima je prethodno bilo reči, leži u tehnici ispitivanja. Naime, metoda ASTM C1399 takođe podrazumeva da se prizmatični uzorak betona optereti koncentrisanim silama u trećinama raspona, ali tek pošto je postavljen na čeličnu ploču debljine 12 mm.

under $P-\Delta$ diagram measured up to the point at which the deflection value amounts to $\delta_{ib} = L/150$. This limit is completely arbitrary and it doesn't take into account the serviceability criteria [12]. Although this is one of the frequently cited disadvantages of the method, it is nevertheless considered more accurate than ASTM C1018, because it doesn't depend on precise definition of the first crack point [14].

Based on the flexural toughness T_b , flexural toughness factor (FT) is calculated. This parameter has dimension of stress (MPa) and its value points to the residual strength rate of the composite material subjected to the limit deflection that equals $L/150$. Some of the authors also call this factor the equivalent flexural strength [17]. The value of the flexural toughness factor (FT) can be calculated by using the following equation:

Standard ASTM C1399 appeared as the last one in this group of FRC flexural toughness evaluation methods. The basic difference between this and the other two analyzed standards, lays in the testing technique. Namely, ASTM C1399 method also prescribes that prismatic concrete samples should be subjected to the four-point bending test, but only after it has been put on a 12mm-thick steel plate. This plate represents a special

STANDARD	ASTM C 1018-97	JSCE SF-4	ASTM C 1399-98
Uzorak			<p>INITIAL LOADING</p> <p>RELOADING</p>
Karakter. kriva			
Analiza	<p>TOUGHNESS INDICES</p> $I_5 = \frac{\text{Area OABG}}{\text{Area OAF}}$ $I_{10} = \frac{\text{Area OACH}}{\text{Area OAF}}$ $I_{20} = \frac{\text{Area OADI}}{\text{Area OAF}}$ <p>RESIDUAL STRENGTH FACTORS</p> $R_{5,10} = 20 (I_{10} - I_5)$ $R_{10,20} = 10 (I_{20} - I_{10})$	<p>Flexural Toughness</p> $T_b = \text{Area OAEJ}$ <p>Flexural Toughness Factor</p> $FT = (T_b \cdot L) / (\delta_{ib} \cdot b \cdot d^2)$ $Re2(\%) = \frac{FT}{MOR} \times 100$ <p>MOR = Modulus of Rupture $b = \text{Breadth of the beam}$</p>	<p>Average Residual Strength</p> $RS = \frac{(P_{0.5} + P_{0.75} + P_{1.0} + P_{1.25})}{4} \times \frac{L}{b \cdot d^2}$ $RSI(\%) = \frac{RS}{MOR} \times 100$

Slika 5. Uporedni prikaz standardnih metoda za određivanje duktilnosti MAB [12]
 Figure 5. Comparison between standard toughness evaluation methods for FRC [12]

Ova čelična ploča predstavlja svojevrstan oslonac koji ima ulogu da, tokom nanošenja tzv. inicijalnog opterećenja ("*Initial Load*"), apsorbuje energiju koja se oslobađa pri nastanku prve prsline u betonu. Kada, nakon nastanka prve prsline, mereni ugib betonskog uzorka dostigne veličinu između 0.25 i 0.50 mm vrši se rasterećenje uzorka i uklanjanje podložne čelične ploče. Posle toga, greda kod koje je već inicirana prsline, ponovo se opterećuje da bi se dobila njena rezidualna kriva $P-\Delta l$. Tokom ovog ispitivanja, registruju se sile (P) koje odgovaraju deformacijama od 0.50, 0.75, 1.00 i 1.25 mm, pomoću kojih se zatim određuje vrednost prosečne rezidualne čvrstoće kompozita RS ("*Residual Strength*"), kako je to prikazano na slici 5.

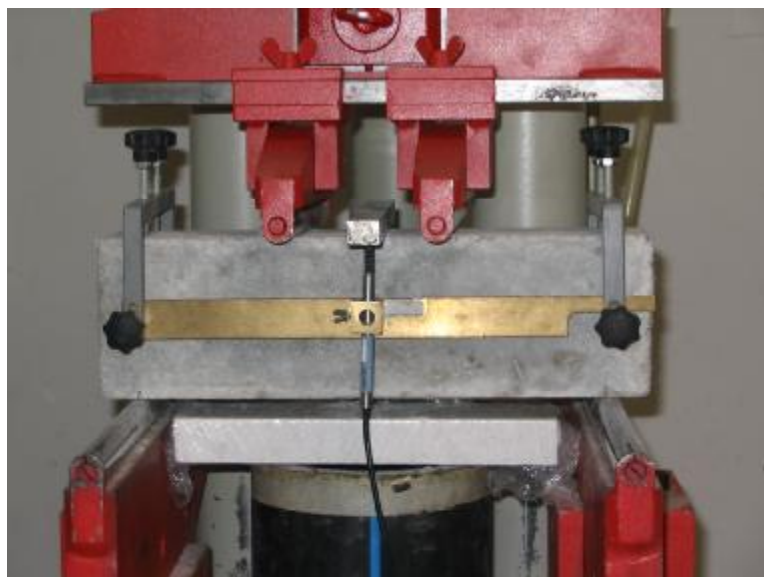
Ispitivanje duktilnosti u skladu sa odredbama standarda ASTM C1609/C 1609M - 07

Najnovija, i trenutno aktuelna metoda za ocenu kvaliteta mikroarmiranih betona, definisana je standardom ASTM C1609. Sličnost sa prethodno opisanim postupcima ispitivanja, ogleda se u činjenici da su parametri žilavosti i ovde definisani na osnovu radnog dijagrama $P-\Delta l$, koji se dobija ispitivanjem pri statičkom savijanju proste grede opterećene u trećinama raspona. Pri tome, ispitivanja o kojima je reč moraju biti vršena na servo-kontrolisanom, zatvorenom sistemu ("*Closed-loop, servo-controlled testing system*"), tj. na presi koja ima mogućnost kontrolisane brzine priraštaja deformacije (a ne samo brzine priraštaja sile, kako je to uobičajeno kod klasičnih sistema za ispitivanje mehaničkih svojstava materijala). Dispozicija ovog ispitivanja data je na slici 6.

support which has a role to absorb the energy released during the initial load application (i.e. before the first crack appears). When, after the first cracking, the measured deflection of the concrete specimen reaches a value between 0.25 and 0.50 mm the specimen must be unloaded and the supporting steel plate removed. After that, the beam with the initial crack (similar to a notch) gets reloaded in order to acquire the residual $P-\Delta l$ curve. During the whole test, forces (P) corresponding to the deflections of 0.50, 0.75, 1.00 and 1.25 mm are being registered. Using these values ($P_{0.50} - P_{1.25}$), the average residual strength of the composite (RS) can be calculated, as described in Figure 5.

Toughness testing and evaluation according to ASTM C1609/C 1609M - 07

The most up-to-date method for flexural toughness evaluation of FRC is defined by the ASTM C1609 standard. The similarities with previously described testing techniques are following: the main toughness parameters are based on the working $P-\Delta l$ diagram, recorded during the static flexural testing of the simple beam subjected to the four-point bending; testing must be performed using servo-controlled closed-loop testing system (i.e. on the hydraulic machine with controlled rate of deformation). Disposition of this standard test is shown in Figure 6.



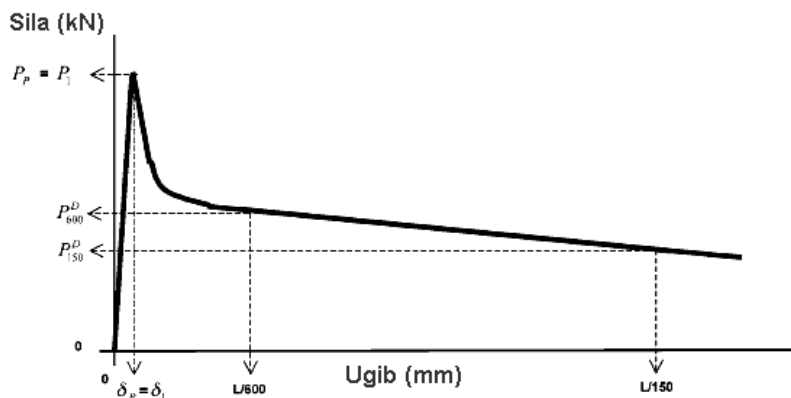
*Slika 6. Dispozicija ispitivanja prema standardu ASTM C1609/C 1609M - 07 [22]
Figure 6. Testing disposition according to ASTM C1609/C 1609M - 07 [22]*

Pri ispitivanju, prizmatični uzorci se postavljaju na pokretne oslonce (rolere), a ugibi se mere na sredini raspona pomoću dva induktivna ugibomera povezana sa kompjuterom koji kontroliše čitav postupak. Akvizicija podataka (promena veličine sile i srednje vrednosti ugiba

Prismatic concrete samples are put on the roller supports and the deflections are measured by means of two LVDT's connected to a computer server which is controlling the testing process. The data acquisition (change of force and average deflection through time) is

kroz vreme) vrši se digitalnim putem tokom celokupnog ispitivanja. Na zabeleženom dijagramu (videti sliku 7) bitno je odrediti sledeće karakteristične tačke: prvi maksimum P_1 ("First-peak"), zatim ostale maksimume opterećenja (ako postoje), kao i rezidualna opterećenja P_{600} i P_{150} ("Residual loads") koja odgovaraju specifičnim ugibima ("Specified deflections") $L/600$ i $L/150$. Pomoću konačno formiranog dijagrama može se odrediti i ukupna žilavost kompozita pri savijanju ("Flexural toughness"), kao površina dijagrama ispod krive $P-\Delta I$.

digital and continuous during the whole test. On the registered diagram (see figure 7), it is essential to determine the following characteristic points: *First peak* (P_1), after that other peaks (if they exist), as well as *Residual loads* (P_{600} and P_{150}) corresponding to *Specified deflections* ($L/600$ and $L/150$). Using the final diagram, it is possible to determine the total toughness of the composite (*Flexural toughness*) calculated as the area under the $P-\Delta I$ curve.



Slika 7. Primer dijagrama $P-\Delta I$ sa naznačenim karakterističnim tačkama [3]
Figure 7. Example of $P-\Delta I$ diagram with characteristic points [3]

Sila koja odgovara prvom maksimumu na dijagramu $P-\Delta I$, odnosno njoj korespondentna čvrstoća f_p ("First-peak strength"), karakteriše ponašanje mikroarmiranog betona od početka ispitivanja do nastanka prve prsline. Rezidualna čvrstoća pri određenom specifičnom ugibu f_{600} ili f_{150} (za ugib jednak $L/600$ ili $L/150$ mm), karakteriše preostali (rezidualni) kapacitet naprezanja materijala nakon formiranja prve prsline. Ukoliko naručilac ispitivanja drugačije ne zahteva, uobičajeno je da se kao duktilnost, odnosno žilavost ispitivanog mikroarmiranog betona usvoji ukupna površina ispod dijagrama $P-\Delta I$, od početka testa pa do registrovanog specifičnog ugiba $L/150$. Ovako određena vrednost žilavosti (zaokružena na ceo broj džula), prema predmetnom standardu označava se kao T_{150} .

The first peak force on the $P-\Delta I$ diagram, i.e. the corresponding *First-peak strength* (f_p), characterize the behavior of the fiber reinforced composite from the beginning of the test until the first crack appearance. The residual strength f_{600} or f_{150} (for deflections equal to $L/600$ or $L/150$ mm), characterizes the remaining (residual) load capacity of the material after cracking. In order to determine the composite's toughness (i.e. ductility), the standard recommends to take into account the total area under the $P-\Delta I$ curve (from the beginning of the diagram up to the specified deflection $L/150$). According to the ASTM C1609 provisions, this value of toughness (rounded and expressed in J) is usually labeled as T_{150} .

Ispitivanje duktilnosti u skladu sa odredbama standarda EN 14651:2005

Prvi evropski standard koji se bavi ispitivanjem duktilnosti mikroarmiranih kompozita nosi oznaku EN 14651. Reč je o metodi ispitivanja čvrstoće pri savijanju betona mikroarmiranih pre svega čeličnim vlaknima, ili kombinacijom vlakana metalnog i nemetalnog porekla.

Osnovni parametri žilavosti kod ovog standarda su granica proporcionalnosti LOP ("Limit of Proportionality") i set od nekoliko vrednosti rezidualne čvrstoće pri savijanju f_R ("Residual Flexural Strength"). Metoda EN 14651 spada, pre svega, u grupu već pominjanih metoda savijanja grede sa zarezom ("Notched Beam Flexural Test"), kod koje se koriste dijagrami $\sigma-w$ (napon-lokalno razdvajanje). Ovi dijagrami dobijaju se na osnovu registrovanja promene širine otvora prsline na mestu zareza ($\dot{S}OP$) tokom ispitivanja grede na savijanje, što

Toughness testing and evaluation according to EN 14651:2005

EN 14651 represents the first European standard dealing with FRC toughness testing and evaluation. It is a standardized method used for determination of flexural strength of concrete reinforced with steel fibers or with combination ("cocktail") of fibers of metallic and non-metallic origin.

As the basic toughness parameters, this standard defines *Limit of proportionality* (LOP) and a set of several values of *Residual flexural strength* (f_R). EN 14651 could be classified into the group of methods earlier mentioned as the *Notched beam flexural tests*, in which the diagrams $\sigma-w$ are used (stress-local displacement). These diagrams are acquired by measuring and registering the change in width of the *Crack opening* (CO) during the flexural testing of the notched concrete beam, using $CMOD$ monitoring devices.

se registruje i prati pomoću posebnih *CMOD* deformetara ("*Crack Mouth Opening Displacement*").

Što se tiče propisane opreme za ispitivanje, nema nekih bitnijih razlika u odnosu na već opisane američke i japanske standarde (hidraulična presa sa kontrolisanom brzinom deformacije). Značajnije razlike javljaju se u domenu dispozicije ispitivanja i samih probnih tela. Naime, radi se o testu savijanja putem jedne sile u sredini raspona grede koja je, pri tome, znatno većih dimenzija (širina i visina po 150 mm, a dužina između 550 i 700 mm) i sa zarezom u sredini raspona. Dispozicija predmetnog ispitivanja prikazana je na slici 8.

Parametri žilavosti (granica proporcionalnosti LOP i rezidualne čvrstoće f_R) dobijaju se na bazi poznatog obrasca za čvrstoću pri savijanju proste grede (dimenzija $L \times b \times h$) opterećene jednom silom u sredini raspona. Pri tome, kao visina grede uzima se razmak između vrha zareza i gornje površine uzorka (h_{sp}).

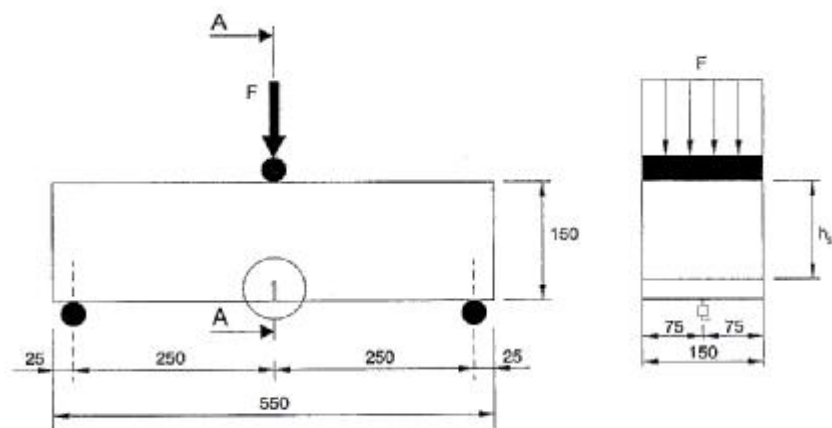
$$f_{R,j} = \frac{3 \cdot F_j \cdot L}{2 \cdot b \cdot h_{sp}^2} \quad (8)$$

Analizirajući celokupnu metodu EN 14651, uočljivo je da ona ne predviđa računanje žilavosti ispitivanog mikroarmiranog kompozita (kao površine ispod dijagrama sila-deformacija, tj. kao količine energije utrošene tokom ispitivanja betona na savijanje). Ovo se može uzeti kao nedostatak predmetne metode i za očekivati je da, u nekoj narednoj verziji predmetnog evropskog standarda, ovaj nedostatak svakako bude otklonjen.

As far as the required testing equipment is concerned, there is no substantial difference in comparison with formerly described American and Japanese standards. More important dissimilarities are present when the testing disposition and specimens are concerned. Namely, it is a three-point flexural test (one force acting in the middle of the beam's span) and the required prismatic concrete specimens have somewhat larger dimensions (height and width: 150 mm each, length: between 550 and 700 mm). Also, the specimens must have a pre-cut notch in the middle of the span (see figure 8).

The toughness parameters (limit of proportionality LOP and residual strengths f_R) are calculated using the well known formula for flexural strength of a simple supported beam (with dimensions $L \times b \times h$) subjected to the single force acting in the middle of the span (see equation 8). As a beam's height, the distance between the top of the notch and the upper surface of the beam is used (h_{sp}).

If we analyze the complete EN 14651 method, it is obvious that it doesn't identify the toughness of the tested FRC as the area under the load-deflection curve, nor as the quantity of energy expended during the flexural test. This may be observed as a certain disadvantage of the method and it is to be expected that, in the next version of the standard, such a problem will be resolved.



Slika 8. Dispozicija ispitivanja prema EN 14651 (za slučaj merenja *CMOD*) [8]
Figure 8. Testing disposition according to EN 14651 (in case of *CMOD* measuring) [8]

3.1.2 Ocena žilavosti korišćenjem metode cepanja pomoću klina

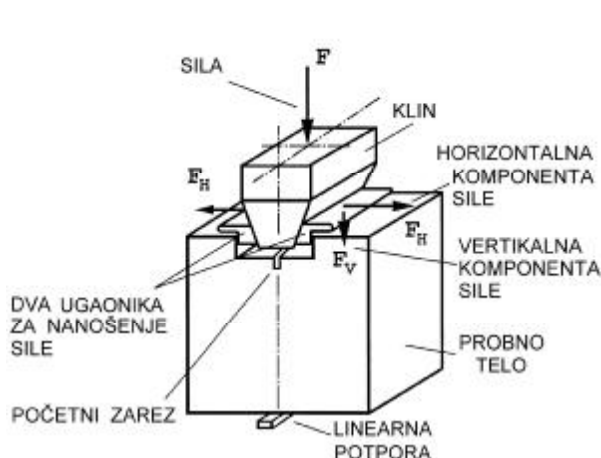
Osim manje ili više standardizovanih metoda statičkih ispitivanja žilavosti (duktilnosti) putem savijanja, da bi se ocenili efekti mikroarmiranja često se koriste i pojedine nestandardne metode. Ova ispitivanja su specifična i uglavnom predstavljaju interne metode pojedinih autora koji se bave istraživanjem svojstava mikroarmiranih betona. Jedan od najefikasnijih i najčešće korišćenih po-

3.1.2 Toughness evaluation using Wedge splitting test

Except the more or less standardized methods for flexural toughness testing of FRC, there are also several widely used non-standard techniques which are not based on bending. One of the most efficient and frequently applied methods from this category is the *Wedge splitting test*. The procedure was developed by Tschegg and Linsbauer [10], [18], [19], in order to characterize behavior of concrete from the point of frac-

stupaka koji spadaju u ovu grupu je tzv. test cepanja pomoću klina ("Wedge splitting test"). Ovu metodu razvili su Tschegg i Linsbauer [10], [18], [19], u cilju karakterizacije ponašanja betona u domenu mehanike loma. Metoda cepanja pomoću klina (CK) prihvaćena je i preporučena za praktičnu primenu od strane tehničkog komiteta RILEM 50-FMC.

Dispozicija koja se koristi kod metode cepanja pomoću klina prikazana je na slici 9. Ispitivanje se vrši na probnim telima oblika kocke ili cilindra, kod kojih je prethodno urezan pravougaoni žljeb sa početnim zarezom. Sila cepanja prenosi se sa hidraulične prese na uzorak putem specijalnog čeličnog klina koji se utiskuje u žljeb (sa gornje strane uzorka), dok je sa donje strane uzorak linijski oslonjen preko odgovarajuće čelične šipke. Čelični ugaonici preko kojih se vrši prenošenje vertikalne sile, a koji se postavljaju unutar žljeba, prouzrokuju cepanje betonskog uzorka tokom utiskivanja klina, duž unapred zadate pukotine - zarez. Klin prenosi silu (F) na probno telo na taj način što je horizontalna komponenta (F_H) - koja cepa probno telo, znatno veća od vertikalne komponente (F_V) kojom se dodatno stabilizuje pravac propagacije pukotine u ravni koju određuju oslonac i početni zarez. Ukoliko je ugao klina dovoljno mali, vertikalna komponenta sile (F_V) u principu ne utiče na rezultate testa, što je potvrđeno eksperimentima autora predmetne metode.



Slika 9. Dispozicija koja se koristi kod metode cepanja pomoću klina (CK) [17]
Figure 9. Testing disposition according to the WST method [17]

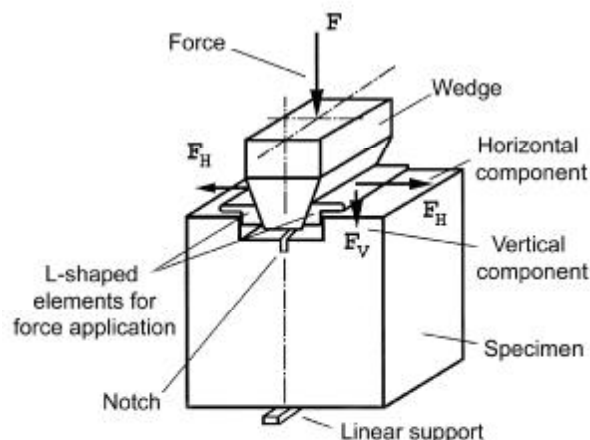
Za evaluaciju žilavosti, kod metode CK koriste se dijagrami $\sigma-w$ (napon-lokalno razdvajanje), koji se dobijaju tako što se tokom cepanja probnog tela pomoću klina, registruje promena širine otvora prsline na mestu zarezu (ŠOP). Ova promena meri se u pravcu dejstva sile F_H upotrebom elektronskih deformetara tipa LVDT ili CMOD. Lokalno razdvajanje, odnosno promena širine otvora prsline na mestu zarezu (ŠOP), automatski se registruje tokom celog eksperimenta u funkciji povećanja sile F i koristi se kao feedback - tako da se brzina deformacije održava konstantnom za sve vreme trajanja testa.

S obzirom da se kod metode CK mogu koristiti cilindrični uzorci, ona ima i dodatnu praktičnu vrednost. Naime, za razliku od ostalih statičkih metoda za ocenjivanje duktilnosti mikroarmiranih betona, ovde se mogu koristiti cilindri (kernovi) različitih prečnika (10-30

cm) za testiranje mehanike. The wedge splitting test (WST) was approved and recommended for practical application by the RILEM's Technical Committee 50-FMC.

The disposition used in this test is presented in Figure 9. The testing is conducted on cubical or cylindrical specimens, which have a previously sawed-in rectangular notch. The splitting force is transmitted from the hydraulic testing machine by means of special L-shaped steel elements which are inserted into the notch at the specimen's upper side. At the same time, a linear steel support is put on the opposite (lower) side of the specimen. The total force (F) is transferred from the wedge to the specimen in such way that the horizontal force component (F_H) is actually splitting the concrete specimen and the vertical component (F_V) is additionally stabilizing the crack propagation process. If the wedge inclination angle is sufficiently small, then the vertical force component (F_V) has insignificant influence on the test results - which was confirmed by the authors' experiments.

For toughness evaluation, the WST method uses $\sigma-w$ diagrams recorded during the servo-controlled closed-loop testing. Local displacement (w) is measured automatically as a width change of the crack-notch opening (CO) in the F_H direction, by means of LVDT or CMOD devices.



cm) for toughness evaluation, which is not possible in any other static test. The fact that WST method approves application of cylindrical concrete specimens has significant practical value. Namely, this means that also cored samples (10-30 cm in diameter) - taken from the concrete structure may be used for toughness evaluation, which is not possible in any other static test.

Figure 10 shows characteristic $P-CO$ diagrams of two series of concrete with the same composition. The only difference was the fact that one was made with and the other without the addition of steel fibers [16]. As one can see, the total fracture energy (equal to the area under these curves) is many times higher in case of FRC than for the reference concrete. Also, the peak force registered during the testing of FRC was approximately double the force for reference concrete. If we analyze the total deformation capacity of the composites, it is obvious that for FRC the maximum crack opening (CO)

cm), koji su prethodno izvađeni iz gotovih elemenata konstrukcije.

Na slici 10 dati su karakteristični dijagrami P - $\dot{S}OP$ za slučaj dva betona istog sastava, od kojih je jedan mikroarmiran (prikazan gornjom linijom), dok je drugi spravljen bez dodatka vlakana (donja linija na dijagramu) [16]. Kao što se može videti, ukupna energija loma – koja predstavlja površinu ispod ovih dijagrama, višestruko je veća u slučaju mikroarmiranog betona u odnosu na etalon. Isto tako, maksimalna registrovana sila tokom eksperimenta je otprilike duplo veća kod betona koji sadrži vlakna. Ukoliko se posmatra ukupni kapacitet deformacije uzorka, vidi se da maksimalna širina otvora prsline na mestu zareza ($\dot{S}OP$) u trenutku loma kod mikroarmiranog betona iznosi preko 3 mm, a kod betona spravljenog bez dodatka vlakana svega oko 1,7 mm. Naravno, treba uzeti u obzir da se u ovom slučaju radi o betonu koji je spravljen sa visokim sadržajem čeličnih vlakana, dok se u slučaju primene nižih procenata mikroarmiranja i/ili upotrebe sintetičkih vlakana, u principu može očekivati manje izražena razlika između dva dijagrama.



Slika 10. Karakteristični dijagrami P - $\dot{S}OP$ za slučaj betona sa i bez vlakana [16]
Figure 10. Characteristic P - CO diagrams for reference (1) and fiber reinforced concrete (2) [16]

Kao i kod ostalih metoda ispitivanja duktilnosti, i ovde površina ispod dijagrama sila-deformacija predstavlja meru apsorbovane energije betona. Kao osnovni parametar duktilnosti, odnosno žilavosti kompozita, definiše se njegova ekvivalentna čvrstoća za unapred definisanu (zadatu) veličinu deformacije ($\dot{S}OP$). Što neki kompozit ima veću ekvivalentnu čvrstoću, to je veća njegova otpornost prema širenju prsline, a samim tim i njegova duktilnost (žilavost).

Radi jednostavnijeg prikaza i analize parametara žilavosti, uobičajeno je da se izvrši linearizacija registrovanih dijagrama (kao što je prikazano na slici 11). Nakon toga, ukupna količina energije (W) sračunava se kao zbir utrošene energije pre nastanka prve prsline (W_i) i apsorbovane energije u zoni loma (W_{Lz}). Kod definisanja apsorbovane energije uzima se u obzir da formiranje "lomne zone" kod mikroarmiranih betona počinje već nakon dostizanja granice proporcionalnosti (GP), tj. u području II prikazanom na slici 11. U lomnoj zoni svi dalji procesi loma teku do konačnog otkaza

exceeds 3 mm before fracture, whereas for the reference concrete this value amounts only to 1,7 mm. However, it should be underlined that the difference between these composites would be smaller if the volume fraction of fibers was lower or if the steel fibers were replaced with synthetic ones.

As the basic toughness parameter WST method defines composite's *equivalent strength* for pre-specified value of displacement (CO). Increment in equivalent strength of a composite consequently implies its higher resistance to crack propagation – i.e. enhancement of its toughness (ductility).

In order to simplify the presentation and analysis of toughness parameters, it is common to perform linearization of the registered P - CO diagrams (as shown in Figure 11). After that, the total amount of energy (W) is calculated as a sum of energy spent before the first crack appearance (W_i) and energy absorbed in the *fracture zone* (W_{Fz}). In definition of the *absorbed energy* the fact that in fiber reinforced composites the formation of this zone begins right after the *limit of proportionality* (LP) is reached (area II in Figure 11) has to be taken into account. Once in the fracture zone, all other fracture related processes continue until the final rupture (splitting) of the tested specimen occurs. Hence, W_{Fz} represents the absorbed energy needed for complete fracture of the specimen. According to this, the following relations can be applied:

(cepanja) probnog tela. Dakle, W_{LZ} predstavlja apsorbovanu energiju potrebnu za potpuni otkaz (cepanje) probnog tela. Prema tome, važe sledeće relacije:

$$W = W_I + W_{LZ} \quad W_{LZ} = W_{II} + W_{III} + W_{IV} \quad (9)$$

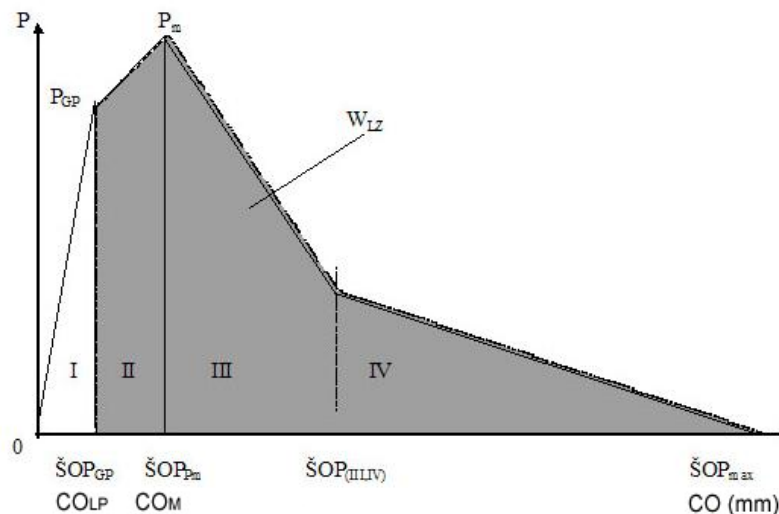
Što se tiče parametara duktilnosti potrebnih za analizu uticaja mikroarmiranja na otpornost betona pri cepanju klinom, kao prvo, može se odrediti karakteristična širina otvora prsline u zoni loma ($\Delta_{\dot{S}OP}$) na sledeći način:

$$\Delta_{\dot{S}OP} = \frac{W_{LZ}}{P_{GP}} \quad (10)$$

Karakteristična širina otvora prsline je svojstvo mikroarmiranog betona na osnovu koga možemo proceniti duktilnost materijala s obzirom na veličinu odgovarajuće deformacije na granici proporcionalnosti ($\dot{S}OP_{GP}$). Kompozitni materijal je duktilan ako je $\Delta_{\dot{S}OP} > \dot{S}OP_{GP}$, odnosno materijal je krto ukoliko je $\Delta_{\dot{S}OP} < \dot{S}OP_{GP}$.

As far as the toughness parameters are concerned, in order to analyze the influence of fiber reinforcement on concrete's resistance to wedge splitting, first we can determine the *characteristic width of crack opening* in the fracture zone (Δ_{CO}):

Characteristic width of the crack opening is a property of FRC which allows us to evaluate material's ductility considering its deformation at the limit of proportionality (CO_{LP}). A composite material could be considered as ductile if the following relation is valid $\Delta_{CO} > CO_{LP}$, or else the same material could be considered as brittle.



Slika 11. Linearizovan dijagram P-ŠOP sa karakterističnim tačkama [17]
Figure 11. Linearized P-CO diagram with characteristic points [17]

Duktilnost betona može se izraziti i pomoću bez-dimenzionalnog faktora duktilnosti $1/B$, definisanog kao:

$$\frac{1}{B} = \frac{\Delta_{\dot{S}OP}}{\dot{S}OP_{GP}} = \frac{W_{LZ}}{P_{GP} \cdot \dot{S}OP_{GP}} = \frac{W_{LZ}}{2 \cdot W_I} \quad (11)$$

Kao što se iz prethodne formule može videti, faktor duktilnosti $1/B$ raste sa povećanjem karakteristične širine otvora prsline u zoni loma $\Delta_{\dot{S}OP}$, odnosno sa povećanjem apsorbovane energije u zoni loma W_{LZ} . Što je vrednost predmetnog faktora veća, veća je i duktilnost ispitivanog mikroarmiranog betona.

Prema autorima metode (Tschegg i Linsbauer), osnovni parametar žilavosti nekog kompozita predstavlja njegova ekvivalentna čvrstoća (f_{sp}) određena za unapred definisanu (zadatu) veličinu deformacije ($\dot{S}OP_{sp}$). Obično se usvaja da unapred definisane širine otvora prsline

Ductility (i.e. toughness) of concrete can also be expressed by a non-dimensional *ductility factor* $1/B$, defined as:

Considering the previous formula, it is obvious that the *ductility factor* ($1/B$) rises with increment of the characteristic width of crack opening (Δ_{CO}), i.e. with increased energy absorbed in the fracture zone (W_{FZ}).

According to the authors of the method (Tschegg and Linsbauer), the basic toughness parameter of any composite material is its equivalent strength ($f_{E,i}$) determined for pre-specified value of displacement (CO_j). Usually, these pre-specified displacements are having the following values: $CO_j = 0.1, 0.2, 0.3$ and 0.4 mm. In that case, the equivalent strength can be

imaju vrednosti $\check{S}OP_{sp} = 0.1, 0.2, 0.3$ i 0.4 mm (kod ispitivanja uzorka oblika kocke ili cilindra sa zarezom opterećenog na cepanje putem utiskujućeg klina). U tom slučaju, ekvivalentna čvrstoća se izražava jednačinom:

$$f_{sp} = \frac{W_{sp} + W_l}{\check{S}OP_{sp} + \check{S}OP_{GP}} \cdot \frac{2,034 \cdot G(a)}{a_k^2} \rightarrow G(a) = \frac{2 \cdot (2+a)}{(1-a)^2} \quad a = \frac{a_z}{a_c} \quad (12)$$

gde su: a_z – dužina (dubina) zarez na uzorku (mm),
 a_k – dužina stranice kocke, ili prečnik cilindra (mm).

calculated using equation:

where: a_n = depth of the notch (mm), a_c = cube length, or cylinder diameter (mm).

3.2 Dinamička ispitivanja žilavosti

U naučno-stručnoj literaturi znatno je manje odrednica koje se odnose na ispitivanja dinamičke otpornosti mikroarmiranih betona, u poređenju sa statičkim ispitivanjima duktilnosti (žilavosti). Bez obzira na tu činjenicu, istraživači se mahom slažu da mikroarmirani kompoziti imaju generalno bolje dinamičke performanse od svojih pandana spravljenih bez dodatka vlakana. Ova poboljšanja ogledaju se kako u povećanju otpornosti betona na formiranje i propagaciju prslina, tako i na sposobnost apsorbovanja većih količina energije tokom ispitivanja žilavosti pri dejstvu različitih dinamičkih opterećenja. Kao što je na početku ovog poglavlja već naglašeno, dinamička ispitivanja žilavosti predmetnih kompozita najčešće podrazumevaju primenu kratkotrajnih (udarnih) opterećenja ili dugotrajnih (cikličnih) opterećenja.

Što se tiče ispitivanja dinamičke čvrstoće betona pri visokocikličnom zamoru (više miliona ciklusa opterećivanja), poboljšanje ovog svojstva jedan je od osnovnih razloga za sve širu primenu mikroarmature kod konstrukcija kao što su aerodromske piste, kolovozne ploče, mostovi, temelji mašina i sl. [5]. Dakako, najviše primenjavana su čelična vlakna, mada su sve češći primeri upotrebe polimernih vlakana, a nisu retke ni kombinacije ove dve vrste mikroarmature u vidu tzv. "koktela" (na primer čelična + polipropilenska vlakna). Takođe, mikroarmirani kompoziti se sve više koriste i kod konstrukcija koje su u toku eksploatacije izložene čestim udarnim opterećenjima (kranske staze, lučni i obalski objekti, mostovski stubovi i dr.).

Testovi koji su vršeni na uzorcima betona spravljenim sa dodatkom 2-3% čeličnih vlakana pri delovanju visokocikličnog opterećenja na savijanje (2 miliona ciklusa do loma), pokazali su porast dinamičke čvrstoće od 60-85% u odnosu na etalonske uzorke (bez vlakana). Veličina ovog porasta varirala je u zavisnosti od upotrebljene količine vlakana, kao i od intenziteta opterećenja (odnosno od raspona $S_{max} - S_{min}$) [5].

Slična istraživanja vršena su i na betonima mikroarmiranim polimernim vlaknima (najlonskim, polipropilenskim i polietilenskim). I u ovom slučaju su, takođe, zabeležena izvesna poboljšanja dinamičkih čvrstoća, ali u znatno manjem procentualnom iznosu nego u slučaju korišćenja čeličnih vlakana. Ovakav rezultat bio je očekivan, s obzirom na znatno manji sadržaj polimernih vlakana i njihove slabije mehaničke karakteristike u odnosu na čelična vlakna. Tako, na primer, pri ispitivanju na visokociklični zamor (2 miliona ciklusa do loma) uzoraka betona spravljenih uz dodatak 0,2-0,3% fibrilizovanih polipropilenskih vlakana, ostvareni porast dinamičke čvrstoće kretao se u granicama između 25% i

3.2 Dynamic toughness tests

Analyzing relevant scientific and professional literature, one can see that the number of publications concerning dynamic resistance testing of FRC is considerably smaller than the ones dealing with static toughness testing. Nevertheless, most of the researchers agree that fiber reinforced composites generally exhibit better dynamic properties than the equivalent materials made without the addition of fibers. The improvement of performance is evident when the appearance and propagation of cracks is concerned, but also in composite's ability to absorb more energy during the dynamic toughness testing. As it was already stressed out in the introduction section, dynamic toughness testing of FRC usually involves the application of either short-term (impact) loads, or long-term (cyclic) loads.

As far as the dynamic strength of concrete subjected to long-term testing (several million loading cycles) is concerned, the improvement of this property was initially one of the main reasons for application of fiber-reinforcement in structures like airport runways, motorway structures, bridge decks, machine foundations, etc. [5]. Naturally, the steel fibers were mostly used, but there are also many examples of polymer fiber application, as well as combinations of two different types of fibers in the form of "cocktails" (for instance: steel + polypropylene fibers). In addition to that, FRC is more frequently used for structures subjected to repeated impact loads such as crane girders, marine structures, bridge columns etc.).

