

Analiza obnašanja sovprežne betonske plošče med požarom

T. Hozjan^{1,2}, I. Planinc², M. Saje² in S. Srpčič²

Behaviour of composite concrete plate in fire condition

Povzetek. V članku je prikazana analiza obnašanja sovprežne betonske plošče s profilirano trapezno jekleno pločevino med požarom. Časovna in krajevna razporeditev temperature, pornih tlakov in vodne pare v prečnem prerezu kompozitne betonske plošče je določena z matematičnim modelom, ki upošteva povezan prehod toplote in vlage v kapilarno poroznih materialih. S parametričnimi študijami je bilo ugotovljeno, da ima jeklena pločevina velik vpliv na razporeditev pornih tlakov in vodne pare v kompozitni betonski plošči, nima pa bistvenega vpliva na razporeditev temperature.

Abstract. A coupled model to describe slow transient phenomena involving heat and mass transport and pore pressure increase in concrete is employed in the analysis of a composite concrete-trapezoidal steel plate slab-like structures subjected to intensive heating, simulating fire conditions. The primary unknowns of the numerical formulation based on the finite element methods are temperature in concrete, pore pressure of water and water vapor content. The analysis proves that the steel plate has a large effect on the pore pressure and water vapor distributions in the composite slab, while its effect on temperature is negligible.

1 Uvod

Sovprežne betonske plošče s profilirano jekleno pločevino so zelo razširjen konstrukcijski element v visokogradnjah. Njihova uporaba je v slovenskem gradbenem prostoru zaenkrat veliko manj razširjena kakor v razvitem svetu. Za primer navedimo, da je v Veliki Britaniji večina stropov v visokogradnji zgrajena z uporabo sovprežnih plošč s profilirano jekleno pločevino. Razlog za njihovo razširjenost je v njihovi zasnovi. V fazi gradnje jeklena pločevina služi kot opaž, po strditvi betona pa skupaj delujeta kot sovprežna plošča, kjer ima jeklena pločevina funkcijo zunanje natezne armature. Sovprežnost med jekleno pločevino in betonom lahko

¹ Trimo d.d., Trebnje

² Univerza v Ljubljani, Fakulteta za Gradbeništvo in Geodezijo

dosežemo na več načinov, bodisi s klasičnimi sovprežnimi sredstvi (čepi) ali z različnimi utori na jekleni pločevini (Hi-bond stropovi). Zaradi boljšega raznosa obtežb in preprečevanja razpok v betonu so sovprežne plošče običajno dodatno armirane, navadno kar z mrežno armaturo. Uporaba močnejše rebraste armature za povečanje upogibne nosilnosti pri takih ploščah ni pogosta. Če upoštevamo možno izpostavljenost tovrstnih konstrukcijskih elementov požaru, pa je dodatno armiranje z rebrastimi palicami praktično nujno. To je posledica dejstva, da je jeklena pločevina neposredno izpostavljena požaru in zaradi nizke specifične toplote jekla z le neznatno zakasnitvijo sledi temperaturi požarnega prostora. Kakor vemo, se nosilnost jekla z višanjem temperature hitro zmanjšuje, razen tega pa se pri temperaturah nad 400°C pojavi izrazito viskozno tečenje jekla. Sprva je razvoj viskoznih deformacij počasen, z višanjem temperature pa se hitrost naraščanja viskoznih deformacij eksponentno poveča. Sovprežni učinek jeklene pločevine se s tem praktično izgubi, zato od te faze naprej predstavljajo armaturne palice v plošči dejansko edino ojačitev betonskega prereza. Pri trapezno profiliranih jeklenih ploščah gre običajno za eno do dve palici v vsakem valu plošče. Palice morajo biti dovolj oddaljene od izpostavljene površine, da se zmanjša hitrost naraščanja njihove temperature pri segrevanju požarnega prostora. Za kriterij nosilnosti sovprežne plošče je tedaj smiselno izbrati kritično temperaturo ojačilnih jeklenih palic. V tem članku je kot kriterij kritičnega stanja sovprežne betonske plošče izbran trenutek, ko temperatura v rebrasti ojačilni armaturi doseže 500°C. V tem stanju dejansko še ne gre za porušitev prostoležeče sovprežne plošče, vendar so takrat pomiki zaradi omenjenega izrazitega povečanja plastičnih in viskoznih deformacij tako veliki, da lahko govorimo o kritični temperaturi. V primerjavi z dejanskim kriterijem porušitve sovprežne betonske plošče je torej uporabljena ocena požarne odpornosti sovprežne plošče razmeroma konservativna.

