

# PERFORMANČNI NAČIN PROJEKTIRANJA POŽARNE ODPORNOSTI LEPLJENEGA LESENEGA NOSILCA – 2. DEL: TOPLOTNA IN MEHANSKA ANALIZA

## PERFORMANCE-BASED APPROACH TO FIRE SAFETY DESIGN OF GLULAM BEAM – PART 2: THERMAL AND MECHANICAL ANALYSIS

**Robert Pečenko, univ. dipl. inž. grad.**

robert.pecenko@fgg.uni-lj.si

Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo  
Jamova 2, 1000 Ljubljana

**Sabina Huč, univ. dipl. inž. grad.**

sabina.huc@gmail.com

GiiP, d. o. o., gradbeni inženiring, nepremičnine, projektiranje  
Dobja vas 200, 2390 Ravne na Koroškem

**doc. dr. Tomaž Hozjan, univ. dipl. inž. grad.**

tomaz.hozjan@fgg.uni-lj.si

Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo  
Jamova 2, 1000 Ljubljana

**Znanstveni članek**

UDK 614.89:624.011.1

**Povzetek** | V prispevku je na primeru lepljenega lesenega nosilca, ki je del nosilne strešne konstrukcije športne dvorane v Dravogradu, predstavljen koncept performančnega načina projektiranja požarne odpornosti konstrukcijskega elementa. V že objavljenem prvem delu prispevka je prikazana prva faza požarne analize, v kateri je z uporabo naprednega računalniškega programa Fire Dynamics Simulator določen časovni potek temperature zraka v okolici nosilcev. V tem, drugem delu prispevka predstavimo še drugo in tretjo fazo požarne analize, kjer poleg performančnega načina predstavimo tudi predpisni način projektiranja požarne odpornosti konstrukcijskega elementa. V drugi fazi požarne analize, imenovani tudi toplotna analiza, določimo časovno spreminjanje temperature po lepljenem lesenem nosilcu. Z upoštevanjem dobljenih rezultatov v zadnji, tretji fazi požarne analize, imenovani tudi mehanska analiza konstrukcije, prikažemo še analizo požarne odpornosti obravnavanega lepljenega lesenega nosilca z napredno računsko metodo in poenostavljenim računskim postopkom po SIST EN 1995-1-2.

**Ključne besede:** lepljeni leseni nosilec, požarna analiza, napredna računsko metoda, požarna odpornost

**Summary** | The paper presents a performance-based approach to fire design of a glulam beam. The analyzed glulam beam is part of the sports hall roof structure located in Dravograd. In the first part of the paper the first phase of the fire analysis was shown, where advanced computational software, Fire Dynamics Simulator, was used to determine the time development of the air temperature around the beams during the fire. Here, in the second part of the paper, the second and third phases of the fire analysis are presented. Beside performance-based design approach also well established prescrip-

five rules are shown to determine the fire resistance of structural members. In the second phase of the fire analysis, also called thermal analysis, time development of the temperatures in the glulam beam are determined. Taking into account the results obtained in the second phase, there follows the third phase of the fire analysis, also called mechanical analysis of the structure, where advanced calculation method and a simplified computational procedure according to SIST EN 1995-1-2 are shown to determine the fire resistance of the glulam beam.

**Key words:** glulam beam, fire analysis, advanced calculation method, fire resistance

## 1 • UVOD

S stališča požarne varnosti so lesene konstrukcije v primerjavi z drugimi vrstami gradbenih konstrukcij razmeroma varne. V največji meri je to pogojeno z relativno nizko toplotno prevodnostjo, ki preprečuje hiter razvoj temperatur po lesu. Hkrati je razvoj temperatur v lesu dodatno upočasnen zaradi izparevanja vlage. Delež le-te predstavlja 10–20 % teže lesa, kar je v primerjavi z drugimi konstrukcijskimi materiali relativno visoka vrednost. Pri povišanih temperaturah je les podvržen toplotni degradaciji oziroma tako imenovani pirolizi. Piroliza je izjemno kompleksen pojav, ki se prične pri 200–300 °C in predstavlja hkratno delovanje raznih kemijskih procesov, povezanih s prehodom toplote in vlage. Posledica pirolize je nastanek oglja, plinov, smol in kislin. Pri tem ima nastalo oglje tako pozitiven kot negativen vpliv na nosilnost konstrukcije. Zoglenela plast ima namreč nižjo toplotno prevodnost kot les in služi za dodaten izolacijski sloj pri prevajanju toplote v notranjost lesa. Hkrati pa ima zanemarljivo nizke trdnostne in togostne karakteristike, s čimer se zmanjšuje nosilnost lesenega elementa med požarom.

Projektiranje požarne varnosti stavb se deli v dve fazi, primarno in sekundarno. V primarni fazi se za zagotovitev ustreznega nivoja požarne varnosti predvidi aktivne in pasivne ukrepe. V sekundarni fazi projektiranja požarne varnosti stavb, imenovani tudi

požarna analiza konstrukcij, se glede na zahtevano požarno odpornost nosilne konstrukcije požarnih sektorjev dimenzionirajo posamezni konstrukcijski elementi. Sekundarna faza požarne analize se dalje deli na tri faze. Namen prispevka je prikazati uporabo performančnega načina, ki se uveljavlja kot naprednejši način projektiranja konstrukcij, v vseh fazah požarne analize. V prvem delu prispevka z naslovom Modeliranje razvoja požara v računalniškem programu FDS (Huč, 2015) je bila prikazana prva faza požarne analize konstrukcij. Določen je bil najbolj neugoden razvoj maksimalne adiabatne temperature na površini lepljenih lesenih nosilcev, ki tvorijo nosilno strešno konstrukcijo športne dvorane, ki je del večnamenske dvorane ŠPIC D v Dravogradu (GiiP, 2011).

V tem, drugem delu prispevka prikazujemo nadaljevanje požarne analize, kjer poleg uporabe naprednega performančnega načina predstavimo tudi uveljavljen predpisni način z uporabo poenostavljenih metod, podanih v standardih Evrokod. V drugi fazi požarne analize, imenovani tudi toplotna analiza konstrukcije, najprej določimo časovno spreminjanje temperature po lepljenem lesenem nosilcu. Nato v tretji fazi požarne analize, imenovani tudi mehanska analiza konstrukcije, z uporabo naprednega numeričnega modela in poenostavljenega računskega postopka skladno s SIST EN 1995-1-2 (2005) preverimo

požarno odpornost obravnavanega lepljenega lesenega nosilca na osnovi rezultatov, pridobljenih v drugi fazi požarne analize.

Za potrebe analize po napredni metodi uporabimo programsko orodje NFIRA (Bratina, 2003), ki je v osnovi namenjeno računski obravnavi armiranobetonskih konstrukcij v požaru, vendar je za namene tega članka uporabljena modificirana verzija, prirejena za računanje lesenih konstrukcij, izpostavljenih požaru (Srpič, 2009). Program uporablja učinkovit linijski končni element (Planinc, 1998), ki je zasnovan na geometrijsko točni Reissnerjevi teoriji in Bernoullijevi predpostavki o ravnih prečnih prerezi (Reissner, 1972). Napetostno-deformacijska zveza lesa v nategu je upoštevana skladno s SIST EN 1995-1-2 (SIST, 2005), medtem ko je za obnašanje lesa v tlaku upoštevan bilinearni materialni model, ki ga je predstavil Pischl (Pischl, 1980). Mehanske lastnosti lesa pri povišanih temperaturah so privzete po SIST EN 1995-1-2 (SIST, 2005).

Poleg napredne računske metode za določitev požarne odpornosti lesenih konstrukcij je predstavljena tudi metoda zmanjšanih materialnih karakteristik, ki spada med poenostavljene postopke, predlagane v Evrokodu (SIST, 2005). Metoda je namenjena določitvi požarne odpornosti enostavnih lesenih elementov (steber, nosilec) in temelji na kontroli napetosti najbolj obremenjenega vlakna rezidualnega prečnega prereza elementa. Pri tem se upoštevata zmanjšan prečni prerez zaradi oglenenja ter zmanjšane trdnostne in togostne karakteristike lesa pri povišani temperaturi.

## 2 • TOPLOTNA ANALIZA

V toplotni analizi glede na znan časovni potek temperature okolice med požarom določimo prostorsko in časovno razporeditev temperature po elementih konstrukcije kot rešitev problema nestacionarnega prostorskega

prevajanja toplote. Matematično gledano, moramo pri tem rešiti parcialno diferencialno enačbo za nestacionarno prevajanje toplote po konstrukciji s pripadajočimi robnimi in začetnimi pogoji.

### 2.1 Temperatura okolice med požarom

Razvoj temperature zraka v prostoru med realnim požarom je odvisen od vrste kompleksnih dejavnikov, zato je njegov analitični zapis zelo zahteven, če ne celo nemogoč. Problem lahko do določene mere rešimo z uporabo poenostavljenih požarnih krivulj, ki so zasnovane na podlagi eksperimentov in jih lahko razdelimo v dve skupini. V prvo skupino umestimo stand-

ardne požarne krivulje (npr. ISO834), pri katerih temperatura okolice ves čas narašča in zato predstavljajo skrajno poenostavitev realnega požara. Na teh krivuljah temelji tudi večina poenostavljenih računskih metod. Nekoliko bolj realen opis naravnega požara omogočajo t. i. parametrične požarne krivulje, ki sodijo v drugo skupino. Odvisne so od večjega števila parametrov, med drugim od zaloge gorljivega materiala, velikosti, oblike in možnosti prezračevanja prostora. Primer parametrične požarne krivulje je predstavljen tudi v standardu SIST EN 1991-1-2 (SIST, 2004b). Prizadevanja za čim bolj realno opredelitev poteka temperature okolice med požarom so privedla do razvoja naprednih računalniških programov za modeliranje požara, ki temeljijo na matematičnih modelih dinamike tekočin (*ang.* CFD). V to vrsto programov spada tudi Fire Dynamics Simulator (*krajše* FDS), ki smo ga uporabili za napoved razvoja temperature zraka v okolici obravnavanih lepljenih lesenih nosilcev, kar smo prikazali v prvem delu prispevka (Huč, 2015).