The testing results obtained on concrete samples made with addition of 2-3% of steel fibers, after application of long-term dynamic flexural load (2 million cycles until failure), have shown the increment of dynamic strength of 60-85% in relation to reference concrete (made without fibers). The value of this increment varied depending on the quantity of fibers, as well as the intensity of load (i.e. the stress range: $S_{max} - S_{min}$) [5].

Similar research was conducted on FRC made with polymer fibers (nylon, polypropylene and polyethylene). Also in this case, certain improvement of dynamic strength was confirmed, but in a considerably lesser degree than with steel fiber reinforcement. Such a result was expected, considering the fact that polymer fibers have inferior mechanical properties and lower content than steel fibers. For instance, long-term cyclic testing of fatigue (2 million cycles until failure) performed on FRC specimens with addition of 0,2-0,3% of fibrillated polypropylene fibers, showed the increment of dynamic strength between 25-30% in relation to the reference concrete [5]. Similar improvement of resistance to

30% u odnosu na etalon [5]. Poboľšanja dinamičke otpornosti sličnog reda veličine zabeležena su i prilikom primene najlonskih, odnosno polietilenskih vlakana.

Što se tiče udarne otpornosti mikroarmiranih betona, brojna istraživanja su pokazala da dodatak vlakana doprinosi povećanju kapaciteta apsorbovanja energije pri dinamičkim (udarnim) opterećenjima, a takođe i povećanju dinamičke čvrstoće predmetnih kompozita. Generalno, svojstvo udarne otpornosti betona može da se ispituje na različite načine, od kojih ćemo ovom prilikom pomenuti samo one najznačajnije:

- metod udarne mase ("Drop-weight" test);
- metod udarnog klatna ("Charpy" test);
- metod udarnog projektila ("Projectile impact" test);
- metod eksplozivnog punjenja ("Explosive" test);
- Hopkinsonov metod ("Split Hopkinson bar" test).

Napred navedene metode razlikuju se kako u mehanizmu nanošenja udarnog opterećenja, tako i u pogledu parametara koji se prate i registruju tokom eksperimenta. Tako na primer, kod metode udarne mase ("Drop-weight" test) udarna otpornost kompozita se određuje preko broja udaraca neophodnih da bi se dostigao unapred definisan nivo oštećenja kod ispitivanih uzoraka. S druge strane, kod metode udarnog klatna (test tipa "Charpy"), mera udarne otpornosti je količina energije potrebne da se polomi uzorak sa zarezom, pri padu instrumentalizovanog udarnog klatna određene mase sa određene visine. Kod metode udarnog projektila ("Projectile impact" test), pak, registruje se veličina oštećenja (kratera, perforacije i sl.), nastalog na uzorku nakon udara projektila (određenih geometrijskih karakteristika i određene brzine).

Ipak, od svih relevantnih metoda ispitivanja udarne otpornosti betona, najjednostavnija i najviše primenjivana u praksi je metoda udarne mase ("Drop-weight" test). Ona zahteva relativno jednostavnu opremu, može se bez većih problema prilagoditi ispitivanjima na terenu i dobro simulira brojne realne situacije dejstva udarnog opterećenja (kao što su, na primer, udar manjih objekata u krovni pokrivač ili pad nekog tereta na površinu industrijskog poda).

Pre nego što je počela da se primenjuje za ocenu udarne otpornosti mikroarmiranih betona, metoda udarne mase uspešno je primenjivana kod ispitivanja drugih građevinskih materijala, kao što su: keramičke pločice, elastične podne ploče (polivinilske ili asfaltna), drvene podne obloge, kruti plastični materijali, bitumenske mešavine. Takođe, slične metode su korišćene za ispitivanje svojstava zbijenosti tla i agregata, kao i za ispitivanje zidnih, podnih i krovniha konstrukcija pri dejstvu udarnog opterećenja. Iako za većinu napred navedenih materijala danas postoje standardizovane metode ispitivanja, u slučaju mikroarmiranih betona još uvek se radi o nestandardnim postupcima.

Tako na primer, značajan doprinos istraživanju problematike udarne otpornosti betona u oblasti industrijskih podova dao je prof. Ukrajinčik sa saradnicima [21]. Nakon obimnog istraživanja i analize niza postojećih metoda ispitivanja, a takođe uzimajući u obzir i preporuke vodećih stručnjaka iz ove oblasti, došlo se do zaključka da su sledeći parametri najvažniji u odlučivanju na koji će se način odrediti otpornost industrijskih podova na udarno opterećenje:

- veličina uzorka,
- uslovi oslanjanja uzorka (granični uslovi),

dynamic action was also confirmed after application of nylon and polyethylene fibers.

As far as the impact resistance of FRC is concerned, numerous researchers have come to conclusion that the addition of fibers leads not only to improvement of concrete's energy absorption capacity, but also to upgrading of its dynamic strength. In general, the impact resistance of concrete can be tested in different ways, but here we will mention only the most important ones:

- "Drop-weight" test;
- "Charpy" test;
- "Projectile impact" test;
- "Explosive" test;
- "Split Hopkinson bar" test.

All of these methods have different mechanisms of impact load application, but also different parameters which are monitored and registered during the experiment. For instance, in the "Drop-weight" test the impact resistance is determined through the number of strikes needed to achieve the pre-defined level of damage of concrete specimens. On the other hand, the "Charpy" method uses the quantity of energy needed to break the notched specimen by means of an instrumentalized pendulum - as the measure of composite's impact resistance. For the same purpose, the "Projectile impact" test uses the level of specimen damage (crater, perforation, etc.), induced by special projectiles (with certain geometrical properties and different impact velocities).

However, of all relevant impact resistance testing methods, the simplest and the most practically applied method is the "Drop-weight" test. This test requires relatively simple equipment, which can be easily adjusted to field testing, at the same time simulating a number of realistic impact-related situations - such as impact of smaller objects with roof cladding elements, or dropping of certain weight onto the industrial floor surface.

Before it was applied for FRC impact resistance assessment, the Drop-weight method was successfully used for testing of other building materials such as: ceramic tiles, elastic floor plates (polyvinyl or asphalt), wooden floor elements, rigid plastic materials, bituminous mixtures, etc. Also, similar methods were used for testing of soil and aggregate compaction properties, as well as for testing of walls, floor and roof structures on impact actions.

Although for most of the mentioned materials there are standardized tests presently available, in case of FRC we are still talking about non-standard methods.

For instance, significant contribution in research of the impact resistance of concrete industrial floors was given by professor Ukrainczyk and associates [21]. After substantial research and analysis of existing testing methods has been done, but also after taking into consideration recommendations of other experts in this field, a conclusion has been made that the following parameters are the most significant in deciding how to obtain the impact resistance of concrete industrial floors:

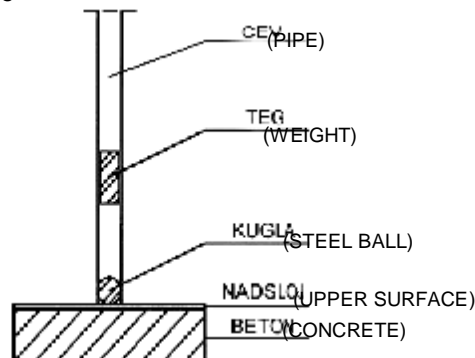
- sample dimensions,
- support conditions,
- load rate,
- criteria for evaluation of testing results.

Based on the analysis of testing principles and methodologies, the following apparatus was adopted (see figure 12) for testing of resistance of industrial floor

- veličina opterećenja,
- kriterijumi za ocenu ostvarenih rezultata ispitivanja.

Na osnovu analiziranih principa i metodologija ispitivanja, usvojena je sledeća aparaturna (videti sliku 12) za određivanje otpornosti nadslojeva industrijskih podova na udarno opterećenje:

- teg mase 4,54 kg, odnosno 10 kg (druga varijanta);
- čelična kugla prečnika 5 cm, mase 535 g ;
- cev dužine 2 m, graduisana na svakih 15 cm, dovoljne širine da kroz nju može slobodno padati teg.



Slika 12. Aparaturna za određivanje udarne otpornosti industrijskih podova [21]
Figure 12. Impact resistance determination apparatus [21]

U okviru predložene metode, uzorak predstavlja betonska ploča dimenzija 40x40x10 cm na koju se nanosi odgovarajući nadsloj. Što se tiče uslova oslanjanja uzorka - zavisno od preseka podne konstrukcije moguće je varirati sledeće slučajeve:

1. ekspanzirani polistiren debljine 2 cm, kao elastična (meko) podloga;
2. ankerisanje za betonsku – krutu podlogu.

Postupak ispitivanja ogleda se u sledećem: teg konstantne mase pada na uzorak s različitih visina ili se visina drži konstantnom, a varira se masa tega (prvi slučaj je prikladniji za primenu in-situ, dok se drugi može primenjivati u laboratorijskim uslovima). Teg pada kroz cev postavljenu direktno iznad čelične kugle koja leži na površini uzorka na mestu ispitivanja. Svaki udar mora biti izveden na novom, neoštećenom mestu na uzorku (u skladu sa odredbama standarda ASTM D 2394). Ako pri prvom udaru ne dođe do oštećenja, povećava se visina za jedan korak (15 cm), a u suprotnom se smanjuje i nakon toga se ispituje sledeće mesto na uzorku. Za svaku novu visinu ispitivanja, vrši se vizuelno-makroskopski pregled uzorka i beleži se svako eventualno nastalo oštećenje (udubljenje, prslina, delaminacija, drobljenje itd.).

Kriterijum za ocenu ostvarenih rezultata ispitivanja vezan je za vrstu registrovanih oštećenja i dimenzije udubljenja nastalih usled dejstva udarnog opterećenja. Kao konačan rezultat ispitivanja sračunava se energija ($E = m \cdot g \cdot h$), koja je potrebna za nastanak prve prsline (ili nekog drugog, značajnijeg oštećenja - kao što su drobljenje, odlamanje i sl.) na uzorku.

Imajući u vidu sve što je prethodno rečeno, za potrebe eksperimentalnih ispitivanja mikroarmiranih betona vršenih na Građevinskom fakultetu u Beogradu primenjena je metoda sa sledećim karakteristikama [22]:

- teg mase 3 kg, od kaljenog čelika sa zaobljenim vrhom (kao "metak"),

upper layers to impact load:

- weight of 4,54 kg, i.e. 10 kg (second option);
- steel ball with 5 cm diameter, weighing 535 g;
- 2 m long pipe, with 15 cm scale and wide enough for the weight to fall through freely.

In the proposed method, the testing sample represents a concrete plate with dimensions 40x40x10 cm upon which a particular layer is applied. As far as the support conditions are concerned, based on the cross-section of the floor structure it is possible to apply one the following dispositions:

1. Putting expanded polystyrene plate (2 cm thick), as elastic (soft) basis.

2. Anchoring of specimens to concrete (rigid) basis.

The testing procedure is conducted in the following order: the constant weight is being released from different heights, or else the drop-height is kept constant while varying the weight (the first case is more appropriate for in-situ use, whereas the second case may be more applicable for laboratory conditions). The weight falls freely through the pipe placed directly over the steel ball which is located on the upper surface of the concrete specimen. Each impact has to be performed at a new - undamaged location on the specimen (according to the requirements of the ASTM D 2394 standard). If there is no visible damage on the specimen after the first impact, the drop-height has to be raised for one degree (15 cm), or in the opposite situation the distance should be lowered - and the test should be performed again. After each new drop-height, the visual-macroscopic inspection of the specimen must be made in order to register any inflicted damage (such as dent, crack, delamination, crunching, etc.).

The criteria for evaluation of the obtained testing results are related to the type and dimensions of the registered damages caused by the applied impact load. As the final testing result, the energy ($E = m \cdot g \cdot h$) required for the first crack appearance (or some other, pre-defined type of significant damage - such as crunching, delamination etc.) is being calculated.

Having in mind all the previously stated facts, the Drop-weight method with following characteristics was adopted for experimental assessment of FRC impact resistance at the Faculty for Civil engineering, University of Belgrade [22]:

- a 3 kg weight, made of hardened steel with the "bullet-like" tip,
- a pipe made of rigid plastic - 0,50 m long, with

- cev od krute plastike - dužine 0,50 m, graduisana na svakih 10 cm,
- akcelerator (Silicon Designs Inc, ubrzanje $\pm 200g$) koji je pričvršćen na teg sa gornje strane,
- kruti čelični ram oslonjen na četiri stuba ankerisana za betonsku podlogu (pod), u koji se postavlja i fiksira čelični kalup sa betonskim uzorkom,
- uzorci betona oblika ploče dimenzija 40x40x6cm, koji se postavljaju u čelični kalup i lepe za njega epoksidom - u cilju ostvarivanja krute veze.

Postupak ispitivanja ogleda se u sledećem: teg konstantne mase ($m=3$ kg) pada na uzorak sa konstantne visine ($h=30$ cm). Pri tome, uzorak je betonska ploča koja je praktično uklještena po celom obimu, s obzirom da je fiksirana unutar krutog čeličnog rama koji je ankerisan za pod. Sa gornje, ravne strane tega pričvršćen je akcelerator, koji je odgovarajućim kablom povezan sa uređajem za akviziciju podataka ("MGCplus" akvizicioni sistem) i kompjuterom. Svaki udar registruje se automatski i obrađuje pomoću odgovarajućeg softvera ("MGCplus Assistant").

Nakon svakog nanesenog udarnog opterećenja, vrši se vizuelno-makroskopski pregled površine betona (pomoću lupe i jakog osvetljenja), u cilju detekcije eventualno nastalih oštećenja na uzorku. U ovom slučaju, pod oštećenjem se smatra jasno izražena i vidljiva prslina, koja u principu nastaje sa suprotne strane od mesta udara, tj. na donjoj površini betonskog uzorka. Kriterijum za ocenu ostvarenih rezultata ispitivanja vezan je za broj udaraca do nastanka prve prsline (N_1), kao i broj udaraca do loma ploče (N_2). Pri tome, pod lomom se podrazumeva ili situacija kada dođe do potpune propagacije prsline po celoj visini uzorka ili potpuni otkaz (stvarni lom) uzorka.

Primer izgleda dijagrama promene ubrzanja udarne mase tokom vremena dat je na slici 13. Impuls koji se registruje pomoću akceleratora ima svoj maksimum neposredno nakon samog udara, zatim pada na nulu i menja znak (što predstavlja, u stvari, odskok udarne mase od površine betona), da bi se postepeno smirio tokom serije oscilacija nižeg intenziteta od početnih.

gradation at each 10 cm,

- an accelerometer (Silicon Designs Inc, with acceleration of ± 200 g), which is connected to the weight's upper surface,

- a rigid steel frame with four supports which are anchored to the concrete base (floor plate); after that, a concrete specimen is placed into a steel casting mold and together they are fixed inside the frame,

- concrete specimens in the form of plates with dimensions 40x40x6cm, which are placed into the casting mold and glued together by means of epoxy resin – in order to achieve a rigid bond.

The adopted testing procedure is conducted in the following order: the constant weight ($m=3$ kg) is being released from the constant height ($h=30$ cm), making impact with the concrete specimen. As it was already mentioned, this specimen is a concrete plate which is practically fixed inside the rigid steel frame whose supports are anchored to the concrete floor. At the upper, flat side of the bullet-like weight an accelerometer is fixed and connected to the Data acquisition system ("MGCplus") and to the computer. Each impact is being registered and automatically processed using specific software ("MGCplus Assistant").

Each impact is followed by a visual-macroscopic examination of concrete specimen's surface (using magnifying glass and intensive light), in order to detect any type of damage. In this case, any clearly recognizable and visible crack is considered as "damage", which is most likely to appear at the opposite side of the impact spot, i.e. on the lower surface of the concrete plate. The criteria for evaluation of the obtained testing results are related to the number of blows before the appearance of the first crack (N_1), as well as the number of blows required to break the specimen (N_2). Here, as the break of the specimen is considered either the situation when the crack propagates through the whole cross-section of the plate, or actual complete fracture of the specimen. An example of the diagram showing relation between the acceleration of the impact mass and time is given in figure 13. The impuls, which is registered by means of the accelerometer, has its maximum just after the impact; after that it drops to zero and changes its sign (which represents the rebound of the impact mass off the concrete's surface), finally settling down during the series of oscillations with gradually lowering intensity.



Slika 13. Tipičan dijagram promene ubrzanja udarne mase tokom vremena [22]

Figure 13 Typical diagram of impact mass acceleration change in time [22]

4 ZAKLJUČAK

U mehaničkom i deformacionom pogledu, beton se generalno može okarakterisati kao izrazito krta materijala, sa veoma niskom čvrstoćom pri zatezanju u odnosu na čvrstoću pri pritisku. Zato jedan od osnovnih zadataka u tehnologiji proizvodnje i praktičnoj primeni ovog tipa kompozita predstavlja istraživanje optimalnih mogućnosti ojačanja cementne matrice i povećanja njene duktilnosti. Ovaj cilj može se postići, bilo modifikovanjem matrice pomoću različitih mineralnih i/ili hemijskih dodataka (na primer tzv. polimerima modifikovani betoni), bilo pomoću nasumice raspoređenih, kratkih vlakana koje nazivamo mikroarmaturom.

Kod mikroarmiranih kompozita, interakcija između vlakana i cementne matrice predstavlja izuzetno važno svojstvo, koje značajno utiče na njihovo ponašanje tokom eksploatacije. Razumevanje veze koja postoji na relaciji vlakna – matrica je esencijalno ukoliko želimo da ocenimo doprinos koji vlakna daju na planu poboljšanja različitih performansi, a pre svega žilavosti (duktilnosti) betona.

Danas u svetu postoji veliki broj standardizovanih, ali takođe i nestandardnih metoda ispitivanja duktilnosti mikroarmiranih kompozita. Ovom prilikom, analizirane su samo neke od najvažnijih i najčešće korišćenih statičkih i dinamičkih metoda ispitivanja, kao i odgovarajući parametri koji služe za ocenu ostvarene žilavosti ovih materijala.

Generalno, može se zaključiti da idealan postupak ispitivanja, kao ni idealan parametar žilavosti ne postoji. Pa ipak, treba težiti ka tome da parametri na osnovu kojih se ocenjuje žilavost (duktilnost) kompozita ne zavise od oblika i dimenzija probnog tela, kao ni od dispozicije delovanja opterećenja. Takođe, kod izbora metode i parametara za ocenu duktilnosti treba voditi računa i o razlikama u ponašanju kompozita spravljenih sa različitim tipovima i količinama vlakana. Neke od metoda o kojima je bilo reči, uzimaju u obzir i pitanja upotrebljivosti, trajnosti i očuvanja integriteta konstrukcije, pa se uticaj vlakana na duktilnost kompozita ocenjuje do određene granične deformacije (ili graničnog opterećenja), umesto do tačke loma.

ZAHVALNOST

U radu je prikazan deo istraživanja koje je pomoglo Ministarstvo za nauku i tehnološki razvoj Republike Srbije u okviru tehnološkog projekta TR 36017 pod nazivom: "Istraživanje mogućnosti primene otpadnih i recikliranih materijala u betonskim kompozitima, sa ocenom uticaja na životnu sredinu, u cilju promocije održivog građevinarstva u Srbiji".

4 CONCLUSIONS

Regarding mechanical and deformation properties, mortar and concrete could be in general described as particularly brittle materials with exceptionally low tensile strength in comparison to their compressive strength. Hence, one of the main goals in production technology and in practical application of these composites remains the investigation of optimal solutions for strengthening and toughness enhancement of the cement matrix. This goal could be achieved either by modifying the matrix with different mineral and/or chemical admixtures (like, for instance in polymer-modified concrete), or by reinforcing the matrix with short, randomly distributed fibers.

In fiber reinforced composites, the fiber-matrix interaction represents especially important material property, which has significant influence on their behavior during exploitation. Understanding the relation between the fibers and the matrix is essential if we wish to evaluate the fiber contribution in overall performance and especially in toughness (ductility) improvement of mortar and concrete.

Today, there is a large number of standardized, but also non-standard methods and techniques in the field of toughness testing and evaluation of fiber reinforced composites. In this paper we tried to deal with only a few of them, analyzing just the most important and most frequently used static tests, but not dynamic ones. Each of these methods defines certain influential parameters to be applied for toughness evaluation of composite materials.

A general conclusion can be derived, that there is no such thing as ideal testing procedure or ideal toughness evaluation parameter. However, we should try to deploy such parameters which are not depending on specimen shape or dimensions, nor on loading conditions. The choice of methods and relevant ductility parameters should be made with respect to existing distinctions between composites made with different fiber types and volume fractions. Also, it is important to mention the fact that some of the analyzed methods take into account the issues of serviceability, durability and preservation of integrity of concrete structures. Such methods do not evaluate the fiber contribution in ductility enhancement to the point of composite's fracture, but only up to the certain limit deformation (or limit load).

ACKNOWLEDGEMENTS

The work reported in this paper is a part of the investigation within the research project TR 36017 "Utilization of by-products and recycled waste materials in concrete composites in the scope of sustainable construction development in Serbia: investigation and environmental assessment of possible applications", supported by the Ministry for Science and Technology, Republic of Serbia. This support is gratefully acknowledged.

5 LITERATURA REFERENCES

- [1] ASTM C1018-89: *Standard Method of Test for Flexural Toughness of Fiber Reinforced Concrete*, ASTM Standards for Concrete and Mineral Aggregates, Vol. 04.02, 1989.
- [2] ASTM C1399-98: *Test Method for Obtaining Average Residual-Strength of Fiber-Reinforced Concrete*, Annual Book of ASTM Standards, Vol. 04.02, ASTM Int., 2002.
- [3] ASTM C1609/C 1609M-07: *Flexural Performance of Fiber-Reinforced Concrete (Using Beam With Third-Point Loading)*, Annual Book of ASTM Standards, Vol. 04.07, ASTM Int., 2007.
- [4] Balaguru P., Narahari R., Patel M.: *Flexural Toughness of Steel FRC*, ACI Materials Journal, No 89 (6), 1992, pp. 541-546.
- [5] Balaguru P.N., Shah S.P.: *Fiber Reinforced Cement Composites*, Mc Graw-Hill, New York, 1992.
- [6] Banthia N., P., Trottier J.F.: *Test Methods for Flexural Toughness Characterisation of FRC: Some Concerns and Propositions*, ACI Materials Journal, No 92 (1), 1995, pp. 48-57.
- [7] Bentur A., Mindess S.: *Fiber Reinforced Cementitious Composites*, Elsevier Applied Science, London, UK, 1993.
- [8] European Standard EN 14651: *Test Method for Metallic fibered concrete - Measuring the Flexural Tensile Strength (Limit of Proportionality, Residual Strength)*, Sept. 2005.
- [9] Japan Society of Civil Engineers: *Method of Tests for Steel Fiber Reinforced Concrete*, Standard JSCE-SF4 for Flexural Strength and Flexural Toughness of SFRC, No. 3, 1984, pp. 58-66.
- [10] Linsbauer H., Tschegg, E.K.: *Die Bestimmung der Bruchenergie an Wiirfelproben*, Zement und Beton, 31, 1986, pp. 38 – 40.
- [11] *Measurement of Properties of Fiber Reinforced Concrete*, ACI 544.2R-89 Report, American Concrete Institute, Comitee 544, Detroit, MI, USA, 1989.
- [12] Mindess, S. Banthia, N.: *Toughness Characterization of Fiber-Reinforced Concrete: Which Standards to Use?*, Journal of Testing and Evaluation, Vol. 32, No. 2, Mar. 2004, pp. 1-5.
- [13] Muravljev M., Jevtić D., Zakić D., Savić A., Gavrilović D.: *Ispitivanje svojstava i primeni primene karbonskih traka za ojačanje betonskih konstrukcija*, Materijali i konstrukcije No. 4, 2008, str. 42-50.
- [14] Nataraja M.C., Dhang N., Gupta A.P.: *Toughness Characterization of Steel Fiber- Reinforced Concrete by JSCE Approach*, Cement and Concrete Research, N° 30, 2000, pp. 593-597.
- [15] Singh S., Shukla A., Brown R.: *Pullout Behavior of Polypropylene Fibers from Cementitious Matrix*, Cement and Concrete Research, N° 34, 2004, pp. 1919-1925.
- [16] Šušteršič J.: *Določanja odpornosti betona proti širjenju razpok*, Saopštenja sa 9-tog Slovenačkog kolokvijuma o betonima "Pukotine u betonu", Ljubljana, Slovenija, 2002, str. 67-72.
- [17] Šušteršič J.: *Vlaknasti betoni visokih uporabnih svojstava*, Doktorska disertacija, Građevinski fakultet Sveučilišta u Zagrebu, Hrvatska, 1998.
- [18] Tschegg, E.K.: *Prüfeinrichtung zur Ermittlung von bruchmechanischen Kenwerten sowie hierfür geeignete Prüfkörper*, Patent AT-390328, 1986.
- [19] Tschegg, E.K.: *New Equipment for Fracture Tests on Concrete*, Materialprüfung 33, No. 11 - 12, München, 1991, pp. 338 – 342.
- [20] Ukrainčik V., Šušteršič J.: *Neka svojstva mikroarmiranih betona*, Naše građevinarstvo No. 45, 7-8, 1991, str. 461-468.
- [21] Ukrainčik V., Štirmer N.: *Model nadsloja industrijskog poda pod udarnim opterećenjem*, Zbornik radova "Novosti pri gradnji tlakov", IRMA Ljubljana, str. 49-63, 2005.
- [22] Zakić D.: *Istraživanje parametara duktilnosti i udarne otpornosti sitnozrnih betona mikroarmiranih sintetičkim vlaknima*, Doktorska disertacija, Građevinski fakultet Univerziteta u Beogradu, 2010.
- [23] Zollo R.F.: *Fiber-reinforced Concrete: an Overview after 30 Years of Development*, Cement and concrete composites 19 (1997), pp. 107-122.
- [24] Jevtić, D., Zakić, D.: *Experimental Testing of Certain Thermo-physical and Mechanical Properties of EPS Concrete*, Materijali i konstrukcije No. 2, 2009, pp. 35-45.
- [25] Radulović, R., Muravljev, M., Denisenko, V.: *Kvalitet cementne košuljice pri njenom izvođenju na klasičan način*, Materijali i konstrukcije No. 1, 2010, str. 52-61.
- [26] Muravljev M., Živković S., Jevtić D., Zakić D.: *Sanacija i ojačanje betonskih konstrukcija upotrebom*, 17. Slovenski kolokvij o betonih", Zbornik referata, Ljubljana, 19. maj 2010, str. 67-82, ISBN 978-961-91378-6-4.

REZIME

RELEVANTNE STATIČKE I DINAMIČKE METODE ZA OCENU ŽILAVOSTI MIKROARMIRANIH BETONA

*Dragica JEVTIĆ
Dimitrije ZAKIĆ
Aleksandar SAVIĆ*

U radu su prikazane savremene metode i relevantna tehnička regulativa u oblasti ispitivanja i ocene žilavosti mikroarmiranih kompozita izloženih specifičnim statičkim (savijanje i cepanje pomoću klina), kao i dinamičkim opterećenjima (udar i ciklični zamor materijala). Vlakna se obično dodaju betonu u cilju poboljšanja nekih fizičkih, mehaničkih, deformacionih, reoloških i/ili tehnoloških svojstava ovog kompozita, kao što su na primer: čvrstoća pri zatezanju, čvrstoća pri savijanju, udarna otpornost, deformacije skupljanja, otpornost na ciklični zamor, trajnost u različitim uslovima sredine, itd. Da bi se postigli navedeni ciljevi, suštinski je važno ostvariti najbolju moguću interakciju između vlakana i cementne matrice. Poboľšane performanse mikroarmiranih betona su najizraženije u domenu povećanja kapaciteta apsorbovanja energije loma - tj. povećanja žilavosti predmetnih kompozita. Eksperimentalni rezultati dobijeni tokom statičkih i dinamičkih ispitivanja parametara žilavosti (odnosno duktilnosti) mogu da budu veoma značajni, naročito u cilju poređenja svojstava različitih tipova mikroarmiranih kompozita, ali takođe i u slučaju rešavanja specifičnih inženjerskih problema u praksi.

Ključne reči: Mikroarmirani beton, žilavost, duktilnost, parametri, ocena, interakcija između vlakana i matrice, statičke i dinamičke metode ispitivanja

SUMMARY

RELEVANT STATIC AND DYNAMIC METHODS FOR TOUGHNESS EVALUATION OF FIBER REINFORCED CONCRETE

*Dragica JEVTIĆ
Dimitrije ZAKIĆ
Aleksandar SAVIĆ*

The paper deals with contemporary methods and relevant technical regulation in the field of toughness testing and evaluation of fiber-reinforced cement composites subjected to specific static loads (flexural and wedge-splitting tests), as well as to dynamic loads (impact and cyclic fatigue tests). Fibers are usually added to concrete in order to improve some of the composite's physical, mechanical, deformation, rheological and/or technological properties, such as: tensile and flexural strength, impact resistance, shrinkage, fatigue resistance, durability in different environment conditions, etc. To obtain these goals, it is essential to achieve the best possible interaction between the fibers and the cement-based matrix. The improved performance of fiber reinforced concrete is most significant when the enhancement of fracture energy absorption capacity (i.e. improvement of toughness) is concerned. The results obtained during static and dynamic testing of toughness (ductility) parameters can be very important, especially in order to compare the properties of different types of fiber reinforced composites, but also to solve specific practical engineering problems.

Key words: Fiber reinforced concrete, toughness, ductility, parameters, evaluation, fiber-matrix interaction, static and dynamic test methods

POBOLJŠANJE ENERGETSKE EFIKASNOSTI GRAĐEVINSKIH OBJEKATA UPOTREBOM ZEMLJE KAO OBNOVLJIVOG IZVORA

IMPROVEMENT OF ENERGY EFFICIENCY IN CIVIL BUILDINGS BY USE GROUND HEAT AS A RENEWABLE SOURCE

Aleksandra ČENEJAC
Vlastimir RADONJANIN
Mirjana MALEŠEV
Radivoje BJELAKOVIĆ

ORIGINALNI NAUČNI RAD

UDK: 006.77:624.04.001.23:699.841(497.11+1) = 861

1 UVOD

Racionalna i ekonomična potrošnja energije je cilj kome teže sve zemlje Evropske unije. Imajući u vidu ograničene količine fosilnih goriva (čvrstog, tečnog i gasovitog), neophodno je primeniti i druge načine za dobijanje energije, čime bi se uticalo na smanjenje posledica energetske krize i globalnog zagrevanja.

Obnovljivi izvori energije (OIE) predstavljaju prirodne potencijale i jedni su od alternativa koje omogućuju dobijanje toplote za grejanje objekata [4], [5], [10], [11].

Kada se govori o potrošnji energije u stambenim objektima prvenstveno se misli na potrebnu količinu toplote za njihovo grejanje, te svako smanjenje potrošnje toplotne energije za grejanje stambenih i javnih objekata predstavlja značajan doprinos energetsom bilansu jedne zemlje.

Ocena energetske efikasnosti građevinskih objekata, u najvećoj meri, iskazuje se potrošnjom toplotne energije za grejanje objekata. Što je potrošnja toplotne energije manja, objekat je energetski efikasniji, i obratno.

Imajući u vidu da energetska efikasnost podrazumeva primenu (1) brojnih mera koje za cilj imaju smanjenje

1 INTRODUCTION

Rational and economical consumption of energy is the aim that all the countries of the European Union strive to achieve. Bearing in mind limited supply of fossil fuels (solid, liquid and gas), it is necessary to use other ways in order to obtain energy, which would result in the reduction of energy crisis and global warming.

Renewable energy sources are natural resources and are one of the alternatives that enable us to get heating for buildings [4], [5], [10], [11].

In terms of energy consumption in residential buildings, we primarily refer to the required amount of heat for their heating. Therefore, any reduction of heating energy consumption for heating of residential and public buildings is an important contribution to the energy balance of a country. Evaluation of the energy efficiency of buildings, for the most part, is presented in consumption of heat energy for heating buildings. The less energy consumption there is, the more energy efficient the building is, and vice versa.

Bearing in mind that energy efficiency means the application of (1) a number of measures aimed at reducing

Mr Aleksandra Čenejac, dipl.inž.građ., doktorant Fakulteta tehničkih nauka Novi Sad, [e-mail:cenejac@open.telekom.rs](mailto:cenejac@open.telekom.rs)
Prof. dr Vlastimir Radonjanin, dipl.inž.građ.,
Fakultet tehničkih nauka Novi Sad Novi Sad, Departman za građevinarstvo, [e-mail:radonv@uns.ac.rs](mailto:radonv@uns.ac.rs)
Prof. dr Mirjana Malešev, dipl.inž.građ.,
Fakultet tehničkih nauka Novi Sad Novi Sad, Departman za građevinarstvo, [e-mail:miram@uns.ac.rs](mailto:miram@uns.ac.rs)
Prof. dr Radivoje Bjelaković, dipl.inž.maš., Fakultet tehničkih nauka Novi Sad Novi Sad

Aleksandra Čenejac, dipl.inž.građ., Ph.D. student Faculty of Technical Sciences, University of Novi Sad
[e-mail:cenejac@open.telekom.rs](mailto:cenejac@open.telekom.rs)
Vlastimir Radonjanin, prof. dr Faculty of Technical Sciences, University of Novi Sad, Department of Civil Engineering, Serbia, [e-mail:radonv@uns.ac.rs](mailto:radonv@uns.ac.rs)
Prof. dr Mirjana Malešev, prof. dr, Faculty of Technical Sciences, University of Novi Sad, Department of Civil Engineering, Serbia, [e-mail:miram@uns.ac.rs](mailto:miram@uns.ac.rs)
Radivoje Bjelaković, prof. dr, Faculty of Technical Sciences, University of Novi Sad

potreba za energijom, (2) mogućnosti uvođenja novih ekološki čistih tehnologija i obnovljivih izvora energije, kao i (3) detaljnu analizu ekonomskih faktora, upotreba zemlje kao toplotnog izvora jeste jedan od načina povećanja energetske efikasnosti objekata.

U radu je analizirana mogućnost dobijanja toplote iz zemlje za potrebe grejanja objekata, kao jedna od mera za smanjenje potrošnje primarne energije.

2 DOBIJANJE TOPLOTE IZ ZEMLJE

Zemlja kao regeneracijski izvor toplote povoljna je za grejanje objekata pomoću toplotne pumpe, s obzirom na to da već na malim dubinama poseduje stalnu temperaturu, što je vrlo značajno kod korišćenja ovakve vrste izvora. U zimskim mesecima, već na dubini od 1 m vlada temperatura od +6 °C do +8 °C, dok na dubini od 100 m temperatura iznosi i do +15 °C. Najmanje kolebanje temperature je na dubinama većim od 6 m i iznosi ±1,5 °C, dok je najveće kolebanje blizu površine i prati promenu temperature okolnog vazduha.

Za dobijanje toplote iz zemlje koriste se horizontalni i vertikalni izmenjivači toplote. Svojstva horizontalnog i vertikalnog izmenjivača toplote prikazana su u tabeli 1. [9].

Vertikalni izmenjivači toplote su niz sondi koje se postavljaju u bušotinama na dubini od 50 do 150 m, najčešće na dubini od 100 m. U bušotinama cevi se nalaze u obliku U ili UU. Cevi su od visokokvalitetnog polietilena. Kao nosilac toplote kroz njih struji mešavina etilena-glikola-vode. Nakon postavljanja sondi, bušotine, tj. prostor oko cevi injektira se materijalom kojim se ostvaruje bolji kontakt cevi i zemlje. Treba istaći da kod sistema sa sondom, 90% potrebne toplotne energije dolazi iz zemlje, a samo 10% od Sunca i okolnog vazduha.

energy needs, (2) the possibility of introducing new ecological clean technologies and renewable energy sources, and (3) a detailed analysis of economic factors, the use of ground heat is one of the ways to increase energy efficiency of buildings.

The paper analyzes the possibility of obtaining heat from the ground for heating buildings, as one of the measures to reduce primary energy consumption.

2 GETTING HEAT FROM THE GROUND

The ground as a regenerative source of heat is appropriate for heating buildings using heat pumps, because it already has a constant temperature at low depths, which is very important when using these types of sources. In winter months, at a depth of 1 m the temperature is from +6 °C to +8 °C, while at a depth of 100 m, the temperature is up to +15 °C. The temperature fluctuation is lowest at depths greater than 6 m with the value ±1.5 °C, while the fluctuation is greatest near the surface and follows a change in temperature of the surrounding air.

The heat from the ground is obtained by using horizontal and vertical heat exchangers. The properties of horizontal and vertical heat exchangers are shown in Table 1 [9].

Vertical heat exchangers are series of probes that are installed in boreholes at depths of 50 to 150 m, usually at a depth of 100 m. The pipes in boreholes are in the form of U or UU. The pipes are made of high quality polyethylene. The heat transfer that flows through them is a mixture of ethylene-glycol-water. After placing the probe, the area around the pipes is injected with material that provides better contact between the pipe and ground. It should be noted that in the systems with a probe, 90% of the required heat energy comes from the ground, and only 10% of the Sun and the surrounding air.

Tabela 1. Svojstva horizontalnog i vertikalnog izmenjivača toplote
Table 1. Properties of horizontal and vertical heat exchangers

	Kolektor Collector	Sonda Probe
Potreban prostor Required space	+	+++
Učinak Heat effect	+++	+++
Investicijski troškovi Investment costs	+++	+
Troškovi pogona The costs of operation	+++	+++
Ugradnja Installation	++	+++
Održavanje Servicing	+++	+++
Odobrenje License	+++	++

+++ vrlo dobro, ++ dobro, + zadovoljavajuće
+++ very good, ++ good, + satisfactorily

Sistem sa vertikalnim izmenjivačima toplote investiciono je skuplji, ali je zbog više i konstantne temperature zemlje u dubljim slojevima efikasniji, te se koristi za pokrivanje većih toplotnih opterećenja. Toplotni učinak ovog sistema iznosi cca. 50 W/m sonde [9]. Tačne vrednosti mogu se dobiti na licu mesta, zavisno od geoloških i hidroloških uslova. Sistem je idealan za male raspoložive prostore okoline objekta, jer je potreban mali radni prostor za uređaj za bušenje.

