





Izdajatelj:

Zveza društev gradbenih inženirjev in tehnikov Slovenije (ZDGITS), Leskoškova 9e, 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 Republike Slovenije, Fakultete za gradbeništvo in geodezijo Univerze v Ljubljani in Zavoda za gradbeništvo Slovenije**

Izdajateljski svet:

ZDGITS: **mag. Andrej Kerin**
prof. dr. Matjaž Mikoš
Jakob Presečnik
MSG IZS: **Gorazd Humar**
mag. Črtomir Remec
doc. dr. Branko Zadnik
FGG Ljubljana: **doc. dr. Marijan Žura**
FG Maribor: **Milan Kuhta**
ZAG: **prof. dr. Miha Tomaževič**

Glavni in odgovorni urednik:

prof. dr. Janez Duhovnik

Sodelavec pri MSG IZS:

Jan Kristjan Juteršek

Lektor:

Jan Grabnar

Lektorica angleških povzetkov:

Darja Okorn

Tajnica:

Anka Holobar

Oblikovalska zasnova:

Mateja Goršič

Tehnično urejanje, prelom in tisk:

Kočeviski tisk

Naklada:

3000 izvodov

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 števk. Letna naročnina za individualne naročnike znaša 22,95 EUR; za študente in upokojence 9,18 EUR; za družbe, ustanove in samostojne podjetnike 169,79 EUR za en izvod revije; za naročnike iz tujine 80,00 EUR. V ceni je vstrel DDV.

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

Navodila avtorjem za pripravo člankov in drugih prispevkov

- Uredništvo sprejema v objavo znanstvene in strokovne članke s področja gradbeništva in druge prispevke, pomembne in zanimive za gradbeno stroko.
- Znanstvene in strokovne članke pred objavo pregleda najmanj en anonimen recenzent, ki ga določi glavni in odgovorni urednik.
- Besedilo prispevkov mora biti napisano v slovenščini.
- Besedilo mora biti izpisano z znaki velikosti 12 pik z dvojnimi presledki med vrsticami.
- Prispevki morajo imeti naslov, imena in priimke avtorjev ter besedilo prispevka.
- Besedilo člankov mora obvezno imeti: naslov članka v slovenščini (velike črke); naslov članka v angleščini (velike črke); oznako ali je članek strokoven ali znanstven; nazive, imena in priimke avtorjev ter njihove naslove; naslov POVZETEK in povzetek v slovenščini; naslov SUMMARY in povzetek v angleščini; naslov UVOD in besedilo uvoda; naslov naslednjega poglavja (velike črke) in besedilo poglavja; naslov razdelka in besedilo razdelka (neobvezno); ..., naslov SKLEPI 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 dodatki označeni še z A, B, C, itn.
- Poglavlja in razdelki so lahko oštevilčeni.
- Slike, preglednice in fotografije morajo biti omenjene v besedilu prispevka, oštevilčene in opremljene s podnapisi, ki pojasnjujejo njihovo vsebino. Vse slike in fotografije v elektronski obliki (slike v običajnih vektorskih grafičnih formatih, fotografije v formatih .tif ali .jpg visoke ločljivosti) morajo biti v posebnih datotekah, običajne fotografije pa priložene.
- Enačbe morajo biti na desnem robu označene z zaporedno številko v okroglem oklepaju.
- Kot decimalno ločilo je treba uporabiti vejico.
- Uporabljena in citirana dela morajo biti navedena med besedilom prispevka z oznako v obliki: (priimek prvega avtorja, leto objave). V istem letu objavljena dela istega avtorja morajo biti označena še z oznakami a, b, c, itn.
- V poglavju LITERATURA so uporabljena in citirana dela opisana z naslednjimi podatki: priimek, ime prvega avtorja (lahko okrajšano), priimki in imena drugih avtorjev, naslov dela, način objave, leto objave.
- 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.
- Prispevke je treba poslati glavnemu in odgovornemu uredniku prof. dr. Janezu Duhovniku na naslov: FGG, Jamova 2, 1000 LJUBLJANA oz. janez.duhovnik@fgg.uni-lj.si. V spremnem dopisu mora avtor članka napisati, kakšna je po njegovem mnenju vsebina članka (pretežno znanstvena, pretežno strokovna) oziroma za katero rubriko je po njegovem mnenju prispevek primeren. Prispevke je treba poslati v enem izvodu na papirju in v elektronski obliki v formatu MS WORD in v 8. točki določenih grafičnih formatih.

Uredništvo

Vsebina • Contents

In memoriam

stran 82

doc. dr. Branko Zadnik, univ. dipl. inž. grad.
MIHA REMEC, univ. dipl. inž. grad., 1934–2009

Članki • Papers

stran 83

Simon Petrovčič, univ. dipl. inž. grad.
izr. prof. dr. Werner Guggenberger, univ. dipl. inž.
izr. prof. dr. Boštjan Brank, univ. dipl. inž. grad.

JEKLENI SILOSI ZA SIPKE MATERIALE:

2. DEL – MEMBRANSKE SILE PRI POLNJENJU IN PRAZNJENJU

STEEL SILOS FOR PARTICULATE SOLID MATERIALS:

PART 2 – MEMBRANE FORCES AT FILLING AND DISCHARGE

stran 92

Franz Maleiner, univ. dipl. inž. kom.

PODTLAČNA KANALIZACIJSKA OMREŽJA V SLOVENIJI

VACUUM SEWERAGE SYSTEMS IN SLOVENIJA

stran 101

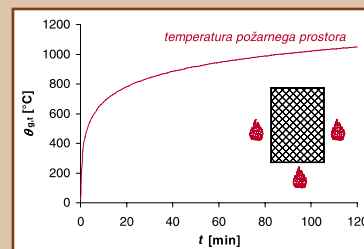
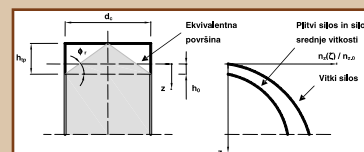
doc. dr. Sebastijan Bratina, univ. dipl. inž. grad.

izr. prof. dr. Igor Planinc, univ. dipl. inž. grad.

POENOSTAVLJENE METODE PROJEKTIRANJA POŽARNOVARNIH NOSILCEV

SIMPLIFIED CALCULATION METHODS FOR FIRE RESISTANCE

DESIGN OF BEAMS



Odmevi

stran 111

prof. dr. Miran Saje, univ. dipl. inž. grad.

ODGOVOR NA KOMENTARJE K ČLANKU BOČNA ZVRNITEV LESENEGA KROŽNEGA LOKA

stran 112

dr. Tomaž Rojc, univ. dipl. inž. grad.

PRIPOMBA NA ODGOVOR PROF. M. SAJETA NA KOMENTARJE K ČLANKU BOČNA ZVRNITEV LESENEGA KROŽNEGA LOKA

Novi diplomanti

J. K. Juteršek, univ. dipl. inž. grad.

Koledar prireditev

J. K. Juteršek, univ. dipl. inž. grad.

Slika na naslovnici: Oporni zid OZ-07 na AC Slivnica – Pesnica, foto: Ljubo Korpar



IN MEMORIAM

MIHA REMEC, univ. dipl. inž. grad., 1934–2009

Med vsemi mejami, ki so postavljene človeku, tako v mladih kot tudi v zrelejših letih, je smrt najbolj dokončna. Ob vesti o nepričakovanem slovesu človeka, ki nam je bil dolga leta blizu, se zdrzemo in v trenutku zavemo človeške krhkosti in minljivosti.

V torek, 3. februarja 2009, nas je vse kolege pretresla vest, da je zaključil svojo življenjsko pot sodelavec, kolega in prijatelj Miha Remec, univerzitetni diplomirani inženir gradbeništva. V strokovno zelo pestrem kolektivu, kot je IBE, je veljal za široko razgledano, požrtvovalno in spoštovano osebnost. S svojim značilnim samozavestnim nastopom je uspešno predstavljal stroko in podjetje, ki mu je pripadal praktično vse aktivno življenje.

Rodil se je na Lancovem v Radovljici leta 1934, diplomiral leta 1959 na FAGG v Ljubljani na gradbenem oddelku ter še istega leta začel strokovno pot projektanta pri podjetju Zueblin v nemškem Stuttgartu. Po letu dni tujine se je vrnil in bil dve leti zaposlen na oddelku za arhitekturo FAGG kot asistent pri predmetu gradbena mehanika in zasnova konstrukcij. Od leta 1963, ko se je zaposlil pri IBE, Inženirskem Biroju Elektroprojekt, je do svoje upokojitve leta 2002 pri istem podjetju projektiral številne termoelektroenergetske in industrijske objekte doma in v tujini. Imel je tudi posebno srečo, ki si je želi vsak projektant, saj so bili praktično vsi projekti, ki jih je načrtoval, tudi realizirani in pričajo o uspešnih in inovativnih zasnovah, ki jih je prispeval s svojim znanjem, ustvarjalnim instinktom, trdim delom in uspešnim vodenjem svoje ekipe. V svoji strokovni karieri je prešel vse razvojne stopnje inženirja, od samostojnih strokovnih del konstruktorja do vodje projekta za najzahtevnejše objekte termoelektrarn. Sodeloval je pri projektiranju in izgradnji številnih industrijskih objektov predvsem v Sloveniji, na Kosovem, v Bosni in Hercegovini, Nemčiji in takratni Sovjetski zvezi.

Od objektov, ki jih je projektiral oziroma sodeloval kot konzultant, je treba izpostaviti TO Kosovo I, TO Kosovo II, TE Trbovlje, TE Šoštanj III (275 MW), TE Šoštanj IV (335 MW), TE Šoštanj V (275–325 MW), TE Tuzla B (500 MW), TE Plomin II (200 MW), TO Ljubljana I, TO Ljubljana II, TE Brestanica (125 MW), TE Obrovac, TE-TO Ljubljana, tovarno avtomobilov Kinešma, petrokemijski kombinat v Schwedt, tovarno vlaknenk Lesonit v Ilirski Bistrici, tovarno vlaknenk Lesna v Otiškem Vrh, več objektov v sklopu tovarne Belinka Ljubljana idr.

Realizirane projektne rešitve kažejo na veliko mero inženirskega občutka za optimalne konstrukcijske rešitve in tudi inovativen pristop pri reševanju najtežjih inženirskih problemov. Tako je na primer temeljenje posameznih vitalnih objektov v TE Šoštanj rešil s takrat originalno idejo, danes bi jo imenovali »seizmične izolacije temeljev«, ki dovoljuje horizontalne pomike konstrukcij.

S svojim delom je izredno uspešno predstavljal svoj poklic in s tem tudi inženirsko stroko v širšem smislu, kar je zelo pomembno za prosperiteto stroke, in zaradi česar mu je Inženirska zbornica Slovenije podelila tudi nagrado za inženirske dosežke.

Miho Remca bomo kolegi, sodelavci in prijatelji ohranili v trajnem spominu kot dobrega in delovnega strokovnjaka ter poštenega in iskrenega sodelavca.

Branko Zadnik

JEKLENI SILOSI ZA SIPKE MATERIALE: 2. DEL – MEMBRANSKE SILE PRI POLNJENJU IN PRAZNJENJU STEEL SILOS FOR PARTICULATE SOLID MATERIALS: PART 2 – MEMBRANE FORCES AT FILLING AND DISCHARGE

Simon Petrovčič, univ. dipl. inž. grad.

Univerza v Ljubljani, Fakulteta za arhitekturo,
Zoisova 12, 1000 Ljubljana
simon.petrovcic@fa.uni-lj.si

izr. prof. dr. Werner Guggenberger, univ. dipl. inž.

Tehniška univerza v Gradcu, Inštitut za jeklene in ploskovne konstrukcije
Lessingstraße 25/III, 8010 Gradec, Avstrija
werner.guggenberger@tugraz.at

izr. prof. dr. Boštjan Brank, univ. dipl. inž. grad.

Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, Jamova 2, 1000 Ljubljana
bbrank@ikpir.fgg.uni-lj.si

Znanstveni članek

UDK: 624.014.2:624.074:624.9

Povzetek | V članku podajamo izraze za membranske sile v osno-simetričnem jeklenem silosu med procesoma polnjenja in praznjenja s sipkim materialom. Izrazi so predstavljeni tudi v grafični obliki, kar omogoča hitro in enostavno oceno velikosti in razporeditve membranskih sil v posameznih delih silosa. Grafi veljajo za poljubno geometrijo silosa in za poljuben material, ki se hrani. Na podlagi teh grafov lahko preverimo, kakšen je vpliv geometrije silosa in shranjenega materiala na razporeditev in velikost membranskih sil. Na koncu podajamo ilustrativen primer izračuna vplivov (pritiskov) in membranskih sil pri polnjenju in praznjenju silosa.

Summary | In the paper, the expressions for membrane forces in an axisymmetric steel silo structure at filling and discharge with a particulate solid material are presented. Graphical plots of these expressions are given. They can be used for a quick and easy estimate of membrane forces distribution in all parts of a silo structure. The plots are valid for any silo geometry and for any material stored. The influence of silo geometry and stored material properties on the size and distribution of membrane forces can be thus checked. The paper completes with an illustrative example where actions (pressure loads) at filling and discharge on the walls of a silo are computed and the corresponding membrane forces are evaluated.

1 • UVOD

Standard EN 1993-1-6 (CEN, 2007), ki se nanaša na projektiranje jeklenih lupinastih

konstrukcij, dovoljuje več načinov določitve projektnih notranjih sil v lupinah, npr. jeklenih

silosih. Eden izmed njih je tudi membranska teorija lupin. V tem članku obravnavamo membranske sile v jeklenih osno-simetričnih silosih, ki nastanejo zaradi pritiskov na stene silosa, ko se ta polni in prazni s sipkim materialom. Članek je nadaljevanje dela, v kate-

rem smo pokazali, kako se v skladu s standardi Evrokode določi te pritiske (Petrovčič, 2009).

Velikost in razporeditev pritiskov in membranskih sil, ki jih sipki materiali povzročajo med procesoma polnjenja in praznjenja, so zelo odvisni od vrste shranjenega materiala in od geometrije silosa. V zadnjem

delu članka je predstavljen primer izračuna pritiskov in membranskih sil pri polnjenju in praznjenju silosa ob upoštevanju postopkov za določitev pritiskov iz predhodnega članka (Petrovčič, 2009) in izrazov za membranske sile iz tega članka.

Ta članek prikazuje, kako se glede na te pritiske določi notranje sile v silosni konstrukciji

po membranski teoriji lupin. V 2. poglavju podajamo izraze za membranske sile v cilindru in lijaku pri osno-simetrični obtežbi. Izrazi so prikazani tudi grafično, v brezdimenzijski obliki, tako da veljajo za poljubno geometrijo silosa in za poljubni material v silosu.

2 • MEMBRANSKE SILE PRI OSNO-SIMETRIČNIH CILINDRIČNIH SILOSIH

Membranske sile v silosu, ki nastanejo zaradi delovanja osno-simetrične obtežbe, zapišemo kot produkt dveh količin: referenčne konstantne vrednosti n_0 (imenujemo jo amplituda) in funkcije $f(\zeta)$ (za cilindru) oziroma $f(\xi)$ (za lijaku). Funkciji $f(\zeta)$ in $f(\xi)$ določata obliko poteka membranskih sil po cilindru in lijaku, zato ju imenujemo oblikovni funkciji. Koordinati ζ in ξ sta brezdimenzijski in sta definirani na diagramih 1.1 in 2.1 (Petrovčič, 2009). Indeksi z , ϕ in s določajo smeri sil (slika 1) v cilindru in lijaku. V cilindru imamo naslednje sile:

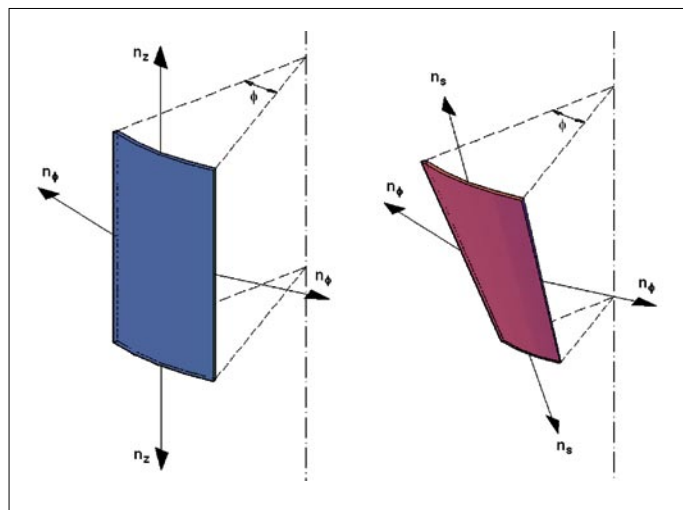
$$n_z(\zeta) = n_{z,0} \cdot f_z(\zeta) \quad (1)$$

$$n_\phi(\zeta) = n_{\phi,0} \cdot f_\phi(\zeta) \quad (2)$$

V lijaku imamo naslednje sile:

$$n_s(\xi) = n_{s,0} \cdot f_s(\xi) \quad (3)$$

$$n_\phi(\xi) = n_{\phi,0} \cdot f_\phi(\xi) \quad (4)$$



Slika 1 • Membranske sile v cilindru (a) in lijaku (b)

Cilinder

Vertikalna sila $n_z(\zeta)$ iz (1) se izračuna z integracijo trenja $p_w(\zeta)$ po višini cilindra (slika 2a). Dobimo:

$$n_z(\zeta) = - \int_0^\zeta p_w(\zeta') \cdot z_0 d\zeta' \quad (5)$$

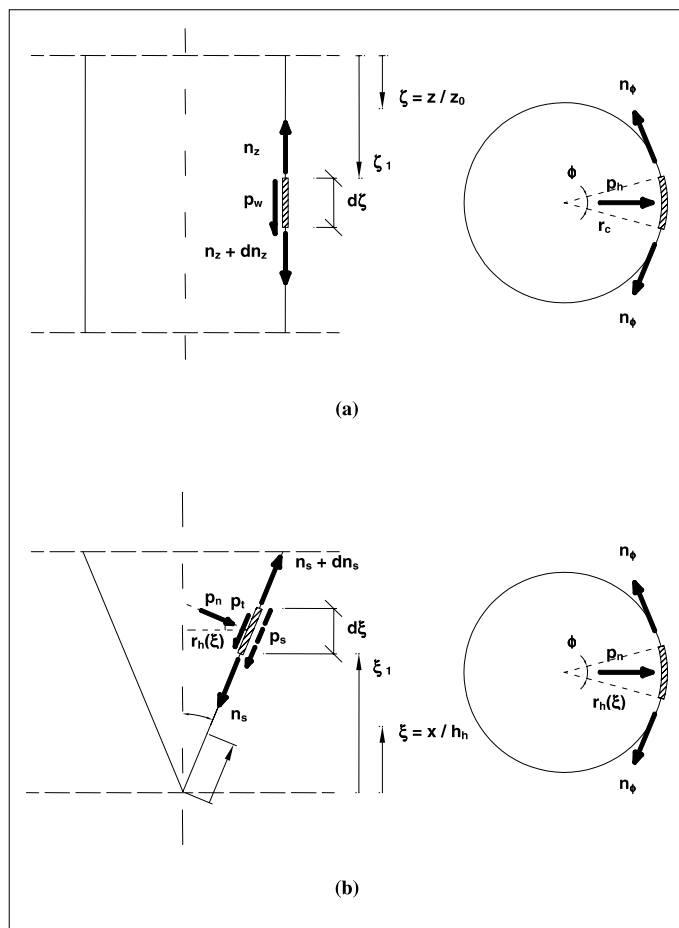
Trenje p_w v enačbi (5) se nanaša tako na polnjenje (takrat je $p_w = p_{w,i}$) kot na praznjenje

(takrat je $p_w = p_{w,e}$). V obeh primerih je sila n_z tlačna (negativna). Obročna sila $n_\phi(\zeta)$ iz (2) se izračuna kot produkt horizontalnega pritiska $p_h(\zeta)$ in polmera cilindra r_c :

$$n_\phi(\zeta) = p_h(\zeta) \cdot r_c \quad (6)$$

Horizontalni pritisk p_h v enačbi (6) se nanaša tako na polnjenje (takrat je $p_h = p_{h,i}$) kot na praznjenje (takrat je $p_h = p_{h,e}$). Sila n_ϕ je vedno natezna (pozitivna).

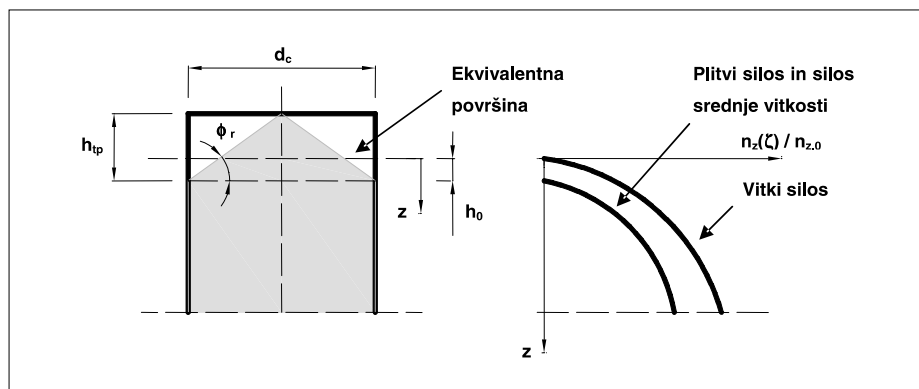
V preglednici 1 so podani izrazi za amplitude in oblikovne funkcije za različne tipe silosov.



Slika 2 • Določitev membranskih sil na steno cilindra (a) in steno lijaka (b)

	Vitki silos	Plitvi silos in silos srednje vitkosti	Zadrževalni silos
$n_{z,0}$	$pol.: -\frac{\gamma}{K \cdot \mu} \cdot \left(\frac{A}{U}\right)^2$ $praz.: -C_w \cdot \frac{\gamma}{K \cdot \mu} \cdot \left(\frac{A}{U}\right)^2$	$pol.: -\frac{\gamma}{K \cdot \mu} \cdot \left(\frac{A}{U}\right)^2$ $praz.: -C_w \cdot \frac{\gamma}{K \cdot \mu} \cdot \left(\frac{A}{U}\right)^2$	$\gamma \cdot \frac{\mu_{max} \cdot K}{2} \cdot (1 + \sin \phi_r) \cdot z_0^2$ Za z_0 glej diagram 1.3
$f_z(\zeta)$	$-1 + \zeta + e^{-\zeta}$	$\zeta - \frac{z_v(\zeta)}{z_0}$ Za z_v in z_0 glej diagram 1.1	ζ^2
$n_{\phi,0}$	$pol.: \frac{\gamma}{\mu} \cdot \frac{A}{U} \cdot r_c$ $praz.: C_h \cdot \frac{\gamma}{\mu} \cdot \frac{A}{U} \cdot r_c$	$pol.: \frac{\gamma}{\mu} \cdot \frac{A}{U} \cdot r_c$ $praz.: C_h \cdot \frac{\gamma}{\mu} \cdot \frac{A}{U} \cdot r_c$	$\gamma \cdot K \cdot (1 + \sin \phi_r) \cdot z_0 \cdot r_c$ Za z_0 glej diagram 1.3
$f_{\phi}(\zeta)$	$1 - e^{-\zeta}$	$1 - \left(\frac{z_0 \cdot \zeta - h_0}{z_0 - h_0} + 1\right)^n$ Za z_0 in n glej diagram 1.1	ζ

Preglednica 1 • Referenčne vrednosti notranjih sil in oblikovnih funkcij v cilindru pri različnih tipih silosov. Ko sta izraza za polnjenje in praznjenje različna, je to navedeno.



