





Gradbeni vestnik • GLASILO ZVEZE DRUŠTEV GRADBENIH INŽENIRJEV IN TEHNIKOV SLOVENIJE in MATIČNE SEKCIJE GRADBENIH INŽENIRJEV INŽENIRSKO ZBORNICE SLOVENIJE

UDK-UDC 05 : 625; tiskana izdaja ISSN 0017-2774;

spletna izdaja ISSN 2536-4332.

Ljubljana, julij 2018, letnik 67, str. 133-156

Izdajatelj:

Zveza društev gradbenih inženirjev in tehnikov Slovenije (ZDGITS), Karlovska cesta 3, 1000 Ljubljana, telefon 01 52 40 200; faks 01 52 40 199 v sodelovanju z **Matično sekcijo gradbenih inženirjev Inženirske zbornice Slovenije (MSG IZS)**, ob podpori **Javne agencije za raziskovalno dejavnost RS, Fakultete za gradbeništvo in geodezijo Univerze v Ljubljani, Fakultete za gradbeništvo, prometno inženirstvo in arhitekturo Univerze v Mariboru in Zavoda za gradbeništvo Slovenije**

Izdajateljski svet:

ZDGITS: **mag. Andrej Kerin**, predsednik
Dušan Jukič
prof. dr. Matjaž Mikoš
IZS MSG: **Gorazd Humar**
Ana Brunčič
dr. Branko Zadnik
UL FGG: **izr. prof. dr. Sebastjan Bratina**
UM FGPA: **doc. dr. Milan Kuhta**

Glavni in odgovorni urednik:

prof. dr. Janez Duhovnik

Lektor:

Jan Grabnar

Lektorica angleških povzetkov:

Romana Hudin

Tajnica:

Eva Okorn

Oblikovalska zasnova:

Mateja Goršič

Tehnično urejanje, prelom in tisk:

Kočevski tisk

Naklada:

500 tiskanih izvodov
3000 naročnikov elektronske verzije

Podatki o objavah v reviji so navedeni v bibliografskih bazah COBISS in ICONDA (The Int. Construction Database) ter na

<http://www.zveza-dgits.si>

Letno izide 12 števil. Letna naročina za individualne naročnike znaša 23,16 EUR; za študente in upokojene 9,27 EUR; za družbe, ustanove in samostojne podjetnike 171,36 EUR za en izvod revije; za naročnike iz tujine 80,00 EUR. V ceni je všteti DDV.

Poslovni račun ZDGITS pri NLB Ljubljana:
SI56 0201 7001 5398 955

Navodila avtorjem za pripravo člankov in drugih prispevkov

1. Uredništvo sprejema v objavo znanstvene in strokovne članke s področja gradbeništva in druge prispevke, pomembne in zanimive za gradbeno stroko.
2. Znanstvene in strokovne članke pred objavo pregleda najmanj en anonimen recenzent, ki ga določi glavni in odgovorni urednik.
3. Članki (razen angleških povzetkov) in prispevki morajo biti napisani v slovenščini.
4. Besedilo mora biti zapisano z znaki velikosti 12 točk in z dvojnimi presledki med vrsticami.
5. Prispevki morajo vsebovati naslov, imena in priimke avtorjev z nazivi in naslovi ter besedilo.
6. Članki morajo obvezno vsebovati: naslov članka v slovenščini (velike črke); naslov članka v angleščini (velike črke); znanstveni naziv, imena in priimke avtorjev, strokovni naziv, navadni in elektronski naslov; oznako, ali je članek strokoven ali znanstven; naslov POVZETEK in povzetek v slovenščini; ključne besede v slovenščini; naslov SUMMARY in povzetek v angleščini; ključne besede (key words) v angleščini; naslov UVOD in besedilo uvoda; naslov naslednjega poglavja (velike črke) in besedilo poglavja; naslov razdelka in besedilo razdelka (neobvezno); ... naslov SKLEP in besedilo sklepa; naslov ZAHVALA in besedilo zahvale (neobvezno); naslov LITERATURA in seznam literature; naslov DODATEK in besedilo dodatka (neobvezno). Če je dodatkov več, so ti označeni še z A, B, C itn.
7. Poglavlja in razdelki so lahko oštevilčeni. Poglavlja se oštevilčijo brez končnih pik. Denimo: 1 UVOD; 2 GRADNJA AVTOCESTNEGA ODSEKA; 2.1 Avtocestni odsek ... 3 ...; 3.1 ... itd.
8. Slike (risbe in fotografije s primerno ločljivostjo) in preglednice morajo biti razporejene in omenjene po vrstnem redu v besedilu prispevka, oštevilčene in opremljene s podnapisi, ki pojasnjujejo njihovo vsebino.
9. Enačbe morajo biti na desnem robu označene z zaporedno številko v okroglem oklepaju.
10. Kot decimalno ločilo je treba uporabljati vejico.
11. Uporabljena in citirana dela morajo biti navedena med besedilom prispevka z oznako v obliki oglatih oklepajev: (priimek prvega avtorja ali kratica ustanove, leto objave). V istem letu objavljena dela istega avtorja ali ustanove morajo biti označena še z oznakami a, b, c itn.
12. V poglavju LITERATURA so uporabljena in citirana dela razvrščena po abecednem redu priimkov prvih avtorjev ali kraticah ustanov in opisana z naslednjimi podatki: priimek ali kratica ustanove, začetnica imena prvega avtorja ali naziv ustanove, priimki in začetnice imen drugih avtorjev, naslov dela, način objave, leto objave.
13. Način objave je opisan s podatki: knjige: založba; revije: ime revije, založba, letnik, številka, strani od do; zborniki: naziv sestanka, organizator, kraj in datum sestanka, strani od do; raziskovalna poročila: vrsta poročila, naročnik, oznaka pogodbe; za druge vrste virov: kratek opis, npr. v zasebnem pogovoru.
14. Prispevke je treba poslati v elektronski obliki v formatu MS WORD glavnemu in odgovornemu uredniku na e-naslov: janez.duhovnik@fgg.uni-lj.si. V sporočilu mora avtor napisati, kakšna je po njegovem mnenju vsebina članka (pretežno znanstvena, pretežno strokovna) oziroma za katero rubriko je po njegovem mnenju prispevek primeren.

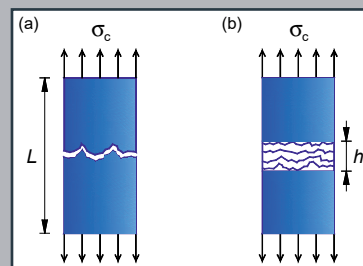
Uredništvo

Vsebina • Contents

Članki • Papers

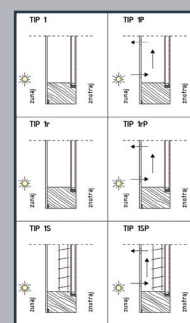
stran **134**

izr. prof. dr. Sebastjan Bratina, univ. dipl. inž. grad.
**ANALIZA VPLIVA RAZPOKANOSTI NA TOGOST
UPOGIBNO OBREMENJENEGA OJAČANEGA
BETONSKEGA NOSILCA Z MODELOM RAZMAZANE RAZPOKE**
ANALYSIS OF THE INFLUENCE OF CRACKING ON THE
STIFFNESS OF REINFORCED CONCRETE ELEMENT USING
SMEARED CRACK CONCEPT



stran **145**

Nina Kolarič Tibaut, univ. dipl. inž. grad., mag. inž. arh.
red. prof. dr. Miroslav Premrov, univ. dipl. inž. grad.
izr. prof. dr. Vesna Žegarac Leskovar, univ. dipl. inž. arh.
**RAZVOJ LESENO-STEKLENEGA FASADNEGA PANELO
PO NAČELU FASADE Z DVOJNIM OVOJEM**
DEVELOPMENT OF A TIMBER-GLASS FACADE PANEL ON
THE PRINCIPLE OF DOUBLE SKIN FACADE



Obvestilo ZDGITS

stran **156**

**ZADNJI PRIPRAVLJALNI SEMINAR IN IZPITNI ROK ZA
STROKOVNE IZPITE ZA GRADBENO STROKO V LETU 2018**

Novi diplomanti

Eva Okorn

Koledar prireditev

Eva Okorn

Slika na naslovnici: gradbišče STRABAG - SPAR v Ljubljani, foto: STRABAG d. o. o.

ANALIZA VPLIVA RAZPOKANOSTI NA TOGOST UPOGIBNO OBREMENJENEGA OJAČANEGA BETONSKEGA NOSILCA Z MODELOM RAZMAZANE RAZPOKE

ANALYSIS OF THE INFLUENCE OF CRACKING ON THE STIFFNESS OF REINFORCED CONCRETE ELEMENT USING SMEARED CRACK CONCEPT

izr. prof. dr. Sebastjan Bratina, univ. dipl. inž. grad.

sebastjan.bratina@fgg.uni-lj.si

Univerza v Ljubljani, FGG, Jamova 2, Ljubljana

Znanstveni članek

UDK 624.012.45:624.072.2(078.9)

Povzetek | V članku predstavimo enodimenzionalni (1D) mehanski model za analizo vpliva razpokanosti na togost ojačenega betonskega nosilca pri kratkotrajni statični obtežbi. Betonski ovoj modeliramo z geometrijsko nelinearnim Reissnerjevim modelom ravninskega nosilca, ojačilno armaturo pa z modelom vrvi. Armaturo in betonski ovoj se lahko na medsebojnem stiku zamakneta, ne moreta pa se razmakniti. V modelu upoštevamo nelinearni zakon stika ter nelinearne konstitutivne zakone za beton, jeklo za armiranje in jeklo za prednapenjanje. Razpokanost betona modeliramo z modelom »razmazane« razpoke. Neobčutljivost rezultatov analize od izbire mreže končnih elementov rešimo v skladu s priporočili iz literature, in sicer z vpeljavo t. i. »crack-band« elementa ter karakteristične dolžine območja razpokanosti kot materialnega parametra. Učinkovitost in natančnost predstavljenega mehanskega modela prikazujemo s primerjavo z rezultati upogibnih preizkusov prednapetega in armiranobetonskega nosilca. Ugotovimo zelo dobro ujemanje rezultatov. Rezultati so kvalitativno primerljivi z rezultati drugih raziskovalcev, ki so opravili analize podobnih nosilcev z bistveno bolj zahtevnimi mehanskimi 2D- in 3D-modeli.

Ključne besede: armirani beton, prednapeti beton, natezna togost, zdrs, razmazana razpoka, metoda končnih elementov

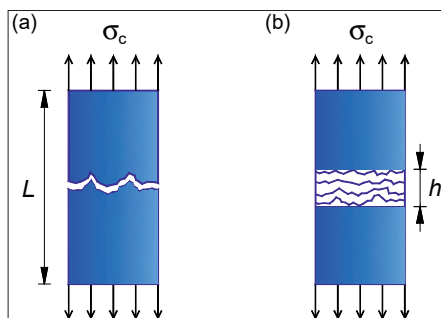
Summary | This paper presents a one-dimensional (1D) mechanical model for the analysis of the influence of cracking on the stiffness of reinforced concrete element under short-term static load. The Reissner geometrically non-linear planar beam theory is used to model each subcomponent of the beam. The bending stiffness of the tendon is neglected. The tangential slip between the tendon and concrete is fully accounted for, while the normal separation is not allowed. The non-linear material law of concrete, reinforcing and prestressing steel is considered. Cracking of concrete is accounted for using smeared crack model. In the numerical solution the mesh dependence is resolved by using the crack-band element, the dimension of which is related to the fracture energy of concrete. The validity of the presented mechanical model is verified on reinforced and prestressed concrete beam previously studied in literature. It is determined that the results of the present 1D model are well in line with the experimental results. The results are also qualitatively comparable with those obtained with significantly more complex 2D and 3D mechanical models.

Key words: reinforced concrete, prestressed concrete, tension stiffening, slip, smeared crack, finite element method

1 • UVOD

Beton je krhek heterogen material, za katerega je med drugim značilen pojav razpok, ki so posledica majhne natezne trdnosti betona. Če pa je beton ojačan z armaturo ali prednapetimi kablji, kljub nastanku razpok še vedno nudi določen odpor nateznim obremenitvam v območju med razpokami zaradi sprijemnih nateznosti med betonom in armaturo. V literaturi zasledimo različne možne rešitve, s katerimi v mehanskih modelih upoštevamo omenjeno natezno nosilnost betona v območju med razpokami (npr. (Fib, 2013)). Pri najpreprostejših to storimo z modificiranim konstitutivnim diagramom betona v nategu (npr. (Bergan, 1979)). Za natančnejše modeliranje razpokanosti betona pa sta se v literaturi uveljavila dva različna modela, ki temeljita na mehaniki loma. V prvem primeru razpokanost betona modeliramo z diskretnimi razpokami (glej sliko 1(a)), to pomeni, da razpoko obravnavamo kot diskontinuiteto v geometriji elementa (npr. ((Dias-da-Costa, 2009), (Bajc, 2013), (Yang, 2008) in drugi)). V drugem primeru pa razpokanost modeliramo z modelom t. i. razmazane razpoke (glej sliko 1(b)), kjer je razporeditev razpok namišljena in ne ustreza dejanskemu stanju (npr. ((Bažant, 1989), (Bažant, 1997), (Yang, 2008) in drugi)). Ker pa so v tem primeru rezultati analize odvisni od mreže končnih elementov (Bažant, 1997), ta nezaželeni vpliv relativno uspešno rešimo s sočasno vpeljavo »crack-band« elementa ter karakteristične dolžine območja razpokanosti kot materialnega parametra (dolžina h na sliki 1(b)).

Takšni mehanski modeli, ki temeljijo na mehaniki loma, so v splošnem zelo zahtevni. To lahko razberemo tudi iz objav v znanstveni literaturi. Tako je Dias-da-Costa s sodelavci (Dias-da-Costa, 2009) analiziral vpliv razpo-



Slika 1 • Modeliranje razpokanosti betona z modeli, ki temeljijo na mehaniki loma: (a) model diskretne razpoke, (b) model »razmazane« razpoke.

kanosti na togost upogibno obremenjenega AB-nosilca, dodatno ojačanega z jekleno ploščo na spodnji strani. Pri tem je uporabil model diskretne razpoke. Polovico nosilca je modeliral s 360 ploskovnimi končnimi elementi in dobil rezultate, ki so se zelo dobro prilegali izmerjenim. Yang s sodelavci (Yang, 2008) je vpliv razpokanosti podobnega upogibno obremenjenega AB-nosilca analiziral tako z modelom razmazane kot z modelom diskretne razpoke. V prvem primeru je nosilec modeliral v komercialnem programu Diana 8, v drugem primeru pa v programu Abaqus. Pri tem je spreminjal tudi gostoto mreže končnih elementov, in sicer je uporabil od 350 do največ 5000 končnih elementov 2D. Ugotovil je, da metodi dajeta primerljive rezultate.

V primeru, ko razpoko obravnavamo kot diskontinuiteto v geometriji elementa, so v zadnjem času brez mrežne (mreže proste) metode (angl. »mesh free methods«) dobra alternativa metodi končnih elementov. Mednje spada elementov prosta metoda Galerkina (angl. »element free Galerkin method«). Takšno metodo je v okviru proučevanja raz-

pokanosti upogibno obremenjenega AB-elementa uporabil tudi že omenjeni Yang (Yang, 2008). Ugotovil je, da je metoda bistveno bolj učinkovita kot primerljiva metoda diskretne razpoke, zasnovana na MKE. Elementov proste metode Galerkina se je poslužil tudi Rabczuk s sodelavci (Rabczuk, 2008), in sicer je za 3D-analizo razpokanosti upogibno obremenjenega prednapetega nosilca uporabil 30.000 oziroma 180.000 t. i. delcev. Izračunani rezultati so se zelo dobro prilegali izmerjenim.

V članku bomo predstavili relativno preprost mehanski 1D-model za analizo vpliva razpokanosti na togost ojačenega betonskega nosilca pri delovanju kratkotrajne statične obtežbe. Pri tem bomo razpokanost betona modelirali z modelom razmazane razpoke. Uporabili bomo razširjeno družino linijskih deformacijskih končnih elementov, ki vključuje tudi »crack-band« element (Markovič, 2013). Betonski ovoj bomo modelirali ločeno od armaturnih palic oziroma prednapetih kablov. Upoštevali bomo, da se palica oziroma kabel in betonski nosilec na medsebojnem stiku lahko zamakneta. Učinkovitost in natančnost predstavljenega mehanskega modela bomo prikazali na primeru upogibno obremenjenega armiranobetonskega oziroma prednapetega betonskega nosilca, za katere obstajajo v literaturi rezultati obremenilnih preizkusov.

Članek ima poleg uvodnega poglavja še šest poglavij. V drugem poglavju natančneje predstavimo razviti mehanski model za analizo razpokanosti ojačanih betonskih linijskih nosilcev. V tretjem poglavju na kratko opišemo postopek reševanja enačb linijskega nosilca z metodo končnih elementov. V četrtem poglavju na primeru dveh ojačanih nosilcev, za katere so v literaturi na voljo rezultati upogibnih preizkusov, prikažemo učinkovitost in natančnost predstavljenega mehanskega modela. Nato sledijo zaključki, zahvala in nabor uporabljene literature.

2 • MEHANSKI MODEL

2.1. Osnovne predpostavke

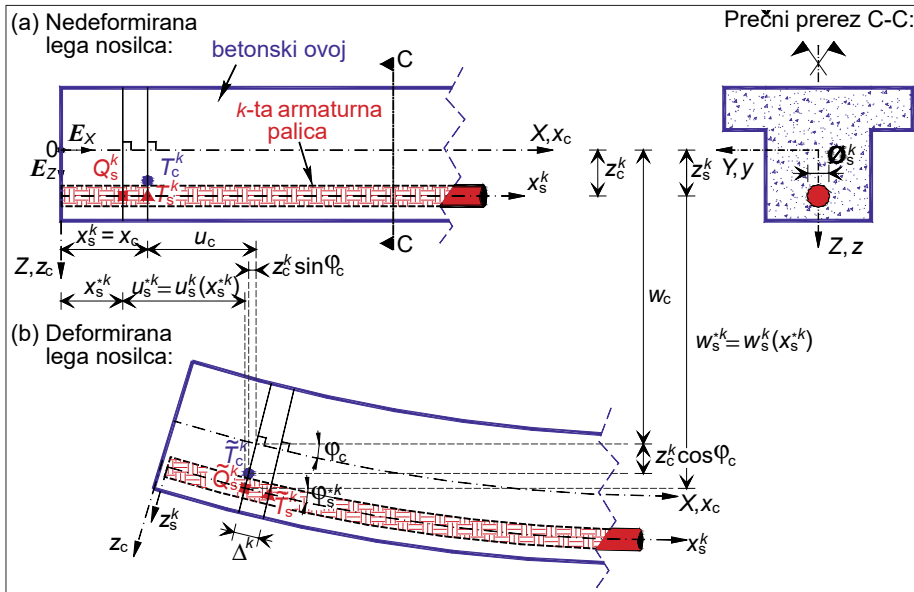
Predstavljeni mehanski model je primeren za analizo napetostnega in deformacijskega stanja razpokanih armiranobetonskih (AB) in predhodno prednapetih betonskih elementov, ki so izpostavljeni kratkotrajni statični obtežbi. V nadaljevanju osnovne predpostavke modela prikažemo na primeru AB-nosilca. Pri predna-

petem betonskem nosilcu kabel obravnavamo na enak način kot armaturno palico, le da je preddeformiran.

AB-nosilec dolžine L in konstantnega prečnega prereza A_c je armiran z n_s ravnimi armaturnimi palicami, pri čemer je ϕ_s^k premer, z_s^k oddaljenost od referenčne osi betonskega dela nosilca, A_s^k pa površina prečnega

prereza k -te palice ($k = 1, \dots, n_s$). Pri tem z $(\bullet)_c$ označimo količine, ki pripadajo betonskemu delu nosilca, z $(\bullet)_s^k$ pa količine, ki pripadajo k -ti armaturni palici. Na sliki 2 prikazujemo nedeformirano in deformirano lego AB-nosilca. Zaradi preglednosti prikazujemo nosilec, armiran le z eno armaturno palico.