Potek temperature v dodatni ojačilni armaturi pri požaru določimo kot potek temperature v betonskem prerezu sovprežne plošče na mestu armature. Za določitev temperaturnega polja v sovprežni betonski plošči obstajajo različni matematični modeli, ki se razlikujejo predvsem glede stopnje natančnosti. Med prvimi se je s tem problemom ukvarjal Luikov [3], ki je razvil model povezanega prenosa toplote in vlage v kapilarno poroznih materialih. Model temelji na neravnotežni termodinamiki in je predstavljen s sistemom dveh nelinearnih parcialnih diferencialnih enačb, v katerih so koeficienti prehodnosti in termodinamične lastnosti snovi funkcije vlage ali temperature ali obojega. Povečanje temperature v betonu namreč povzroči povečanje pornih tlakov in sproži transport vlage v ogrevanem betonu. Vlaga tako potuje iz vlažnega dela proti suhemu delu ali pa se, če je to možno, kondenzira. Nekoliko razširjen model Luikova za določitev temperature in pornih tlakov med požarom sta predstavila Bažant in Thonguthai [1]. Prednost tega modela je v tem, da lahko z njim v analizi upoštevamo proces dehidracije kemijsko vezane vode v betonu, slabost pa neupoštevanje izparevanja in kondenzacije proste vode v betonu. Davie *et al.* [2], Tenchev *et al.* [4] ter številni drugi so predstavili še natančnejše matematične modele za analizo betonskih konstrukcij med požarom, ki slabost Bažantovega modela uspešno odpravijo. V tem članku določimo časovno in krajevno razporeditev temperature, pornih tlakov in vodne pare v sovprežni betonski plošči med požarom z uporabo modela, kot so ga predstavili Tenchev in sodelavci [4].

Članek razen Uvoda vsebuje še tri kratka poglavja. V drugem poglavju predstavimo matematični model povezanega prehoda toplote in vlage. V tretjem poglavju analiziramo vpliv jeklene

pločevine (parne zapore) na potek temperatur, pornih tlakov in vodne pare v sovprežni betonski plošči. Na koncu podamo zaključke.

2 Matematični model povezanega prehoda vlage in toplote v betonu med požarom

Povezan prehod vlage in toplote v betonu med požarom matematično opišemo z naslednjim sistemom kontinuitetnih enačb za ohranitev mase proste vode v kapljevinnatem agregatnem stanju, vodne pare in suhega zraka ter enačbe za ohranitev mehanske in toplotne energije [4]:

- Zakon o ohranitvi mase proste vode:

$$\underbrace{\frac{\partial(\bar{\rho}_L)}{\partial t}}_a = -\underbrace{\nabla \cdot \mathbf{J}_L}_b - \underbrace{\dot{E}_L}_c + \underbrace{\frac{\partial(\bar{\rho}_D)}{\partial t}}_d. \quad (1)$$

- Zakon o ohranitvi mase vodne pare:

$$\frac{\partial(\varepsilon_G \tilde{\rho}_V)}{\partial t} = -\nabla \cdot \mathbf{J}_V + \dot{E}_L. \quad (2)$$

- Zakon o ohranitvi mase suhega zraka:

$$\frac{\partial(\varepsilon_G \tilde{\rho}_A)}{\partial t} = -\nabla \cdot \mathbf{J}_A. \quad (3)$$