Slika 3 • Razlika med potekom notranjih sil po steni cilindra pri vitkih silosih ter pri plitvih in silosih srednje vitkosti

h_0 / z_0	0,08	0,09	0,10	0,11	0,12
ζ_{lim}	0,70	0,95	1,2	1,45	1,70
n	-1,52	-1,59	-1,64	-1,80	-1,88

Preglednica 2 • Izbrana razmerja h_0/z_0 ter pripadajoče vrednosti za ζ_{lim} in n

Količine v enačbah in tipi silosov v preglednici 1 so pojasnjeni v predhodnem članku (preglednici 2, preglednici 4, diagramu 1.1 in diagramu 1.2) (Petrovčič, 2009). Oblikovne funkcije za plitve in srednje vitke silose veljajo za $z > h_0$, kot je prikazano na sliki 3. Notranje sile v cilindru pri polnjenju in praznjenju lahko tako izračunamo s pomočjo enačb (1), (2),

preglednice 1 v tem članku in preglednice 7 iz predhodnega članka (Petrovčič, 2009). V nadaljevanju prikazujemo grafe oblikovnih funkcij iz preglednice 1. Na slikah 4 do 9 tako podajamo potek oblikovnih funkcij glede na normirano koordinato ζ za različne tipe silosov. Mejno vrednost koordinate ζ označimo z ζ_{lim} . Ta je definirana kot:

$$\zeta_{lim} = \frac{h_c}{z_0} \quad (7)$$

Nadomestna višina cilindra h_c in referenčna globina z_0 sta podani v predhodnem članku (slika 4 in preglednica 4 ter diagrama 1.1 in 1.3) (Petrovčič, 2009). ζ_{lim} določa torej mejo območja koordinate ζ , kjer je $f(\zeta)$ veljavna. Ker je referenčna globina z_0 odvisna od geometrije silosa in shranjenega materiala, je tudi koordinata ζ_{lim} vezana na izbrano geometrijo silosa in shranjen material. Minimalno in maksimalno vrednost za ζ_{lim} določimo na podlagi geometrijskih omejitev (slika 5 in preglednica 4 v (Petrovčič, 2009)) ter karakteristik shranjenih materialov (preglednica 2 v (Petrovčič, 2009) in priloge E standarda EN 1991-4 (CEN, 2006)), ki jih pogosto hranimo v silosih. To je na slikah 4 do 9 označeno kot »minimalna in maksimalna meja delovanja« ($\zeta_{lim,min}$ in $\zeta_{lim,max}$). S slik 4 in 5 ter 8 in 9 vidimo, da pri vitkem in zadrževalnem silosu dobimo eno samo oblikovno funkcijo, v odvisnosti od ζ za različne materiale in za različne geometrije. Pri plitvih in srednje vitkih silosih pa ni mogoče dobiti ene same oblikovne funkcije v odvisnosti od ζ za različne materiale in za različne geometrije, ker imamo v izrazih iz preglednice 1 poleg ζ tudi konstante z_0 , h_0 , in n . Lahko pa narišemo družino krivulj (po eno za vsako razmerje h_0/z_0), kot je prikazano na slikah 6 in 7, pri čemer ima vsaka od teh krivulj svoje območje veljavnosti glede na koordinato ζ . Slike 6 in 7 prikazujeta družino krivulj za pet različnih razmerij h_0/z_0 . Razpon izbranih razmerij je takšen, da zajema različne tipe materialov, ki jih pogosto hranimo v silosih. Za vsakega od izbranih razmerij je treba upoštevati še pripadajoče vrednosti za mejno vrednost koordinate ζ (ζ_{lim}) in parametra n . Te vrednosti so za pet izbranih razmerij h_0/z_0 podane v preglednici 2.

Lijak

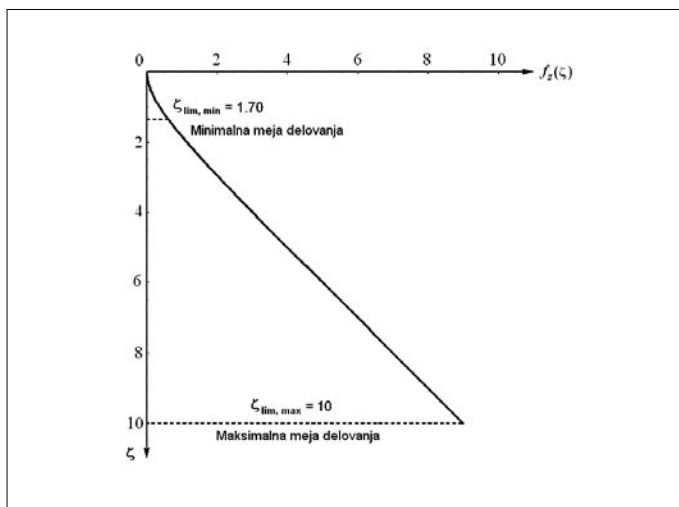
Sila $n_s(\xi)$ iz (3) se izračuna z integracijo pritiska p_s vzdolž višine lijaka (slika 2b). Pritisk p_s je enak

$$p_s(\xi) = p_t(\xi) + \tan \beta \cdot p_n(\xi) \quad (8)$$

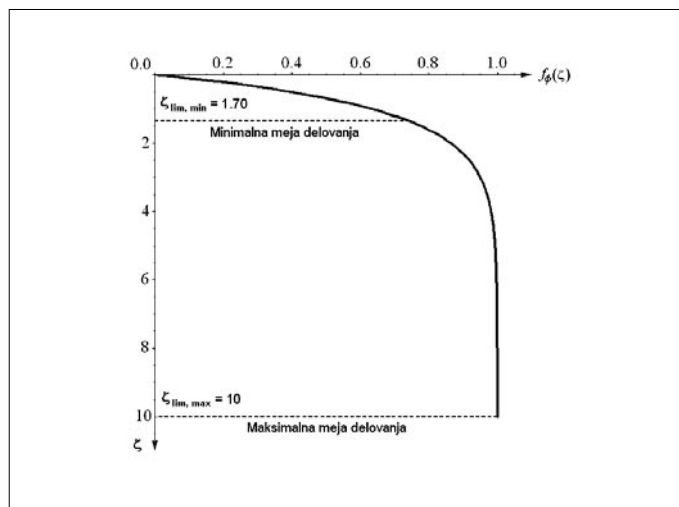
Dobimo:

$$n_s(\xi) = \frac{h_h}{\xi \cdot \cos \beta} \int_0^\xi p_s(\xi) \cdot \xi \cdot d\xi \quad (9)$$

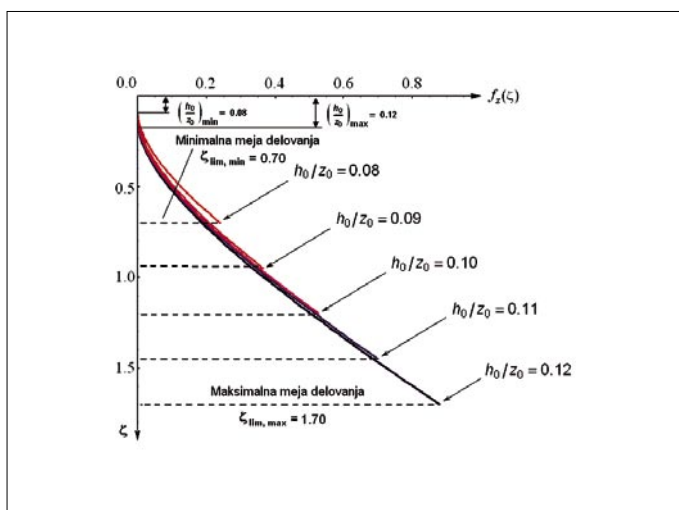
V zgornji enačbi označuje h_h višino lijaka, kot β pa naklon stene lijaka glede na navpično



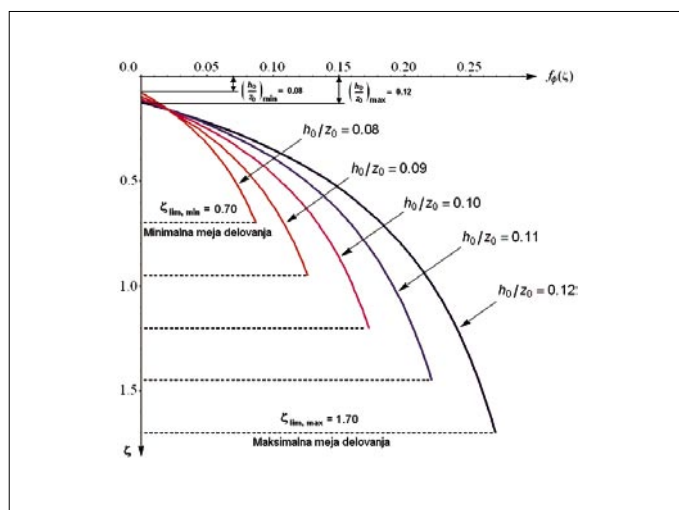
Slika 4 • Potek oblikovne funkcije $f_z(\zeta)$ pri vitkih silosih



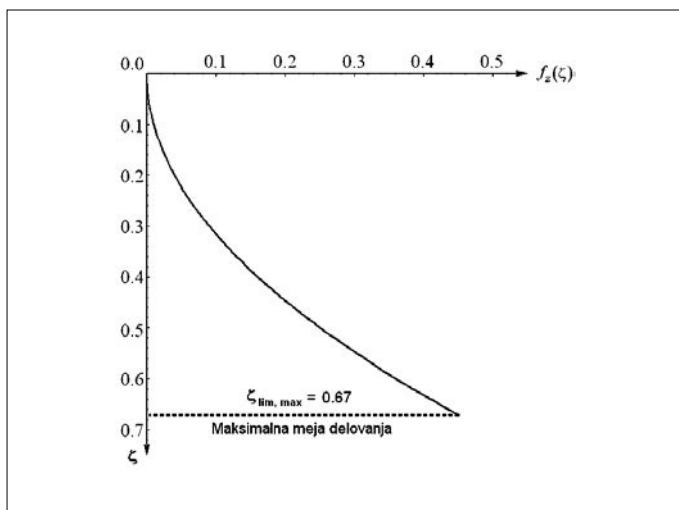
Slika 5 • Potek oblikovne funkcije $f_\phi(\zeta)$ pri vitkih silosih



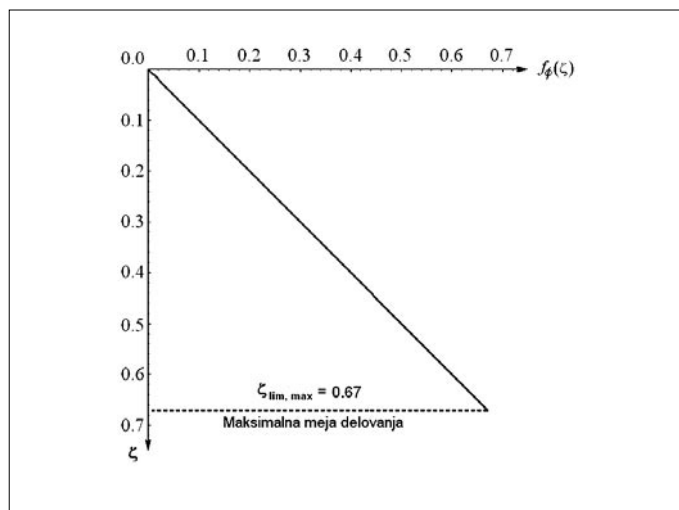
Slika 6 • Potek oblikovne funkcije $f_z(\zeta)$ pri plitvih in srednje vitkih silosih



Slika 7 • Potek oblikovne funkcije $f_\phi(\zeta)$ pri plitvih in srednje vitkih silosih



Slika 8 • Potek oblikovne funkcije $f_z(\zeta)$ pri zadrževalnih silosih



Slika 9 • Potek oblikovne funkcije $f_\phi(\zeta)$ pri zadrževalnih silosih

os (glej sliko 4 in preglednico 4 v (Petrovčič, 2009)). Ta sila je ves čas natezna (pozitivna). Obročna sila $n_\phi(\xi)$ iz (4) se izračuna kot:

$$n_\phi(\xi) = p_n(\xi) \cdot r_h(\xi), \quad (10)$$

kjer je

$$r_h(\xi) = h_h \cdot \frac{\tan \beta}{\cos \beta} \cdot \xi \quad (11)$$

radij lijaka na višini ξ (slika 2b).

V preglednici 3 so podani izrazi za amplitude in oblikovne funkcije v lijaku. Za razliko od cilindra (preglednica 1) so ti izrazi neodvisni od tipa lijaka in veljajo za strmi in položni lijak (za definicijo tipov lijakov glej predhodni članek, 2. poglavje (Petrovčič, 2009)) ter neodvisni od dejstva, ali gre za polnjenje ali praznjenje. Za tip lijaka »z ravnim dnom« sta sili (9) in (10) enaki nič. Funkcija $\alpha(n)$ iz preglednice 3 je definirana kot

$$\alpha(n) = \frac{\gamma_{\max} \cdot h_h}{(n-1) \cdot p_{vft}} \quad (12)$$

Pritisk p_{vft} v preglednici 3 predstavlja maksimalno vrednost navpičnega pritiska v shranjenem materialu na prehodu iz cilindra v lijak (glej diagram 2 v (Petrovčič, 2009)).

Strmi in položni lijak	
$n_{s,0}$	$F \cdot \frac{(\mu_{heff} + \tan \beta)}{\cos \beta} h_h \cdot p_{vft}$
$f_s(\xi)$	$\frac{\xi}{3} \left(\alpha(n) \cdot \xi + \frac{3 \cdot (1 - \alpha(n)) \cdot \xi^n}{n+2} \right)$
$n_{\phi,0}$	$F \cdot \frac{\tan \beta}{\cos \beta} h_h \cdot p_{vft}$
$f_\phi(\xi)$	$\alpha(n) \cdot \xi^2 + (1 - \alpha(n)) \cdot \xi^{n+1}$

Preglednica 3 • Referenčne vrednosti notranjih sil in oblikovnih funkcij v lijaku

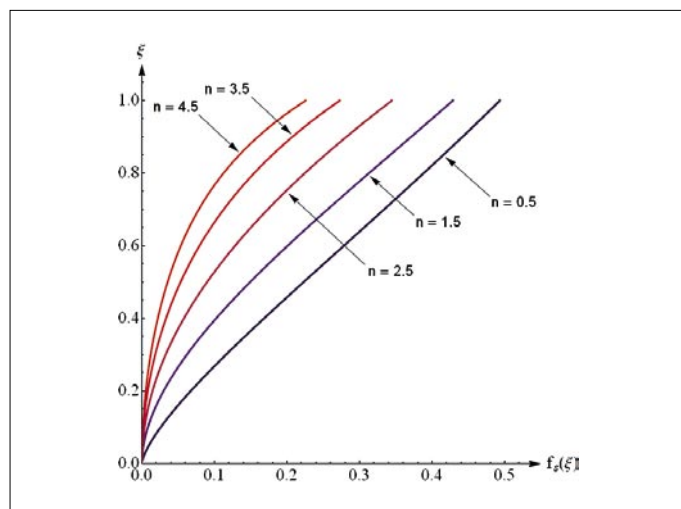
V primeru polnjenja je treba uporabiti $F = F_f$ in n iz diagrama 2.1 v predhodnem članku, v primeru praznjenja pa $F = F_\phi$ in n iz diagrama 2.2 v predhodnem članku (Petrovčič, 2009).

Vidimo, da je v obeh primerih referenčna vrednost notranjih sil in oblikovnih funkcij v lijaku odvisna od parametrov F in n .

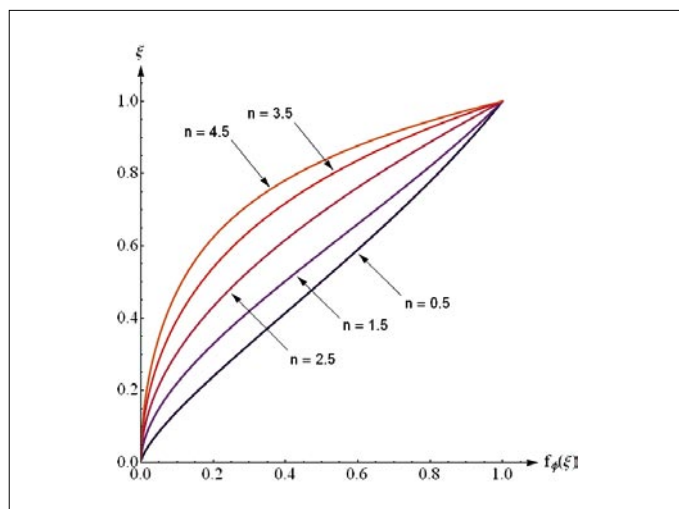
Na slikah 10 in 11 so narisane družine krivulj za oblikovni funkciji iz preglednice 3 za različne vrednosti konstant n v odvisnosti od koordinate ξ (navpična os). Izbranih je pet različnih vrednosti za n skupaj s pripadajočimi vrednostmi za $\alpha(n)$ (preglednica 4). Izbor je bil opravljen na podlagi parametričnih študij, pri čemer so bile upoštevane različne geometrije lijakov in različni tipi materialov, ki jih pogosto hranimo v silosih. Čeprav parameter n bistveno vpliva na potek oblikovnih funkcij $f_s(\xi)$ in $f_\phi(\xi)$, lahko vidimo iz izrazov v preglednici 3, da je nujna oblika odvisna tudi od višine lijaka (h_h), ki nastopa v izrazu za $\alpha(n)$, v enačbi (12).

n	0,5	1,5	2,5	3,5	4,5
$\alpha(n)$	-1,4	3,0	1,1	0,6	0,4

Preglednica 4 • Izbrane vrednosti za n ter pripadajoče vrednosti za $\alpha(n)$



Slika 10 • Potek oblikovne funkcije $f_s(\xi)$ po višini lijaka za različne vrednosti parametra n



Slika 11 • Potek oblikovne funkcije $f_\phi(\xi)$ po višini lijaka za različne vrednosti parametra n

3 • PRIMER

Kot primer izračuna obravnavamo osno-simetrični jekleni silos za shranjevanje elektrofilitrskega pepela (ang. »fly ash«). Zahtevan volumen shranjenega materiala je med 75 m^3 in 80 m^3 . Izberemo cylinder notranjega polmera $r_c = 1,6 \text{ m}$, višine $h_b = 9 \text{ m}$ in kot lijaka $\beta = 20^\circ$ (glej sliko 4 v (Petrovčič, 2009)).

3.1. Oso-simetrična obtežba zaradi polnjenja in praznjenja

Oso-simetrične pritiske bomo določili v sedmih korakih v skladu z 2. poglavjem iz (Petrovčič, 2009).

1. korak: Shranjeni material

Materialne lastnosti elektrofiltrskega pepela vzamemo iz preglednice E.1 v EN 1991-4 (CEN, 2006). Izberemo kategorijo stene D2. Skladno z izbiro imamo naslednje vrednosti materialnih parametrov (glej preglednico 2 v (Petrovčič, 2009)): $\gamma_{min} = 8.0 \text{ kN/m}^3$, $\gamma_{max} = 15.0 \text{ kN/m}^3$, $\phi_r = 41.0^\circ$, $\phi_m = 35.0^\circ$, $a_\phi = 1.16$, $K_m = 0.46$, $a_K = 1.20$, $\mu_m = 0.62$, $a_\mu = 1.07$, $c_{op} = 0.50$.

2. korak: Geometrija silosa

Ovisne geometrijske parametre določimo z izrazi, ki so podani v preglednici 4 v (Petrovčič, 2009). Dobimo: $r_n(x) = 0.36x$, $h_n = 4.4 \text{ m}$, $h_{tp} = 1.39 \text{ m}$, $h_o = 0.46 \text{ m}$, $h_c = 8.07 \text{ m}$, $h_s = 12.47 \text{ m}$, $d_c = 3.2 \text{ m}$, $U = 10.05 \text{ m}$, $A = 8.04 \text{ m}^2$, $V_m = 76.7 \text{ m}^3$, $G_m = 1150 \text{ kN}$.

3. korak: Tip cilindra in lijaka

Tip cilindra določimo na podlagi slike 5, tip lijaka pa na podlagi preglednice 5 oz. slike 6 iz (Petrovčič, 2009). Ker je $\frac{h_c}{d_c} = 2.52 > 2.0$, imamo vitki silos. Ker je $\mu_{min} = \frac{\mu}{a_\mu} = 0.58$ in $\tan\beta = 0.36$, imamo strmi lijak.

4. korak: Razred obremenitve

Masa shranjenega materiala je $m_{solid} = 115t$, iz česar sledi (preglednica 6 v (Petrovčič, 2009)), da je silos v razredu obremenitve 2.

5. korak: Kombinacije materialnih parametrov

Upoštevamo kombinacije, ki jih podajata preglednica 7 za cilindar in preglednica 8 za lijak v (Petrovčič, 2009). Vrednosti materialnih parametrov za posamezne kombinacije so podane v preglednicah 5 in 6.