Izpeljavo osnovnih enačb poenostavimo z vpeljavo nove materialne koordinate x_s^{*k} , ki določa tisti delec k -te armaturne palice v nedeformirani legi (točka Q_s^k na sliki 2 z oznako »■«), ki je v deformirani legi v stiku z delcem



Slika 2 • Upogibno obremenjeni AB-element. Oznake pomembnih geometrijskih količin.

v betonu z materialno koordinato x_c (točka T_c^k na sliki 2 z oznako »•«). To pomeni, da se delca betona (točka T_c^k) in k -te armaturne palice (točka T_s^k na sliki 2 z oznako »▲«), ki sta bila v nedeformirani legi soležna, v deformirani legi zamakneta za zamik $\Delta^k(x_c)$. Glede na dejstvo, da so tudi zamiki med betonom in armaturno palico relativno majhni ($|\Delta^k| \ll 1$), lahko pri izpeljavi osnovnih enačb dodatno upoštevamo sledeče:

$$(\bullet)_s^k \approx (\bullet)_s^k \quad \text{in} \quad \int_0^{L_c} (\bullet)_s^k dx^* \approx \int_0^L (\bullet)_s^k dx, \quad (1)$$

Zaradi relativno majhne dimenzije armaturnih palic v primerjavi z betonskih ovojem upoštevamo tudi $z_c^k = z_s^k$ (glej sliko 2).

V nadaljevanju predstavimo osnovne enačbe linijskega AB-nosilca. Pri tem betonski ovoj in armaturne palice (in/ali prednapete kable) modeliramo ločeno, pri čemer armaturo modeliramo z modelom vrvi. Zaradi obsežnosti podrobnosti izpeljave ne navajamo, prikažemo le zapis z že upoštevanimi predpostavkami. Več informacij je na voljo v literaturi (Markovič, 2013).

2.2. Vezne enačbe

Z veznimi enačbami opišemo interakcijo na stiku med betonom in k -to armaturno palico. Ker smo pri izpeljavi mehanskega modela predpostavili, da se beton in armaturna palica na stiku samo zamakneta, ne moreta pa se razmakniti oziroma vtisniti drug v drugega, na stiku velja ($k=1, 2, \dots, n_s$):

$$x_c + u_c + z_c^k \sin \varphi_c = x_s^k + u_s^k \quad \text{in} \quad w_c + z_c^k \cos \varphi_c = w_s^k. \quad (2)$$

2.3. Kinematične enačbe

Kinematične enačbe zapišemo v skladu z Reissnerjevim modelom ravninskega nosilca (Reissner, 1972). Deformiranje nosilca opišemo z membranskimi in upogibnimi deformacijami, ki lahko skupaj s pomiki in zasuki zavzamejo številčno poljubne velike vrednosti. Strižno deformiranje nosilca pa zanemarimo. Ob upoštevanju predpostavke (1) ter veznih enačb (2) se zapis nekoliko poenostavi. Tako dobimo tri enačbe za betonski del nosilca (enačbe (3)–(5)) in eno enačbo za armaturno palico (enačba (6)). Torej:

$$1 + u_c' - (1 + \varepsilon_{c0}) \cos \varphi_c = 0, \quad (3)$$

$$w_c' + (1 + \varepsilon_{c0}) \sin \varphi_c = 0, \quad (4)$$

$$\varphi_c' - \kappa_c = 0, \quad (5)$$

$$1 + u_s^k - (1 + \varepsilon_s^k) \cos \varphi_c = 0, \quad (6)$$

$$(k = 1, 2, \dots, n_s).$$

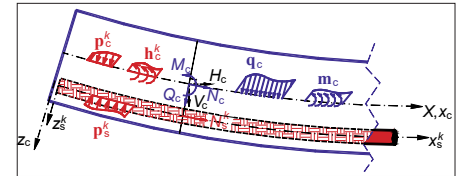
V enačbah (2)–(6) je ε_{c0} specifična sprememba dolžine in κ_c pseudoukrivljenost referenčne osi betonskega dela nosilca, ε_s^k pa je specifična sprememba dolžine referenčne osi k -te armaturne palice. Z u_c in w_c označimo vodoravni in prečni pomik referenčne osi betonskega dela nosilca, z u_s^k pa vodoravni pomik referenčne osi k -te armaturne palice. φ_c je zasuk prečnega prereza betonskega dela nosilca. Zamik na stiku med betonom in k -to armaturno palico pa izračunamo z izrazom:

$$\Delta^k(x_c) = \int_{x_s^k(x_c)}^{x_c} (1 + \varepsilon_s^k) dx, \quad (k = 1, 2, \dots, n_s). \quad (7)$$

2.4. Ravnotežne enačbe

Z ravnotežnimi enačbami predstavimo zvezo med notranjimi statičnimi količinami AB-nosilca in zunanjo obtežbo. Predpostavimo, da zunanja obtežba deluje v referenčni osi beton-

skega dela nosilca, in sicer kot linijska obtežba $q_c = q_{x,c} E_x + q_{z,c} E_z$ oziroma kot momentna obtežba $m_c = m_{y,c} E_y$ (glej sliko 3). Na stiku med armaturno palico in betonskim ovojem pa upoštevamo kontaktno obtežbo. Tako linijska in momentna obtežba $p_c^k = p_{x,c}^k E_x + p_{z,c}^k E_z$ in $h_c^k = p_{x,c}^k z_c^k E_y$ predstavljata vpliv ekscentrične k -te armaturne palice na betonski ovoj. Po drugi strani pa vpliv betonskega ovoja na k -to armaturno palico izrazimo kot linijsko obtežbo $p_s^k = p_{x,s}^k E_x + p_{z,s}^k E_z$.



Slika 3 • Zunanja obtežba AB-nosilca in notranje statične količine v betonskem ovoju oziroma armaturni palici.

Na stiku mora veljati ravnotežje kontaktnih oziroma sprijemnih sil. Kontaktno sile na stiku merimo glede na nedeformirano dolžino skladno z Reissnerjevim modelom nosilca. V tem primeru ob upoštevanju tretjega Newtonovega zakona o akciji in reakciji na stiku ter ob upoštevanju predpostavk v enačbi (1) zapišemo ravnotežje v prostorski bazi (X, Y, Z):

$$p_{x,s}^k + p_{x,c}^k = 0, \quad (k = 1, 2, \dots, n_s), \quad (8)$$

$$p_{z,s}^k + p_{z,c}^k = 0, \quad (k = 1, 2, \dots, n_s). \quad (9)$$

Tako kot kinematične tudi ravnotežne enačbe zapišemo ločeno za betonski del nosilca (enačbe (10) do (12)) in armaturno palico (enačbi (13) in (14)), pri kateri uporabimo enačbi vrvi:

$$H_c' + q_{x,c} + \sum_{k=1}^{n_s} p_{x,c}^k = 0, \quad (10)$$

$$V_c' + q_{z,c} + \sum_{k=1}^{n_s} p_{z,c}^k = 0, \quad (11)$$

$$M_c' - (1 + \varepsilon_{c0}) Q_c + m_{y,c} + \sum_{k=1}^{n_s} p_{x,c}^k z_c^k = 0, \quad (12)$$

$$N_s^k + p_{t,s}^k = 0, \quad (k = 1, 2, \dots, n_s), \quad (13)$$

$$-N_s^k \frac{(1 + \varepsilon_s^k) \kappa_c}{1 + \varepsilon_{c0} + z_c^k \kappa_c} + p_{n,s}^k = 0, \quad (14)$$

$$(k = 1, 2, \dots, n_s).$$

V enačbah (10)–(14) predstavljata H_c in V_c vodoravno in navpično komponento ravnotežne notranje sile v betonskem delu nosilca, M_c pa je ravnotežni upogibni moment. Z N_c in Q_c označimo ravnotežno osno in prečno silo v betonskem delu nosilca, N_s^k pa je osna sila v k -ti armaturni palici (glej sliko 3). V enačbah (13) oziroma (14) sta $p_{t,s}^k$ ($= -p_{t,c}^k$) in $p_{n,s}^k$ ($= -p_{n,c}^k$) strizna in normalna komponenta kontaktne linijske obtežba na stiku v k -ti armaturni palici (oz. v betonskem ovoju).

2.5. Konstitucijske enačbe

S konstitucijskimi enačbami ravnotežne količine povežemo z deformacijskimi količinami, in sicer:

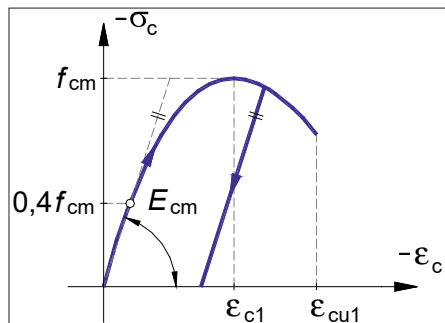
$$N_c = N_{c,c} = \int_{A_c} \sigma_c dA_c \quad \text{in} \quad M_c = M_{c,c} = \int_{A_c} \sigma_c z dA_c \quad (15)$$

$$N_s^k = N_{s,c}^k = \sigma_s^k A_s^k, \quad (k = 1, 2, \dots, n_s), \quad (16)$$

V enačbah (15)–(16) so $\sigma_c(\varepsilon_{c0}, \kappa_c)$ in $\sigma_s^k(\varepsilon_s^k)$ normalne napetosti v betonu in k -ti armaturni palci. Odvisne so od deformacij, zvezo pa določimo z izbranim materialnim modelom (konstitucijskim zakonom). V nadaljevanju predstavimo izbrane konstitucijske zakone za beton, za jeklo za armiranje (in prednapenjanje) ter zakon stika.

2.5.1. Konstitucijski zakon betona v tlaku

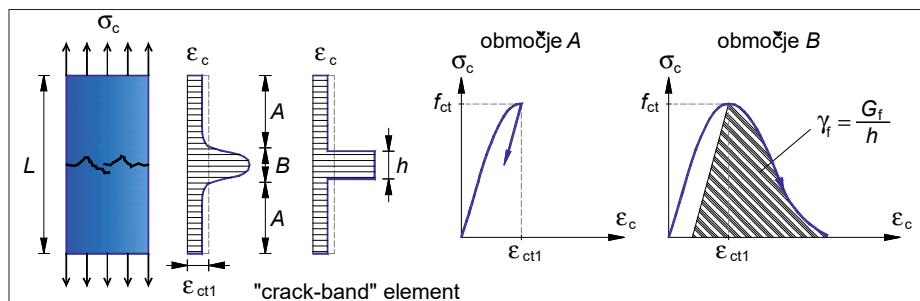
Obnašanje betona v tlaku opišemo z nelinearnim konstitucijskim zakonom, ki ga podaja standard evrokod 2 (SIST, 2005) in je namenjen analizi konstrukcij. Zakon prikazujemo na sliki 4. f_{cm} je povprečna tlačna trdnost betona, dosežena pri deformaciji ε_{c1} , ε_{cu1} pa je mejna tlačna deformacija betona. E_{cm} je sekantni modul elastičnosti betona. Upoštevamo izotropno utrjevanje betona.



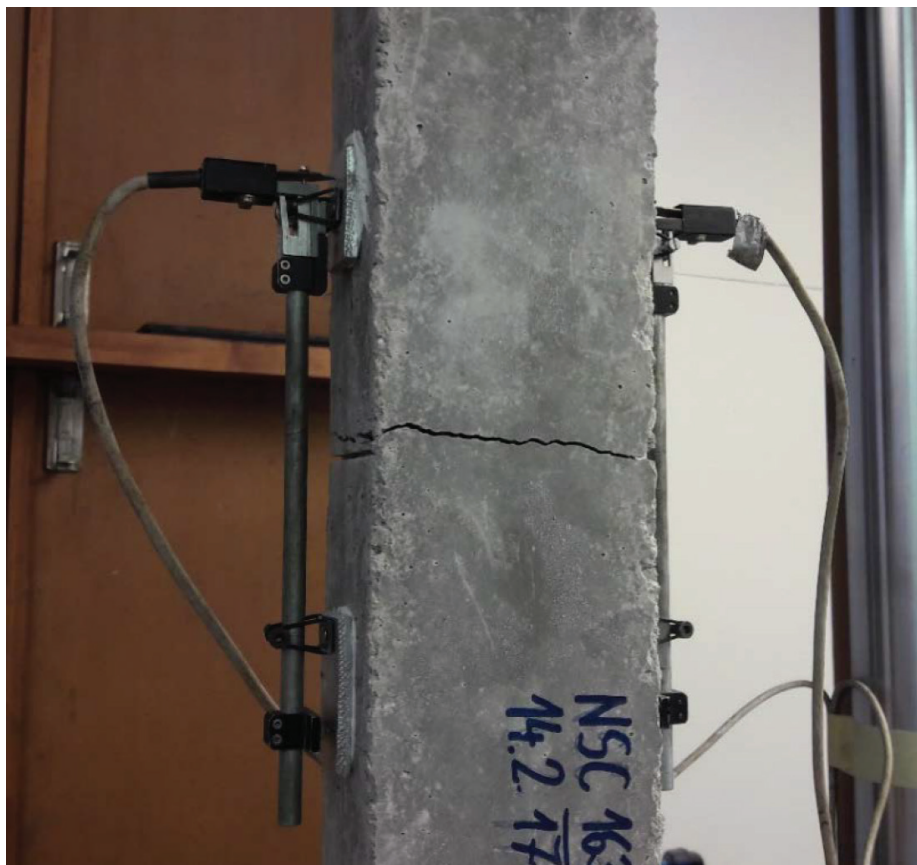
Slika 4 • Konstitucijski zakon betona v tlaku (SIST, 2005).

2.5.2. Konstitucijski zakon betona v nategu

Dokler so natezne napetosti v betonu manjše od natezne trdnosti betona f_{ct} (pripadajoča deformacija je ε_{ct1} ; glej sliko 7), je beton nerazpokan in obnašanje betona je linearno elastično. Ko pa beton razpoka, le-to mode-



Slika 6 • Poškodovanost betona v nategu se pojavi na omejenem območju (Bažant, 1997).



Slika 5 • Natežno obremenjeni betonski preizkušavec. Glavna natezna razpoka je pravokotna na smer natezne obremenitve (osebni arhiv).

limo z modelom razmazane razpoke. Pri tem moramo definirati obnašanje natežno obremenjenega betona v območju mehčanja, tj. na območju, kjer ob nadaljnjem večanju deformacij odpornost betona pade, ter karakteristično dolžino območja razpokanosti kot materialnega parametra (dolžina h na sliki 1(b)). V nadaljevanju najprej podrobneje opišemo eksperimentalne ugotovitve pri nateznem preizkusu betonskega vzorca, ki služijo za teoretično osnovo pri določitvi karakteristične dolžine območja razpokanosti h .

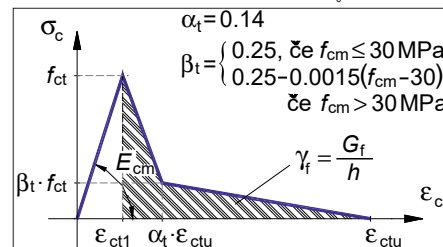
V natežno obremenjenem betonskem vzorcu se porušitev začne z velikim številom mikrorazpok. Z naraščanjem deformacij se razpoke odpirajo, formira se glavna razpoka,

ki je običajno pravokotna na smer natezne obremenitve (glej sliko 5).

Preizkusi kažejo, da se poškodbe betona lokalizirajo le na območju v okolici glavne razpoke (območje B na sliki 6), beton zunaj tega območja pa je praktično nepoškodovan (območje A na sliki 6). Tako je skupno vloženo delo W_f (v (Nm)), ki je potrebno za porušitev vzorca, enako delu, ki ga potrebujemo za porušitev poškodovanega območja B, ki je izpostavljeno mehčanju. Torej (Bažant, 1997):

$$W_f = A_c h \int_0^{\infty} \sigma_c d\varepsilon_{c,pl} = A_c \cdot h \cdot \gamma_f. \quad (17)$$

Pri tem je A_c prečni prerez vzorca, $\varepsilon_{c,pl}$ pa so natezne deformacije betona v območju mehčanja. V enačbi (17) je $\gamma_f = \int_0^{\infty} \sigma_c d\varepsilon_{c,pl}$ delo



Slika 7 • Konstitucijski zakon betona v nategu (Rabczuk, 2005).

(v (N/m²)), ki je potrebno za porušitev enote volumna vzorca in predstavlja površino ploskve pod napetostno-deformacijsko zvezo betona v območju mehčanja (območje B na sliki 6). Pri tem je skladno z Bažantom in sodelavci G_f energija loma (v (Nm/m²)) in je definirana kot (Bažant, 1997):

$$G_f = \frac{W_f}{A_c} = h \cdot \gamma_f \quad (18)$$

To pomeni, da lahko ob znani energiji loma betona (npr. (CEB-FIP, 1993)) in predpostavljenemu poteku konstitucijskega zakona betona v nategu ocenimo karakteristično dolžino območja razpokanosti betona ($h=G_f/\gamma_f$) in jo uporabimo kot dolžino »crack-band« elementa v modelu razmazane razpoke. Pri tem znotraj območja dolžine h predpostavimo konstanten potek nateznih deformacij betona (glej sliko 6).

Torej v okviru predstavljenega mehanskega modela obnašanje betona v nategu opišemo s trilinearnim konstitucijskim zakonom, ki ga povzamemo po literaturi (Rabczuk, 2005). Prikazujemo ga na sliki 7.

2.5.3. Konstitucijski zakon jekla za armiranje in jekla za prednapenjanje

Obnašanje jekla za armiranje oziroma jekla za prednapenjanje opišemo z idealiziranimi bilinearnima modeloma, skladnima z evrokodom 2 (SIST, 2005). Prikazujemo ju na sliki 8.

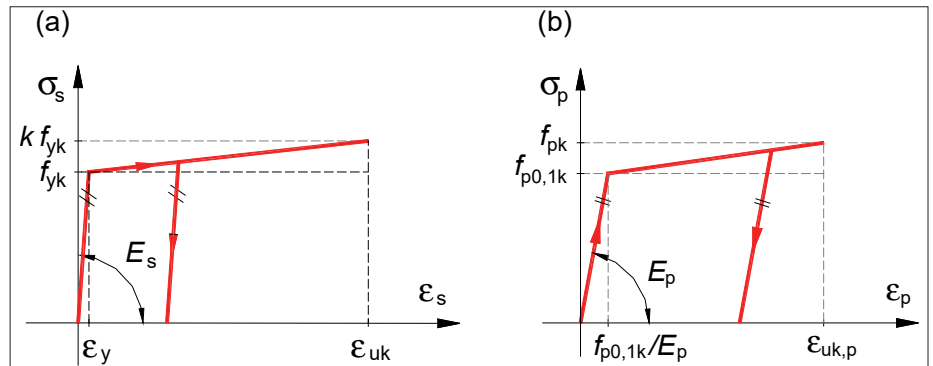
2.5.4. Konstitucijski zakon stika

Kot smo že omenili, na stiku med betonom in armaturno palico lahko nastane zamik, razmik pa je preprečen. V predstavljeni analizi konstitucijski zakon stika opišemo z zvezo

med zamikom $\Delta^k = \Delta$ in sprjemno (strižno) napetostjo $\tau_c^k = \tau$ na stiku med betonom in k -to armaturno palico. Formalno to zapišemo na naslednji način:

$$\tau = f(\Delta), \quad (19)$$

kjer je f funkcija, ki opisuje zakon stika in jo določimo s preizkusi. Uporabljeni konstitucijski zakoni so podrobneje predstavljeni v računskih primerih. Zveza med sprjemno napetostjo τ_c^k in strižno komponento kontaktne linijske obtežbe $p_{t_c}^k$ pa je naslednja: $\tau_c^k = \frac{p_{t_c}^k}{\pi \phi_s^k}$.



Slika 8 • Konstitucijski zakon (a) jekla za armiranje in (b) jekla za prednapenjanje (SIST, 2005).