Horizontalni izmenjivači toplote podrazumevaju sistem cevi - cevne zmijske, koje se u zemlju postavljaju na dubini od 1 do 2 m, najčešće na dubini 1,5 m. Pošto su cevi blizu površine zemlje, da ne bi došlo do zamrzavanja nosioca toplote, kroz cevi struji mešavina etilena-glikola-vode. Sistemi cevi za cevne zmijske proizvode se od visokokvalitetnog i za okolinu neškodljivog polietilena. Za primenu sistema sa horizontalnim izmenjivačima toplote, za 1 m² grejne površine potrebno je, na raspolaganju imati od 1 do 3 m² površine vrta [9]. Toplotni učinak ovog sistema iznosi od 20 W/m² do 40 W/m². Što je manji specifični gubitak toplote (W/m²) objekta, to je i manja potrebna površina vrta. Na dubini od 1m, 90% toplote se dobija iz okolnog vazduha i od Sunca, dok toplota dobijena iz zemlje iznosi samo 10%. Ovi sistemi zadovoljavaju potrebe za grejanjem manjih i srednjih objekata, dok su za veće objekte potrebne veće slobodne površine, kao i sastav zemlje koji obezbeđuje veće jedinične toplotne učinke W/m².

Oba sistema predstavljaju sisteme sa zatvorenim krugom, s obzirom da mešavina cirkuliše kroz cevi i prenosi energiju do toplotne pumpe, koja ovu energiju podiže na viši temperaturni nivo, iskoristiv za kućnu instalaciju grejanja. Za oba sistema, vrsta tla utiče na efikasnost. Poželjan je vlažan teren, dok pesak treba izbegavati [2].

Neophodan uređaj za dobijanje toplote iz zemlje jeste toplotna pumpa. Ona podiže postojeću toplotu obnovljivog izvora energije sa nižeg na viši iskoristivi energetska nivo [8], [12].

2.1 Sistem sa sondama u zemlji

Na slici 1. prikazan je sistem za dobijanje toplote iz zemlje pomoću sondi u zemlji.

Kao sonde u zemlji, koje se postavljaju u bušotine, najčešće se koriste U – sonde \varnothing 40 mm (slika 2.) ili dvostruke U-sonde, u kojima se nalaze po dve cevi za silazni i uzlazni vod (slika 3.). Prečnik bunara obično iznosi \varnothing 150 mm. Broj sondi izračunava se prema potrebnom kapacitetu sistema.

Pri primeni više sondi, njihov raspored je poprečno na smer strujanja podzemnih voda (slika 4.). Razmak između pojedinih sondi iznosi najmanje 6 m. Tako protivstrujno postavljene, sonde samo u manjoj meri utiču jedna na drugu i leti je osigurana regeneracija.

The system with vertical heat exchangers is more expensive, but it is more efficient because of higher and constant temperature in deeper parts of the ground, and is used to cover the higher heat loads. The heat effect of this system is about 50 W/m of the probe [9]. The exact values are available on site, depending on the geological and hydrological conditions. The system is ideal for small available space around the building, because it requires small workspace for the drilling equipment.

Horizontal heat exchangers include piping system, placed into the ground at a depth of 1 to 2 m, usually at a depth of 1.5 m. Since the pipes are near ground surface, in order to avoid freezing of the heat carrier, the mixture of ethylene-glycol-water flows through the pipes. Pipe systems are made of high quality and environmentally harmless polyethylene. To use the system with horizontal heat exchangers, it is necessary to be provided 1 to 3 m² of the garden, for 1 m² of heating area [9].

The heat effect of the system is from 20 W/m² to 40 W/m² [9]. The smaller specific loss of heat (W/m²) there is, the smaller area of the garden it takes. At a depth of 1m, 90% of the heat comes from the surrounding air and the Sun, and the heat generated from the ground is only 10%. These systems are recommended for heating of small and medium-sized objects, while larger buildings require more spacious area, as well as the composition of the ground that provides greater heat effects W/m².

The mixture in the both systems operates in a closed circle, which means that it circulates through the pipes and transfers energy to heat pumps. It raises the energy to a higher temperature level, usable for house heating installation. The type of the ground affects the efficiency on both systems. The wet ground is preferred, while the sand should be avoided [2].

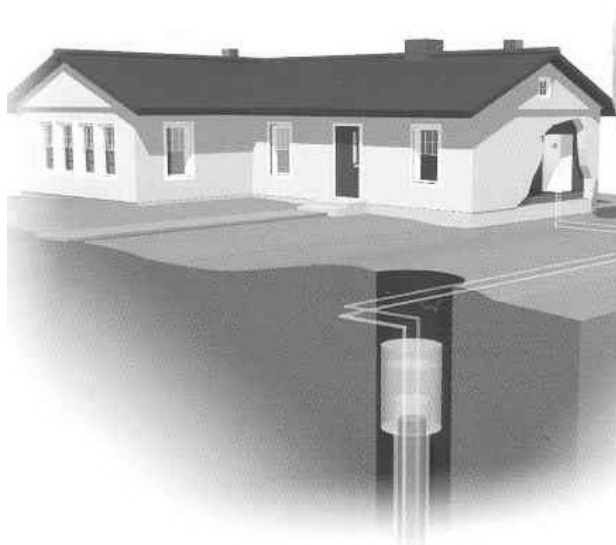
The heat pump provides getting the heat from the ground. It raises the existing heat of energy source from a lower to a higher usable level [8], [12].

2.1 System with probes in the ground

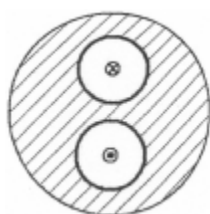
Figure 1. shows the system with probes in the ground.

The diameters of the probes are \varnothing 40 mm and in boreholes they are in the form of U (Figure 2) or double UU (Figure 3) in which there are two tubes for downward and upward flow. The diameter of the borehole is typically \varnothing 150 mm. The number of probes is calculated according to the required capacity of the system.

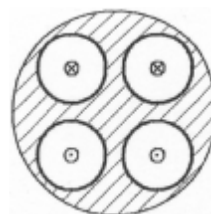
By using more probes, their position is transverse to the direction of groundwater flow (Figure 4). The distance between each probe is at least 6 m. Set in this way, the probes a little bit influence each other and in summer regeneration is provided.



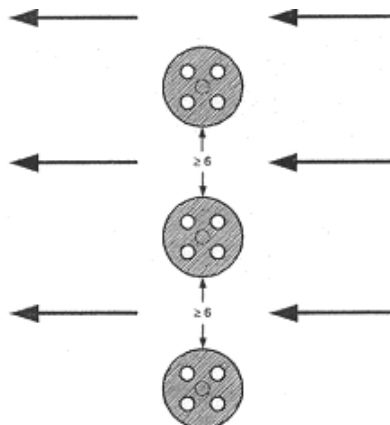
Slika 1. Sistem sa sondama u zemlji
Figure 1. A system with the probe in the ground



Slika 2. U-sonda
Figure 2. U-probe



Slika 3. Dvostruka U-sonda
Figure 3. Double U-probe



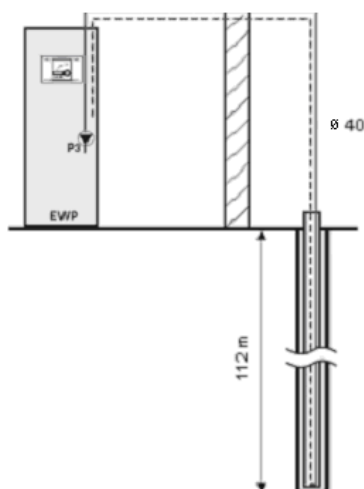
Slika 4. Raspored i minimalni razmak sonde zavisno od smera strujanja podzemnih voda
Figure 4. Layout and minimum distance between probes regarding the direction of groundwater flow

Toplotna shema sistema sa sondom u zemlji data je na slici 5.

Za konkretan primer u radu [3], razmatrana je stambena površina od 150 m^2 i specifično toplotno opterećenje grejanja od 50 W/m^2 , i prema tabeli 2. [9], potrebna dubina sonde iznosi 112 m . U tabeli 3. prikazana su investiciona ulaganja u sistem sa sondom u zemlji.

Figure 5 shows the thermal scheme of the system with probe in the ground.

For the concrete example in [3], the living area of 150 m^2 and a specific heat load of heating of 50 W/m^2 were taken into consideration and according to Table 2 [9], the required depth of the probe is 112 m . Table 3 shows the investments in the system with a probe in the ground.



Slika 5. Toplotna shema sistema sa sondom u zemlji
Figure 5. Thermal scheme of the system with the probe in the ground

Tabela 2. Potrebna dubina sonde zavisno od specifičnog opterećenja grejanja
Table 2. The depth of the probe as a function of specific heating load

Stambena površina (m ²) Residential area (m ²)	Specifično toplotno opterećenje grejanja (W/m ²) Specific heating load (W/m ²)					
	30	40	50	60	70	80
	Potrebna dubina sonde (m) The depth of the probe (m)					
100	45	60	75	90	105	120
125	56	75	94	112	131	150
150	67	90	112	134	157	180
175	79	105	131	158	183	210
200	90	120	150	180	210	240

Tabela 3. Investiciona ulaganja u sistem sa sondom u zemlji
Table 3. Investments in the system with the probe in the ground

Oprema Equipment	Broj komada (kom), (m) Number of components (kom), (m)	Cena po komadu (€/kom), (€/m) Price per component (€/kom), (€/m)	Ukupna cena (€) Total price (€)
Mašinski radovi Mechanical works			
1. Toplotna pumpa zemlja/voda, kapacitet 7,5 kW Heat pump ground / water, capacity 7,5 kW	1	2.500	2.500
2. U sonda ø 40, dužine 112 m U probe ø 40, length 112 m	1	500	500
3. Povezne cevi PE ø 40 Connecting pipe PE ø 40	20	1,50	30
4. Ostala oprema Other equipment	-	-	100
Ukupno: $I_{ZS,M} = 3.130 \text{ €}$ Total: $I_{ZS,M} = 3.130 \text{ €}$			
Građevinski radovi Construction works			
5. Bušotina ø 150 mm Boreholes ø 150 mm	112 m	15	1.680
Ukupno: $I_{ZS,G} = 1.680 \text{ €}$ Total: $I_{ZS,G} = 1.680 \text{ €}$ U okviru navedenih cena obuhvaćen je PDV. VAT is included within these prices.			

Povećana investiciona ulaganja u mašinske radove sistema sa sondom u zemlji, a u odnosu na klasični izvor toplote - gasni kotao, dobijaju se kada se od navedene vrednosti oduzmu ulaganja u gasni priključak, gasni kotao i prateću opremu. Za kapacitet kotlarnice od 7,5 kW troškovi gasnog priključka i gasnog kotla iznose $I_{GP}=1.500$ € i $I_K=1.000$ €. U tabeli 4. prikazano je vreme povraćaja ulaganja za sistem sa sondom u zemlji [1], [6], [7].

The increased investments in mechanical engineering systems with a probe in the ground, compared to the classic source of heat - gas boiler, are obtained when the investments in gas connection, gas boiler and associated equipment are subtracted from the values of $I_{ZS,M}$. For the capacity of a boiler room of 7.5 kW the cost of the gas connection and a gas boiler are $I_{GP} = 1.500$ € and $I_K = 1.000$ €. Table 4 shows the time of return of investment in the system with the probe in the ground [1], [6], [7].

Tabela 4. Vreme povraćaja ulaganja za sistem sa sondom u zemlji
Table 4. Time of return of investment in the system with the probe in the ground

Redni broj Serial number	Veličina / Izraz Size / Expressions	Jedinica Unit	Vrednost Value
1.	$I_{ZS,M}$	€	3.130
2.	$I_{ZS,M} - I_{GP} - I_K$	€	630
3.	$I_{ZS,G}$	€	1.680
4.	$I_P - I_{KI}$	€	0
5.	$\Delta I = 2 + 3 + 4$	€	2.310
6.	$Q_{G,god} = \frac{1}{1000} \cdot n_{god} \cdot q \cdot A \cdot \frac{t_p - t_{god}}{t_p - t_{sp}}$	kWh/god	9095
7.	$Q_{u,god}$	kWh/god	9095
8.	$V_{u,god} = \frac{3600 \cdot Q_{u,god}}{h_k \cdot H_u}$	m ³ /god	1086
9.	C_g	€/m ³	0,37
10.	$U_{g,god} = C_g \cdot V_{u,god}$	€/god	402
11.	e_{gr}	-	4,0
12.	$E_{TP,god} = \frac{Q_{G,god}}{e_{gr}}$	kWh/god	2274
13.	n_{CP}	h/god	1600
14.	N_{CP}	kW	0,15
15.	$E_{CP,god} = n_{CP} \cdot N_{CP}$	kWh/god	240
16.	$E_{god} = E_{TP,god} + E_{CP,god}$	kWh/god	2514
17.	C_e	€/kWh	0,047
18.	$T_{e,god} = C_e \cdot E_{god}$	€/god	118
19.	f_{sub}	%	0
20.	$(1 - f_{sub}) I_{TP}$	€	2.500
21.	I_K	€	1.000
22.	$p = p_a + p_o$	%	1,0
23.	$p(I_{TP} - I_K)$	€/god	15
24.	$U_{god} = U_{g,god} - T_{e,god} - p(I_{TP} - I_K)$	€/god	269
25.	$t = \frac{\Delta I}{U_{god}}$	god	8,6

Kada bi subvencije države, na primer, za toplotnu pumpu izosile 10% ili 20%, tada bi pojedine veličine/izrazi iz tabele 4. imale sledeće vrednosti:

If the state subsidies, for example, for the heat pump were 10% or 20%, then the individual size/expressions from Table 4 would have the following values:

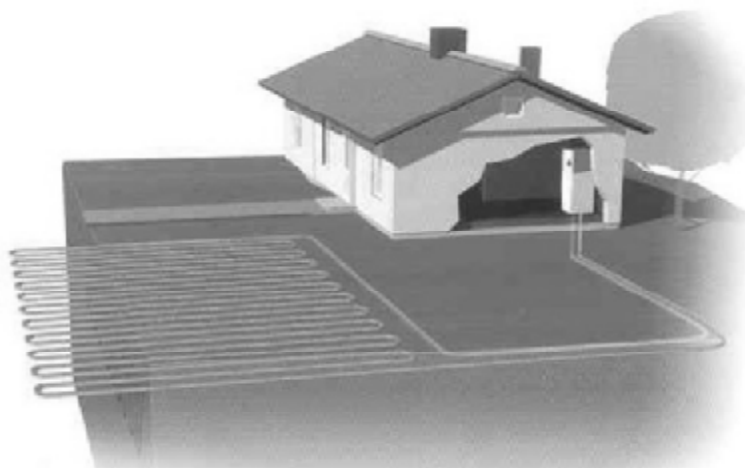
Subvencija (%) Subvention (%)	$I_{zS,M}$ (€)	$(1-f_{sub}) I_{TP}$	ΔI (€)	U_{god} (€)	τ (god)
10	2.880	2.060	2.250	272	7,6
20	2.630	1.810	2.000	274	6,6

2.2 Sistem sa registrima u zemlji

Registri u zemlji (slika 6.) prvenstveno se zagrevaju intezitetom sunčevog zračenja.

2.2 System with registers in the ground

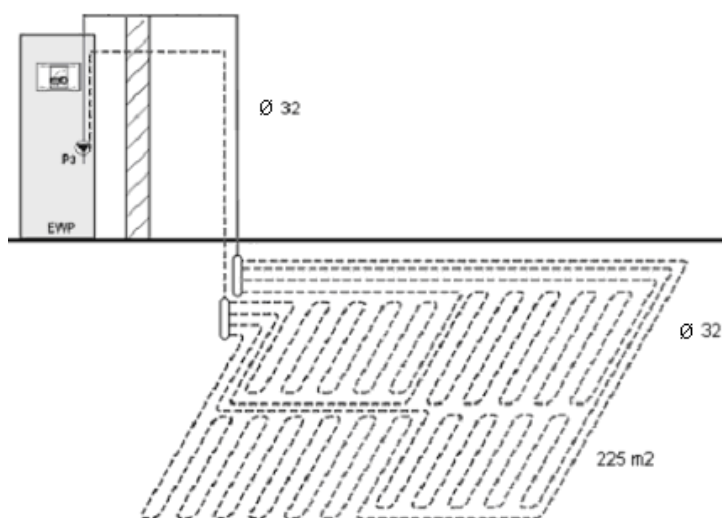
Registries in the ground (Figure 6) primarily are heated on solar radiation intensity.



Slika 6. Sistem sa registrima u zemlji
Figure 6. A system with the registers in the ground

Registre čine plastične cevi prečnika $\varnothing 32$ mm [9], koje se polažu u zemlju horizontalno na dubinu od 0,8 m do 1,5 m. Po pravilu u zemlju se polaže više krugova ovih cevi. Toplotna shema sistema sa registrima u zemlji data je na slici 7.

The registers are plastic pipes with diameter $\varnothing 32$ mm [9], which are laid in the ground horizontally to a depth from 0.8 m to 1.5 m. Several rounds of pipes are usually taken in the ground. Thermal scheme of the system with registers in the ground is given on Figure 7.



Slika 7. Toplotna shema sistema sa registrima u zemlji
Figure 7. Thermal scheme of the system with the registers in the ground

Iz zemlje se pomoću registara godišnje može iscrpiti od 50 kWh/m² do 70 kWh/m². Za dostizanje maksimalnih vrednosti u praksi su potrebni vrlo veliki izdaci [9]. Specifični učinak crpljenja toplote iz zemlje zavisi od svojstva tla i u tabeli 5. prikazane su orijentacione vrednosti.

By using the registers in the ground, we can deplete from 50 kWh/m² to 70 kWh/m² of the heat per year. In order to achieve maximum value in practice, large investments are required [9]. The specific effect of extracting heat from the ground depends on ground properties that are shown in Table 5.

Tabela 5. Specifični učinak crpljenja toplote u zavisnosti od svojstva tla
Table 5. The specific effect of pumping heat depending on ground properties

Svojstva tla Properties of the ground	Specifični učinak crpljenja toplote (W/m ²) The specific effect of pumping heat
peskovito, suvo sandy, dry	10
peskovito, vlažno sandy, wet	15 ÷ 20
glinovito, suvo clayey, dry	20 ÷ 25
glinovito, vlažno clayey, wet	25 ÷ 30
glinovito, zasićeno vodom clayey, saturated with water	35 ÷ 40

U tabeli 6. [9] prikazana je potrebna površina zemlje u zavisnosti od specifičnog toplotnog opterećenja grejanja i specifičnog učinka crpljenja toplote 25 W/m².

The area of the ground as a function of specific heating load for the specific effect of the heat pump 25 W/m² is shown in the Table 6 [9].

Tabela 6. Potrebna površina zemlje zavisno od specifičnog opterećenja grejanja i za specifični učinak crpljenja toplote 25 W/m²
Table 6. The area of the ground as a function of specific heating load for the specific effect of the heat pump 25 W/m²

Stambena površina (m ²) Residential area (m ²)	Specifično toplotno opterećenje grejanja (W/m ²) Specific heating load (W/m ²)					
	30	40	50	60	70	80
	Potrebna površina zemlje (m ²) The area of ground (m ²)					
100	90	120	150	180	210	240
125	113	150	188	225	263	300
150	135	180	225	270	315	360
175	158	210	263	315	368	420
200	180	240	300	360	420	480

Za konkretan primer u radu, za stambenu površinu od 150 m² i specifično toplotno opterećenje grejanja od 50 W/m², prema tabeli 6., potrebna površina zemlje (vrta) iznosi 225 m².

For a concrete example in [3], for the living area of 150 m² and a specific heat load of heating of 50 W/m², according to Table 6 [9], the required area of ground (garden) is 225 m². Table 7 shows the investments in the system with the registers in the ground.

Usvojeni podaci:

Za usvojene cevi registara u zemlji:

- PE ø 32
- Razmak između cevi 0,8 m
- Ukupna dužina cevi iznosi:
 - U vrtu: 225 : 0,8 = 281 m
 - Od vrta do toplotne pumpe: 19 m
- Ukupno: 300 m

The adopted data:

Adopted pipes of registers in the ground:

- PE ø 32
- The distance between pipes 0,8 m
- The total length of pipe is:
 - In the garden: 225 : 0,8 = 281 m
 - From the garden to the heat pump: 19 m
- Total: 300 m

Tabela 7. Investiciona ulaganja za sistem zemljinih registara
Table 7. Investments in the system with the registers in the ground

Oprema Equipment	Broj komada (kom), (m) Number of components (kom), (m)	Cena po komadu (€/kom), (€/m) Price per component (€/kom), (€/m)	Ukupna cena (€) Total price (€)
Mašinski radovi Mechanical works			
1. Toplotna pumpa zemlja/voda, kapacitet 7,5 kW Heat pump ground / water, capacity 7,5 kW	1	2.500	2.500
2. Cevi PE ø 32 The pipes PE ø 32	300	1,2	360
3. Ostala oprema Other equipment	-	-	100
Ukupno: $I_{ZR,M} = 2.960 \text{ €}$ Total: $I_{ZR,M} = 2.960 \text{ €}$			
Građevinski radovi Construction works			
4. Iskop i zatrpavanje rova površine 225 m ² i dubine 1m Excavation and backfilling of the trench the area of 225 m ² and the depth of 1m	225 m ³	50	1.125
Ukupno: $I_{ZR,G} = 1.125 \text{ €}$ Total: $I_{ZR,M} = 2.960 \text{ €}$ U okviru navedenih cena obuhvaćen je PDV. VAT is included within these prices.			

Povećana investiciona ulaganja u mašinske radove sistema sa zemljinim registrima, a u odnosu na klasični izvor toplote – gasni kotao, dobijaju se kada se od navedene vrednosti oduzmu ulaganja u gasni priključak, gasni kotao i prateću opremu. Za kapacitet kotlarnice od 7,5 kW troškovi gasnog priključka i gasnog kotla iznose $I_{GP}=1.500 \text{ €}$ i $I_K=1.000 \text{ €}$ U tabeli 8. prikazano je vreme povraćaja ulaganja za sistem sa registarima u zemlji [1], [6], [7].

The increased investments in mechanical engineering systems with the registers in the ground, compared to the classic source of heat - gas boiler, is obtained when the the investments in gas connection, gas boiler and associated equipment are subtracted from values of $I_{ZR,M}$. For a capacity of a boiler room of 7.5 kW the cost of the gas connection and gas boiler are $I_{GP} = 1.500 \text{ €}$ and $I_K = 1.000 \text{ €}$. Table 8 shows the time of return of investment in the system with the registers in the ground [1], [6], [7].

Tabela 8. Vreme povraćaja ulaganja za sistem sa registarima u zemlji
Table 8. Time of return of investment in the system with the registers in the ground

Redni broj Serial number	Veličina / Izraz Size / Expressions	Jedinica Unit	Vrednost Value
1.	$I_{ZR,M}$	€	2.960
2.	$I_{ZR,M} - I_{GP} - I_K$	€	460
3.	$I_{ZR,G}$	€	1.125
4.	$I_P - I_{KI}$	€	0
5.	$\Delta I = 2 + 3 + 4$	€	1.585
6.	$Q_{G,god}$	kWh/god	9095
7.	$Q_{u,god}$	kWh/god	9095
8.	$V_{u,god} = \frac{3600 \cdot Q_{u,god}}{h_k \cdot H_u}$	m ³ /god	1086

9.	C_g	€/m ³	0,37
10.	$U_{g,god} = C_g \cdot V_{u,god}$	€/god	402
11.	e_{gr}	-	4,0
12.	$E_{TP,god} = \frac{Q_{G,god}}{e_{gr}}$	kWh/god	2274
13.	n_{CP}	h/god	1600
14.	N_{CP}	kW	0,15
15.	$E_{CP,god} = n_{CP} \cdot N_{CP}$	kWh/god	240
16.	$E_{god} = E_{TP,god} + E_{CP,god}$	kWh/god	2514
17.	C_e	€/kWh	0,047
18.	$T_{e,god} = C_e \cdot E_{god}$	€/god	118
19.	f_{sub}	%	0
20.	$(1 - f_{sub}) I_{TP}$	€	2.500
21.	I_K	€	1.000
22.	$p = p_a + p_o$	%	1,0
23.	$p(I_{TP} - I_K)$	€/god	15
24.	$U_{god} = U_{g,god} - T_{e,god} - p(I_{TP} - I_K)$	€/god	269
25.	$t = \frac{\Delta I}{U_{god}}$	god	5,9

Kada bi subvencije države, na primer, za toplotnu pumpu izosile 10% ili 20%, tada bi pojedine veličine/izrazi iz tabele 8. imale sledeće vrednosti:

If the state subsidies, for example, for the heat pump were 10% or 20%, then the individual size/expressions from Table 8 would have the following values:

Subvencija (%) Subvention (%)	I _{ZS,M} (€)	(1-f _{sub}) I _{TP}	ΔI (€)	U _{god} (€)	τ (god)
10	2.710	2.250	1.335	272	4,9
20	2.460	2.000	1.085	274	4,0

Tabela 9. Upotrebijene oznake i simboli
Table 9. Used marks and symbols

Oznake/Simboli	Jedinica	Naziv
A	m ²	površina area
I	€	investiciona ulaganja capital investments
ΔI	€	povećana investiciona ulaganja increased capital investment
U	€	ušteta savings
Q	W, kW	potrebna toplota, toplotno opterećenje thermal load
Q	kWh	potrošnja toplote heat consumption
q	W/m ²	specifični projektni gubitak toplote ili toplotno opterećenje specific thermal load
t _p	°C	temperatura prostorije room temperature
t _{sp}	°C	spoljašnja projektna temperatura grejanja heating outdoor design temperature
t _{god}	°C	srednja spoljašnja temperatura u sezoni grejanja average air temperature in the heating season

η_{god}	h/god	broj sati grejanja u toku godine the number of hours of heating per year
V_{god}	m^3/god	godišnja potrošnja zemnog gasa annual consumption of natural gas
H_u	kJ/m^3	donja toplotna moć zemnog gasa lower heating value of natural gas
η_k	%	stepen korisnosti kotla boiler efficiency
E	kW	električna snaga electric power
E	kWh	potrošnja električne energije electricity consumption
T_e	€	trošak električne energije the cost of electrical energy
C_g	€/m ³	cena zemnog gasa price of natural gas
C_e	€/kWh	cena električne energije electricity price
t	god	vreme povraćaja investicionih ulaganja the time of return of investments
e_{gr}	-	koeficijent grejanja toplotne pumpe heating coefficient
p_a	%	procenat amortizacije percentage of amortization
p_o	%	procenat održavanja percentage of maintenance
f_{sub}	%	procenat subvencije percentage of subvention
n_{CP}	h/god	broj sati rada cirkulacione pumpe u toku godine the number of hours of pump per year (well)
N_{CP}	kW	snaga cirkulacione pumpe electric power of pump (well)
OIE	-	obnovljivi izvori energije renewable energy sources

Tabela 10. Upotrebljeni indeksi
Table 10. Used indexes

Indeksi	Naziv
G	grejanje heating
P	podna instalacija grejanja floor heating installation
GP	gasni priključak gas connection
K	gasni kotao gas boiler
ZS	sonde u zemlji probe in the ground
ZR	registri u zemlji registers in the ground
M	mašinski radovi mechanical works
G	građevinski radovi construction works
TP	toplotna pumpa heat pump
CP	cirkulaciona pumpa pump (well)
KI	kućna instalacija grejanja sa fosilnim gorivom household installation of heating with fossil fuel
g	gas gas

e	električna energija electricity
god.	godišnje year
u	ušteda saving

3 ZAKLJUČAK

Na osnovu sprovedenih analiza i proračuna o investicionim ulaganjima i ostvarenim energetske uštedama [3], za ocenu ekonomske opravdanosti upotrebe zemlje kao obnovljivog izvora energije za grejanje objekata, konstatuje se sledeće:

- na ekonomsku opravdanost upotrebe zemlje kao obnovljivog izvora energije najviše uticaja imaju ekonomski faktori – cene opreme i primarne energije,
- upotreba zemlje kao obnovljivog izvora energije za grejanje objekata je na granici ekonomske opravdanosti za trenutne tržišne uslove, s obzirom da postoji disparitet između cena opreme i cena energenata.

Sve veća ekonomska opravdanost upotrebe zemlje kao obnovljivog izvora toplote za grejanje objekata, odnosno za poboljšanje njihove energetske efikasnosti, dostići će se u najskorije vreme zbog:

- rasta cena primarne energije,
- sadašnjeg trenda izvođenja sistema sa obnovljivim izvorima energije,
- znatnog pada cene opreme: novi modeli, veća serijska proizvodnja, novi proizvođači, konkurencija, veća ponuda, drugi uslovi nabavke,
- državnog podsticaja – subvencije i povoljniji krediti za nabavku opreme,
- globalnog zagrevanja,
- zaštite životne sredine.

U narednom periodu očekuje se pad cena opreme. Radi poređenja, slična situacija bila je i sa fasadnim klima uređajima, koji su se u početku, u malom broju, ugrađivali na poslovnim objektima. Danas se stambeni objekti useljavaju sa već ugrađenim fasadnim klima uređajima, a na postojećim se u velikom broju ugrađuju. Cena ove opreme opala je i do 10 puta u odnosu na vreme njihove prve ugradnje. Broj ugrađenih fasadnih klima uređaja dostigao je takav broj, da je elektroenergetski sistem Republike Srbije u istoj meri opterećen u letnjem, kao i u zimskom periodu.

ZAHVALNOST

U radu je prikazan deo istraživanja koje je pomoglo Ministarstvo za nauku i tehnološki razvoj Republike Srbije u okviru projekta integralnih i interdisciplinarnih istraživanja III 42012 pod nazivom: "Poboljšanje energetske efikasnosti zgrada u Srbiji i unapređenje nacionalnih regulativnih kapaciteta za njihovu sertifikaciju".

3 CONCLUSION

Based on the conducted analysis and calculation of investments and realized energy savings [3], for assessing the economic feasibility of using ground as a renewable energy source for heating buildings, the states are the following:

- the economic feasibility of using ground as renewable energy sources mostly depends on the economic factors – the price of equipment and primary energy,
- the use of ground as a renewable energy source for heating buildings is on the limit of economic feasibility for the current market conditions, because there is a disparity between the cost of equipment and fuel.

Using ground as a renewable energy source for heating buildings or to improve their energy efficiency, will be achieved in the near future due to:

- the rise in prices of primary energy,
- the current trend of systems with renewable energy,
- significantly lower prices of the equipment: new models, more mass production, new producers, the greater offer, other conditions of purchase,
- state subsidies – beneficial credits for buying equipment,
- global warming,
- environmental protection.

In the forthcoming period, it is expected that the prices of equipment will fall. By comparison, a similar situation was with air conditioners, which, at first, were introduced in corporate buildings in very small numbers. Today, many new residential buildings already have the air conditioners on their façade, at the moment of their first sale. Today, the prices of this equipment have fallen down about 10 times, compared to the period of their first installation. The number of air conditioners that are installed on facades of the buildings is significant, so the electric power system of Serbia is almost equally loaded in summer as it is in winter.

ACKNOWLEDGEMENTS

The work reported in this paper is a part of the investigation within the research project III 42012 "Energy efficiency enhancement of buildings in Serbia and improvement of national regulative capacity for they are certification", supported by the Ministry for Science and Technology, Republic of Serbia. This support is gratefully acknowledged.

4 LITERATURA REFERENCES

- [1] Anđelković, A., Bjelaković, R., Njerž, A.: „Tehno-ekonomska analiza primene toplotne pumpe (primer hotela Vinski dvor u Hajdukovu)“, Zbornik radova, str.159-167, 40. Međunarodni kongres, Beograd, 2009.
- [2] Casale, C.: „Heat pumps - a ready tool to save energy and reduce emissions“, Zbornik radova, 40. Međunarodni kongres o klimatizaciji, grejanju i hlađenju, str.119-134, Beograd, 2009.
- [3] Čenejac, A.: „Analiza mogućnosti nekonvencionalnih sistema grejanja za poboljšanje energetske efikasnosti građevinskih objekata“, Magistarski rad, Fakultet tehničkih nauka, Novi Sad, 2010.
- [4] Đajić, N.: „Energija za održivi svet“, monografija, RGF, Beograd, 2002.
- [5] Đajić, N.: „Obnovljivi izvori energije za održivi razvoj sveta“, Zbornik radova, str.11-22, 35. Međunarodni kongres o klimatizaciji, grejanju i hlađenju, Beograd, 2004.
- [6] Fox, U.: „Betriebskosten – und Wirtschaftlichkeitsberechnungen für Anlagen der technischen Gebaudeausrüstung“, VDI-Verlag GmbH, Dusseldorf, 1980.
- [7] Recknagel, Sprenger, Shramek i Čeperković: „Grejanje i klimatizacija“, Interklima – Grafika, Vrnjačka Banja, 2004.
- [8] Šamšalović, S.: „Toplotna pumpa“, SMEITS, Beograd, 2009.
- [9] *** CAD biblioteka 2010, BOSCH – Grejna tehnika, Beograd, 2010.
- [10] *** Energy for tomorrow' s world – acting now, World Energy Council, London, 2000.
- [11] ***Renewables in Global Energy Supply, IEA, 2002.
- [12] *** Površinsko grejanje / hlađenje, REHAU, Beograd, 2009.

REZIME

POBOLJŠANJE ENERGETSKE EFIKASNOSTI GRAĐEVINSKIH OBJEKATA UPOTREBOM ZEMLJE KAO OBNOVLJIVOG IZVORA

Aleksandra ČENEJAC
Vlastimir RADONJANIN
Mirjana MALEŠEV
Radivoje BJELAKOVIĆ

Energetska efikasnost objekata je vaoma značajna sa aspekta štednje primarne energije. Pored donošenja odgovarajućih zakonskih i drugih propisa o toplotnoj zaštiti objekata, energetska efikasnost građevinskih objekata može se poboljšati i odgovarajućim tehničkim rešenjima. Jedno od takvih rešenje jeste i upotreba zemlje kao obnovljivog izvora za dobijanje toplote za grejanje objekata u toku zime. U ovom radu analizirana je mogućnost upotrebe toplote zemlje u cilju poboljšanja energetske efikasnosti građevinskih objekata. Prikazana su potrebna investiciona ulaganja i vremena povraćaja tih ulaganja za stambeni objekat.

Ključne reči: energija, energetska efikasnost, obnovljivi izvori energije, stambeni objekat, investiciona ulaganja, vreme povraćaja ulaganja.

REZIME

IMPROVEMENT OF ENERGY EFFICIENCY IN CIVIL BUILDINGS BY USE GROUND HEAT AS A RENEWABLE SOURCE

Aleksandra ČENEJAC
Vlastimir RADONJANIN
Mirjana MALEŠEV
Radivoje BJELAKOVIĆ

Energy efficiency in buildings is very important for saving primary energy. Apart from application of thermal standards for civil buildings, energy efficiency in those objects can also be improved by adequate technical solutions. One of the solutions is the use of heat of ground for heating during winter. In this paper, we analyze the possibility of the use of ground heat for improvement of energy efficiency in civil buildings. Measures of energy efficiency in residential building design and an evaluation of economic cost-effectiveness are given.

Key words: energy, energy efficiency, renewable energy sources, object, investments, time of return of investment.

ANALIZA UTICAJA KOROZIJE ČELIKA NA NOSIVOST PREDNAPREGNUTOG BETONSKOG NOSAČA

INFLUENCE ANALYSIS OF STEEL CORROSION ON LOAD BEARING CAPACITY OF PRESTRESSED CONCRETE GIRDERS

Enis SADOVIĆ
Radomir FOLIĆ

ORIGINALNI NAUČNI RAD
UDK: 006.77:624.04.001.23:699.841(497.11+1) = 861

1 UVODNE NAPOMENE

Masovna primena prednaprezanja betonskih elemenata omogućila je ostvarivanje velikih raspona, sa preseccima relativno malih dimenzija, uz povećanje nosivosti na savijanje. Raširena je primena prefabrikovanih elemenata u montažnom načinu građenja mostova i zgrada jer se u poređenju sa armiranim betonom (AB), prednaprežanjem postiže efektivnost celog betonskog preseka i obezbeđuje potrebna nosivost elementa uz manji utrošak betona i klasične armature.

Kao što je poznato, unošenja sile prednaprežanja u beton postiže se zatezanjem čelika visoke čvrstoće pre izlaganja opterećenju. Zavisno od vremena betoniranja u odnosu na zatezanje čelika razlikuju se adheziono (unošenje sile pre betoniranja) i naknadno prednaprežanje. U ovom radu je razmatrana prva metoda. Pri primeni obe metode se, za potpuno prednaprežanje, superpozicijom napona u polju proste grede, dobija pritisak po celoj visini betonskog preseka.

Korozija utiče na mehanička svojstva AB i PNB konstrukcija. Fenomen korozije dovodi do redukcije preseka uz prateće opadanje svojstava (deterioracija) i kod nezategnutog (šipke) i zategnutog (žice ili kablovi) čelika. Ove pojave prati opadanje svojstava prijanjanja čelika i betona i pojava prslina u okolnom betonu što se mora uzeti u obzir pri analizi prednapregnutih betonskih elemenata/konstrukcija. Razlog tome je što naponsku sliku u poprečnom preseku mostovskih i sličnih prednapregnutih betonskih nosača (PNB) mogu znatno promeniti

Enis Sadović, dipl. ing. građ., PhD student na Univerzitetu u Nišu, i Ambijent doo, 36300 Novi Pazar
Dr Radomir Folić, profesor, Departman za građevinarstvo
Fakultet Tehničkih nauka u Novom Sadu, Trg D.
Obradovića 6, 21000 Novi Sad

1 INTRODUCTORY REMARKS

The massive use of prestressed concrete elements has enabled the realization of large spans, with relatively small sections, with an increase in bending resistance. As compared to the reinforced concrete (RC), the use of prefabricated elements in precast bridge and building construction is more extensive, because the effectiveness of the entire concrete cross-section is achieved and the necessary bearing capacity of elements is provided by a smaller consumption of concrete and conventional reinforcement.

The prestressing force is introduced into concrete by stressing the high strength steel before its exposure to the load. Depending on the moment of concreting as compared to stressing of steel, prestressing can be done either by adhesion (the introduction of force before concreting) or post-prestressing. In this paper the first method is considered. When applying both methods, for full prestressing by the superposition of stresses in the area of the simple beam, the pressure is achieved along the entire height of the concrete cross-section.

Corrosion significantly affects the mechanical properties of reinforced and prestressed concrete. Corrosion phenomena lead to the reduction of cross section in both rebars and strands as well as deterioration of their properties. Related effects are bond decay at steel concrete interface and cracking in the surrounding concrete which must be considered in prestressed concrete elements/structures. This happens

Enis Sadović, Master, PhD student Faculty of Civil engineering and architecture, Niš, Serbia, and Ambijent doo, 36300 Novi Pazar
Radomir Folić, profesor, Department of Civil Engineering Faculty of Technical Sciences, Trg D. Obradovića 6, 21000 Novi Sad

degradacijski efekti. Prema izvoru (Sarja i Vesikari, 1996), sledeći štetni faktori mogu imati duži vremenski uticaj na nosivost betonskih konstrukcija uopšte:

- korozija usled penetracije hlorida,
- korozija usled karbonizacije,
- mehanička abrazija,
- uticaj soli za odmrzavanje,
- površinska deterioracija
- mržnjenje.