Kombinacija	Namen	μ	K	ϕ_i
2	maksimalni normalni pritisk (p_n)	0,58	0,55	30,17
3	maksimalno trenje (p_w)	0,66	0,55	30,17

Preglednica 5 • Kombinacije materialnih parametrov za določitev maksimalnih obtežb na stene cilindra

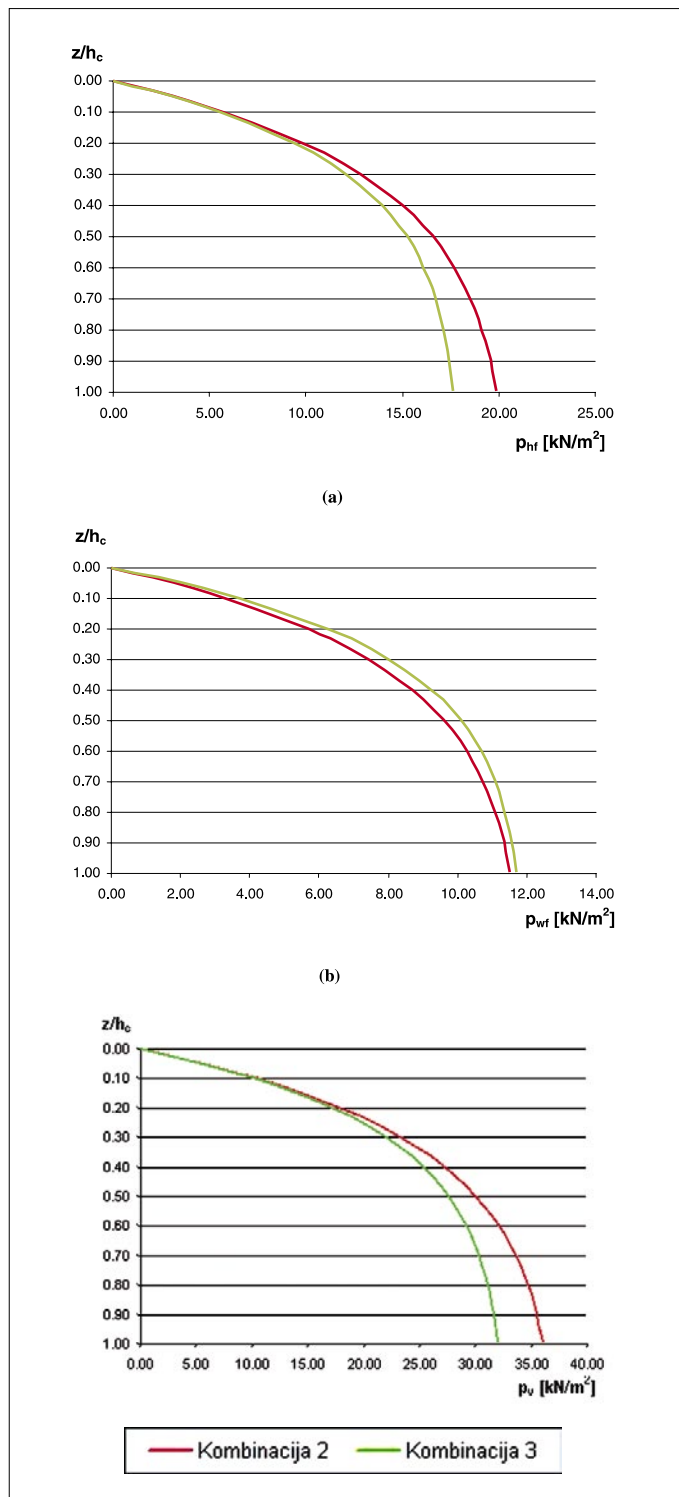
Kombinacija	Velja za	Namen	μ	K	ϕ_i
4	steno cilindra	maksimalni vertikalni pritisk (p_v)	0,58	0,38	40,60
	steno lijaka	maksimalni pritisk ob polnjenju	0,58	0,38	30,17
5	steno cilindra	maksimalni vertikalni pritisk (p_v)	0,58	0,38	40,60
	steno lijaka	maksimalni pritisk ob praznjenju	0,58	0,55	40,60

Preglednica 6 • Kombinacije materialnih parametrov za določitev maksimalnih obtežb na stene lijaka

6. korak: Pritiski na cilindar

Ker spada obravnavani silos med vitke silose, za določitev poteka pritiskov v cilindru uporabimo diagram 1.1 iz (Petrovčič, 2009). Izračun izvedemo za kombinaciji 2 in 3 iz preglednice 5. Potek pritiskov po cilin-

dru določimo za vsako kombinacijo posebej, ločeno za stanje polnjenja in stanje praznjenja silosa. Vrednosti za polnjenje so prikazane na sliki 12. Pritiske pri praznjenju dobimo tako, da pomnožimo pritiske pri polnjenju s $C_h = 1.15$ oziroma $C_w = 1.10$ (glej diagram 1.2 v (Petrovčič, 2009)). Referenčna globina z_o in referenčni pritisk p_{h0} sta podana v preglednici 7.



Slika 12 • Pritisk p_n na steno cilindra (a), trenje p_{wf} po steni cilindra (b) in navpični pritisk p_v v shranjenem materialu (c) pri polnjenju

	Kombinacija 2	Kombinacija 3	Kombinaciji 4 in 5
z_0 (m)	2,50	2,18	3,60
p_{h0} (kN/m ²)	20,71	18,09	20,71

Preglednica 7 • Referenčna globina in referenčni pritisk za izbrane kombinacije

7. korak: Pritiski na lijak

Za določitev pritiskov na steno lijaka upoštevamo diagram 2 iz (Petrovčič, 2009). Za maksimalni vertikalni pritisk v materialu pri polnjenju p_{vf} na mestu prehoda iz cilindra v lijak uporabimo diagram 1.1 iz (Petrovčič, 2009). Pritisk p_{vf} predstavlja maksimalno vrednost pritiska $p_{vf}(\zeta)$ na prehodu iz cilindra v lijak, tj. na globini $\zeta = h_c/z_0 = 2.24$. Upoštevamo vrednosti materialnih parametrov za kombinaciji 4 in 5 iz preglednice 6, ki veljata za steno cilindra. Vrednosti za z_0 in p_{h0} sta že izračunani v preglednici 7. Določimo faktor povečave pritiska C_b , ki ga vzamemo $C_b = 1$ (preglednica 9 v (Petrovčič, 2009)). Pritisk p_{vf} je tako $p_{vf} = 48.25 \text{ kN/m}^2$. Nadaljujemo po diagramih 2.1 in 2.2 iz (Petrovčič, 2009): $\mu_{heff} = 0.58$, parametri F_r , n_f (n iz diagrama 2.1 v (Petrovčič, 2009)) ter F_e in n_e (n iz diagrama 2.2 v (Petrovčič, 2009)) so podani v preglednici 8. Pritiski na steno lijaka pri polnjenju so prikazani na sliki 13. Pri računu pritiskov uporabimo kombinaciji materialnih parametrov, ki veljata za steno lijaka (preglednica 6). Pri polnjenju uporabimo kombinacijo 4, pri praznjenju pa kombinacijo 5.

Polnjenje	F_r	0,88
	n_f	2,55
Praznjenje	F_e	0,83
	n_e	2,32

Preglednica 8 • Parametri za določitev pritiskov v lijaku pri polnjenju in praznjenju

3.2 Nesimetrična obtežba zaradi polnjenja in praznjenja

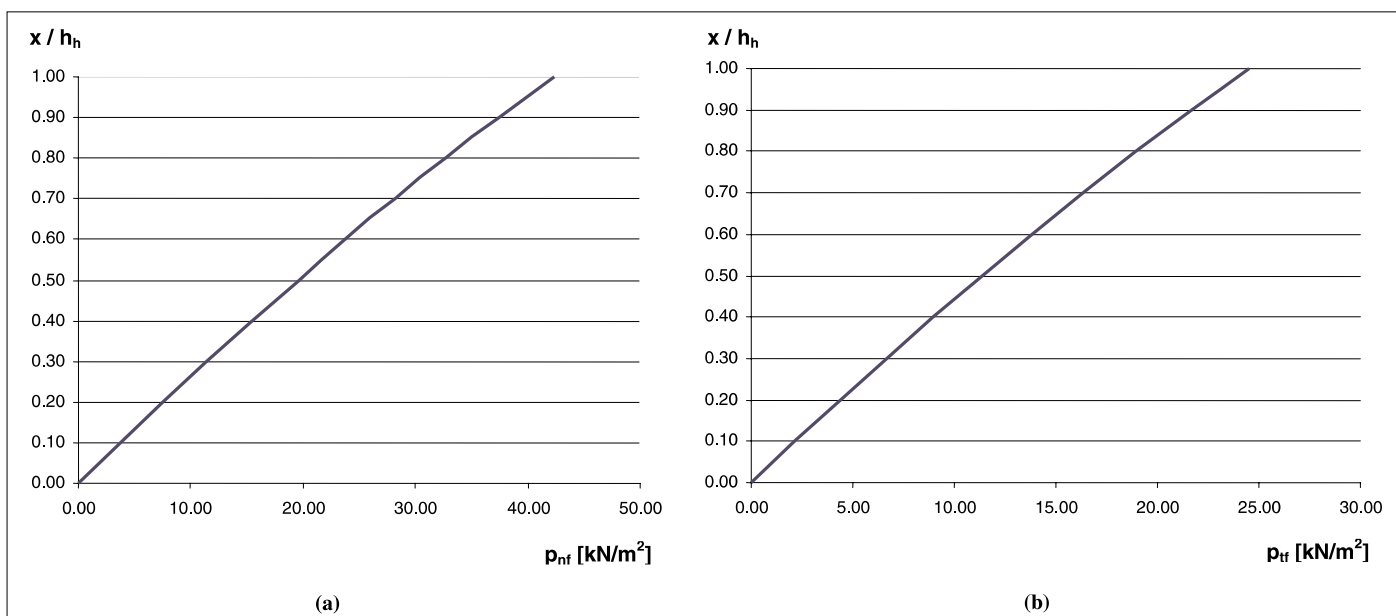
Uporabimo postopek, opisan pod točko 3 iz (Petrovčič, 2009). Ker spada izbrani silos v razred obremenitve 2, se nesimetrična obtežba ponazori z enakomernim povečanjem pritiskov v cilindru, ki nastanejo zaradi osno-simetrične obtežbe. Faktorja nesimetrične obtežbe za polnjenje C_{pf} in praznjenje C_{pe} znašata: $C_{pf} = 0.094$ in $C_{pe} = 0.189$, tako da je povečanje pritiskov pri polnjenju $p_{hf,u} = 1.047 p_{hf}$ in $p_{wf,u} = 1.094 p_{wf}$ pri praznjenju pa $p_{he,u} = 1.094 p_{he}$ in $p_{we,u} = 1.189 p_{we}$.

3.3 Membranske sile

Membranske osne sile zapišemo v obliki enačb (1) do (4). Vrednosti amplitud in maksimalnih vrednosti membranskih sil so podane v preglednicah 9 in 10. Pri računu so bili upoštevani povečani pritiski zaradi delovanja nesimetrične obtežbe v cilindru. Iz preglednic 9 in 10 vidimo, da amplituda navadno ne predstavlja maksimalne vrednosti membranske sile. Opazimo tudi, da je maksimalna vrednost pritiska $n_z(\zeta)$ večja pri kombinaciji 3 in manjša pri kombinaciji 2 (preglednica 9), kar je v skladu s pričakovanji, saj kombinacija 3 določa večje trenje $p_w(\zeta)$ kot kombinacija 2. Maksimalna vrednost amplitude $n_{z,0}$ pa je manjša pri kombinaciji 3 in večja pri kombinaciji 2. Razlog za to je, da imamo pri različnih kombinacijah različno vrednost za mejno koordinato ζ_{lim} , ki je definirana v enačbi (7). To pa ne velja za maksimalne vrednosti pritiska $n_\phi(\zeta)$, kjer sta tako amplituda kot maksimalna vrednost membranske sile večji pri kombinaciji 2. Tudi to je v skladu s pričakovanji, saj kombinacija 2 določa večji pritisk $p_h(\zeta)$ kot kombinacija 3.

		Amplituda		Maksimalna vrednost	
		Komb. 2	Komb. 3	Komb. 2	Komb. 3
Polnjenje	$n_{z,0}$ (kN/m)	-32,82	-28,68	$n_z(\zeta)$ (kN/m)	-74,21
	$n_{\phi,0}$ (kN/m)	34,69	30,3	$n_\phi(\zeta)$ (kN/m)	33,31
Praznjenje	$n_{z,0}$ (kN/m)	-39,69	-34,29	$n_z(\zeta)$ (kN/m)	-88,72
	$n_{\phi,0}$ (kN/m)	41,69	36,41	$n_\phi(\zeta)$ (kN/m)	40,02

Preglednica 9 • Amplitude in maksimalne vrednosti membranskih sil v cilindru

Slika 13 • Pritisk p_{nf} na steno lijaka (a) in trenje p_w ob steni lijaka (b) pri polnjenju

	Amplituda		Maksimalna vrednost	
Polnjenje	$n_{s,0}$ (kN/m)	186,91	$n_s(\xi)$ (kN/m)	59,82
	$n_{\phi,0}$ (kN/m)	72,11	$n_{\phi}(\xi)$ (kN/m)	72,11
Praznjenje	$n_{s,0}$ (kN/m)	177,45	$n_s(\xi)$ (kN/m)	58,97
	$n_{\phi,0}$ (kN/m)	68,46	$n_{\phi}(\xi)$ (kN/m)	68,46

Preglednica 10 • Amplitude in maksimalne vrednosti membranskih sil v lijaku

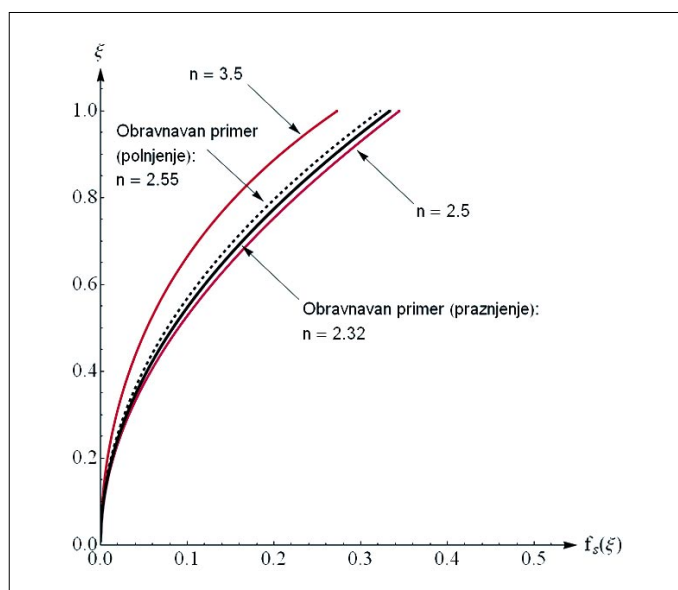
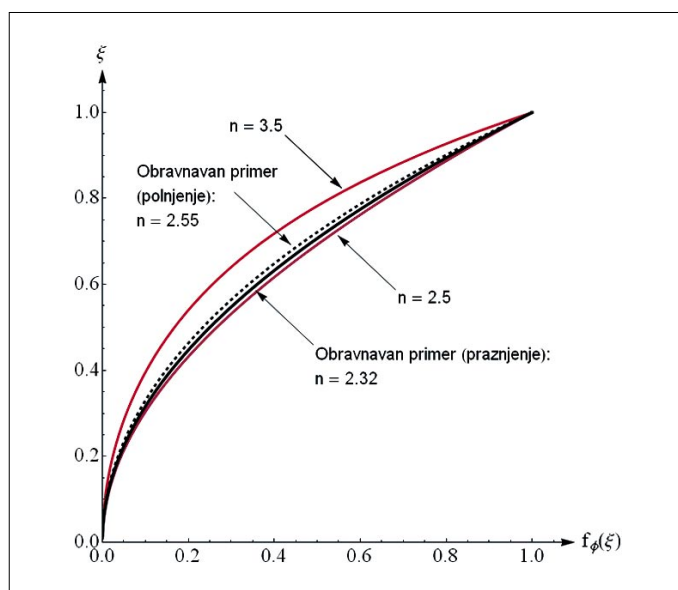
V cilindru moramo izračunati amplitude za kombinaciji 2 in 3 (preglednica 5), v lijaku pa moramo uporabiti kombinacijo 4 za polnjenje in kombinacijo 5 za praznjenje (preglednica 6). Potek membranskih sil v cilindru določata funkciji $f_s(\xi) = -1 + \xi + e^{-\xi}$ in $f_{\phi}(\xi) = 1 - e^{-\xi}$ (preglednica 1). Potek membranskih sil v lijaku določata funkciji $f_s(\xi) = \frac{\xi}{3} \left(\alpha(n) \cdot \xi + \frac{3 \cdot (1 - \alpha(n)) \cdot \xi^n}{n+2} \right)$ in $f_{\phi}(\xi) = \alpha(n) \cdot \xi^2 + (1 - \alpha(n)) \cdot \xi^{n+1}$ (preglednica 3). Če upoštevamo vrednosti $\alpha(n)$ (preglednica 11) in n (preglednica 8) za polnjenje in praznjenje, dobimo $f_s(\xi)$ in $f_{\phi}(\xi)$ enostavne oblike, ki jih podajamo v preglednici 12. Funkcija $f_s(\xi)$ je za polnjenje in praznjenje narisana na sliki 14, funkcija $f_{\phi}(\xi)$ pa je za polnjenje in praznjenje narisana na sliki 15. Obema slikama sta za primerjavo dodani še krivulji za oblikovne funkcije pri $n = 2.5$ in $n = 3.5$ s slike 10 oz. slike 11. Vidimo, da na obeh slikah ležita krivulji za polnjenje in praznjenje levo od krivulje, ki jo določa $n = 2.5$. Pri krivulji za polnjenje je to smiselno, saj je njen n enak $n = 2.55$. Krivulja za praznjenje pa ima n enak $n = 2.32$ in bi zato morala ležati desno od krivulje za $n = 2.5$. Razlog za to odstopanje je, da so krivulje za oblikovne funkcije na slikah 10 in 11 narisane na podlagi parametričnih študij, ki zajemajo različne materiale, ki jih hranimo v silosih, in različne geometrije lijakov. Uporabimo jih lahko za hitro določitev poteka membranskih sil po lijaku. Določene so tako, da v večini primerov dajo rezultate, ki so na varni strani. Dajo torej nekoliko večje vrednosti, kot bi jih dejanske vrednosti za oblikovne funkcije za določen primer. To je razvidno tudi iz obravnavanega primera, kjer krivulja za $n = 2.5$ leži desno od dejanskih oblikovnih funkcij za polnjenje in praznjenje.

$\alpha(n_p)$	0,9
$\alpha(n_o)$	1,0

Preglednica 11 • Vrednosti parametra $\alpha(n)$

Polnjenje	$f_s(\xi)$	$0.3\xi^2 + 0.02\xi^{3.55}$
	$f_{\phi}(\xi)$	$0.9\xi^2 + 0.1\xi^{3.55}$
Praznjenje	$f_s(\xi)$	$\frac{\xi^2}{3}$
	$f_{\phi}(\xi)$	ξ^2

Preglednica 12 • Oblikovne funkcije za membranske sile v lijaku za polnjenje in praznjenje

Slika 14 • Oblikovna funkcija $f_s(\xi)$ za obravnavani primerSlika 15 • Oblikovna funkcija $f_{\phi}(\xi)$ za obravnavani primer

4 • SKLEP

Sipki materiali med procesoma polnjenja in praznjenja lahko povzročajo zelo različne razporeditve pritiskov na stene silosa. Oblika teh razporeditev pritiskov in posledično tudi membranskih sil je odvisna od vrste shranjenega materiala in geometrije silosa. Membranske sile v silosu smo zapisali kot produkt referenčne konstantne vrednosti (amplitude) in oblikovne funkcije, ki določa obliko poteka membranskih sil po višini cilindra oz. lijaka. Na podlagi takšnega zapisa smo izdelali grafe (slike 4 do 11), ki v brezdimenzijski obliki nazorno prikazujejo potek oblikovnih funkcij membranskih sil. S pomočjo teh grafov lahko hitro ocenimo, kakšen bo potek membranskih sil v silosu, preden se lotimo dejanskega računa. Iz slik lahko tudi vidimo, da imata shranjeni material in geometrija silosa bistven vpliv

predvsem na razporeditev membranskih sil po lijaku (slike 10 in 11). S spreminjanjem vrste shranjenega materiala in geometrije lijaka lahko dobimo povsem drugačno razporeditev membranskih sil po lijaku. Nekoliko manj to velja za razporeditev membranskih sil v cilindru, kjer – razen oblikovne funkcije $f_{\phi}(\zeta)$ pri plitvih in srednje vitkih silosih (slika 7) – shranjeni material in geometrija cilindra ne vplivata bistveno na razporeditev sil pri določenem tipu cilindra, pač pa vplivata predvsem na velikost membranskih sil. Iz tega sledi pomembna ugotovitev, da so silosi konstrukcije, ki so projektirane za shranjevanje točno določenih materialov. Vsakršna sprememba tipa shranjenega materiala lahko poleg velikosti bistveno spremeni tudi razporeditev membranskih sil, kar pa zna resno ogroziti varnost silosne kon-

strukcije, zlasti v konstrukcijsko občutljivem lijaku. V primeru spremembe tipa shranjenega materiala v že zgrajenem silosu je torej treba določiti novo razporeditev membranskih sil in ponovno preveriti nosilnost posameznih konstrukcijskih elementov. To velja tudi za primere, ko se kot novi material namerava uporabiti lažji material, z manjšo specifično težo (γ).

Praktičen primer iz 3. poglavja prikazuje, kako lahko z uporabo postopka, ki je opisan v predhodnem članku (Petrovčič, 2009), enostavno in hitro določimo vplive na stene silosa med polnjenjem in praznjenjem s sipkim materialom, kot jih določa standard Evrokod EN 1991-4 (CEN, 2006). Ker je postopek razdeljen na zaporedne korake, ga lahko uporabimo tudi kot algoritem za izdelavo računalniškega programa (Petrovčič, 2008). Vidimo tudi, da lahko za oceno poteka membranskih sil po posameznih delih silosa uporabimo grafe za notranje sile, ki so predstavljeni v poglavju 2.

5 • LITERATURA

Petrovčič, S., Guggenberger, W., Brank, B., Jekleni silosi za sipke materiale: 1. del - vplivi pri polnjenju in praznjenju, *Gradbeni vestnik*, 58, 3, 70–78, 2009.

Petrovčič, S., Analiza in projektiranje tankostenskih cilindričnih silosov v skladu z Evrokod standardi, *Diplomska naloga*, Univerza v Ljubljani, FGG, 2008.

Standardi

CEN, Eurocode 1, Actions on structures – Part 4, Actions on silos and tanks, EN 1991-4, European Committee for Standardization, 2006.

CEN, Eurocode 3, Design of steel structures – Part 1-6, Strength and stability of shell structures, EN 1993-1-6, European Committee for Standardization, 2005.

PODTLAČNA KANALIZACIJSKA OMREŽJA V SLOVENIJI

VACUUM SEWERAGE SYSTEMS IN SLOVENIA

Franc Maleiner, univ. dipl. inž. kom.
Sojlerjeva 43, 1000 Ljubljana

Strokovni članek
UDK: 628.2(497.4)

Povzetek | Širom Slovenije se načrtujejo ter gradijo številna podtlačna komunalna kanalizacijska omrežja. Dober gospodar pri tem ne izbere le najcenejše investicijske ponudbe, temveč strokovno preveri in se odloči za ekonomsko, tehnološko ter ekološko najugodnejšo celotno rešitev. Sledeča primerjava prednosti ter pomanjkljivosti doslej pri nas uporabljenih tehnologij naj bo v pomoč investitorjem, predvsem pa kasnejšim uporabnikom pri iskanju optimalnih rešitev na tem področju.

Summary | A large number of municipal vacuum sewerage systems are being planned or built throughout Slovenia. A good manager will not just pick the cheapest offer, but he will also scrutinize the offer with regards to technical, ecological, and economical aspects and will go for the best overall solution. The following comparison of benefits and disadvantages of the technologies currently in use in Slovenia, should help investors and future users in finding the optimal solution in this area.

1 • UVOD

Širom Slovenije se pospešeno načrtuje in odloča o gradnji številnih podtlačnih (nekateri jih imenujejo tudi vakuumskih) komunalnih kanalizacijskih omrežij. Izvedba kanalizacijskih omrežij se pri nas običajno poverja na podlagi strokovno pomanjkljivih razpisov del, ki upoštevajo izključno le investicijske stroške (ki se deloma krijejo iz evropskih ter državnih sredstev), pri čemer se (večinoma iz neznanja) spregledajo za uporabnike bistveno važnejši ekonomski ter ekološki aspekti, ki (na primer premalo ali celo neupoštevani obratovalni stroški) namreč še desetletja po izgradnji teh naprav, direktno ter v celoti (deloma celo nepotrebno) finančno (pre)obremenjujejo uporabnike. V tem strokovnem članku želim, kot pripomoček za iskanje optimalnih ekonomskih ter ekoloških rešitev, prikazati in medsebojno primerjati v Sloveniji na področju podtlačne kanalizacije že uporabljene tehnologije. Od pričetka obratovanja prvega podtlačnega kanalizacijskega omrežja v Sloveniji (Maleiner,

2005) v Logatcu (v začetku leta 2004) so se v Turnišču, Dornavi ter na Ravnah zgradila in že obratujejo še tri nadaljnja podtlačna kanalizacijska omrežja. V Logatcu ter na Ravnah se podtlačni omrežji nahajata v industrijsko-obrtnima conama, dočim omrežji v Turnišču ter v Dornavi zbirata ter odvajata odpadne vode iz pretežno stanovanjskih površin. V Turnišču se je še uporabila klasična tehnologija 2" membranskih ventilov ROEVAC (slika 1) brez daljinskega nadzora delovanja ventilov (monitoringa), v ostalih treh omrežjih pa so se vgradili moderni 3" batni ventili AIRVAC oziroma FLOVAC DN 80 (sliki 2 in 3), opremljeni z daljinskim računalniškim nadzorom posameznih ventilov (monitoringom). Strokovna spoznanja ter praktične izkušnje so v preteklih dveh desetletjih diktirale izredno hiter tehnološki razvoj podtlačne kanalizacije na komunalnem področju (Maleiner, 2006), čemur nekateri ponudniki sledijo le deloma. Nekaj primerov:

- zvečanje pretočnih premerov ventilov iz 2" na 3" oziroma na DN 80 (ki ga na primer membranski ventili iz konstrukcijskih razlogov ne zmorejo),
- standardno pnevmatsko krmiljenje ventilov,
- predvsem v Evropi že standardno opremljanje kanalizacijskih omrežij z daljinskim računalniškim nadzorom delovanja posameznih ventilov (zaradi njihove konstrukcijske izvedbe membranski ventili tega ne zmorejo) itd.