3 • NUMERIČNO REŠEVANJE ENAČB Z METODO KONČNIH ELEMENTOV

Sistema enačb linijskega AB-nosilca z upoštevanjem zdrsa v splošnem ne moremo rešiti analitično. Problem je izrazito nelinearen, predvsem v pogledu obnašanja materiala. Da bi prišli do rešitve, uporabimo metodo končnih elementov (lastni program NFIRA, ki deluje v programskem okolju MATLAB (MathWorks, 2014)), in sicer deformacijski končni element, katerega formulacija temelji na interpolaciji deformacijskih količin beton-skega ovoja oziroma armature. Podrobno-

sti numeričnega reševanja enačb z metodo končnih elementov smo predstavili drugje (Markovič, 2013), zato na tem mestu na kratko opišemo le najpomembnejše značilnosti razvitega končnega elementa. V nasprotju s klasičnimi elementi, ki temeljijo na interpolaciji pomikov, so deformacijski elementi bistveno bolj stabilni in odporni proti vsem blokiranjem. Pri označevanju končnih elementov vpeljemo naslednje oznake: standardni deformacijski končni element označimo z E_{m-n} , kjer indeks

m označuje stopnjo Lagrangejevega interpolacijskega polinoma, s katerim interpoliramo deformacijske količine vzdolž elementa, n pa stopnjo numerične Lobattove integracije, s pomočjo katere izvednotimo integralne enačbe vzdolž končnega elementa. »Crack-band« element s karakteristično dolžino h , s katerim modeliramo razmazano razpoko, pa označimo z E_{0-1} . Indeks $m = 0$ pomeni, da so pri betonskem delu nosilca osne in upogibne deformacije vzdolž elementa E_{0-1} konstantne (polinom stopnje 0), indeks $n=1$ pa, da izbrane integralne enačbe betonskega dela nosilca zadoščamo le v prečnem prerezu na sredini elementa E_{0-1} .

4 • RAČUNSKA PRIMERA

V nadaljevanju sledita dva računski primera, s katerima prikažemo natančnost in učinkovitost predstavljenega numeričnega modela za analizo vpliva razpokanosti na togost AB oziroma prednapetega betonskega elementa.

4.1. Gilbertov armiranobetonski nosilec

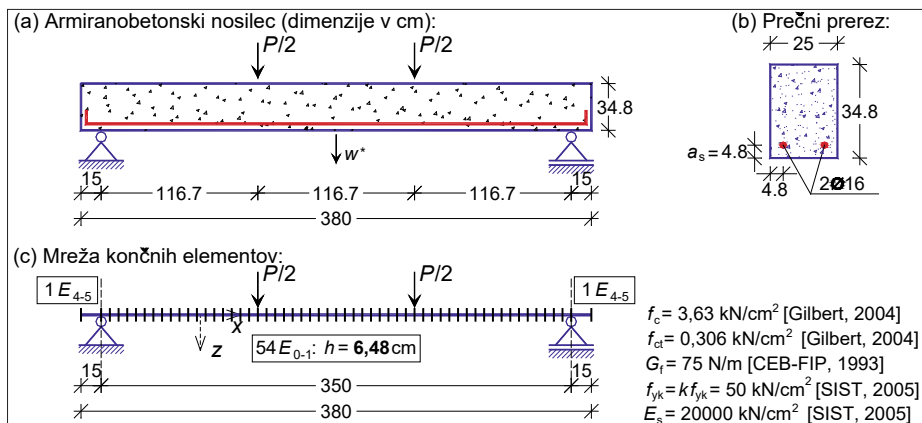
4.1.1. Osnovni podatki

V prvem računskem primeru obravnavamo prostoležeči AB-nosilec s pravokotnim

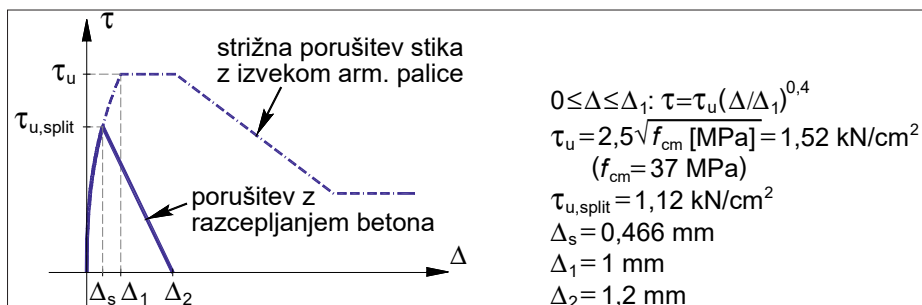
prečnim prerezum, za katerega obstajajo v literaturi rezultati upogibnega preizkusa (Gilbert, 2004). V okviru preizkusa sta bila analizirana dva enaka nosilca z oznakama B1-a in B1-b. Nosilca sta bila v polju obtežena z dvema koncentriranimi silama $P/2$ v prečni smeri, ki sta se med preizkusom monotonno povečevali. Oba nosilca sta bila armirana z dvema armaturnima palicama $\varnothing 16$. Osnovne geometrijske in materialne

podatke povzamemo po literaturi (Gilbert, 2004) in jih prikazujemo na sliki 9.

Nosilec modeliramo s 56 linijskimi končnimi elementi, kot prikazujemo na sliki 9(c). Izmed teh sta dva končna elementa tipa E_{4-5} , ki ju uporabimo na previsnih delih nosilca, 54 elementov pa je tipa E_{0-1} (»crack-band« element), ki jih uporabimo v polju nosilca. Tu namreč pričakujemo nastanek razpok, lokalizacijo deformacij in materialno mehčanje betona v nategu. Dolžina posameznega elementa E_{0-1} je $h = 6,48$ cm in ustreza ocenjeni energiji loma betona $G_f = 75$ N/m (CEB-FIP, 1993)



Slika 9 • Gilbertov AB-nosilec. Geometrijski in materialni podatki in mreža končnih elementov.



Slika 10 • Upoštevana sovisnost med sprjemno napetostjo in zamikom na stiku med armaturno palico in betonom (Fib, 2013) pri analizi Gilbertovega AB-nosilca.

ter izbranim parametrom konstitucijskega modela betona v nategu (Rabczuk, 2005): $f_{ct} = 0,306 \text{ kN/cm}^2$, $\epsilon_{ct1} = 0,088 \text{ ‰}$, $\epsilon_{ctu} = 2,28 \text{ ‰}$, $\alpha_1 = 0,14$ in $\beta_1 = 0,24$ (glej sliko 7). V tlaku pa upoštevamo naslednje parametre betona (SIST, 2005): $E_{cm} = 3300 \text{ kN/cm}^2$, $\epsilon_{c1} = -2,2 \text{ ‰}$ in $\epsilon_{cu1} = -3,5 \text{ ‰}$. Konstitucijski zakon stika med armaturno palico in betonom povzamemo po literaturi (Fib, 2013). Pri tem predpostavimo, da porušitev stika nastopi z razcepljanjem betona, saj je debelina krovne-

ga sloja manjša od 5ϕ (Fib, 2013), podatkov o vgrajeni stremenski armaturi pa ni na voljo. Upoštevani zakon stika in pripadajoče parametre prikazujemo na sliki 10.

4.1.2. Obtežno-deformacijska krivulja

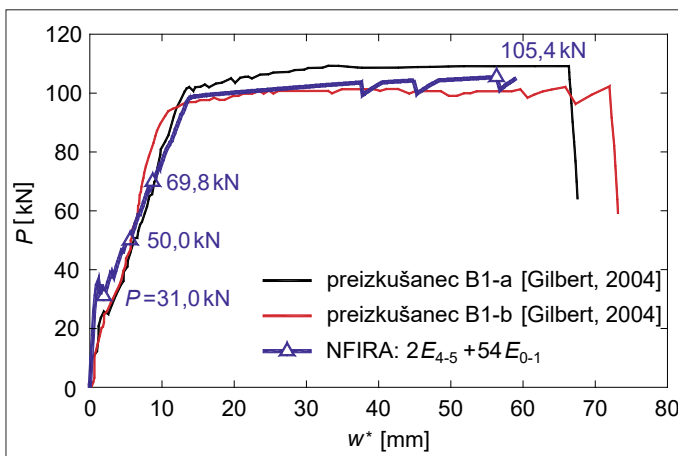
Najprej analiziramo mehanski odziv nosilca. Zanimata nas spreminjanje navpičnega pomska na sredini razpona nosilca w^* v odvisnosti od velikosti obtežbe P in primerjava z rezultati meritev preizkušanca B1-a oziroma B1-b (Gil-

bert, 2004). Vpliv lastne teže nosilca v analizi zanemarimo. Obtežno-deformacijsko krivuljo prikazujemo na sliki 11.

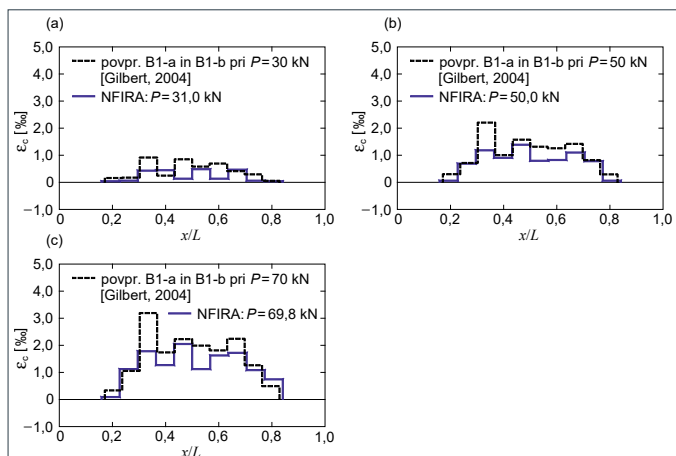
Izračunani mehanski odziv nosilca se zelo dobro prilega izmerjenima. Lahko ga razdelimo v tri faze: v prvi fazi, t.j. do sile pribl. $P = 30 \text{ kN}$, je nosilec še nerazpokan. V drugi fazi, ki sega do platoja pri sili pribl. 100 kN , v nosilcu nastanejo upogibne razpoke, kar se odraža v nenadnih skokih obtežno-deformacijske krivulje. V drugi fazi se armatura obnaša še elastično. V tretji fazi mehanskega odziva pridemo z obtežno-deformacijsko krivuljo na plato. Armatura je sedaj že plastificirana in togost nosilca se zelo zmanjša. Računska vrednost mejne obtežbe znaša $P_{max} = 105,4 \text{ kN}$ pri navpičnem pomiku $w^* = 56,3 \text{ mm}$. Hitro po tem se račun ustavi zaradi težav s konvergenco. Izmerjeni mejni obtežbi sta znašali 109 kN za preizkušane B1-a oziroma 103 kN za B1-b (Gilbert, 2004).

4.1.3. Napetostno in deformacijsko stanje pri različnih nivojih obtežbe

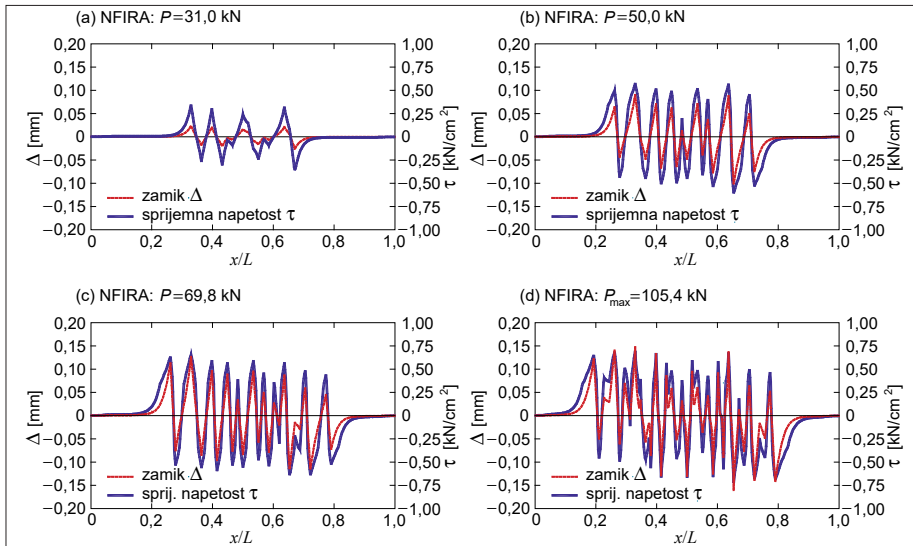
V nadaljevanju predstavimo še rezultate analize napetostno-deformacijskega stanja v razpokanem nosilcu ter jih primerjamo z rezultati meritev. Najprej analiziramo spreminjanje nateznih deformacij na površini betona na mestu armaturnih palic za različne nivoje obtežbe. Med obremenilnim preizkusom je bilo namreč na obeh nosilcih nameščeno večje število posebnih merilnih naprav za merjenje povprečnih deformacij na betonski površini, in sicer na odsekih dolžine 250 mm (Gilbert, 2004). Ugotovimo, da se izračunani potek deformacij betona relativno dobro prilega izmerjenim vrednostim, in sicer za vse tri analizirane nivoje obtežb (glej sliko 12).



Slika 11 • Primerjava izračunane in izmerjene obtežno-deformacijske krivulje Gilbertovega AB-nosilca.



Slika 12 • Izmerjena in izračunana razporeditev nateznih deformacij na površini betona na mestu armaturnih palic za tri različne nivoje obtežbe Gilbertovega AB-nosilca: (a) $P = 30 \text{ kN}$, (b) $P = 50 \text{ kN}$ in (c) $P = 70 \text{ kN}$.



Slika 13 • Izračunani potek zamikov in sprijemnih napetosti na stiku med armaturno palico in betonom za štiri različne nivoje obtežbe Gilbertovega AB-nosilca: (a) $P = 30$ kN, (b) $P = 50$ kN, (c) $P = 70$ kN in (d) $P_{\max} = 105,4$ kN.

Upoštevani nivoji obtežb so na obtežno-deformacijski krivulji na sliki 11 označeni z znakom » Δ « in so izbrani tako, da se po velikosti čim bolj prilagodijo izmerjenim. Znotraj nekaterih 250-mm odsekov sta med obremenilnim preizkusom nastali tudi dve upogibni razpoki (Gilbert, 2004), kar se je odražalo v precej večji izmerjeni povprečni natezni deformaciji v teh odsekih. Zaradi lažje primerjave na sliki 12 prikazujemo povprečje izmerjenih natezних deformacij obeh preizkušancev B1-a in B1-b.

Predstavljeni numerični model omogoča tudi izračun razporeditve zamikov » Δ « in sprijemnih (strižnih) napetosti τ vzdolž stika med armaturo in betonom, saj armaturne palice in betonski ovoj modeliramo ločeno. Tako na sliki 13 prikazujemo izračunani potek zamikov in sprijemnih napetosti na stiku za štiri različne nivoje obtežbe nosilca.

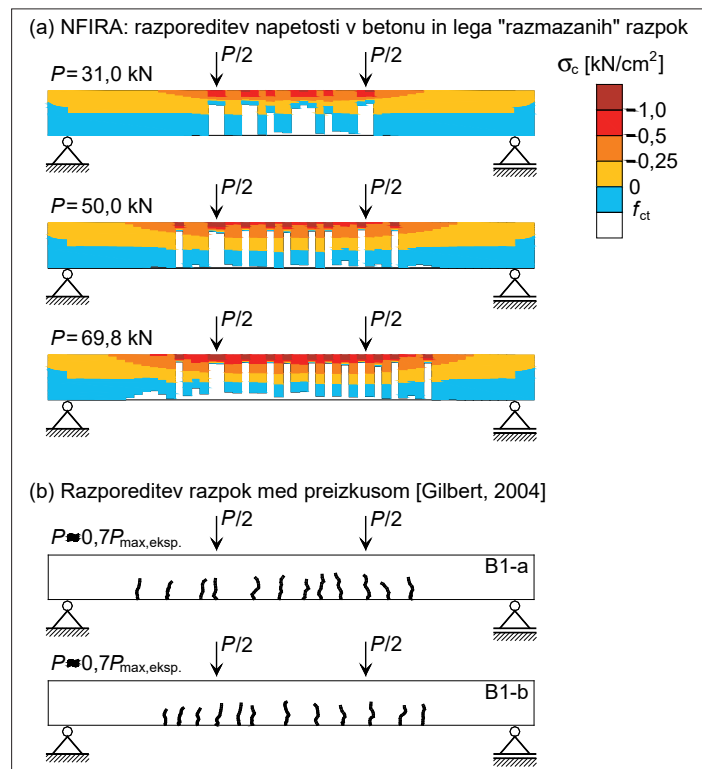
Na začetku, ko nosilec še ni razpokan, so zamiki in sprijemne napetosti vzdolž stika zanemarljivi. Z naraščanjem obtežbe pa napetosti v betonu prekoračijo natezno trdnost betona f_{ct} in le-ta razpoka. V uporabljenem numeričnem modelu, kjer razpoke modeliramo »razmazano«, se to odrazi v materialnem mehčanju in lokalizaciji deformacij v nekaterih končnih elementih $E_{0,1}$ v polju nosilca, zato se na stiku med armaturno palico in betonom tam pojavi zdrs in aktivirajo se sprijemne napetosti. To je lepo vidno na sliki 13(a). S povečevanjem obtežbe se materialno mehčanje betona in lokalizacija deformacij pojavita še v novih elementih $E_{0,1}$, v obstoječih pa se lokalizirane deformacije povečujejo,

prav tako tudi zamiki in sprijemne napetosti (slike 13(b) do 13(d)). Tako znaša pri mejni računski obtežbi $P_{\max} = 105,4$ kN največja absolutna vrednost zamika na stiku $\Delta_{\max} = 0,16$ mm, pripadajoča sprijemna napetost pa $\tau_{\max} = 0,72$ kN/cm² (glej sliko 13(d)). Ugotovimo, da pri mejni obtežbi P_{\max} stik še ni polno izkoriščen, saj je največja sprijemna napetost

manjša od sprijemne trdnosti stika, ki je $\tau_{u,split} = 1,12$ kN/cm² (glej sliko 10).