V enačbah (1)–(3) predstavlja parameter t čas, \mathbf{J}_i je gostota masnega toka snovi i na enoto betonske površine, ε_i je volumski delež snovi i v betonu, $\bar{\rho}_i = \varepsilon_i \rho_i$ je gostota snovi i na volumsko enoto betona, $\tilde{\rho}_i$ je gostota vodne pare oziroma suhega zraka na enoto prostornine zmesi, \dot{E}_L je hitrost izparevanja proste vode. Glede na sestavine betona ima lahko indeks i naslednje vrednosti: L (prosta voda), V (vodna para), A (suh zrak), S (agregat in cementni kamen), D (kemijsko vezana voda), G (binarna zmes suhega zraka in vodne pare). V enačbi (1) člen a predstavlja hitrost spremembe mase proste vode v enoti volumna betona, člen b je masa proste vode, ki se prenaša s prestopom toplote, člen c predstavlja izgubo mase proste vode zaradi izparevanja oziroma naraščanje mase proste vode zaradi utekočinjanja vodne pare in člen d predstavlja naraščanje mase proste vode zaradi dehidracije kemijsko vezane vode v betonu. Podobno opišemo fizikalni pomen oznak in posameznih členov v enačbah (2) in (3), s to razliko, da gre tokrat za obravnavanje vodne pare oziroma zraka.

- Zakon o ohranitvi energije:

$$\underbrace{(\rho C)}_a \frac{\partial T}{\partial t} = \underbrace{-\nabla \cdot (-k_{\text{eff}} \nabla T)}_b - \underbrace{(\rho C \mathbf{v}) \cdot \nabla T}_c - \underbrace{\lambda_E \dot{E}_L}_d - \underbrace{\lambda_D \frac{\partial(\bar{\rho}_D)}{\partial t}}_e, \quad (4)$$

kjer predstavlja paramater T temperaturo, ρC je specifična toplota betona, k_{eff} je toplotni prevodnosti koeficient betona, $\rho C \mathbf{v} = \bar{\rho}_L C_L \mathbf{v}_L + (\tilde{\rho}_A C_A + \tilde{\rho}_V C_V) \varepsilon_G \mathbf{v}_G \approx \mathbf{0}$ [4], λ_E je latentna toplota zaradi izhlapevanja oziroma utekočinjanja, λ_D pa je latentna toplota dehidracije kemijsko vezane vode. V enačbi (4) člen a predstavlja spremembo notranje energije betona, člen b predstavlja toplotni tok zaradi prevajanja toplote (Fourierov zakon), c je toplotni tok zaradi prestopa toplote, d je toplota, ki je potrebna za izparevanje proste vode oziroma utekočinjanje vodne pare, člen e pa predstavlja potrebno toploto za sproščanje kemijsko vezane vode v betonu z dehidracijo.

Masne tokove suhega zraka, vodne pare in proste vode določimo z upoštevanjem Darcyjevega in Fickovega zakona, pri čemer zanemarimo difuzijo adsorbirane vode na površini por, ker je ta tok zanemarljivo majhen [4]. Pri tem sta gradienta tlaka in koncentracije snovi tista, ki povzročata transport oziramo migracijo obravnavanih količin po porah betona. Tako zapišemo

$$\mathbf{J}_A = \varepsilon_G \tilde{\rho}_A \mathbf{v}_G - \varepsilon_G \tilde{\rho}_G D_{AV} \nabla \left(\frac{\tilde{\rho}_A}{\tilde{\rho}_G} \right), \quad (5)$$

$$\mathbf{J}_V = \varepsilon_G \tilde{\rho}_V \mathbf{v}_G - \varepsilon_G \tilde{\rho}_G D_{VA} \nabla \left(\frac{\tilde{\rho}_V}{\tilde{\rho}_G} \right), \quad (6)$$

$$\mathbf{J}_L = \varepsilon_L \rho_L \mathbf{v}_L. \quad (7)$$

V enačbah (5)–(7) je D_{AV} difuzijski koeficient zraka v vodni pari in D_{VA} difuzijski koeficient vodne pare v zraku, ki sta skladno z [4] enaka, vendar odvisna od temperature in pornega tlaka. \mathbf{v}_G in \mathbf{v}_L sta hitrosti plinaste zmesi in proste vode posameznega masnega toka. Ker so pore v betonu zelo majhne, oziroma je tok vode in plinaste zmesi v porah betona laminaren, velja linearni zakon upora, znan kot Darcyjev zakon. Hitrosti \mathbf{v}_G in \mathbf{v}_L določimo iz naslednjih zvez