Vedno hitrejšo upadanje števila (pretežno le v Evropi) vgrajenih membranskih ventilov (na račun izrazitih tehnoloških prednosti batnih ventilov, predvsem pa zaradi manjkajočega monitoringa) je po letu 2007 skušal (zaman) preprečiti nemški lastnik (edinega proizvajalca membranskih ventilov na komunalnem področju) s sledečimi ukrepi:

- * z nakupom lastništva do tedaj svetovno največjega ameriškega proizvajalca batnih ventilov AIRVAC Inc.,
- * z odpovedjo ali odkupom AIRVAC-ovih evropskih licenčnih pogodb (za vgradnjo ventilov AIRVAC) in

* s strogo blokado evropskega tržišča za dobave ameriških batnih ventilov AIRVAC.

Skupna reakcija evropskih podjetij za gradnjo podtlračnih omrežij se je nemudoma izrazila v samostojnem razvoju, evropski produkciji ter ponudbi novega batnega ventila FLOVAC DN 80, ki je tako v Evropi takoj zamenjal oziroma na-

domestil ameriške batne ventile. Tehnično osebje teh do tedaj licenčnih ponudnikov podtlračne opreme AIRVAC namreč ni hotelo vgrajevati (v nadomestilo ponujene ter po njihovem mnenju že zastarele) tehnično manj zmogljive, precej dražje ter pomanjkljive membranske tehnologije (brez možnosti daljinskega nadzora – monitoringa).

Medtem ko se izpopolnjeni in na evropski metriki sistem mer prirejeni batni ventili FLOVAC DN 80 izdelujejo na Nizozemskem, so se v Sloveniji razvili in se izdelujejo jaški FLOVAC za celotno Evropo. Vzorčni primeri teh jaškov pa so se medtem dobavili tudi že v Azijo ter Avstralijo.

2 • VENTILI

Vsi v Sloveniji doslej vgrajeni podtlračni ventili se krmilijo pnevmatično na podlagi difference pritiskov. Glede na osnovno zahtevo smernic DIN EN 1091 (točka 5.2.7) sme krmilnik odpirati podtlračni ventil šele pri omrežnem podtlaku, ki znaša vsaj 15 kPa (0,15 bara).

Kosovne sestavine komunalnih odpadnih voda se lahko vnašajo v kanalizacijsko omrežje skozi straniščne školjke. Premer odtočne odprtine standardne straniščne školjke znaša okoli 3 cole ($\approx$ DN 80 mm). Naknadna zožitev pretočnega premera v standardnem 2-colskem podtlračnem ventilu, nameščenem v hišnem priključnem jašku, je bila svoj čas vzrok pogostih mašitev ventilov. Preprečitev mašitev ventilov je zatoj narekovala zvečanje prostih pretočnih premerov ventilov na 3" oziroma DN 80 mm, da se kosovne snovi, ki jih lahko »požre« straniščna školjka, ne morejo »zatakniti« pred ali v ventilu. Pri različnih batnih ventilih to standardno zvečanje pretočnega premera na 3" oziroma DN 80 mm ni povzročalo težav, zato pa se je nasprotno (nadstandardni) membranski ventil iz konstrukcijskih razlogov lahko zvečal le na največ 2,5".

Dočim evropske smernice DIN EN 1091 (točka 5.2.5) še dopuščajo uporabo membranskih in batnih ventilov s prostim prehodom krogle premera najmanj 40 mm, pa ameriški EPA/625/1-91/024 (točka 3.3.1) (EPA, 1991) ter avstralski standardi AS 4310-2004 (AS, 2004) predpisujejo uporabo 3-colskih oziroma batnih ventilov s pnevmatskim krmiljenjem DN 80.

Pozitivna posledica zahtevanega zvečanja premera ventilov iz 2" ($D = 50,8$ mm) na 3" ($D = 76,2$ mm) ali celo DN 80 ($D = 80,00$ mm) je kvadratno zvečanje prostega pretočnega preseka s $F_{2"} = 2,026 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2$ na $F_{3"} = 4,56 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2$ ali celo na $F_{DN80} = 5,024 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2$ ter s tem tudi zvečanje odgovarjajoče hidravlične zmogljivosti ventilov ($Q = F \cdot v$).

Zvečanje prostih pretočnih presekov pa nasprotno pomeni tudi odgovarjajoče zmanjšanje hidravličnih izgub in s tem znatno zvečanje premera vplivnega področja vakumske postaje. Zvečanje vplivnih področij pa lahko pri večjih omrežjih (na primer območja Rakove Jelše in Ižanske ceste v Ljubljani) zmanjša število vakuumskih postaj (in s tem skupnih stroškov).

Zaporni element pri batnih ventilih je na poškodbe ter obrabo izredno neobčutljiv bat, ki s pomočjo mehanske vzmeti ter podtlaka odpira in zapira pretok. Glavo ventila (skupno z vodom ter batom) se lahko (med neprekinjenim obratovanjem omrežja) enostavno odviji iz navojnega ležišča ventila in se jo po potrebi hitro zamenja, vendar praksa kaže, da so take zamenjave batov zanemarljivo redke.

Če je treba, se sestavni deli batnega ventila AIRVAC lahko poljubno nadomestijo z deli batnih ventilov FLOVAC.

»Prehodno« zmogljivost batnih ventilov glede kosovnih sestavin pretokov je demonstrirala »pregnetena«, skoraj polna plastična steklenica kokakole, ki so jo pred kratkim odstranili izpred tlačne črpalke na podtlračni postaji v Logatcu (slika 4).

Pri membranskih ventilih funkcijo odpiranja in zapiranja pretoka opravlja zelo občutljiva neoprenska zaporna membrana, ki se jo mora zaradi mehanske obrabe in poškodb (zareznine ostrorobih kosovnih sestavin odtokov, kot na primer britvic, stekla, koščic, pešk, kronskih zamaškov steklenic, tub itd.), kemičnih vplivov (čistila, razkužila, temperatura itd.) ter starostne poroznosti menjavati praviloma vsaki dve leti. Glede na zahtevo smernic DIN EN 1091 (točka 5.2.9) (DIN, 2005) mora dobavitelj ventilov obvezno podati življenjsko dobo teh membran.



Slika 1 • Standardni 2" membranski ventil ROEVAC



Slika 2 • Standardni batni ventil FLOVAC DN 80



Slika 3 • Prerez skozi standardni 3'' batni ventil AIRVAC



Slika 4 • Steklenica kokakole po prehodu skozi standardni batni ventil

Nasproti batnim ventilom so membrane (zaradi skoraj štirikrat manjših saržnih prostornin hišnih jaškov) podvržene tudi večjim mehanskim obremenitvam raztezanja, upogibanja ter krčenja med (okoli štirikrat) pogostejšim odpiranjem ter zapiranjem membranskih ventilov.

Medtem ko monitoring FLOVAC šteje in beleži število vklopov ter izklopov posameznih batnih ventilov, pa nasprotno število vklopov ter izklopov membranskega ventila ni znano, zato se morajo membrane menjavati v določenih časovnih obdobjih ne glede na pogostost delovanja ventilov.

Potrebna redna menjava teh membran (slika 5) je (predvsem iz razlogov konstrukcije ventila) zelo draga, izredno zahtevna in zamudna.



Slika 5 • Zaporna membrana



3 • HIŠNI PRIKLJUČNI JAŠKI

za razliko od standardnega vakuumskega membranskega ventila, kjer se na hišni priključni jašek lahko priključi največ dve parceli, se na 3'' in standardna vakuumska batna ventila DN 80 (zaradi bistveno večje hidravlične pretočne zmožnosti) praviloma

lahko priključuje celo dvojna odtočna količina (4 parcele).

Na podlagi tega potrebuje standardna batna tehnologija znatno manjše skupno število hišnih priključnih jaškov, kar lahko pomeni izredno pocenitev za gradnjo

omrežij. Vendar pa se v razpisih običajno razpisuje in se zato primerjajo ponudbene cene samo na podlagi konstantnega (vnaprej določenega) števila jaškov. Zatorej v razpisih take možnosti velike pocenitve (pri uporabi batne tehnologije) praviloma niso upoštevane. Redka topogledna izjema je bil zelo strokoven pristop vodstva občinske uprave Dornava, ki je omogočilo, da se je:

- izdelala predhodna variantna rešitev podtlačnega omrežja ter optimiralo (znatno zmanjšalo) predvideno skupno število jaškov,
- v razpisu dopustila možnost objektivne primerjave in izbora tehnološko ter ekonomsko optimalne tehnologije (med gravitacijskim in podtlačnim načinom).

V danih okoliščinah se je v Dornavi tako izkazalo, da je bila ponujena in zato izbrana podtlačna (batna) tehnologija z monitoringom za več kakor petino ponudbene cene cenejša od klasične izvedbe omrežja.

Za izvedbo potrebnega večjega števila hišnih priključkov (DN 150) se lahko na terenu (iz različnih dejanskih dotočnih smeri) v območju spodnjega dela jaška FLOVAC (slika 7) izvrtajo in z ustreznimi tesnili opremijo potrebne obodne odprtine.

V DIN EN 1091 se zahteva minimalna saržna prostornina jaškov, ki naj znaša vsaj 25 % srednjega dnevnega dotoka. Saržna prostornina je prostornina zbiralnega prostora odpadnih voda do vklopne višine ventila. Iz slike 6 je razvidno, da jaški ROEVAC teh zahtev ne izpolnjujejo brez dodatne zaježitve hišnih priključkov.

Skozi odprti ventil potisne okoljski atmosferski tlak v podtlačno omrežje saržno količino odpadnih voda z določeno naknadno količino zraka. Po vsakokratnem popolnem izpraznjenju poglobitve jaška se ventil avtomatično zapre. Torej je število vklopov ter izklopov ventilov funkcija saržne prostornine. Večja je ta saržna prostornina, manjša je pogostost vklopa in izklopa ventila.

Saržna količina jaškov ROEVAC z membranskim ventilom znaša okoli 12–15 litrov, medtem ko se pri jaških FLOVAC odvede skoraj štirikratna količina (40–50 litrov) odpadnih



Slika 6 • Standardni jašek ROEVAC

voda. Torej potrebujejo krmilniki ter membranski ventili ROEVAC za transport enake količine odpadnih voda skoraj štirikrat večje število vklopov in izklopov!

Standardni vakuumski hišni priključni jašek sistema ROEVAC se mora sestaviti, prirediti ter vgraditi na gradbišču iz številnih posameznih delov. Pravilna medsebojna višinska namestitev in vgradnja (štirih vertikalnih, treh horizontalnih cevi, kolenskih kosov, zbirne posode ter ventilske posode jaška) na dejanske terenske in priključne višine ni samo zahtevna, temveč tudi zelo zamudna naloga. Temu sledi še obsežno ročno podsipavanje, obsipavanje in zasipavanje sedmih cevi izpod ventilske posode jaška kakor tudi obsežno ter nerodno slojno komprimiranje zasipnega materiala. Naknadni (neželeni) delni posedki teh cevi ter ostalih delov jaška so tako praktično predprogramirani.



Slika 7 • Standardni jašek FLOVAC

Majhna globina plitvo ležečih ventilskih posod jaškov ROEVAC povzroča (navkljub pod pokrovom ležeče izolacijske plošče iz stiropora) občasne zamrznitve priključnih cevi in krmilnikov ventilov, saj so ti deli prostorsko ločeni od toplote dotoka in jih zato odpadne vode ne morejo zadostno ogrevati. Zaradi horizontalne povezave ventilske posode ROEVAC z vertikalnim krakom dovodne cevi lahko ob zaježitvah dotoka to posodo preplavijo odpadne vode, ki po preplavitvi ne morejo samodejno odtekat (slika 6).



Slika 8 • Pogled na pokrov standardnega jaška ROEVAC

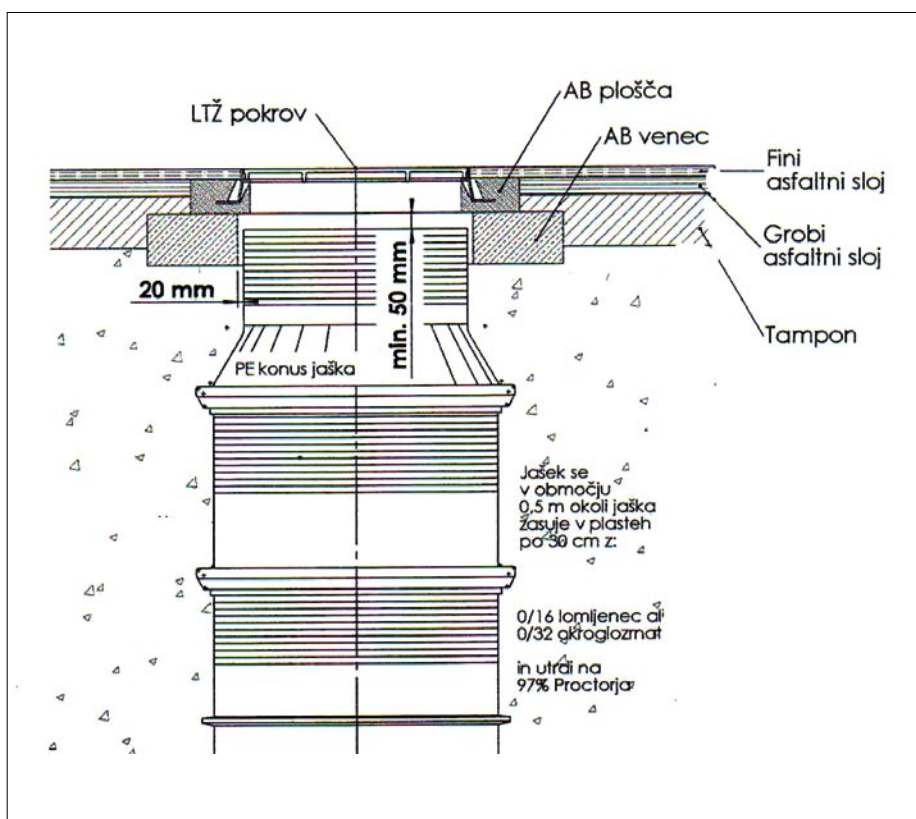


Pokrovi jaškov ROEVAC so nepovozni, zato se morajo jaški ROEVAC nameščati izven prometnih površin (slika 8).

Vakuumski hišni priključni jaški FLOVAC PE (slika 7), tovarniško izdelani in opremljeni v Sloveniji, so izdelani v smislu vseh zahtev evropskih ter svetovnih standardov. Vgradnja takšnega jaška v gradbeno jamo je enostavna in hitra. Jaški so absolutno vodotesni, poleg tega pa se vsa notranja oprema praviloma že pri proizvajalcu dokončno in pravilno montira v jaške ter je tako zaščitena pred napačno vgradnjo in pred mehanskimi poškodbami (med prevozom ter vgradnjo).

Jaški FLOVAC so praviloma prekriti s pohodnimi pokrovi. V prometnih površinah pa se nadomeščajo z litoželeznimi pokrovi (brez odzračevalnih odprtin), ki odvajajo prometne obtežbe preko ustrezno dimenzioniranega venca AB na okoliško zemljino. Stene jaška ostanejo tako neobremenjene (slika 9).

Vsi pokrovi jaškov se morajo višinsko nameščati tako, da ni možen vtok tujih (padavinskih) voda. Kjer hišni priključki niso zadostno odzračeni preko streh zgradb, se morajo predvideti dodatni oddušniki, ki med odprtjem ventila onemogočajo nastanek podtlaka v hišnem priključnem jašku.



Slika 9 • Vgradnja povoznega pokrova v prometnih površinah

4 • KONTROLNI JAŠKI

Pri podtlaknih omrežjih brez monitoringa se morajo v smislu DIN EN 1091 v višjih točkah (v žagastem profilu položenih) zbiralnikov namestiti inšpekcijski oziroma kontrolni jaški za iskanje obratovalnih motenj ali napak (slika 10). Kontrolni jaški (na razdaljah do 80 m) so nepredušno zaprti z gumijastimi čepi, ki se pri normalnemu podtlaku v omrežju le težko odpirajo. Ti čepi so dodatno zaščiteni s cestnimi kapami.

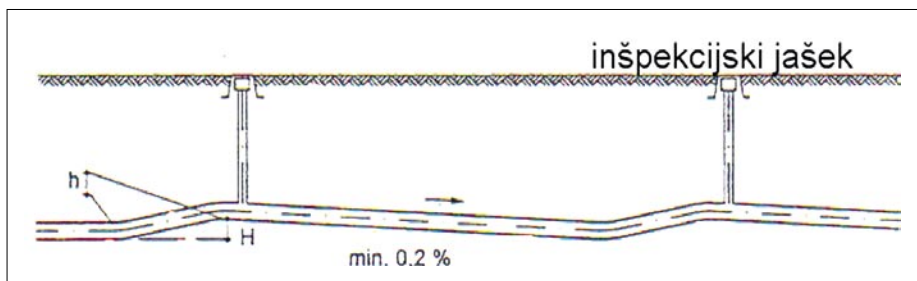
Podtlaka kanalizacijska omrežja z monitoringom teh (številnih in dragih) dodatnih kontrolnih jaškov sploh ne potrebujejo. Investicijski stroški inšpekcijskih jaškov pogosto odgovarjajo velikostnemu redu investicije za monitoring.

Z odpiranjem pokrovov ter merjenjem podtlaka v inšpekcijskih jaških se lahko grobo določi območje oziroma poišče vzrok izpada delovanja omrežja ali večjih obratovalnih motenj. Iskanje in merjenje podtlaka se začne pri podtlakni postaji najbližjemu kontrolnemu jašku, nato pa se nadaljuje zaporedno v jaških v vzvodni smeri omrežja. Previsoka razlika podtlakov med dvema sosednjima kontrolnima jaškoma je znak, da se morajo na tem odseku odpreti in pregledati še vsi hišni jaški ter tako ugotoviti in odstraniti vzroki izpada delovanja omrežja.

Zaradi nenatančnosti meritev podtlaka se s tem načinom iskanja lahko locirajo le večje obratovalne motnje, medtem ko se mesta manjših motenj (na primer poroznosti ali manjše poškodbe membr) s tem načinom ne da odkriti. Številne manjše motnje se



Slika 10 • Pokrov inšpekcijskih jaškov



Slika 11 • Namestitve inšpekcijskih jaškov

izražajo le kot naraščajoča skupna poraba električne energije.

Zlasti v zimskem času, ko so ti številni jaški prekriti s snegom in ledom, je tako obsežno

terensko iskanje pokrovov težko in zamudno. Potrebno je tudi znatno večje število osebja. Akcija iskanja mora biti namreč zelo hitra in kratka, saj se alarm za iskanje napake sproži šele na podlagi popolnega izpada podtlačnega omrežja, in sicer pri skoraj štirikrat manjših saržnih prostorninah jaškov ROEVAC.

Nevarnost preplavitve kletnih prostorov z odpadnimi vodami je zato neprimerno večja kakor pri monitoringu, kjer natančno določeni ventil sproži na monitorju daljinsko opozorilo ali alarm že med njegovim slabšim delovanjem in je tako hitro, obsežno in drago terensko iskanje vzroka izpada ali večjih motenj obratovanja popolnoma nepotrebno.

5 • OMREŽJE

Za pravilno delovanje podtlačnega omrežja je izredno važna količina zraka, ki jo atmosferski tlak »porine« v omrežje pred posamičnim zaprtjem posameznih ventilov. Ta (potrebna) posamezna količina zraka je lahko različno velika glede na lokacijo ventilov. Sarže odpadnih voda iz bolj oddaljenih jaškov potrebujejo namreč večjo transportno energijo kakor sarže iz neposredne bližine podtlačne postaje.

»Eksplozija« zraka v podtlačnem omrežju (po zaprtju ventila) pomeni namreč potrebno energijo »potiskanja« odpadnih voda vzdolž omrežja. Na krmilnikih batnih ventilov AIR-VAC in FLOVAC se lahko ta potrebna količina zraka zelo enostavno (individualno za vsak posamezni ventil) nastavi ali po potrebi naknadno regulira.

V izjemnih primerih se morajo na daljših zbiralnikih brez hišnih priključkov dodatno (vmesno) namestiti še posebni ventili za občasno dodajanje količin zraka, potrebnih za transport.

Nasprotno pa pomeni prekomerna količina (transportnega sredstva) zraka znatno daljši obratovalni čas vakuumskih črpalk, ki zrak odstranjujejo iz sistema in s tem proizvedejo previsoke obratovalne stroške naprave.

Občasni pregled, čiščenje in izpiranje podtlačnih zbiralnikov je nepotrebno, saj visoke transportne hitrosti (tudi do 6 m/s) in turbulence (te zračne mešanice) preprečujejo odlaganje sestavin odpadnih voda v ceveh.

Žagasti profil polaganja cevi so med tem prevzeli že vsi ponudniki podtlačnih tehnologij. Ravno tako se je že uveljavila uporaba cevi PEHD, zvarjenih z električnimi spojkami.

V izkopni jarek podtlačne kanalizacije se lahko vzporedno polagajo tudi vodovodne napeljave, saj zaradi podtlaka ni nevarnosti vdora odpadnih voda v vodovodno omrežje. Iz istega razloga se dopušča prečkanje zaščitnih območij pitne vode s podtlačnimi zbiralniki brez dodatne cevne zaščite.

Za eventualno kasnejšo možnost uporabe monitoringa se priporoča že med gradnjo podtlačnega omrežja v izkopne jareke položiti tudi ustrezni zemeljski signalni (bus)kabel. V Županiji, kjer se dograjuje najstarejše hrvaško podtlačno omrežje v več gradbenih fazah, občinska uprava sedaj razmišlja o naknadni izvedbi monitoringa za že obstoječi območji. V prvi gradbeni fazi so se namreč tam vgradili 2" membranski ventili ter v drugi fazi batni ventili FLOVAC DN 80 brez monitoringa. V prihodnjih fazah pa se predvidevajo batni ventili FLOVAC DN 80 z monitoringom, saj je iskanje obratovalnih motenj pri tako velikem številu jaškov skrajno neracionalno.

6 • PODTLAČNA POSTAJA

V Turnišču je podtlačna posoda vgrajena »v mokri izvedbi« (slika 12) v zemljinu izven postaje, dočim so ostale tri podtlačne posode vgrajene »v suhi izvedbi« (slika 13) v kletne prostore zgradb podtlačnih postaj.