4.1.4. Razpokanost nosilca pri različnih nivojih obtežbe

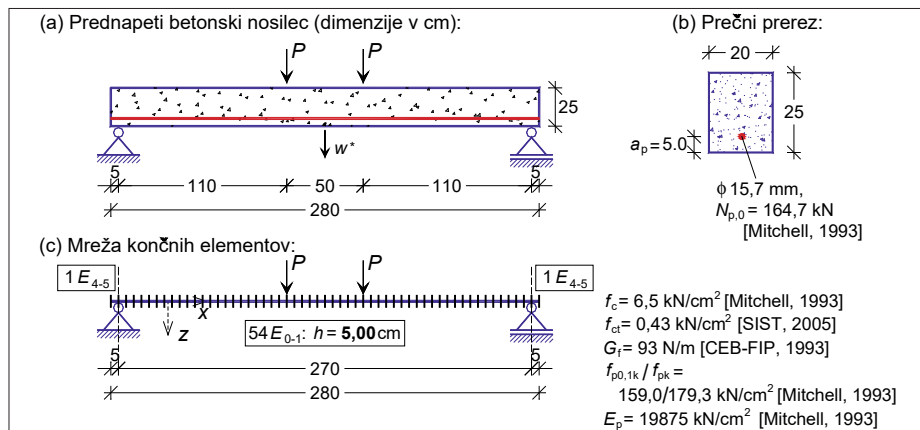
Na koncu prikazemo še primernost predstavljenega mehanskega modela za oceno razpokanosti upogibno obremenjenega Gilbertovega AB-nosilca. Kot smo že predhodno omenili, razpokanost in materialno mehčanje betona v nategu modeliramo s t. i. razmazanimi razpokami. S tem modelom predpostavimo, da so razpoke razmazane na dolžini »crack-band« elementa $E_{0,1}$. Zato v teh elementih prihaja do materialnega mehčanja in lokalizacije deformacij v betonu (tako osnih ϵ_c kot upogibnih κ_c). To je lepo razvidno na sliki 14(a), na kateri prikazujemo razporeditev vzdolžnih napetosti v betonu σ_c za tri različne nivoje obtežbe nosilca. Modro obarvana območja predstavljajo dele nosilca, kjer je beton natežno obremenjen, vendar še ni razpokan, ker so napetosti manjše od natezne trdnosti ($\sigma_c < f_{ct}$). Bela območja pa predstavljajo dele nosilca, kjer je beton že razpokan, saj so deformacije v betonu večje od deformacije pri natezni trdnosti ($\epsilon_c > \epsilon_{ct1}$). Na tem območju zato opazimo tudi pojav lokalizacije napetosti v betonu kot posledico lokalizacije deformacij. Ta območja predstavljajo t. i. razmazane razpoke. Ponovno ugotovimo,



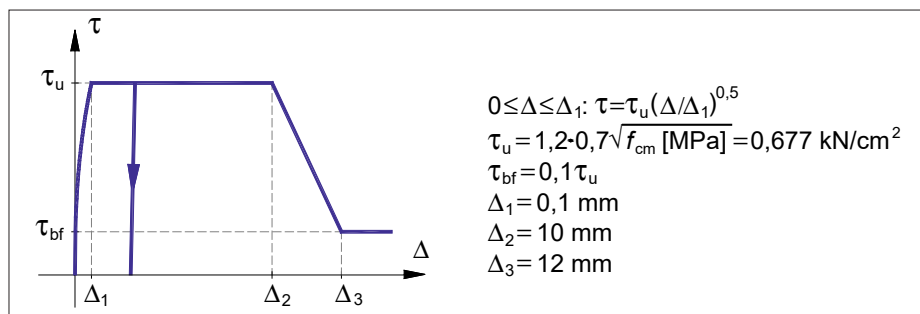
Slika 14 • (a) Razporeditev napetosti v betonu za tri različne nivoje obtežbe nosilca in prikaz lege razmazanih razpok, (b) razporeditev upogibnih razpok v polju nosilca med obremenilnim preizkusom (Gilbert, 2004).

da se z naraščanjem obtežbe nosilca povečuje število lokaliziranih območij in s tem tudi število razmazanih razpok. Tako lahko pri obtežbi $P = 69,8$ kN naštejemo 13 takšnih razpok, medtem ko je bilo med preizkusom pri podobnem nivoju obtežbe zabeleženih pri obeh preizkušancih po 12 razpok (glej sliko 14(b)). Dodatno ugotovimo, da s predstavljenim modelom dobro zajamemo tudi širino območja, kjer je nosilec med preizkusom upogibno razpokal.

4.2. Mitchellov prednapeti betonski nosilec



Slika 15 • Mitchellov prednapeti betonski nosilec. Geometrijski in materialni podatki in mreža končnih elementov.



Slika 16 • Upoštevana sovisnost med sprjemno napetostjo in zamikom na stiku med prednapetim kablom in betonom ((Fib, 2013), (Orr, 2017)) pri analizi Mitchellovega prednapetega betonskega nosilca.

4.2.1. Osnovni podatki

V drugem računskem primeru pa obravnavamo prostoležeči nosilec s pravokotnim prečnim prerezom, ki je bil predhodno prednapet z ravnim kablom nazivnega premera 15,7 mm. Tudi za ta element v literaturi obstajajo rezultati obremenilnega preizkusa (Mitchell, 1993). Nosilec je bil v polju obtežbe z dvema koncentriranima silama P v prečni smeri, ki sta se med preizkusom monotonno povečevali. Natezna sila v kablom je pred preizkusom znašala $N_{p,0} = 164,7$ kN. Osnovne geometrijske in materialne podatke povzamemo po literaturi (Mitchell, 1993) in jih prikazujemo na sliki 15.

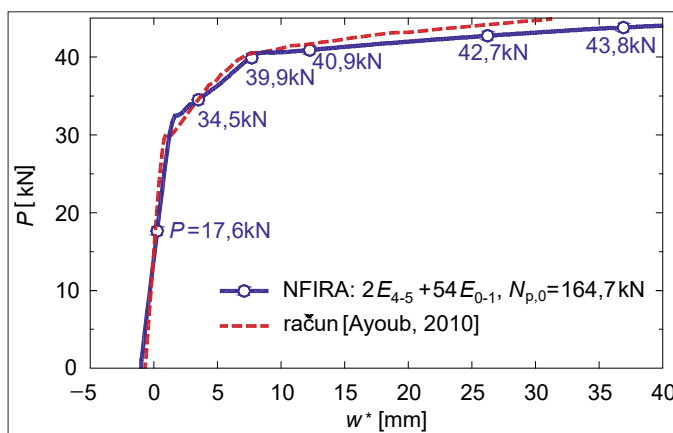
Tudi v tem primeru nosilec modeliramo s 56 linijskimi končnimi elementi, kot prikazujemo na sliki 15(c). Na vsakem previsnem delu uporabimo po 1 končni element tipa $E_{4.5}$, v polju nosilca pa 54 »crack-band« elementov tipa $E_{0.1}$ z dolžino $h = 5,0$ cm. Izbrana dolžina ustreza ocenjeni energiji loma betona $G_I = 93$ N/m (CEB-FIP, 1993) ter naslednjim parametrom konstitucijskega modela betona v nategu (Rabczuk, 2005): $f_{ct} = 0,43$ kN/cm², $\epsilon_{ct1} = 0,106$ ‰, $\epsilon_{ctu} = 2,95$ ‰, $\alpha_t = 0,14$ in $\beta_t =$

0,1975. V tlaku pa upoštevamo naslednje parametre betona (SIST, 2005): $E_{cm} = 3840$ kN/cm², $\epsilon_{c1} = -2,54$ ‰ in $\epsilon_{cu1} = -3,12$ ‰. Konstitucijski zakon stika med prednapetim kablom in okoliškim betonom povzamemo po literaturi ((Fib, 2013), (Orr, 2017)) in ga skupaj z upoštevanimi parametri prikažemo na sliki 16. Pri tem sprjemno trdnost stika prilagodimo rezultatom meritev, in sicer tako, da jo povečamo za 20 % glede na priporočila iz literature (Orr, 2017).

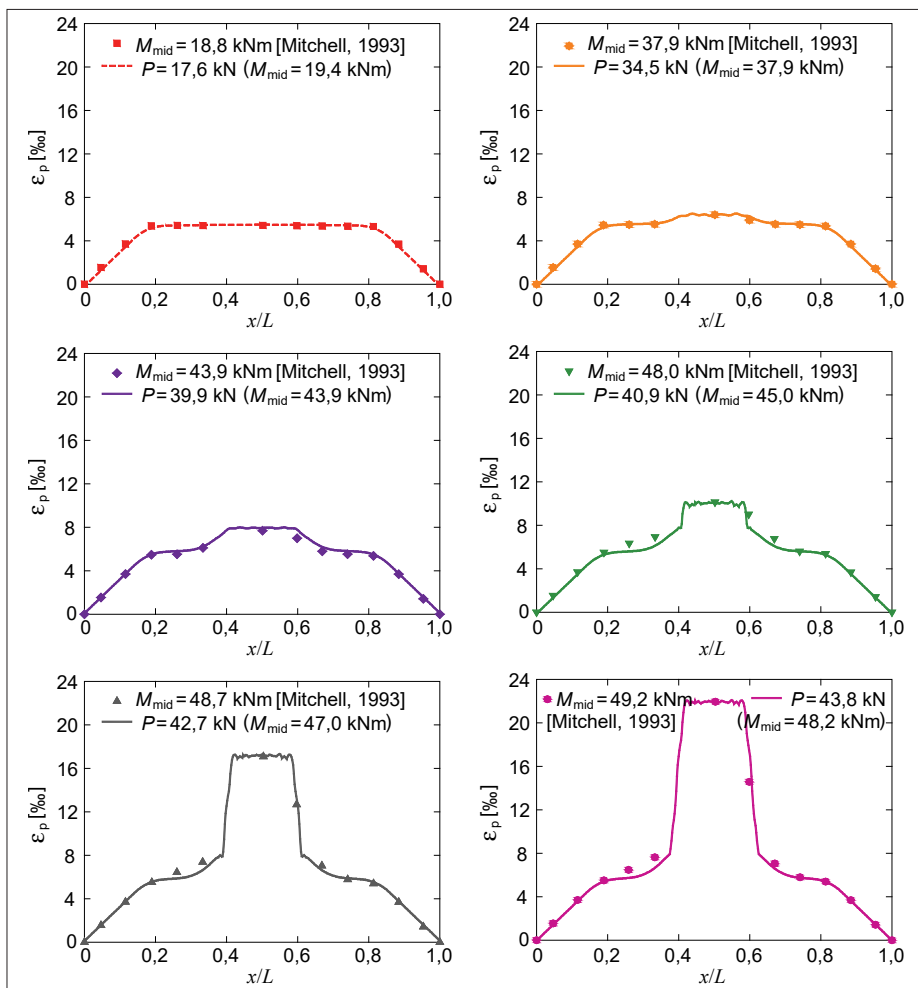
4.2.2. Obtežno-deformacijska krivulja

Tudi v tem primeru najprej analiziramo mehanski odziv nosilca, in sicer nas zanima spreminjanje navpičnega pomika na sredini razpona w^* v odvisnosti od velikosti obtežbe P . Tokrat nimamo na razpolago rezultatov meritev pomika, so pa v literaturi na voljo rezultati računske analize Ayouba in sodelavcev (Ayoub, 2010). Obtežno-deformacijsko krivuljo za navpični pomik prikazujemo na sliki 17. Pri tem vpliv lastne teže nosilca zanemarimo. Tudi v tem primeru lahko krivuljo razdelimo v tri faze: v prvi je nosilec še nerazpokan (pribl. do sile 30 kN), v drugi upogibno razpoka (med 30 in 40 kN), v tretji fazi pa pride do plastifikacije kabla in togost nosilca se zelo zmanjša.

Ugotovimo, da je izračunani razvoj navpičnega pomika nosilca primerljiv z rezultati, ki so jih predstavili Ayoub in sodelavci (Ayoub, 2010). Manjše odstopanje med izračunanimi krivuljama je posledica različnih začetnih sil prednapetja v kablom. Računska vrednost mejne obtežbe znaša $P_{max} = 44,1$ kN pri navpičnem pomiku $w^* = 40,8$ mm in je nekoliko manjša od izmerjene med preizkusom $P_{max,eksp} = 44,7$ kN (Mitchell, 1993), ko je nastopila upogibna porušitev nosilca.



Slika 17 • Izračunana obtežno-deformacijska krivulja Mitchellovega prednapetega betonskega nosilca in primerjava z rezultati analize Ayouba in sodelavcev (Ayoub, 2010).



Slika 18 • Izmerjeni in izračunani potek osnih deformacij vzdolž kabla za različne nivoje obtežbe Mitchellovega prednapetega betonskega nosilca.

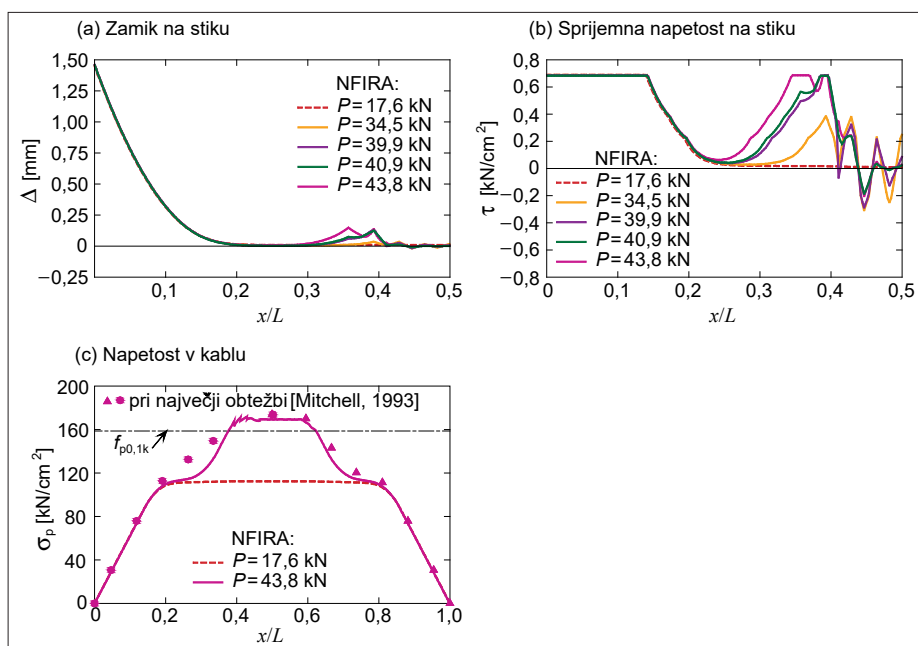
4.2.3. Napetostno in deformacijsko stanje pri različnih nivojih obtežbe

V tem razdelku predstavimo rezultate analize napetostno-deformacijskega stanja v prednapetem nosilcu. Najprej na sliki 18 prikažemo potek osnih deformacij ϵ_p vzdolž kabla pri različnih nivojih obtežbe P ter rezultate primerjamo z rezultati meritev (Mitchell, 1993). Nivoje obtežbe iz predstavljene analize izberemo tako, da se izračunane deformacije v kablu na območju konstantne upogibne obremenitve (v polju med silama) prilegajo rezultatom iz eksperimenta. Lege posameznih nivojev obtežb so na obtežno-deformacijski krivulji na sliki 17 označene z znakom »O«. Ugotovimo, da se izračunani poteki deformacij vzdolž celotne dolžine kabla zelo dobro prilegajo izmerjenim deformacijam. Dodatno ugotovimo, da dobimo pri nižjih nivojih obtežbe nosilca primerljiv potek deformacij pri enakih silah ($P = 17,6; 34,5$ oz. $39,9$ kN), pri višjih nivojih obtežb pa pri nekoliko nižjih silah. Na sliki 18 M_{mid} označuje vrednost konstantne upogibne

obremenitve med silama ($M_{mid} = 1,1 \cdot P$). Pri najvišjih nivojih obtežbe opazimo tako pri rezultatih meritev kot pri rezultatih analize pojav lokalizacije deformacij kabla v osrednjem delu nosilca, in sicer zaradi njegove plastifikacije ($\epsilon_p > f_{y0,1k}/E_p = 8 \text{ ‰}$).

Kot smo že omenili, lahko s predstavljenim mehanskim modelom izračunamo tudi razporeditev zamikov Δ in sprijemnih napetosti τ vzdolž stika med kablom in okoliškim betonom. Tako na sliki 19(a) prikazujemo potek zamikov, na sliki 19(b) pa potek sprijemnih napetosti za že prej omenjene nivoje obtežbe nosilca. Sočasno na sliki 19(c) prikažemo še potek napetosti vzdolž kabla za dva nivoja obtežbe in rezultate primerjamo z rezultati meritev (Mitchell, 1993).

Glede poteka zamikov in sprijemnih napetosti v polju nosilca veljajo enake ugotovitve kot pri analizi Gilbertovega AB-nosilca iz 1. računskega primera. Na začetku, ko nosilec še ni razpokan (na sliki 19(a) in (b) je to pri sili $P = 17,6$ kN), so sprijemne napetosti in zamiki v polju nosilca zanemarljivi. Ker pa je obravnavani nosilec predhodno (adhezijsko) prednapet, se zamiki in sprijemne napetosti sedaj pojavijo na obeh koncih nosilca, tj. na mestih vnosa sile prednapetja v beton. Tu so zamiki tolikšni, da je dosežena celo sprijemna trdnost stika ($\tau = \tau_u = 0,677$ kN/cm²). Dodatno ugotovimo, da so na območju vnosa prednapetja tako zamiki, sprijemne napetosti kot deformacije in napetosti v kablu neodvisni od velikosti zunanje obtežbe.



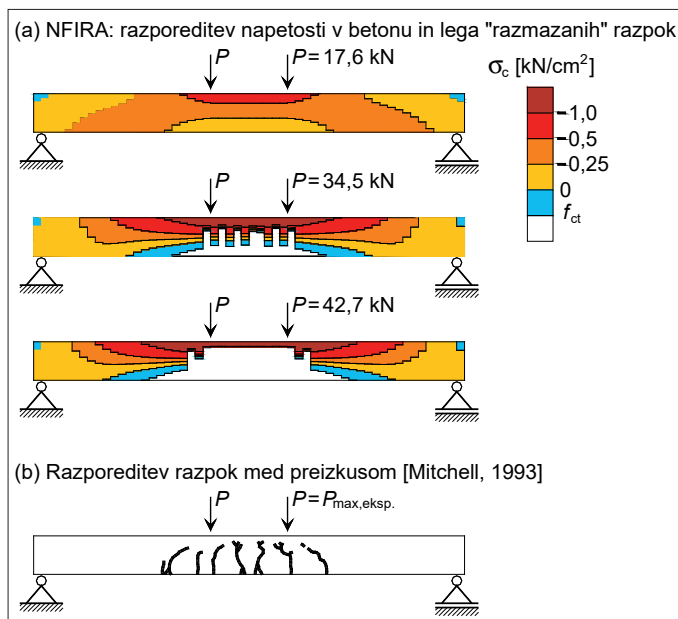
Slika 19 • (a) Izračunani potek zamikov, (b) sprijemnih napetosti na stiku med kablom in betonom ter (c) napetosti v kablu za različne nivoje obtežbe Mitchellovega prednapetega betonskega nosilca.

V polju nosilca pa s povečevanjem obtežbe beton razpoka, kar se v uporabljenem modelu odraža v materialnem mehčanju in lokalizaciji deformacij v betonu v nekaterih končnih elementih $E_{0.1}$. Sočasno se na stiku med kablom in okoliškim betonom pojavijo zdrsi in posledično se aktivirajo sprijemne napetosti. To je lepo vidno na slikah 19(a) in 19(b) pri sili $P = 34,5$ kN ter pri večjih silah. Pri najvišjih nivojih obtežbe tudi sprijemne napetosti v polju nosilca dosežejo sprijemno trdnost stika.

4.2.4. Razpokanost nosilca pri različnih nivojih obtežbe

Na koncu, tako kot pri prvem računskem primeru, prikažemo še primernost predstavljenega mehanskega modela za oceno razpokanosti upogibno obremenjenega prednapetega betonskega nosilca. Na sliki 19(a) prikazujemo razporeditev vzdolžnih napetosti v betonu σ_c za tri različne nivoje obtežbe nosilca. Pri sili $P = 17,6$ kN, ki se nahaja še v prvi fazi obtežno-deformacijske krivulje (glej sliko 17), nosilec še ni razpokan.

Pri ostalih dveh obtežbah, ki sta v drugi oz. tretji fazi obtežno-deformacijske krivulje, pa v polju nosilca zopet opazimo pojav lokalizacije napetosti v betonu kot posledico lokalizacije deformacij. Ta ob-



Slika 20 • (a) Razporeditev napetosti v betonu za tri različne nivoje obtežbe prednapetega nosilca in prikaz lege razmazanih razpok, (b) razporeditev upogibnih razpok v polju prednapetega betonskega nosilca med obremenilnim preizkusom (Mitchell, 1993).

močja predstavljajo t. i. razmazane razpoke. Tako lahko pri obtežbi $P = 34,5$ kN naštejemo 7, pri obtežbi $P = 42,7$ kN pa 14 takšnih razmazanih razpok. Med preizkusom je bilo pri mejni obtežbi zabeleženih 8 izrazitih razpok, pri čemer so se nekatere

še dodatno cepile (glej sliko 20(b)). Dodatno ugotovimo, da s predstavljenim modelom zopet dobro ocenimo tudi širino območja, kjer nosilec med preizkusom upogibno razpoka.