$$\mathbf{v}_G = \frac{KK_G}{\mu_G} \nabla P_G, \quad (8)$$

$$\mathbf{v}_L = \frac{KK_L}{\mu_L} \nabla P_L, \quad (9)$$

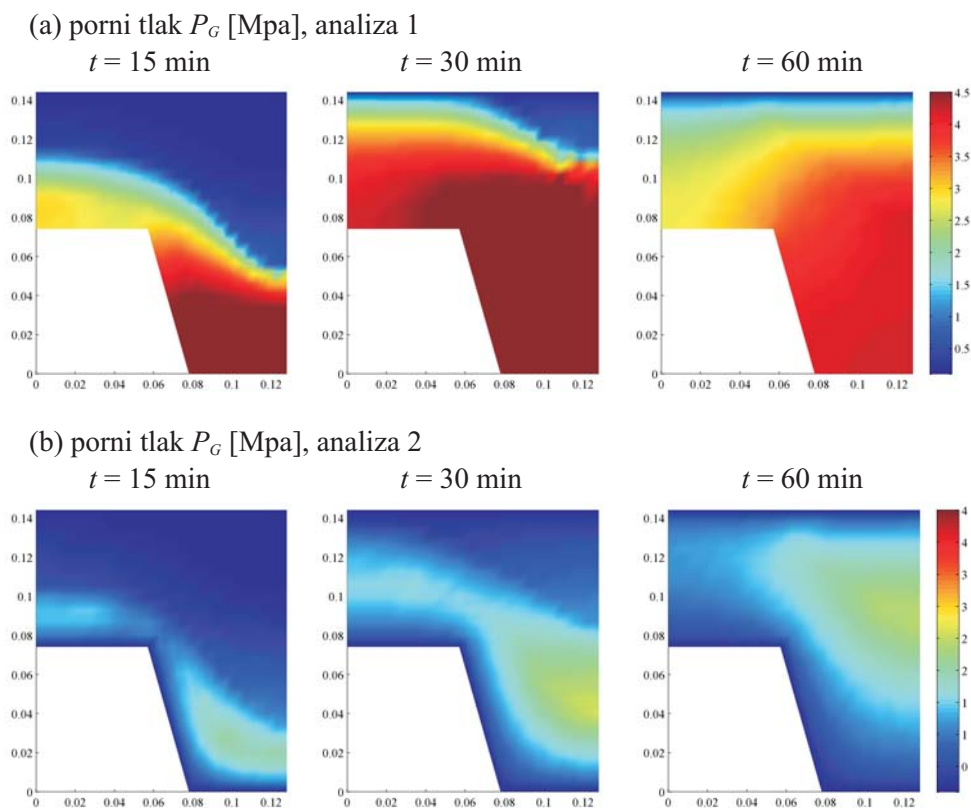
kjer je K prava (intrinsic) prepustnost suhega betona, K_G in K_L sta relativni prepustnosti plinaste in kapljevinaste faze v betonu, μ_G in μ_L pa njuni dinamični viskoznosti, pripadajoča tlaka pa sta P_G ter P_L . Skladno z matematičnim modelom Tencheva in sodelavcev [4] v nadaljevanju dodatno predpostavimo: (i) da je tlak plinaste zmesi enak tlaku proste vode v porah betona $P_G = P_L$, (ii) da se suh zrak in vodna para v porah betona obnašata kot idealna plina ter (iii) da lahko delež proste vode v betonu, $\varepsilon_L \rho_L$, določimo z upoštevanjem tako imenovanih sorpcijskih izoterm, ki sta jih predstavila Bažant in Thonguthai [1].

Če enačbi (1) in (2) seštejemo, določajo vlažnostno in temperaturno stanje v betonu med požarom tri povezane parcialne diferencialne enačbe, ki jih rešimo numerično. Pri tem za osnovne neznačke problema izberemo naslednje količine: temperaturo, T , porni tlak, P_G , in gostoto vodne pare, $\tilde{\rho}_V$. Podroben opis reševanja je prikazan v [2, 4].