## 2.2 Prenos toplote v lesu

Za določitev časovno odvisnega temperaturnega polja v prečnem prerezu lepljenega lesenega nosilca upoštevamo naslednje načine prenosa toplote: prenos toplote s konvekcijo, radiacijo in kondukcijo. Prevajanje toplote po prečnem prerezu (kondukcija) opišemo z znano Fourierjevo parcialno diferencialno enačbo

$$\nabla \cdot (\mathbf{k} \nabla T) - \rho C \frac{\partial T}{\partial t} = 0. \quad (1)$$

V enačbi (1) diagonalni členi matrike  $\mathbf{k}$  predstavljajo koeficiente toplotne prevodnosti za različne smeri lesa,  $\rho$  je gostota lesa,  $C$  njegova specifična toplota,  $T$  je temperatura v poljubni točki nosilca, oznaka  $\nabla$  pa predstavlja

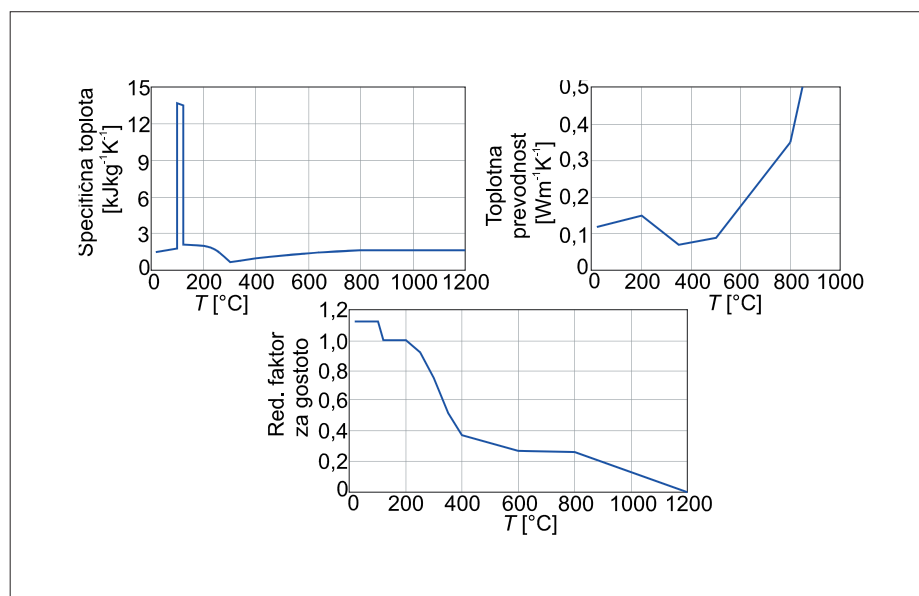
nabla operator. Izmenjavajo toplote med nosilcem in okolico določimo s toplotnim tokom na mejni ploskvi med njima.

$$\frac{\partial T}{\partial n} = \frac{h_{qr}}{k} (T_{\infty} - T), \quad (2)$$

kjer  $\frac{\partial T}{\partial n}$  predstavlja odvod temperature v smeri normale na mejno ploskev,  $T_{\infty}$  je temperatura zraka v požarnem sektorju in  $h_{qr}$  je prestopni koeficient sestavljen iz konvekcijskega in radiacijskega dela:  $h_{qr} = h_c + h_r$ . Problem prenosa toplote rešimo numerično z metodo končnih elementov v programskem okolju Matlab (Hozjan, 2009), pri čemer moramo poznati tudi ustrezen začetni pogoj ( $T(t = 0) = T_0$ ).

## 2.2.1 Termični parametri

Znano je, da se termični parametri lesa in oglja spreminjajo s temperaturo. V literaturi zasledimo različne vrednosti teh parametrov v odvisnosti od temperature, vendar tukaj prikazujemo le tiste, ki jih uporabimo v računskem primeru. Temperaturno odvisno specifično toplotno, toplotno prevodnost in redukcijski faktor za gostoto lesa upoštevamo skladno s SIST EN 1995-1-2 (SIST, 2005) (slika 1). Posreden vpliv izparevanja vlage na razvoj temperatur v prečnem prerezu lesa je zajet s povečanjem specifične toplote lesa v temperaturnem območju med 100 °C in 120 °C. Razpokanost zgojene plasti pri temperaturah, višjih od 500 °C, Evrokod upošteva z večjim koeficientom toplotne prevodnosti nad to temperaturo.



Slika 1 • Temperaturno odvisna specifična toplota, toplotna prevodnost in redukcijski faktor za gostoto lesa (vsebnost vlage 12 %) skladno s SIST EN 1995-1-2 (SIST, 2005)

## 3 • MEHANSKA ANALIZA

V tem poglavju je prikazana uporaba poenostavljenih in naprednih računskih metod za določitev mehanskega odziva oziroma požarne odpornosti lesenega nosilca pri požarni izpostavljenosti. Poenostavljene metode, ki jih obravnavajo standardi Evrokod, temeljijo na kontrolah pri normalnih pogojih, pri čemer je treba upoštevati zmanjšanje nosilnosti materiala zaradi povišanih temperatur. Te metode se v prvi vrsti lahko uporabljajo

za kontrolo nosilnih elementov konstrukcije, kot so nosilci in stebri, pri standardni požarni izpostavljenosti. V primeru parametrične požarne izpostavljenosti oziroma v primeru realne požarne krivulje je pri nekaterih metodah treba upoštevati dodatne zahteve. Tako pri računu nosilnosti lepljenih lesenih nosilcev, ki so izpostavljeni realnemu požaru, območje oglenenja določimo na osnovi izololinije 300 °C, medtem ko je v primeru standardne požarne

izpostavljenosti območje oglenenja določeno z empiričnimi izrazi (SIST, 2005). Standard podaja dve poenostavljeni metodi za račun požarne odpornosti lesenih elementov. V nadaljevanju je predstavljena tukaj uporabljena metoda z zmanjšanimi materialnimi karakteristikami. S to metodo se na enostaven način preveri, ali je dimenzija prečnega prereza nosilca ustrezna, da zadosti kriteriju požarne odpornosti. To se določi na osnovi zmanjšanih trdnostnih in togostnih karakteristik lesa pri povišani temperaturi in na osnovi zmanjšanega prečnega prereza elementa, ki nastopi zaradi oglenenja. Debelina zgojenele

plasti se določi v skladu s toplotno analizo, predstavljeno v drugem poglavju.

Napredne računske metode omogočajo realnejšo oceno obnašanja konstrukcije med požarom. Takšna ocena je mogoča samo v primeru, če modeli, uporabljeni v naprednih računskih metodah, vsebujejo vse bistvene fizikalne in kemijske procese obnašanja konstrukcije in njenih sestavnih delov med požarom. Na ta način upoštevamo vpliv spremembe mehanskih lastnosti lesa pri povišanih temperaturah, pri čemer je vpliv temperaturnega krčenja ter lezenja lesa že posredno upoštevan v redukcijskih faktorjih za trdnost in elastični modul lesa pri povišanih temperaturah, podanih v SIST EN 1995-1-2 (SIST, 2005). Vpliv temperaturnih deformacij na mehanski odziv konstrukcije v požaru določimo skladno s SIST EN 1995-1-2 (SIST, 2005).

### 3.1 Poenostavljena metoda

Metoda zmanjšanih materialnih karakteristik prečnega prereza je poenostavljen računski postopek, s katerim se določi mehansko odpornost lesenega elementa pri požarni izpostavljenosti. V skladu s standardom SIST EN 1995-1-2 (SIST, 2005) se lahko metoda uporabi pri pravokotnih prečnih prerezi, ki so izpostavljeni požaru iz treh ali štirih strani. Upošteva se rezidualni prečni prerez ter zmanjšane trdnostne in togostne karakteristike lesa zaradi povišane temperature. Rezidualni prečni prerez je za globino oglenjenja zmanjšan prvotni prečni prerez. Globino oglenjenja določimo z izotermo 300 °C. Zogleneli del lesa nima trdnosti, zato ne prispeva k mehanski nosilnosti elementa. Trdnostne karakteristike v požarnem projektnem stanju se določijo kot

$$f_{d,fi} = k_{mod,fi} \frac{f_{20}}{\gamma_{M,fi}}, \quad (3)$$

kjer je  $f_{d,fi}$  projektna trdnost,  $f_{20}$  20 % fraktile trdnosti pri sobni temperaturi,  $k_{mod,fi}$  modifikacijski faktor za požar in  $\gamma_{M,fi}$  delni varnostni faktor za les v požaru, ki je enak vrednosti 1,0. Vrednost 20 % fraktile trdnosti  $f_{20}$  se izračuna kot

$$f_{20} = k_{fi} \cdot f_k, \quad (4)$$

kjer je  $f_k$  karakteristična trdnost pri sobni temperaturi, faktor  $k_{fi}$  pa je podan v standardu SIST EN 1995-1-2 (SIST, 2005) in za lepljeni lamelirani les znaša  $k_{fi} = 1,15$ . Modifikacijski faktor za požar  $k_{mod,fi}$  upošteva zmanjšanje trdnostnih karakteristik pri povišanih temperaturah. Pri času  $t = 0$  je vrednost faktorja

enaka 1,0, pri času trajanja požara  $t \geq 20$  min pa se modifikacijski faktor za požar  $k_{mod,fi}$  izračuna takole:

– za upogibno trdnost

$$k_{mod,fi} = 1,0 - \frac{1}{200} \cdot \frac{p}{A_t}, \quad (5)$$

– za tlačno trdnost

$$k_{mod,fi} = 1,0 - \frac{1}{125} \cdot \frac{p}{A_t}, \quad (6)$$

– za natezno trdnost

$$k_{mod,fi} = 1,0 - \frac{1}{330} \cdot \frac{p}{A_t}, \quad (7)$$

kjer je s  $p$  v metrih označen obseg ognju izpostavljenega rezidualnega prečnega prereza, z  $A_t$  v m<sup>2</sup> pa ploščina rezidualnega prečnega prereza. Za čase  $0 \leq t \leq 20$  min. se vrednost faktorja  $k_{mod,fi}$  določi z linearno interpolacijo. Omenimo še, da lahko skladno s SIST EN 1995-1-2 (SIST, 2005) kontrolo striga za pravokotne in okrogle prečne prereze v požarnem projektnem stanju zanemarimo.

### 3.2 Napredna računska metoda

V nadaljevanju predstavljamo računski model za določitev obnašanja lesenega nosilca ob hkratni izpostavljenosti mehanski obteži in požaru. Časovno odvisno napetostno in deformacijsko stanje v lesenem nosilcu določimo z inkrementno-iteracijsko metodo, kjer celotno časovno obdobje trajanja požara  $(0, t)$  razdelimo na časovne intervale  $(t^{i-1}, t^i)$ . Deformiranje nosilca opišemo s kinematično točnim Reissnerjevim modelom ravninskega nosilca (Reissner, 1972). Osnovni sistem enačb, ki opisujejo deformiranje nosilca sestavljajo naslednje enačbe:

– kinematične enačbe

$$\begin{aligned} 1 + u' - (1 + \varepsilon) \cos \varphi &= 0 \\ w' - (1 + \varepsilon) \sin \varphi &= 0 \\ \varphi' - \kappa &= 0 \end{aligned} \quad (8)$$

– ravnotežne enačbe

$$\begin{aligned} (N \cos \varphi + Q \sin \varphi)' + p_x &= 0 \\ (-N \cos \varphi + Q \sin \varphi)' + p_z &= 0 \\ M' - (1 + \varepsilon)Q + m_y &= 0 \end{aligned} \quad (9)$$

– konstitucijske enačbe

$$\begin{aligned} N_C &= \int_A \sigma(D_m, T) dA \\ M_C &= \int_A z \sigma(D_m, T) dA \end{aligned} \quad (10)$$

Tukaj  $(\cdot)'$  predstavlja odvod količine po  $x$ ,  $u$  in  $w$  sta pomika težiščne osi v  $x$ - in  $z$ -smeri,  $\varphi$  pa označuje rotacijo okoli  $y$ -osi.  $N$ ,  $Q$  in  $M$  so posplošene ravnotežne notranje sile,  $p_x$ ,  $p_y$  in  $m_y$  pa predstavljajo konservativno zunanjo obtežbo, ki deluje na element. Konstitucijski notranji sili  $N_C$  in  $M_C$  sta odvisni od izbranega materialnega modela, ki ga določimo iz zveze med normalno napetostjo  $\sigma(D_m, T)$  in mehansko deformacijo  $D_m$ . Na podlagi napetostno-deformacijskega stanja pri času  $t^{i-1}$  in temperature pri času  $t^i$ , lahko geometrijsko deformacijo  $D^i = \varepsilon^i + z\kappa^i$  pri času  $t^i$  izračunamo takole:

$$D^i = D^{i-1} + \Delta D^i. \quad (11)$$

Pri tem z  $\varepsilon^i$  in  $\kappa^i$  označujemo specifično spremembo dolžine in psevdoukrivljenost referenčne osi lesenega nosilca,  $\Delta D^i$  pa predstavlja prirastek geometrijske deformacije pri času  $t^i$  in jo izračunamo po adicijskem pravilu:

$$\Delta D^i = \Delta D_m^i + \Delta D_T^i, \quad (12)$$

kjer je  $\Delta D_m^i$  prirastek mehanske deformacije,  $\Delta D_T^i$  pa prirastek temperaturne deformacije. Prirastek temperaturne deformacije določimo skladno s SIST EN 1995-1-2 (SIST, 2005). Prirastka deformacije lezenja in krčenja nista eksplicitno izražena, saj je njun vpliv posredno zajet v redukcijskih faktorjih za trdnost in togost lesa skladno s SIST EN 1995-1-2 (SIST, 2005).

Osnovne enačbe nosilca (8)–(10) rešimo z metodo končnih elementov. Uporabimo tako imenovane deformacijske končne elemente, kjer po končnem elementu interpoliramo deformaciji  $\varepsilon$  in  $\kappa$ . Podroben opis formulacije deformacijskih končnih elementov je predstavljen v (Planinc, 1998) in (Bratina, 2003). Značilnost deformacijskih končnih elementov je, da so zelo natančni in odporni proti blokiranju. Za analizo uporabimo programsko orodje NFIRA (Bratina, 2003), ki temelji na deformacijskih končnih elementih. Konstrukcija se poruši, če postane tangentna togostna matrika konstrukcije singularna. Vzrok za to je lahko globalna nestabilnost konstrukcije ali materialna porušitev. Čas, pri katerem se zgodi porušitev, imenujemo kritični čas, pripadajočo temperaturo okolja pa kritična temperatura  $(t_{cr}, T_{cr})$ .

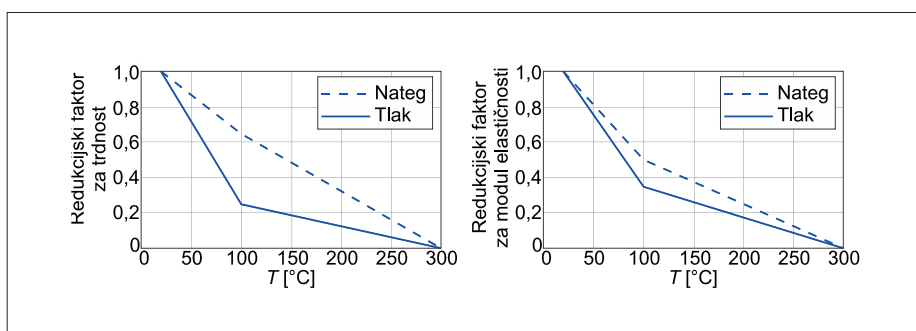
#### 3.2.1 Mehanske lastnosti lesa pri povišanih temperaturah

Mehanske lastnosti za trdnost in modul elastičnosti lesa so upoštevane v skladu s

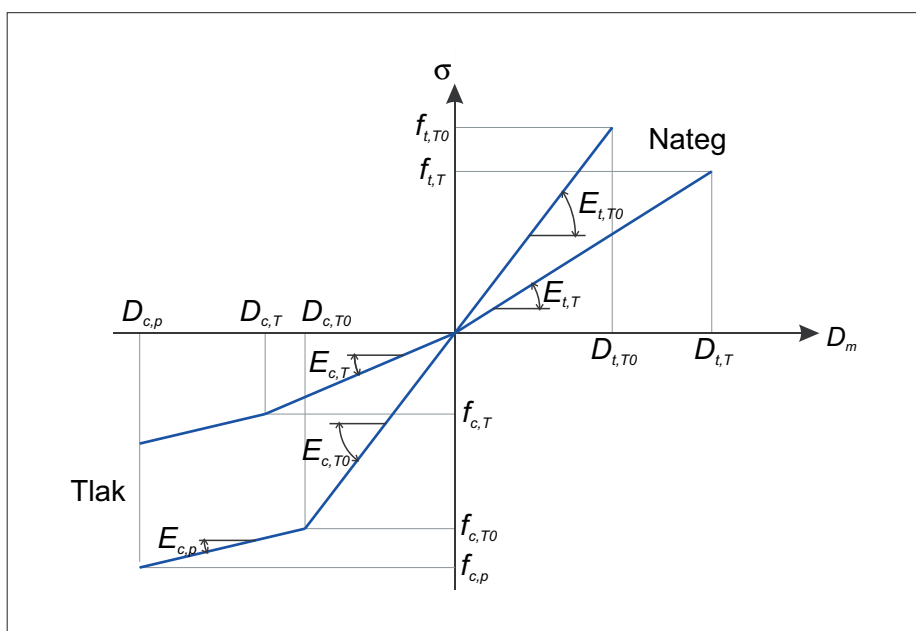
SIST EN 1995-1-2 (SIST, 2005) (slika 2). Kot vidimo, so redukcijski faktorji za les različni v nategu ali tlaku, nad temperaturo 300 °C, ko les prične ogleneti, pa enaki nič.

Konstitucijsko zvezo med normalno napetostjo  $\sigma$  in mehansko deformacijo  $D_m$  opišemo z linearnim diagramom v nategu in bilinearnim diagramom v tlaku (slika 3).