5 • SKLEP

V članku smo predstavili učinkovit in relativno preprost enodimenzionalni (1D) mehanski model za analizo vpliva razpokanosti na togost ojačanega betonskega nosilca pri kratkotrajni statični obtežbi. Pri tem smo razpokanost betona modelirali z modelom t. i. razmazane razpoke, ki temelji na mehaniki loma. V ta namen smo uporabili razširjeno družino geometrijsko točnih deformacijskih 1D-končnih elementov, ki vključuje tudi

»crack-band« element, ki ga potrebujemo za uspešno modeliranje razmazanih razpok. Betonski ovoj smo modelirali ločeno od ojačilne armature. Upoštevali smo, da se armatura in betonski ovoj na medsebojnem stiku lahko zamakneta, zamiki pa so majhni. Učinkovitost in natančnost predstavljenega mehanskega modela smo prikazali na primeru dveh upogibno obremenjenih ojačanih betonskih elementov, za katera obstajajo v

literaturi rezultati preizkusov. Pokazali smo, da lahko z razvitim modelom učinkovito ocenimo pomike, napetosti in deformacije v betonskem delu nosilca kot tudi v ojačilni armaturi, lahko pa izračunamo tudi razporeditev zamikov ter sprijemnih napetosti na njenem stiku. To velja tako za armirani kot tudi za prednapeti betonski nosilec. Ugotovili smo, da so izračunani rezultati kvalitativno primerljivi z rezultati drugih raziskovalcev, ki so opravili analize podobnih ojačanih betonskih nosilcev z bistveno bolj zahtevnimi mehanskimi 2D- in 3D-modeli (Diana 8, Abaqus ...).

6 • ZAHVALA

Predstavljeni rezultati so pridobljeni v sklopu dela programskih skupin Gradbene konstrukcije in gradbena fizika (P2-0158) ter Mehanika konstrukcij (P2-0260), ki ju financira Javna agencija za raziskovalno dejavnost

Republike Slovenije. Za finančno pomoč se ji iskreno zahvaljujem.

Zahvaljujem se tudi prof. dr. Igorju Planincu za koristne nasvete pri nastajanju tega članka.

7 • LITERATURA

- Ayoub A., Filippou F.C., Finite-element model for pretensioned prestressed concrete girders, *Journal of Structural Engineering ASCE*, 136, 4, 401–409, 2010.
- Bajc U., Bratina S., Saje M., Planinc I., Nelinearna analiza razpokane ABke natezne palice – primerjava numeričnih metod, *Gradbeni vestnik*, 62, 105–116, 2013.
- Bažant, Z. P., Pijaudier-Cabot, G., Measurement of characteristic length of nonlocal continuum. *Journal of Engineering Mechanics*, 115, 755–67, 1989.
- Bažant, Z. P., Planas, J., *Fracture and size effect in concrete and other quasibrittle materials*, Boca Raton, CRC Press, 1997.
- Bratina, S., Saje, M., Planinc, I., Materially and geometrically non-linear analysis of reinforced concrete planar frames, *International Journal of Solids and Structures*, 41, 7181–207, 2004.
- Bergan, P. G., Holand, I., Nonlinear finite element analysis of concrete structures, *Composer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 17/18, 443–467, 1979.
- CEB-FIP Model Code 1990: Design Codes, Comite Euro-International du Beton and Federation International de la Precontraint, London: Thomas Telford, 1993.
- Dias-da-Costa, D., Alfaiate, J., Sluys, L. J., Julio, E., A discrete strong discontinuity approach, *Engineering Fracture Mechanics*, 76, 1176–1201, 2009.
- Fib, International Federation for Structural Concrete, *fib Model Code for Concrete Structures 2010*, Berlin: Ernest & Sohn GmbH & Co. KG., 2013.
- Gilbert R.I., Nejadi S., An experimental study of flexural cracking in reinforced concrete members under short term loads, UNICIV Report No. R-435, School of Civil and Environmental Engineering, University of New South Wales, Sydney, Australia, 2004.
- Markovič, M., Krauberger, N., Saje, M., Planinc, I., Bratina, S., Non-linear analysis of pre-tensioned concrete planar beams, *Engineering Structures*, 46, 279–293, 2013.
- The MathWorks, Inc., MATLAB, Natick, <http://www.mathworks.com>, 2014.
- Mitchell D., Cook W.D., Khan A.A., Tham T., Influence of high strength concrete on transfer and development length of pretensioning strand. *PCI Journal*, 14, 4, 62–74, 1993.
- Orr J.J., Darby A., Ibell T., Thoday N., Valerio P., Anchorage and residual bond characteristics of 7-wire strand, *Engineering Structures*, 138, 1–16, 2017.
- Rabczuk, T., Akkermann, J., Eibl, J., A numerical model for reinforced concrete structures, *International Journal of Solids and Structures*, 42, 1327–1354, 2005.
- Rabczuk T., Zi G., Bordas S., Nguyen-Xuan H., A geometrically non-linear three-dimensional cohesive crack method for reinforced concrete structures. *Engineering Fracture Mechanics*, 75, 4740–4758, 2008.
- Reissner, E., On one-dimensional finite-strain beam theory: The plane problem, *Journal of Applied Mathematics and Physics (ZAMP)*, Basel, Birkhäuser, 23, 5, 795–804, 1972.
- SIST, SIST EN 1992-1-1:2005, Evrokod 2, Projektiranje betonskih konstrukcij–Del 1–1, Splošna pravila in pravila za stavbe, Slovenski inštitut za standardizacijo, Ljubljana, str. 227, 2005.
- Yang, X. S., Lees, J. M., Morley, C. T., Modelling crack propagation in structures: Comparison of numerical methods, *Communications in Numerical Methods in Engineering*, 24, 1373–1392, 2008.

RAZVOJ LESENO-STEKLENEGA FASADNEGA PANELA PO NAČELU FASADE Z DVOJNIM OVOJEM

DEVELOPMENT OF A TIMBER-GLASS FACADE PANEL ON THE PRINCIPLE OF DOUBLE SKIN FACADE

Nina Kolarič Tibaut, univ. dipl. inž. grad., mag. inž. arh.

ninak@atrij.si

Atrij, d. o. o., Gajska ulica 39, 9233 Odranci

red. prof. dr. Miroslav Premrov, univ. dipl. inž. grad.

miroslav.premrov@um.si

izr. prof. dr. Vesna Žegarac Leskovar, univ. dipl. inž. arh.

vesna.zegarac@um.si

Univerza v Mariboru,

Fakulteta za gradbeništvo, prometno inženirstvo in arhitekturo

Smetanova ulica 17, 2000 Maribor

Znanstveni članek

UDK 620.9:692.232(047.31)

Povzetek | Članek povzema izsledke dosedanjih raziskav na področju fasad z dvojnimi ovojem ter na področju leseno-steklenih stenskih sistemov. Natančneje sta obravnavana dva tipa leseno-steklenih fasadnih panelov (LSFP), prosojni in neprosojni tip, s podtipi glede na različne spremenljive parametre panela. Izdelani so računska analiza toplotne prehodnosti, izračun koeficienta solarnih toplotnih dobitkov, prepustnosti svetlobe obeh zasnovanih tipov LSFP ter izračun temperature v treh določenih točkah znotraj panela s programskimi orodji Window in Therm ter delno tudi U-wert, kjer so upoštevani različni izhodiščni parametri. Spremenljivi parametri v izračunih so globina vmesnega prostora, intenzivnost prezračevanja vmesnega prostora ter možnost senčenja panela.

Ključne besede: leseno-stekleni fasadni panel, fasada z dvojnimi ovojem, toplotna prehodnost, energijska učinkovitost

Summary | This paper describes the results of previous researches in the field of double skin façades and in the field of timber-glass wall systems. Two types of timber-glass facade panels are designed, transparent and opaque type, with subtypes depending on the various variable parameters of the panel. A numerical analysis of the thermal transition, solar heat gain coefficient and visible transmittance of the two types of timber-glass wall systems was carried out with software tool Window and Therm, and partially U-wert, where different starting parameters were taken into account. Temperature at three specified points inside the panel is calculated. Variable parameters in the calculations are the depth of the intermediate space, the ventilation of the intermediate space and the shading of the panel.

Key words: timber-glass composite, facade panel, energy efficiency

1 • UVOD

Stavbe so velik porabnik energije. V Sloveniji so leta 2016 približno 15 % vse porabljene energije potrošile stanovanjske stavbe za ogrevanje in hlajenje. Povprečno gospodinjstvo v Sloveniji potroši za ogrevanje 65 % celotne porabljene energije v stavbi (SURS, 2016). To so vrednosti porabljene energije, ki se jo lahko enostavno zniža s smotrnim načrtovanjem novih stavb in prenovami obstoječih stavb.

Za zmanjšanje porabe energije za ogrevanje in hlajenje v stavbah je zelo pomembno, kakšen ovoj stavbe bomo izbrali. Od oblike posamezne stavbe je seveda odvisno, kolikšen delež ovoja zavzame fasada, vendar je po navadi ta delež velik in je zato izbira fasade zelo pomembna.

Fasada z dvojnimi ovojem (DSF) je ena izmed dobrih možnih izbir, in sicer zaradi učinka, ki ga dobimo pri energetski bilanci stavbe – v primerjavi z enojno stekleno fasado se občutno zmanjšajo poraba energije za ogrevanje kot tudi za hlajenje in s tem povezani stroški. Stopnja prihranka je sicer odvisna od klimatskih razmer oz. lokacije posamezne

stavbe kakor tudi od oblike oz. arhitektonske zasnove stavbe. DSF ima v primerjavi z enojno stekleno fasado tudi višjo zvočno izolativnost (Batungbakal, 2013).

Večino znanstvenih raziskovanj je bilo do sedaj opravljenih na DSF-sistemih, kjer je nosilni konstrukcijski material aluminij. Pascha se je ukvarjala z vplivi na okolje različnih enojnih steklenih fasadnih sistemov (Pascha, 2016). Izdelala je primerjalno LCA-analizo med leseno-steklenim fasadnim sistemom ter klasičnim alusteklenim fasadnim sistemom. V raziskavi je ugotovila, da je za proizvodnjo aluprofila v primerjavi z lesenim profilom potrebne štirikrat več primarne energije, pri tem pa se v ozračje spusti šestnajstkrat več emisij CO₂. Zaradi okoljskih vplivov je torej ena izmed primernih rešitev pri strukturnih steklenih fasadah zamenjava aluokvirjev z lesenim okvirjem.

Leseno-stekleni fasadni panel, ki je zasnovan po principu fasade z dvojnimi ovojem, je primeren za uporabo pri novogradnjah in pri prenovah vseh vrst stavb. Z izbiro fasade, sestavljene iz leseno-steklenih fasadnih panelov,

se lahko pri prenovi stavbe poveča arhitekturna vrednost stavbe ob hkratnem povečanju energetske učinkovitosti stavbe.

DSF je v osnovi sestavljena iz treh slojev: zunanje fasade, vmesnega prostora in notranje fasade. V našem primeru zunanjo fasado predstavlja enoslojna zasteklitev, notranjo fasado pa dvoslojna izolacijska zasteklitev (LSFP, tip 1) ali neprosojna lesena plošča (LSFP, tip 2). Prostor med zunanjo in notranjo fasado imenujemo vmesni prostor.

V članku je obravnavan pregled stanja na področju znanstvenih raziskovanj fasad z dvojnimi ovojem ter leseno-steklenih stenskih kompozitnih sistemov. Predstavljeni so koncept razvoja dveh tipov leseno-steklenega fasadnega panela v sistemu DSF (prosojni in neprosojni tip) ter računska analiza toplotne prehodnosti, izračun koeficienta solarnih toplotnih dobitkov, prepustnosti svetlobe obeh zasnovanih tipov LSFP in izračun temperature v treh določenih točkah znotraj panela s programskimi orodji Window in Therm ter delno tudi U-wert, kjer so upoštevani različni izhodiščni parametri. Spremenljivi parametri v izračunih so globina vmesnega prostora, intenzivnost prezračevanja vmesnega prostora in možnost senčenja panela.

2 • PREGLED STANJA

Tematika fasadnih sistemov z dvojnimi ovojem se v obdobju zadnjih 25 let ob sami aplikaciji v praksi intenzivneje pojavlja tudi v okviru znanstvenih študij.

2.1 Fasada z dvojnimi ovojem

Fasada z dvojnimi ovojem je poseben tip stavbnega ovoja, kjer je drugi ovoj, navadno transparentna zasteklitev, lociran pred običajno fasado stavbe. Prostor med obema slojema fasade je pomemben in se imenuje vmesni prostor. V splošnem je ta vmesni prostor prezračevan (naravno, mehansko ali z uporabo hibridnega sistema) v želji, da se zmanjša pregrevanje stavbe poleti ter da se povečajo prihranki pri ogrevanju pozimi (Safer, 2005).

Fasada z dvojnimi ovojem je torej sestavljena iz zunanje fasade, vmesnega prostora in notranje fasade. Zunanji sloj fasade (zasteklitev) ščiti stavbo pred zunanjimi vremenskimi vplivi ter vpliva na izboljšanje zvočne izolativnosti (pred zunanjim hrupom). Naprave oziroma pripomočki za senčenje so po navadi

nameščeni v vmesnem prostoru, da zaščitijo notranost stavbe (Ding, 2005).

Glede na geometrijo vmesnega prostora ločimo več tipov DSF: škatlasti tip (horizontalne in vertikalne pregrade delijo fasado v manjše med seboj neodvisne dele), kanalski tip (sestavlja ga več škatlastih elementov, med seboj povezanih preko vertikalnih odprtini), koridorna fasada (horizontalne pregrade so vgrajene zaradi akustičnih, požarnovarnostnih ali ventilacijskih razlogov) in večetažna DSF (brez horizontalnih ali vertikalnih pregrad v vmesnem prostoru, prezračevanje poteka skozi odprtino pri tleh in pri strehi) (Oesterle, 2001).

Pri fasadah z dvojnimi ovojem, kjer je notranji ovoj fasade neprosojen, pričakujemo akumulacijo toplote v neprosojnem delu stene, torej govorimo o tipu DSF po načelu Trombe-Michelovega zidu. Gre za masiven zid s selektivno absorpcijsko površino na strani, ki meji proti vmesnemu prostoru z dodanim zunanjim slojem iz stekla. Večjo gostoto ima

ta masivni del, več toplote lahko akumulira. Ko sončni žarki ogrevajo zid, ta akumulira toploto in jo potem s časovnim zamikom oddaja v prostor, ko je temperatura zraka nižja od temperature zidu. Zöllner in sodelavci (Zöllner, 2002) so v svoji raziskavi ugotovili, da bi z vgradnjo druge transparentne fasade okoli stavbe s horizontalnimi prezračevalnimi odprtinami zmanjšali pritisk vetra in omogočili naravno prezračevanje z odpiranjem oken do hitrosti vetra 10 m/s. S tem bi se skrajšal čas mehanskega prezračevanja in znižali stroški porabe. Ta ugotovitev je pomembna predvsem za večetažne stavbe, saj je obtežba vetra na fasado bolj problematična v višjih etažah stavbe.

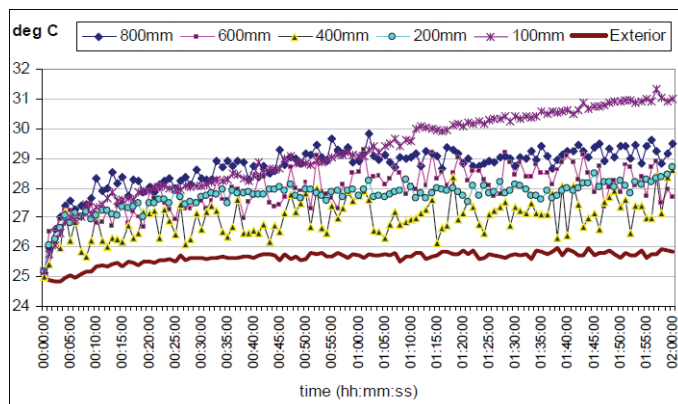
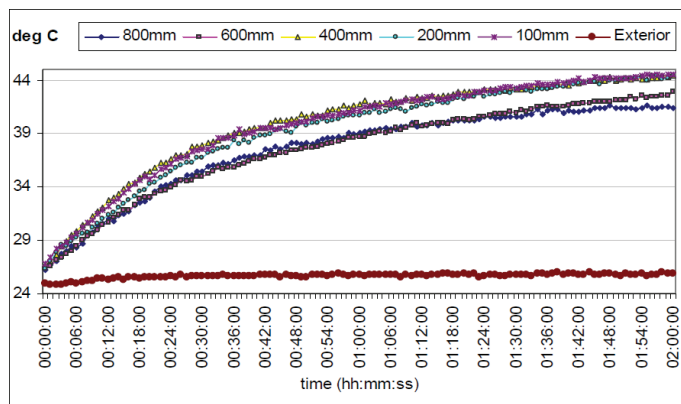
Høseggen in sodelavci (Høseggen, 2008) so raziskovali alternative izvedbe fasade za pisarniško stavbo v Trondheimu na Norveškem. Študija je pokazala, da se potrebna energija za ogrevanje stavbe pri DSF v primerjavi z enojno fasado zmanjša za približno 20 %. Z uporabo zračnega prostora za predgrevanje zraka se lahko dosežejo še večji prihranki. Z vgradnjo oken z izboljšano U-vrednostjo v enojno fasado je potrebna toplota za ogrevanje v primerjavi

z DSF skoraj enaka, zato tu DSF nima več prednosti. V tem primeru se je izkazalo, da je z ekonomskega vidika DSF dražja in neupravičena, in DSF ne bo izbrana zaradi ekonomskih razlogov, temveč zaradi drugih (arhitekturnih ali estetskih).

Vpliv širine vmesnega prostora na temperaturo v zaprtem vmesnem prostoru skozi čas je prikazan na sliki 1 levo, medtem ko je vpliv širine vmesnega prostora na temperaturo v prezračevanem vmesnem prostoru prikazan na sliki 1 desno.

V praksi se pojavljajo različni adhezivi za stik med steklom in lesom, največkrat uporabljena adheziva pa sta silikon in poliuretani.

Na Univerzi v Mariboru je bilo doslej opravljenih več raziskav o leseno-steklenih stenskih elementih. Raziskovali so vpliv zasteklitve



Slika 1 • Vpliv širine vmesnega prostora na temperaturo v vmesnem prostoru, levo – neprezračevan, desno – prezračevan vmesni prostor (Tascon, 2008).

Gavan in sodelavci (Gavan, 2010) so raziskovali vpliv senčil na temperaturni režim DSF in testne celice. Ugotovili so, da postopno zapiranje lamel privede do večje spremembe temperature znotraj testne celice kot dvakratno povečanje zračnega pretoka, kar nam pove, da je boljše avtomatizirati senčila, da se sama zapirajo ob močnem soncu, kot povečati kapaciteto zračnega pretoka, v obeh primerih pa porabimo dodatno električno energijo za izvedbo ene ali druge stvari. Naklon lamel ima bistven vpliv na temperaturo zraka v prostoru (testni celici). Večji ko je naklon (bolj so zaprte žaluzije), manjša je temperatura v prostoru. Iz raziskave sledi, da imajo senčila veliko vlogo pri zmanjšanju pregrevanja prostorov poleti.

Zöllner in sodelavci (Zöllner, 2002) so pri svoji raziskavi variirali širino vmesnega prostora od 0,3 do 1,2 m. Perez-Grande in sodelavci (Perez-Grande, 2005) so izbrali širino vmesnega prostora 0,9 m, da lahko človek opravlja vzdrževanje in čiščenje stekel. Tascon, 2008, je v svoji eksperimentalni raziskavi variiral širino vmesnega prostora od 0,1 m do 0,8 m. Ugotovil je, da je pri večji širini vmesnega prostora temperatura v vmesnem neprezračevanem prostoru manjša. V vseh primerih temperatura v vmesnem neprezračevanem prostoru sčasoma narašča in ni konstantne vrednosti. V primeru prezračevanega vmesnega prostora pa je temperatura vmesnega prostora dokaj stabilna ves čas trajanja preizkusa, razen v primeru, ko je globina vmesnega prostora najmanjša, in sicer 0,1 m, ko se temperatura začne dvigati podobno kot v primeru zaprtega vmesnega prostora.

Globina vmesnega prostora ima tudi neposreden vpliv na temperaturo v sobi (objektu). Najvišje temperature v sobi so bile izmerjene, ko je bila globina vmesnega prostora 0,1 in 0,2 m, najnižja temperatura v sobi pa je bila izmerjena, ko je bila širina 0,4 m, z večanjem razdalje na 0,6 in 0,8 m se je temperatura dvigovala (Tascon, 2008).