Tabela 1 : Robni pogoji za oba računski primera.

	rob 1	rob 2	rob3	rob4	
primer 1	T	$q_T = q_T (T_{ISO 834})$	$\frac{\partial T}{\partial n} = 0$	$\frac{\partial T}{\partial n} = 0$	$q_T = q_T (T = 20^\circ C)$
	P_G	$\frac{\partial P_G}{\partial n} = 0$	$\frac{\partial P_G}{\partial n} = 0$	$\frac{\partial P_G}{\partial n} = 0$	$P_G = 0.1 \text{ MPa}$
	\tilde{p}_V	$\frac{\partial \tilde{p}_V}{\partial n} = 0$	$\frac{\partial \tilde{p}_V}{\partial n} = 0$	$\frac{\partial \tilde{p}_V}{\partial n} = 0$	$q_V = q_V (\tilde{p}_{V,\infty})$
primer 2	T	$q_T = q_T (T_{ISO 834})$	$\frac{\partial T}{\partial n} = 0$	$\frac{\partial T}{\partial n} = 0$	$q_T = q_T (T = 20^\circ C)$
	P_G	$P_G = 0.1 \text{ MPa}$	$\frac{\partial P_G}{\partial n} = 0$	$\frac{\partial P_G}{\partial n} = 0$	$P_G = 0.1 \text{ MPa}$
	\tilde{p}_V	$q_V = q_V (\tilde{p}_{V,\infty})$	$\frac{\partial \tilde{p}_V}{\partial n} = 0$	$\frac{\partial \tilde{p}_V}{\partial n} = 0$	$q_V = q_V (\tilde{p}_{V,\infty})$

začne izločati kemijsko vezana voda, ki dodatno zapolni prazen prostor v porah. Zato v določenem trenutku pride do zasičenosti por, kar povzroči povišan porni tlak v betonu. V prvem primeru je ta pojav zelo izrazit in vidimo, da je po 60 minutah požara ves spodnji del prereza praktično pod enakim pornim tlakom (slika 2a). V drugem primeru, pri katerem je na spodnjem robu dovoljen masni pretok, pa je območje največjih pornih tlakov približno v sredini oziroma bliže prostemu zgornjemu robu prereza (slika 2b); to je razumljivo, saj se spodaj vodna para lahko izloča, s tem pa se porni tlak v spodnjem delu rebra zmanjšuje. Razporeditev količine proste vode je prikazana na sliki 3. S podrobnejšim opazovanjem lahko razporeditev vsebnosti vode smiselno povežemo z razporeditvijo pornih tlakov. V obeh primerih je na spodnjem, ogrevanem robu količina proste vode po določenem času enaka nič, kar pomeni, da je to območje že suho. V primeru A1, pri katerem je spodnji rob zaprt s pločevino, je suho območje nekoliko manjše kot v primeru A2, kjer se zaradi odprtega spodnjega roba betonska plošča nekoliko hitreje suši. Kot smo videli iz razporeditve pornih tlakov v primeru, da upoštevamo vpliv profilirane trapezne pločevine kot porne zapore (slika 2b), so porni tlaki veliki in razporejeni na celem območju stojine. Glede na uveljavljene kriterije bi lahko sklepali, da so v tem primeru izpolnjeni pogoji za luščenje betona. Po drugi strani pa opažanja iz prakse potrjujejo domnevo, da pri močnem segrevanju konstrukcije med požarom pride do odstopanja med jekleno pločevino in betonom, kar omogoča delno uhajanje vodne pare vzdolž reber, pri čemer se porni tlaki v notranjosti sovprežne plošče zmanjšajo. Seveda je intenziteta vodne pare na zaprtem robu odvisna tudi od geometrije profilirane pločevine. Da bi dobili dejansko sliko o pravih robnih pogojih, bi bili potrebni dodatni eksperimenti s katerimi bi lahko obstoječi model ustrezno kalibrirali. Kot vidimo, je območje največje količine proste vode v obeh primerih praktično na istem mestu v prečnem prerezu. Bistvena razlika med obema primeroma pa je ta, da je pri upoštevanju spodnje pločevine na spodnjem, zaprtem robu vsebnost proste vode in vrednost pornih tlakov veliko večja od primera A2, pri katerem spodnji rob ni zaprt. Iz prikazanega lahko ugotovimo, da je