Dominantni konstrukcijski efekti degradacionih procesa u betonu i armaturi odražava:

– u gubitku nosivosti konstrukcijskog elementa zbog lokalnog i jednolikog smanjenja poprečnog preseka čelične šipke,

– u gubitku nosivosti zbog smanjenja i gubitka prionjivosti između betona i armature,

– u gubitku duktilnost elementa zbog nejednake raspodele poprečnog preseka po dužini šipke i koncentracije naprezanja povezane sa naglim promenama u geometriji (Banić i dr., 2007).

– prsline i odljuskavanja zaštitnog sloja betona.

Iako se PNB elementi proizvode u posebnoj opremi i oplati, čelik nakon unošenja sile prednaprezanja mora biti adekvatno okružen betonom u tom smislu i zaštitnim slojem. Ukoliko je zaštitni sloj betona dovoljne debljine i gustine on može obezbediti dovoljnu zaštitu od korozije čelika (Nürnberg, 2002). Međutim, pojavu pukotina u zaštitnom sloju betona prati niz neželjenih efekata (Bruce, et al., 2008). U takvom stanju beton nije u stanju da prihvati velike napone koji se javljaju usled razvoja korozije.

Adheziono prednaprezanje karakteriše najčešće prava trasa kablova i žica što olakšava ugradnju. Neretko se kod mostovskih nosača kod kojih se očekuju veliki naponi postavljaju kablovi u dva nivoa kod kojih gornji služe da prihvate zatezanje u betonu samo u fazi prednaprezanja. Usled nastanka korozije posledice kod napregnutih - zategnutih kablova (donja zona nosača) su znatno ozbiljnije jer se napon može povećati i iznad granice proračunskog. Procesom projektovanja moraju se obuhvatiti stvarni uslovi u kojima se konstrukcija može naći u fazi eksploatacije zavisno od funkcije i namene objekta.

Imajući u vidu napred navedeno, u ovom radu razmatranja i analize su ograničeni na dejstvo korozije čelika za prednaprezanje, kao komponente trajnosti ali i uticaj tog dejstva na nosivost grednog nosača. Iako se u radu razmatra i problem trajnosti naglasak je na analizi uticaja korozije na nosivost. Iako otpornost preseka zavisi od statičke neodređenosti, tj. mogućnosti preraspodele uticaja (sa rezervom) između pojedinih preseka u ovom radu razmatra se nosač sistema proste grede kao kritičniji slučaj. Za elemente izložene savijanju usvajaju se, pored sandučastih preseka kao najracionalniji (veći momenat inercije), I preseki. Pored detaljnog pregleda dostupne i odabrane literature, u radu je na osnovu numeričkih rezultata proračunatih dilatacija u poprečnom preseku I nosača analiziran uticaj deterioracionog procesa korozije na nosivost grede. Rezultati su prezentirani u obliku grafika. Ovi rezultati proračuna gubitka nosivosti u eksploatacionom veku od različitih vrsta korozije su upoređeni sa rezultatima prikazanih u RILEM-u (Sarja i Vesikari, 1996). U poglavlju 4 je ova vrsta problema obrađena na primeru prednapregnute betonske grede.

due to the fact that degradation effects can significantly change the stress image of the bridge and similar prestressed concrete (PC) beam cross sections. According to (Sarja and Vesikari, 1996), the adverse factors that may affect the bearing capacity of concrete structures are the following:

- corrosion due to chloride penetration
- corrosion due to carbonation
- mechanical abrasion
- salt weathering
- surface deterioration
- frost attack.

The main structural effects of degradation in concrete and steel are the following:

– loss of bearing capacity of structural elements due to local and uniform reduction in cross-section of the steel rod,

– loss of bearing capacity due to the reduction and loss of adhesion between concrete and reinforcement and the excess tensile strength in the vicinity of bars,

– loss of ductility of the elements caused by the unequal distribution of the longitudinal of the rod and the stress concentration associated with abrupt geometry changes,

– cracking and peeling of the protective concrete layer.

In the production process of PC elements in a special equipment and formwork, after the introduction of the prestressing force the steel is surrounded by concrete. If compact and impermeable, this protective concrete cover can provide sufficient protection against corrosion of the steel (Nürnberg, 2002). Cracks development in the same protective layer is followed by a series of unintended consequences in the form of damage of the surface layer of the cable (Bruce, et al., 2008). In this state of concrete, it is not able to accept high stresses that occur due to the development of corrosion.

Adhesive prestressing is characterized mostly by straight routes of cables arranged in two levels where the consequences of corrosion development are more significant in tightened cables (lower beam-zone), because stress can increase above the calculated level. The design process should include the actual conditions where the structure may possibly operate during its service life depending on its function and purpose.

With all the above in mind, the analyses described in this paper are confined to the impact of corrosion of steel used for adhesive prestressing and its effect on the bearing capacity of concrete beam girders. While the resistance of the cross-section depends on the static indeterminacy, i.e. the ability to redistribute the effect between individual cross-sections, in this paper the girder of the simple beam system as a critical case has been considered. For elements exposed to bending, in addition to the box section, I cross-sections were adopted as the most rational solution. In addition to the brief review of the selected available literature, in this paper the degrading corrosion processes have been analyzed through software calculation of strain in the I-beam on a numerical example. Through the analysis of mechanisms of carbonation and chloride corrosion-induced deterioration processes, the losses in bearing capacity during the service life are comparatively presented in the form of graphical results; results were

2 TRAJNOST I KARAKTERISTIKE MATERIJALA

2.1 Trajnost

Zavisno od vrste uzroka nastanka korozije kao i brzine i stepena njenog razvoja razlikuju se lokalna i globalna korozija. Kao što je poznato, korozija bitno utiče na trajnost konstrukcije, tj. potrebu nesmetanog funkcionisanja i očuvanja zahtevane nosivosti i drugih svojstava u toku proračunskog (ciljnog) eksploatacionog veka (Neville, 2001). Ovaj problem šire je razmatran u radu (Folić i Zenunović, 2009). Prema EN 1990:2002 eksploatacioni vek, u godinama, se određuje prema značaju objekta, na primer 120 za velike tunele, 100 godina za mostove, 25-50 godina za industrijske hale i 50 godina za stambene zgrade.

Određena projektovana betonska konstrukcija može biti dugotrajna na dejstvo mržnjenja, a da nije otporna na požar, hemijske agense i druga dejstva. To znači da ne postoji betonska konstrukcija koja je univerzalno dugotrajna na sve moguće štetne efekte (Neville, 2001). Zato je potrebo posvetiti posebnu pažnju problemu trajnosti konstrukcija pri njihovom projektovanju i obezbeđenju adekvatnog eksploatacionog veka (EV). U radu (Folić i Zenunović, 2010a) projektovanje prema konceptu trajnosti je detaljnije objašnjeno i podeljeno u devet koraka koji predstavljaju faze kroz koje konstrukcija dostiže projektovani EV. Tek se poslednjih godina pojavljuju radovi u kojima se, u okviru proračuna trajnosti kao bitne komponente eksploatacionog veka konstrukcija, predlaže kontrola graničnog stanja korozije.

Zbog njegove masovne upotrebe, u literaturi je problem različitih vrsta korozije uglavnom obrađivan, za armirani beton kao naprimer u radovima (Sarja i Vesikari, 1996), (Andrade et al, 1989), (Eurocode 2, 2004). To je značajno zbog potrebe usavršavanja ovih konstrukcija i povećanja njihove trajnosti. Korozija visokovrednog čelika koji se koristi kod prethodnog naprezanja betonskih konstrukcija je specifičnija i istraživana je u manjem broju radova (Toribio i Ovejero, 2005), (Rinaldi et al, 2010), (Sanchez et al, 2008), (Bruce et al, 2008).

U RILEM-u se za kvalitativnu analizu degradacije koristi Tabela degradacijskih faktora (mehaničkih, bioloških i hemijskih) i procesa koji se pri tome stvaraju. Tabelu mogu koristiti projektanti pri izboru faktora degradacije, a u SAD (FEMA) korišćena za analizu rizika, i u njemu se naziva oblik otkaza sa analizom efekata. Međutim, samo u slučaju relativno velikog rizika ona se razmatra. U tom smislu rizik je proizvod verovatnoće nastanka rizika i obima oštećenja izazvanog degradacijom. Korozija se ispoljava u odljuskavanju zaštitnog sloja betona i redukciji prijanjanja armature s jedne strane i redukcije poprečnog preseka armature i povećanja napona što može dovesti do prekida šipki.

U Izveštaju (Bruce et al, 2008) je dat detaljan pregled istraživanja korozije prednapregnutih mostovskih nosača u Novom Zelandu (NZ) gde je pažnja usmerena na uticaj karbonata i hlorida i na ultrazvučno određivanje debljine zaštitnog sloja betona. Nalazi su potvrdili da je registrovana korozija nastala zbog male debljine zaštitnog sloja kao neadekvatne zaštite od jona hlorida. Uočene pukotine i oštećenje površinskog sloja kablova su posledica nemogućnosti betona da prihvati velike napone kojima je izložen usled razvoja korozije na površini.

also compared to those from the RILEM Report (Sarja and Vasikari, 1996). This problem is dealt with the example of prestressed concrete beam of certain features (Part 4).

2 DURABILITY AND PROPERTIES OF THE MATERIAL

2.1 Durability

Corrosion is local or global due to its cause, speed and the extent of its development. As known, corrosion significantly affects the durability of the structure, i.e. the need for smooth operation and the maintenance of required capacity and the other properties during the calculated (target) service life (Neville, 2001). This problem was discussed in more details in (Folić and Zenunović, 2009). According to EN 1990:2002, service life in years is determined as the function of significance of the structure; e.g. for large tunnels it is 120 years, 100 years for bridges, 25-50 years for industrial plants and 50 years for residential buildings.

The designed concrete structure may be resistant to the influence of freezing, constant water, but not to the impact of fire, chemical agents and other factors in the exploitation phase. It is known that there is no concrete structure that is universally durable and resistant to any possible adverse effects. Therefore, during the design, it is important to focus on the problem of durability of structures. In (Folić and Zenunović, 2010a), the durability-based calculation is further explained and divided into nine steps, representing the stages through which the structure reaches the calculated service life (SL). The control of the limit state of corrosion is recommended as an essential component of service life in the framework of durability calculation in several papers that have appeared only recently.

The problem of different types of corrosion is analyzed mainly for reinforced concrete as can be seen in the literature (Sarja and Vasikari, 1996), (Andrade et al, 1989), (Eurocode 2, 2004) due to its widespread use. The more specific corrosion of high strength steel used in the prestressing of concrete structures was examined in fewer studies (Toribio i Ovejero, 2005), (Rinaldi et al, 2010), (Sanchez et al, 2008), (Bruce et al, 2008).

For the qualitative analysis of degradation, the RILEM uses the Table of degradation factors (mechanical, biological and chemical) and of processes created thereby. A degradation table originally used for risk analysis, in which it is called failure mode and effect analysis in USA (FEMA) can be used by the designer to select the relevant degradation factors. Only degradation factors with a relatively high risk should be considered. In this respect the risk is the probability of failure multiplied by the amount of damage caused by degradation.

In the Report (Bruce et al, 2008) a detailed overview has been proposed on the corrosion of prestressed bridge girders in New Zealand, focusing on the influence of carbonates and chlorides, as well as on the determination of thickness of the protective concrete layer by means of ultrasound. Findings have confirmed the presence of corrosion as the result of thin protective layer as an inadequate protection against the chloride ions. The observed cracks and damage to the cable surface are resulting from the inability of concrete to

Laboratorijska ispitivanja pomenutih efekata relativno dugo traju i iziskuju relativno velika ulaganja, a rezultati prinudnih i simuliranih dejstava nisu toliko pouzdani.

Da bi se dostigao EV mostova od 100 godina neophodno je primeniti bar konzervativnu procenu korozivnog oštećenja čelika za prednaprezanje jer ona bitno doprinosi porastu rizika po konstrukciju. Regulatoriva NZS 3101: 2006, u Odredbi 3.7 zahteva se odgovarajuća pritisna čvrstoća betona (MPa) i debljina zaštitnih slojeva betona (u mm), za EV od 100 godina, saglasno klasama izloženosti (tri) koje su date u Tabeli 1.

accept the large stresses to which it is exposed due to the development of surface corrosion. Laboratory testing of these effects is a rather lengthy process and requires relatively large investments, while the results of enforced and simulated effects are not sufficiently reliable.

For achieving bridge service life of 100 years, it is necessary to apply at least a conservative estimation of corrosion damage of the prestressed steel because it significantly contributes to increased risk of the structure. Regulation NZS 3101:2006, Clause 3.7 requirements for compressive strength of concrete in (MPa) and cover depths in (mm) for intended life of 100 years in three (A2, B1 and B2) exposure zones are shown in Table 1.

Tabela 1. Min. zaštitni slojevi betona (mm) i pritisne čvrstoće za različite klase izloženosti, prema NZ 3101: 2006, Odredba 3.7

Table 1. Minimum cover depth (mm) requirements for 100 year intended life for three exposure zones, after NZ 3101: 2006, Clause 3.7

Klasa izloženosti Exposure classification	Čvrstoća betona u (MPa) Compression strength (MPa)						
	25	30	35	40	45	50	60-100
A2	50	40	40	35	35	35	30
B1	55	50	45	40	40	35	30
B2	-	65	55	50	45	40	35

Debljina zaštitnog sloja od 25mm je neadekvatna za sve stepene izloženosti (blaga, srednja i agresivna). Ove vrednosti debljina zaštitnih slojeva se koriste kao kritične pri proračunu inicijalne korozije istraživanog mosta. Za tačnije analize preporučuje se korišćenje modela predikcije zasnovanih na Fick-ovom zakonu uz zahteve usaglašene stvarnom ponašanju konkretne konstrukcije, (Bruce et al, 2008).

Cover of 25mm would be considered clearly inadequate for these exposure zones. These cover depths are used as critical cover depths in calculations of the time of corrosion initiation for the examined bridges. For more accurate analyses predictive models are recommended based on Fick's Law with the requirements corresponding to the observed behavior of specific structures (Bruce, et al, 2008).

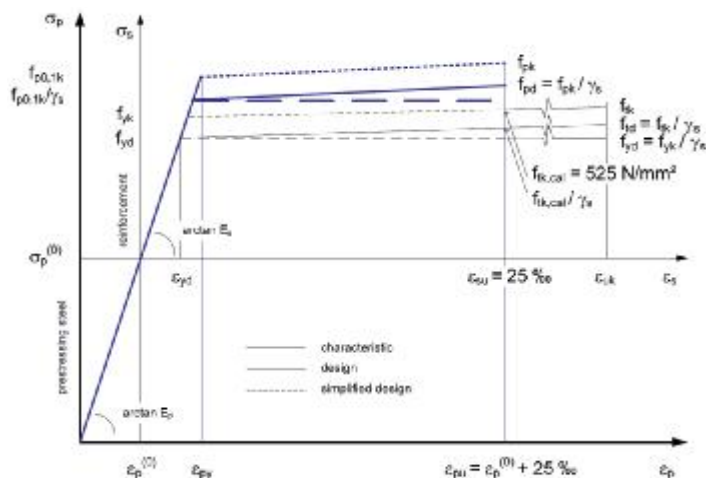
2.2 Svojstva materijala

Bez obzira o kojem načinu prednaprezanja betona se radi koriste se dva bazična materijala: beton i čelik visoke čvrstoće. Čvrstoća betona se prvenstveno ogleda u karakteristikama sastojaka mešavine, vodocementnog faktora i kvaliteta agregata. Uopšteno posmatrano, čvrstoća betona se povećava tokom vremena. Ovaj spregnuti materijal je izložen fenomenu vremenski zavisnih promena izazvanih tečenjem, skupljanjem, relaksacijom i deformacijama (ugibima i prslinama). Poznato je da su kod PNB konstrukcija beton i čelik za prednaprezanje znatno višeg kvaliteta nego kod klasično armiranih BK. Zahvaljujući velikoj pritisnoj čvrstoći betona omogućeno je lakše stvoriti efektivni poprečni presek sa adhezionim prednaprezanjem za razliku od klasičnog armiranja. Najbolji način za opis karakteristika bilo kog materijala je "σ-ε" dijagram koji ilustruje zavisnost napona i dilatacija (slika 1). Ovakvi dijagrami se dobijaju na osnovu eksperimentalno-laboratorijskih ispitivanja i mogu se naći u dobro poznatim standardima za proračun konstrukcija (EN 1992, 2004), (DIN 1045, 2008).

U slučaju prednaprezanja postoji inicijalna dilatacija izazvana unošenjem sile prednaprezanja. Prekoračujući granično stanje čelik pokazuje karakteristike plastičnosti, a dilatacije rastu uporedo sa malim povećanjem napona do konačnog loma.

2.1 Characteristics of the material

Regardless to the method of concrete prestressing at hand, two basic materials are in use: concrete and high strength steel. The strength of concrete is primarily reflected through the properties of mixture ingredients, the water-cement ratio and the strength of aggregates. Generally, the concrete strengthens in time. This composite material is exposed to time-dependent changes induced by flow, shrinkage, relaxation and deformation (deflections and cracks). It is a well known fact that prestressed concrete has better quality than the concrete used for RC structures; high strength steel is used for prestressing. Due to the large compressive strength of concrete, it is easier to create an effective cross-section by adhesion prestressing than by conventional reinforcement. Characteristics of these materials can be best perceived on "σ-ε" diagrams, obtained through experimental analyses in laboratories; calculation diagrams are given in the Standard (EN 1992, 2004), (DIN 1045, 2008).



Slika 1. "σ-ε" dijagram za klasični i čelik za prednaprezanje, prema (EC2, 2004)
 Figure 1. "σ-ε" diagram of classical steel and steel of prestressing, after (EC2, 2004)

S obzirom na veću nosivost čelika za prednaprezanje i veće aksijalne sile koje prima u odnosu na klasičnu armaturu logično je i očekivati ozbiljnije posledice u slučaju prekoračenja graničnog stanja u prethodno napregnutoj konstrukciji. Stoga su zahtevi za zaštitu materijala od štetnih dejstava u procesu ugradnje strožiji kod prethodnog napreznja nego kod klasično armiranih BK. Visokovredni čelik se mora što pre ugraditi, a ako već mora biti uskladišten onda tome treba posvetiti posebnu pažnju. Mesto skladištenja mora biti čisto i suvo, tj. zaštićeno od atmosferskih uticaja. Greške ugradnje kablova zahvaćenih korozijom, koji dovode do oštećenja koja su predstavljena na slici 2. se moraju izbeći.

Olakšan pristup štetnih agenasa do armature (hloridi, sumpor, kiseline) omogućava prisustvo prslina koje su očigledna opasnost u fazi eksploatacije (Jevtić, 1979).

In the case of prestressing, there is an initial expansion caused by the introduction of prestressing force. When exceeding the limit state the steel shows the characteristics of plasticity, and expansions grow parallel to the small increase in stress until the final fracture.

Given the large axial forces received by these materials as compared to standard reinforcement, it is reasonable to expect serious consequences in the case of exceeding the limit state in a PC structure. Therefore, the requirements for protection against harmful effects in the process of building are more stringent for prestressed materials. High strength steel needs to be built in as quickly as possible and if it must be stored then it should be given particular attention. The place of storage has to be clean and dry, i.e. protected against weather conditions. It is necessary to avoid mistakes of installing cables that have already been caught by corrosion as presented in Figure 2.



Slika 2. Kablovi koji su korodirali pre upotrebe, prema (Rinaldi et al, 2010)
 Figure 2. Cables corroded before their use, according to [7]

Najvažniji uticaji na stepen trajnosti su: greške u projektu, netačno ili neprecizno izvođenje radova, neodgovarajući ugrađeni materijala i neodgovarajuće komponente sistema za prednaprezanje, uključujući i sam čelik za prednaprezanje. Neadekvatni materijali ili nepoželjne supstance samo pospešuju širenje korozije i pukotina usled njih. Za ovakav proces, čelik za prednaprezanje je previše osetljiv (Nürnberg, 2002). Najčešća oštećenja usled korozije su izazvana vodom koja curi kroz zone poroznog betona i osetljivih delova kao što su čvorovi, kotve ili prslina, i voda koja teče kroz cevi nepotpuno injektirane (zapunjene). Najozbiljniji tretman zahtevaju uticaji hloriga, čiji izvor mogu biti soli

The easier access of harmful agents to the reinforcement (chlorides, sulphur, acids) allows the presence of cracks that represent an apparent danger in the phase of service (Jevtić, 1979).

The level of durability is mostly affected by design failures, incorrect or inaccurate construction, inadequate characteristics of building materials and inadequate prestressing system or steel components. Inadequate materials or undesirable substances will only facilitate the spread of corrosion and cracks induced by them. For this process, the prestressing steel is overly sensitive (Nürnberg, 2002). Corrosion damage is mostly caused by water leaking through the zone of porous concrete

za odmrzavanje ili morska voda, a prodor agenasa olakšava prisustvo prslina.

Prednapregnute betonske konstrukcije se ne mogu izvesti bez običnog čelika, tj. bez klasične armature. Jedan od načina obezbeđenja čelika od štetnih agenasa je projektovanje odgovarajuće debljine zaštitnog sloja, koji je kod PNB konstrukcija znatno veći nego kod armiranih, što je pokazano u Tabeli 1. Povoljna posledica toga je duže trajanje propagacija korozije ili drugim rečima, duži period nastanka i početka širenja dejstva koje bi moglo ugroziti nosivost elementa pa i cele konstrukcije. S obzirom da se klasična armatura nalazi između prednapregnutih snopova žica i ivice preseka može se reći da prethodno rečeno ne važi za nju. Ona je izloženija i podložnija koroziji, a njenim oštećenjem i/ili cepanjem zaštitnog sloja smanjuje se statička visina nosača i dovode u pitanje parametri uzeti u obzir pri projektovanju. Poseban problem bi predstavljala situacija u kojoj je toj armaturi poveren jedan deo napona zatezanja (parcijalno prethodno napregnute konstrukcije), što nije čest slučaj, jer se kod nas, uglavnom, ne primenjuju .

3 VRSTE KOROZIJE I NJIHOVO MODELIRANJE

Saglasno razlikama u značaju pojedinih konstrukcija postoji i razlika u njihovim proračunskim vrednostima njihovog eksploatacionog veka. Evropski standard za sigurnost konstrukcija EN 1992 propisuje eksploatacioni vek kako je to napred pomenuto. Projektni uslovi eksploatacionog veka bira projektant uz potrebu zadovoljenja svih osnovnih funkcionalnih zahteva u toku korišćenja objekta. Oštećenja materijala mogu dovesti do slabljenja upotrebljivosti konstrukcije (Folić, 2009) i Evrokod 2 u kome su analizirani mostovski nosači.

U prethodno napregnutim konstrukcijama potencijalne posledice korozije čelika su znatno ozbiljnije nego u klasično armiranim konstrukcijama naročito u slučaju kada je čelik izložen velikim mehaničkim naponima. Konsekventno tome redukcija poprečnog preseka usled korozije u kombinaciji sa efektom zazora može biti fatalan (Rinaldy, i dr. 2010).

Nosivost konstrukcije u principu može biti analizirana u tri stupnja prema (Andrade i dr., 1989). Kada započne proces korozije nosivost i upotrebljivost konstrukcije je narušena. Posledice korozije armature ogledaju se u:

- smanjenju preseka i duktilnosti armature,
- pucanju i cepanju zaštitnog sloja betona, jer zbog ekspanzivnog delovanja rđe dolazi do prekoračenja zatezne čvrstoće betona u okolini čeličnih šipki,
- smanjivanju prionjivosti između betona i čelika (Grandić i dr., 2000).

S aspekta trajnosti PNB konstrukcija osetljivost čelika za prednaprezanje na uticaj korozije je od velikog značaja. Sve vrste korozije, od kojih treba izdvojiti zrnastu koroziju i „široku“ zrnastu koroziju, hidrogensku lomljivost, koroziju usled zamora, naponsku koroziju usled pukotina, karbonizacijom izazvanu koroziju, moraju biti uzete u obzir i dešavaju se kao rezultat interakcije čelika sa štetnim efektima (Nürnberg, 2002). U EN 1992 (EC2) je dat tabelarni pregled različitih klasa betona prema načinu izloženosti degradirajućim efektima. U drugoj koloni su date oznake tih klasa, a u ovom radu su obrađeni mehanizmi

and sensitive parts such as joints, anchors or cracks, and water which runs through the grouting pipes. The impact of chlorides needs special attention which may originate from de-icing salts or sea water; the access to steel is additionally facilitated by cracks.

Prestressed concrete structures cannot be designed without ordinary steel, i.e. without conventional reinforcement. One way of protecting steel against harmful agents is to design a protective layer of appropriate thickness. In PRC structures it is significantly larger than in reinforced concrete structures, as shown in Table 1. A favorable result is a prolonged duration of corrosion propagation i.e. a longer period of emergence and the prolonged outset of impacts that would possibly endanger the bearing capacity of the elements and thereby the entire structure. Since the conventional reinforcement is located between the prestressed beams of wire and the edge of cross-sections, it can be said that the foregoing does not apply to it. It is more exposed and susceptible to corrosion and the damage and/or splitting of protective layer reduces the static height of the girder, so the parameters taken into account during the design process could be uncertain. A particular problem could be a situation where partial prestressed structures are assigned to the reinforcement which happens rarely.

3 TYPES OF CORROSION AND THEIR MODELING

The different importance of individual structures results in difference in their calculated service life. The European EN 1992 structure safety standard prescribes the service life as mentioned above. The quality of design and the environmental conditions are of special importance to provide a long service life and meet all functional requirements of the structure. Material damage can lead to reduction in structure usability (Folić, 2009) for which the Eurocode 2 classification applies regarding the service life. Bridge structures are important for this analysis.

In prestressed structures, the potential consequences of steel corrosion are much more serious than in reinforced concrete, since strands are subjected to high mechanical stresses, and consequently the combination of corrosion induced sectional reductions and notch effects can be fatal for structural safety (Rinaldy, et al. 2010).

According to (Andrade et al, 1989), it is possible to analyze the bearing capacity of structures in three stages. At the beginning of the process of corrosion, the bearing capacity and usability of the structure are violated. Consequences of corrosion of the reinforcement are reflected in:

- reduction of cross-section and ductility of reinforcement,
- cracking and tearing of the protective layer of concrete due to the expansive action of rust which results in the excess of tensile strength of concrete in the vicinity of steel bars,
- reduction in adhesion between concrete and steel (Grandić et al., 2000).

In terms of durability of PC structures, the sensitivity of prestressing steel to the effect of corrosion is of great importance. All types of corrosion, with granular and

korodiranja čelika u PNB konstrukcijama, objašnjeni u drugoj i trećoj vrsti, (oznake XC1-XC4 i XD1-XD3).

Prema (Sarja i Vesikari, 1996) potvrđeno je da betonske konstrukcije moraju zadovoljiti sledeći uslov:

"broad" granular corrosion, hydrogen brittleness, corrosion fatigue, stress corrosion due to cracking and carbonation-induced corrosion as the most notable must be taken into account. These are the results of interaction of steel with the harmful effects (Nürnberg, 2002). The EN 1992 provides a tabular overview of different classes of concrete according to their exposure to degrading actions. This paper deals with steel corrosion mechanisms in XC and XD-labeled PC structures.

According to (Sarja and Vesikari, 1996), it is confirmed that concrete structures should satisfy the following condition:

$$S_d \leq R_{ds(c)} \quad (1)$$

gde je :

S_d proračunska vrednost uticaja opterećenja (efekta),

R_d odgovarajuća proračunska vrednost nosivosti (otpornosti).

Ovaj uslov predstavlja i glavni kriterijum pouzdanosti konstrukcije nakon degradacijskih dejstava (Folić, 2004 b).

where:

S_d the calculated value of impact of the load (the effect),

R_d the adequate calculated value of the bearing capacity (resistance).

This condition represents the major measure of reliability of the structure after the degradation effects (Folic, 2004 b).

Tabela 2. Klasifikacija oštećenja prema (CEB, 1991)

Table 2. Damage classification as the function of cross-section surface area reduction, after (CEB, 1991)

Mehanizmi ispoljavanja Mechanisms	Nivoi oštećenja Damage levels				
	A	B	C	D	E
Promene u boji Changes of color	postoji rđa Presence of rust	kao u A as in A	kao u A as in A	kao u A as in A	kao u A as in A
Pukotine Cracks	Malo uzdužnih Some longitudinal	uzdužne, malo poprečnih longitudinal, some traverse	opsežne, duge extensive, long	kao u C as in C	kao u C as in C
Ljuštenje Peeling	-	malo some	intenzivno intense	gubitak veze armatura- beton Loss of the reinforcement- concrete connection	kao u D as in D
Redukcija preseka armature Reduction in reinforcement cross section	-	-5%	-10%	-25%	pop. arm. izgubila presek. glavna delimično još postoji The traverse reinforcement has lost its cross section, with the main reinforcement partially existing
Odlamanje Splinter	-	-	-	verovatno probable	prisutno Present

U tabeli 2 je data klasifikacija mogućih oštećenja kod armirano betonskih elemenata, ali se može primeniti i kod PN konstrukcija. Redukcija površine poprečnog preseka armature data u tabeli 2. se može i matematički formulisati u vidu nelinearne jednačine u funkciji vremena. Redak je slučaj linearne funkcije jer se štetni efekti naglo povećavaju (nelinearno) usled velikih napona u čeličnim žicama.

The classification of possible damage in reinforced concrete (RC) structures which can be applied also with PC structures is presented in Table 2. Reduction in the reinforcement cross-section surface area (Table 2) can be mathematically formulated as a nonlinear equation as a function of time. The case of a linear function is seldom because the abrupt increases of harmful effects are due to significant stress in steel wires.

Narednim formulama je detaljno opisana matematička formulacija (model) nosivosti grednog nosača sa parametrima koji direktno utiču na nju, a predstavljaju degradacione efekte korozije. Kompletan postupak se može naći u radu (Sarja i Vesikari, 1996) u kome su obuhvaćena dejstva korozije u vidu smanjenog poprečnog preseka čeličnih žica/armature i u stubovima i u gredama:

$$R_{ds} = A_s(t) z(t) \frac{f_y}{g_s} \quad (2)$$

$$z(t) = h(t) - \frac{0.8x(t)}{2} \quad (3)$$

$$x(t) = h(t) m(t) n \left(-1 + \left(1 + \frac{2}{m(t)n} \right)^{1/2} \right) \quad (4)$$

$$m(t) = \frac{A_s(t)}{b(t)h(t)} = \frac{A_s(t)}{(b - 2c' \cdot t) \cdot (h - 2c' \cdot t)} \quad (5)$$

$$n = \frac{E_s}{E_c} \quad (6)$$

gde su :

R_{ds} nosivost grede na savijanje kada je napon zatezanja ostvaren,
 $g_s = 1.15$ parcijalni koeficijent sigurnosti za čelik,
 $A_s(t)$ površina čelične žice,
 $z(t)$ krak unutrašnjih sila u trenutku t ,
 x rastojanje neutralne ose od gornje ivice nosača,
 m geometrijska površina čelika,
 c' dubina propadanja betona.

Nadalje su opisani i analizirani uticaji degradirajućih efekata sa odgovarajućim modelima korozije, koji su korišćeni kao parametri za proračun nosivosti grede prema jednačinama (2)-(6).

3.1 Korozija usled karbonizacije

Čelik ugrađen u beton zaštićen je od korozije zbog visoke alkalnosti ($\text{pH} \geq 12.5$). Narušavanje pasiviziranog sloja dešava se smanjenjem alkalnosti betona karbonizacijom i prodorom agresivnih jona hlorida i sulfata. Smanjenje alkalnosti na $\text{pH} < 10.5$, uz prisustvo agresivnih jona, dovodi do stanja pokazanog na slici 4.

Ugljen dioksid iz vazduha penetrira kroz beton neutrališući alkalne supstance i stvarajući karbonizirani sloj koji se širi ka unutrašnjosti. Korozija prouzrokuje povećanje zapremine čelika i do 10 puta, zbog formiranja hidratiranih oksida. Kada se ovaj karbonizovani sloj proširi do armature pasivni omotač čelika postaje nestabilan i rastvara se stvarajući uslove za nastanak korozije. Zbog toga se i ovaj fenomen naziva pasivizacija (slika 4) jer se stvara sloj pasivnog ferooksida, koji sprečava koroziju ograničavanjem kretanja kationa i aniona u blizini površine čelika.

Period uvođenja korozije je definisan kao period

The following formulas describe in detail the mathematical formulation (model) of bearing capacity of the beam along with the parameters by which it is directly affected, and represent the degradation effects of corrosion. The entire procedure can be found in the paper (Sarja and Vesikari, 1996), where the effects of corrosion in the form of reduced cross-section of steel wires and in columns and beams are included:

$$R_{ds} = A_s(t) z(t) \frac{f_y}{g_s} \quad (2)$$

$$z(t) = h(t) - \frac{0.8x(t)}{2} \quad (3)$$

$$x(t) = h(t) m(t) n \left(-1 + \left(1 + \frac{2}{m(t)n} \right)^{1/2} \right) \quad (4)$$

$$m(t) = \frac{A_s(t)}{b(t)h(t)} = \frac{A_s(t)}{(b - 2c' \cdot t) \cdot (h - 2c' \cdot t)} \quad (5)$$

$$n = \frac{E_s}{E_c} \quad (6)$$

where:

R_{ds} bearing capacity of the beam against bending, with the achieved tensile stress
 $g_s = 1.15$ partial safety coefficient for the steel
 $A_s(t)$ surface of the steel wire
 $z(t)$ the arm of internal forces in moment t
 x the distance of neutral axis from the upper edge of the girder
 m the geometric surface area of the steel
 c' the depth of concrete degradation.

The following chapters provide an analysis of the influence of degrading effects of corrosion with appropriate corrosion models, which are used as parameters for the load-bearing capacity calculation by the use of the particular equations (2)-(6).

3.1 Corrosion due to carbonation

Due to high level of alkalinity ($\text{pH} \geq 12.5$), the concrete-embedded steel is protected against corrosion. The passivity layer is violated by the reduction of alkalinity ($\text{pH} \leq 10.5$) of concrete through carbonation and the penetration and presence of aggressive chloride and sulfate ions. This phenomenon is called passivation (Figure 4) because a layer of passive ferrous oxide is created.

Carbon dioxide from the air penetrates through the concrete, neutralizing the alkaline substances and producing a carbonized layer that extends to the interior. Through the formation of hydrated oxide, corrosion results with increased volumes of steel for up to 10 times. When the carbonized layer penetrates into the reinforced steel, the passive layer becomes unstable, (Figure 4) dissolving and elongating the corrosion process.

The period of introduction of corrosion is defined as

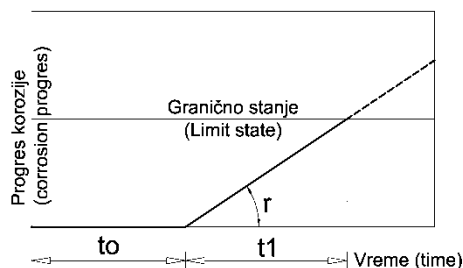
vremena potreban za završetak karbonizacije betonskog omotača čelika (Sarja i Vesikari, 1996) U različitim izvorima vrednost ovog koeficijenta varira, a direktan uticaj na redukciju prečnika čelika je predstavljen obrascem:

$$d = k_c \cdot t \quad (7)$$

Kod modelovanja korozije čelika bitno je razlikovati dve vrste graničnih stanja (slika 3):

1. Eksploatacioni vek konstrukcije se završava u trenutku kad je čelik depasiviziran. Ovo pravilo se obično primenjuje kod svih korozija izazvanih hloridima ako lokalni nivo penetracije nije još uvek sigurno određen i ako su nedoumice oko perioda propagacije visoke. Zbog toga je eksploatacioni vek ograničen na početni period t_0 (vreme potrebno da agresivno dejstvo dođe do čelika i izaziva depasivizaciju). Ovo pravilo važi i kod običnog i kod visokovrednog čelika. Kod drugog je važno naglasiti da su naponi zatezanja toliko veliki da bilo kakva redukcija poprečnog preseka nije dozvoljena i da se u rezultatu korodirale površine nastaje rizik za razvoj pukotina.

2. Granično stanje je bazirano na pucanju zaštitnog sloja betona usled pojave oksida tokom korozije. U ovom slučaju eksploatacioni vek uključuje i određeni period propagacije korozije, za vreme kojeg je površina poprečnog preseka ubrzano smanjena, a veza čelik-beton je takođe redukovana čime se debljina zaštitnog sloja smanjuje. Ovaj pristup je primenjiv u slučajevima nastanka generalizovane korozije usled karbonizacije (slika 3). Sličan prikaz razvoje procesa je dat na slici 6.



Slika 3. Model za određivanje eksploatacionog veka u zavisnosti od korozije (Sarja i Vasikari, 1996)

Fig. 3. The model of corroded reinforcement for prestressing, according to (Sarja and Vasikari, 1996)

Hemijski i mineraloški sastav cementa, kao i mikrostruktura cementnog kamena su vrlo važni parametri za trajnost betona. Proces karbonizacije je spor i odvija se od površine betonskog elementa ka njegovoj unutrašnjosti. Pored toga, karbonizacija često napreduje brže u uglovima elementa, na mestu prslina i gde je postavljena armatura.

Eksperimentalni modeli za određivanje dubine karbonizacije su prezentovani u radu Hakkinen-a prema (Sarja i Vasikari, 1996), gde se koeficijent karbonizacije određuje na osnovu jednačine (8), a dubina degradacije na osnovu jednačine (7).

Jednačina (7) uključuje efekte sredine i sastoji se od koeficijenata (C_{env} , C_{air}) i značajne vrednosti pritiska čvrstoće betonske kocke.

the time needed to complete the carbonation of the concrete shell of steel (Sarja and Vesikari, 1996); it is expressed as the function of changes in bar diameter:

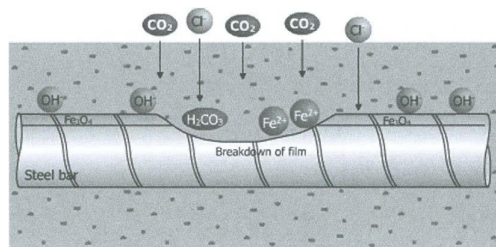
When modeling the corrosion of steel it is important to distinguish two types of limit states (Fig. 3), according to (Sarja and Vesikari, 1996):

1. The exploitation period of the structure ends with depassivation of the steel. This rule is usually applied to the corrosion caused by chloride penetration if the local level has not yet been definitely determined, and there are serious doubts about the period of propagation. Therefore, the service life is limited to the initial period t_0 (the time needed for aggressive action to reach the steel and cause depassivation).