Na zgornji sliki  $D_{ij}$ ,  $E_{ij}$  in  $f_{ij}$  ( $i=c, t$ ;  $j=T, T_0$ ) predstavljajo mejno elastično deformacijo, elastični modul in napetost na meji elastičnosti za les v tlaku ( $c$ ) in nategu ( $t$ ) pri sobni ( $T_0$ ) in pri povišani temperaturi ( $T$ ). Mejna napetost v plastičnem območju  $f_{c,p}$  je definirana v (Pischl, 1980). S simboli  $E_{c,p}$  in  $D_{c,p}$  označujemo plastični modul utrditve in mejno plastično deformacijo.



Slika 2 • Redukcijski faktorji za trdnost in modul elastičnosti lesa skladno s SIST EN 1995-1-2 (2005)



Slika 3 • Konstitucijski diagram za les pri sobni in pri povišani temperaturi

## 4 • RAČUNSKI PRIMER

Na primeru lepljenega lameliranega lesenega nosilca prikažemo uporabo poenostavljene in napredne računske metode za analizo mehanske odpornosti v pogojih požara. Obravnavani nosilec je del strešne konstrukcije športne dvorane v Dravogradu (GiiP, 2011). Vz dolž nosilca sta upoštevana požarna scenarija "zgoraj sredina mat" in "spodaj sredina", ki sta se v analizi možnih požarnih scenarijev v obravnavani športni dvorani s programom FDS izkazala za najbolj neugodna, kar smo prikazali v prvem delu prispevka (Huč, 2015). Na ta način želimo simulirati vpliv realnega požara in preveriti mehansko odpornost nosilca.

### 4.1 Računski model, obtežba in obremenitev

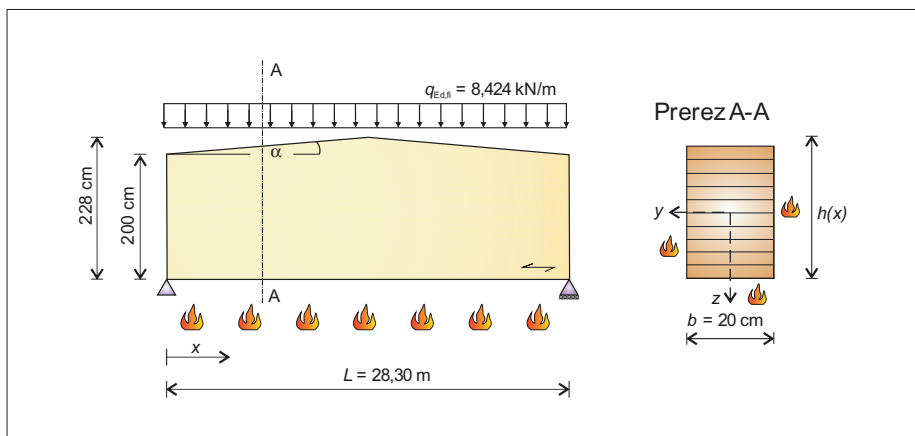
Računski model obravnavanega nosilca je prostoležeči nosilec dolžine  $L = 28,30$  m, širine  $b = 20$  cm in spremenljive višine  $h(x)$  od 200 cm do 228 cm (slika 4). Vz dolžni raster med lepljenimi lesenimi nosilci znaša 5,4 m. Nosilec je iz lesa trdnostnega razreda GL28c (GiiP, 2011), za katerega so značilne naslednje karakteristične vrednosti pri sobni temperaturi: elastični modul  $E_{0,k} = 1260$  kN/cm<sup>2</sup>, upogibna trdnost  $f_{m,k} = 2,8$  kN/cm<sup>2</sup>, strižna trdnost  $f_{v,k} = 0,27$  kN/cm<sup>2</sup> in tlačna trdnost pravokotno na vlakna  $f_{c,90,k} = 0,27$  kN/cm<sup>2</sup>. Vplivi na konstrukcijo zaradi izpostavljenosti požaru so v SIST EN 1991-1-2 (SIST, 2004b)

določeni kot nezgodni vplivi, pri čemer skladno s standardom SIST EN 1990 (SIST, 2004a) kombinacijo vplivov za nezgodna projektna stanja izrazimo kot

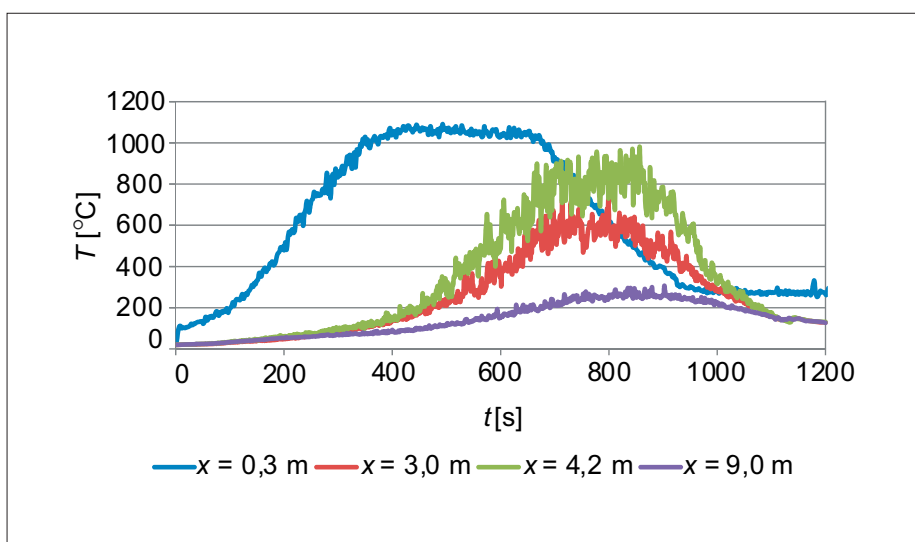
$$\sum_{j \geq 1} G_{k,j} \cdot \psi_{1,j} \text{ ali } \psi_{2,j} \cdot Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \psi_{2,i} \cdot Q_{k,i} \quad (13)$$

kjer je  $G_{k,j}$  karakteristična vrednost stalnega vpliva  $j$ ,  $Q_{k,1}$  karakteristična vrednost prevladujočega spremenljivega vpliva 1,  $Q_{k,i}$  karakteristična vrednost spremljajočega spremenljivega vpliva  $i$ ,  $\psi_{1,j}$  faktor za pogosto in  $\psi_{2,i}$  faktor za navidezno stalno vrednost prevladujočega spremenljivega vpliva 1 ter  $\psi_{2,i}$  faktor za navidezno stalno vrednost spremljajočega spremenljivega vpliva  $i$ . V nacionalnem dodatku k SIST EN 1991-1-2 (SIST, 2004b) je za prevladujoč spremenljiv vpliv priporočena uporaba pogoste vrednosti  $\psi_{1,1} Q_1$ .

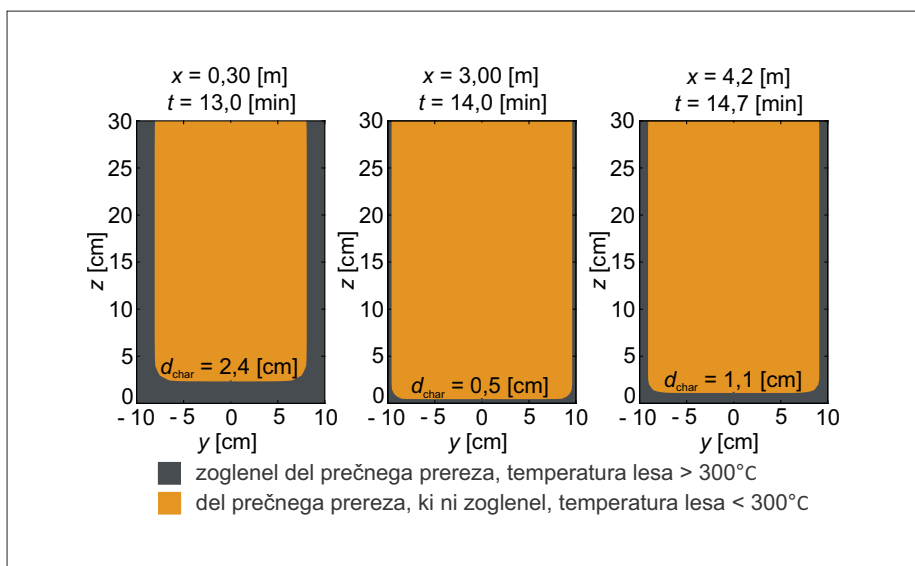




Slika 4 • Računski model, geometrija in obremenitev obravnavanega lepljenega lesenega nosilca



Slika 5 • Najbolj neugoden časovni razvoj temperature na površini nosilca v prečnih prerezih pri  $x = 0,3$  m,  $3,0$  m,  $4,2$  m, in  $9,0$  m



Slika 6 • Debelina zoglele plasti ( $d_{char}$ ) v treh prečnih prerezih vzdolž nosilca

Skladno z Načrtom gradbenih konstrukcij (GiiP, 2011) upoštevamo karakteristične vrednosti za stalno obtežbo  $g_k = 1,3$  kN/m<sup>2</sup>, obtežbo vetra  $w_k = 0,7$  kN/m<sup>2</sup> in obtežbo snega  $s_k = 1,3$  kN/m<sup>2</sup>. Faktor za pogosto vrednost je enak  $\psi_{1,1} = 0,2$  tako v primeru, da je prevladujoči spremenljivi vpliv sneg  $s_k$ , kakor tudi v primeru, da je prevladujoči spremenljivi vpliv veter (SIST EN 1990, 2004a). Faktor za navidezno stalno vrednost je v primeru, da je spremljajoči spremenljivi vpliv sneg ali veter, enak  $\psi_{2,2} = 0,0$  (SIST EN 1990, 2004a). Po enačbi (13) je najbolj neugodna tista kombinacija vplivov, kjer je prevladujoči spremenljivi vpliv sneg. Največja obremenitev obravnavanega nosilca v požarnem projekt-nem stanju tako znaša  $q_{Ed,fi} = 8,424$  kN/m. V nadaljevanju predstavimo analizo požarne odpornosti nosilca po poenostavljen postopku in po napredni računski metodi.