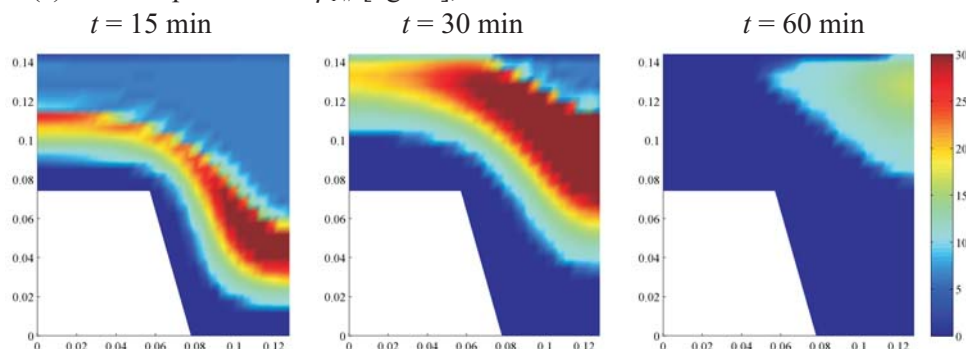


Slika 2 : (a) Razporeditev pornih tlakov po prerezu v izbranih časih za primer A1. (b) Razporeditev pornih tlakov po prerezu v izbranih časih za primer A2.

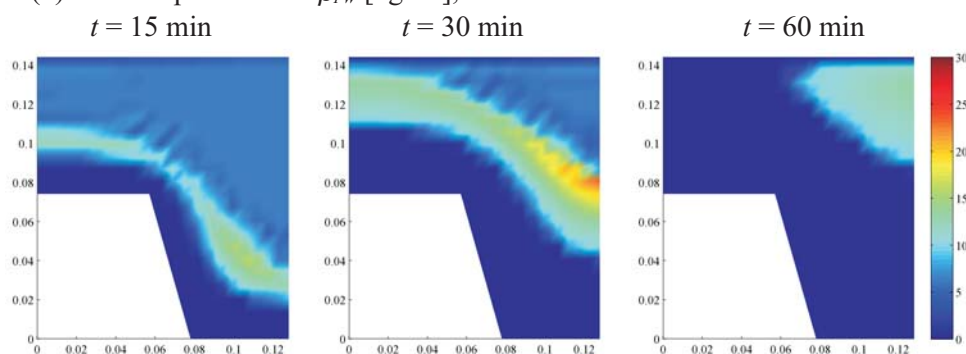
vpliv jeklene pločevine kot parne zapore na potek pornih tlakov in količine proste vode zelo pomemben, medtem ko je njen vpliv na razvoj temperature praktično zanemarljiv.

Časovni potek temperatur na mestu armature v odvisnosti od navpične razdalje z_{arm} je prikazan na sliki 4. Rezultati so prikazani za vodoravni odmik armature $y_{\text{arm}} = 2.5$ cm. Vidimo, da se hitrost naraščanja temperature z večanjem navpične razdalje z_{arm} zmanjšuje; to je tudi pričakovano, saj ima armatura, ki se nahaja dlje od roba prereza, večji zaščitni sloj betona. Pri najmanjši navpični razdalji armature, $z_{\text{arm}} = 4$ cm, je kritična temperatura, $T_{\text{cr}} = 500^\circ\text{C}$, dosežena pri času $t = 58$ min, pri večji navpični razdalji, $z_{\text{arm}} = 6$ cm, pa pri času $t = 83$ min. Razlika v časih, pri katerih dosežemo kritično temperaturo, je glede na dokaj majhno spremembo navpične razdalje armature relativno velika. Nazorneje je to prikazano na sliki 4b, kjer je za tri karakteristične čase prikazan potek temperature na mestu armature v odvisnosti od navpične razdalje. Vidimo, da je padec temperature v odvisnosti od z_{arm} približno enak za karakteristična časa $t = 60$ min in $t = 90$ min ($\Delta T \approx 60^\circ\text{C}/\text{cm}$), medtem ko je pri času $t = 30$ min ta padec manjši ($\Delta T \approx 45^\circ\text{C}/\text{cm}$). Tako z majhno spremembo navpičnega položaja armature, z_{arm} , dosežemo bistveno nižjo temperaturo v armaturi pri določenem času in tako posredno povečamo nosilnost sovprežne plošče.