This rule applies both to the ordinary and the high strength steel. In the latter, it is important to note that no reduction in cross-section is allowed since the large tensile stresses and that corroded surfaces might possibly lead to cracks.

2. The limit state is based on peeling of the protective concrete layer due to the presence of oxides during the corrosion. In this case the service life includes corrosion propagation period, when cross-sectional area rapidly decreases, and the steel-concrete connection is also reduced which reduces the thickness of the coating.

This approach applies in cases of generalized corrosion due to carbonation (Fig. 3). Similar development is shown in Fig. 6.



Slika 4. Uticaj ugljen dioksida i hlora na armaturu prema (Ahmed, 2006)

Fig. 4. The influence of carbon dioxide and chlorine to the reinforcement, according to (Ahmed, 2006)

The chemical and mineralogical compositions of cement, as well as the cement stone microstructure, are very important parameters for the durability of concrete. The carbonization process is slow, starting from the surface of the concrete element and progressing to its interior. In addition, the carbonation often progresses faster in corners of the elements, in crack locations and in the reinforcement locations.

Experimental models determining the depth of carbonation are presented in the Hakkinen's paper, quoted in (Sarja and Vasikari, 1996), where the coefficient of carbonation is determined on the basis of Equation (8), and the depth of degradation on the basis of Equation (7).

Equation (7) includes the environmental effects and

Postoji nekoliko matematičkih modela za definisanje dubine propagacije karbonizacije čiji je pregled detaljno dat u radu (Folić, 2004 a), a ovde je izdvojen sledeći:

air content through the coefficients (C_{env} , C_{air}) and the main value of the compressive strength of a concrete cube f_{cm} . There are several mathematical models that define the depth of carbonation propagation and its overview is given in details in (Folic, 2004 a). Here, the following is emphasized:

$$k_c = c_{env} \cdot c_{air} \cdot a \cdot f_{cm}^b \quad (8)$$

gde je :

- c_{env} koeficijent uticaja okruženja,
- c_{air} koeficijent sadržaja vazduha,
- f_{cm} glavna vrednost pritiska čvrstoće kocke betona (MPa),
- a, b parametri koji zavise od sile veze.

where:

- C_{env} coefficient of an environmental impact,
- C_{air} coefficient of air content,
- f_{cm} main value of the compressive strength of cube concrete (MPa)
- a, b parameters that depend on the power connection.

$$d_c = \sqrt{2D_c \cdot \frac{C_a}{C_c} \cdot t} \quad (9)$$

gde je:

- d_c dubina karbonizacije [m],
- t dužina trajanja procesa karbonizacije [sec],
- D_c koeficijent difuzije CO₂ u karboniziranom betonu [m²/sec],
- C_a koncentracija CO₂ u vazduhu [gr/m³],
- C_c količina CO₂ potrebna za kompletan proces karbonizacije po jedinici mase betona [gr/m³].

where:

- d_c carbonation depth [m],
- t duration of the process carbonation [sec],
- D_c diffusion coefficient of CO₂ in carbonated concrete [m²/sec],
- C_a concentration of CO₂ in the air [gr/m³],
- C_c amount of CO₂ needed to complete the process of carbonation of concrete per concrete unit mass [gr/m³].

3.2 Korozija usled penetracije hlorida

Zajednički izvor hlorida su morska voda (uslovi priobalja) i soli od odleđivanja. Primeše hlorida u ovom radu nisu razmatrane. Korozija čelika izazvana hloridima nastaje pre svega usled koncentracije jona hlorida u betonu. Prodor jona hlorida je izazvan najviše hemijskim i fizičkim vezivanjem sa jonima iz betona. U nezasićenom betonu jako je važna apsorpcija i difuzija gasa kao i apsorpcija vode za iniciranje i propagaciju ove vrste korozije (Folić, 2004 b).

Kao rezultat penetracije hlorida razvija se nagib u blizini betonske površine. Vreme koje protekne od ulaska hlorida u beton, dolaska do čelika i njegove pasivizacije može se uporediti sa inicijalnim vremenom korozije (slika 3, t_o). Stepenn sadržaja hlorida je često opisan kao model funkcije greške, koji ispunjava Fick-ov drugi uslov difuzije:

3.2 Corrosion due to chloride penetration

Sources of chlorides are salts of sea water and/or de-icing salts on roads and bridges. The chloride admixtures are not considered in this study. Chloride-induced steel corrosion occurs primarily as the result of chlorine ion concentration in concrete. The penetration of chloride ions is caused mostly by chemical and physical bonding with the ions from the concrete.

Time elapsed from the penetration of chlorides into concrete, reaching the steel and its passivation can be compared with the initial stages of corrosion t_o (Figure 3). The degree of chloride content is often described as a model of error function, which meets the Fick's second law of diffusion

$$C_x = C_s \left(1 - \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2(D \cdot t)^{1/2}} \right) \right) \quad (10)$$

gde je:

- C_x sadržaj hlorida na dubini x,
 - C_s koncentracija hlorida na površini betona,
 - D koeficijent difuzije.
- Početno vreme korozije je opisano kao:

where:

- C_x is the chloride content at depth x,
 - C_s the chloride concentration in the concrete surface,
 - D is the coefficient of diffusion.
- Start time of corrosion is described as:

$$C_{th} = C_s \left(1 - \operatorname{erf} \left(\frac{c}{2(D \cdot t_o)^{1/2}} \right) \right) \quad (11)$$

gde je:

C_{th} sadržaj hlorida na dubini x ,

c koncentracija hlorida na površini betona.

Prethodna jednačina se može pojednostaviti upotrebom parabolične jednačine:

$$C_x = C_s \left(1 - \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2(3D \cdot t)^{1/2}} \right) \right)^2 \quad (12)$$

Prethodna jednačina se može pojednostaviti upotrebom parabolične jednačine: Mnogi standardi zahtevaju da granične vrednosti % težina u cementu ne budu veće od 0.4% za armirani beton i 0.2% za prethodno napregnuti beton. Uzimajući u obzir vrednost C_s , iskustvo je pokazalo da su ove količine vremenski zavisne samo u početnom periodu, ali da teže maksimumu posle određenog broja godina. Obično se uzima konstanta vrednost za beton i to 0.3-0.4 od težine betona.

Slični izrazi su predstavljeni i u radu (Bruce et al, 2008) ali sa uzetom u obzir C_i tj inicijalnom vrednošću hlorida u betonu:

$$C_{x,t} = C_i + (C_s - C_i) \left(1 - \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2(D \cdot t)^{1/2}} \right) \right) \quad (13)$$

3.3 Naponska korozija usled pukotina

Naponska korozija predstavlja iniciranje pukotina i njihovo širenje u prisustvu određenih korozivnih medija pod statičkim naponom zatezanja. Ponekad su zaostali naponi dovoljni da izazovu ovu vrstu korozije. Na sreću, ovaj fenomen nije toliko čest. Kod PN konstrukcija se uvek ograničava samo na inicijalno vreme korozije. Mehanizam naponske korozije nastaje simultanim dejstvom napona, korozivnih medija i karakteristika materijala tj. njihovih hemijskih svojstva. Ovo čini mehanizam oštećenja veoma složenim s obzirom da zavisi od materijala i sredine (Vu i dr., 2009).

Nasuprot ostalim čestim manifestacijama korozije, krti lom se dešava iznenada bez naznaka o korozivnim produktima i nije ga moguće predvideti prema prethodnim vidljivim oštećenjima (Mietz i Isecke, 2002).

3.4 Ostali mehanizmi deterioracije

Pored karbonizacije betona i prodora hlorida u beton prema Evrokodu 0 (EN 1990, 2006) i njegovih odredaba navode se i ostali deterioracioni mehanizmi koje je neophodno uzeti u obzir prilikom projektovanja mostova, a to su:

- dejstvo mraza i vlažnost,
- dejstvo sulfata i kiselina,
- abrazija,
- alkalno-silikatna reakcija. To je reakcija između alkalija u cementnom kamenu i određenih oblika silicijuma u agregatu dovodi do stvaranja higroskopskog

where:

C_{th} chloride content at depth x ,

C concentration of chloride in the concrete surface.

The preceding equation can be simplified using the parabolic equation:

Many standards require that limits weight % in the cement cannot be greater than 0.4% for reinforced concrete and 0.2% for pre-strained concrete. Taking into account the value C_s , experience has shown that these quantities are time-dependent only in the initial period, but they strive for maximum in certain number of years. It is generally assumed a constant value for the concrete of 0.3-0.4 of the weight of concrete.

Similar expressions are presented in the paper (Bruce et al, 2008) but considered C_i i.e. the initial value of chloride in concrete:

3.3 Stress corrosion due to cracks

Stress corrosion represents crack initiation and their propagation in the presence of certain corrosive media under static tensile stress. Sometimes, residual stresses are sufficient to cause this type of corrosion. Fortunately, this phenomenon is not so common. In prestressed structures it is always limited to the initial time of corrosion. The mechanism of stress corrosion occurs through the simultaneous action of stresses, corrosive media and material properties, i.e. their chemical characteristics. This adds significantly to the complexity of the mechanism of damage, given that it depends on the material and the environment (Wu et al, 2009).

Unlike the other frequent manifestations of corrosion, brittle fracture occurs suddenly with no signs of corrosion products and it is impossible to predict on the basis of previously visible defects (Mietz and Isecke, 2002).

3.5 Other deterioration mechanisms

In addition to concrete carbonation and chloride penetration into concrete according to Eurocode 0 (EN 1990, 2006) and its provisions, some other deterioration mechanisms should be taken into account when designing bridges, such as:

- effects of frost and humidity,
- effect of sulfates and acids,
- abrasion,
- alkali-silica reaction. This is a reaction between the alkali in cement stone and certain forms of silica in the aggregate that leads to the creation of hygroscopic

silikatnog gela koji upija vodu i dovodi do bubrenja i pojave prslina/pukotina u betonu.

silica gel that absorbs water and causes swelling and the appearance of cracks/fissures in the concrete.

3.6 Stepen korozije i matematički model

Stepen korozije je količina gubitka čelika u površini u jedinici vremena (g/cm^2 godina ili $\mu\text{A/cm}^2$ ili $\mu\text{m/godina}$). Ovaj progresivni gubitak se trenutno može meriti samo sredstvima elektrohemijskih metoda baziranim na polarizujućoj otpornosti, R_p , koja spada u nedestruktivne tehnike. Merenja obavljena na stvarnim konstrukcijama samo potvrđuju prethodne laboratorijske nalaze i omogućavaju određivanje normalnih vrednosti stepena korozije: vrednosti manje od $1\mu\text{m/godina}$ su zanemarljive a vrednosti veće od $10\mu\text{m/godina}$ se moraju smatrati visokim Tabela 3 (Rodriguez i dr., 2006). U (Rodriguez i dr., 2006) i u radu (Grandić i dr, 2000) je dat tabelarni pregled vrednosti stepena korozije za različite klase izloženosti materijala vlažnosti, a za ovu analizu uzete su iste te vrednosti:

3.5 The degree of corrosion and the mathematical model

The degree of corrosion is calculated as the amount of loss of the steel surface over a time unit (g/cm^2 years or $\mu\text{A/cm}^2$ or $\mu\text{m/year}$). This progressive loss currently can be measured by electrochemical methods based on polarization resistance, R_p , which belongs to the non-destructive techniques. Measurements performed on actual structures only confirm previous laboratory findings and allow normal values of degree of corrosion to be determined: values smaller than $1\mu\text{m/year}$ are negligible, and values exceeding $10\mu\text{m/year}$ are considered high (Rodriguez et al, 2006), (Grandić i dr, 2000). Table 3 provides an overview of the values of degree of corrosion for different classes of material exposure to moist used for this analysis:

Tabela 3. Vrednosti stepena korozije u $\mu\text{m/god}$.
Table 3. Values of the degree of corrosion in $\mu\text{m/year}$

Vrsta uticaja Type of influence	Oznaka Label	I	II	III
		Vlažno, retko suvo Wet, seldom dry	Umerena vlažnost Moderate moisture	Naizmjenično suvo-vlažno Alternate dry/wet
Ugljen dioksid Carbon dioxide	k_{ca}	4.6	2.3	5.75
		Vlažno, retko suvo Wet, seldom dry	Naizmjenično suvo-vlažno Alternate dry/wet	Zona plima i oseke Zone of high and low tide
Hloridi Chlorine	k_{cl}	4.6	34.5	80.5

Ako je usvojen takav oslabljeni presek čelika onda je njegova površina prema (Folić i Zenunović, 2010a):

With the adoption of such a weakened cross-section of steel, its surface can be calculated on the basis of expressions given in (Folić and Zenunović, 2010a):

$$A_s(t) = \frac{N_s \cdot p (d_0 - 2d(t))^2}{4} \quad (14)$$

gde je :

N_s broj čeličnih žica,

$d(t)$ dubina penetracije korozije,

d_0 prečnik nekorodirale armature (slika 6).

Uticaj degradacije poprečnog preseka armature je numerički implementiran u ovom proračunu pomoću formule (9) i modela datog na dijagramu (slika 5).

Koristeći izraz (14) i uvodeći karakteristike za prednaprezanje (A_p , N_s) i stepen korozije iz tabele 3. predložen je izraz (15) za procenat redukcije poprečnog preseka čelika:

where:

N_s number of steel wires,

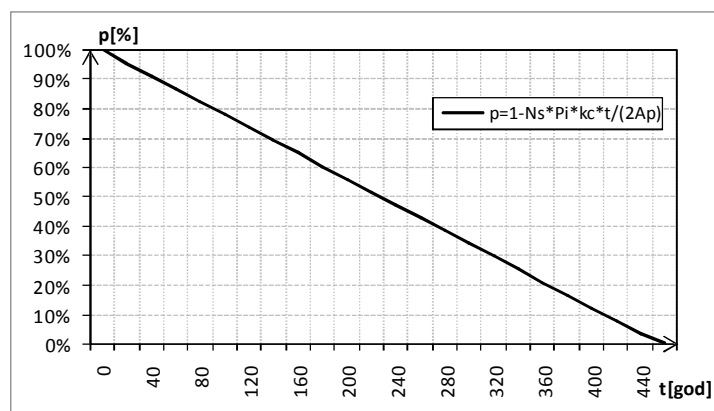
$D(t)$ corrosion penetration depth,

d_0 diameter of non corroded reinforcement (Fig. 6).

The influence of the degradation of cross-section reinforcement is numerically implemented in this calculation using the formula (9) and the model given in the diagram (Fig. 5).

Using the expression (14) as well as introducing the characteristics of prestressing steel (A_p , N_s) and the values of the degree of corrosion from Table 3, expression (15) can be proposed for the percentage of reduction in cross-section of the steel:

$$p = \frac{A_s}{A_p} \cdot 100\% = \left(1 - \frac{N_s \cdot p \cdot k_c \cdot t}{2 \cdot A_p} \right) \cdot 100\% \quad (15)$$



Slika 5. Stepen degradacije poprečnog preseka tokom proračunskog veka konstrukcije
Figure 5. The degree of degradation of cross-section during the targeted service life of the structure

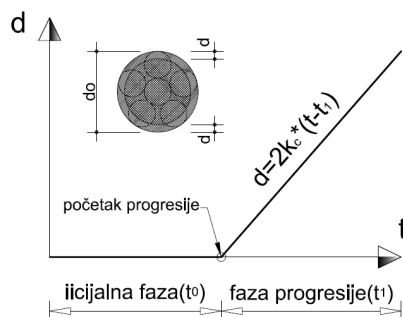
Za ovo istraživanje kod koga je dat pregled i potencirana važnost problema korozije prihvaćen je dijagram (slika 5) na kome je „kriva“ promene poprečnog preseka čelika skoro prava linija. Ova činjenica predstavlja, možda, nelogičnost s obzirom da u sadejstvu sa eksploatacionim opterećenjem ili stvarnim naponima ova kriva bi trebala da bude strmija sa naglim primicanjem nultoj vrednosti procenta površine armature. Na apscisi je data podela vrednosti ciljnog veka konstrukcije tj. proračunskog koje je multiplicirano sa koeficijentom sigurnosti. U radu (Stangenberg i Ahrens, 2007) je dat model krive kakvoj bi trebalo težiti u analizama.

Analogno modelu na slici 3. koji važi generalno za sve vrste čelika, model korodiralog čelika za prednaprezanje bi se mogao predstaviti slikom 6. sa jasnom podelom između perioda pre i nakon početka progresije korozije. Prva faza predstavlja inicijalni period u kome se javlja začetak slabljenja materijala. Po nekim preporukama ovaj period traje oko 15 godina i inicijatori su hloridi i carbonati. Drugu fazu, koja je na slici 6. prava linija, možemo podeliti u nekoliko pod faza ili u jednu poligonalnu liniju kao što je dato u (Folić i Zenunović, 2010a). U njoj se razvija mehanizam propadanja materijala i raste ubrzano sa vremenom. Dugotrajne betonske konstrukcije bi po pravilu trebale imati dugačku (početnu) inicijalnu fazu, a sporu za stepen progresivne korozije. Uobičajeno je i očigledno iz prakse da je početni period znatno duži od propagacionog.

Since the phenomenon of corrosion is overviewed and its importance highlighted in this study, the diagram (Fig. 5) was drawn where the curve of changes in cross-section of the steel is almost a straight line. This fact is perhaps illogical due to the service load or actual stresses when this curve should be steeper, with a sharp drop towards the zero value of the percent of the reinforcement surface area. The abscissa shows the division of the values of the target service life of structure, i.e. the calculated service life multiplied by the safety coefficient. Stangenberg and Ahrens (2007) present the model of curve which should be sought in the analysis.

The model of corroded prestressing steel can be represented as in Figure 6 with the clear distinction between the periods before and after the progressive corrosion. The first phase is the initial period where the material begins to weaken. According to some recommendations, this period lasts about 15 years, and is caused by chlorides and carbonates. The second phase (straight line in Figure 6) can be divided into several sub phases (Folić and Zenunović, 2010a). It develops a mechanism of material deterioration and increases rapidly in time. Long-lasting concrete structures require a prolonged initial phase and a slow development of progressive corrosion. It is desirable for the initial period to last much longer than the propagation period.

Depending on its cause, corrosion of the reinforcement steel and its impact on the cross-section of rein-



Slika 6. Model korodirale armature za prednaprezanje (Stangenberg i Ahrens, 2007)
Figure 6. Model of corroded reinforcement for prestressing (Stangenberg and Ahrens, 2007)

U zavisnosti od uzroka, korozija čelika za armiranje i njen uticaj na presek armature vrlo su različiti. Homogena penetracija korozije je svojstvena karbonizaciji dok hloridi uzrokuju lokalizovanu koroziju poznatu kao tačkasta korozija, koja je uzrok znatnom smanjenju preseka armature. Prečnik korodirale armature se može izračunati i na sledeći način:

$$d' = d_o - \alpha x \quad (16)$$

gde je:

α koeficijent zavistan od vrste korozije
 x dubina penetracija korozije.

Kod homogene korozije kreće se do 2, a kod lokalizovane i do 10 (Grandić i dr, 2000), (Andrade et al, 1989).

4 ANALIZA UTICAJA KOROZIJE NA NOSIVOST PREDNAPREGNUTE GREDE

Da bi dokazali pomenute uticaje korozije u radu su analizirane vrednosti dilatacija u određenom poprečnom preseku grede usled različitih poznatih kombinacija opterećenja. Radi uprošćenja, diskretizovana je i analizirana prosta greda raspona 19.5m. Izabrani profil odgovara „I“ obliku poprečnog preseka, koji je čest kod mostovskih konstrukcija. Dilatacije su određivane za ukupno spoljašnje opterećenje, poznate geometrijske i mehaničke karakteristike elementa. Neretko se pribegava pojednostavljenju složenih geometrijskih preseka i usvajanju „T“ oblika ili najviše korišćenog pravougaonog preseka radi lakšeg unosa poznatih parametara i bržeg određivanja tačnijih rezultata.

Osnovna pretpostavka u usvajanju linearne teorije ima nekoliko objašnjenja. Većina postojećih konstrukcija je u linearno elastičnom polju, naročito ako je reč o prednapregnutim konstrukcijama. Velike sile prednaprežanja koje se unose u element izazivaju velike napone pritiska koji se zahvaljujući velikoj čvrstoći betona odražavaju kao relativno male dilatacije. Ove dilatacije se poklapaju sa konceptom linearne teorije tj. Hooke-ovim zakonom. Činjenica je da prednapregnute konstrukcije obično ostaju u neispucalom stanju za najveći deo svog eksploatacionog veka. Pored ove pretpostavke važi i:

- uslov kompatibilnosti: $\Delta \epsilon_{p,l} = \epsilon_{cp,p}$ koji definiše jednakost između dilatacija jedne žice i betona usled sile prednaprežanja, što proističe iz pretpostavke potpune adhezije između čelika i betona,
- Bernoulli-jeva hipoteza o ravnim presecima.

U analizi je korišćen poprečni presek u sredini raspona proste grede. Dilatacije su računane na osnovu ravnotežnog stanja za koji je razvijen sistem jednačina od tri nelinearne jednačine. Jednačine čine ravnoteža aksijalnih sila, momenata savijanja i odnos dilatacija na gornjoj i donjoj ivici betonskog preseka u obliku proporcije. Za opšti oblik dijagrama dilatacija u poprečnom preseku izabran je slučaj potpuno pritisnuto preseka koji odgovara fazi prednaprežanja. Cilj izbora ovakvog oblika dijagrama je lakša integracija delova površina koje pomnožene modulom elastičnosti materijala daju aksijalne sile. Nepoznati parametar, pored dilatacija e_{cd} i e_{cu} , je i položaj neutralne ose x od vrha preseka (slika 7). Matematički problem je rešavan programom

forcement differ significantly. Homogeneous penetration of corrosion is inherent to carbonation while chlorides initiate localized corrosion known as dotted corrosion, which results in significant reduction in the cross-section of reinforcement. The diameter of corroded reinforcement can be calculated as follows:

where:

α coefficient dependent on the type of corrosion,
 x the depth of corrosion penetration.

In homogeneous corrosion it is up to 2 and in localized corrosion it is even up to 10 (Grandić et al, 2000), (Andrade et al, 1989).

4 INFLUENCE ANALYSIS ON THE PNB-BEAM BEARING CAPACITY

To evaluate the effects of corrosion described in this study, the values of strain in a specific beam cross-section due to different combinations of known loads were analyzed. For the sake of simplification, a simple beam of 19.5 m span is analyzed. The selected profile corresponds to "I" cross-section, which is common in bridge structures. Dilations were determined for the total external load and the known geometrical and mechanical properties of the element (Thomsing, 2002). Only geometrical and mechanical characteristics of beams were taken from the source.

The basic assumption of the adoption of the linear theory has several explanations. Most of the existing prestressed structures behave in a linearly elastic manner especially for prestressed concrete structures. Large prestressing forces initiate large compressive stresses expressed as relatively small strains due to the great strength of the concrete. These strains are consistent with the concept of linear theory of elasticity, i.e. the Hooke's Law and the Bernoulli hypothesis. The fact is that prestressed structures tend to remain in non-cracked condition for most of their service life. In addition to these:

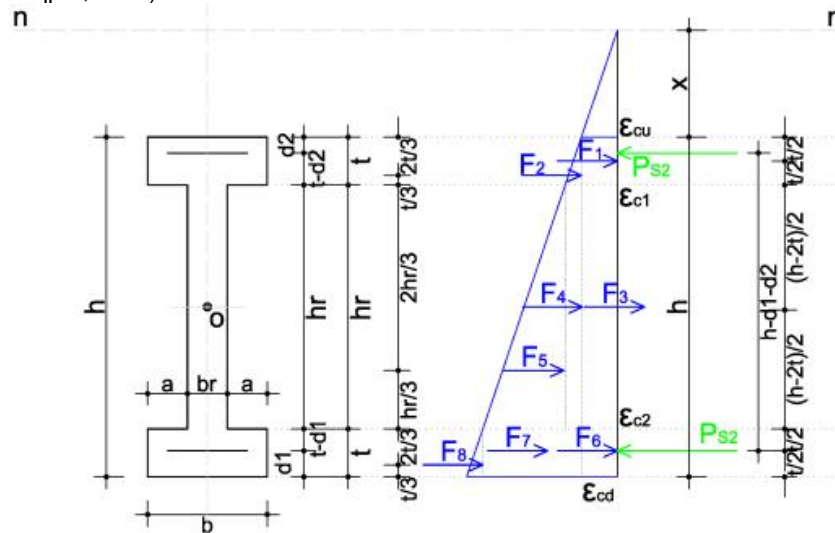
- the condition of compatibility ($\Delta \epsilon_{p,l} = \epsilon_{cp,p}$), which defines the equality between the strain of a wire and concrete (full bond) induced by the prestressing force, is also introduced in the analysis,
- Bernoulli hypothesis of plane sections.

In this analysis the mid-span cross-section of a simple beam is used. Strains were calculated on the steady state basis for which a system consisting of three nonlinear equations was developed. These are proportionally expressing the balance of axial forces, bending moments and the relationship between strains on the upper and lower edge of the concrete cross-section. For the general form of the diagram of dilation in the cross section the case of fully compressed cross-section which corresponds to the stage of prestressing was selected. The choice of this form of diagram facilitates the integration of the surface elements. Strains ϵ_{cd} and ϵ_{cu} , and the position of neutral axis x from the top of the section (Figure 7) are the unknown parameters. Mathematically, the problem is solved by the use of the Maple 8.0 software for different stress states of structure.

Maple 8.0 za različito stanje konstrukcije i različite uticaje.

Na osnovu ovoga napravljen je opšti algoritam koji upoređuje dobijene rezultate od ukupnog opterećenja sa rezultatima od uticaja korozije armature i grafički interpretira dobijene dilatacije (slika 8). Prikazani način modeliranja procesa korozije je veoma jednostavan. Drugačiji način numeričkih modela korozije mogu biti u vidu metode konačnih elemenata i diferencijalnih jednačina (Isgor i Razaqpur, 2006).

Thus, for comparing the results obtained from the total load with those obtained from reinforcement corrosion, a general algorithm is designed and the obtained strains were graphically interpreted (Figure 8). The presented method of modeling the corrosion process is rather simple. Other ways of numerical modeling of corrosion may be in the form of finite element method and differential equations (Isgor and Razaqpur, 2006).



Slika 7. Dijagram dilatacija opšteg poprečnog preseka
Figure 7. Diagram of strain of the general cross-section

Estimation of steel area percentage decreasing

```

> corrosion:=proc(t)
  description "Outer loads (prestressing moment,bending moment due to outer
  loads)";
  local x,d1,dp,gammas,z,t1,kc,As,mu,Rds;
  gammas:=1.3;
  kc:=10^(-5);
  t1:=t;
  d1:=kc*t1;
  dp:=Ap;
  As:=(k1+k2)*Pi*(dp-d1)^2/4;
  mu:=As/b/d;
  x:=d*mu*n*(-1+(1+2/mu/n)^(1/2));
  z:=d-0.8*x/2;
  Rds:=evalf(As*z*fy/gammas);
  Mu:=0.706;
  Mp:=Fp1*zp1+Fp2*zp2;
  Mpo:=0.85*Mp;
  Sd:=Mu-Mpo;
  if (Rds<Sd) then
    error "design load is greater then load-bearing capacity of beam";
  else
    p:=Ap/As*100;
  end if;
  p:=p/100;
end proc:

```

Slika 8. Drugi blok algoritma za proračun dilatacija
Figure 8. The second block of algorithm for the calculation of strain

Program (algoritam) se sastoji od 6 blokova od kojih je najvažniji drugi blok i u kojem je matematički formulisan uticaj korozije. U njemu se nalazi petlja koja računa procenat redukcije poprečnog preseka čelika do granice nosivosti elementa. Ulazni parametri su geometrijske karakteristike nosača i to $b=0.30\text{m}$; $h=0.85\text{m}$; $t=0.12\text{m}$; $b_r=0.10\text{m}$; $d_1=0.065\text{m}$ i $d_2=0.04\text{m}$, kao i mehaničke karakteristike upotrebljenih materijala: moduli elastičnosti betona ($E_c=39000\text{MPa}$) i čelika ($E_s=195000\text{MPa}$). Ovi parametri se unose u prvom bloku. Ostali delovi su proračunskog karaktera čiji je rezultat prethodno navedeno rešenje sistema jednačina sa grafičkom interpretacijom. Radi ilustracije na slici 8 je prikazan sadržaj drugog bloka. Predstavljeni način modeliranja procesa korozije je dosta jednostavan. Drugačiji načini numeričkih modela korozije mogu biti u vidu metode konačnih elemenata i diferencijalnih jednačina (Igor i Razaqpur, 2006) ili kao u radu (Folić, 2004 a).

U proračunu eksploatacionog veka konstrukcije najbitniji je faktor procene projektovane trajnosti koji zavisi od ciljanog veka i faktora sigurnosti čije su vrednosti date zavisno od vrste proračuna i vrste graničnog stanja. Pravilno određivanje faktora sigurnosti određuje i tačnost u proceni gubitka nosivosti posmatranog elementa. On zavisi od maksimalne moguće verovatnoće loma. Takođe, zavisi i od oblika raspodele eksploatacionog veka. Sa ovim faktorom problem se svodi na deterministički način projektovanja. Pomoću njega je projektovan i ciljani vek konstrukcije u direktnoj proporciji (Sarja i Vesikari, 1996):

$$t_d = g_t \cdot t_g \quad (17)$$

Verifikacija prethodnih pretpostavki o promenama u naponskom stanju u poprečnom preseku je data na slici 9, gde je sivom bojom predstavljen dijagram dilatacija po visini grede usled totalnog opterećenja, a zatebljanom linijom krajnja vrednost dilatacija nakon dejstva korozije. Dilatacije skraćivanja na gornjoj ivici su povećane, a dilatacije u donjoj su prešle iz skraćivanja u izduženje, odnosno javio se napon zatezanja. Vrednosti koeficijenta korozije su dati u tabeli 2.

Dijagram je dobijen za proračunski eksploatacioni period konstrukcije od $t=100 \cdot g_t$ godina i koeficijent redukcije $k_c=10e-5\text{m/god}$, koji predstavlja srednju vrednost između $10e-4\text{m/god}$ (najveći nivo korozije) i $10e-6\text{m/god}$ (minimalni nivo, bez oštećenja). Koeficijent sigurnosti za trajnost, koji je ovde uzet $g=3.3$ prema (Sarja i Vesikari, 1996), je veoma važan za opis degradacijskog procesa. Njegova vrednost je diktirana vrstom proračuna trajnosti konstrukcija. Pošto je pretpostavka linearne teorije, tj. direktne proporcionalnosti napona i dilatacija preko modula elastičnosti, ovi rezultati bi važili i za linearnu raspodelu napona duž poprečnog preseka. To bi praktično značilo da usled uticaja korozije dolazi do prekoračenja graničnih napona na gornjoj i donjoj ivici nosača.

Prva dva dijagrama su krive zavisnosti koeficijenta (stepen korozije) iz tabele 2, i poslednja predstavlja upoređenje gore pomenutih dijagrama uticaja. Na

The program (algorithm) consists of 6 blocks, the most important of which is the second block, where the corrosion is formulated mathematically. It contains a loop that calculates the percentage of reduction of the steel cross-section up to the bearing capacity limit of the element. The input parameters are the geometric characteristics of the girder, $b = 0.30\text{m}$, $h = 0.85\text{m}$, $t = 0.12\text{m}$, $b_r = 0.10\text{m}$, $d_1 = 0.065\text{m}$, $d_2 = 0.04\text{m}$, as well as the mechanical characteristics of materials: modulus of elasticity of concrete ($E_c = 39000\text{MPa}$) and steel ($E_s = 195000\text{MPa}$). These parameters are entered into the first block. Other parts are calculated, and the result is the above solution of the system of equations with a graphic interpretation. As the illustration, Figure 8 shows the contents of the second block. The presented way of modeling the corrosion process is quite simple. The other methods of numerical models of corrosion may be in the form of the finite element method and differential equations (Igor and Razaqpur, 2006) or as in (Folic, 2004 a).

The most important factor in calculation of SL structures is the factor of calculated durability which depends on target service life and safety factor; those values are given according to the way of calculation and the type of limit state. The accuracy in estimating the loss of bearing capacity of the observed element depends also on the proper determination of the safety factor. It depends also on the maximum probability of fracture, i.e. the safety factor is higher when the fracture is less likely. Also, it depends on the shape of distribution of service life. With this factor the problem is reduced to the deterministic way of design. Thus, the calculated and targeted service life of the structure is in direct proportion (Sarja and Vesikari, 1996):

Verification of previous assumptions on changes in stress stated in cross section is given in Figure 9, where the grey color presents the diagram of dilation along the girder due to the total loading, and the bold line presents the final value of dilation after the action of corrosion. Dilations of shortening at the upper edge are increased, and dilations in the lower edge moved from the shortening to elongation, i.e. the tensile stress appeared. The values of corrosion coefficients are given in Table 2.

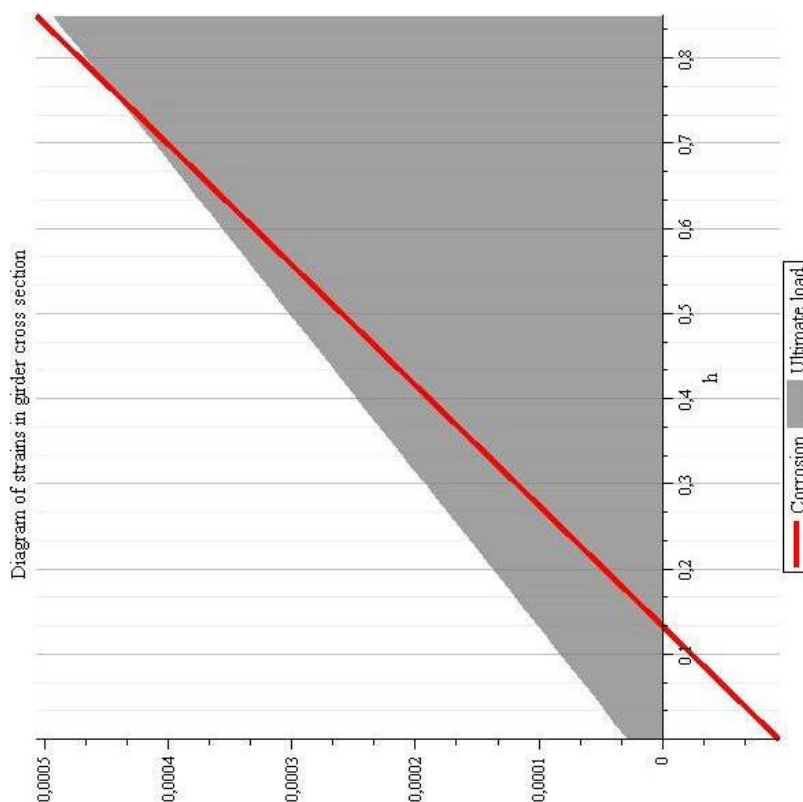
Verification of previous assumptions about changes in stress stated in the cross section is given in Figure 5, where the strain diagram along the height of the beam due to total load is presented with grey color, with the bold line presenting the final value of strain after the action of corrosion. Strain on the upper edge were increased, and strains in the lower part were altered from strain to elongation, i.e. tensile stress occurred. The diagram was obtained for the calculated service life of structure of $t = 100 \cdot g_t$ for $g_t = 3.3$, with the coefficient of reduction of $k_c = 10e-5\text{m/year}$, and the mean value between $10e-4\text{m/year}$ (the highest level of corrosion) and $10e-6\text{m/year}$ (minimum level, no damage). From the strain diagram it can be seen that the impact of corrosion leads to exceeding the limit stresses on the upper and lower edge of the beam.

The first two diagrams show the curves of dependence of coefficients (degrees of corrosion) from

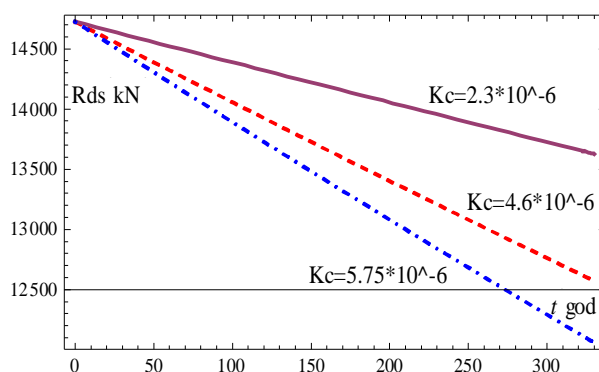
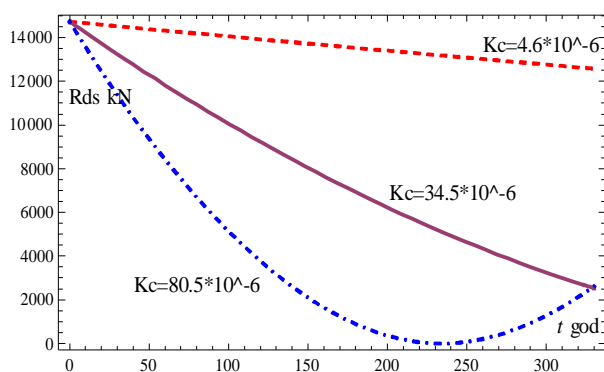
osnovu jednačina (2)-(8) dobijeni su dijagrami na slikama 10. i 11. Dijagrami predstavljaju smanjenje nosivosti PNB nosača geometrijskih karakteristika: $h=0.8\text{m}$, $b=0.3\text{m}$, u toku ciljnog proračunskog veka konstrukcije. Pretpostavljeni broj kablova je $N_s=12$ kom. Analizirani su uticaji korozije na nosivost za dva različita indikatora: karbonate i hloride, koji su preko koeficijenata k_c uneti u analizu i koji preko redukcije poprečnog preseka čelika, prema jednačini (10), utiču na nosivost. Na prvva dva dijagrama se nalaze krive zavisnosti za koeficijente (stepene korozije) iz tabele 2, a na poslednjem je komparacija pomenutih degradirajućih efekata.