»Suha izvedba« ima namreč niz tehničnih in stroškovnih prednosti, saj so napeljave, cevi, ventili, merilni instrumenti, tlačne črpalke, čistilna odprtina, izpusť posode itd. dobro dostopno pritrtjeni na zunanji strani v zgradbi prostostoječe podtlačne posode. Vzdrževanje in nadzor vseh delov se lahko vršita nemoteno (od vremenskih pogojev) in enostavno ob istočasnem obratovanju celotne naprave.

Stroški nadzora ter vzdrževanja so torej pri »suhi izvedbi« znatno nižji.

Podtlačna posoda v »mokri izvedbi« je prostorninsko običajno precej večja (zaradi namestitve potopnih črpalk) in jo je treba ustrezno antikorozivno zaščititi.

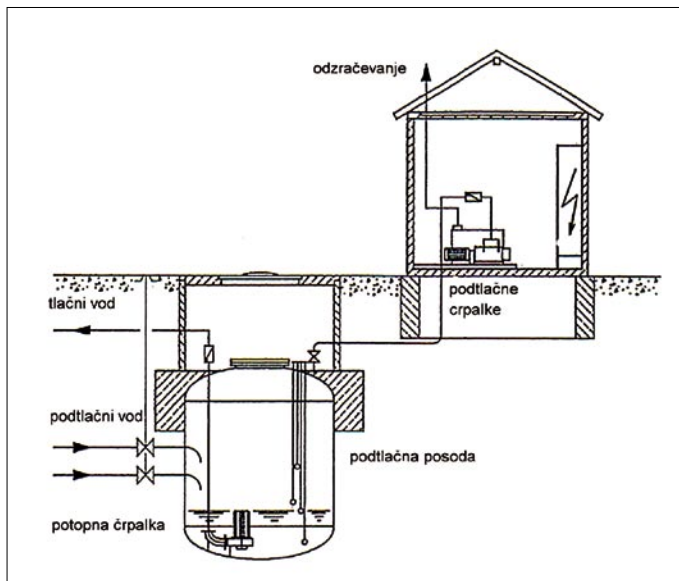
Posebno zahtevna je lahko tudi zaščita pred plazečimi tokovi (na primer v Logatcu, kjer poteka električna železnica Ljubljana–Postojna na oddaljenosti okoli 50 metrov).

Zaradi večjih izkopnih globin (vertikalna namestitve podtlačne posode) so lahko potrebni znatno višji gradbeni stroški za znižanje gladine podtalnice.

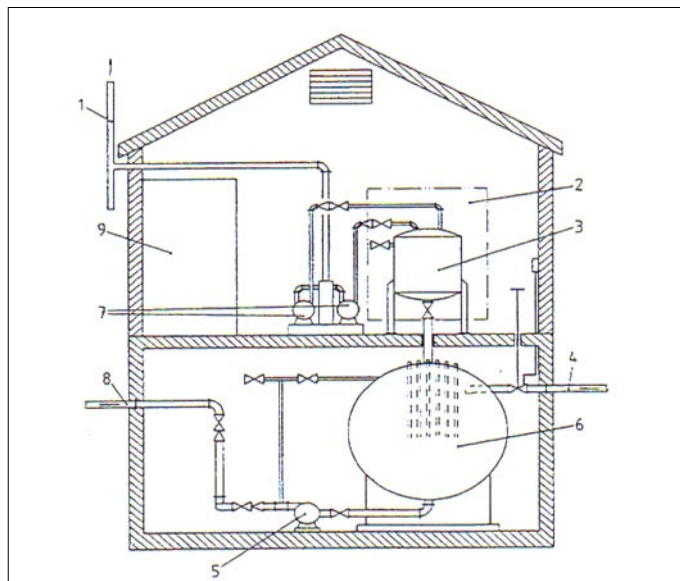
Pri servisiranju potopnih črpalk je treba poleg začasne prekinitve delovanja zakopane podtlačne posode črpalke izvleči in jih zamenjati, saj se morajo potopne črpalke (zaradi vodotesne izvedbe) običajno servisirati pri proizvajalcu. Poleg dodatnih stroškov prevoza so tudi stroški porabe električne energije pri nekoliko zmogljivejših potopnih črpalkah večji.

Tudi občasno čiščenje ter odstranitev usedlin iz podtlačne posode sta pri »mokri izvedbi« znatno zahtevnejša.

»Mokra izvedba« podtlačne postaje potrebuje znatno večjo florisno površino. Medtem ko običajno gradbeni stroški obeh izvedb medsebojno bistveno ne odstopajo, pa so obratovalni stroški »moke izvedbe« nekoliko višji.



Slika 12 • Prerez podtlračne postaje v »mokri izvedbi«



Slika 13 • Podtlračna postaja v »suhi izvedbi«

7 • VODENJE IN DALJINSKI RAČUNALNIŠKI NADZOR DELOVANJA

Pri izbiri pravilnega monitoringa se morajo neobhodno in natančno preveriti zmožnosti ponujenega monitoringa.

Dočim je beleženje podatkov ter računalniški nadzor delovanja vakuumske postaje danes že stanje tehnike (in zato praviloma sestavni del vakuumske opreme), pa le redki ponudniki lahko nudijo daljinski računalniški nadzor vsakega posameznega ventila. Ravno ta vsakodnevni nadzor pa je najvažnejši, saj poleg izrednega zmanjšanja obratovalnih stroškov omogoča v primeru obratovalnih motenj (na primer predolgo odprt ventil) hitro, pravočasno alarmiranje in direktni napotek na mesto motenj obratovanja brez obsežnega in dragega terenskega iskanja.

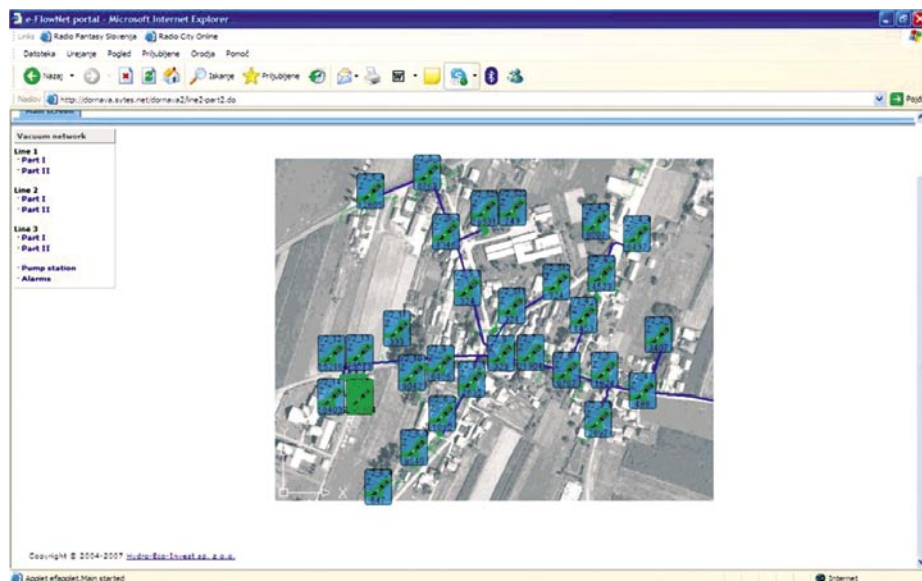
Monitoring omogoča zato drastično znižanje potrebnega števila zaposlenega osebja ter s tem obratovalnih stroškov. Torej se taka investicija zelo hitro povrne tudi na podlagi nizkih obratovalnih stroškov.

Vodenje in daljinski računalniški nadzor delovanja FLOVAC (monitoring) omogoča vodenje, evidentiranje, dokumentiranje ter analizo vseh postopkov tako na podtlračni postaji kakor tudi v celotnem omrežju. Preko medmrežne povezave se vsi podatki prenašajo, evidentirajo ter dokumentirajo v centralnem računalniku, ki je praviloma nameščen na centralni čistilni napravi oziroma na centralnem mestu upravljanja.

Monitoring FLOVAC ne omogoča le nadzora in dokumentacije pravilnega delovanja vsakega posameznega ventila in pravočasnega opazovanja ter odpravljanja motenj obratovanja že v fazi njihovega nastanka, temveč omogoča tudi natančno analizo njihovega delovanja kakor tudi delovanja celotne naprave. Na podlagi evidentiranega števila vklopov ter izklopov posameznih ventilov, dnevne časovne razporeditve in obdobja

delovanja ventilov itd. se lahko natančno določijo odvodne količine vsakega ventila, ugotovi dodatno odvajanje prevelikih količin tujih voda, premajhne ali prevelike količine vsrkanega zraka itn.

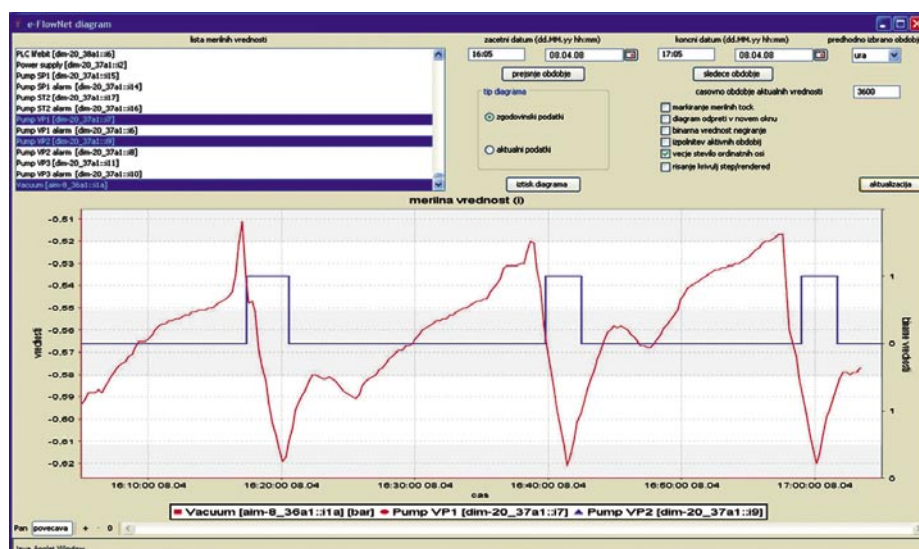
Ustrezno opremljeni računalnik omogoča avtomatično delovanje in nadzor celotne naprave brez stalnega osebnega nadzora. V primeru obratovalnih motenj ali okvar računalnik ne omogoči samo hitre določitve mesta motenj ali okvare, temveč sproži ustrezen alarm ter samodejno (na primer preko telefona ali s pomočjo sporočila SMS) »poišče« odgovorno osebo.



Slika 14 • Pogled na monitor (del omrežja v Dornavi)

Sedež nadzora je lahko neposredno na vakuumski postaji (v Logatcu in na Ravnah) ali na primer na čistilni napravi (v Dornavi) (slika 14). Računalnik omogoča tudi potrebne (tedenske, mesečne, letne) analize delovanja ter avtomatično shranjevanje ali odpošiljanje dokumentov, v določenih obdobjih pa avtomatično predlaga ali zahteva servisiranje.

V primeru izpada električne energije računalnik samodejno konča in zapre vse računalniške programe ter se nato izključi. Po ponovnem vklopu toka pa se zopet samodejno vključi in nadaljuje s svojim delovanjem.



Slika 15 • Prikaz delovanja vakuumske črpalke

8 • OBRATOVALNI STROŠKI

Glede na zahtevo smernic DIN EN 1091 (priloga 2, točka B.4) znaša pri zaključnem preverjanju tesnosti omrežja (s pomočjo dopustne izgube podtlaka) pri sistemu **s kontrolnimi jaški** dopustni padec 5 % merilnega tlaka ($70 \text{ kPa} \pm 5 \text{ kPa}$ na uro). V sistemu **brez kontrolnih jaškov** pa znaša ta dopustni padec samo 1 % merilnega tlaka. Torej se s

kontrolnimi jaški dopušča 5-krat večja izguba podtlaka! Iz tega sledi, da evropske smernice dopuščajo pri omrežjih s kontrolnimi jaški kar petkrat večjo porabo energije kot pri omrežjih brez kontrolnih jaškov! **Torej privarčuje monitoring (poleg nepotrebnih investicijskih stroškov za inšpekcijske jaške in stroškov obsežnega**

iskanja obratovalnih motenj) tudi temu odgovarjajoče energijske stroške.

Zaradi večje hidravlične zmogljivosti batnih ventilov je potrebno manjše število hišnih jaškov in s tem tudi manjše število občasnih pregledov hišnih jaškov.

Kakor že omenjeno so redne občasne drage menjave številnih membran pri batni tehnologiji nepotrebne.

Poleg tega omogoča ustrezni monitoring tudi zaposlitev le minimalnega števila osebja.

9 • NAČRTOVANJE PODTLAČNEGA OMREŽJA

Ker je načrtovanje podtlračnega omrežja na prvi pogled videti zelo enostavno, se ga pri nas lotevajo (ali o njem celo predavajo) na tem področju še neizkušeni strokovnjaki. Pogosto se namreč preveč in nekritično zanašajo na zagotovila dobaviteljev opreme.

Hidravlični izračun podtlračnega omrežja temelji izključno le na empiričnih spoznanjih ter izkušnjah, saj računsko hidravlike mešanice zraka ter vode v delno polnih ceveh in v različnih območjih podtlaka računsko nihče ne obvlada.

Omejeno majhno delovno območje podtlaka (od 0,15 do okoli 0,7 bara) oziroma omejena vsota celotnih hidravličnih izgub zahteva izredno varčno »trošenje« teh izgub. Prekomerna »poraba« hidravličnih izgub je neposredno povezana z zmanjšanjem vplivnega področja podtlračne postaje ter zato s precejšnjim zvečanjem skupnih (investicijskih in obratovalnih) stroškov.

Zrak je energija oziroma transportno sredstvo vodnih »zamaškov« v podtlračnem omrežju. Z dolžino poti narašča tudi količina porabljene

energije. Premajhna ali prevelika količina zraka pa po drugi strani lahko onemogoči pravilno delovanje omrežja ter prekomerno zviša stroške. Torej se mora zrak dodajati v okviru dejanskih potreb.

Teža vodnih »zamaškov« mora biti usklajena z dejanskim podtlakom. Zato se zbiralniki polagajo v tako imenovanem »žagastem« profilu. Višina in dolžina zob žage se morata ustrezno uskladiti.

Izkušnje kažejo, da podcenjevanje strokovne zahtevnosti načrtovanja in privarčevanje nekaj stotin ali tisočih evrov pri honorarju neizkušenih projektantov podtlračnega omrežja običajno povzročajo nepotrebno zvišanje skupnih stroškov naprav za nekaj desetstisoče ali celo stotisoče evrov.

10 • SKLEP

Ohranjanje našega okolja zahteva vse večja finančna vlaganja. Gospodarska kriza, v katero tonemo, bo odličen izgovor za hudo zmanjšanje teh sredstev.

Kakor ugotavljata evropska komisija in naše računsko sodišče, smo na lestvici ne-sposobnosti črpanja sredstev iz evropskega proračuna prehiteli vse ostale članice skupnosti. Iz kohezijskih in strukturnih skladov nam je namreč uspelo pridobiti zgolj slabo četrtno predvidenih sredstev! Vendar ponosno ignoriramo to izgubo na stotine milijonov evrov. Kriv je očitno Bruselj, saj njihove zahteve glede sprostitev teh sredstev hudo preobremenjujejo mentalne sposobnosti naših odgovornih.

Tako ali drugače pridobljena finančna sredstva pa se nato slepo, nestrokovno in razsipno vlagajo v predrage, nezadostno delujoče ali

celo nepotrebne naprave, ki se morajo nato na podlagi številnih aneksov dograjevati in sanirati (avtoceste, klinike, kanalizacije itd.). Odplačila posojil (na primer za predrage avtoceste) ter previsoki obratovalni stroški (na primer kot nepotrebne posledice potratne steklene arhitekture klinik) pa nas nezadržno vodijo v gospodarski bankrot. Globalna gospodarska kriza prihaja torej kakor naročena za prekritje strokovnega neznanja, korupcije ter ostalih dejanskih vzrokov.

Dober inženir se uči na napakah, bister inženir pa na napakah drugih. Pri nas te možnosti učenja ni več, saj je prenašanje strokovnega znanja in izkušenj že zdavnaj uspešno blokirano. Strokovno znanje ter izkušnje so namreč postale nadležne škodljive poklicne deformacije in »trdoglavim« kritičnim strokovnjakom celo ogrožajo nadaljnjo zaposlitev.

Zatorej osnovna naloga strokovnega šolstva že dolgo ni več posredovanje strokovnega znanja ter izkušenj, temveč zgolj usposabljanje absolventov za pridobitev formalnih nazivov in titul. Za zasedbo strokovnih mest niso več potrebni najizkušenejši strokovnjaki z največjim znanjem in izkušnjami, marveč se taka mesta poverjajo izključno le tistim, ki izpolnjujejo (po potrebi napihnjene ali za »naše« prirejene) formalne zahteve! Rezultat je huda strokovna letargija in naraščajoča huda nalezljiva alergija na vsako vrsto kritike.

Dandanes se na strokovnih položajih torej ne sprašuje več po (hudo motečem) strokovnem znanju in izkušnjah, temveč po tituli, velikosti računalnika ter programski opremljenosti!

Na žalost ni upanja, da bi se iz preteklih napak kar koli naučili, saj jih zavestno ne vidimo, kaj šele priznamo.

Alfred Einstein je svojčas izjavil: **»Vesolje in človeška neumnost sta neskončna, vendar glede vesolja še nisem popolnoma prepričan.«**

11 • LITERATURA

AS, Australian Standard™, DN 80 piston type vacuum interface valves for municipal sewer systems, 1. november 2004.

DIN EN 1091, Unterdruckentwässerungssysteme außerhalb von Gebäuden, april 2005.

EPA, U.S. Environmental Protection Agency, Manual – Alternative Wastewater Collection Systems, oktober 1991.

Maleiner, F., Projektiranje in obratovanje vakuumskih kanalizacij, 15. str., seminar, 15. 3. 2006.

Maleiner, F., Prvo vakuumsko kanalizacijsko omrežje v Sloveniji, Gradbeni vestnik, februar 2005.

POENOSTAVLJENE METODE PROJEKTIRANJA POŽARNOVARNIH NOSILCEV

SIMPLIFIED CALCULATION METHODS FOR FIRE RESISTANCE DESIGN OF BEAMS

doc. dr. Sebastjan Bratina, univ. dipl. inž. grad.

sbratina@fgg.uni-lj.si

izr. prof. dr. Igor Planinc, univ. dipl. inž. grad.

iplaninc@fgg.uni-lj.si

Univerza v Ljubljani, FGG, Jamova 2, Ljubljana

Znanstveni članek

UDK 614.841:624.072

Povzetek | V članku so predstavljene poenostavljene računske metode za oceno požarne odpornosti armiranobetonskih nosilcev, nosilcev iz homogenega in lepljenega lesa ter nezaščitenih in zaščitenih jeklenih nosilcev, kot jih za projektiranje požarnovarnih gradbenih konstrukcij predpisujejo evrokodi. Vse prikazane projektantske metode oziroma požarne analize so razdeljene v dva matematično nepovezana dela. V prvem delu požarne analize je treba določiti časovno razporeditev temperatur nosilcev med požarom, v drugem delu pa preveriti varnost nosilcev v požarnem projektnem stanju. Uporabnost prikazanih poenostavljenih metod projektiranja požarnovarnih nosilcev je prikazana z značilnimi računskimi primeri.

Summary | The paper presents simplified calculation methods to determine the design resistance of reinforced concrete beams, solid and glued laminated hardwood beams, unprotected steel beams, and of steel beams insulated by fire protection material for fire situations according to the Eurocodes. The presented calculation methods are divided into two mathematically separate steps. In the first step, the time dependent distribution of the temperature in the beam is evaluated, and in the second step, the relevant resistance of the beam in fire conditions shall be verified. The accuracy of the presented simplified methods is demonstrated by five simply supported beams.

1 • UVOD

Požarna varnost gradbenih konstrukcij predstavlja pomemben del njihove varnosti. Z naraščanjem temperatur v konstrukcijah med požarom se njihova nosilnost zmanjšuje, deformabilnost pa povečuje. Z ustreznim projektiranjem požarne odpornosti konstrukcij zagotavljamo ustrezno varnost le-teh med požarom. Požarno odpornost konstrukcij določimo oziroma ocenimo s preskusi ali s pomočjo

računskih metod. Eksperimentalno ocenjevanje požarne odpornosti gradbenih konstrukcij poteka v požarnih laboratorijih, izjemoma pa tudi na objektu. V teh primerih moramo iz eksperimentalnih rezultatov na relativno maloštevilnih vzorcih sklepati na požarno odpornost gradbenih konstrukcij v celoti, kar pa je dokaj nezanesljivo. Splošnejši način je ocena požarne odpornosti konstruk-

cij s pomočjo ustreznih matematičnih modelov oziroma računskih metod. Z razvojem računalnikov postajajo te metode (požarne analize) natančnejše in zanesljivejše, a hkrati tudi zahtevnejše. S požarnimi analizami običajnih gradbenih konstrukcij obravnavamo kemijske, vlažnostne, toplotne in mehanske procese v konstrukcijah med požarom najpogostejše ločeno, kar pomeni, da časovno razporeditev temperatur gradbenih konstrukcij med požarom določimo s temperaturno analizo, ki je le posredno odvisna od preostalih kemijskih in fizikalnih

procesov v konstrukciji med požarom. Taka stopenjska oziroma postopna požarna analiza je pri standardnih gradbenih materialih fizikalno upravičena, saj med požarom delo zunanjih sil prispeva bistveno manj k povečanju notranje energije konstrukcije kot dovedena toplota (Bažant, 1996). Kljub relativno veliki poenostavitvi pa so take požarne analize, ki jih evrokodi imenujejo napredne računske metode, še vedno matematično zelo zahtevne in jih pri projektiranju požarne odpornosti gradbenih konstrukcij uporabljamo le izjemoma. Pogosteje uporabljamo poenostavljene računske metode, ki pa so namenjene le približni oceni požarne

odpornosti enostavnih konstrukcijskih elementov, kot so to nosilci in stebri. Takšne metode zasledimo v strokovni literaturi in v številnih tehničnih predpisih, tudi v evrokodih. Vse te metode se razlikujejo predvsem v optimiziranju razmerja med natančnostjo metode in njihovo preprostostjo.

V tem članku podrobneje predstavimo poenostavljene računske metode za oceno požarne odpornosti enostavnih konstrukcijskih elementov, kot jih predpisujejo evrokodi. Detajlno prikazujemo metode za oceno požarne odpornosti armiranobetonskih, lesenih in jeklenih nosilcev. Analiza natančnosti teh metod glede upoštevanja značilnih fizikalnih in kemijskih

pojavov gradbenih konstrukcij med požarom, kot so eksplozivno luščenje betona, oglenenje lesa, viskozno lezenje jekla, ni predmet tega članka.

Članek ima poleg uvoda še štiri poglavja. V drugem poglavju predstavimo osnovno zahtevo požarnovarnega projektiranja gradbenih konstrukcij skladno z evrokodi. V naslednjem poglavju predstavimo poenostavljene računske metode za oceno požarne odpornosti armiranobetonskih, lesenih in jeklenih nosilcev. S primerjavo teh metod pri projektiranju značilnih prostoležečih nosilcev prikazujemo v četrtem poglavju njihovo uporabnost. Na koncu podajamo zaključke.