## 4.2 Požarna odpornost lepljenega lesenega nosilca po poenostavljenem postopku

Skladno s poenostavljenim postopkom, prikazanim v razdelku 3.1, najprej s toplotno analizo določimo debelino zoglele plasti v prečnih prerezi vzdolž nosilca. Nato z upoštevanjem dimenzij rezidualnih prečnih prerezov določimo mehansko odpornost lesenega elementa v primeru požara.

### 4.2.1 Določitev debeline zoglele plasti

S toplotno analizo, opisano v poglavju 2, na podlagi ovojnice temperatur v okolici nosilcev, ki so dosežene v najbolj neugodnih požarnih scenarijih "zgoraj sredina mat" in "spodaj sredina", kar smo prikazali v prvem delu prispevka (Huč, 2015), določimo potek temperature po prečnih prerezi vsakih  $0,3$  m vzdolž nosilca. Upoštevamo, da zoglel del prečnega prereza, ki se segreje nad  $300$  °C, in tako odčitamo debelino zoglele plasti v posameznem prečnem prerezu ( $d_{char}$ ). Najbolj neugoden časovni razvoj temperature na površini nosilca v izbranih prečnih prerezih pri  $x = 0,3$  m,  $3,0$  m,  $4,2$  m, in  $9,0$  m je prikazan na sliki 5.

Na sliki 6 je v izbranih prečnih prerezih pri  $x = 0,3$  m,  $3,0$  m in  $4,2$  m prikazan potek izololinije  $300$  °C, s pomočjo katere odčitamo debelino zoglele plasti ( $d_{char}$ ). Največja debelina zoglele plasti znaša  $2,4$  cm in se pojavi v prečnem prerezu na začetku nosilca pri  $x = 0,3$  m, v okolici katerega se razvijejo tudi najvišje temperature (slika 5).

Največjo debelino zoglele plasti ( $d_{char}$ ) v posameznih prečnih prerezih do  $x = 6,0$  m vzdolž nosilca, vključno s časom, pri katerem

je ta dosežena ( $t_{char}$ ), grafično prikazujemo na sliki 7. Opazimo, da se prečni prerezi od  $x = 6,0$  m naprej do konca nosilca ne segrejejo nad  $300^\circ\text{C}$ , kar pomeni, da ni oglenjenja ( $d_{char} = 0$ ) med predvidenim najbolj neugodnim požarnim scenarijem "spodaj sredina", zato tega na sliki 7 ne prikazujemo.

#### 4.2.2 Določitev mehanske odpornosti z metodo zmanjšanih materialnih karakteristik

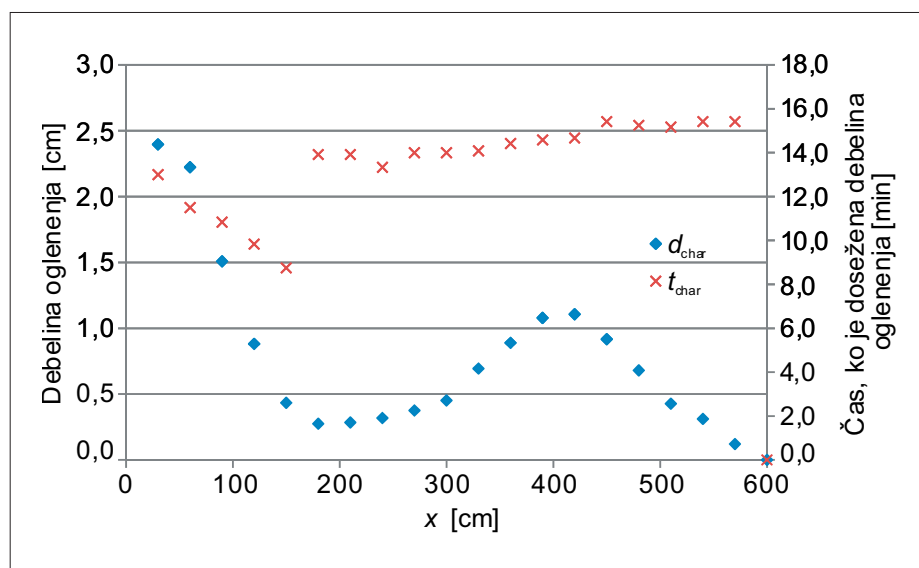
Mehansko odpornost nosilca preverjamo v rezidualnih prečnih prerezi, ki so za debelino oglenjenja zmanjšani prvotni prečni prerezi, vzdolž nosilca na vsake 0,3 m. Projektni upogibni napetosti na spodnjem ravnom robu  $\sigma_{m,0,d,fi}(x)$  in zgornjem nagnjenem robu  $\sigma_{m,\alpha,d,fi}(x)$  izračunamo kot

$$\sigma_{m,0,d,fi}(x) = \sigma_{m,\alpha,d,fi}(x) = \pm \frac{M_{Ed,fi}(x)}{W_r(x)}, \quad (14)$$

kjer je  $M_{Ed,fi}(x)$  projektna vrednost upogibnega momenta v požarnem projektnem stanju, ki ga v primeru prostoležečega nosilca izračunamo kot

$$M_{Ed,fi}(x) = \frac{q_{Ed,fi} \cdot L}{2} \cdot x - \frac{q_{Ed,fi}}{2} \cdot x^2, \quad (15)$$

kjer je  $q_{Ed,fi}$  največja obremenitev obravnavanega nosilca v požarnem projektnem stanju,  $L$  dolžina nosilca in  $x$  vzdolžna koordinata nosilca.  $W_r(x)$  v enačbi (14) predstavlja odpornostni moment rezidualnega prečnega prereza, ki se za pravokotni prerez izračuna kot



Slika 7 • Največja debelina zoglele plasti ( $d_{char}$ ) v prečnih prerezi vzdolž nosilca in čas, ko je ta dosežena ( $t_{char}$ )

$$W_r(x) = \frac{b_r \cdot h_r^2(x)}{6}, \quad (16)$$

kjer je  $b_r$  širina,  $h_r(x)$  pa višina rezidualnega prečnega prereza.

Kontrolo upogibnih napetosti v požarnem projektnem stanju na spodnjem ravnom robu preverimo po enačbi

$$\sigma_{m,0,d,fi}(x) \leq f_{m,d,fi}, \quad (17)$$

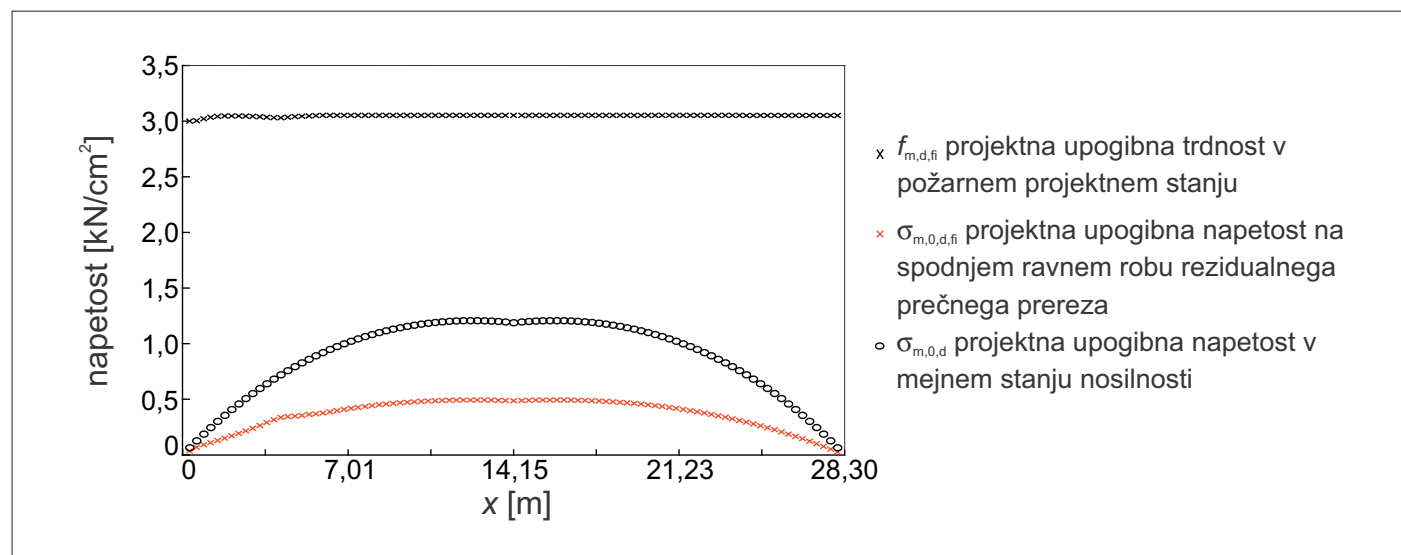
kjer je  $\sigma_{m,0,d,fi}(x)$  projektna upogibna napetost na spodnjem ravnom robu,  $f_{m,d,fi}$  pa projektna upogibna trdnost (slika 8).