Table 2, and the last one presents the comparison of the above mentioned degrading effects.

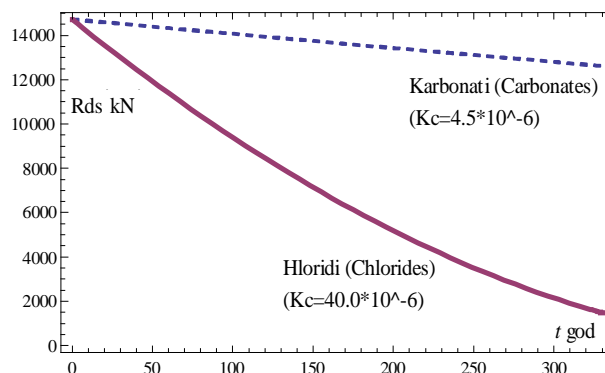
Based on Equations (2) and (8), the obtained diagrams (Figures 10 and 11) present a decrease in bearing capacity of PC beams of the same geometric characteristics during the target service life of the structure. The assumed number of cables is $N_s = 12$. The impact of corrosion on the bearing capacity of two different indicators was analyzed: carbonates and chlorides, which were introduced into the analysis through the coefficient k_c and which affect the load according to equation (10) by the reduction of the steel cross-section. The first two diagrams show the curves depending on the coefficients (degree of corrosion) in Table 2, and the last one presents a comparison of these degrading effects.



Slika 9. Dijagram dilatacija "I" profila sa uticajem korozije ($k_c=10e-5\text{m/god}$)
Fig. 9. Diagram of strain "I" section with corrosion influence ($k_c=10e-5\text{m/god}$)



Slika 10. Degradacija nosivosti preseka grede usled korozije izazvane hloridima (levo) i karbonizacijom (desno)
Fig. 10. The degradation of bearing capacity of the beam cross section due to corrosion caused by chloride (left) and carbonation (right)



Slika 11. Komparacija uticaja ugljen dioksida i hlorida na nosivost grednog nosača
Figure 11. Comparison of the effects of carbon dioxide and chloride on the load carrier beam

5 DISKUSIJA REZULTATA

Upoređujući različit nivo korozije za uticaj hlorida, konstatovana je nelinearnost u promeni (smanjenju) nosivosti grede koja se povećava sa povećanjem stepena korozije. Kod analize karbonizacije konstatovano je opadanje gotovo linearno za sve razmatrane slučajeve. Tendencija opadanja krive za uticaj hlorida je veoma slična krivoj datoj u Rilem-u (Sarja i Vesikary, 1996) za primer armirane grede s tim što je u ovom primeru ordinata vrednost nosivosti u kN, a u pomenutom primeru su procenti ukupne nosivosti. Za oba slučaja nosivost podrazumeva graničnu vrednost momenta savijanja koju može da primi betonski presek grede. S obzirom da je istom metodom urađen proračun, za iste vrednosti koeficijenta stepena korozije bi se krive poklapale, na dijagramu slika 11 su date krive za srednje vrednosti k_c za obe vrste korozije.

Očigledna razlika u uticajima, koja pokazuje znatno veće vrednosti pri dejstvu hlorida, uslovljava analizu korozije izazvane hloridima i potrebe obuhvatanja njihovog uticaja prilikom projektovanja u cilju obezbeđivanja adekvatnih uslova zaštite betonskih površina. Za veće stepene korozije konstrukcije ne mogu dostići (čitav) proračunski vek već se lom može desiti i ranije. Ovde je pretpostavljeni faktor veći u odnosu na druge vrste proračuna trajnosti, tako da se mora voditi računa o pravilnom usvajanju što realnijih parametara. Ukoliko postoji simultano dejstvo različitih degradirajućih uticaja redukcije nosivosti, eksploatacioni vek ovih konstrukcija se znatno smanjuje.

Predlog moguće zaštite žica je detaljnije dat u (Ahmed, 2006) i (Francišковиć, 2004) gde se predlaže primena inhibitora korozije na bazi amina (migracijskih korozivnih inhibitora) i antikorozivnih materijala sa njihovom pravilnom upotrebom.

6 ZAKLJUČAK

Razvoj metoda proračuna trajnosti ove vrste konstrukcija je vođen povećanjem važnosti samog proračuna i načina održavanja poslednjih decenija. Mnogi od postojećih problema trajnosti betonskih konstrukcija nisu predviđeni u aktuelnim standardima, naročito kada je reč o mostovskim konstrukcijama. Degradacioni faktori, od kojih je u ovom radu detaljnije razmatrana korozija

5 RESULTS DISCUSSION

Comparing the different levels of corrosion under the impact of chlorides, it was observed that nonlinearity in the change (reduction) in bearing capacity of the beam increases with the increasing degree of corrosion. Regarding carbonation, the decrease is almost linear for all considered cases. The decreasing tendency under the influence of chlorides is rather similar to the curve given in Rilem (Sarja and Vesikary, 1996) for the example of a reinforced beam. The value of the load on the ordinate is given in kN, as opposed to the above example where the percentages of total bearing capacity were given. For both cases, the load bearing capacity is a limit value of the bending moment that can be accommodated by the concrete section of the beam. Since the calculation is performed according to the same method, the curves coincide for the same values of corrosion; the diagram in Figure 11 presents the curves for mean value of k_c for both types of corrosion.

The apparent difference in the effects that shows significantly higher values during the impact of chlorides highlights the importance of analysis of corrosion caused by chloride and the need to capture their influence during the design process in order to ensure the adequate conditions for the protection of concrete surfaces. Since higher degrees of corrosion structures cannot reach a budget life the break may happen earlier. If there is a simultaneous effect of various degrading actions that cause reduction in bearing capacity, the service life of these structures is significantly reduced.

The proposal of possible wire protection is given in more details in (Ahmed, 2006) and (Francišковиć, 2004), where the use of corrosion inhibitors is proposed based on amines (migration corrosive inhibitors) and anti-corrosion materials with their proper application.

6 CONCLUSION

The development of calculation method of durability of this type of construction is driven by the increased importance of calculation itself and the way of its maintenance in the recent decades. Many of the existing problems of concrete structures durability were not foreseen in the current standards, especially when it comes to the bridge structures. Degradation factors,

čelika, mogu dovesti do većih oštećenja na samim prethodno napregnutim elementima ili celim konstrukcijama. Posledice dejstva korozije mogu biti smanjenje prečnika čeličnih žica, smanjenje duktilnosti a samim tim otpornosti na dinamička dejstva, cepanje zaštitnog sloja betona, smanjenje adhezije između čelika i betona itd. Ukoliko se ne spreče ili ne saniraju ovakve pojave smanjuju nosivost elementa, što je potvrđeno analizom, koja može izazvati lom konstrukcije.

Kao jedan od uzroka nastanka i razvoja korozije armature, može se izdvojiti karbonizacija betona, praćena opadanjem njegove pH vrednosti i time stvaranjem uslova za razvoj korozije armature. Aktualnost problema dokazuju i brojna istraživanja koja su usmerena na izučavanje dinamike razvoja ovog procesa tokom vremena - formiranje proračunskog modela. Poznajući dinamiku razvoja ovog procesa, kao i faktore koji utiču na njega, moguće je još u fazi projektovanja predvideti konstrukciju, koja će sa aspekta trajnosti bez velikih ulaganja u njeno održavanje, dostići željeni eksploatacioni vek. Istovremeno, poznavanje mehanizma – dinamike razvoja oštećenja za postojeće objekte pruža mogućnost predviđanja preostalog eksploatacionog veka ili planiranje aktivnosti na održavanju objekta.

U analizama u ovom radu i po preporukama datim u (Rodriguez i dr., 2006) i (Grandić i dr, 2000) je potvrđeno da na PN konstrukcije štetnije deluju hloridi, naročito u vlažnoj sredini. Ova činjenica doprinosi značaju proračuna konstrukcija baziranim na trajnosti kako bi PNB zadovoljile hipotezu o postizanju dugotrajne inicijalne faze i razvoja spore faze deterioracije. Dokaz štetnih efekata korozije kao i razmere njegovog uticaja su date kroz proračun dilatacija u poprečnom preseku PNB grede u kojoj je, srednji stepen korozije može drastično promeniti stanje napona i dilatacija.

Postoji niz mera zaštite koje se tiču metoda proračuna, načina i kvaliteta izvođenja i kvaliteta mera za održavanje prednapregnutih konstrukcija. Sistem održavanja građevinskih objekata nije dovoljno razvijen pa je zbog toga stanje naših objekata, uglavnom, nezadovoljavajuće što uslovljava kasnije veće intervencije i ekonomska ulaganja. Na stanje objekta utiče i način održavanja i obim i vreme kada se na konstrukciji izvode manje ili veće intervencije. Razvoj savremene opreme i informacione tehnologije, omogućuje da se organizacija i izvršenje zadataka upravljanja objektima obavlja na veoma efikasan i racionalan način, uz primenu optimalnih mera u skladu sa raspoloživim sredstvima.

Dalji tok istraživanja o problemu korozije PNB konstrukcija bi mogao biti vezan za problem pouzdanosti (reliability) kao što je istraženo za armirano betonske elemente u radu (Zenunović i Folić, 2010).

especially corrosion of steel which is discussed in more details in this study, can cause major damage to the prestressed elements or the entire structure. The effects of corrosion include the reduced diameter steel wires, the reduced ductility and thus, the reduced resistance to dynamic impacts, the tearing of the protective layer of concrete, the reduced adhesion between the steel and concrete and so on. If these phenomena are not prevented or repaired they lead to the reduction in the bearing capacity of the elements, which was confirmed through the analysis, and which can reach the level of fracture of the whole structure.

One of the causes of corrosion of reinforcement and its development is carbonation of concrete followed by a decrease in its pH value thereby creating conditions for development of reinforcement corrosion. Actuality of the problem is proved by a number of studies that have focused on studying the dynamics of development of this process over time - the formation of the calculation models. Knowing the dynamics of this process, as well as the factors that influence it, it is possible to project the structure in the design stage, which will in terms of durability without major investments reach the desired service life. At the same time, knowledge of the mechanism of the whole procedure - the dynamics of development of damage on the existing facilities provides the ability to predict the remaining life cycle and planning activities to maintain the facility.

Results presented in this paper and the recommendations given in (Rodriguez et al, 2006) and (Grandić et al., 2000) have confirmed that PC structures are detrimentally influenced by chlorides, especially in wet conditions. This fact adds to the relevance of calculation of durability-based structures in order to enable PC to satisfy the hypothesis about long lasting initial phase and the development of slow phase of deterioration. The evidence of harmful effects of corrosion as well as the scale of its impact is given through the calculation of strain in the cross section of a PC beam in which the medium stress and strain conditions can be changed drastically by a medium level of corrosion.

There are a number of protective measures concerning the calculation method, the manner and quality of design and the quality of measures for the maintenance of prestressed structures. The system of maintenance of engineering structures is still insufficiently developed and therefore the conditions of our facilities are mostly unsatisfactory, which may later result in larger interventions and economic investments. The condition of the structures is affected also by its maintenance, as well the extent and frequency of smaller or larger interventions. The development of modern equipment and information technology enables the facility organization and management to be performed on a highly efficient and rational way by using optimal measures in accordance with available resources.

The further course of research on the issue of corrosion of prestressed concrete structures could be related to the issue of reliability as it is investigated for reinforced concrete elements in (Folic and Zenunović, 2010).

ZAHVALNOST

U radu je prikazan deo istraživanja koje je pomoglo Ministarstvo za nauku i tehnološki razvoj Republike Srbije u okviru tehnološkog projekta TR 36017. Autor Radomir Folić se zahvaljuje na finansijskoj podršci.

7 LITERATURA REFERENCES

- [1] Ahmed Z., Principles of Corrosion Engineering and Corrosion control, Elsevier Science & Technology Books, 2006, pp. 660.
- [2] Andrade C., et al, Remaining service life of corroding structures, Proceedings of the IABSE Symposium Durability of Structures, Lisbon, 1989, pp. 359-364.
- [3] Banić D., Bjegović D., Balabanić G., Istraživanje brzine korozije u armiranom betonu, Građevinar 59, Volume 2, 2007, str.123-132.
- [4] Bruce S.M., et al., Deterioration of prestressed concrete bridge beams. Land Transport New Zealand Research Report 337, 2008, pp. 72.
- [5] CEB/FIP (1991): CEB-FIP Model Code 1990 (Design Code), Thomas Telford
- [6] CEN/ EN 1992-1-1, Eurocode 2: Design of concrete structures, Part 1-1: General rules and rules for buildings, Brussels, 2004.
- [7] CEN/EN 1990:2002 Evrokod 0: Osnove proračuna konstrukcija, GF Univerziteta u Beogradu, 2006.
- [8] DIN 1045-1: Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton, Teil 1: Bemessung und Konstruktion, Deutsches Institut für Normung, Beuth-Verlag, Berlin, 2008
- [9] European Committee for Standardisation (CEN), 'Concrete. Performance, Production and Conformity', Draft, CEN, Brussels, prEN 206 (1997).
- [10] Folić, R., Chloride corrosion of reinforcement in concrete structures- mathematical modelling, Budapest, BAM-CVII/04, No 2233, 2004, pp. 93-104.
- [11] Folić R., Durability design of concrete structures – Part 1: Analysis fundamentals, Facta Universitas, Series: Architecture and Civil Engineering, Volume 7, N° 1, 2009, pp. 1-18
- [12] Folić, R.: Durability and service life of concrete structures-Design modelling, PAM, Bull. for Appl. and Comp. Math., Budapest, Nr. 2195, 2004, pp. 33-44.
- [13] Folić R., Zenunović D., Durability design of concrete structures – Part 2: Modelling and structural assessment, Facta Universitas, Series: Architecture and Civil Engineering, Volume 8, N° 1, 2010, pp. 45-46.
- [14] Folić R., Zenunović D., Durability problem of RC structures in Tuzla industrial zone- Two case studies, Engineering Structures 32, 2010, pp. 1846-1860.
- [15] Folić, R., Zenunović, D. (2009): Projektovanje betonskih konstrukcija sa aspekta trajnosti i produženja eksploatacionog veka, Konferencija „Graditeljstvo i održivi razvoj“ DIMK i GF Beograd, 4-5 jun/09, Ed. S. Marinković i V. Radonjanin, str. 183 – 216.
- [16] Francišković J., Zaštita armature od korozije u armiranobetonskim konstrukcijama, Građevinar 56, Volume 12, 2004, str. 743-748.
- [17] Grandić D., Bjegović D., Radić J., Nosivost i uporabljivost armiranobetonskih konstrukcija oštećenih korozijom armature, Građevinar 52, Volume 3, 2000, str.153-162.
- [18] Isgor O. B., Razaqpur A. G., Modelling steel corrosion in concrete structures, Materials and Structures 39, 2006, pp. 291–302.
- [19] Jevtić D., Prednapregnuti beton 1, Građevinska knjiga, Beograd, 1979, str. 446.
- [20] Mietz J., Isecke B., Assessment of test methods for evaluation stress corrosion cracking susceptibility of prestressing steels, Materials and Corrosion 2002, 53, pp. 373-384.
- [21] Neville A., Consideration of durability of concrete structures: Past, Present and Future, Materials and structures, Volume 34, 2001, pp. 114-118.
- [22] Nürnberger U., Corrosion induced failure mechanisms of prestressing steels, Materials and Corrosion 2002, 53, pp. 591-601.
- [23] Sanchez J., Fullea J., Andrade C., Fracture toughness variation induced by stress corrosion crack of prestressing steels, Materials and Corrosion 2008, 59, No. 2, pp. 139-143.
- [24] Sarja A., Vesikari E., Durability Design of Concrete Structures, RILEM report 14, E & FN Spon, An Imprint of Chapman & Hall, London, 1996, pp.165.
- [25] Stangenberg, F., Ahrens, M.A.: Degradation history simulation and residual safety assessment of an aged road bridge, In: Concrete under severe conditions (CONSEC'07), Tours, France, 2007, pp. 195-204.
- [26] Toribio J., Ovejero E., Failure analysis of cold drawn prestressing steel wires subjected to stress corrosion cracking, Engineering Failure Analysis, Volume 12, 2005, pp. 654-661
- [27] Rinaldi Z., Imperatore S., Valente C., Experimental evaluation of the flexural behaviour of corroded P/C beams, Construction and Building Materials, Volume 24, 2010, pp. 2267-2278.
- [28] Rodriguez J., et al., Calculation of structural degradation due to corrosion of reinforcements in Measuring, Monitoring and Modelling Concrete Properties, editor Konsta-Gdoutos M.S., Springer-Link, 2006, Netherland, pp. 527-536.
- [29] Vu A. N., Castel A., François R., Effect of stress corrosion cracking on stress–strain response of steel wires used in prestressed concrete beams, Corrosion Science 51, 2009, pp. 1453–1459.
- [30] Zenunović D., Folić R., Pouzdanost AB montažnih veza, Materijali i konstrukcije 53, Vol. 2, 2010, str. 47-70.

ACKNOWLEDGEMENTS

The study reported in this paper is a part of the investigation carried out in the research project TR 36017 supported by the Ministry for Science and Technology, Republic of Serbia. This support is gratefully acknowledged by the author Radomir Folić.

REZIME

ANALIZA UTICAJA KOROZIJE ČELIKA NA NOSIVOST PREDNAPREGNUTOG BETONSKOG NOSAČA

Enis SADOVIĆ
Radomir FOLIĆ

Proučavanje svojstava prethodno napregnutih konstrukcija je aktuelno i korisno u inženjerstvu, posebno kod projektovanja mostova. Sve konstrukcije, uključujući i ove, trpe oštećenja u svom veku usled vremenskih degradacionih efekata, kao što su zamor armature, tečenje i skupljanje betona, naizmenično zamrzavanje i otapanje, korozija čelika i betona. To utiče da se proračunsko granično stanje nosivosti konstrukcije, iz projekta, u eksploatacionom veku, u većini slučajeva ne dostigne. Zbog toga su procena stanja i kontrolni proračuni u toku eksploatacije neophodni radi intervencija na konstrukciji i određivanju njihovog preostalog veka trajanja. U radu se analizira problem određivanja ostatka veka prednapregnutih konstrukcija oslabljenih vremenom usled uticaja korozije. Detaljnije je analiziran uticaj ugljen dioksida i hlorida na nosivost grednog nosača mostovske konstrukcije. Za široko primenjivani I oblik poprečnog preseka analizirani su modeli korozije uz upoređenja nosivosti preseka na pomenuta dejstva za različite stepene korozije. U analizama je pretpostavljeno linearno elastično ponašanje materijala u eksploataciji.

Cljučne reči: adheziono prednaprezanje, analiza, dilatacije, linearna teorija elastičnosti, korozija, nosivost

SUMMARY

INFLUENCE ANALYSIS OF STEEL CORROSION ON LOAD BEARING CAPACITY OF PRESTRESSED CONCRETE GIRDERS

Enis SADOVIĆ
Radomir FOLIĆ

The analysis of prestressed properties of prestressed concrete structures is useful in engineering, especially in the bridge design process. All constructions, including bridges, during their service life suffer damage due to weather degradation, such as reinforcement fatigue, concrete creep and shrinkage, alternate freezing and thawing of concrete, steel and concrete corrosion. In most cases, this results with failure to reach the calculated limit state of bearing capacity of the structure during its service life. Therefore, it is necessary to perform condition assessments and control calculations during the service of structures in order to enable interventions and determine their remaining service life. This paper analyses the issue of determining the remaining service life of prestressed structures which are weakened by corrosion. The impact of carbon dioxide and chloride on the load bearing capacity of the carrier beam in bridge structures is analyzed in details. Corrosion models are analyzed for the widely used I cross-section, by comparing the cross-sectional bearing capacity regarding these effects for various degrees of corrosion. The analysis assumes linear elastic behavior of materials in service.

Key words: adhesion prestressing, expansion analysis, linear theory of elasticity, corrosion, bearing capacity

PRORAČUN SPREGNUTIH STUBOVA OD ČELIKA I BETONA

ANALYSIS OF COMPOSITE STEEL AND CONCRETE COLUMNS

Biljana DERETIĆ-STOJANOVIĆ
Svetlana KOSTIĆ
Sasa STOSIĆ

STRUČNI RAD

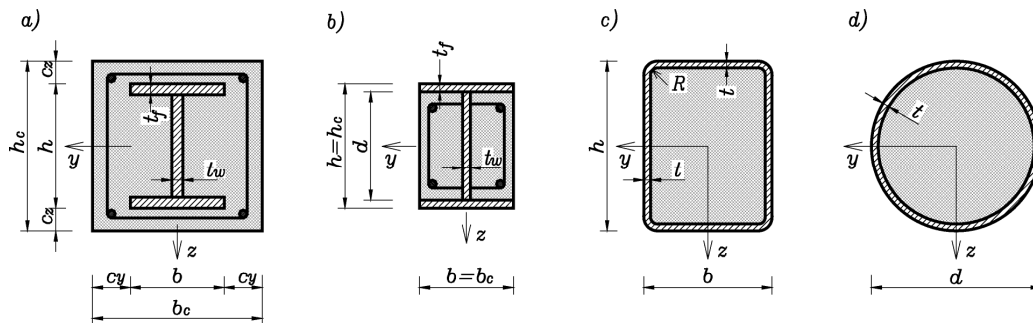
UDK: 006.77:624.04.001.23:699.841(497.11+1) = 861

1 UVOD

Dva osnovna elementa koji čine poprečni presek spregnutog stuba su čelični profil i beton. U zavisnosti od oblika preseka čeličnog profila i veličine presečnih sila, spregnuti stubovi mogu da sadrže i armaturu i moždanike. Ovde će se razmatrati samo spregnuti stubovi čiji poprečni preseci imaju dve ose simetrije. Tipični poprečni preseki spregnutih stubova su prikazani na slici 1 i date su karakteristične oznake koje se koriste pri proračunu spregnutih stubova [1].

Uočavaju se dva osnovna tipa poprečnih preseka spregnutih stubova:

- poprečni preseci sa potpuno ili delimično ubetoniranim čeličnim profilom i
- poprečni preseci sa čeličnim profilom, pravougaonog ili kružnog oblika, koji je ispunjen betonom.



Slika 1. Osnovni oblici poprečnih preseka spregnutih stubova i oznake
Figure 1. Typical cross-sections of composite columns with notation

1 INTRODUCTION

Two main components of a composite steel-concrete column cross-section are steel section and concrete. Depending on the shape of steel section and size of section forces, the composite columns may contain reinforcement and shear studs. In this paper, only the composite columns with double symmetrical cross-section are considered. Typical cross-sections of composite columns are shown in Figure 1 together with notation used in the analysis of composite columns [1].

There are two principal types of composite column cross-sections:

- cross-sections with fully or partially encased steel section and
- cross-sections with concrete-filled rectangular or circular hollow steel section

Prof. dr Biljana Deretić-Stojanović, dipl.inž.građ.
Građevinski fakultet Univerziteta u Beogradu, Bulevar kralja Aleksandra 73, 11000 Beograd, e-mail: biljads@eunet.rs
Mr Svetlana Kostić, dipl.inž.građ.
Građevinski fakultet Univerziteta u Beogradu, Bulevar kralja Aleksandra 73, 11000 Beograd, e-mail: svetlana@grf.bg.ac.rs
Doc. dr Saša Stošić, dipl.inž.građ.
Građevinski fakultet Univerziteta u Beogradu, Bulevar kralja Aleksandra 73, 11000 Beograd, e-mail: sasa@grf.bg.ac.rs

Prof. dr Biljana Deretić-Stojanović, dipl.inž.građ.
Faculty of Civil Engineering, University of Belgrade, Bulevar kralja Aleksandra 73, 11000 Belgrade, Serbia, e-mail: biljads@eunet.rs
Mr Svetlana Kostić, dipl.inž.građ.
Faculty of Civil Engineering, University of Belgrade, Bulevar kralja Aleksandra 73, 11000 Belgrade, Serbia, e-mail: svetlana@grf.bg.ac.rs
Doc. dr Saša Stošić, dipl.inž.građ.
Faculty of Civil Engineering, University of Belgrade, Bulevar kralja Aleksandra 73, 11000 Belgrade, Serbia, e-mail: sasa@grf.bg.ac.rs

Spregnuti stubovi imaju znatne prednosti u odnosu na čisto čelične ili armirano betonske stubove. Sa manjim dimenzijama, a time i utroškom materijala, postiže se znatno veća nosivost. Povećanjem debljine čeličnog profila i dodavanjem armature može se povećati nosivost a da se ne promene spoljašnje dimenzije. Na taj način se na svim spratovima zgrade mogu postići iste spoljašnje dimenzije stubova što ima znatne funkcionalne i arhitektonske prednosti [4],[10]. Spregnuti stubovi imaju znatnu protivpožarnu otpornost. Smanjen je problem izbočavanja delova čeličnog profila. Omogućava se jednostavno povezivanje sa drugim konstruktivnim elementima, kao što su oni od čelika. Jednostavna je i brza izrada.

2 METODE PRORAČUNA SPREGNUTIH STUBOVA

Prikazaće se proračun spregnutih stubova prema Evrokodu 4 [1], [2], [3]. Obuhvataju se izolovani stubovi sa nepomerljivim čvorovima, kao i stubovi i spregnuti pritisnuti elementi u okvirnim konstrukcijama sa nepomerljivim čvorovima, u kojima su ostali elementi konstrukcije spregnuti ili čelični elementi. Delovi stuba od čelika su kvaliteta S235 do S460, a betona klase čvrstoće C20/25 do C50/60.

Kod spregnutog stuba koeficijent doprinosa čelika δ mora da ispunjava sledeći uslov:

$$0,2 \leq d \leq 0,9. \quad (1)$$

gde je δ definisano izrazom (17).

Ukoliko je $d < 0,2$ vrši se proračun za armirano betonske stubove prema Evrokodu 2,

a ukoliko je $d > 0,9$ vrši se proračun čeličnih stubove prema Evrokodu 3.

Proračun spregnutih stubova se zasniva na konceptu graničnih stanja [6], [8]. Granično stanje nosivosti je dokazano ako sile u preseku, usled najnepovoljnije kombinaciji dejstava ni na jednom delu stuba nisu veće od odgovarajuće proračunske nosivosti. Moraju se razmatrati uticaji drugog reda i imperfekcije, a uticaji skupljanja i tečenja se uzimaju u obzir ako postoji verovatnoća da će znatno smanjiti stabilnost stuba. Dokaz za granično stanje upotrebljivosti kod stubova nije potreban. Kod spregnutih stubova je podužno smicanje znatno manje nego kod greda. Veza između čelika i betona ostvaruje se prijanjanjem i trenjem, a spojna sredstva (moždanici) se postavljaju samo u zoni unošenja opterećenja.

Spregnut stub proizvoljnog poprečnog preseka opterećen normalnom silom i momentom savijanja, po konceptu graničnog stanja se proverava u pogledu: a) nosivosti poprečnih preseka; b) nosivosti elementa; c) nosivosti pri izbočavanju; d) unošenja opterećenja; e) nosivosti pri smicanju (podužno i poprečno smicanje).

Pri proračunu nosivosti spregnutih stubova posebnu pažnju treba posvetiti problemu stabilnosti kako opšte tako i lokalne. Uticaji lokalnog izbočavanja mogu da se zanemare kod potpuno ubetoniranih čeličnih preseka, ali i kod drugih tipova spregnutih stubova, u slučaju malih dimenzija u odnosu na debljinu zidova čeličnog preseka, kada su zadovoljeni sledeći uslovi dati u tabeli 1:

Composite columns have significant advantages over the steel columns or reinforced concrete columns. With smaller dimensions, and therefore, less used materials, it is possible to obtain significantly higher carrying capacity. Increasing the thickness of the steel-section and including the reinforcement, higher carrying capacity can be achieved, while keeping the same outer dimensions of the column. Thus, a building has the same outer dimensions of the columns over all floors, which is, functionally and architecturally, very desirable solution [4]. Composite columns have notable fire resistance. The problems with buckling of steel section are significantly reduced. Connections with other structural elements, for example steel members, are simple. Construction is easy and very fast.

2 COMPOSITE COLUMN DESIGN METHODS

Design methods for composite columns according to Eurocode 4 will be presented in [1], [2], [3]. The scope is limited to the isolated columns and to columns and compression members in non-sway framed structures where other structural elements are composite or steel members. The grades of steel parts of the column are from S235 to S460, and concrete has classes from C20/25 to C50/60.

For the composite column, the steel contribution ratio δ has to satisfy the following condition:

with δ defined in expression (17).

In the case $d < 0,2$, the column is analysed as reinforced concrete column, according to Eurocode 2, while for $d > 0,9$ the column is analysed as steel column, according to Eurocode 3.

The analysis of composite columns is based on concept of limit states [6],[8]. Ultimate limit state is verified if section forces for the most unfavourable combination of actions in all column cross-sections are not greater than the corresponding column resistance. The second-order effects and imperfections have to be considered, while shrinkage and creep effects of concrete are taken into account only if there is a possibility that they will significantly reduce the stability of the column. Verification of serviceability limit states for columns is unnecessary. The longitudinal shear for composite columns is much smaller than for composite beams. The connection between steel and concrete is due to friction and bond, and shear connectors (studs) are placed only in the region of loading introduction.

The composite column with a general cross-section subjected to axial force and bending moment, according to the limit state concept, should be verified for: a) cross-section ultimate capacity; b) column ultimate capacity; c) buckling capacity; d) load introduction; e) shear resistance (longitudinal and transverse shear).

In composite column analysis, the special attention should be made for stability problems, local and global. The effects of local buckling can be neglected for fully encased steel sections and, also, for other cross-section types with small dimensions relatively to the thickness of steel-section, when the limits given in Table 1 are satisfied:

Tabela 1. Uslovi za zanemarenje uticaja lokalnog izbočavanja
Table 1. Limits for neglecting local buckling effects

Tip spregnutog stuba Composite column type	Granični uslov / Condition ($e = \sqrt{235 / f_y}$)
Delimično ubetoniran I-presek (slika 1.b) Partially encased I section (Figure 1.b)	$d / t_f \leq 44e$
Pravougaoni šuplji profil ispunjen betonom (slika 1.c) Concrete-filled rectangular hollow steel section (Figure 1.c)	$h / t \leq 52e$
Kružni šuplji profil ispunjen betonom (slika 1.d) Concrete-filled circular hollow steel section (Figure 1.d)	$d / t \leq 90e^2$

gde je f_y nominalna vrednost granice razvlačenja konstrukcionog čelika.

Provera nosivosti spregnutih stubova može se izvršiti opštom ili uprošćenom metodom. Obe metode se zasnivaju na sledećim pretpostavkama: a) postoji potpuna interakcija između čelika i betona sve do loma; b) ravni poprečni preseki i posle deformacije ostaju ravni.

Opšta metoda proračuna se koristi kod stubova sa nesimetričnim poprečnim presekom i stubova kod kojih se poprečni presek menja po dužini stuba. U proračunu se uzimaju u obzir uticaji drugog reda uključujući rezidualne napone, geometrijske imperfekcije, lokalnu nestabilnost, pukotine u betonu i nelinearno ponašanje materijala uključujući tečenje i skupljanje betona [7], [11]. Obuhvatiti sve ove nelinearne probleme moguće je korišćenjem numeričkih i inkrementalnih postupaka u okviru kompleksnog kompjuterskog programa [5].

Uvođenjem određenih pojednostavljenja u Evrokodu 4 je uspostavljena **uprošćena metoda proračuna** kojom se bez većih teškoća dolazi do rešenja. Za razliku od opšte metode koja se može primeniti u svim slučajevima, tj. bez uslova, primena približne metode je ograničena. Ova metoda obuhvata spregnute stubove čiji su poprečni preseki dvostruko simetrični i konstantni duž stuba, a bazira se na primeni evropskih krivih izvijanja (slika 6) koje su u saglasnosti sa Evrokodom 3.

Za primenu uprošćene metode je potrebno da budu ispunjeni sledeći uslovi:

- Poprečni presek stuba je simetričan i konstantan po čitavoj dužini stuba, što podrazumeva da se težišta čeličnog i betonskog dela preseka bez prslina poklapaju;

- Relativna vitkost \bar{I} spregnutog stuba treba da zadovolji uslov $\bar{I} \leq 2,0$.

- Maksimalna površina poprečnog preseka podužne armature koja može da se koristi u proračunima ne treba da je manja od 0,3% niti veća od 6% površine poprečnog preseka betona.

- Granične debljine zaštitnog betonskog sloja c_y i c_z (sl.1.a), koje se mogu koristiti u proračunima za potpuno ubetonirane čelične preseke, iznose: $\max c_z = 0,3 h$ i

$$\max c_y = 0,4 b$$

- Zaštitni sloj betona za nožice čeličnog preseka obloženog betonom ne treba da je manji od 40mm, ni manji od jedne šestine širine nožice b , da bi se obezbedilo sigurno prenošenje sila prijanjanja, zaštita

where f_y is a nominal value of the yield strength of structural steel.

There are two methods of design of composite columns: a general method and a simplified method. The underlying assumptions for both methods are: a) there is a full interaction between steel and concrete until failure; b) cross-section remains plain after deformation.

The general design method is used for design of columns with non-symmetrical or non-uniform cross sections over the length of the column. The second order effects including residual stress effects, geometrical imperfections, local instabilities, cracking of concrete and nonlinear behaviour including creep and shrinkage [7],[11] are all considered. In order to perform this complex analysis, the appropriate computer program which uses different numerical and incremental procedures, is required [5].

Introducing specific assumptions, **the simplified design method** is established in Eurocode 4. However, while the general design method can always be applied, i.e. without restrictions, the range of application of the simplified method is limited. This method is limited to composite columns with double symmetrical and uniform cross-section over the column length, and it is based on application of European buckling curves (Figure 6) for steel sections (Eurocode 3).

In order to apply the simplified design method, the following conditions need to be satisfied:

- Cross-section is double symmetrical and uniform over the column length, which means that centroids of steel section and uncracked concrete section coincide;

- Relative slenderness \bar{I} of the composite column needs to satisfy the condition $\bar{I} \leq 2,0$.

- Maximal cross-sectional area of the longitudinal reinforcement that can be included in the calculation of cross-sectional resistance should not be less than 0.3% and greater than 6% of the area of the concrete.

- The limiting values of the concrete cover c_y and c_z (Figure 1.a), that can be used in the calculation of concrete fully encased sections are: $\max c_z = 0,3 h$

$$\text{and } \max c_y = 0,4 b.$$

- The concrete cover for flanges of steel-section should not be less than 40mm or 1/6 of width of steel flange b , in order to ensure transfer of bond forces, protection of steel section from corrosion and splitting of concrete.

čelika od korozije i odvajanje betona

– Odnos visine i širine spregnutog poprečnog preseka treba da se kreće u granicama:

$$5,0 > h_c/b_c > 0,2.$$

U okviru proračuna spregnutog stuba koristi se teorija plastičnosti za analizu nosivosti preseka, a teorija elastičnosti za analizu nosivosti i stabilnosti stuba kao izdvojenog elementa.

Prikazaće se prvo analiza nosivosti poprečnog preseka spregnutog stuba izloženog aksijalnom pritisku i kombinaciji aksijalnog pritiska i savijanja. Pretpostavlja se potpuna plastifikacija poprečnog preseka i usvaja se pravougaoni dijagram napona u svim delovima preseka, pri tome se zategnuti deo betona zanemaruje. Ose y i z su glavne centralne ose inercije i usvojiće se osa y kao osa oko koje je moment inercije veći ($I_y=I_{max}$, $I_z=I_{min}$).

3 NOSIVOST POPREČNOG PRESEKA SPREGNUTOG STUBA

3.1 Nosivost poprečnog preseka pri aksijalnom pritisku

Nosivost pri aksijalnom pritisku potpuno plastifikovanog poprečnog preseka $N_{pl,Rd}$ jednaka je zbiru odgovarajućih nosivosti čeličnog profila (a), armature (s) i betona (c):

$$N_{pl,Rd} = A_a \cdot f_{yd} + A_c \cdot a \cdot f_{cd} + A_s \cdot f_{sd} \quad (2)$$

gde su A_a, A_c, A_s površine poprečnog preseka čeličnog profila, betona i armature;

$f_{yd} = f_y / g_a$, $f_{sd} = f_{sk} / g_s$, $f_{cd} = f_{ck} / g_c$ - odgovarajuće proračunske vrednosti- granice razvlačenja za čelik i armaturu, odnosno čvrstoće betona na pritiska i f_y, f_{ck}, f_{sk} - njihove odgovarajuće karakteristične vrednosti i u skladu sa EC3 i EC2; $\gamma_a=1,0$; $\gamma_s=1,15$; $\gamma_c=1,5$ koeficijenti sigurnosti za odgovarajuće materijale.

Parametar a , kojim se redukuje čvrstoća betona zavisi od tipa spregnutog preseka. Za ubetonirane čelične profile $a=0,85$, a u slučaju šupljih profila ispunjenih betonom, zbog efekata utezanja betona povećava se nosivost betona, pa je $a=1$.

Kod kružnih šupljih profila ispunjenih betonom može se uzeti u obzir povećanje čvrstoće betona usled utezanja, pod uslovom da je relativna vitkost $\bar{I} \leq 0,5$, da je i $e/d < 0,1$, gde je e ekscentricitet opterećenja dobijen preko M_{Ed}/N_{Ed} , a d je spoljni prečnik šupljeg profila. Nosivost pri pritisku $N_{pl,Rd}$ potpuno plastifikovanog spregnutog preseka može tada da se proračuna preko sledećeg izraza:

$$N_{pl,Rd} = h_a \cdot A_a \cdot f_{yd} + A_c \cdot f_{cd} \cdot \left[1 + h_c \cdot \frac{t}{d} \cdot \frac{f_y}{f_{ck}} \right] + A_s \cdot f_{sd} \quad (3)$$

gde su t i d debljina zida i spoljni prečnik šupljeg profila, a h_a i h_c koeficijenti dati u EC4 u zavisnosti od relativne vitkosti \bar{I} . Koeficijentima h_a i h_c se uvode efekti utezanja betona.

– The ratio of the depth to the width of the composite cross-section should be within the limits: $5,0 > h_c/b_c > 0,2$.

In the analysis of composite columns, the theory of plasticity is used for the calculation of cross-sectional resistance, while theory of elasticity is used for the calculation of individual column resistance and stability.