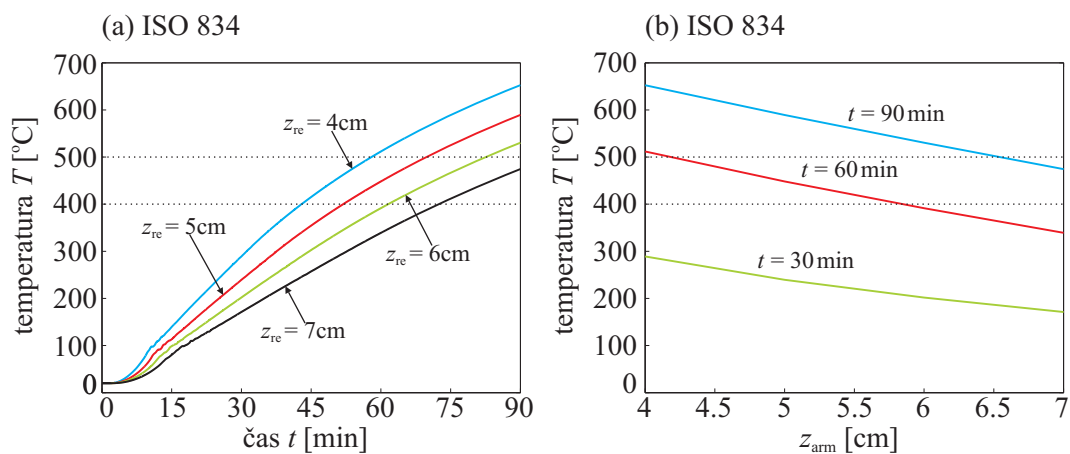
(a) količina proste vode $\bar{\rho}_{FW}$ [kg/m³], analiza 1



(b) količina proste vode $\bar{\rho}_{FW}$ [kg/m³], analiza 2



Slika 3 : (a) Razporeditev količine proste vode po prerezu v izbranih časih za primer A1. (b) Razporeditev količine proste vode po prerezu v izbranih časih za primer A2.



Slika 4 : a) Časovni razvoj temperature na mestu armaturne palice za različne navpične položaje armature, Z_{arm} . b) Potek temperature glede na koordinato Z_{arm} za tri karakteristične čase; $t = 30$ min, $t = 60$ min in $t = 90$ min.

4 Zaključek

Prikazana je analiza obnašanja sovprežne betonske plošče s profilirano trapezno jekleno pločevino med požarom. Časovno in krajevno razporeditev temperature, pornih tlakov in vodne pare v prečnem prerezu kompozitne betonske plošče smo določili z matematičnim modelom, ki upošteva povezan prehod toplote in vlage v kapilarno poroznih materialih [4]. S parametričnimi študijami smo ugotovili: (i) da je vpliv jeklene pločevine na potek temperature v sovprežni betonski plošči med požarom zanemarljiv, nasprotno pa ima kot parna zapora velik vpliv na potek pornih tlakov in gostote vodne pare ter (ii) da z relativno majhnim pomikom armature v notranjost sovprežne betonske plošče občutno zakasnimo njeno segrevanje, s tem pa bistveno povečamo požarno odpornost sovprežne betonske plošče.

Literatura

- [1] Z.P. Bažant, W. Thonguthai, *Pore pressure and drying of concrete at high temperature*, J. Eng. Mechanics Div., ASCE, 104, 1059–1079, 1978.
- [2] C.T. Davie, C.J. Pearce, N. Bićanić, *Coupled heat and moisture transport in concrete at elevated temperatures—effects of capillary pressure and adsorbed water*, Num. Heat Transfer Part A, 49, 733–763, 2006.
- [3] A.V. Luikov, *Systems of differential equations of heat and mass transfer on capillary-porous bodies (review)*, Int. J. Heat Mass Transfer, 18, 1–14, 1975.
- [4] R.T. Tenchev, L.Y. Li, J.A. Purkiss, *Finite element analysis of coupled heat and moisture transfer in concrete subjected to fire*, Num. Heat Transfer Part A, 39, 685–710, 2001.