Na podlagi navedenih raziskav je mogoče sklepati, da so prednosti DSF predvsem v boljši toplotni izolativnosti, večjih solarnih toplotnih dobitkih v času ogrevalne sezone, manjši potrebi po ohlajevanju prostorov, manjši celotni porabi energije in v zmanjšanih vplivih na okolje. Prednost DSF je tudi v možnosti zaščite senčil pred vremenskimi vplivi, transparentnosti ovoja in arhitekturnega oblikovanja fasade. Slabosti DSF so v večjih stroških izgradnje v primerjavi s klasično fasado, vprašljivi požarni varnosti, ker ni dovolj raziskav in izkušenj na tem področju. Slabosti so tudi izguba uporabne površine zaradi globine vmesnega prostora, večji stroški vzdrževanja in problemi pregrevanja notranjih prostorov, če je steklenih površin veliko.

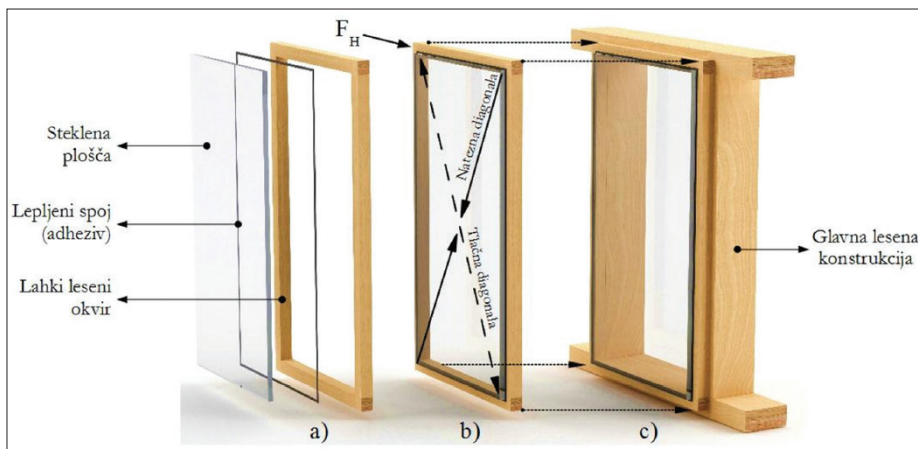
2.2 Leseno-stekleni stenski kompozitni sistemi

Leseno-stekleni paneli se v praksi pojavljajo kot sestavljen sistem iz lesenega okvirja in stekla, ki prevzema funkcijo obloge. Steklo je na leseni okvir običajno prilepljeno ter v takšnih panelih nadomesti klasične obloge (mavčno-vlakenne ali OSB-obloge). Takšni sistemi se obnašajo kot sovprežna konstrukcija, pri čemer tudi steklo prispeva k togosti in horizontalni nosilnosti stenskega panela.

na horizontalno nosilnost in togost lesenih okvirnih stenskih elementov. Ber s sodelavci je v sklopu raziskovalnega dela izvedel razvoj konceptov leseno-steklenih stenskih elementov (LSSE), opravil eksperimentalne oziroma mehanske preiskave ter numerično analizo in ovrednotenje numeričnih modelov. Dokazal je, da so zlasti trdnostne karakteristike razvitih leseno-steklenih stenskih elementov lahko primerljive z okvirno-panelnimi stenskimi elementi s klasičnim obložnim materialom, kot so OSB-plošče, mavčno-vlakenne plošče ali podobno. Razlika v togosti je nekoliko večja in je zlasti odvisna od načina pritrdjevanja in vrste adheziva. Takšne leseno-steklene stenske elemente je smiselno vključiti v konstrukcijski sistem kot nosilni element stavbe, ki lahko bistveno prispeva k povečani horizontalni nosilnosti in togosti celotnega objekta in zlasti zmanjša vpliv torzije po posameznih etažah, posebno v primerih potrebnih obremenitev ((Ber, 2014), (Ber, 2015a), (Ber, 2015b), (Ber, 2016), (Štrukelj, 2015)).

Leseno-steklenemu fasadnemu panelu (LSFP) lahko damo oznako trajnostni element, saj je v primerjavi s klasično strukturno stekleno fasado za proizvodnjo takšnega panela potrebne manj primarne energije, posledično pa se v ozračje spusti manj emisij CO₂. V raziskavi (Pascha, 2016) je bilo ugotovljeno, da je za proizvodnjo aluprofila v primerjavi z lesenim profilom potrebne štirikrat več primarne energije, pri tem pa se v ozračje spusti šestnajstkrat več emisij CO₂.

Druga prednost kompozitnega leseno-steklenega sistema pa je v možni prefabrikaciji elementov ali celotne fasadne stene v tovarni.



Slika 2 • Koncept uporabe LSSE v lahkih montažnih lesenih konstrukcijah (Ber, 2015b).

Opravljenih je bilo veliko raziskav o fasadah z dvojnimi ovojmi. Večina raziskav je bila opravljena na DSF, kjer je nosilna konstrukcija kovinska. Raziskovali so DSF v povezavi s prezračevanjem stavbe, dnevno svetlobo v stavbi, energetskimi prihranki stavbe, senčenjem, fotovoltaike in izkoriščanjem obnovljivih virov energije, vrsto zasteklitve, globino

vmesnega prostora, vplivom vetra oziroma obtežbo vetra ter simulacijo DSF v računalniških programih. V obdobju zadnjih petih let pa so se začele opravljati tudi raziskave na področju leseno-steklenih stenskih kompozitnih sistemov, predvsem glede nosilnosti in vpliva zasteklitve na horizontalno nosilnost in togost lesenih okvirnih stenskih elementov kakor tudi

z vidika trajnostne gradnje in vpliva takšnega leseno-steklenega sistema na okolje v primerjavi s klasičnim sistemom steklene fasade, kjer je nosilna konstrukcija iz aluminija. V teh raziskavah leseno-stekleni stenski element ni razvit po načelu fasade z dvojnimi ovojmi, temveč gre za klasično stekleno fasado, kjer je nosilna konstrukcija iz lesa.

V raziskavi smo se osredotočili na fasado oziroma fasadni sistem, kjer je nosilna konstrukcija v celoti iz lesa, panel pa je razvit po načelu fasade z dvojnimi ovojmi. Takšna rešitev prispeva k trajnostnemu razvoju stavb, vplivi na okolje se zmanjšajo v primerjavi s klasično strukturno stekleno fasado. Racionalno izbrani stekleni del fasade pa prispeva k boljši energetski učinkovitosti stavb. Želimo torej razviti panel, kjer bodo optimalno izkoriščeni sončni dobitki, potreba po hlajenju pa bo minimalna. V računskih izračunih smo tako raziskali tri spremenljive parametre panela: globino vmesnega prostora, intenzivnost prezračevanja vmesnega prostora in možnost senčenja panela.

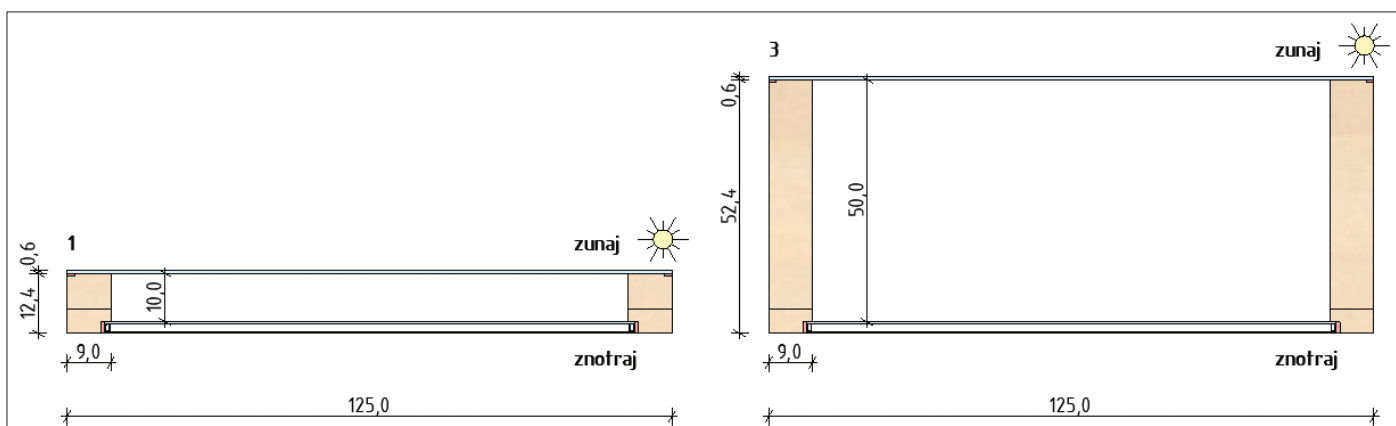
3 • ZASNOVA LESENO-STEKLENEGA FASADNEGA PANELA V SISTEMU DSF

Študija obravnava koncept razvoja panela, namenjenega za uporabo pri različnih gradnjah, in sicer pri objektih lahke lesene gradnje kakor tudi pri objektih masivne gradnje z nosilno konstrukcijo iz opečnih zidakov ali armiranega betona. Ob ustrezni tehnološki pripravi je možno uporabljati panel pri novogradnjah in prenovah stavb. Za potrebe raziskovalne naloge se odločimo za leseni okvir iz lepljenega lesa iglavcev trdnostnega razreda GL24h (SIST EN 338, 2004), ki je sestavljen iz pokončnikov dimenzije 9 cm x

12,4–52,4 cm ter spodnje in zgornje prečke dimenzije 8 cm x 12,4–52,4 cm. Za spoj pokončnikov ter spodnje in zgornje prečke se uporabita po dva samorezna lesna vijaka dimenzije 6 x 160 mm. Na tem mestu je treba poudariti, da v tej nalogi nismo opravljali statičnih izračunov nosilne konstrukcije panela. Iz predhodno opravljenih raziskav sledi, da je primerna dimenzija lesenih pokončnikov (masivni les) lesene strukturne fasade 6,0 x 10,0 cm (Pascha, 2016), in v primeru, da taka stena prispeva k togosti celotnega objekta, se

dimenzije teh pokončnikov gibljejo od 6,0 x 16,0 cm (Hochhauser, 2011), 9,0 x 9,0 cm do 16,0 x 16,0 cm (Ber, 2015). Višina izkustveno racionalnega dopustnega prereza lesenega pokončnika je, ob širini 9,0 cm, do 20,0 cm. Kljub temu smo prerez pokončnika v tej nalogi prilagodili glede na globino vmesnega prostora, saj predstavlja globina enega izmed parametrov, ki ga želimo raziskati v nalogi. Dimenzija panela je odvisna od posamezne stavbe, v katero se bo vgrajeval. Za potrebe raziskave se odločimo računsko raziskovati panel dimenzije 1,25 m x 2,9 m.

Globina vmesnega prostora je eden izmed spremenljivih parametrov v tej raziskavi. Naredili bomo računske izračune za različne glo-



Slika 3 • Prikaz panela z najmanjšo globino vmesnega prostora (10 cm) in največjo globino (50 cm).

bine vmesnega prostora od 0,10 m do 0,50 m s korakom po 0,20 m, torej za globine 0,1 m, 0,3 m in 0,5 m.

Ovisno od zasnove posamičnega tipa panela smo na notranji strani predvideli različne tipe zasteklitve: brez zasteklitve pri neprosojnih panelih, primernih za vgradnjo na obstoječo masivno steno, ter dvoslojno zasteklitev pri transparentnih panelih (možna je tudi vgradnja troslojne zasteklitve). Na zunanji strani smo predvideli enoslojno zasteklitev. V primeru, ko nimamo senčil v medstekelnem vmesnem prostoru, smo predvideli refleksi solarni nanos na zunanji zasteklitvi.

Pri zasnovi LSFP smo uporabili silikonski adheziv, saj ima le ta soglasje za uporabo pri SSF v Evropi. Pri izračunih smo upoštevali materialne karakteristike silikona Kódiglaze S.

Vmesni medstekelni prostor ima možnost kontroliranega prezračevanja. Zajem zraka je iz zunanjega prostora. Računsko analizo smo naredili za prezračevani in neprezračevani tip panela. Detajli izvedbe prezračevanih odprtih kakor tudi zasnova panela na ravni tehnologije izvedbe niso predmet tega dela. Pri izračunih želimo ugotoviti le, kakšen vpliv ima prezračevanje vmesnega prostora na toplotno prehodnost panela. Predvsem v poletnem času predpostavljamo ugodni vpliv prezračevanja vmesnega prostora.

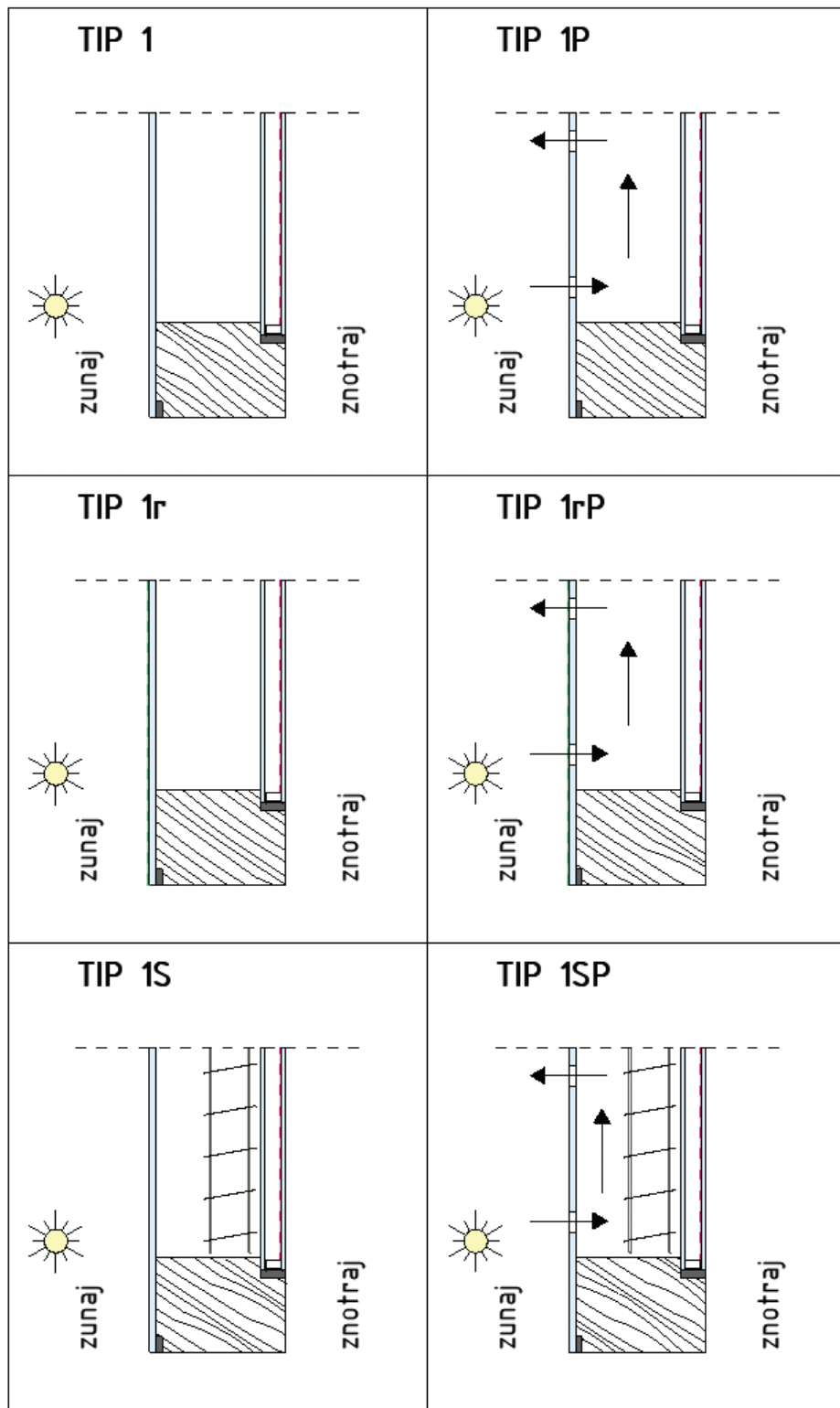
Pri zasnovi LSFP smo upoštevali možnost vgradnje senčil v prostor med zunanjo in notranjo zasteklitvijo. Naredili smo računske izračune za tip panela, kjer so vgrajena senčila v medstekelni prostor, ter za tip panela, kjer ni vgrajenih senčil. Za senčenje smo uporabili žaluzije, pri izračunih pa smo upoštevali, da so senčila spuščena in da so lamele pod kotom 90 oziroma 45 stopinj.

3.1 LSFP tip 1

LSFP tip 1 je škattlasti tip panela po principu fasade z dvojnimi ovojem. Na notranji strani smo predvideli dvoslojno zasteklitev, na zunanji strani smo predvideli enoslojno zasteklitev. Variacije tega tipa panela so v odvisnosti od globine vmesnega prostora (a: 0,1 m, b: 0,3 m in c: 0,5 m), aplikacije senčil v vmesni prostor (S) ali refleksnega nanosa na zunanjo zasteklitev (r) ter možnosti prezračevanja vmesnega prostora (P).

3.2 LSFP tip 2

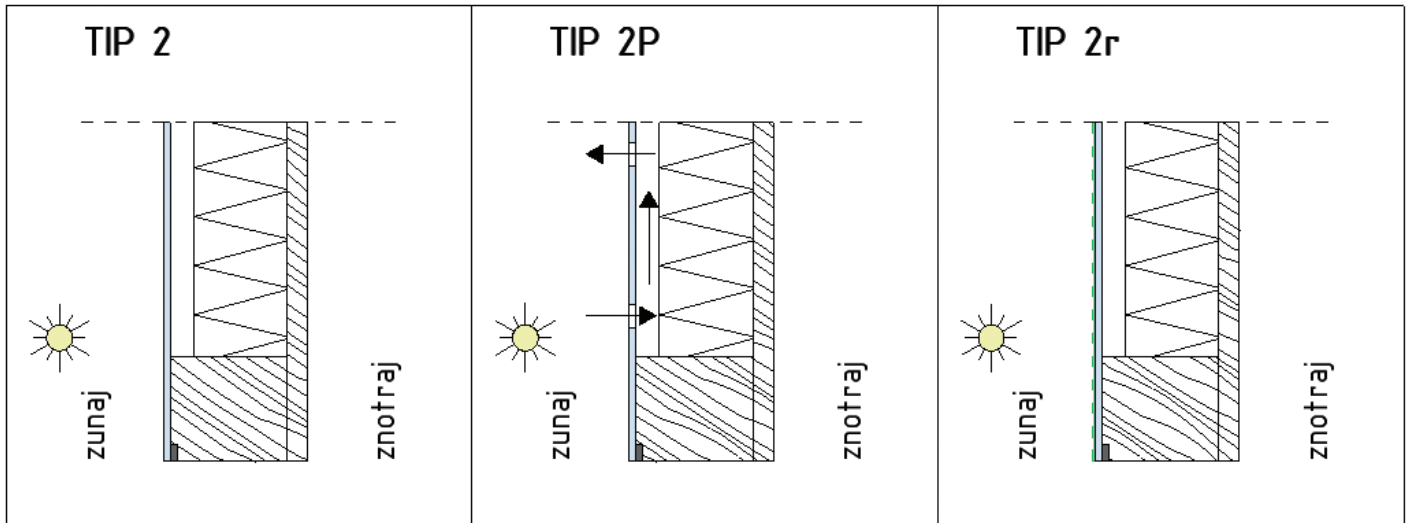
LSFP tip 2 je fiksni, neprosojni panel, primeren za vgradnjo pred zunanjo neprosojno steno. Tak tip panela je cenejši od tipa 1. Primeren je za vgradnjo takrat, ko želimo doseči enak videz fasade, nimamo pa potrebe po vgradnji



Slika 4 • Shematski prikaz podtipov LSFP tip 1.

izolacijskega stekla ali zahtev po prosojnosti panela. Panel je sestavljen iz lesenega nosilnega okvirja, lesne plošče na notranji strani okvirja (npr. OSB- ali druga lesna plošča), toplotne izolacije med okvirjem, opcijo prezračevanega sloja ter enojno zasteklitvijo na

zunanji strani okvirja. Variacije tega tipa panela so v odvisnosti od globine vmesnega prostora (a: 0,1 m, b: 0,3 m in c: 0,5 m), aplikacije refleksnega nanosa na zunanjo zasteklitev (r) in možnosti prezračevanja vmesnega prostora (P).