The calculation of the cross-sectional resistance of a composite column to axial compression and to compression and bending are explained firstly. The complete plastification of a cross-section and the rectangular stress diagrams in all parts of a cross-section are assumed, neglecting the concrete in tension. Axes y and z are the principal centroidal axes of inertia and the axial moment of inertia about the axis y represents the maximum and, about axis z , the minimum principal moment of inertia ($I_y=I_{max}$, $I_z=I_{min}$).

3 RESISTANCE OF A COLUMN CROSS-SECTION

3.1 Resistance of cross-section to axial compression

The resistance of the fully plastified cross-section $N_{pl,Rd}$ is equal to the sum of the resistances of a steel section (a), reinforcement (s) and concrete (c):

where A_a, A_c, A_s represent areas of steel section, concrete and reinforcement,

$f_{yd} = f_y / g_a$, $f_{sd} = f_{sk} / g_s$, $f_{cd} = f_{ck} / g_c$ - represent the corresponding design strengths of each material, i.e. design value of the yield strength of structural steel, of reinforcement and the cylinder compressive strength of concrete, and f_y, f_{ck}, f_{sk} their corresponding characteristic values according to EC3 and EC2. $\gamma_a=1,0$; $\gamma_s=1,15$; $\gamma_c=1,5$ are partial safety factors for these materials.

Parameter a which reduces the strength of concrete depends on the type of composite cross-section. For concrete encased sections it takes a value $a=0,85$, and for concrete-filled hollow steel sections, because of confining effect of the steel tube, it is $a=1$.

For concrete-filled circular hollow steel sections the increased concrete resistance due to confining effect can be taken if relative slenderness $\bar{I} \leq 0,5$, and if $e/d < 0,1$, where e is the eccentricity of the force obtained from the expression M_{Ed}/N_{Ed} , and d is the outer diameter of the hollow section. The resistance to axial compression $N_{pl,Rd}$ of fully plastified composite section can be found from the following expression:

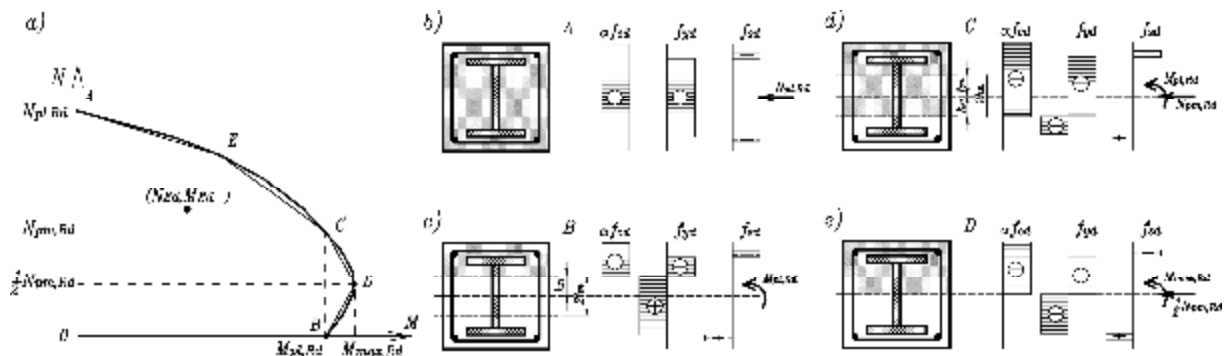
where t and d are the wall thickness and the outer diameter of the hollow section. The coefficients h_a and h_c are given in EC4 and depend on the relative slenderness \bar{I} . Coefficients h_a and h_c include confining effects.

3.2 Nosivost poprečnog preseka pri pritisku i jednoosnom savijanju

Kada u spregnutom preseku pored aksijalne sile pritiska deluje i moment savijanja, tada se nosivost pri aksijalnom pritisku $N_{pl,Rd}$, dobijena na prethodno opisani način, smanjuje.

Veza između nosivosti pri aksijalnom pritisku $N_{pl,Rd}$ i nosivosti pri savijanju $M_{pl,Rd}$ može da se prikaže pomoću interakcione krive (slika 2.a). Ova kriva prikazuje redukciju nosivosti preseka pri aksijalnom pritisku sa porastom momenta savijanja.

Poprečni presek izložen dejstvu proračunske aksijalne sile N_{Ed} i proračunskog momenta savijanja M_{Ed} imaće zadovoljavajuću nosivost ukoliko se tačka (N_{Ed}, M_{Ed}) nalazi unutar oblasti ograničene ovom interakcionom krivom.



Slika 2 a) Interakciona kriva N-M za pritisak i jednoosno savijanje;
 b)-e) Raspodele napona za karakteristične tačke na interakcionoj krivoj
 Figure 2. a) Interaction curve N-M for compression and uniaxial bending;
 b)-e) Stress diagrams for different points on the interaction curve

Interakciona kriva može da se odredi analizirajući različite položaje neutralne ose koja se postupno pomera duž preseka. Pretpostavljajući pravougaoni dijagram raspodele napona, za svaki položaj neutralne ose se određuju vrednosti normalne sile i odgovarajućeg momenta savijanja. Ako se izaberu mali koraci u analizi, dobija se kontinualna kriva interakcije.

U okviru uprošćene metode prema EC4 moguće je jednostavno odrediti samo četiri ili pet tačaka (A,B,C,D i E) ove interakcione krive. Stvarna interakciona kriva se može zameniti poligonalnim dijagramom (slika 2.a) koji prolazi kroz te tačke.

Tačke A, B, C i D na interakcionom dijagramu mogu se odrediti ako se pretpostavi da je raspodela normalnih napona pravougaona, kao što je prikazano na slici 2.b-e, uz korišćenje simetrije preseka. Zanimljivo je da se zanemaruje deo betona koji je zategnuti deo preseka. Neutralna osa se postupno pomera iz položaja koji odgovara momentu pune plastičnosti $M_{pl,Rd}$ (slika 2.c, i tačka B na slici 2.a) prema donjoj ivici poprečnog preseka i za svaki njen položaj iz uslova ravnoteže se računaju vrednosti normalne sile i odgovarajućeg momenta savijanja prikazani na interakcionoj krivoj.

Na slici 2.b-e su prikazane raspodele napona koje odgovaraju tačkama A do D interakcione krive, za uobičajeni ubetonirani I-presek izložen savijanju oko ose y ($I_y=I_{max}$). Ovaj postupak se primenjuje za sve dvostruko simetrične preseke spregnutog stuba, ne samo za ubetonirani I presek. Za slučaj šupljih profila ispunjenih

3.2 Resistance of cross-section to compression and bending

When a composite section is subjected to combined compression and bending, the previously described resistance to compression $N_{pl,Rd}$, decreases.

The relationship between resistance to compression $N_{pl,Rd}$ and resistance to bending $M_{pl,Rd}$ is given by an interaction curve (Figure 2.a). This curve shows the reduction of section resistance to compression with increase of bending moment.

A cross-section subjected to design axial force N_{Ed} and design bending moment M_{Ed} have sufficient resistance if the point (N_{Ed}, M_{Ed}) is within the area limited with the interaction curve.

Interaction curve can be constructed point by point, considering different positions of the plastic neutral axis. Assuming the rectangular stress block diagram, for each position of the neutral axis, values of axial force and corresponding bending moment can be calculated. If a neutral axis moves in small steps, the continuous interaction curve can be obtained.

The simplified design method of EC4 allows easy calculation of only four or five points of the interaction curve (A,B,C,D and E). The real interaction curve can be represented with polygonal curve passing through these points (Figure 2.a).

The points A, B, C and D of the interaction curve can be determined if the rectangular-shaped stress distribution is assumed, as shown in Figure 2.b-e, using the symmetry of the cross-section. The concrete in tension is neglected. The neutral axis moves from the position that corresponds to the fully plastic resistance moment $M_{pl,Rd}$ (Figure 2.c, and point B on Figure 2.a) forward to the lower edge of the cross section and for each its position, from equilibrium equations, values of the axial force and corresponding bending moment are calculated and shown on the interaction curve.

Figures 2.b-e show the stress diagrams for points A to D of the interaction curve, for concrete fully encased I steel section subjected to bending about y axis. The same procedure applies for all double symmetrical cross sections of any type of composite column. For concrete-filled hollow steel sections, the resistance of completely

betonom, nosivost potpuno plastifikovanog poprečnog preseka se može izračunati sa povećanom čvrstoćom betona, odnosno zamenom $0,85f_{ck}$ sa f_{ck} .

Tačka A (slika 2.b): Označava samo plastičnu nosivost pri aksijalnom pritisku $N_{pl,Rd}$, koja se može odrediti na osnovu izraza (1), a moment savijanja je jednak nuli:

$$N_A = N_{pl,Rd} = A_a \cdot f_{yd} + A_c \cdot a f_{cd} + A_s \cdot f_{sd} \quad , \quad M_A = 0 \quad (4)$$

Tačka B (slika 2.c): Označava samo plastičnu nosivost pri jednoosnom savijanju $M_{pl,Rd}$, dok je normalna sila jednaka nuli:

$$N_B = 0 \quad , \quad M_B = M_{pl,Rd} \quad (5)$$

Da bi se odredila vrednost plastičnog momenta nosivosti $M_{pl,Rd}$ potrebno je prethodno odrediti položaj neutralne ose h_n .

Tačka C (slika 2.d):

$$N_C = N_{pm,Rd} = A_c a f_{cd} \quad , \quad M_C = M_{pl,Rd} \quad (6)$$

Položaj neutralne ose za tačku C izabran je na odstojanju h_n u odnosu na težišnu liniju, simetrično sa neutralnom osom za tačku B. Zbog simetrije, u dodatim pritisnutim delovima poprečnog preseka (zona $2h_n$) rezultujući momenti u odnosu na težište se poništavaju, pa je ukupni moment u preseku isti kao za tačku B, tj. jednak je plastičnom momentu nosivosti $M_{pl,Rd}$, ali se u ovim delovima kao rezultanta napona pritisaka javlja normalna sila $N_{pm,Rd}$.

Sabiranjem naponskih dijagrama za tačke C i B (slika 3.a) očigledno je da se svi delovi dijagrama za čelični nosač i armaturu međusobno poništavaju, a kako je zbog simetrije preseka pritisnuti deo betona za tačku B identičan sa zategnutim delom betona za tačku C, to je onda rezultujuća normalna sila nosivosti za ceo presek u tački C (jer je $N=0$ u tački B) jednaka nosivosti celokupnog betonskog dela preseka ($N_C = N_{pm,Rd} = A_c a f_{cd}$).

Tačka D (slika 2.e):

$$N_D = N_{pm,Rd} / 2 \quad , \quad M_D = M_{max,Rd} \quad (7)$$

U tački D neutralna osa se poklapa sa težišnom osom poprečnog preseka. U ovom slučaju je na osnovu slike 2.d i slike 2.e rezultujuća normalna sila jednaka polovini normalne sile koja odgovara tački C, tj. $N_{pm,Rd}/2$, a iz naponske raspodele se dobija odgovarajući moment:

$$M_{max,Rd} = \frac{1}{2} W_{pc} \cdot a f_{cd} + W_{pa} \cdot f_{yd} + W_{ps} \cdot f_{sd} \quad (8)$$

gde su W_{pc} , W_{pa} i W_{ps} plastični otporni momenti betonskog dela preseka (bez prslina), čeličnog profila i armature u odnosu na neutralnu (težišnu) osu:

$$W_{pa} = \frac{(h - 2t_f)^2 t_w}{4} + b t_f (h - t_f) \quad , \quad W_{ps} = \sum_{i=1}^n A_{si} |e_i| \quad , \quad W_{pc} = \frac{b_c h_c^2}{4} - W_{pa} - W_{ps} \quad (9)$$

A_{si} je površina pojedinačne armaturene šipke, a e_i odgovarajuće odstojanje do neutralne ose.

plastified cross-section can be found with increased value of concrete strength, i.e. f_{ck} instead of $0.85f_{ck}$.

Point A (Figure 2.b): Represents the resistance to axial compression of fully plasticized cross-section $N_{pl,Rd}$, which can be found from the expression (1), while the corresponding bending moment is zero:

Point B (Figure 2.c): Represents only the resistance to uniaxial bending $M_{pl,Rd}$, while the corresponding axial force is zero:

In order to find the value of the resistance to uniaxial bending $M_{pl,Rd}$, the position of the plastic neutral axis h_n should be known.

Point C (Figure 2.d):

Position of the plastic neutral axis for point C is such that its distance from the centroid of the section is h_n , and has the position that is symmetric to the position of the plastic neutral axis for point B. Due to the symmetry, in the additionally compressed parts of the cross-section (region $2h_n$) the resultant moments about the centroid of the section nullify, and, therefore, the total moment is the same as for the point B, i.e. it is equal to the resistance to uniaxial bending $M_{pl,Rd}$, but the corresponding axial force exists and is equal to $N_{pm,Rd}$.

By adding the stress distributions for points C and B (Figure 3.a), all parts of the stress diagram for steel-section and reinforcement nullify, and due to symmetry of the cross-section, the part of the concrete under compression for point B is identical to the part of the concrete under tension for point C. Therefore, the resultant axial force at point C (since $N=0$ at point B) is equal to the resistance of the concrete section to compression ($N_C = N_{pm,Rd} = A_c a f_{cd}$).

Point D (Figure 2.e):

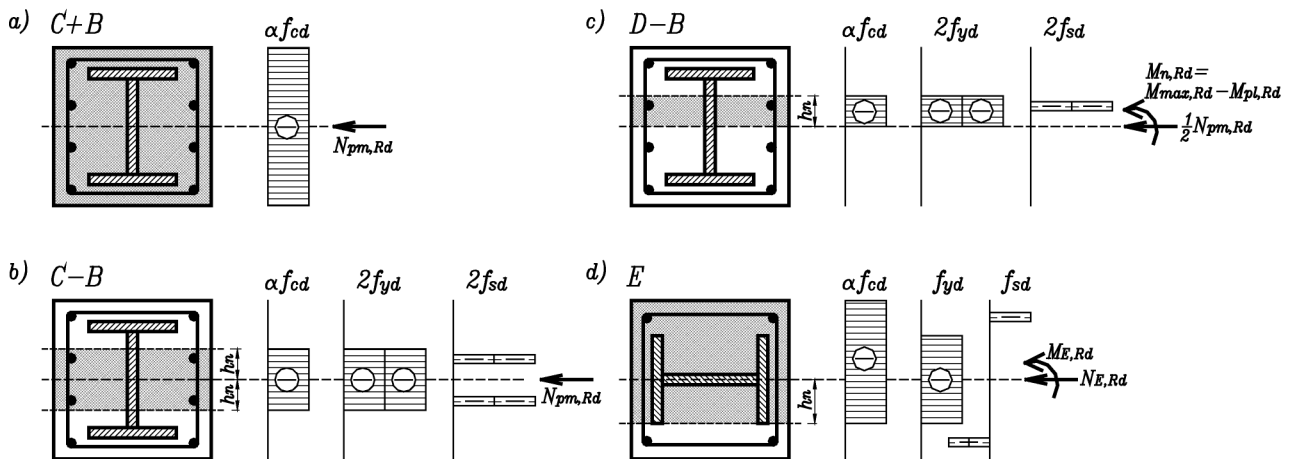
At point D, the plastic neutral axis coincides with the centroidal axis of the cross-section. In this case, based on Figure 2.d and Figure 2.e, the resulting axial force is equal to the half of the axial force at point C, i.e. $N_{pm,Rd}/2$. The corresponding bending moment can be found from the stress distribution:

where W_{pc} , W_{pa} and W_{ps} are the plastic section modules of the concrete part (uncracked), steel part and reinforcement about the neutral (centroidal) axis:

A_{si} is the area of a single reinforcement bar, and e_i is the corresponding distance from the neutral axis.

U tački D se javlja najveći moment nosivosti koji može da se razvije u preseku $M_{max,Rd}$. Ovaj moment je veći od plastičnog momenta nosivosti $M_{pl,Rd}$ jer aksijalna sila pritiska sprečava razvoj prslina u zategnutom betonu što utiče na povećanje nosivosti.

The largest bending moment that can be resisted with a cross-section is the moment $M_{max,Rd}$ at point D. This moment is larger than the plastic resistance moment $M_{pl,Rd}$ since the axial compression force reduces cracking of concrete in tension, and produces higher resistance.



Slika 3. Kombinacija raspodele napona za tačke B, C, D i E:

- a) Normalna sila $N_{pm,Rd}$ - sabiranje komponenti napona za C i B;
 b) Normalna sila $N_{pm,Rd}$ - oduzimanje komponenti napona za C i B;
 c) Plastični moment nosivosti $M_{pl,Rd}$ - razlika raspodele napona za D i B;
 d) Raspodela napona koja odgovara tački E na interakcionoj krivoj

Figure 3. Combinations of stress distribution for points B, C, D and E:

- a) Axial force $N_{pm,Rd}$ - addition of stresses for C and B;
 b) Axial force $N_{pm,Rd}$ - subtraction of stresses for C and B;
 c) Plastic resistance moment $M_{pl,Rd}$ - subtraction of stresses for D and B;
 d) Stress distribution for point E on interaction curve

Oduzimanjem naponskih raspodela za tačke C i B (slika 3.b) dobija se jednostavna raspodela napona samo u oblasti $2h_n$ čija je rezultujuća sila $N_{pm,Rd}$ (ranije određena na osnovu raspodele napna C+B, slika 3.a, izraz (6)). Raspodela napona sa slike 3.b se koristiti da bi se odredila veličina h_n .

Određićemo izraz za sračunavanje veličine h_n za primer spregnutog preseka sa ubetoniranim I profilom, neutralnom osom u rebro profila, kao i savijanjem oko y ose. Koristeći sliku 3.b, iz uslova ravnoteže sledi:

$$N_{pm,Rd} = A_c a f_{cd} = 2h_n (b_c - t_w) a f_{cd} + 2h_n t_w 2f_{yd} + A_{sn} 2f_{sd} - A_{sn} a f_{cd} \quad (10)$$

Pretpostavlja se da u zoni $2h_n$ preseka postoji armatura A_{sn} . Iz relacije (10) sledi traženi izraz za veličinu h_n :

$$h_n = \frac{A_c a f_{cd} - A_{sn} (2f_{sd} - a f_{cd})}{2b_c a f_{cd} + 2t_w (2f_{yd} - a f_{cd})} \quad (11)$$

Za neutralnu osu koja prolazi kroz flanšu, ili je u betonu iznad čeličnog profila na sličan način treba izvesti nove izraze za h_n .

Plastični moment nosivosti $M_{pl,Rd}$ se jednostavno može odrediti iz razlike naponske raspodele za tačke D i B (slika 3.c):

By subtracting the stress distributions for points C and B (Figure 3.b), a simple stress distribution in region $2h_n$ with the resulting axial force $N_{pm,Rd}$ (determined previously from stress distribution C+B, Figure 3.a, expression (6)) can be found. The value h_n can be calculated from the stress distribution shown in Figure 3b.

The expression from which h_n can be calculated in the case of fully encased I section with plastic neutral axis passing through the web of the steel section and subjected to the bending about y axis, will be derived. From the equilibrium equation and using the Figure 3.b, it follows:

where A_{sn} is the area of the reinforcement that exists in the region $2h_n$. From the expression (10), the expression for the unknown h_n follows:

If neutral axis passes through the steel flange or through the cover concrete above the steel section, similarly, the new expression for h_n should be found.

The plastic resistance moment $M_{pl,Rd}$ can be found simply, by subtracting stress distributions for points D and P (Figure 3.c):

$$M_{n,Rd} = W_{pan} 2f_{yd} + W_{pcn} a f_{cd} + W_{psn} 2f_{sd} \quad (12)$$

odnosno:

that is:

$$M_{n,Rd} = W_{pan} f_{yd} + \frac{1}{2} W_{pcn} a f_{cd} + W_{psn} f_{sd} \quad (13)$$

gde su W_{pcn} , W_{pan} i W_{psn} plastični otporni momenti delova preseka u zoni $2h_n$, betonskog dela, čeličnog profila i armature u odnosu na težišnu osu (osu y):

where W_{pcn} , W_{pan} and W_{psn} are the plastic section modules about the centroidal y axis of the parts of concrete section, steel section and reinforcement in the region $2h_n$:

$$W_{pan} = t_w h_n^2, \quad W_{psn} = \sum_{i=1}^n A_{sni} |e_i|, \quad W_{pcn} = b_c h_n^2 - W_{pan} - W_{psn} \quad (14)$$

Koristeći izraze (8) i (13) može se odrediti plastični moment nosivosti $M_{pl,Rd}$.

From the expressions (8) and (13), the plastic resistance moment $M_{pl,Rd}$ can be found:

$$M_{pl,Rd} = M_{max,Rd} - M_{n,Rd} \quad (15)$$

Premda poligonalna linija leži ispod tačne interakcione krive, proračunska vrednost ne leži uvek na očekivanoj strani. Ako je odstupanje između pologonalne i tačne krive na delu AC znatno, onda se na tom delu uvodi još jedna tačka E (slika 2.a). To je obično slučaj sa savijanjem ubetoniranog I profila oko ose z ($I_z = I_{min}$).

Although the polygonal curve is always below the exact interaction curve, the design resistance does not lay always on the expected side. If the offset between polygonal and the exact curve over the part AC is significant, an additional point E at this part can be introduced on the curve (Figure 2.a). This is usually the case with the bending about the weak z axis of the enclosed I steel-section.

Položaj neutralne ose se bira tako da je što jednostavnije iz naponske raspodele odrediti vrednosti normalne sile $N_{E,Rd}$ i odgovarajućeg momenta $M_{E,Rd}$ (slika 3.d).

The position of the neutral axis for point E should be picked in a way that the axial force $N_{E,Rd}$ and the bending moment $M_{E,Rd}$ can be determined easily from the corresponding stress distribution (Figure 3.d).

Dodatnu tačku E na interakcionom dijagramu (slika 2.a) treba odrediti približno na sredini između tačaka A i C, ukoliko je nosivost stuba pri aksijalnom pritisku ($cN_{pl,Rd}$) veća od nosivosti potpuno plastifikovanog betonskog dela preseka ($N_{pm,Rd}$).

The additional point E of the interaction curve (Figure 2.a) should be placed near the middle of the distance between points A and C, if the column resistance to axial load ($cN_{pl,Rd}$) is higher than the resistance of the fully plastified concrete section to compression ($N_{pm,Rd}$).

3.3 Uticaj poprečne smičuće sile

Uz savijanje je uvek prisutna i poprečna sila V_{Ed} . Iako beton znatno doprinosi prenosu ove sile, iz praktičnih razloga se taj doprinos zanemaruje, pa se može pretpostaviti da poprečnu silu smicanja prihvata samo čelični presek:

3.3 Influence of transverse shear force

The transverse shear force V_{Ed} is always present along with bending. Although a part of this force is resisted by concrete, due to practical reasons it is usually neglected, and it is assumed that the whole shear force is resisted by the steel - section alone:

$$V_{pl,Rd} = V_{pl,a,Rd} = A_v \frac{f_y}{\sqrt{3}} \frac{1}{g_a} \quad (16)$$

gde je A_v površina smicanja, i sačinjavaju je najvećim delom delovi poprečnog preseka koji su paralelni sa pravcem delovanja smičuće sile, f_y je nominalna vrednost granice razvlačenja čelika, a g_a je koeficijent sigurnosti ($g_a=1,0$).

where A_v is the shear area of the steel-section and mainly consists of the parts of steel section which are parallel to the shear force direction; f_y is the nominal value of the yield strength of structural steel, and g_a is a partial safety factor ($g_a=1,0$).

Ako je smičuća sila $V_{a,Ed}$ koja deluje na čelični presek veća od 50% proračunske nosivosti na smicanje čeličnog preseka $V_{pl,a,Rd}$ treba uzeti u obzir njen uticaj na nosivost na savijanje i aksijalnu silu.

If shear force $V_{a,Ed}$ that acts on the steel section is greater than 50% of the plastic resistance of the steel-section to vertical shear $V_{pl,a,Rd}$, its influence on the resistance to bending and compression should be taken into account.

Kada je $V_{a,Ed} > 0,5V_{pl,a,Rd}$, uticaj poprečnog smicanja na nosivost pri kombinaciji savijanja i pritiska, treba uzeti u obzir pomoću redukovane granice razvlačenja $(1-r)f_{yd}$ za površinu smicanja A_v , gde je $r = (2V_{Ed} / V_{pl,Rd} - 1)^2$.

Where $V_{a,Ed} > 0,5V_{pl,a,Rd}$, the influence of the transverse shear force on the resistance to bending and compression should be taken into account by reducing the design steel strength to $(1-r)f_{yd}$ for the shear area A_v , where $r = (2V_{Ed} / V_{pl,Rd} - 1)^2$.

4 NOSIVOST SPREGNUTOG STUBA

Posmatraće se izdvojeni spregnuti stub koji je na krajevima opterećen normalnom silom pritiska N_{Ed} i momentima savijanja $M_{z,Ed}$ i $M_{y,Ed}$. Normalna sila i momenti savijanja su određeni globalnom analizom, tj. analizom konstrukcije kojoj pripada posmatrani stub. Analiziraće se posebno nosivost spregnutog stuba izloženog samo aksijalnom pritisku i posebno izloženog istovremenom uticaju aksijalnog pritiska i savijanja momentima.

Definisaće se neke karakteristične veličine vezane za analizu spregnutog stuba potrebne kako za globalnu analizu, tako i za lokalnu analizu.

– **Koeficijent doprinosa čelika d** je dat sledećim izrazom:

$$d = \frac{A_a \cdot f_{yd}}{N_{pl,Rd}} \quad (17)$$

Kako je navedeno u odeljku 2, da bi se posmatrani stub računao kao spregnuti stub potrebno je da bude ispunjen uslov (1), tj. da d bude u granicama: $0,2 \leq d \leq 0,9$.

– **Bezdimenziona vitkost \bar{I}** se, u slučaju spregnutih stubova, definiše kao:

$$\bar{I} = \sqrt{\frac{N_{pl,Rk}}{N_{cr}}} \quad (18)$$

$N_{pl,Rk}$ je karakteristična vrednost nosivosti pri pritisku, dobijena iz (2) ili (3), ako se umesto proračunskih čvrstoća koriste karakteristične vrednosti ($\gamma_a = \gamma_s = \gamma_c = 1,0$);

Kritična elastična (Ojlerova) sila N_{cr} , definisana je kao:

$$N_{cr} = \frac{p^2 \cdot (EI)_{eff}}{l^2} \quad (19)$$

gde je l dužina izvijanja. Za dužinu izvijanja l izdvojenog spregnutog stuba sa nepomerljivim čvorovima može se usvojiti, na strani sigurnosti, da je jednaka njegovoj sistemnoj dužini.

– **$(EI)_{eff}$ efektivna krutost na savijanje** poprečnog preseka spregnutog stuba oko glavnih osa y ili z jednaka je sumi odgovarajućih krutosti čeličnog profila (a), armature (s) i betonskog dela (c) i za kratkotrajno opterećenje je data sledećim izrazom:

$$(EI)_{eff} = E_a I_a + E_s I_s + K_e E_{cm} I_c \quad (20)$$

gde su I_a, I_c, I_s momenti inercije za posmatranu ravan savijanja konstrukcionog čelika, betona (bez prslina) i armature; E_a, E_s moduli elastičnosti konstrukcionog čelika i armature; E_{cm} sekantni modul elastičnosti betona, i K_e korekcionni faktor koji treba uzeti kao 0,6.

Pri dugotrajnom opterećenju uzima se u obzir uticaj tečenja i skupljanja betona. U izraz za efektivnu elastičnu krutost $(EI)_{eff}$ tada se umesto E_{cm} uvodi efektivni modul elastičnosti betona $E_{c,eff}$:

4 RESISTANCE OF COMPOSITE COLUMN

The column is considered as an individual member loaded at its ends with the axial compression force N_{Ed} and bending moments $M_{z,Ed}$ and $M_{y,Ed}$. The axial force and bending moments are determined from the global analysis, i.e. by the analysis of the whole structure which contains the considered column. The resistance of the column subjected to axial compression only, and subjected to combined bending and compression are analyzed separately.

The following characteristic values that will be used in the global and local analysis of the composite column are defined.

– **The steel contribution ratio d** is defined as:

As mentioned before in section 2, in order to analyze a column as a composite, it is necessary that this ratio is within the following limits (1): $0,2 \leq d \leq 0,9$.

– **Relative slenderness \bar{I}** is, for composite columns, defined as:

$N_{pl,Rk}$ is the characteristic value of the resistance to compression and can be obtained from the expression (2) or (3), when characteristic strength of each material is used instead of the design strengths ($\gamma_a = \gamma_s = \gamma_c = 1,0$); The elastic critical (Euler's) force N_{cr} , is defined as:

where l is the buckling length. The buckling length l for an individual column can be taken as equal to its system length, which is on the safe side.

– **$(EI)_{eff}$ effective flexural stiffness** of a cross section of a composite column about principal axis y or z is equal to the sum of the flexural stiffness of steel section (a), reinforcement (s) and concrete (c) and for short-term loading can be calculated from:

where I_a, I_c, I_s are second moments of area, for the considered bending plane, of the steel section, concrete (uncracked) and reinforcement; E_a, E_s are modulus of elasticity of steel section and reinforcement; E_{cm} is the secant modulus of concrete, and K_e is a correction factor that should be taken as 0.6.

For long-term loading, the creep and shrinkage effects of concrete should be taken into account. In this case, in the expression of effective flexural stiffness $(EI)_{eff}$, instead of E_{cm} the effective modulus of elasticity $E_{c,eff}$ should be used:

$$E_{c,eff} = E_{cm} \frac{1}{1 + (N_{G,Ed} / N_{Ed}) \varphi_t} \quad (21)$$

gde je: φ_t koeficijent tečenja; N_{Ed} ukupna proračunska normalna sila; $N_{G,Ed}$ normalna sila od stalnog opterećenja.

Tečenje i skupljanje betona izazivaju povećanje ugiba, pa time i prirast sekundarnih momenata savijanja. U zavisnosti od vitkosti stuba i ekscentriciteta ovi uticaji mogu biti značajni, a kod kratkih stubova se mogu zanemariti.

Radi uprošćenja uticaji tečenja i skupljanja betona se mogu zanemariti ako povećanje momenta savijanja po teoriji prvog reda, usled deformacije tečenja i podužne sile koja nastaje usled stalnog opterećenja, nije veće od 10%.

Kada se uzimaju u obzir uticaji drugog reda u okviru dužine stuba za određivanje sila u preseku, proračunska vrednost efektivne krutosti na savijanje $(EI)_{eff,II}$ određuje se preko sledećeg izraza:

$$(EI)_{eff,II} = K_0 (E_a I_a + E_s I_s + K_{e,II} E_{cm} I_c) \quad (22)$$

gde je $K_{e,II}$ korekcionni koeficijent, koji treba uzeti kao 0,5 a K_0 kalibracioni koeficijent, koji treba uzeti kao 0,9.

Ako se u ovom slučaju uzimaju u obzir dugotrajni uticaji onda se u izrazu (22) umesto E_{cm} koristi $E_{c,eff}$ prema izrazu (21).

4.1 Nosivost spregnutog stuba pri aksijalnom pritisku

Posmatra se izdvojeni spregnuti stub koji je na krajevima izložen uticaju aksijalne sile pritiska određene globalnom analizom. Ukoliko globalna analiza nije sprovedena prema teoriji drugog reda, što je i uobičajeno, za najveći broj izdvojenih spregnutih stubova lokalna analiza se vršiti prema teoriji drugog reda uzimajući u obzir imperfekcije stuba.

Imperfekcija prvenstveno obuhvata odstupanje od vertikalnosti stuba, a pored toga i uticaje rezidualnih napona u čeliku i neke manje uticaje kao što je neravnomerna temperaturna raspodela u stubu.

Prema uprošćenoj metodi proračuna predloženoj u EC4, uticaji imperfekcije pri aksijalnom pritisku se uzimaju u obzir indirektno prilikom određivanja nosivosti stuba korišćenjem odgovarajućih evropskih krivih izvijanja. Tako da nije potrebno određivati moment nastao zbog početne imperfekcije, jer je njegov uticaj na nosivost stuba obuhvaćen krivama izvijanja.

Evropske krive izvijanja su bazirane na ponašanju zglobovno oslonjenog stuba sa početnom imperfekcijom. Imperfekcije se uzimaju u obzir pomoću ekvivalentnih geometrijskih imperfekcija. Ekvivalentne geometrijske imperfekcije su predstavljene početnom krivom zakrivljenja ose stuba koja uobičajeno ima oblik sinusnog polutalasa sa najvećom ordinatom e_0 na sredini visine stuba. Početno zakrivljenje (početna imperfekcija) e_0 za spregnut stub ima vrednost $L/300$ do $L/150$, gde je L dužina stuba i u zavisnosti od tipa spregnutog stuba i ose savijanja dato je u tabeli 4.

Na osnovu mnogobrojnih teorijskih i eksperimentalnih ispitivanja pokazano je da se krive izvijanja koje od-

where: φ_t is creep coefficient; N_{Ed} is the total design axial force; $N_{G,Ed}$ is the axial force from the permanent loadings.

Creep and shrinkage of concrete increase deflections, and, therefore, increase second order bending moments, as well. Depending on the column slenderness and eccentricity, these effects can be significant, while in the case of short columns they can be neglected.

In order to simplify the analysis, the effects of creep and shrinkage can be neglected if the increase in the first order bending moments due to creep deformation and longitudinal force from permanent loading is not greater than 10%.

When second order effects are taken into account for determination of section forces, the effective flexural stiffness $(EI)_{eff,II}$ should be found from the following expression:

$$(EI)_{eff,II} = K_0 (E_a I_a + E_s I_s + K_{e,II} E_{cm} I_c) \quad (22)$$

where $K_{e,II}$ is the correction factor, equal to 0.5, and K_0 the calibration factor, taken as 0.9.

If long-term loading is considered, then E_{cm} from expression (22) should be replaced with $E_{c,eff}$ from expression (21).

4.1 Resistance of composite column to axial compression

The column is considered as an individual member loaded at its ends with the axial compression force determined from the global analysis. If the global analysis is not based on the second order theory, which is common, for the largest number of individual columns the local analysis is performed according to the second order theory, taking into account the column imperfections.

Imperfection primarily includes deviation of the column from verticality, and in addition, the effects of residual stresses in steel section and some other less significant effects such as column non-uniform temperature distribution.

According to the simplified design method of EC4, the effect of imperfections in the axial compression is taken into account indirectly, during the calculation of column resistance using the relevant European buckling curves. Therefore, it is not necessary to determine the bending moment caused by the initial imperfection, since its influence on the column resistance is included through the buckling curves.

European buckling curves are based on the behaviour of a pinned column with an initial imperfection. Imperfections are taken into account by equivalent geometrical imperfections. These equivalent geometrical imperfections are represented with an initial curve of the column bending axis, usually assumed to be sinusoidal with a maximum ordinate e_0 at the mid-span. The initial imperfection e_0 for a composite column has a value between $L/300$ and $L/150$, where L represents the column length, and depending on the length of the

govaraju elementima od čelika (EC3) mogu koristiti i za aksijalno opterećene spregnute stubove. U zavisnosti od tipa spregnutih stubova definisane su sledeće krive izvijanja (slika 4):

- kriva *a*, za šuplje profile ispunjene betonom, sa procentom armiranja manjim od 3%,
- kriva *b*, za potpuno ili delimično ubetonirane I-preseke, za izvijanje oko ose sa
- maksimalnim momentom inercije čeličnog preseka,
- kriva *c*, za potpuno ili delimično ubetonirane I-preseke, za izvijanje oko ose sa minimalnim momentom inercije čeličnog preseka (tabela 4).

U realnim stubovima opterećenih aksijalnom silom pritiska, zbog postojanja geometrijskih imperfekcija, javljaju se sekundarni momenti savijanja (imperfekcijski momenti), pa se nosivost na aksijalni pritisak poprečnog preseka određena izrazom (2) ili (3) smanjuje, zbog čega se uvodi redukcionni koeficijent *c*.

Dokaz nosivosti spregnutog stuba (kao elementa) pri aksijalnom pritisku se svodi na zadovoljenje sledećeg uslova:

$$N_{Ed} \leq c \cdot N_{pl,Rd} \quad (23)$$

gde je: N_{Ed} proračunska vrednost aksijalne sile koja deluje na stub; $N_{pl,Rd}$ nosivost spregnutog preseka prema izrazu (2) ili (3); *c* redukcionni koeficijent za odgovarajući model izvijanja dat u Evrokodu 3 u funkciji odgovarajuće bezdimenzionalne vitkosti \bar{I} , a za odgovarajuću krivu izvijanja.

column and axis of bending, initial imperfection is given in Table 4.

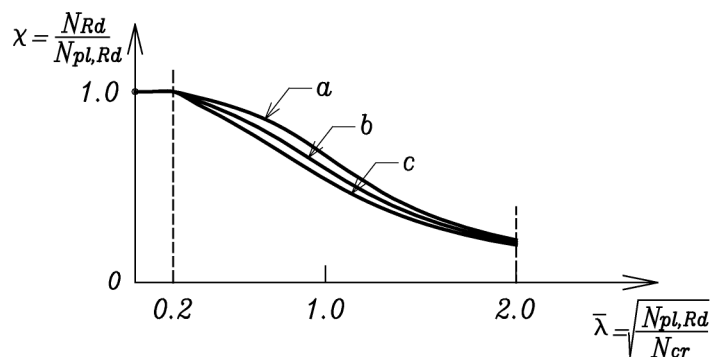
The numerous theoretical and experimental studies have shown that buckling curves for steel sections (EC3) can be used for axially loaded composite columns as well. Depending on the type of composite columns, the following interaction curves are defined: (Figure 4):

- curve *a*, for concrete-filled hollow steel section with reinforcement ration less than 3%,
- curve *b*, for fully and partially encased I sections, for strong axis bending,
- curve *c*, for fully and partially encased I sections, for weak axis bending (Table 4).

In composite columns in reality loaded with axial compression force, due to the presence of geometrical imperfections, the secondary bending moments appear (imperflection moments), and the resistance to axial compression determined by expressions (2) and (3) reduces by a reduction coefficient *c*.

The verification of the column resistance to axial compression includes the satisfaction of the following condition:

where: N_{Ed} is the design value of axial force that acts on the column; $N_{pl,Rd}$ is the resistance of the composite cross section to compression obtained from expression (2) or (3); *c* is the reduction coefficient for the relevant buckling model of Eurocode 3 and is a function of the relative slenderness \bar{I} , and the relevant buckling curve.