Normalne napetosti v požarnem projektnem stanju v krajnem vlaknu na zgornjem nagnjenem robu morajo izpolniti naslednji pogoj

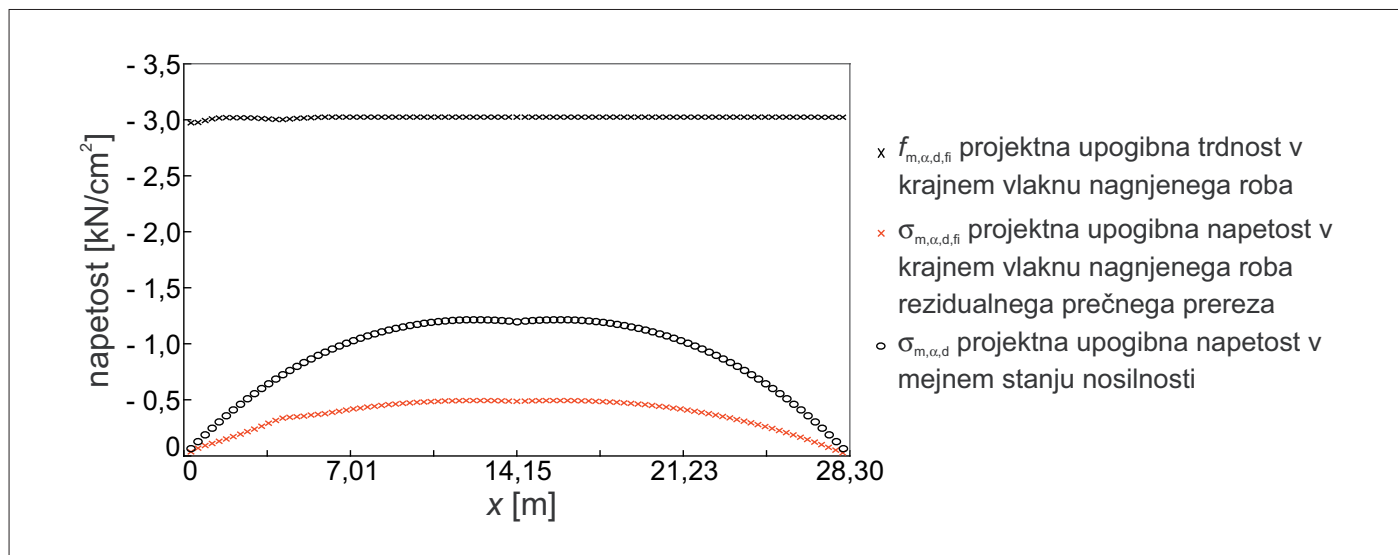
$$\sigma_{m,\alpha,d,fi}(x) \leq f_{m,\alpha,d,fi}, \quad (18)$$

kjer je  $\sigma_{m,\alpha,d,fi}(x)$  projektna upogibna napetost v krajnem vlaknu nagnjenega roba in  $f_{m,\alpha,d,fi}$  projektna upogibna trdnost v krajnem vlaknu nagnjenega roba, ki je enaka produktu

$$f_{m,\alpha,d,fi} = k_{m,\alpha,fi} \cdot f_{m,d,fi}, \quad (19)$$



Slika 8 • Projektna upogibna trdnost in napetost na spodnjem ravnom robu



Slika 9 • Projektna upogibna trdnost in napetost na zgornjem nagnjenem robu

kjer je  $f_{m,d,fi}$  projektna upogibna trdnost. Faktor  $k_{m,α,fi}$  se za tlačne napetosti vzporedno z nagnjenim robom v požarnem projektnem stanju izračuna iz izrazom

$$k_{m,α,fi} = \frac{1}{\sqrt{1 + \left( \frac{f_{m,d,fi}}{1,5 \cdot f_{v,d,fi}} \cdot \tan \alpha \right)^2 + \left( \frac{f_{m,d,fi}}{f_{c,90,d,fi}} \cdot \tan^2 \alpha \right)^2}} \quad (20)$$

kjer je  $f_{m,d,fi}$  projektna upogibna trdnost v požarnem projektnem stanju,  $f_{v,d,fi}$  projektna strižna trdnost v požarnem projektnem stanju,  $f_{c,90,d,fi}$  projektna tlačna trdnost pravokotno na vlakna v požarnem projektnem stanju in kot  $\alpha$  nagnjenega roba nosilca (slika 9).

S slik 8 in 9 je razvidno, da sta upogibni napetosti na spodnjem in zgornjem robu manjši od projektne upogibne trdnosti. Največja upogibna napetost je dosežena na zgornjem

robu rezidualnega prečnega prereza pri  $x = 12,30$  m in znaša  $\sigma_{m,α,d,fi} = -0,49$  kN/cm<sup>2</sup>, kar predstavlja le 17 % upogibne nosilnosti rezidualnega prereza v primeru predvidenih najneugodnejših požarnih scenarijev.

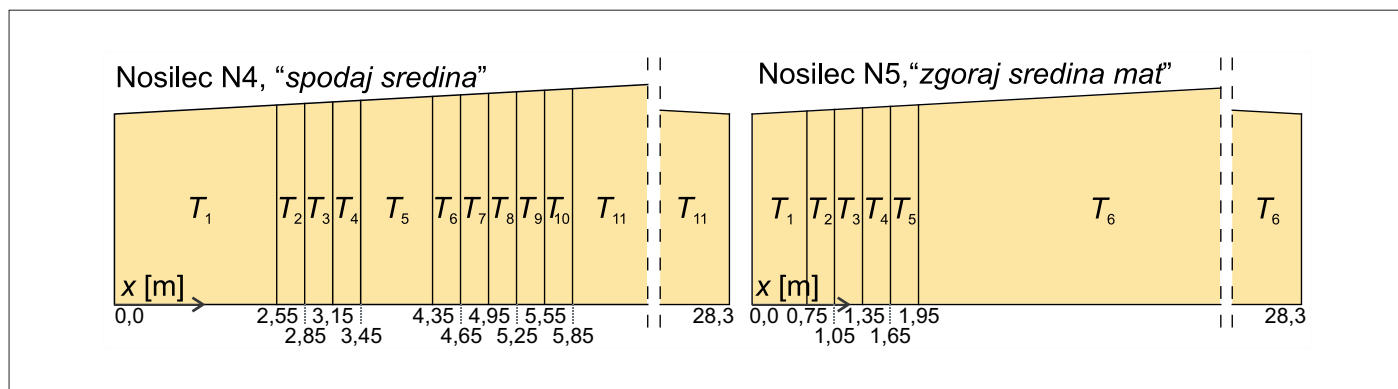
#### 4.3 Požarna odpornost lepljenega lesenega nosilca po napredni računski metodi

Na koncu prikažemo še določitev požarne odpornosti nosilca skladno z napredno računsko metodo, ki je prikazana v razdelku 3.2. Kot smo že omenili, najprej opravimo toplotno analizo in nato na osnovi temperaturnih polj, izračunanih v toplotni analizi, določimo še mehanski odziv nosilca, ki je izpostavljen požaru in mehanski obtežbi. V nasprotju s poenostavljeno metodo, kjer smo na osnovi ovojnice temperatur okolice, doseženih v požarnih scenarijih "zgoraj sredina mat" in "spodaj sredina", izračunali debelino zogleneli plasti, je treba pri napredni metodi analizirati nosilca

N4 in N5 posebej. V prvem delu prispevka (Huč, 2015) smo prikazali, da je za nosilec N4 merodajen požarni scenarij "spodaj sredina" in za nosilec N5 požarni scenarij "zgoraj sredina mat".