2 • POSTOPKI PROJEKTIRANJA POŽARNOVARNIH KONSTRUKCIJ

V skladu z evrokodi moramo pri projektiranju požarnovarnih gradbenih konstrukcij dokazati, da je med požarom zadoščeno za celotno konstrukcijo oziroma njene dele neenačbi:

$$E_{fi,d,t} \leq R_{fi,d,t} \quad (1)$$

kjer je $E_{fi,d,t}$ učinek zunanjih vplivov v požarnem projektnem stanju, ki ga določajo notranje sile in momenti, $R_{fi,d,t}$ pa je pripadajoča projektna požarna odpornost gradbene konstrukcije oziroma njenega dela.

Kombinirani učinek zunanjih vplivov v požarnem projektnem stanju $E_{fi,d,t}$ formalno zapišemo v skladu s standardom (SIST EN 1990: 2004) z enačbo:

$$\sum_j G_{k,j} + A_d + \psi_{1,1} \cdot Q_{k,1} + \sum_{i>1} \psi_{2,i} \cdot Q_{k,i} \quad (2)$$

kjer predstavljajo $G_{k,j}$ stalne vplive, A_d vpliv požara, $Q_{k,i}$ predstavlja prevladujoči spremenljivi vpliv in $Q_{k,i} (i > 1)$ predstavlja druge spremenljive vplive zunanjih obtežb. Vrednosti faktorjev ψ_1 in ψ_2 so za vplive v stavbah podani v standardu (SIST EN 1990: 2004) v obliki preglednice. Tako je za bivalne površine (kategorija uporabe A) in pisarne (kategorija B) faktor za pogosto vrednost spremenljivega vpliva zunanje obtežbe enak $\psi_1 = 0,5$, za navidezno stalno vrednost spremenljivega vpliva pa $\psi_2 = 0,3$. V požarnem projektnem stanju so delni varnostni faktorji za lastnosti materialov enaki 1,0.

Za izpolnitev neenačbe (1) sta v evrokodih dovoljeni dve skupini projektantskih metod. Prvo skupino sestavljajo poenostavljene računske metode. Te so namenjene približni oceni požarne odpornosti le določenim vrstam konstrukcijskih elementov, kot so to nosilci, stebri in podobno. Drugo skupino sestavljajo splošnejše metode, ki se v standardu imenujejo napredne računske metode. Te metode so zasnovane na fiziki kontinuuma in omogočajo boljše oceno požarne odpornosti gradbenih konstrukcij ter tudi boljše razumevanje obnašanja konstrukcij med požarom. Glede na osnovni namen prispevka v nadaljevanju podrobneje predstavimo le bistvene značilnosti poenostavljenih računskih metod.

3 • POENOSTAVLJENE RAČUNSKE METODE PROJEKTIRANJA

Kot smo že v uvodu omenili, so poenostavljene računske metode projektiranja, ki so namenjene le približni oceni požarne odpornosti enostavnih konstrukcijskih elementov gradbenih konstrukcij, razdeljene v dva matematično nepovezana dela, kjer v prvem delu požarne analize določimo časovno razporeditev temperatur obravnavanega konstrukcijskega elementa (v nadaljevanju nosilca), v drugem delu analize pa preverjamo požarno varnost nosilca skladno z zahtevo (1).

3.1. Časovno spreminjanje temperatur nosilcev med požarom

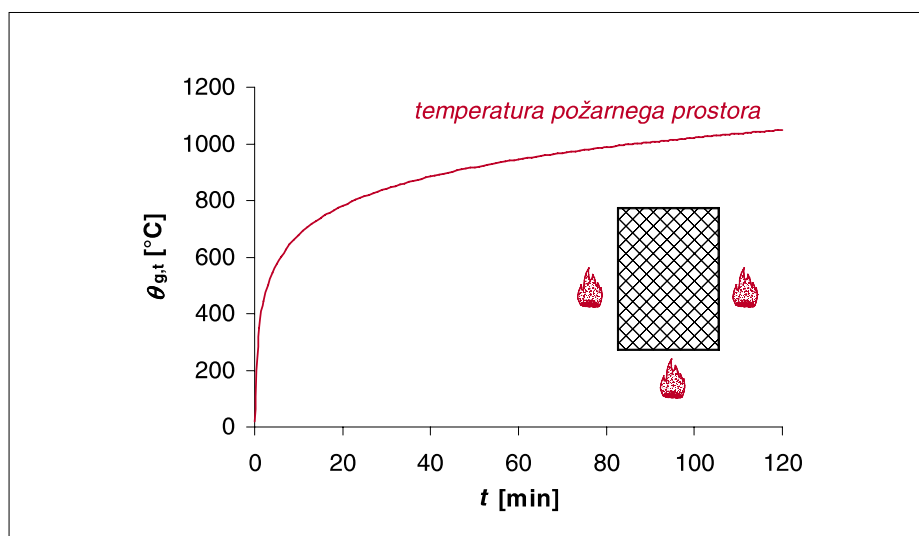
V splošnem moramo za določitev časovnega spreminjanja temperatur nosilcev med

požarom upoštevati vse tri načine prenosa toplote: kondukcijo, konvekcijo in radiacijo. Pri običajnih gradbenih konstrukcijah iz betona, jekla ali lesa se seveda med požarom največ toplote po konstrukciji prenaša s kondukcijo. To opišemo s parcialno diferencialno enačbo za prevajanje toplote, znane kot Fourierjeva parcialna diferencialna enačba za prenos toplote po trdni snovi, prehod toplote skozi zunanje površine nosilca zaradi konvekcije in radiacije v požarnem prostoru pa upoštevamo z ustreznimi robnimi pogoji. Enačbo zaradi zahtevnosti rešujemo numerično, in sicer z metodo končnih elementov, z diferenčno metodo ali pa z empiričnimi formulami, ki so na voljo v literaturi. Poleg prenosa toplote se v poroz-

nih materialih (na primer v betonu in lesu) med požarom po konstrukciji hkrati pretakajo tudi kapljevine in zmesi plinov, sočasno pa potekajo tudi številni kemijski procesi. Takšna povezana kemijsko-temperaturno-vlažnostna analiza, kot jo običajno imenujemo, je za vsakdanjo inženirsko prakso prezahtevna, zato le posredno upoštevamo vpliv transporta tekočin in kemičnih procesov na časovno razporeditev temperatur konstrukcij med požarom.

Pri oceni požarne odpornosti nosilca uporabljamo standardizirane načine segrevanja požarnega prostora, ki jih modeliramo s t. i. požarnimi krivuljami. Najosnovnejša je standardna požarna krivulja, ki predstavlja gorenje lesa (slika 1). Z njo predpostavimo, da temperature požarnega prostora med požarom ves čas naraščajo skladno z enačbo:

$$\theta_{g,t} = 20 + 345 \log(8t + 1), \quad (3)$$



Slika 1 • Standardna požarna krivulja skladno s (SIST EN 1991-1-2: 2005)

kjer je $\theta_{g,t}$ (°C) trenutna temperatura požarnega prostora, t (min) pa čas trajanja požara.

Pri določanju temperatur nosilca med požarom ne naredimo velike napake, če predpostavimo, da je temperatura celotnega požarnega prostora ali pa vsaj dela na območju vzdolž nosilca enakomerna, kar bistveno poenostavi temperaturno analizo. V tem primeru izračunamo časovno razporeditev temperatur med požarom le v prečnem prerezu nosilca, saj se temperatura vzdolž nosilca ne spreminja. V nadaljevanju podrobneje predstavimo posebnosti numeričnih metod za določitev temperatur armiranobetonskega, lesenega in jeklenega nosilca med požarom.

3.1.1 Armiranobetonski nosilec

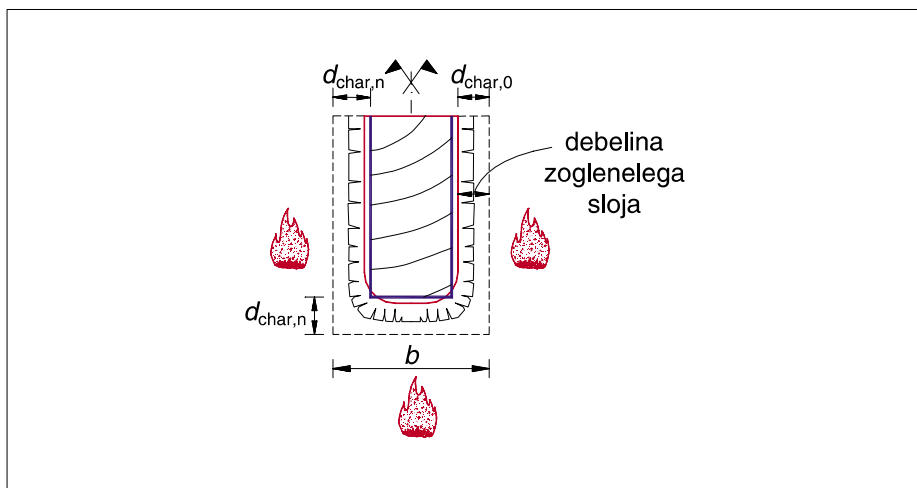
Časovno spreminjanje temperatur prečnega prereza armiranobetonskega nosilca najpogosteje izračunamo z metodo končnih elementov. Ker je vsebnost vlage v običajnih armiranobetonskih konstrukcijah relativno nizka (pod 3–4 % teže betona), lahko pri teh konstrukcijah vpliv vlage na časovno spreminjanje temperatur med požarom zanemarimo oziroma ga upoštevamo s povečanjem toplotne kapacitete betona v temperaturnem območju med 100 in 200 °C. Takšno poenostavljeno upoštevanje vpliva vlage v temperaturni analizi je upravičeno, saj je vpliv vlage na časovno spreminjanje temperatur armiranobetonskega nosilca ugoden, ker se del dovedene toplote porabi za izparevanje vode, kar upočasni segrevanje nosilca. Vendar pa visoka vsebnost vlage v betonu ni vedno ugodna. Med požarom lahko visoka vsebnost vlage pri slabo prepustnih in poroznih betonih (npr. betoni visokih trdnosti) povzroči

nastanek visokih pornih tlakov, ki lahko v kombinaciji z različnimi temperaturnimi deformacijami agregata in cementnega kamna povzročijo eksplozivno luščenje zunanjih plasti betonskega nosilca. Zaradi odpadlega betona in posledično izpostavljenosti armaturnih palic požaru se le-te hitro segrejejo in zaradi viskoznega lezenja jekla povzročijo porušitev armiranobetonskega nosilca. Eksplozivnemu luščenju betona so izpostavljene tudi konstrukcije oziroma deli konstrukcij, ki so zgrajeni iz betonov s kremenčevim agregatom, ter betonske konstrukcije, ki so izpostavljene zelo hitremu segrevanju, so pretežno tlačno obremenjene in so ostrih in tankih geometrijskih oblik. Na časovno spreminjanje temperatur armiranobetonskega nosilca med požarom vpliva tudi lega in količina armature. Pri običajni stopnji armiranja (do 4 % ploščine prečnega prereza) lahko vpliv armature na časovno spreminjanje temperatur prečnega prereza zanemarimo. Pri analizi rezultatov privzamemo, da so temperature v posamezni armaturni palici kar enake temperaturam betona na mestu armaturne palice.

V temperaturni analizi izberemo za toplotne lastnosti betona (toplotna prevodnost, specifična toplota in gostota betona) vrednosti iz standarda (SIST EN 1992-1-2: 2005), za parametre vpliva konvekcije in radiacije na obodu armiranobetonskega nosilca pa vrednosti iz standarda (SIST EN 1991-1-2: 2005) (prestopni koeficient za površine, ki so neposredno izpostavljene standardnemu požaru, je $\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$, emisivnost betonske površine je $\epsilon_m = 0,7$, emisivnost požarnega prostora pa $\epsilon_i = 1,0$). Toplotne lastnosti betona so odvisne od temperature betona.

3.1.2. Leseni nosilec

Podobno kot za določanje temperatur armiranobetonskega nosilca moramo tudi za določanje temperatur lesenega nosilca med požarom v splošnem upoštevati vse tri načine prenosa toplote: kondukcijo, konvekcijo in radiacijo. Dodatno pa moramo pri lesenem nosilcu upoštevati vpliv spremenjenih toplotnih lastnosti zoglenega lesa, njegovo razpokanost, vpliv vlage na razporeditev temperatur ter prisotnost lepila na stikih lamel pri lameliranih lepljenih lesenih nosilcih. Za približno oceno časovnega spreminjanja temperatur lesenega nosilca med požarom lahko skladno s (SIST EN 1995-1-2: 2004) upoštevamo, da so temperature nosilca v splošnem odvisne samo od stopnje zoglenosti lesa, toplotne prevodnosti lesa in od temperatur na stiku med zoglenim in nezoglenim lesom (ca. 300 °C). Tako v strokovni literaturi (Purkiss, 1996) najdemo enostavne empirične izraze za določitev temperatur v osrednjem, nezoglenem delu nosilca med požarom. Zogleni deli lesenega nosilca imajo dobre izolativne lastnosti, kar preprečuje intenzivno segrevanje osrednjega dela nosilca. Če intenziteta in trajanje požara nista predolga oziroma če masivnost nosilca ni premajhna, lahko zaradi sorazmerno počasnega naraščanja temperatur v osrednjem, nezoglenem delu nosilca predpostavimo, da dosežene temperature v tem delu nosilca bistveno ne spremenijo mehanskih lastnosti lesa pri sobni temperaturi. To zelo poenostavi oceno požarne odpornosti lesenega nosilca, saj določanje temperatur lesenega nosilca med požarom prevedemo na oceno debeline zoglenelega sloja. To poenostavljeno temperaturno analizo lesenega nosilca med požarom predstavimo v nadaljevanju. Eksperimenti kažejo, da je na začetku požara hitrost oglenenja odvisna od vlažnosti lesa, ki upočasni oglenenje lesa. Pri standardni požarni obremenitvi lesenega nosilca je hitrost oglenenja lesa na časovnem intervalu med 30. in 90. minuto približno konstantna in je odvisna od vrste lesa in njegove vlažnosti (Purkiss, 1996). Po 90 minutah pa se hitrost oglenenja zelo poveča. Debelino zoglenelega sloja lesa skladno s standardom (SIST EN 1995-1-2: 2004) označimo z $d_{char,0}$ (slika 2). V vogalih prečnega prereza je zaradi izpostavljenosti nosilca visokim temperaturam z dveh strani debelina zoglenelega sloja večja. Če vogalnih zaokrožitev v požarni analizi ne upoštevamo, moramo debelino zoglenele plasti nekoliko povečati. Novo debelino označimo z $d_{char,n}$. V obeh primerih izračunamo debelino zoglenele plasti lesa med požarom z enačbo:



Slika 2 • Debelina zogljenega sloja prečnega prereza lesenega nosilca med požarom

$$d_{char,0(n)} = \beta_{0(n)} \cdot t, \quad (4)$$

kjer je $\beta_{0(n)}$ (mm/min) hitrost oglenenja lesa z oziroma brez upoštevanja vogalnih zaokrožitev, t (min) pa je pretečeni čas. Za homogen les (iglavci) je hitrost oglenenja – skladno s (SIST EN 1995-1-2: 2004) – $\beta_{0(n)} = 0,65$ (0,8) mm/min, za lepljen les pa $\beta_{0(n)} = 0,65$ (0,7) mm/min. Če pri računu požarne odpornosti nezoglenelega dela prečnega prereza predpostavimo, da le-ta zaradi dobre izolativnosti zogljenega lesa ohrani začetne materialne lastnosti lesa (materialne lastnosti pri sobni temperaturi z upoštevanjem 20 % fraktila), moramo debelino zogljenega sloja dodatno povečati za 7 mm:

$$d_{ef} = d_{char,0(n)} + k_0 \cdot 7 \text{ mm}. \quad (5)$$

S parametrom k_0 v enačbi (5) upoštevamo manjšo hitrost oglenenja lesa zaradi vlage v prvih 20 minutah požara.

3.1.3. Jekleni nosilec

Temperatura jeklenega nosilca med požarom določimo popolnoma enako kot pri armiranobetonskem in lesenem nosilcu, vendar lahko Fourierjevo diferencialno enačbo prevajanja toplote za jeklene nosilce s tankostenskiimi prečnimi prerezi, kjer je zaradi velike toplotne prevodnosti jekla temperatura po celotnem prečnem prerezu nosilca praktično enaka, bistveno poenostavimo. Tako lahko pri reševanju Fourierjeve diferencialne enačbe namesto relativno zahtevne metode končnih elementov uporabimo kar rekurzivne formule, ki so na voljo v standardu (SIST EN 1993-1-2: 2005). Za nezaščitene jeklene nosilce izračunamo prirastek temperature nosilca med požarom $\Delta\theta_{a,t}$ (°C) z enačbo:

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \frac{A_m/V}{c_a \rho_a} \dot{h}_{net} \Delta t, \quad (6)$$

kjer je Δt (sek) časovni prirastek ($\Delta t \leq 5$ sek), $k_{sh} \leq 1$ je korekcijski faktor, s katerim korigiramo prirastek temperature zaradi vpliva zasenčenja dela razčlenjenega prečnega prereza, A_m/V (1/m) je faktor prečnega prereza za nezaščitene nosilce, c_a (J/kgK) je temperaturno odvisna specifična toplota jekla, ρ_a (kg/m³) je gostota jekla, $\dot{h}_{net}$ (W/m²) pa je neto toplotni tok na enoto zunanje površine jeklenih nosilcev med požarom zaradi konvekcije in radiacije. Za jeklene nosilce s prečnimi prerezi 'I' izračunamo korekcijski faktor za vpliv zasenčenja z enačbo:

$$k_{sh} = 0,9 \frac{[A_m/V]_b}{A_m/V}, \quad (7)$$

kjer je $(A_m/V)_b$ (1/m) faktor prečnega prereza za namišljeno škatlo, ki objema prečni prerez 'I'. Neto toplotni tok skozi zunanje površine nosilca zaradi konvekcije in radiacije požarnega prostora izračunamo z izrazom:

$$\dot{h}_{net} = \alpha_c (\theta_{g,t} - \theta_{a,t}) + \varepsilon_m \cdot \varepsilon_t \cdot 5,67 \cdot 10^{-8} \cdot [(\theta_{g,t} + 273)^4 - (\theta_{a,t} + 273)^4], \quad (8)$$

kjer sta $\theta_{g,t}$ in $\theta_{a,t}$ temperaturi požarnega prostora oziroma jeklenega nosilca pri času t , α_c je prestopni koeficient zraka, ki je za standardnemu požaru izpostavljene površine $\alpha_c = 25$ W/m²K, ε_m je emisivnost jeklene površine ($\varepsilon_m = 0,7$), ε_t pa je emisivnost požarnega prostora ($\varepsilon_t = 1,0$).

Za zaščitene jeklene nosilce izračunamo časovni prirastek temperature prečnega prereza med požarom z izrazom:

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_p (A_p/V)}{c_p c_a \rho_a} \cdot \frac{(\theta_{g,t} - \theta_{a,t})}{1 + \phi/3} \Delta t - (\phi^{1/10} - 1) \Delta\theta_{g,t}, \quad (9)$$

kjer je $\phi = \frac{c_p \rho_p}{c_a \rho_a} d_p (A_p/V)$. Pomen ostalih oznak v izrazu (9) je: A_p/V (1/m) je faktor prečnega prereza zaščitene jeklene nosilca, c_p (J/kgK) je specifična toplota požarne zaščite, λ_p (W/mK) je toplotna prevodnost požarne zaščite, ρ_p (kg/m³) je gostota požarne zaščite, d_p (m) je debelina požarne zaščite, $\Delta\theta_{g,t}$ (°C) pa je prirastek temperature plinov v požarnem prostoru v časovnem intervalu Δt (sek) ($\Delta t \leq 30$ sek). Toplotne lastnosti požarne zaščite so v splošnem odvisne od temperature.

3.2. Ocene požarne odpornosti nosilcev

V nadaljevanju predstavimo drugo stopnjo poenostavljenih računskih metod za oceno požarne odpornosti armiranobetonskih, lesenih in jeklenih nosilcev, ki jih predpisujejo evrokodi. V splošnem moramo skladno z zahtevo (1) ob znanih temperaturah nosilca med požarom izračunati projektno odpornost $R_{fi,d,t}$ značilnega prečnega prereza nosilca v pogojih požara, jo primerjati s projektnimi učinki vplivov zunanjih obtežb $E_{fi,d,t}$ in oceniti požarno varnost nosilca. Ker se odpornost prečnega prereza nosilca med požarom nelinearno zmanjšuje, je račun požarne odpornosti nosilca iterativen.

3.2.1. Armiranobetonski nosilec

Skladno s standardom (SIST EN 1992-1-2: 2005) lahko ocenimo požarno odpornost armiranobetonskega nosilca na dva načina. Pri prvem načinu zagotovimo zahtevano požarno odpornost nosilca z ustreznimi dimenzijami prečnega prereza oziroma z ustrežno debelino zaščitne plasti betona, ki jih predpisuje standard. V tem primeru dodatnejša analiza požarne odpornosti nosilca ni potrebna. Z zadostnimi dimenzijami nosilca preprečimo morebitno luščenje betona, z ustrežno debelino zaščitnega sloja pa preprečimo prekomerno segrevanje armaturnih palic, saj se pri temperaturah, višjih od 400 °C, trdnost hladno obdelanega jekla za armiranje drastično zmanjša (SIST EN 1992-1-2: 2005).

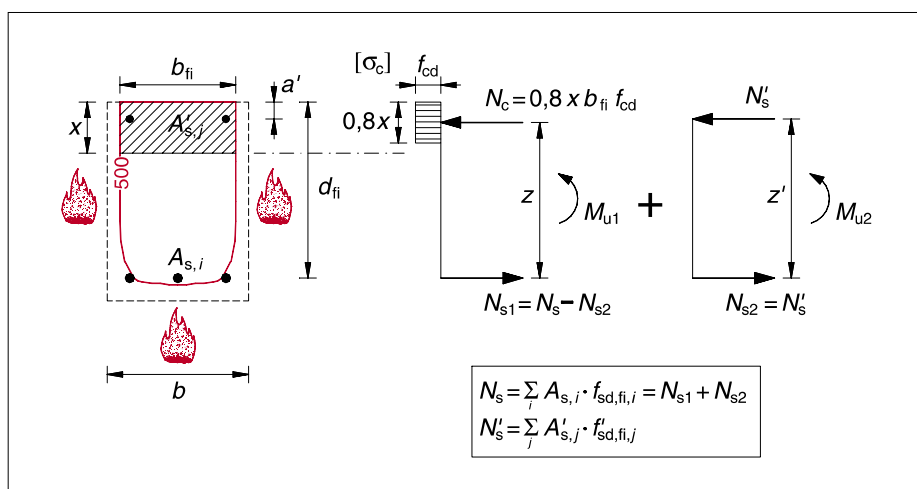
Pri drugem načinu pa izračunamo požarno odpornost armiranobetonskega nosilca z eno izmed poenostavljenih računskih metod. V tem članku detajlno predstavimo t. i. me-

todo izoterme 500 °C. Podobno kot pri računu odpornosti armiranobetonskih nosilcev pri sobni temperaturi tudi pri metodi izoterme 500 °C prispevajo k osno-upogibni odpornosti armiranobetonskih prečnih prereзов nosilcev med požarom tlačno obremenjeni beton ter natezna in tlačna vzdolžna armatura. Pri tem betonski del prečnega prereza, v katerem temperatura med požarom preseže 500 °C, pri računu odpornosti prečnega prereza ne upoštevamo. Na podlagi eksperimentalnih in teoretičnih ugotovitev je ta predpostavka zelo konservativna (Purkiss, 1996), saj ima beton iz kremenčevega agregata pri 500 °C – skladno s (SIST EN 1992-1-2: 2005) – še 60 % tlačne trdnosti betona pri sobni temperaturi, beton iz apnenčevega agregata pa celo 74 %. Tako zanemaritev odpornosti betona pri temperaturah, višjih od 500 °C, delno nadomestimo tako, da za tlačno obremenjene betonske dele prečnih prereзов nosilcev s temperaturami, nižjimi od 500 °C, upoštevamo pri računu požarne odpornosti prečnega prereza tlačno trdnost betona pri sobni temperaturi. Prispevke armaturnih palic k požarni odpornosti prečnega prereza nosilca pa moramo upoštevati skladno s temperaturno odvisnimi redukcijskimi faktorji (SIST EN 1992-1-2: 2005). Zaradi večje preglednosti predstavimo metodo izoterme 500 °C še z enačbami.