Slika 5 • Shematski prikaz podtipov LSFP tip 2.

4 • RAČUNSKA ANALIZA

V tem poglavju so predstavljeni izsledki računske analize s programskimi orodji Therm, Window in delno tudi U-wert.

4.1 Metodologija

Programski orodji Window in U-wert računata enodimenzionalni tok skozi zasteklitev, tako da si v prerezu zasteklitve določi točke, preko katerih prehaja toplotni tok. Računa koeficiente prehoda toplote od posamezne točke do druge, in sicer po predpostavki, da je neto energija, ki vstopi v točko, enaka tisti, ki točko zapusti, ter da so robni pogoji konstantni. Iterativna metoda izračuna je potem uporabljena za pravilno razporeditev temperature znotraj določenih točk.

Programsko orodje Therm računa dvodimenzionalni tok prenosa toplote skozi model z metodo končnih elementov.

Računsko analizo smo izdelali za dva tipa in vse podtype leseno-steklenega fasadnega panela. Za vsak podtip LSFP smo posebej izrisali okvir panela v programu Therm in generirali več tipov zasteklitve v programu Window. Variabilni parametri pri obeh tipih so bili enaki, in sicer globina vmesnega prostora, senčenje in prezračevanje vmesnega prostora. Vhodni podatki, kot so tip nosilne konstrukcije panela, dimenzija panela, vrsta uporabljenega adheziva in zasteklitev na zunanji strani panela, so prav tako enaki pri obeh tipih LSFP. Pri vseh podtipih smo opazovali naslednje parametre: toplotno prehodnost celotnega panela in temperaturo v treh točkah znotraj panela. Pri podtipih prosojnega panela smo opazovali še faktor prepustnosti sončnega sevanja in faktor prepustnosti svetlobe. V izračunih so upoštevani robni pogoji CEN, ki so predstavljeni v

nadaljevanju. Izračuni opazovanih parametrov LSFP so izdelani v skladu s standardom ISO 15099. Za podtype LSFP brez senčil je toplotna prehodnost panela izračunana še v skladu s standardom EN 673 in ISO 10077.

4.2 Programska orodja in upoštevani standardi

Računsko analizo smo izvedli s programskimi orodji Window, Therm in U-wert.

S programskim orodjem Window smo generirali različne zasteklitve ter zanje izdelali izračune toplotne prehodnosti. Nato smo v programu Therm izrisali okvir, v katerega smo vstavili zasteklitve, ki smo jih predhodno generirali. Tako smo lahko izračunali toplotno prehodnost in druge karakteristike okvirja. Podatke od okvirja smo nato vstavili v program Window, s katerim smo izračunali toplotno prehodnost celotnega prosojnega tipa panela, faktor prepustnosti sončnega sevanja in faktor prepustnosti svetlobe.

Vhodni parametri

- lesena nosilna konstrukcija panela
- dimenzija panela 1,25 m x 2,9 m
- zasteklitev/obloga na notranji strani panela
- zasteklitev na zunanji strani panela
- silikonski adheziv

Variabilni vhodni parametri

- globina vmesnega prostora (0,1 m, 0,3 m in 0,5 m)
- senčenje (da/ne)
- prezračevanje vmesnega prostora (da/ne)

Opazovani parametri

- toplotna prehodnost celotnega panela
- faktor prepustnosti sončnega sevanja
- faktor prepustnosti svetlobe
- temperatura v treh točkah znotraj panela

Slika 6 • Shematski prikaz vhodnih in opazovanih parametrov pri računski analizi.

Toplotno prehodnost neprosojnega tipa panela smo izračunali s spletnim programskim orodjem U-wert, temperature znotraj panela s programom Therm (niso upoštevani solarni dobitki) oziroma programoma Window in U-wert (upoštevani solarni dobitki).

Izračuni toplotne prehodnosti so izdelani v skladu s standardom EN673. Po tem standardu navajajo toplotno prehodnost oken evropski (in slovenski) proizvajalci stavbnega pohištva (oken). Toplotno prehodnost panela v skladu s standardom EN 673 in ISO 10077 smo s pomočjo karakteristik zasteklitve in okvirja, ki smo jih izračunali v programih Window in Therm, izračunali v posebej zasnovani Excelovi tabeli.

Parametrov zasteklitve s senčilom ne moremo izračunati v skladu s standardom EN673, temveč s standardom ISO 15099. Tako smo izdelali še izračune po standardu ISO 15099, kar nam direktno omogoča program Window. V obeh izračunih smo upoštevali enake robne pogoje okolja glede zunanje in notranje temperature, koeficiente prestopa in druge. Spremenili smo samo nastavitve standarda, po katerem naj program računa toplotne karakteristike zasteklitve in celotnega panela.

4.3 Robni pogoji izračunov

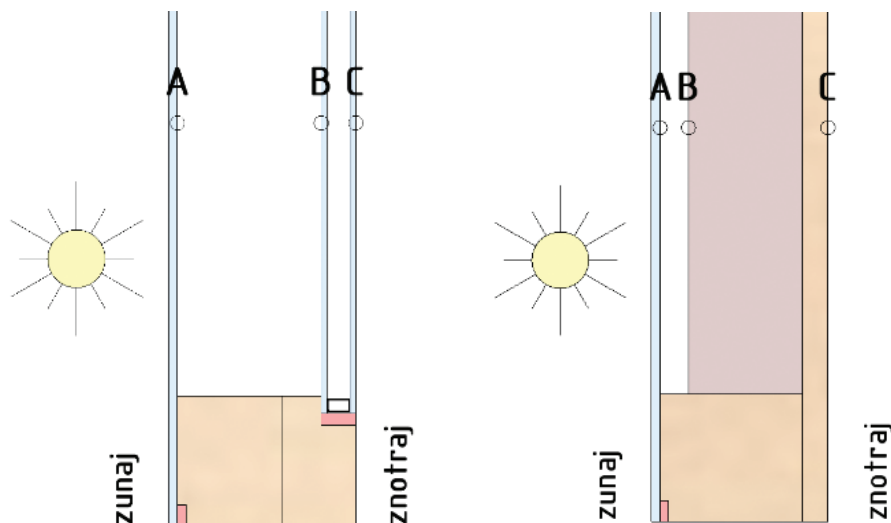
Pri vseh izračunih smo upoštevali robne pogoje CEN, ki so različni za zimski in poletni čas in so prikazani v preglednici 1.

CEN	Zimski čas	Poletni čas
notranja temperatura	20 °C	25 °C
zunanja temperatura	0 °C	30 °C
hitrost vetra zunaj	4 m/s	1 m/s
koeficient prestopa toplote na notranji strani, hcv, int	8 W/(m ² K)	8 W/(m ² K)
koeficient prestopa toplote na zunanji strani, hcv, ext	23 W/(m ² K)	23 W/(m ² K)
svetlobni tok sončnega sevanja, is	300 W/m ²	500 W/m ²

Preglednica 1 • Robni pogoji v zimskem in poletnem času, upoštevani pri računskih izračunih.

Z računsko analizo smo prikazali še temperaturo, in sicer v treh točkah znotraj panela tip 1: na notranji strani zunanje enoslojne

zasteklitve, na zunanji strani notranje dvoslojne zasteklitve in na notranji strani dvoslojne



Slika 7 • Prikaz točk A, B in C, kjer smo odčitali temperaturo pri LSFP tip 1 (levo) in LSFP tip 2 (desno).

zasteklitve. Odčitke temperatur smo grafično naredili v programu Window, posebej za zimski čas, ko je zunanja temperatura 0 °C ter notranja temperatura 20 °C, in posebej za poletni čas, ko je zunanja temperatura 30 °C ter notranja temperatura 25 °C. Za panel tip 2 smo temperaturo prav tako prikazali v treh točkah znotraj panela, in sicer na notranji strani zunanje zasteklitve, na zunanji strani toplotne izolacije in na notranji strani panela.

cient prepustnosti svetlobe smo izračunali s programskima orodjema Window in Therm,

temperature znotraj panela pa s programom Window. Rezultati računske analize opazovanih parametrov za vse podtipе LSFP tip 1 so predstavljeni v preglednicah 2 in 3.

Iz računskih izračunov, prikazanih v preglednicah 2 in 3, sledi, da ima širina vmesnega prostora vpliv na toplotno prehodnost panela. Bistven vpliv na izboljšanje toplotne prehodnosti je pri povečanju vmesnega prostora z 10 cm na 30 cm. Pri dodatnem povečanju na 50 cm izboljšanje toplotne prehodnosti ni več izrazito.

Pričakovani rezultat je, da refleksni nanos ne vpliva na izboljšanje toplotne prehodnosti panela, ima pa bistven vpliv na znižanje temperature znotraj panela. Poleti je temperatura na notranji strani zasteklitve za skoraj 3 °C nižja kot brez refleksnega nanosa. Pozimi pa je temperatura na notranji strani zasteklitve enaka kot v primeru panela brez refleksnega nanosa. Iz tega sledi, da ima refleksni nanos poleti ugoden vpliv na toplotno bivalno ugodje v prostoru, ne da bi znižal nivo tega pozimi.

Tipi panelov, kjer smo imeli prezračevani vmesni prostor, dosegajo višjo toplotno pre-

4.4 Rezultati analize za LSFP tip 1

Toplotno prehodnost prosojnega tipa panela, koeficient solarnih toplotnih dobitkov in koefi-

Podtipi	Rezultati parametrov LSFP			
	Standard EN 673 in ISO 10077	Standard ISO 15099	SHGC (koeficient solarnih toplotnih dobitkov)	VT (prepustnost svetlobe)
Tip 1 a	U vrednost panela (W/m ² K) 0,94	U vrednost panela (W/m ² K) 0,975	0,371	0,541

Tip 1 b		0,904	0,946	0,371	0,541
Tip 1 c		0,901	0,944	0,371	0,541
Tip 1P a		1,231	1,283	0,428	0,603
Tip 1P b		1,222	1,281	0,428	0,603
Tip 1P c		1,221	1,275	0,428	0,603
Tip 1r a		0,941	0,976	0,225	0,460
Tip 1r b		0,904	0,946	0,225	0,460
Tip 1r c		0,900	0,944	0,225	0,460
Tip 1rP a		1,234	1,255	0,246	0,500
Tip 1rP b		1,223	1,247	0,246	0,500
Tip 1rP c		1,224	1,249	0,246	0,500
Tip 1S a	žaluzije kot 90° / 45°	/	0,813 / 0,882	0,003 / 0,127	0,000 / 0,080
Tip 1S b		/	0,549 / 0,848	0,003 / 0,127	0,000 / 0,080
Tip 1S c		/	0,487 / 0,844	0,003 / 0,127	0,000 / 0,080
Tip 1SP a		/	1,472 / 1,117	0,005 / 0,084	0,000 / 0,083
Tip 1SP b		/	1,467 / 1,111	0,005 / 0,083	0,000 / 0,083
Tip 1SP c		/	1,441 / 1,108	0,005 / 0,083	0,000 / 0,083

Preglednica 2 • Prikaz rezultatov računske analize za LSFP tip 1, izdelanih v programih Window in Therm.

		Odcitane temperature v vmesnem prostoru LSFP (Standard ISO 15099)					
		Zimski čas			Poletni čas		
Podtipi		Temperatura v točki A (°C)	Temperatura v točki B (°C)	Temperatura v točki C (°C)	Temperatura v točki A (°C)	Temperatura v točki B (°C)	Temperatura v točki C (°C)
Tip 1 a		0,9	4,6	17,8	35,7	39,7	30,2
Tip 1 b		0,9	4,6	17,8	35,7	39,6	30,2
Tip 1 c		0,9	4,6	17,8	35,7	39,6	30,2
Tip 1P a		(Tz=0)	1,0	17,1	(Tz=30)	32,1	29,9
Tip 1P b		(Tz=0)	1,0	17,1	(Tz=30)	32,1	29,9
Tip 1P c		(Tz=0)	1,0	17,1	(Tz=30)	32,1	29,9
Tip 1r a		0,9	4,6	17,8	33,2	33,2	27,4
Tip 1r b		0,9	4,6	17,8	33,2	33,2	27,4
Tip 1r c		0,9	4,6	17,8	33,2	33,2	27,4
Tip 1rP a		(Tz=0)	1,0	17,1	(Tz=30)	32,7	27,5
Tip 1rP b		(Tz=0)	1,0	17,1	(Tz=30)	32,7	27,5
Tip 1rP c		(Tz=0)	1,0	17,1	(Tz=30)	32,7	27,5
Tip 1S a	žaluzije kot 90° / 45°	1,0 / 0,8	15,2 / 6,0	18,6 / 18,0	29,8 / 44,1	26,2 / 59,5	25,4 / 31,5
Tip 1S b		0,4 / 0,8	18,0 / 6,1	19,4 / 18,0	29,9 / 44,1	25,5 / 59,6	25,1 / 31,6
Tip 1S c		0,3 / 0,8	18,7 / 6,1	19,6 / 18,0	29,9 / 44,1	25,3 / 59,7	25,1 / 31,6
Tip 1SP a		(Tz=0)	11,0 / 4,0	17,3 / 17,7	(Tz=30)	27,3 / 38,3	25,7 / 27,7
Tip 1SP b		(Tz=0)	11,0 / 4,0	17,3 / 17,7	(Tz=30)	27,3 / 38,3	25,7 / 27,7
Tip 1SP c		(Tz=0)	11,0 / 4,0	17,3 / 17,7	(Tz=30)	27,3 / 38,3	25,7 / 27,7

Preglednica 3 • Prikaz temperature znotraj zasteklitve panela LSFP tip 1, izračunane v programu Window.

hodnost panela kot panel, kjer ni možnosti prezračevanja vmesnega prostora. Rezultat je pričakovan, saj smo pri prezračevanih panelih upoštevali le sloje do prezračevanega sloja, kar pomeni le okvir in notranjo dvoslojno zasteklitev. S prezračevanjem vmesnega prostora pri osnovnem tipu 1 se poleti zniža temperatura na notranji strani zasteklitve za 0,3 °C, pozimi pa za 0,7 °C. Iz tega sledi, da je pozimi smiselno zmanjšati tok zraka ali popolnoma onemogočiti prezračevanje vmesnega prostora, nasprotno pa poleti prezračevanje vmesnega prostora ugodno vpliva na temperaturo na notranji strani zasteklitve kakor tudi na znižanje stroškov za hlajenje.

V preglednicah 2 in 3 smo prikazali rezultate za senčni tip panela za primer, ko so lamele senčil pod kotom 45 stopinj, ter za primer, ko so pod kotom 90 stopinj (zastrita senčila). Iz računskih izračunov sledi, da senčila pomembno vplivajo tako na toplotno prehodnost panela kakor tudi na temperature znotraj panela. Senčila predstavljajo dodatno izolativnost in tako toplotno prehodnost panela znižajo, seveda če so v celoti spuščena. Senčila imajo bistven vpliv na temperaturo na notranji strani panela: če so spuščena in zastrita (kot lamel 90 stopinj), znižajo temperaturo poleti v točki C tudi za 5 °C pri neprezračevanem tipu panela in za 4 °C pri prezračevanem tipu panela. V primerjavi s panelom Tip 1r je temperatura na notranji strani panela nižja le za 2 °C. Tako je jasno, da senčila bistveno prispevajo k zmanjšanemu pregrevanju prostorov poleti in znižajo potrebe stavbe za hlajenje.

4.5 Rezultati analize za LSFP tip 2

Toplotno prehodnost neprosojnega tipa panela smo izračunali s spletnim programskim orodjem U-wert, temperature znotraj panela pa s programskim orodjem Therm (niso upoštevani solarni dobitki) oziroma s programskima orodjema Window in U-wert (upoštevani solarni dobitki). Rezultati so predstavljeni v preglednicah 4 in 5.

Iz računskih izračunov sledi, da globina vmesnega prostora pri panelu tipa 2 nima bistvenega vpliva na toplotno prehodnost panela, kar je pričakovano, saj nam v tem panelu predstavlja toplotna izolacija bistveni del toplotne upornosti panela. Ker pa je ta ostala enake debeline v vseh treh variacijah globine vmesnega prostora, se posledično tudi U-vrednost panela bistveno ne spreminja s spremembo globine vmesnega prostora.

Iz preglednice 4 je razvidno, da na temperaturo v točki C globina vmesnega prostora

Očitane temperature v vmesnem prostoru LSFP (niso upoštevani solarni dobitki)							
Podtipi	U vrednost panela (W/m ² K)	Zimski čas			Poletni čas		
		Temp. v točki A (°C)	Temp. v točki B (°C)	Temp. v točki C (°C)	Temp. v točki A (°C)	Temp. v točki B (°C)	Temp. v točki C (°C)
Tip 2 a	0,48	0,4	2,0	18,9	29,9	29,5	25,3
Tip 2 b	0,47	0,4	2,0	18,9	29,9	29,5	25,3
Tip 2 c	0,47	0,4	2,1	18,9	29,9	29,5	25,3
Tip 2P a	0,50	/	0,4	18,8	/	29,9	25,3
Tip 2P b	0,50	/	0,4	18,8	/	29,9	25,3
Tip 2P c	0,50	/	0,4	18,8	/	29,9	25,3
Tip 2r a	0,48	0,4	2,0	18,9	29,9	29,5	25,3
Tip 2r b	0,47	0,5	2,0	18,9	29,9	29,5	25,3
Tip 2r c	0,47	0,5	2,1	18,9	29,9	29,5	25,3

Preglednica 4 • Prikaz rezultatov računske analize za LSFP tip 2, izdelane v programu U-wert.

Očitane temperature v vmesnem prostoru LSFP (upoštevani solarni dobitki skozi steklo)						
Podtipi	Zimski čas			Poletni čas		
	Temp. v točki A (°C)	Temp. v točki B (°C)	Temp. v točki C (°C)	Temp. v točki A (°C)	Temp. v točki B (°C)	Temp. v točki C (°C)
Tip 2 a	2,7	13,0	19,6	36,6	42,4	26,1
Tip 2 b	2,7	12,9	19,6	36,6	42,4	26,1
Tip 2 c	2,7	12,9	19,6	36,6	42,4	26,1
Tip 2r a	2,7	13,0	19,6	34,1	35,8	25,7
Tip 2r b	2,7	12,9	19,6	34,1	35,8	25,7
Tip 2r c	2,7	12,9	19,6	34,1	35,8	25,7

Preglednica 5 • Prikaz rezultatov računske analize za LSFP tip 2, izdelane v programih U-wert in Window.

dli refleksni nanos nima velikega vpliva, če gledamo rezultate, kjer solarni dobitki za gretje zraka v vmesnem prostoru niso upoštevani. Če upoštevamo vrednost solarnih dobitkov (preglednica 5), globina vmesnega prostora sicer res nima vpliva na temperaturo znotraj panela, ima pa vpliv na temperaturo refleksni nanos na zunanjem steklu, saj ta odbija sončne žarke in tako prepusti manj solarne energije. Posledično so temperature na notranji strani panela poleti nižje za 0,4 °C, če je na zunanji zasteklitvi izdelan refleksni nanos.

Prezračevanje vmesnega prostora zniža temperaturo znotraj panela v primerjavi s panelom podtipa 2, in sicer temperature pozimi so do 0,4 °C nižje na notranji strani T1 pozimi, medtem ko je poleti temperatura v točki C enaka.

4.6 Zaključki računске analize

Z računsko analizo smo ugotovili, da ima večanje globine vmesnega prostora vpliv na toplotno prehodnost celotnega panela in tako tudi na celotno energijsko bilanco stavbe, kjer je tak panel vgrajen. Trend izboljšanja toplotne prehodnosti je opazen do globine vmesnega prostora 30 cm, pri večjih globinah pa ni več tako opaznega izboljšanja.