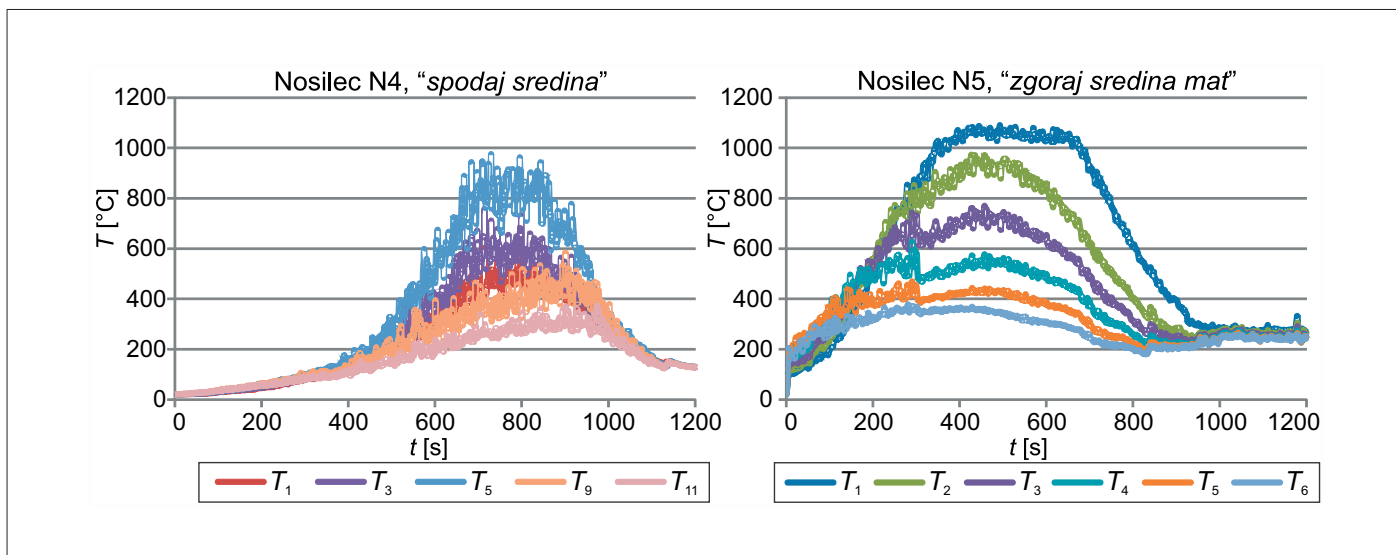
##### 4.3.1 Toplotna analiza

V prvem delu prispevka (Huč, 2015) so bile določene adiabatske temperature na površini nosilca, ki se spreminjajo vzdolž njega. Glede na rezultate nosilca razdelimo v več temperaturnih polj. Tako je vzdolž nosilca N4 določenih 11, vzdolž nosilca N5 pa 6 različnih temperaturnih polj (slika 10). Zaradi tega je toplotna analiza za račun razporeditve temperatur po prečnem prerezu nosilca narejena za 11 oziroma 6 prečnih prerezov, ki pripadajo posameznim temperaturnim poljem. Na sliki 11 je prikazanih nekaj časovnih potekov temperatur znotraj temperaturnih polj vzdolž nosilcev N4 in N5.



Slika 10 • Prikaz razporeditve temperaturnih polj vzdolž nosilcev N4 in N5 za požarna scenarija "spodaj sredina" in "zgoraj sredina mat"





Slika 11 • Prikaz časovnih potoke temperatur znotraj posameznih temperaturnih polj vzdolž nosilcev N4 in N5

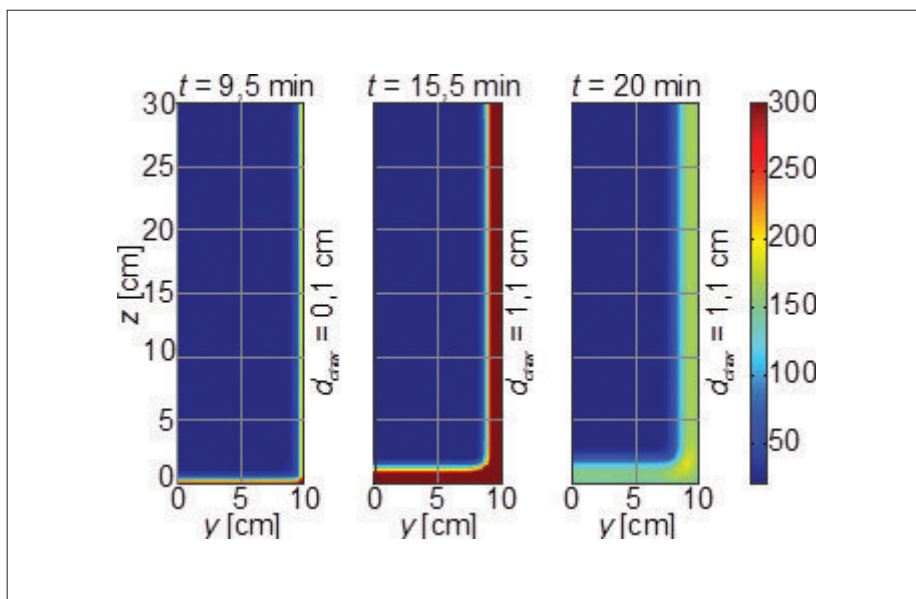
Pri računu prenosa toplote uporabimo termične parametre po priporočilu SIST EN 1995-1-2 (2004). Vhodni podatki za analizo so naslednji: začetna gostota lesa  $\rho_0 = 460 \text{ kg/m}^3$ , faktor emisivnosti  $\varepsilon_m = 0,8$ , konvekcijski prestopni koeficient  $\alpha_c = 35 \text{ W/m}^2\text{K}$  in začetna temperatura  $T_0 = 20 \text{ °C}$ .

Slika 12 prikazuje razvoj temperatur po prečnem prerezu na razdalji  $x = 4,35 \text{ m}$  od podpore za nosilec N4 pri različnih časih (temperaturno polje  $T_5$ ).

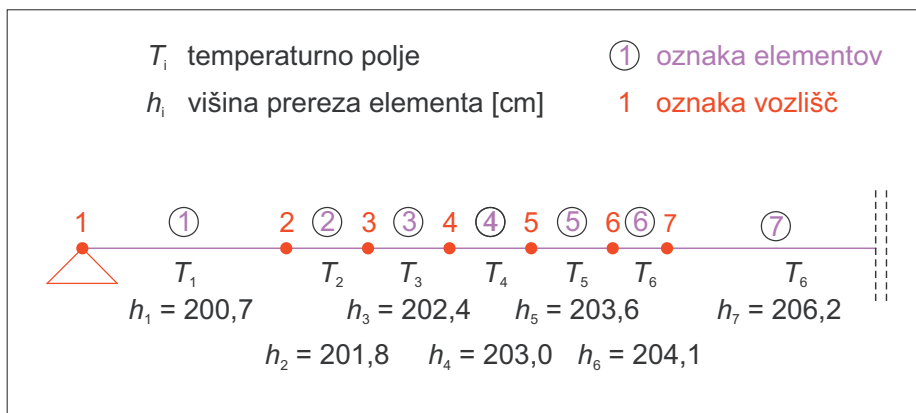
Temperature, prikazane na sliki 12, so zaradi simetrije izračunane samo za polovico širine prereza. Poleg tega je v računu upoštevana višina  $30 \text{ cm}$ , čeprav realna višina nosilca znaša  $200 \text{ do } 228 \text{ cm}$ . Izbira manjše višine bistveno skrajša računski čas, hkrati pa ne vpliva na rezultate, saj je že s slike razvidno, da je temperaturno polje od višine  $10 \text{ cm}$  naprej enako. Pri interpretaciji slik si pomagamo z legendo, ki je nastavljena tako, da lažje razberemo, kje poteka zoglenela plast ( $T > 300 \text{ °C}$ ). Na ta način vidimo, da prerez začne ogleneti pri času  $t = 9,5 \text{ min.}$ , največja debelina pa nastopi pri času  $t = 15,5 \text{ min.}$  in znaša  $1,1 \text{ cm}$ . Za tem se temperature po prečnem prerezu znižajo in pri času  $t = 20 \text{ min.}$  padejo pod  $300 \text{ °C}$ . Kljub temu se debelina zoglenele plasti v fazi ohlajanja ne zmanjša ( $d_{\text{char}} = 1,1 \text{ cm}$ ), saj je oglenenje ireverzibilen proces.

#### 4.3.2 Določitev mehanske odpornosti po napredni računski metodi

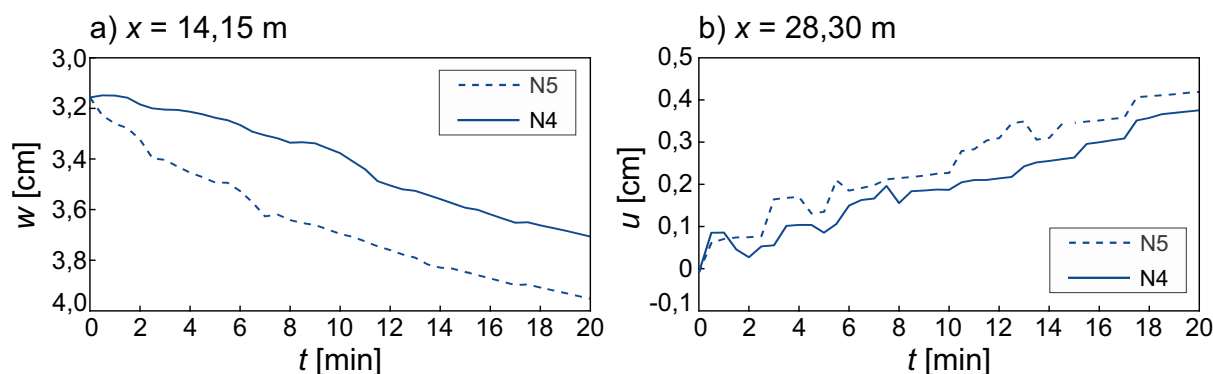
Nosilec N4 modeliramo s 24 končnimi elementi in nosilec N5 z 19 končnimi elementi. Število končnih elementov je nekoliko večje zaradi tega, ker imamo vzdolž nosilcev



Slika 12 • Razporeditev temperature po prerezu pri  $x = 4,35$  za izbrane čase za temperaturno polje  $T_5$



Slika 14 • Računski model nosilca N5



Slika 15 • Potek vertikalnega pomika  $w$  na sredini nosilca ( $x = 14,15$  m) in potek horizontalnega pomika  $u$  v pomični podpori ( $x = 28,30$  m) v odvisnosti od časa