Slika 4. Evropske krive izvijanja prema EC3
Figure 4. European buckling curves of EC3

Redukcionni faktor *c* može da se odredi i na osnovu sledećih izraza:

The reduction coefficient *c* can be found from the following expressions:

$$c = \frac{1}{f + \sqrt{f^2 - (\bar{I})^2}} \leq 1 \quad (24)$$

$$f = 0,5 \left[1 + \alpha(\bar{I} - 0,2) + (\bar{I})^2 \right] \quad (25)$$

α predstavlja stepen ekvivalentnih geometrijskih imperfekcija i ima vrednost u zavisnosti od krive izvijanja (tabela 2).

α is a degree of equivalent geometrical imperfections and have the values given in Table 2, for the relevant buckling curve.

Tabela 2. Imperfekcijski faktor α za krive izvijanja prema EC3
Table 2. Imperfection factors α for buckling curves of EC3

Evropske krive izvijanja Buckling curve	a	b	c
Imperfekcijski faktor α Imperfection factor α	0.21	0.34	0.49

4.2 Nosivost spregnutog stuba pri aksijalnom pritisku i jednoosnom savijanju

Posmatra se izdvojen spregnuti stub opterećen proračunskom aksijalnom silom N_{Ed} i proračunskim momentima na krajevima $M_{Ed,1}$, $M_{Ed,2}$, a koji su određeni globalnom analizom po teoriji prvog ili drugog reda. S obzirom da je stub izložen savijanju i aksijalnoj sili pritiska, analiza je pre svega usmerena na proveru stabilnosti pa se prema tome uzima u obzir i uticaj deformisanog oblika elementa (uticaji drugog reda). Dakle, proveru graničnog stanja nosivosti spregnutog stuba izloženog istovremenom dejstvu aksijalne sile pritiska i savijanja sprovodi se u okviru linearne elastične analize drugog reda.

Ako je imperfekcija stuba zanemarena u globalnoj analizi, što se najčešće čini, onda se ona obuhvata pri analizi nosivosti stuba. Pored početne imperfekcije (e_0) koja je kod realnih stubova uvek prisutna, i zbog koje se na sredini stuba javlja dodatni imperfekcijski moment savijanja $N_{Ed}e_0$ (slika 5.a), proračunom se obuhvata i povećanje momenata savijanja u stubu usled povećanja deformacije (uticaji drugog reda). Uticaji drugog reda mogu i da se zanemare, ali se povećanje momenata usled imperfekcije stuba uzima u obzir.

Usled momenata i sila na krajevima i mogućeg poprečnog opterećenja duž stuba, određuju se sile u presecima stuba. Potrebno je definisati najveći moment savijanja koji se javlja na tom stubu $M_{Ed,max}$. Ovaj moment može da se javi i na jednom od krajeva stuba kada je proračunski moment jednak većem od dva momenta na krajevima ($M_{Ed,1}$, $M_{Ed,2}$). Maksimalni moment može da se javi i u nekom među-preseku duž stuba s obzirom da poprečno opterećenje duž stuba, početna imperfekcija i uticaji drugog reda, utiču na veličinu momenta savijanja.

Za slučaj kada mogu da se zanemare uticaji drugog reda i s obzirom da imperfekcija može biti u bilo kom pravcu, najveći moment savijanja na stubu, ako je npr. $M_{Ed} = M_{Ed,1} = M_{Ed,2}$ može biti dat izrazom:

$$M_{Ed,max} = M_{Ed,1} + N_{Ed}e_0 \quad (26)$$

Ako su momenti na krajevima različite veličine, ili znaka, a početna imperfekcija nije velika obično je $M_{Ed,max}$ jednako većem od momenata na krajevima (slika 5.b).

U EC4 dat je kriterijum preko koga se određuje da li se pri određivanju najvećeg momenta u stubu uticaji drugog reda duž stuba mogu zanemariti ili ih je potrebno uzeti u obzir (27).

4.2 Resistance to compression and uniaxial bending

The column is considered as an individual member loaded at its ends with the axial compression force N_{Ed} and bending moments $M_{Ed,1}$, $M_{Ed,2}$, determined from the first or second order global analysis. Since the column is subjected to bending and axial compression, the analysis is primarily focused on verification of column stability, and the effects of deformed configuration (second order effects) should be taken into account. Therefore, the verification of the limit state of composite column subjected to combined compression and bending is performed within the framework of the second order elastic analysis.

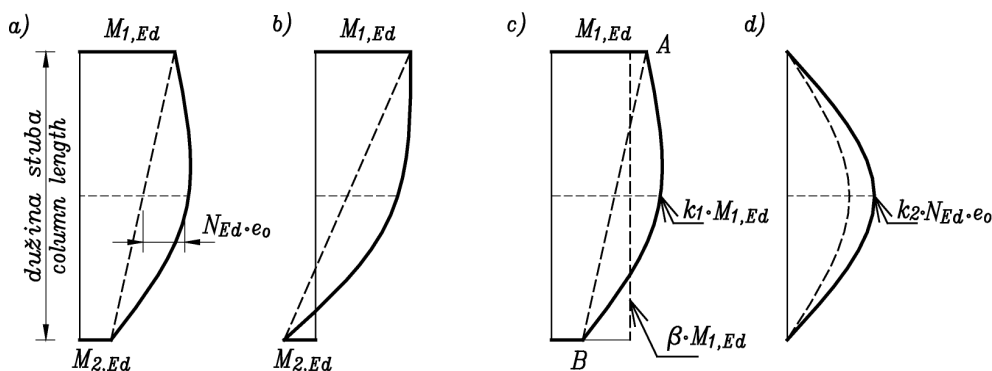
If a column imperfection is neglected in the global analysis, which is common, it should be included in the column analysis. Besides initial imperfection (e_0) which is always present in reality and which produces the additional imperfection moment $N_{Ed}e_0$ (Figure 5.a) at the mid-span, the analysis also include an increase in bending moment due to additional deformations (second order effects). Second order effects can be neglected in some cases, but the additional bending moment due to imperfections has to be taken into account.

The section forces are determined from known column end moments and forces and present lateral loading. It is necessary to define the greatest bending moment of the column $M_{Ed,max}$. This moment can be one of the end moments and the design bending moment is then equal to the greater of two end moments ($M_{Ed,1}$, $M_{Ed,2}$). Also, the greatest bending moment can occur at some mid-section since the present lateral loading, initial imperfections and second-order effects affect the moment distribution.

In the case when second order effects can be neglected and since imperfection can exist in any direction, the column greatest bending moment, for the case when $M_{Ed} = M_{Ed,1} = M_{Ed,2}$, can be expressed as:

If end moments have different values or different signs and initial imperfection is not significant, $M_{Ed,max}$ is usually equal to the greater of the two end moments (Figure 5.b).

Eurocode 4 gives the criteria when second order effects need to be included in determination of the greatest column bending moment (27).



Slika 5. Dijagrami momenata prvog i drugog reda po dužini stuba
 a) i b) Momenti prvog reda na krajevima i imperfekcijski moment;
 c) Povećanje momenata na krajevima usled uticaja drugog reda;
 d) Povećanje imperfekcijskog momenta usled uticaja drugog reda

Figure 5. First order and second order bending moment diagrams
 a) and b) First order bending moments and imperfection moment;
 c) Increase of end moments due to second order effects;
 d) Increase of imperfection moment due to second order effects

Za izdvojene stubove sa nepomerljivim čvorovima, uticaji drugog reda se moraju uzeti u obzir u slučaju kada je ispunjen sledeći uslov:

$$N_{cr,eff} \leq 10N_{Ed} \quad (27)$$

gde je $N_{cr,eff}$ kritična elastična sila (19) koja odgovara krutosti definisanoj izrazom (22).

U praksi je najveći broj stubova relativno vitak i potrebno je uzeti u obzir uticaje drugog reda. U tu svrhu se izolovani stub može posmatrati kao obostrano zglobno vezan, opterećen na krajevima normalnom silom i momentima savijanja dobijenih globalnom analizom, kao i poprečnim opterećenjem. Korišćenjem diferencijalne jednačine drugog reda može se tada odrediti maksimalni moment u stubu koji se uzima kao proračunski moment $M_{Ed,max}$.

Kao uprošćenje u približnoj metodi proračuna stubova, koju predlaže EC4, uticaji drugog reda duž stuba se mogu uzeti u obzir i množenjem najvećeg proračunskog momenta M_{Ed} koeficijentom uvećanja k koji je dat izrazom

$$k = \frac{b}{1 - N_{Ed} / N_{cr,eff}}, \geq 1,0 \quad (28)$$

gde je b koeficijent ekvivalentnog momenta (tabela 3).

Uvećanje početnih momenta koeficijentom k , da bi se uzeli u obzir uticaji drugog reda, se odnosi i na imperfekcijski moment $N_{Ed}e_o$. Dakle, posmatraju se dve odvojene raspodele momenata, pa se koriste i dva koeficijenta k_1 i k_2 . Prva raspodela daje ekvivalentni moment k_1M_{Ed} koji odgovara pravom štapu, a druga raspodela odgovara momentu prvog reda usled imperfekcije $k_2N_{Ed}e_o$. U izrazu k_1M_{Ed} moment M_{Ed} je veći od momenata na krajevima, dobijenih globalnom analizom (tabela 3), a $k_1 = k$.

Koeficijent ekvivalentnog momenta β (dat u tabeli 3) zavisi od raspodele (dijagrama) momenata savijanja duž stuba. Momenti prvog reda na krajevima zamenjuju se ekvivalentnim momentom βM_{Ed} (slika 5.c) koji se na

For individual columns, second order effects need to be taken into account when the following condition is satisfied:

where $N_{cr,eff}$ is the critical elastic normal force (19) that corresponds to the flexural stiffness defined in expression (22).

In practice, the greatest number of columns is relatively slender and second order effects needs to be taken into account. The isolated column can be considered as pinned at both ends, loaded at the ends with axial force and two bending moments for global analysis, and subjected to lateral loading. Using the second order differential equation, the greatest bending moment in the column can be determined, which is taken as design moment $M_{Ed,max}$.

As an additional simplification in the simplified design method of EC4, second order effects can be taken into account by multiplying the greatest design bending moment M_{Ed} by the factor k given by:

where b is an equivalent moment factor (Table 3).

The increase of bending moments by a factor k , in order to include second order effects, refers also to the imperfection moment $N_{Ed}e_o$. Therefore, two different bending moment distributions are considered, with two different coefficients k_1 and k_2 . The first distribution gives the equivalent moment k_1M_{Ed} that corresponds to the flat column, and the second distribution corresponds to the first order moment due to imperfection $k_2N_{Ed}e_o$. In the expression k_1M_{Ed} , moment M_{Ed} is larger of the two end moments, obtained by the global analysis (Table 3), and $k_1 = k$.

The equivalent moment factor β (given in Table 3) depends on the bending moment distribution over the column length. The first order end bending moments are

sredini stuba povećava na $k_1 M_{Ed}$ kako bi se uzeli u obzir uticaji drugog reda.

Moment prvog reda usled imperfekcije $N_{Ed}e_0$, na osnovu tabele 3 ima raspodelu tako da je $\beta=1$, pa je prema tome k_2 različito od k_1 , i k_2 je uvek veće od 1.

S obzirom da je normalna sila konstantna i da imperfekcija može biti u bilo kom pravcu, to se onda moment $k_2 N_{Ed}e_0$ i odgovarajući moment $k_1 M_{Ed}$ mogu sabrati, pa je najveći moment savijanja na stubu obično dat izrazom:

$$M_{Ed,max} = k_1 M_{Ed} + k_2 N_{Ed}e_0 \quad (29)$$

Pri tome $M_{Ed,max}$ mora biti veći ili najmanje jednak većem od momenata na krajevima ($M_{Ed,1}, M_{Ed,2}$).

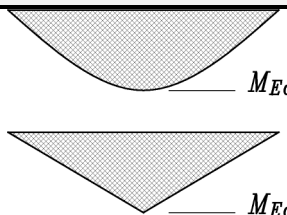
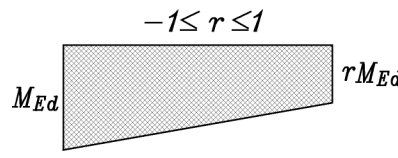
replaced by an equivalent moment βM_{Ed} (Figure 5.c) which increases to $k_1 M_{Ed}$ at the mid-span in order to take into account the second order effects.

The first order bending moment due to imperfection $N_{Ed}e_0$, according to the Table 3, has such the distribution that $\beta=1$, and, therefore, k_2 differs from k_1 , and k_2 is always greater than 1.

Since the axial force is constant and that imperfections can exist in any direction, the moment $k_2 N_{Ed}e_0$ and the corresponding moment $k_1 M_{Ed}$ can add, and the greatest moment is given by the expression:

$M_{Ed,max}$ needs to be greater or equal to the greater of the two end moments ($M_{Ed,1}, M_{Ed,2}$).

Tabela 3. Koeficijenti b za određivanje momenata po teoriji drugog reda
Table 3. Factor b for the determination of second order bending moment

Raspodela momenta Moment distribution	Koeficijenti momenata b Moment factor b	Komentar Comment
	<p>Momenti savijanja po teoriji prvog reda usled imperfekcije elementa ili poprečnog opterećenja First order bending moment from member imperfection or lateral loading</p> <p>$b = 1,0$</p>	<p>M_{Ed} je maksimalni moment savijanja u okviru dužine stuba, ne uzimajući u obzir uticaje po teoriji drugog reda</p> <p>M_{Ed} the greatest bending moment over the column length ignoring second order effects</p>
	<p>Momenti na krajevima: End moments:</p> <p>$b = 0,66 + 0,44r$ ali / but $b \geq 0,44$</p>	<p>M_{Ed} i rM_{Ed} su momenti na krajevima iz globalne analize po teoriji prvog ili drugog reda</p> <p>M_{Ed} and rM_{Ed} are the end moments from the first or second order global analysis</p>

Prema izrazu (28) k mora biti veće ili jednako 1, ovaj uslov je više nego konzervativan kada se zajedno posmatraju obe raspodele momenata drugog reda i tada je često koeficijent ekvivalentnog momenta β za momente na krajevima takav da je odgovarajuće $k < 1$. Pored toga na sredini visine stuba komponenta usled momenata na krajevima zavisi od njihovog odnosa r , pa može imati i malu vrednost tako da u ovom slučaju uslov $k \geq 1$ ne mora da bude ispunjen.

Postupak određivanja nosivosti stuba pri pritisku i jednoosnom savijanju zasniva se na primeni interakcionog dijagrama prikazanog na slici 6, a koji se određuje na osnovu interakcione krive za poprečni presek stuba (slika 2.a).

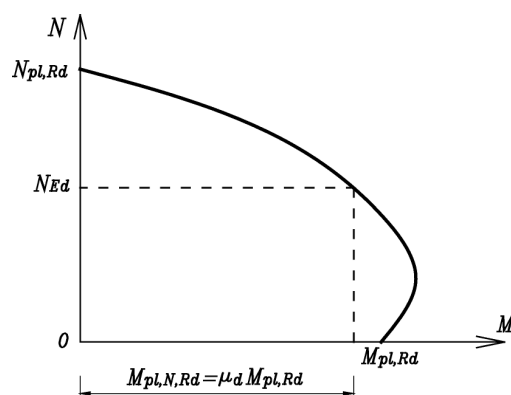
Potrebno je prvo proveriti nosivost stuba pri dejstvu samo aksijalne sile pritiska na način kako je to prikazano u delu 4.1. Ako je zadovoljen uslov (24), tj $N_{Ed} \leq C \cdot N_{pl,Rd}$ onda proračunskoj aksijalnoj sili pritiska N_{Ed} na interakcionom dijagramu (slika 6) odgovara moment savijanja $M_{pl,N,Rd} = \mu_d M_{pl,Rd}$. Da bi stub imao adekvatnu nosivost mora biti zadovoljen i sledeći uslov:

According to the expression (28) k has to be greater or equal to 1. However, this condition is very conservative when the two distributions are considered together and often the equivalent moment factor β for end moments is such that the corresponding $k < 1$. Besides that, the moment at the mid-span depends on the end moments and their ratio r , and can have a small value, so that, in this case, the condition $k \geq 1$ does not need to be satisfied.

The procedure for determining the column resistance to compression and uniaxial bending is based on the interaction diagram shown in Figure 6, which is the ultimate capacity cross-section interaction curve (Figure 2.a).

Firstly, the resistance of the column to compression is verified as it is explained in the section 4.1. If the condition (24) is satisfied, i.e. $N_{Ed} \leq C \cdot N_{pl,Rd}$, the bending moment that corresponds to the design axial force N_{Ed} on the interaction curve (Figure 6), is $M_{pl,N,Rd} = \mu_d M_{pl,Rd}$. The column has sufficient resistance if the following condition is satisfied:

$$\frac{M_{Ed}}{M_{pl,N,Rd}} = \frac{M_{Ed}}{m_d M_{pl,Rd}} \leq a_M \quad (30)$$



Slika 6: Nosivost stuba: Interakcioni dijagram za pritisak i jednoosno savijanje
Figure 6. Column resistance: interaction curve for compression and uniaxial bending

gde je: $M_{Ed}=M_{Ed,max}$ proračunska vrednost najvećeg momenta savijanja na stubu (na krajevima ili duž stuba) (26) ili (29); $M_{pl,N,Rd}$ proračunska vrednost plastičnog momenta nosivosti, uzimajući u obzir aksijalnu silu N_{Ed} , određena preko $m_b M_{pl,Rd}$, prema slici 6; $M_{pl,Rd}$ proračunska vrednost plastičnog momenta nosivosti određena prema izrazu (15).

Koeficijentom a_M obuhvataju se aproksimacije uvedene prilikom određivanja interakcionog dijagrama (slika 2.a), kao što je pretpostavka o pravougaonom dijagramu napona u pritisnutom betonu za koji se uzima da se prostire sve do neutralne ose. Takođe je korišćena efektivna krutost na savijanje $(EI)_{eff}$ gde se zanemaruje ispucalost betona. Tako da je neophodno izvršiti korekciju nosivosti na savijanje.

Za klase čelika od S235 zaključno sa S355, koeficijent a_M ima vrednost 0,9, dok se za klase S420 i S460 uzima 0,8.

4.3 Nosivost spregnutog stuba pri aksijalnom pritisku i dvoosnom savijanju

Za spregnuti stub izložen aksijalnom pritisku i dvoosnom savijanju vrši se provera nosivosti za svaku ravan savijanja pojedinačno u skladu sa delom 4.2. Na osnovu slike 7, određuju se vrednosti μ_{dy} i μ_{dz} . Imperfekcije se uzimaju u obzir samo u ravni u kojoj se očekuje pojava loma.

Stub ima adekvatnu nosivost ako su zadovoljeni i sledeći uslovi:

$$\frac{M_{y,Ed}}{m_{dy} M_{pl,y,Rd}} \leq a_{M,y} \quad , \quad \frac{M_{z,Ed}}{m_{dz} M_{pl,z,Rd}} \leq a_{M,z} \quad (31)$$

$$\frac{M_{y,Ed}}{m_{dy} M_{pl,y,Rd}} + \frac{M_{z,Ed}}{m_{dz} M_{pl,z,Rd}} \leq 1,0 \quad (32)$$

where: $M_{Ed}=M_{Ed,max}$ is the greatest design column bending moment (at the end sections or somewhere between) (26) or (29); $M_{pl,N,Rd}$ is the design plastic moment resistance, including axial force N_{Ed} , determined as $m_b M_{pl,Rd}$, according to Figure 6; $M_{pl,Rd}$ is the plastic resistance moment according to (15).

The coefficient a_M includes approximations introduced during the construction of interaction curves (Figure 2.a), such as the assumption of rectangular stress diagram in compressed concrete up to the neutral axis. Also, the effective flexural stiffness $(EI)_{eff}$ that neglects cracking of concrete is used. Therefore, it is necessary to correct the calculated bending resistance.

For steel grades between S235 and S355, the coefficient a_M is equal to 0.9, while for grades S420 and S460 it is 0.8.

4.3 Resistance to compression and biaxial bending

The composite column subjected to axial compression and biaxial bending should be verified for each plane of bending separately, as explained in section 4.2. According to the Figure 7, values μ_{dy} and μ_{dz} can be determined. Imperfections should be considered only in the plane in which failure is expected to occur.

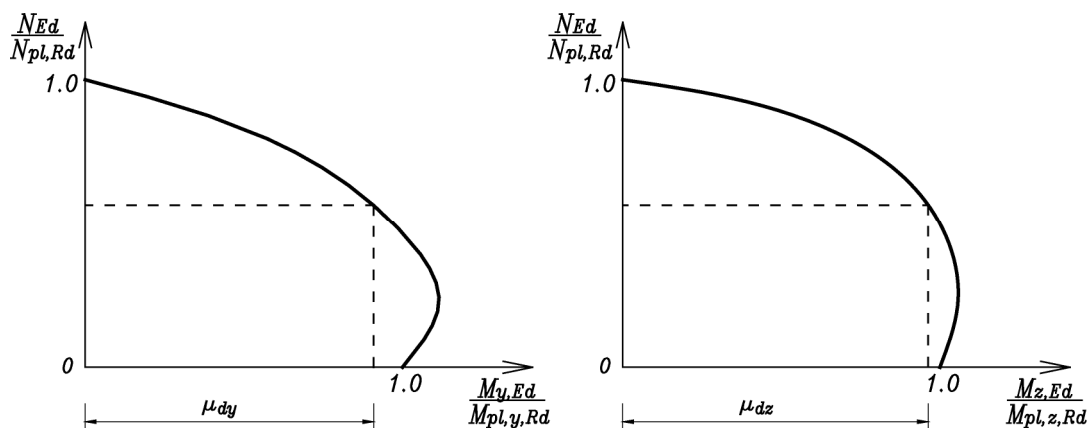
The column should satisfy the following conditions:

$M_{pl,y,Rd}$ i $M_{pl,z,Rd}$ proračunska vrednost plastičnog momenta nosivosti za odgovarajuću ravan savijanja,

$M_{y,Ed}$ i $M_{z,Ed}$ proračunske vrednosti momenata savijanja, uključujući i uticaje drugog reda i imperfekcije

$M_{pl,y,Rd}$ and $M_{pl,z,Rd}$ are the plastic bending resistances of the relevant plane of bending,

$M_{y,Ed}$ and $M_{z,Ed}$ are the design bending moments including the second order effects and imperfections.



Slika 7. Nosivost stuba pri aksijalnom pritisku i dvoosnom savijanju
Figure 7. Column resistance to compression and biaxial bending

Tabela 4. Krive izvijanja i ekvivalentne početne imperfekcije
Table 4. Buckling curves and equivalent member imperfections

Poprečni presek Cross section	Ograničenja Limitations	Osa izvijanja Axis of buckling	Kriva izvijanja Buckling curve	Imperfekcija elementa Member imperfection
		y-y	b	L/200
		z-z	c	L/150
		y-y	b	L/200
		z-z	c	L/150
	$r_s \leq 3\%$	bilo koja any	a	L/300
	$3\% < r_s \leq 6\%$	bilo koja any	b	L/200

5 ZAKLJUČAK

U radu je prikazan proračun spregnutih stubova uprošćenom metodom proračuna prema Evrokodu 4. Primena ove metode je ograničena na spregnute stubove čiji su poprečni presezi dvostruko simetrični i konstantni duž stuba. Kako se ovaj tip spregnutih stubova u inženjerskoj praksi i najčešće koristi, to se primenom ove uprošćene metode njihov proračun može sprovesti efikasno i dovoljno tačno bez preteranih teškoća.

NAPOMENA:

Drugi autor se zahvaljuje Ministarstvu nauke Republike Srbije na finansijskoj podršci u okviru projekta TR 36046.

6 LITERATURA REFERENCES

- [1] Evrokod 4: EN 1994-1-1:2004 Proračun spregnutih konstrukcija od čelika i betona, Beograd, februar 2006.
- [2] Johnson R.P.: Composite Structures of Steel and Concrete, Volume 1, Beams, Columns and Frames for Buildings, Blackwell scientific Publication, Oxford 2004, Third Edition.
- [3] Johnson R. P. and Anderson D.: Designers' guide to en 1994-1- Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures, Part 1.1: General Rules and Rules for Buildings, Thomas Telford, 2004.
- [4] Vlajić Lj., Landović A.: Ojačanje armirano-betonskih stubova sprežanjem sa čeličnim cevima, Materijali i konstrukcije, vol. 53, br. 4, str. 39-49, 2010.
- [5] Vlajić Lj., Bešević M., Landović A., Kukaras D.: Numerička analiza nosivosti pritisnutih spregnutih stubova od armiranog betona i čelika, Izgradnja, vol. 64, br. 9-10, str. 513-520, 2010.
- [6] Folić R., Zenunović D.: Spregnute konstrukcije čelik-beton, Monografija, Fakultet tehničkih nauka, Novi Sad, 2009.
- [7] Deretić-Stojanović B., Kostić S.: Creep and shrinkage analysis according to EC4, International Symposium Macedonian Association of the Structural Engineers, Ohrid, Macedonia, 14-17 october, 2009, k1 -pp 175-180.
- [8] Deretić-Stojanović B., Marković N.: Proračun spregnutih stubova, XX kongres jugoslovenskog društva za ispitivanje i istraživanje materijala i konstrukcija, jun 1996. Cetinje, Beograd, II knj., str. 243-248
- [9] Čukić D., Deretić-Stojanović B.: Proračun spregnutih konstrukcija od čelika i betona, Seminar: Evrokodovi za konstrukcije, Beograd 2006, 183-220.
- [10] Miličić Ilija M., Vlajić Ljubomir M., Folić Radomir J.: Numeričko modeliranje i simulacija - eksperimentalno-teorijske analize spregnute tavanice pri statičkom dejstvu, Materijali i konstrukcije, 2008, vol. 51, br. 3, str. 51-60
- [11] Mašović S.: Efekti dugotrajnog opterećenja na ponašanje betonskih konstrukcija, Materijali i konstrukcije, 2008, vol. 51, br. 4, str. 16-26

5 CONCLUSIONS

The design of composite steel-concrete columns based on the simplified design method according to Eurocode 4 is presented in this paper. The application of this method is limited to composite columns with double symmetric and uniform cross section. As this type of composite columns is used very often in engineering practice, the presented type of analysis is very useful since it allows simple and efficient, but enough accurate analysis of composite columns.

NOTE:

The second author thanks the Ministry of Science of the Republic of Serbia for financial support under project TR 36046.

REZIME

PRORAČUN SPREGNUTIH STUBOVA OD ČELIKA I BETONA

Biljana DERETIĆ-STOJANOVIĆ
Svetlana KOSTIĆ
Sasa STOSIĆ

U radu se prikazuje proračun nosivosti spregnutih stubova prema važećem evropskom standardu za proračun spregnutih konstrukcija od čelika i betona - Evrokodu 4 (EC4). Daje se detaljni prikaz približne metode proračuna i uslovi za njenu primenu. Stub se posmatra kao izolovani element opterećen mogućim poprečnim opterećenjem i opterećen na krajevima aksijalnom silom pritiska i momentima određenim globalnom analizom tj. analizom konstrukcije kojoj pripada posmatrani stub.

Analizira se nosivost spregnutog stuba izloženog samo aksijalnom pritisku i izloženog istovremenom uticaju aksijalnog pritiska i savijanja momentima. Provera nosivosti poprečnog preseka spregnutog stuba vrši se u okviru teorije plastičnosti, a analiza nosivosti izolovanog stuba u okviru teorije elastičnosti, vodeći računa o uticajima drugog reda i imperfekcijama stuba. Analiza nosivosti, a time i stabilnosti, pri aksijalnom pritisku izolovanog stuba bazira se na primeni Evropskih krivih izvijanja. Provera nosivosti pri kombinaciji aksijalnog pritiska i savijanja momentima zasniva se na interakcionom dijagramu koji se određuje pri analizi nosivosti poprečnog preseka posmatranog stuba.

Kako je u toku usvajanje Evrokodova za konstrukcije kao naših zvaničnih standarda, cilj ovog rada je da detaljnim prikazom proračuna spregnutih stubova prema Evrokodu 4 olakša primenu ovog standarda u našoj inženjerskoj praksi.

Ključne reči: spregnuti stubovi, teorija elastičnosti, teorija plastičnosti, uticaji drugog reda, krive interakcije

SUMMARY

ANALYSIS OF COMPOSITE STEEL AND CONCRETE COLUMNS

Biljana DERETIĆ-STOJANOVIĆ
Svetlana KOSTIĆ
Sasa STOSIĆ

The paper deals with the design of composite steel-concrete columns according to Eurocode 4. The simplified design method and limitations for its use are explained in details. A column is analysed as an individual member, subjected to lateral loadings over the column height and axial forces and bending moments at the element ends, determined from global analysis, i.e. from the analysis of the whole structure.

The resistance of a composite column subjected to axial compression and biaxial bending is analysed. The verification of bending resistance of a composite steel-concrete column cross section is based on theory of plasticity, while resistance of individual column is based on the theory of elasticity, but include the second-order effects and imperfections. Capacity and stability analysis under axial compression is based on the use of European buckling curves. The verification of column bearing capacity is based on the use of interaction diagram determined from capacity analysis of composite cross-section.

Since the Eurocodes are being accepted as our national standards, the main aim of this paper is to simplify the use of this standard in our ordinary engineering practice through the detailed explanations of the design procedure of composite steel-concrete columns.

Key words: composite columns, theory of elasticity, theory of plasticity, second-order effects, interaction curves

UPUTSTVO AUTORIMA*

Prihvatanje radova i vrste priloga

U časopisu Materijali i konstrukcije štampaće se neobjavljeni radovi ili članci i konferencijska saopštenja sa određenim dopunama ili bez dopuna, prema odluci Redakcionog odbora, a samo izuzetno uz dozvolu prethodnog izdavača prihvaćaju se i objavljeni rad. Vrste priloga autora i saradnika koji će se štampati su: originalni naučni radovi, prethodna saopštenja, pregledni radovi, stručni radovi, konferencijska saopštenja (radovi sa naučno-stručnih skupova), kao i ostali prilozi kao što su: prikazi objekata i iskustava - primeri, diskusije povodom objavljenih radova i pisma uredništvu, prikazi knjiga i zbornika radova, kao i obaveštenja o naučno-stručnim skupovima.

Originalni naučni rad je primarni izvor naučnih informacija i novih ideja i saznanja kao rezultat izvornih istraživanja uz primenu adekvatnih naučnih metoda. Dobijeni rezultati se izlažu kratko, jasno i objektivno, ali tako da poznavalac problema može proceniti rezultate eksperimentalnih ili teorijsko numeričkih analiza i tok razmišljanja, tako da se istraživanje može ponoviti i pri tome dobiti iste ili rezultate u okvirima dopuštenih odstupanja, kako se to u radu navodi.

Prethodno saopštenje sadrži prva kratka obaveštenja o rezultatima istraživanja ali bez podrobnih objašnjenja, tj. kraće je od originalnog naučnog rada. U ovu kategoriju spadaju i diskusije o objavljenim radovima ako one sadrže naučne doprinose.

Pregledni rad je naučni rad koji prikazuje stanje nauke u određenoj oblasti kao plod analize, kritike i komentara i zaključaka publikovanih radova o kojima se daju svi neophodni podaci pregledno i kritički uključujući i sopstvene radove. Navode se sve bibliografske jedinice korišćene u obradi tematike, kao i radovi koji mogu doprineti rezultatima daljih istraživanja. Ukoliko su bibliografski podaci metodski sistematizovani, ali ne i analizirani i raspravljani, takvi pregledni radovi se klasifikuju kao stručni pregledni radovi.

Stručni rad predstavlja koristan prilog u kome se iznose poznate spoznaje koje doprinose širenju znanja i prilagođavanja rezultata izvornih istraživanja potrebama teorije i prakse. On sadrži i rezultate razvojnih istraživanja.

Konferencijsko saopštenje ili rad sopšten na naučno-stručnom skupu koji mogu biti objavljeni u izvornom obliku ili ih autor, u dogovoru sa redakcijom, bitno preradi i proširi. To mogu biti naučni radovi, naročito ako su sopštenja po pozivu Organizatora skupa ili sadrže originalne rezultate prvi put objavljene, pa ih je korisno uz određene dopune učiniti dostupnim široj stručnoj javnosti. Štampaće se i stručni radovi za koje Redakcioni odbor oceni da su od šireg interesa.

Ostali prilozi su prikazi objekata, tj. njihove konstrukcije i iskustava-primeri u građenju i primeni različitih materijala, diskusije povodom objavljenih radova i pisma uredništvu, prikazi knjiga i zbornika radova, kao i obaveštenja o naučno-stručnim skupovima.

Autori uz rukopis predlažu kategorizaciju članka. Svi radovi pre objavljivanja se recenziraju, a o prihvatanju za publikovanje o njihovoj kategoriji konačnu odluku donosi Redakcioni odbor.

Da bi se ubrzao postupak prihvatanja radova za publikovanje, potrebno je da autori uvažavaju Uputstva za pripremu radova koja su navedena u daljem tekstu.

Uputstva za pripremu rukopisa

Rukopis otkucati jednostrano na listovima A-4 sa marginama od 31 mm (gore i dole) a 20 mm (levo i desno), u Wordu fontom Arial sa 12 pt. Potrebno je uz jednu kopiju svih delova rada i priloga, dostaviti i elektronsku verziju na navedene E-mail adrese, ili na CD-u. Autor je obavezan da čuva jednu kopiju rukopisa kod sebe zbog eventualnog oštećenja ili gubitka rukopisa.

Od broja 1/2010, prema odluci Upravnog odbora Društva i Redakcionog odbora, radovi sa pozitivnim recenzijama i prihvaćeni za štampu, publikovaće se na srpskom i engleskom jeziku.

Svaka stranica treba da bude numerisana, a optimalni obim članka na jednom jeziku, je oko 16 stranica (30000 slovnih mesta) uključujući slike, fotografije, tabele i popis literature. Za radove većeg obima potrebna je saglasnost Redakcionog odbora.

Naslov rada treba sa što manje reči (poželjno osam, a najviše do jedanaeset) da opiše sadržaj članka. U naslovu ne koristiti skraćenice ni formule. U radu se iza naslova daju ime i prezime autora, a titule i zvanja, kao i ime institucije u podnožnoj napomeni. Autor za kontakt daje telefone, faks i adresu elektronske pošte, a za ostale autore poštansku adresu.

Uz sažetak (rezime) od oko 150 do 200 reči, na srpskom i engleskom jeziku daju se ključne reči (do deset). To je jezgrovit prikaz celog članka i čitaocima omogućuje uvid u njegove bitne elemente.

Rukopis se deli na poglavlja i potpoglavlja uz numeraciju, po hijerarhiji, arapskim brojevima. Svaki rad ima uvod, sadržinu rada sa rezultatima, analizom i zaključcima. Na kraju rada se daje popis literature.

Kod svih dimenzionalnih veličina obavezna je primena međunarodnih SI mernih jedinica.

Formule i jednačine treba pisati pažljivo vodeći računa o indeksima i eksponentima. Autori uz izraze u tekstu definišu simbole redom kako se pojavljuju, ali se može dati i posebna lista simbola u prilogu.

Prilozi (tabele, grafikoni, sheme i fotografije) rade se u crno-belom tehničkom, u formatu koji obezbeđuje da pri smanjenju na razmere za štampu, po širini jedan do dva stupca (8cm ili 16.5cm), a po visini najviše 24.5cm, ostanu jasni i čitljivi, tj. da veličine slova i brojeva budu najmanje 1.5mm. Originalni crteži treba da budu kvalitetni i u potpunosti pripremljeni za presnimavanje. Mogu biti i dobre, oštre i kontrastne fotokopije. Koristiti fotografije, u crno-belom tehničkom, na kvalitetnoj hartiji sa oštrim konturama, koje omogućuju jasnu reprodukciju. Skraćenice u prilogima koristiti samo izuzetno uz obaveznu legendu. Prilozi se posebno označavaju arapskim brojevima, prema redosledu navođenja u tekstu. Objašnjenje tabela daje se u tekstu.

Potrebno je dati spisak svih skraćenica korišćenih u tekstu.

U popisu literature na kraju rada daju se samo oni radovi koji se pominju u tekstu. Citirane radove treba prikazati po azbučnom redu prezimena prvog autora. Literaturu u tekstu označiti arapskim brojevima u uglastim zagradama, kako se navodi i u Popisu citirane literature, napr [1]. Svaki citat u tekstu mora se naći u Popisu citirane literature i obrnuto svaki podatak iz Popisa se mora navesti u tekstu.

U Popisu literature se navode prezime i inicijali imena autora, zatim potpuni naslov citiranog članka, iza toga sledi ime časopisa, godina izdavanja i početna i završna stranica (od - do). Za knjige iza naslova upisuje se ime urednika (ako ih ima), broj izdanja, prva i poslednja stranica poglavlja ili dela knjige, ime izdavača i mesto objavljivanja, ako je navedeno više gradova navodi se samo prvi po redu. Kada autor citirane podatke ne uzima iz izvornog rada, već ih je pronašao u drugom delu, uz citat se dodaje «citirano prema...». Neobjavljeni članci mogu se pominjati u tekstu kao «usmeno saopštenje».

Autori su odgovorni za izneseni sadržaj i moraju sami obezbediti eventualno potrebne saglasnosti za objavljivanje nekih podataka i priloga koji se koriste u radu.

Ukoliko rad bude prihvaćen za štampu, autori su dužni da, po uputstvu Redakcije, unesu sve ispravke i dopune u tekstu i prilogima.

Za detaljnija tehnička uputstva za pripremu rukopisa autori se mogu obratiti Redakcionom odboru časopisa.

Rukopisi i prilozi objavljenih radova se ne vraćaju. Sva eventualna objašnjenja i uputstva mogu se dobiti od Redakcionog odbora.

Radovi se mogu slati i na e-mail: folic@uns.ac.rs ili miram@uns.ac.rs i dimk@ptt.rs

Web sajt Društva i časopisa: www.dimk.rs

* Uputstvo autorima je modifikovano i treba ga, u pripremi radova, slediti.

Izdavanje časopisa "Materijali i konstrukcije" finansijski su pomogli:



INŽENJERSKA KOMORA SRBIJE

**MINISTARSTVO ZA NAUKU I TEHNOLOŠKI
RAZVOJ SRBIJE**



**UNIVERZITET U BEOGRADU
GRAĐEVINSKI FAKULTET**



**DEPARTMAN ZA GRAĐEVINARSTVO
FAKULTET TENHIČKIH NAUKA NOVI SAD**



INSTITUT IMS AD, BEOGRAD



**UNIVERZITET CRNE GORE
GRAĐEVINSKI FAKULTET - PODGORICA**