V požarnem projektnem stanju je značilni prečni prerez armiranobetonskega nosilca obremenjen z osno silo $N_{fi,d,t}$ in z upogibnim momentom $M_{fi,d,t} \equiv E_{fi,d,t}$. S pomočjo ravnotežja osnih sil v prečnem prerezu ($N_s - N'_s - N_c - N_{fi,d,t} = 0$) izračunamo lego nevtralne osi x z enačbo (glej sliko 3):

$$x = \frac{N_s - N'_s - N_{fi,d,t}}{0,8 b_{fi} f_{cd}} = \frac{\sum_i A_{s,i} \cdot f_{sd,fi,i} - \sum_j A'_{s,j} \cdot f'_{sd,fi,j} - N_{fi,d,t}}{0,8 b_{fi} f_{cd}} \quad (10)$$

Pri izpeljavi smo upoštevali konstanten potek tlačnih napetosti v betonskem delu prečnega prereza. V enačbi (10) je b_{fi} reducirana širina prečnega prereza, f_{cd} je projektna tlačna trdnost betona pri sobni temperaturi, $f_{sd,fi,i}$ in $f'_{sd,fi,j}$ pa sta od temperature odvisni projektni trdnosti i - te spodnje oziroma j - te zgornje vzdolžne armaturne palice med požarom. Požarno odpornost armiranobetonskega prečnega prereza nosilca (v tem primeru upogibno odpornost) izračunamo z enačbo:



Slika 3 • Obremenitev armiranobetonskega prečnega prereza v požarnem projektnem stanju

$$R_{fi,d,t} = M_{u1} + M_{u2} = N_c \cdot z + N'_s \cdot z' = N_c \cdot (d_{fi} - 0,4x) + N'_s \cdot (d_{fi} - \alpha'), \quad (11)$$

kjer je z ročica notranjih sil, z' je razdalja med težiščema spodnje in zgornje vzdolžne armature, d_{fi} je statična višina prečnega prereza v pogojih požara, α' pa je oddaljenost težišča zgornje (tlačne) armature od zgornjega roba (slika 3).

Ker se nekatere količine, kot so to reducirana širina prečnega prereza, globina nevtralne osi, trdnostne lastnosti armaturnih palic, med požarom spreminjajo, moramo skladno z enačbo (1) požarno odpornost armiranobetonskega nosilca oceniti pri različnih časovnih intervalih med trajanjem požara.

3.2.2. Leseni nosilec

Tudi v standardu za požarnovarno projektiranje lesenih konstrukcij (SIST EN 1995-1-2: 2004) sta na voljo dve poenostavljeni računski metodi za oceno požarne odpornosti lesenih nosilcev. Obe metodi upoštevata zmanjšanje odpornosti značilnega prečnega prereza lesenega nosilca med požarom, razlikujeta pa se predvsem v tem, kako v požarni analizi upoštevata debelino zoglenelega sloja in trdnostne lastnosti lesa. Pri prvi metodi izračunamo debelino zoglenelega sloja lesa z enačbo (4), nezoglenemu delu lesenega nosilca pa pri računu požarne odpornosti priredimo reducirane trdnostne lastnosti lesa. Pri drugi metodi pa v analizi upoštevamo nekoliko večjo debelino zoglenelega sloja (enačba (5)) in trdnostne lastnosti nezoglenelega lesa pri sobni temperaturi z upoštevanjem 20 % fraktila. Pri obeh metodah pa upoštevamo, da

zoglenele plasti lesa ne prispevajo k požarni odpornosti prečnega prereza lesenega nosilca.

Če predpostavimo, da je nosilec izpostavljen požaru s treh strani (glej sliko 2), izračunamo pri drugi metodi reducirane dimenzije prečnega prereza lesenega nosilca med požarom z enačbama:

$$b_{fi} = b - 2 d_{ef}, \quad h_{fi} = h - d_{ef} \quad (12)$$

Ker se reducirani dimenziji prečnega prereza nosilca med požarom spreminjata, moramo požarno odpornost lesenega nosilca oceniti pri različnih časovnih intervalih med trajanjem požara.

3.2.3. Jekleni nosilec

Podobno kot pri armiranobetonskih in lesenih nosilcih sta za oceno požarne odpornosti jeklenih nosilcev – skladno s (SIST EN 1993-1-2: 2005) – na voljo dve poenostavljeni računski metodi. Pri prvi metodi ocenimo požarno odpornost nosilca glede na razmerje med t i. kritično temperaturo in temperaturami jeklenega nosilca. Večje je to razmerje, večja je požarna odpornost jeklenega nosilca. Kritično temperaturo, ki je odvisna od nivoja obremenitve jeklenega nosilca pred požarom, izračunamo s pomočjo empiričnega izraza. Pri drugi poenostavljeni računski metodi pa moramo izračunati požarno odpornost značilnega prečnega prereza jeklenega nosilca. Zaradi povišanih temperatur jeklenega nosilca med požarom se trdnostne lastnosti jekla zmanjšajo, kar moramo v računu ustrezno upoštevati. Sicer pa je postopek računa požarne odpornosti enak računu

odpornosti jeklenega nosilca pri sobni temperaturi. Skladno s standardom (SIST EN

1993-1-2: 2005) reduciramo trdnost jekla pri povišanih temperaturah z uporabo redukci-

jskega faktorja za efektivno napetost na meji tečenja jekla $k_{y,\theta}$.

4 • RAČUNSKI PRIMERI

Poenostavljene računske metode za oceno požarne odpornosti armiranobetonskih, lesenih in jeklenih nosilcev skladno z evrokodi ilustriramo še z značilnimi računskimi primeri. Določili bomo požarno odpornost petih prostoležečih nosilcev: armiranobetonskega nosilca, lesenega nosilca iz homogenega in lepljenega lesa ter zaščitenega jeklenega nosilca. Da lahko požarne odpornosti obravnavanih prostoležečih nosilcev medsebojno primerjamo, določimo dimenzije nosilcev tako, da imajo pri sobni temperaturi približno enako odpornost.

4.1. Projektiranje nosilcev pri sobni temperaturi

Skladno z določili standarda (SIST EN 1990: 2004) projektiramo vse obravnavane nosilce pri sobni temperaturi skladno z metodami mejnega stanja nosilnosti (MSN) in mejnega stanja uporabnosti (MSU).

Mejna stanja nosilnosti zagotavljajo varnost gradbenih konstrukcij. Skladno s temi postopki moramo pri nosilcih preveriti varnost pred porušitvijo ali pretiranimi deformacijami nosilca, pri čemer je odločilna trdnost materiala. To zahtevo formalno zapišemo z neenačbo:

$$E_d \leq R_d, \quad (13)$$

kjer predstavlja E_d učinek zunanjih vplivov v projektnem stanju, ki ga določajo notranje sile in upogibni momenti, R_d pa predstavlja pripadajočo projektno odpornost prečnega prereza obravnavanega nosilca.

Mejno stanje uporabnosti določa varnost oziroma funkcionalnost gradbenih konstrukcij med njihovo življenjsko dobo. Glede na te zahteve moramo skladno z MSU preveriti velikosti pomikov, razpok armiranobetonskih konstrukcij, nezaželenih nihanj in podobno. V nadaljevanju predpostavimo, da MSU obravnavanih nosilcev določa samo kontrola pomikov. Podobno kot pri MSN tudi MSU formalno zapišemo z neenačbo:

$$E_d \leq C_d, \quad (14)$$

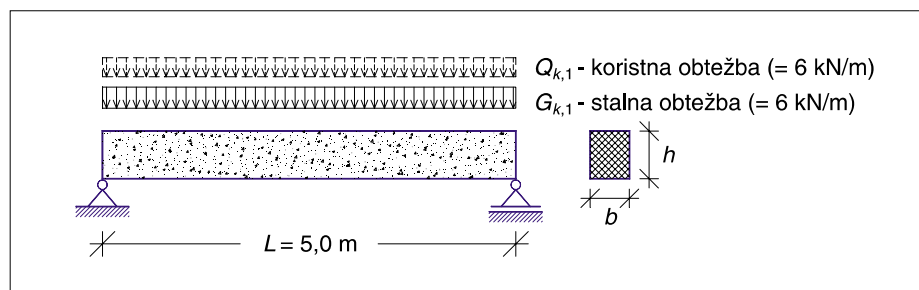
kjer predstavlja učinek zunanjih vplivov v projektnem stanju, pa mejno projektno vred-

nost največjega prečnega pomika nosilca. Za določitev trajnih pomikov obravnavanih nosilcev zaradi krčenja, relaksacije, lezenja in podobnih reoloških pojavov materialov, uporabimo – skladno s (SIST EN 1990: 2004) – navidezno stalno kombinacijo zunanjih vplivov:

$$\sum_j G_{k,j} + \sum_{i \geq 1} \psi_{2,i} \cdot Q_{k,i}, \quad (15)$$

kjer je pomen oznak enak, kot smo jih opisali pri enačbi (2).

Kot smo že povedali, želimo rezultate požarne analize armiranobetonskega, lesenega in jeklenega nosilca primerjati med seboj na nosilcih z enakimi odpornostmi pri sobni temperaturi, zato najprej določimo dimenzije



Slika 4 • Skupni geometrijski podatki obravnavanih prostoležečih nosilcev ter lege in velikosti zunanjih obtežb

	izbrani materiali	beton C 25/30, armatura S 500	homogen les C 24	lepljen les GL 32h	jeklo S 235
	dimenzije prečnih prereзов [cm]	 $b/h = 25/35$	 $b/h = 20/35$	 $b/h = 20/34$	 IPE 220
	lastna teža ($G_{k,1}$) [kN/m]	2,19	0,29	0,29	0,26
	stalna obt. ($G_{k,1}$) [kN/m]	6,0	6,0	6,0	6,0
	koristna obt. ($Q_{k,1}$) [kN/m]	6,0	6,0	6,0	6,0
MSN	E_d [kNm]	62,7	54,7	54,6	54,6
	R_d [kNm]	≈ 73,9	60,3	78,9	59,2 (3.r. kompakt.)
	izkoriščenost [%]	85	91	69	92
MSU - trenutni pomik	E_d [cm]	0,92 ¹ (1,40 ²)	1,27 ²	1,11 ²	1,13 ¹ (1,72 ²)
	C_d [cm]	2,0	1,67	1,67	2,0
	izkoriščenost [%]	46	76	66	57
MSU - končni pomik	E_d [cm]	1,94 ¹	1,94 ¹	1,70 ¹	1,13 ¹
	C_d [cm]	2,0	2,0	2,0	2,0
	izkoriščenost [%]	97	97	85	57
	opombe	¹ navidezno stalna kombinacija obtežb ² karakteristična kombinacija obtežb			

Preglednica 1 • Postopki projektiranja obravnavanih prostoležečih nosilcev z razponom $L = 5$ m pri sobni temperaturi

obravnavanih nosilcev pri sobni temperaturi. Skupna podatka obravnavanih prostoležečih nosilcev sta razpon $L = 5$ m ter lega in velikost stalne in koristne obtežbe (slika 4). Dimenzije prečnih prereзов obravnavanih nosilcev določimo skladno z MSN in MSU in jih skupaj s postopki projektiranja prikazujemo v preglednici 1.

Rezultati v preglednici 1 kažejo, da so bile pri projektiranju armiranobetonskega nosilca ter nosilcev iz homogenega oziroma lepljenega lesa merodajne kontrole prečnih pomikov nosilcev, izkoriščenosti prečnih prereзов nosilcev pa so 97, 97 oziroma 85 %. Pri projektiranju jeklenega nosilca pa je bila merodajna kontrola varnosti značilnega prečnega prereza skladno z MSN, izkoriščenost prečnega prereza je 92 %.

4.2. Ocena požarne odpornosti armiranobetonskega, lesenih in jeklenih nosilcev

Kombinacijo zunanjih vplivov v požarnem projektnem stanju za obravnavane nosilce zapišemo glede na dejansko obtežbo nosilcev s pomočjo izraza (2):

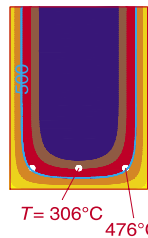
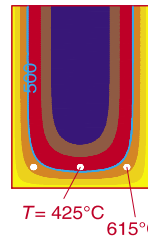
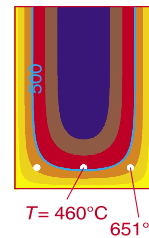
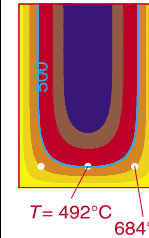
$$G_{lt} + G_{k,1} + A_d + 0,5 \cdot Q_{k,1}, \quad (16)$$

kjer je G_{lt} vpliv lastne teže, $G_{k,1}$ vpliv stalne obtežbe, A_d vpliv požarne obtežbe in $Q_{k,1}$ vpliv koristne obtežbe.

Pri računu temperatur obravnavanih nosilcev med požarom predpostavimo, da so nosilci izpostavljeni požaru s spodnje in bočnih strani, zgornja površina nosilcev pa je toplotno izolirana. Pri tem temperatura požarnega prostora narašča skladno s standardno požarno krivuljo (slika 1).

4.2.1 Požarna odpornost armiranobetonskega nosilca

Za oceno požarne odpornosti armiranobetonskega nosilca uporabimo metodo izoterme 500 °C. Časovno spreminjanje temperatur prečnega prereza izračunamo s programom HEATC (Saje, 1987). Zaradi simetrije obravnavamo samo polovico prečnega prereza, ki ga modeliramo z 800 štirivozliščnimi končnimi elementi. V računu upoštevamo mehanske in toplotne lastnosti za beton iz apnenčevega agregata in mehanske lastnosti hladno obdelanega jekla za armiranje (razred N) skladno s (SIST EN 1992-1-2: 2005). Pri tem za toplotno prevodnost betona izberemo spodnjo mejo. Vpliv vlage na časovno razporeditev temperatur nosilca med požarom upoštevamo

iteracija	1.	2.	3.	4.
čas [min]	60	90	100	110
temperaturno polje prereza T [°C]				
efektivna širina prereza b_{fi} [cm]	20,8	19,2	18,7	18,2
odpornost arm. N_s [kN]	247,9	159,6	129,8	102,5
višina nevtralne osi x [cm]	5,96	4,16	3,47	2,82
MSN	$E_{fi,d,t}$ [kNm]	35,0	35,0	35,0
	$R_{fi,d,t}$ [kNm]	70,9	46,8	30,6
	izkoriščenost [%]	49	75	91

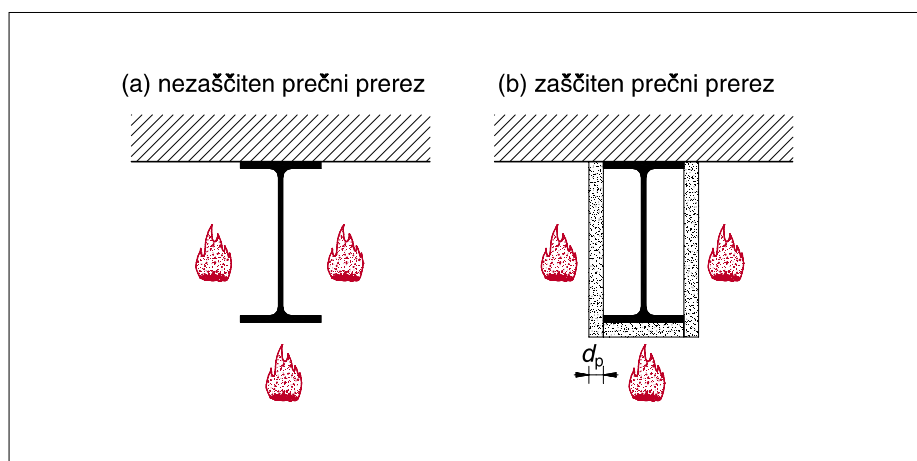
Preglednica 2 • Račun požarne odpornosti armiranobetonskega nosilca

iteracija	1.	2.	3.	4.
čas [min]	30	60	70	71,5
efektivna širina prereza b_{fi} [cm]	13,8	9,0	7,4	7,2
efektivna višina prereza h_{fi} [cm]	31,9	29,5	28,7	28,6
MSN	$E_{fi,d,t}$ [kNm]	29,0	29,0	29,0
	$R_{fi,d,t}$ [kNm]	70,2	39,2	29,2
	izkoriščenost [%]	41	74	95

Preglednica 3 • Ocena požarne odpornosti homogenega lesenega nosilca

iteracija	1.	2.	3.	4.
čas [min]	30	60	80	87
efektivna širina prereza b_{fi} [cm]	14,4	10,2	7,4	6,4
efektivna višina prereza h_{fi} [cm]	31,2	29,1	27,7	27,2
MSN	$E_{fi,d,t}$ [kNm]	29,0	29,0	29,0
	$R_{fi,d,t}$ [kNm]	86,0	53,0	29,2
	izkoriščenost [%]	34	55	83

Preglednica 4 • Ocena požarne odpornosti lepljenega lesenega nosilca



Slika 5 • Nezaščiten in zaščiten jekleni nosilec

računski korak	1.	2.	60.	120.	156.
čas [min]	0,083	0,167	5	10	13,0
$\theta_{g,t}$ [°C]	96,5	147,0	576,4	678,4	717,3
c_a [J/kgK]	439,8	440,0	541,5	656,7	750,7
$\dot{h}_{net}$ [W/m ²]	1142,2	3207,7	26482,6	24006,9	19022,4
$\Delta\theta_{a,t}$ [°C]	0,2	0,7	4,6	3,5	2,4
$\theta_{a,t}$ [°C]	20,2	20,9	237,9	490,2	594,2
redukcijski faktor za napetost tečenja jekla $k_{y,\theta}$	1,0	1,0	1,0	0,80	0,49
MSN	$E_{fi,d,t}$ [kNm]	29,0	29,0	29,0	29,0
	$R_{fi,d,t}$ [kNm]	59,2	59,2	59,2	47,5
	izkoriščenost [%]	49	49	49	61
					100

Preglednica 5 • Ocena požarne odpornosti nezaščitenega jeklenega nosilca

računski korak	1.	2.	60.	120.	150.	169.
čas [min]	0,5	1,0	30	60	75	84,5
$\theta_{g,t}$ [°C]	261,1	349,2	841,8	945,3	978,7	996,6
$\theta_{p,t}$ [°C]	140,6	184,6	546,2	705,2	762,9	794,1
c_a [J/kgK]	439,8	439,8	547,5	642,2	705,6	750,6
ϕ	0,736	0,736	0,591	0,504	0,459	0,431
$\Delta\theta_{a,t}$ [°C]	-16,3 oz. 0	-3,9 oz. 0	4,1	3,0	2,5	2,2
$\theta_{a,t}$ [°C]	20,0	20,0	254,7	468,0	549,6	593,9
redukcijski faktor za napetost tečenja jekla $k_{y,\theta}$	1,0	1,0	1,0	0,85	0,63	0,49
MSN	$E_{fi,d,t}$ [kNm]	29,0	29,0	29,0	29,0	29,0
	$R_{fi,d,t}$ [kNm]	59,2	59,2	59,2	50,4	37,1
	izkoriščenost [%]	49	49	49	57	78
						100

Preglednica 6 • Ocena požarne odpornosti zaščitenega jeklenega nosilca

s povečanjem specifične toplote betona na temperaturnem intervalu med 100 in 200 °C ob predpostavki, da znaša količina vlage v betonu 1,5 % teže betona.

Rezultate požarne odpornosti armiranobetonskega nosilca z dimenzijami prečnega prereza $b/h = 25/35$ cm pri 60, 90, 100 in 110 minutah trajanja požara predstavimo v preglednici 2. Glede na prikazane rezultate požarne analize ocenimo, da je požarna odpornost obravnavanega armiranobetonskega nosilca nekoliko večja kot 100 minut (preglednica 2).

4.2.2. Požarna odpornost homogenega in lepljenega lesenega nosilca

Za oceno požarne odpornosti lesenih nosilcev uporabimo metodo, pri kateri v analizi upoštevamo večjo debelino zoglenega sloja lesa in mehanske lastnosti nezoglenega dela nosilca pri sobni temperaturi. V preglednici 3 prikazujemo rezultate računa požarne odpornosti homogenega lesenega nosilca z dimenzijami prečnega prereza $b/h = 20/35$ cm, v preglednici 4 pa lepljenega nosilca z dimenzijami $b/h = 20/34$ cm. Za nosilec iz homogenega lesa je požarna odpornost 71,5 minute, za nosilec iz lepljenega lesa pa 87 minut.

4.2.3. Požarna odpornost nezaščitenega in zaščitenega jeklenega nosilca

V preglednici 5 in 6 prikazujemo rezultate računa požarne odpornosti nezaščitenega in zaščitenega jeklenega nosilca z oznako IPE 220 (slika 5). Temperature jeklenega nosilca smo izračunali z enačbama (6) oziroma (9). Pri tem je faktor prečnega prereza za nezaščiten jekleni nosilec IPE 220 $A_m/V = 221$ m⁻¹, faktor prečnega prereza za namišljeno škatlo, ki obseja nezaščiten prečni prerez IPE 220, pa je $(A_m/V)_b = 165$ m⁻¹. Za zaščiten nosilec je faktor prečnega prereza $A_p/V = 165$ m⁻¹.

Za nezaščiten jekleni nosilec je požarna odpornost le 13 minut (preglednica 5). Časovno spreminjanje temperatur jeklenega nosilca med požarom smo izračunali v 156 časovnih korakih po 5 sekund.