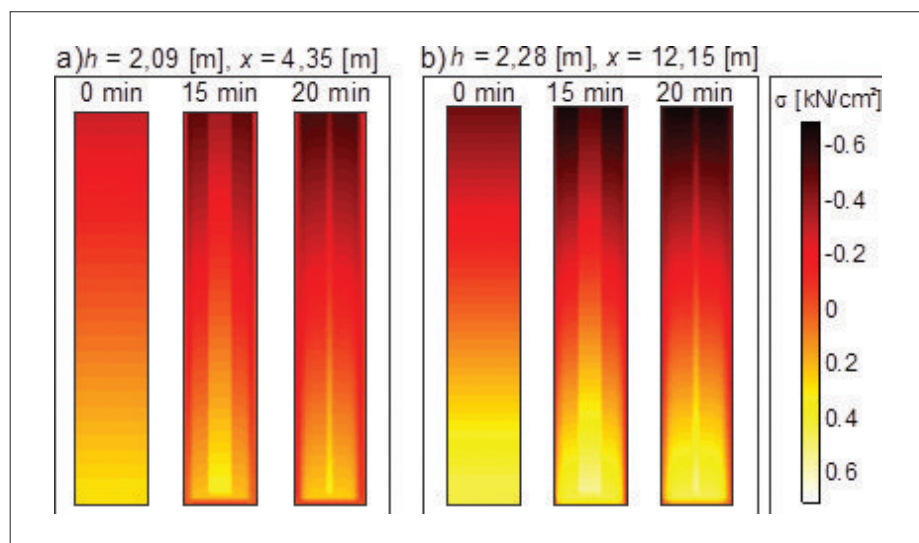
različna temperaturna polja, hkrati pa se vzdolž nosilca spreminja tudi višina nosilcev. Skladno s programskim orodjem NFIRA je posamezno temperaturno polje vezano na prečni prerez, posamezni končni element pa ima vzdolž elementa enak prečni prerez. Tako na primer za modeliranje nosilca N4, ki ima vzdolž svoje dolžine 11 različnih temperaturnih polj, potrebujemo najmanj 11 končnih elementov. Zaradi spreminjajoče se višine nosilca se število končnih elementov še poveča. Višina posameznega prečnega prereza pa je določena kot povprečna višina dejanskega nosilca (slika 4) na mestu končnega elementa. Na sliki 14 so prikazani računski model nosilca N5 ter pripadajoče višine prečnega prereza in oznake temperaturnih polj posameznega končnega elementa. Zaradi preglednosti je prikazan samo del nosilca, kjer je predpisanih več različnih temperaturnih polj.

Skladno z ugotovitvami iz prvega dela prispevka (Huč, 2015) celoten čas trajanja požara znaša 20 min. Izkaže se, da do porušitve analiziranih nosilcev v tem času ne pride. Na sliki 15 je prikazan potek vertikalnega pomika na sredini nosilca ( $x = 14,15$ ) in horizontalnega pomika v pomični podpori na koncu nosilca ( $x = 28,30$ ).

Največji vertikalni pomik za nosilec N4 znaša 3,7 cm, za nosilec N5 pa 3,95 cm. Pomika se od začetnega vertikalnega pomika, ki znaša  $w_0 = 3,15$  cm, razlikujeta za 0,55 cm oziroma 0,8 cm. Prirastek pomika je torej majhen.

Zaradi temperaturnih deformacij se nosilca N4 in N5 nekoliko raztegneta (slika 15b), in sicer je horizontalni pomik na mestu pomične podpore za nosilec N4 enak 0,37 cm, za nosilec N5 pa 0,42 cm. Na sliki 16 prikazujemo še potek napetosti za nosilec N4. Razpored napetosti je prikazan na mestu največje požarne obremenitve ( $x = 4,35$  m) in na mestu največje mehanske obremenitve ( $x = 12,15$  m) pri različnih časih. Največje napetosti v tlaku znašajo  $-0,71$  kN/cm<sup>2</sup>, v nategu pa  $0,54$  kN/cm<sup>2</sup> pri  $x = 12,15$  m. Napetosti so

majhne in lahko sklepamo, da je takšen nosilec sposoben kljubovati veliko večji požarni obtežbi. S slike 16 je razvidno tudi, da napetosti po širini prečnega prereza niso enake, kot je to pri sobni temperaturi ( $t = 0$  min). Pri času 15 min. in 20 min. višje napetosti nastopijo v hladni notranjosti nosilca, medtem ko so napetosti ob robu zaradi povišane temperature in posredno manjše nosilnosti materiala nižje. Vidimo tudi, da so napetosti ob zoglelem robu prereza pri največji požarni obremenitvi ( $x = 4,35$  m) enake 0 (slika 16a).



Slika 16 • Razpored napetosti po prečnem prerezu nosilca N4

## 5 • SKLEP

V tem delu prispevka sta skladno s SIST EN 1995-1-2 (SIST, 2005) predstavljena napredna računska metoda in poenostavljen postopek za analizo mehanskega odziva lepljenega lesenega nosilca pri sočasnem vplivu mehanske in požarne obtežbe. Glede na znan časovni potek temperature okolice med požarom je časovna in prostorska razporeditev temperature po lesenem elementu določena v toplotni analizi. Po metodi zmanjšanih materialnih karakteristik, ki spada med poenostavljene postopke, se pri kontroli upogibnih napetosti na spodnjem in zgornjem robu elementa upošteva zmanjšan prečni prerez zaradi oglenenja ter zmanjšane trdnostne in togostne karakteristike lesa pri povišani temperaturi. V naspro-

tju s poenostavljeno metodo, kjer je debelina zoglele plasti izračunana na podlagi ovojnice temperatur okolice in ob upoštevanju predpostavke, da les zgleni, ko se segreje nad 300 °C, se pri napredni računski metodi analizirajo temperaturna polja nosilcev N4 in N5 ločeno. Pri določitvi mehanskega odziva nosilcev N4 in N5 z napredno računsko metodo je uporabljena metoda končnih elementov za reševanje geometrijsko točnih enačb za opis napetostno deformacijskega stanja nosilca. Pričakovano se izkaže, da pri računu mehanske odpornosti lepljenega lesenega nosilca v primeru požara z metodo zmanjšanih karakteristik dobimo bolj konservativne rezultate kot pri računu z napredno računsko metodo. Najpomembnejša je ugo-

tovitev, da obstoječi lepljeni leseni nosilci, ki so del strešne konstrukcije športne dvorane v Dravogradu, prenesejo predvideno požarno obremenitev. Ta ugotovitev je pričakovana, saj je za dimenzioniranje lesenih konstrukcij pri normalnih pogojih merodajno mejno stanje uporabnosti (MSU). S tem je nosilec manj izkoriščen, kar pomeni, da ima večjo rezervo v smislu mejnega stanja nosilnosti (MSN) in požarne obtežbe.

Celoten prispevek, ki je sestavljen iz že objavljenega prvega dela (Huč, 2015) in tega drugega dela, prikazuje koncept performančnega načina projektiranja konstrukcijskega elementa z uporabo naprednih metod v vseh fazah požarne analize. Koncept se lahko smiselno preslika na načrtovanje celih konstrukcij, kjer pride, predvsem pri kompleksnejših in nestandardnih konstrukcijah, njegova uporabnost do precejšnjega izraza.

## 6 • ZAHVALA

Prispevek je nastal v okviru operacije KROP 13: Razvoj in implementacija projektantskih metod v gradbeno podjetje z lastno projektivo

in operativo – Priložnost za konkurenčno prednost na trgu, št. OP13.2.1.1.07.0018, ki jo po pogodbi št. C2130-14-090118 financirata

Republika Slovenija, ministrstvo za gospodarski razvoj in tehnologijo, ter Evropska unija, Evropski socialni sklad. Delo Roberta Pečenka je podprla Javna agencija za raziskovalno dejavnost Republike Slovenije po pogodbi št. 1000-11-310126. Za podporo se iskreno zahvaljujemo.

## 7 • LITERATURA

- Bratina, S., Odziv armiranobetonskih linijskih konstrukcij na požarno obtežbo, Doktorska disertacija, FGG, Univerza v Ljubljani, 2003.
- Hozjan, T., 2D analiza prevajanja toplote po mediju: program HEATKO. Ljubljana, UL FGG, 2009.
- Huč, S., Rozman, M., Kolšek, J., Hozjan, T., Performančni način projektiranja požarne odpornosti lepljenega lesenega nosilca – 1.del: Modeliranje razvoja požara v računalniškem programu FDS, Gradbeni vestnik, april 2015.
- Načrt gradbenih konstrukcij, Večnamenska dvorana ŠPIC D, GiiP, d. o. o., 2011.
- Pischl, R., Holzbau mit kritischen betrachtungen und neuen vorschlägen zur bemessung nach theorie 1. und 2. Ordnung, Institut für Stahlbau, Holzbau und Flächentragwerke, Technische Universität Graz, 1980.
- Planinc, I., Račun kritičnih točk konstrukcij s kvadratično konvergentnimi metodami, doktorska disertacija, Univerza v Ljubljani, 1998.
- Reissner, E., On one-dimensional finite-strain beam theory: the plane problem, J. Appl. Math. Phys. (ZAMP), 23, 795–804, 1972.
- Srpčič, S., Srpčič, S., Saje, M., Turk, G., Mechanical analysis of glulam beams exposed to changing humidity, Wood Sci. Technol., 43, 9–22, 2009.
- SIST EN 1990:2004 – Evrokod – Osnove projektiranja konstrukcij, 2004a.
- SIST EN 1991-1-2:2004 – Evrokod 1 – Vplivi na konstrukcije – 1-2. del: Splošni vplivi – Vplivi požara na konstrukcije, 2004b.
- SIST EN 1995-1-2:2005 – Evrokod 5 – Projektiranje lesenih konstrukcij – 1-2. del: Splošna pravila – Projektiranje požarnovarnih konstrukcij, 2005.