Način senčenja prosojnih tipov panela ima velik vpliv na rezultate, ki so simulirani na poletni čas, in sicer na temperaturo na notranji strani panela. Ugodnejše rezultate dobimo z vgradnjo senčil, zadovoljivi rezultati znižanja temperature znotraj panela pa so že tudi z aplikacijo refleksnega nanosa na zunanjo stran stekla. S senčenjem steklenih površin znižamo stroške za hlajenje v stavbi in izboljšamo bivalno ugodje uporabnikov stavbe.

Prezračevanje vmesnega prostora ima neugoden vpliv na toplotno prehodnost celotnega panela pri vseh podtipih panela tip 1 ter nima bistvenega vpliva pri vseh podtipih panela tip 2. V primeru, ko imamo prezračevanje vmesnega prostora, se temperatura na notranji strani panela pozimi zniža za 0,7 do 0,9 °C pri prosojnih tipih panela (LSFP tipi 1), poleti pa za 0,3 °C pri nesenčenih prosojnih tipih panela oziroma se celo poveča pri senčenih tipih panela za 0,1 do 0,3 °C. Temperatura na notranji strani panela pri LSFP tip 2P je pozimi do 0,1 °C nižja v primerjavi z neprezračevanim LSFP tip 2. Z upoštevanjem slojev osnovne stene, na katero bo panel tipa 2 pritrjen, prezračevanje vmesnega prostora nima bistvenega vpliva na temperaturo na notranji strani stene.

5 • SKLEP

Z računsko analizo smo raziskovali vpliv globine vmesnega prostora, načina senčenja in možnosti prezračevanja na toplotno prehodnost panela kakor tudi na temperaturo znotraj panela. Povečanje globine vmesnega prostora ugodno vpliva na izboljšanje toplotne prehodnosti celotnega panela pri vseh prosojnih tipih panelov, do globine 30 cm je to izboljšanje občutno, širše globine pa nimajo bistvenega vpliva na izboljšanje toplotne prehodnosti. Izvedba panelov večje globine je dražja, prerezi nosilne lesene konstrukcije pa so neracionalni in občutno predimenzionirani. Tako iz izvedenih numeričnih izračunov sklepamo, da je globina vmesnega prostora do 30 cm še racionalna za LSFP tip 1. Globina vmesnega prostora nima bistvenega vpliva na izboljšanje toplotne prehodnosti neprosojnih tipov panela.

Način senčenja panelov bistveno vpliva na temperaturo na notranji strani prosojnih tipov panelov predvsem v poletnem času. Ugodnejše rezultate dobimo z vgradnjo žaluzij, zadovoljivi rezultati znižanja temperature znotraj panela so tudi že z aplikacijo refleksnega nanosa na zunanjo stran stekla. S senčenjem steklenih površin znižamo stroške za hlajenje v stavbi in izboljšamo bivalno ugodje uporabnikov stavbe. Spuščena senčila vplivajo tudi na toplotno prehodnost panela, medtem ko refleksni nanos nima vpliva na toplotno prehodnost panela. Bistvena prednost senčil pred re-

fleksnim nanosom je možnost uravnavanja senčenja. Poleti in pozimi imamo lahko ponoči senčila spuščena, da znižamo solarne dobitke poleti ter zmanjšamo toplotne izgube skozi panele pozimi. Pozimi imamo senčila dvignjena podnevi, da dobimo čim več toplotnih dobitkov v stavbo. Refleksni nanos te regulacije nima, saj ga ni mogoče regulirati.

Prezračevanje vmesnega prostora prosojnih tipov LSFP ima neugoden vpliv na toplotno prehodnost celotnega panela ter nima bistvenega vpliva na toplotno prehodnost neprosojnih tipov panela. V primeru, ko imamo prezračevanje vmesnega prostora, se temperatura na notranji strani panela pozimi zniža pri prosojnih tipih panela (LSFP tipi 1) za manj kot stopinjo Celzija, poleti pa za 0,3 stopinje Celzija pri nesenčenih prosojnih tipih panela oziroma se celo minimalno poveča pri senčenih tipih panela, do 0,3 stopinje Celzija. LSFP tip 2 je v tej nalogi razvit kot element, ki bo nadgradil neko osnovno steno. Z upoštevanjem slojev osnovne stene, na katero bo panel tipa 2 pritrjen, prezračevanje vmesnega prostora potem nima bistvenega vpliva na temperaturo na notranji strani celotne fasadne stene. Rezultati pri prezračevanih tipih panelov so tudi posledica tega, da so pri prezračevanem tipu panela upoštevani le sloji do prezračevanega sloja, tako ni mogoče upoštevati solarnih dobitkov v vmesnem prostoru,

ki bi gotovo vplivali na rezultat, niti toplotne upornosti zraka v vmesnem prostoru, ki je sicer odvisna od toka zraka skozi sloj in je pri velikem pretoku lahko tudi zanemarljiva, pri majhnem pretoku zraka pa bi v resnici imela vpliv na temperaturo in na toplotno prehodnost panela.

Rezultati računске analize predstavljajo osnovo za nadaljevanje raziskovalnega dela glede optimalne zasnove leseno-steklenega fasadnega panela, ki bi se lahko uporabljal širše v gradbeništvu. Pred dejansko množično uporabo panela v gradbeništvu bo treba narediti še analizo okoljskih vplivov celotne življenjske dobe panela, vključno z zasnovo vseh potrebnih detajlov ter tehnologijo izvedbe, in sicer v fazi proizvodnje, transporta, montaže, demontaže in uničenja. Izdelati bo treba še eksperimentalne analize in jih primerjati z numeričnimi rezultati v tem članku.

Prednost predstavljenega panela vidimo predvsem v prispevku k trajnostnemu razvoju stavb in majhnimi vplivi na okolje pri uporabi takšnega panela v nasprotju s klasičnimi strukturnimi steklenimi fasadami. Racionalno izbrani stekleni del fasade oziroma delež steklene fasade prispeva tudi k boljši energetski učinkovitosti celotne stavbe, kjer je tak panel vgrajen. Predstavljeni panel ima tudi prednost v možnosti prefabrikacije le-tega in tipski proizvodnji posamičnega panela ali celotne fasadne stene. LSFP je uporaben pri vseh tipih stavb, tako pri novogradnjah in prenovah, predvsem pri poslovnih, hotelskih in javnih stavbah ter tudi pri stanovanjskih stavbah.

6 • LITERATURA

- Batungbakal, A., Konis, K., Gerber, D., Valmont, E., The Acoustic Performance of Double-Skin Glass Facades: A Design Support Tool For Architects, BESS-SB13 CALIFORNIA: Advancing Towards Net Zero. Pomona, California, USA. 24-25 June, 2013.
- Ber, B., Premrov, M., Štrukelj, A., Kuhta, M., Experimental investigations of timber-glass composite wall panels, *Construction & building materials*, ISSN 0950-0618. (Print ed.), Sep. 2014, vol. 66: str. 235–246, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2014.05.044, 2014.
- Ber, B., Šušteršič, I., Premrov, M., Štrukelj, A., Dujič, B., Testing of timber-glass composite walls. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings*, ISSN 0965-0911. (Print ed.), July 2015, vol. 168, iss. SB7, str. 500–513, <http://www.icevirtuallibrary.com/content/serial/stbu>, doi: 10.1680/stbu.13.00105, 2015a.
- Ber, B., Vpliv zasteklitve na horizontalno nosilnost in togost lesenih okvirnih stenskih elementov, doktorska disertacija, Univerza v Mariboru, Fakulteta za gradbeništvo, 2015b.
- Ber, B., Premrov, M., Štrukelj, A., Finite element analysis of timber-glass walls. *Glass structures & engineering*. (Print ed.), June 2016, vol. 1, iss. 1, str. 19-37, doi: 10.1007/s40940-016-0015-4, 2016.
- Ding, W., Hasemi, Y., Yamada, T., Natural ventilation performance of a double-skin facade with a solar chimney, *Energy and Buildings*, (37) 2005, 411–418, 2005.
- EN 673:2011: Steklo v gradbeništvo - Določevanje toplotne prehodnosti (vrednost U) - Računska metoda, 2011.
- Gavan, V., Woloszyn, M., Kuznik, F., Roux, J. J., Experimental study of a mechanically ventilated double-skin facade with venetian sun-shading device: A full-scale investigation in controlled environment, *Solar energy*, 84 (2010), 183–195, 2010.
- Hochhauser, W., A contribution to the calculation and sizing of glued and embedded timber-glass composite panes, Doctoral Thesis, Vienna University of Technology, Faculty of Civil Engineering, Wien, 2011.
- Høseggen, R., Wachenfeldt, B.J., Hanssen, S.O., Building simulation as an assisting tool in decision making Case study: With or without a double-skin facade?, *Energy and Buildings*, 40 (2008), 821–827, 2008.
- ISO 10077-1:2006: Toplotne lastnosti oken, vrat in polken - Izračun toplotne prehodnosti - 1. del: Splošno, 2006.
- ISO 10077-2:2012: Toplotne lastnosti oken, vrat in polken - Izračun toplotne prehodnosti - 2. del: Računska metoda za okvirje, 2012.
- ISO 15099:2003: Thermal performance of windows, doors and shading devices - Detailed calculations.
- Kolarič Tibaut, N., Leseno-stekleni fasadni panel kot element sodobne arhitekture, magistrsko delo, Univerza v Mariboru, Fakulteta za gradbeništvo, prometno inženirstvo in arhitekturo, 2018.
- Oesterle, E., Lieb, R-D., Lutz, M., Heusler, W., *Double Skin Facades – Integrated Planning*, Prestel Verlag, München, Nemčija, 2001.
- Pascha, V., Winter, W., A comparative study on ecological impact of timber-glass-façade and conventional facade systems, *World Conference on Timber Engineering*, Vienna, Austria, 2016.
- Perez-Grande, I., Meseguer, J., Alonso, G., Influence of glass properties on the performance of double-glazed facades, *Applied Thermal Engineering*, 25 (2005), 3163–3175, 2005.
- Poirazis, H., *Double skin facades, a literature review*, 2006.
- Safer, N., Woloszyn, M., Roux, J. J., Three-dimensional simulation with a CFD tool of the airflow phenomena in single floor double-skin facade equipped with a venetian blind, *Solar Energy*, 79 (2005), 193–203, 2005.
- SURS, Statistični urad Republike Slovenije, Energetska statistika, Slovenija, 2016.
- Štrukelj, A., Ber, B., Premrov, M., Racking resistance of timber-glass wall elements using different types of adhesives. *Construction & building materials*, ISSN 0950-0618. (Print ed.), Sep. 2015, vol. 93, str. 130–143. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0950061815006273#>, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2015.05.112, 2015.
- Tascon, M. H., *Experimental and computational evaluation of thermal performance and overheating in double skin facades*, 2008.
- Torcellini, P., Pless, S., *Trombe Walls in Low-Energy Buildings: Practical Experiences*, NREL/CP-550-36277, 2004.
- Zöllner, A., Winter, E. R. F., Viskanta R., Experimental studies of combined heat transfer in turbulent mixed convection fluid flows in double-skin-facades, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 45 (2002), 4401–4408, 2002.

ZADNJI PRIPRAVLJALNI SEMINAR IN IZPITNI ROK ZA STROKOVNE IZPITE ZA GRADBENO STROKO V LETU 2018

SEMINAR	IZPIT
8. - 10. 10. 2018	27. in 28. 11. 2018

A. PRIPRAVLJALNI SEMINARJI:

Seminarje organizira **Zveza društev gradbenih inženirjev in tehnikov Slovenije (ZDGITS), Karlovška cesta 3, 1000 Ljubljana;**

Telefon: (01) 52-40-200; Fax: (01) 52-40-199;

e-naslov: gradb.zveza@siol.net; gradbeni.vestnik@siol.net.

Uradne ure:

od ponedeljka do četrтка od 9.00 do 14.00 ure; v petek ni uradnih ur za stranke!

Pripravljalni seminar bo za:

- Pooblaščen inženirje gradbene stroke** (to je za kandidate, ki imajo končano najmanj drugo bolonjsko stopnjo gradbeništva, oziroma univerzitetni diplomirani inženirji gradbeništva, ter za kandidate, ki izpolnjujejo pogoje po 58. členu Zakona o arhitekturni in inženirski dejavnosti)
- Vodje del za področje gradbene stroke** (to je za vse kandidate, ki izpolnjujejo pogoje izobrazbe iz gradbene stroke za izvajalce po 4. točki prve in druge alineje 14. člena Gradbenega zakona)

Predavanja bodo iz naslednjih predmetov izpitnega programa:

- Predpisi s področja graditve objektov, urejanja prostora, arhitekturne in inženirske dejavnosti, zborničnega sistema ter osnov varstva okolja in splošnega upravnega postopka**
- Investicijski procesi in vodenje projektov**
- Varstvo zdravja in življenja ljudi ter varstvo okolja pri graditvi objektov**
- Področni predpisi in standardizacija s področja graditve objektov**

Cena za udeležbo na seminarju in za literaturo znaša 623,22 EUR. Kandidati lahko poslušajo tudi zgolj posamezna predavanja v okviru rednih seminarjev, cena za obisk posameznega predavanja je 89,10 EUR. V cenah je vključen DDV.

Kotizacijo za seminar je potrebno nakazati ob prijavi na poslovni račun ZDGITS: **SI56 0201 7001 5398 955.**

Prijavo je potrebno posredovati organizatorju (ZDGITS) najkasneje **7 dni pred začetkom** seminarja! Prijavni obrazec je objavljen na spletni strani ZDGITS (<http://www.zveza-dgits.si>).

Izvedba seminarja je odvisna od števila prijav (najmanj 20).

B. STROKOVNI IZPITI

potekajo pri **Inženirski zbornici Slovenije (IZS), Jarška 10-B, 1000 Ljubljana**. Informacije o strokovnih izpiti in izpitnih programih je mogoče dobiti na spletni strani IZS (www.izs.si), po telefonu (01) 547-33-19 (uradne ure: ponedeljek, sredo, četrtek, petek od 10.00 do 12.00 ure; v torek od 14.00 do 16.00 ure) ali osebno na sedežu IZS (uradne ure: ponedeljek, sredo, četrtek, petek od 8.00 do 12.00 ure; v torek od 12.00 do 16.00 ure).

NOVI DIPLOMANTI

UNIVERZA V LJUBLJANI,
FAKULTETA ZA GRADBENIŠTVO IN GEODEZIJO

I. STOPNJA – VISOKOŠOLSKI ŠTUDIJSKI PROGRAM OPERATIVNO GRADBENIŠTVO

Blaž Vrbnjak, Študija variant rekonstrukcije križišča cest R1-221 in LC 12023 v Hrastniku, mentor viš. pred. mag. Robert Rijavec; <https://repozitorij.uni-lj.si/lzpisGradiva.php?id=101713>

Martin Kolar, Primerjava klasične gradnje infrastrukturnih vodov s tehnologijo gradnje mikropredorov, mentor doc. dr. Boštjan Pulko; <https://repozitorij.uni-lj.si/lzpisGradiva.php?id=101712>

Jernej Leban, Vpliv profikorozijske zaščite na prijemnost med betonom in armaturo, mentor doc. dr. Drago Saje; <https://repozitorij.uni-lj.si/lzpisGradiva.php?id=101668>

Nejc Kneževič, Analiza pogodbenih pogojev v gradbenih pogodbah pri javnih naročilih, mentor doc. dr. Aleksander Srdić; <https://repozitorij.uni-lj.si/lzpisGradiva.php?id=101716>

I. STOPNJA – UNIVERZITETNI ŠTUDIJSKI PROGRAM GRADBENIŠTVO

Gašper Flajs, Matematična in fizikalna obravnava idealne vzletne krivulje smučarskega skakalca, mentorica izr. prof. dr. Marjeta Kramar Fijavž, somentor doc. dr. Jure Kokalj; <https://repozitorij.uni-lj.si/lzpisGradiva.php?id=101666>

II. STOPNJA – MAGISTRSKI ŠTUDIJSKI PROGRAM GRADBENIŠTVO

Gašper Rus, Potresna analiza obstoječe stavbe za izobraževanje s študijo utrditvenih ukrepov, mentor izr. prof. dr. Sebastjan Bratina, somentor mag. Anton Štampfl; <https://repozitorij.uni-lj.si/lzpisGradiva.php?id=101653>

Klemen Vidonja, Primerjava variant in idejna zasnova rekonstrukcije glavne ceste Postojna–Jelšane, mentor doc. dr. Peter Lipar, somentor viš. pred. mag. Robert Rijavec; <https://repozitorij.uni-lj.si/lzpisGradiva.php?id=101655>

II. STOPNJA – MAGISTRSKI ŠTUDIJSKI PROGRAM STAVBARSTVO

Isak Alijagić, Učinkovitost dvojne fasade z vidika kakovosti notranjega okolja in rabe energije: primer SOP Krško, mentorica doc. dr. Mateja Dovjak, somentor doc. dr. Uroš Stritih; <https://repozitorij.uni-lj.si/lzpisGradiva.php?id=101651>

II. STOPNJA – MAGISTRSKI ŠTUDIJSKI PROGRAM VODARSTVO IN OKOLJSKO INŽENIRSTVO

Anže Srebovt, Idejna rešitev odvajanja in čiščenja odpadne vode naselij v južnem delu občine Pivka, mentor doc. dr. Mario Krzyk; <https://repozitorij.uni-lj.si/lzpisGradiva.php?id=101627>

Rubriko ureja • Eva Okorn, gradb.zveza@siol.net

KOLEDAR PRIREDITEV

29.-30.8.2018

5th International Conference on Steel and Concrete Structures

Tokio, Japonska
<https://steelstructures.conferenceseries.com/>

19.-20.9.2018

Euro Building Materials & Construction Technologies Conference

Amsterdam, Nizozemska
www.eventbrite.com/e/euro-building-materials-construction-technologies-conference-cse-as-tickets-45675823618

23.-26.9.2018

11th International Conference on Urban Drainage Modelling

Palermo, Italija
www.udm2018.org/

26.-28.9.2018

2018 Building Performance Analysis Conference and SimBuild

Chicago, Illinois, ZDA
www.ashrae.org/conferences/specialty-conferences/2018-building-performance-analysis-conference-and-sim-build

1.-4.10.2018

Pacific Rim International Symposium INTERPRAEVENT 2018

Toyama, Japonska
<http://interpraevent2018.jp/>

3.-5.10.2018

EEBPVIII - 8th International Conference on Environmental Effects on Buildings and People:

Actions, Influences, Interactions, Discomfort
Krakov, Poljska
<http://psiw.org.pl/eebp8/>

3.-5.10.2018

5. Slovenski geološki kongres

Velenje, Slovenija
www.geo-zs.si/5SGK/

18.-19.10.2018

24. simpozij "Vodni dnevi"

Portorož, Slovenija
<https://sdzv-drustvo.si/vodni-dnevi/>

24.-26.10.2018

14. Slovenski kongres o cestah in prometu

Portorož, Slovenija
www.drc.si/kongres/

28.-31.10.2018

IALCCE 2018 – The 6th International Symposium on Life-Cycle Civil Engineering

Gent, Belgija
www.ialcce2018.org/#/home

1.-2.11.2018

GEO|Design+BIM - Enabling tomorrow's connected infrastructure

Amsterdam, Nizozemska
<https://geo-bim.org/europe/index.html#intro>

9.-15.11.2018

International Seminar on Roads, Bridges & Tunnels; Challenges and Innovation

Solun, Grčija
<http://isrbt.civil.auth.gr/>

22.11.2018

4. strokovna konferenca SIBIM 2018

Kranj, Slovenija
<http://bim.si/event/sibim-2018/>

10.-12.12.2018

ICCAEE 2018 - International Conference on Civil, Architectural and Environmental Engineering

Wellington, Nova Zelandija
www.iccaee.net/

8.-11.4.2019

Svetovni gradbeni forum 2019 »Odpornost stavb in infrastrukture

Ljubljana, Slovenija
<https://www.wcf2019.org/wcf-intro-slo/>

11.-14.5.2020

14th Congress INTERPRAEVENT 2020

Bergen, Norveška
www.interpraevent.at/?lng=4

2.-6.11.2020

5th World Landslide Forum

Kjoto, Japonska
<http://wlf5.iplhq.org/>

Rubriko ureja • **Eva Okorn**, ki sprejema predloge za objavo na e-naslov: gradb.zveza@siol.net