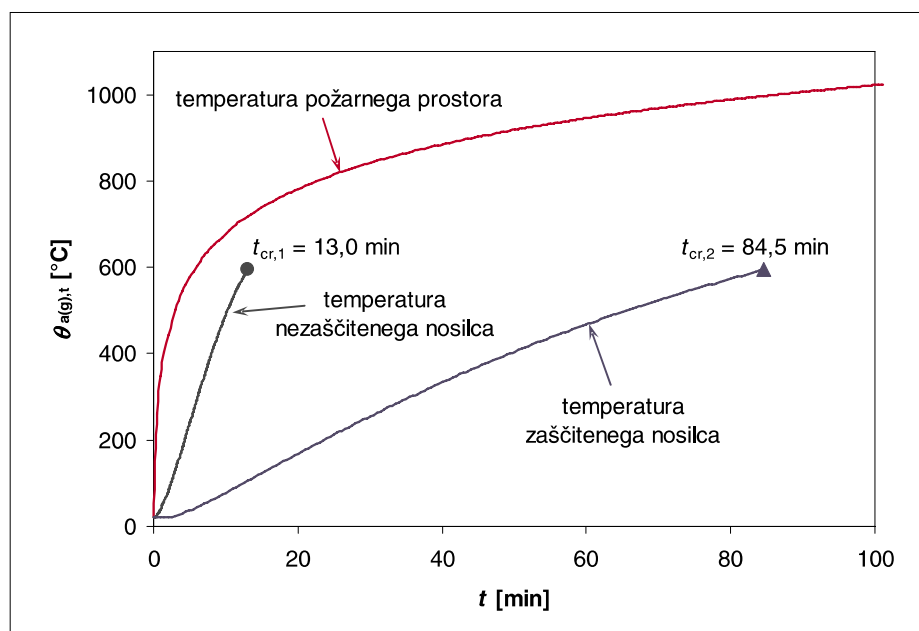
Pri požarni analizi zaščitenega jeklenega nosilca smo za požarno zaščito izbrali plošče PROMATECT 200 z debelino 20 mm (slika 5). Po dostopnih podatkih proizvajalca požarne zaščite so mehanske in toplotne lastnosti plošč naslednje: gostota $\rho_p = 700$ kg/m³, toplotna prevodnost $\lambda_p = 0,189$ W/mK in specifična toplota $c_p = 880$ J/kgK. Ocenjena požarna odpornost zaščitenega jeklenega nosilca je sedaj 84,5 minute (preglednica 6). Časovno

spreminjanje temperatur zaščitenega jeklenega nosilca pa smo izračunali v 169 časovnih korakih po 30 sekund.

Takšna razlika med požarnima odpornostma nezaščitenega in zaščitenega jeklenega nosilca je pričakovana in je posledica hitrosti naraščanja temperatur nosilca med požarom. To prikazujemo na sliki 6. Vidimo, da je hitrost naraščanja temperatur nezaščitenega jeklenega nosilca praktično enaka hitrostim naraščanja temperatur požarnega prostora, medtem ko je hitrost naraščanja temperatur zaščitenega jeklenega nosilca med požarom po pričakovanjih bistveno manjša.

4.2.4. Primerjava rezultatov

V preglednici 7 prikazujemo požarne odpornosti vseh petih obravnavanih prostoležečih nosilcev, ki imajo pri sobni temperaturi približno enako odpornost. Kot vidimo, ima največjo požarno odpornost armiranobetonski nosilec, najmanjšo pa po pričakovanjih nezaščiten jekleni nosilec.



Slika 6 • Časovno spreminjanje temperatur nezaščitenega in zaščitenega jeklenega nosilca med požarom

izbrani materiali	beton C 25/30, armatura S 500	homogen les C 24	lepljen les GL 32h	jeklo S 235
dimenzije prečnih prereзов [cm]	 b/h = 25/35	 b/h = 20/35	 b/h = 20/34	 IPE 220
požarna odpornost [min]	100	71,5	87	13 ¹ 84,5 ²
opombe				¹ nezaščiten ² zaščiten

Preglednica 7 • Primerjava požarnih odpornosti obravnavanih prostoležečih nosilcev

5 • SKLEP

V članku smo predstavili poenostavljene računske metode za oceno požarne odpornosti armiranobetonskih nosilcev, nosilcev iz homogenega in lepljenega lesa ter nezaščitenih in zaščitenih jeklenih nosilcev, kot jih predpisujejo evrokodi. Vse metode so razdeljene v dva matematično nepovezana dela. V prvem delu požarne analize določimo

časovno razporeditev temperatur obravnavanega nosilca med požarom, v drugem delu analize pa izračunamo ob znanih temperaturah nosilca njegovo požarno odpornost. Vse metode so relativno preproste in strukturno podobne metodam projektiranja nosilcev pri sobni temperaturi. Med njimi je numerično najzahtevnejša metoda za požarnovarno

projektiranje armiranobetonskih nosilcev, najpreprostejša pa je metoda za projektiranje lesenih nosilcev. Predstavljene metode so primerne predvsem za oceno požarne odpornosti armiranobetonskih nosilcev z nizko vsebnostjo vlage ter za običajno stopnjo armiranja, za lesene nosilce z zadostno stopnjo masivnosti ter za jeklene nosilce s tankostenskimi prečnimi prerezi.

6 • LITERATURA

- Bažant, Z. P., Kaplan, M. F., Concrete at high temperatures, Material properties and mathematical models, Longman Group Limited, 1996.
- Beg, D., Projektiranje jeklenih konstrukcij po evropskem predstandardu ENV 1993-1-1, FGG, Univerza v Ljubljani, 1997.
- Bratina, S., Saje, M., Planinc, I., The effects of different strain contributions on the response of RC beams in fire, Engineering Structures, 29(3), str. 418–430, 2007.
- Buchanan, A. H., Structural design for fire safety, University of Canterbury, New Zealand, John Willey & Sons, Ltd., 2005.
- Promat – gradbena požarna zaščita, Zaščita jeklenih konstrukcij s ploščami Promatect 200, prospekt proizvoda na www.promat.si.
- Purkiss, J. A., Fire safety engineering design of structures, Butterworth-Heinemann, Oxford, 1996.
- Saje, M., Turk, G., HEATC, Program za račun nelinearnega in nestacionarnega prevajanja toplote, FGG, Univerza v Ljubljani, 1987.
- SIST EN 1990: 2004, Osnove projektiranja konstrukcij, 2004.
- SIST EN 1991-1-1: 2004, Vplivi na konstrukcije – Del 1-1: Splošni vplivi – Prostorninske teže, lastna teža, koristna obtežba stavb, 2004.
- SIST EN 1991-1-2: 2004, Vplivi na konstrukcije – Del 1-2: Splošni vplivi – Vplivi na konstrukcije, izpostavljene požaru, 2004.
- SIST EN 1992-1-1: 2005, Projektiranje betonskih konstrukcij – Del 1-1: Splošna pravila in pravila za stavbe, 2005.
- SIST EN 1992-1-2: 2005, Projektiranje betonskih konstrukcij – Del 1-2: Splošna pravila – Projektiranje požarnovarnih konstrukcij, 2005.
- SIST EN 1993-1-1: 2005, Projektiranje jeklenih konstrukcij – Del 1-1: Splošna pravila in pravila za stavbe, 2005.
- SIST EN 1993-1-2: 2005, Projektiranje jeklenih konstrukcij – Del 1-2: Splošna pravila – Požarnoodporno projektiranje, 2005.
- SIST EN 1995-1-1: 2005, Projektiranje lesenih konstrukcij – Del 1-1: Splošna pravila in pravila za stavbe, 2005.
- SIST EN 1995-1-2: 2005, Projektiranje lesenih konstrukcij – Del 1-2: Splošna pravila – Projektiranje požarnovarnih konstrukcij, 2005.

Zveza društev gradbenih inženirjev in tehnikov Slovenije

vabi na

REDNO SKUPŠČINO,

ki bo v četrtek, 21. maja 2009, s pričetkom ob 13.00 uri,
v prostorih gostilne Livada, Hladnikova cesta 15, Ljubljana

Skupščina bo obravnavala in sprejemala

1. Poročilo o delu DGITS v letu 2008
2. Poslovno poročilo ZDGITS za leto 2008 z bilanco stanja in izkazom poslovnega izida
3. Letni program in
4. Finančni načrt ZDGITS za leto 2009;
5. razrešila organe ZDGITS in izvolila nove ter
6. podelila priznanja zaslužnim in častnim članom ZDGITS.

Predsednik ZDGITS
Miro Vrbek, univ. dipl. inž. grad.

ODGOVOR NA KOMENTARJE K ČLANKU BOČNA ZVRNITEV LESENEGA KROŽNEGA LOKA

prof. dr. Miran Saje, univ. dipl. inž. grad.

Katedra za gradbeno mehaniko FGG UL

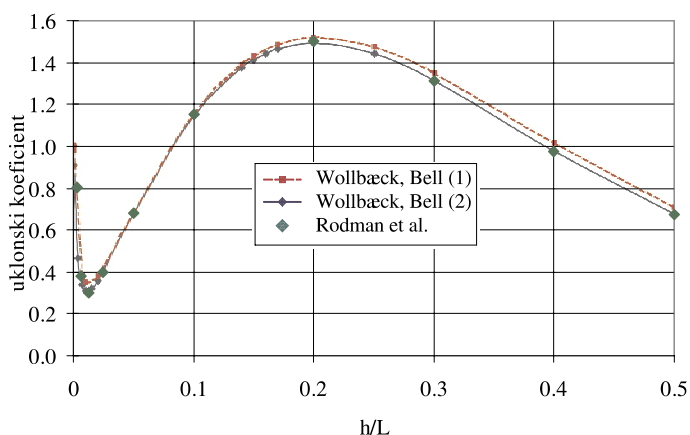
Jamova 2, Ljubljana

Članek o zvrnitvi lesenega loka (Rodman, 2008) sta komentirala kar dva kolega, D. Beg in T. Rojc, kar je pri člankih v Gradbenem vestniku redkost. Za javno izražen interes se kolegoma zahvaljujem.

Kot navaja D. Beg (2008), se je odzval zato, ker bi lahko zaradi v članku (cit.) »večkrat citiranega SIST EN 1995-1-1 /.../ bralec Gradbenega vestnika dobil napačen vtis, da gre za določanje mejnih stanj po evrokodih«. V ta namen je v nadaljevanju opisal del procedure za določanje mejnih stanj lesenih konstrukcij po SIST EN 1995-1-1. Občutek, da bi bralci članek razumeli v navedenem smislu, je po mojem mnenju odveč. Pozoren gradbeni inženir konstruktor bo brez težav in brez dodatnih pojasnil ugotovil, da gre pri našem članku za klasičen primer nelinearne mehanike konstrukcij s predpostavkami, ki so bodisi razvidne iz članka ali pa navedene v strokovni literaturi. V kontekstu evrokodov bi bilo morda smiselno opozoriti le, da projektiranje na mejna stanja po standardu Evrokod pomeni uporabo ustreznih projektnih vrednosti vplivov, lastnosti materialov in geometrije, in zato ne pomeni isto kot mejno stanje po nelinearni analizi glede na dejanske vrednosti parametrov. Neposredna teoretična primerjava tako ni smiselna, možno pa je primerjati številčne rezultate za obe nosilnosti v konkretnih primerih. O določanju nosilnosti bočno podprtih lokov po procedurah iz SIST EN 1995-1-1, posebej še o tem, kakšne so velikostne razlike po obeh pristopih, nameravamo pisati kdaj drugič.

Drugi komentator T. Rojc (2009) gradi svoj komentar na tiskovni napaki, ki se nam je nehote vtihotapila pri vnosu grafične datoteke v sliko 2 (Spreminjanje bočne nosilnosti z relativno višino loka, str. 216). Na ordinati grafa na tej sliki je v članku zapisana oznaka »bočna nosilnost q_{cr} «, graf na sliki pa pomotoma prikazuje bočno nosilnost na enoto dolžine razpona in ne osi nosilca, kakor je bilo zamišljeno. Napačni graf – kljub podobnosti s pravim – je, kot kaže, T. Rojca zavedel v trditve, ki pa ne držijo. Ves preostali tekst članka – rezultati, grafi in interpretacije – je pravilen. Kot opozarjamo tudi v članku, je odvisnost kritične obtežbe od relativne višine loka najbolje prikazati prek faktorja kritične obtežbe glede na lastno težo loka. S tem je namreč odpravljena možnost različnih interpretacij kritične sile, saj je lastna teža nedvoumno izražena na enoto dolžine osi loka. Pokrovičeljski način pisanja komentarja, v katerem nam T. Rojc sporoča, kaj je narobe, in svetuje, kaj vse naj naredimo, je odveč, saj smo večino predlaganih kontrol napravili že pred objavo članka in z njimi na razne načine potrdili veljavnost objavljenih rezultatov. Posebej želimo komentirati le oceno T. Rojca o 50 % in 1000 % razliki za (cit.) »kritično nosilnost q_{cr} « glede na vir (Wollbæck in Bell, 2004), ki je posledica njegovega napačnega tolmačenja kritične sile. V ta namen na

spodnji sliki prikazujemo primerjavo z rezultati Wollbæcka in Bella za odvisnost koeficienta uklona od relativne višine loka, ki sta ju dobila z modeliranjem loka z lupinskimi končnimi elementi (rdeča črta (1)) in z linijskimi končnimi elementi (modra črta (2)). Kakor prikazuje spodnja slika, se z usklajeno definicijo koeficienta uklona naša rešitev (označena s točkami zelene barve) skoraj povsem ujema z rešitvijo iz navedene literature. Za relativno višino $H_{rel} = 0$ sta Wollbæck in Bell uporabila drugačne robne pogoje kot za preostale višine loka, zato primerjava za $H_{rel} = 0$ z njuno rešitvijo ni smiselna.



V članku je napačno natisnjen del enačbe (3.6), na kar nas je prav tako opozoril T. Rojc, zato jo tu navajamo popravljeno:

$$\sigma_{t,k} = -\frac{M}{b(R-z)} \left[\left(\frac{1}{hR} + \frac{12R}{bh^2} \right) \left(\frac{h}{2} - z \right) - \frac{12R^2}{h^3} \ln \frac{R-z}{R-h/2} \right]. \quad (3.6)$$

V računih je bil seveda uporabljen točen izraz.

Literatura

- Beg, D., Komentar k članku, Gradbeni vestnik, letnik 57, 290–291, oktober 2008.
 Rodman, U., Saje, M., Planinc, I., Zupan, D., Bočna zvrnitev lesenega krožnega loka, Gradbeni vestnik, letnik 57, 215–221, avgust 2008.
 Rojc, T., Komentar k članku, Gradbeni vestnik, letnik 58, 23–27, januar 2009.
 Wollbæck, L., Bell, K., Stability of glulam arches, Proc. 8th World Conf. Timber Engng – WCTE 2004, Lahti, Finland, vol. 1, 61–65, 2004.

PRIPOMBA NA ODGOVOR PROF. M. SAJETA NA KOMENTARJE K ČLANKU BOČNA ZVRNITEV LESENEGA KROŽNEGA LOKA

dr. Tomaž Rojc, univ. dipl. inž. grad.

Prijateljstva ul. 32

1000 Ljubljana

Prof. Saje v svojem odgovoru sporoča, da so na sliki 2 prikazani grafi bočne nosilnosti oz. kritične obtežbe, ki je definirana na enoto dolžine razpetine, in ne osi loka, kot je zapisano v opisu ordinate grafov. Takšno pojasnilo pomena omenjenih grafov sem pričakoval, saj sem problem njihove spornosti razrešil že v času priprave svojih pripomb. To bom utemeljil z nekaterimi dodanimi uvodnimi pojasnili v nadaljevanju.

V mojih pripombah, objavljenih v rubriki *Odmevi* v Gradbenem vestniku (Rojc, januar 2009), sem med drugim komentiral tudi rezultate kritične obtežbe q_{cr} , prikazane v grafu na sliki 2 v drugem članku, ki so ga Rodman, Saje, Platinic in Zupan objavili v zborniku 29. zborovanja gradbenih konstruktorjev v letu 2007, (Rodman, 2007). Tudi v tem članku je – tako kot v (Rodman, 2008) – razvidna neskladnost grafov $q_{cr}(H_{rel})$ s slike 2 z grafi $||F_{cr}|| (H_{rel})$, ki so tam prikazani na sliki 3. Pri tem je $||F_{cr}||$ t. i. normirani obtežni faktor, H_{rel} pa relativna višina loka. V tem drugem članku so avtorji obravnavali primer krožnega loka (gl. tip loka s konstantnim prečnim prerezom, $A = konst.$), ki je v geometrijskih in materialnih karakteristikah popolnoma enak primeru, obravnavanem v tujem viru avtorjev (Wollbæck, 2004). Treba je opozoriti, da so avtorji v članku (Rodman, 2007) podatek, da so primer loka povzeli po tujem viru, zamolčali. Tega vira tudi niso omenili v tekstu članka, so ga pa navedli v seznamu literature. Domnevam, da so to naredili zato, da ga bralec ne bi opazil kot pomemben vir avtorjem članka. Poleg tega moram dodati, da je omenjeni tuji vir izpuščen tudi v prvem članku (Rodman, 2008) in ga tam ne najdemo niti v seznamu literature. V zvezi z zgornjo obtožbo naj mi vsi tisti, ki za to niso

vedeli in ki so napisani kot avtorji obeh spornih člankov, oprostijo.

Vrnimo se h komentarju grafov na sliki 2 iz članka (Rodman, 2007). Ta se nanaša na primerjavo rezultatov, prikazanih na navedeni sliki za primer loka ($A = konst.$), z rezultati, ki so ustrezno povzeti iz vira (Wollbæck, 2004). Komentar je bil v tekst mojih pripomb vnesen naknadno, saj sem omenjeni tuji vir odkril šele po tem, ko je bil tekst že v celoti izdelan. V sliko 2 sem za nekatere karakteristične vrednosti H_{rel} vnesel vrednosti q_{cr} , ki jih je mogoče določiti na podlagi rezultatov, objavljenih v viru (Wollbæck, 2004). Pri tem sem opazil, da se ti rezultati sorazmerno dobro ujemajo z grafom s slike 2 za drug primer loka, ki je tam označen kot ($V = konst.$) in ki ima največjo vrednost kritične obtežbe pri relativni višini loka $H_{rel} = 0,2$, tako kot graf $||F_{cr}|| (H_{rel})$ na sliki 3. Iz tega spoznanja mi je bilo jasno, da je graf $||F_{cr}|| (H_{rel})$ na tej sliki najverjetneje pravilen, grafi $q_{cr}(H_{rel})$ na sliki 2 pa so napačni. Tekst svojih pripomb sem dopolnil tako, da bi avtorjem sporočil, da bi morali njihov članek, ki so ga za Gradbeni vestnik opredelili celo kot znanstveni prispevek, opremiti tudi z ustreznimi dokazi, ki bi potrjevali ustreznost v njem objavljenih rezultatov njihove numerične rešitve problema bočne zvrnitve obravnavanega lesenega krožnega loka.

Rešitev vprašanja, kaj predstavljajo grafi na sliki 2 v prvem ali drugem članku ((Rodman, 2008), (Rodman, 2007)), je seveda preprosta. Ker sem poznal sestavo faktorjev, s katerimi je potrebno pomnožiti vrednosti za q_{cr} , ki so prikazane na grafih v omenjeni sliki, zato da dobimo vrednosti $||F_{cr}||$ na »zgornjih« grafi, prikazanih na sliki 4 iz mojega prispevka (gl. rubriko *Odmevi* (Rojc, januar 2009)), je potem mogoče takoj uganiti, kakšna mora biti sestava tistih faktorjev, da dobimo vrednosti $||F_{cr}||$ na »spodnjih« grafi te slike, tj. slike 4. Totalno kritično obtežbo loka Q_{cr} namreč lahko

določimo iz $Q_{cr} = q_{cr} \cdot L^*$ ali iz $Q_{cr} = q_{cr}^* \cdot L$, kjer je L^* dolžina, L razpetina loka in q_{cr}^* neka fiktivna kritična obtežba, enakomerno razporejena vzdolž razpona loka, ki z obtežbo, opisano v spornem članku, tj. obtežbo, enakomerno razporejeno vzdolž osi loka, nima nobene logične povezave. Prav zaradi te zadnje ugotovitve pa me je bolj kot pojasnilo pomena grafov na sliki 2 zanimalo to, kako bodo avtorji spornih člankov utemeljili smisel svojega odgovora, da so očitno v numerični analizi stabilnosti lokov namesto kritične obtežbe q_{cr} uporabljali omenjeno fiktivno obtežbo q_{cr}^* . Pričakoval sem seveda tudi odgovor na mojo pripombo k smiselnosti njihovega pristopa k reševanju zastavljenega cilja naloge s parametričnimi analizami na dva načina (glej 2. odstavek v poglavju 2 v njihovem članku) in odgovore še na druge pripombe, navedene v mojem prispevku, vendar na nobeno od teh pripomb prof. Saje ni dal ustreznega pojasnila. Še več, z odgovorom na komentarje zavaja predvsem bralec Gradbenega vestnika, kot jih je s svojimi sodelavci zavajal že z obema spornima člankoma. V odgovoru se namreč ni potrudil pojasniti, katero rešitev so vnesli v sliko, na kateri so prikazani tudi rezultati Wollbæcka in Bella za odvisnost »koeficienta uklona« od relativne višine loka. Prva njihova zeleno obarvana točka, ki ustreza vrednosti $H_{rel} = h/L \approx 0,0033$ in za katero je koeficient uklona približno enak 0,8, prav gotovo ni bila določena iz rešitev, ki so jih avtorji objavili v obeh svojih člankih (Rodman, 2008) in (Rodman, 2007).

OPOMBA. Vsi omenjeni viri so z vsemi podatki opisani v mojih pripombah v seznamu literature, gl. rubriko *Odmevi* (Rojc, januar 2009), za vir (Wollbæck, 2004) pa je tam naveden tudi spletni naslov, tako da je dostopen vsem zainteresiranim bralcem Gradbenega vestnika.

NOVI DIPLOMANTI

UNIVERZA V LJUBLJANI, FAKULTETA ZA GRADBENIŠTVO IN GEODEZIJO

VISOKOŠOLSKI STROKOVNI ŠTUDIJ GRADBENIŠTVA

Dejan Lazič, Analiza strukture lastne cene dveh primerljivih objektov na sosednjih lokacijah, zgrajenih leta 1999 in 2008, mentor izr. prof. dr. Maruška Šubic-Kovač

Žiga Filipič, Analiza procesa izdelave ponudbenega predračuna, mentor doc. dr. Jana Šelih, somentor asist. dr. Aleksander Srdić

Marko Žgavc, Uporaba 3D orodja Allplan pri izvajanju gradbenih del, mentor doc. dr. Jana Šelih, somentor asist. dr. Aleksander Srdić

UNIVERZITETNI ŠTUDIJ GRADBENIŠTVA

Damir Klemenčič, Optimalno vodenje prometnih tokov na večnivojskih priključkih tipa "ROMB", mentor doc. dr. Tomaž Maher, somentor viš. pred. dr. Peter Lipar

Ivo Glasnovič, Parkirne hiše, mentor doc. dr. Tomaž Maher, somentor viš. pred. dr. Peter Lipar

Jure Lopatič, Primerjava modelov za numerično analizo armirano-betonskih konstrukcij, mentor izr. prof. dr. Boštjan Brank

Jernej Markovič, Numerično modeliranje gradnje predorov v anizotropnih mehkih skrilavih kamninah, mentor doc. dr. Janko Logar, somentor Jure Klopčič, u.d.i.g.

MAGISTRSKI ŠTUDIJ GRADBENIŠTVA

Mihajlo Popović, Trajnostni pristop k utrditvi zidanih zgradb, mentor izr. prof. dr. Roko Žarnić

UNIVERZITETNI ŠTUDIJ VODARSTVO IN KOMUNALNO INŽENIRSTVO

Mateja Kroflič, Planiranje projektov z metodama CPM in PERT, mentor prof. dr. Goran Turk, somentor asist. dr. Aleksander Srdić

UNIVERZA V MARIBORU, FAKULTETA ZA GRADBENIŠTVO

VISOKOŠOLSKI STROKOVNI ŠTUDIJ GRADBENIŠTVA

Helena Brezovnik, Zagotavljanje kakovosti v podjetju GP Radlje d.d., mentor doc. dr. Andrej Štrukelj, somentor dr. Nataša Šuman

Ladislav Selinšek, Tehnični, organizacijski in ekonomski vidiki obnove in vzdrževanja cest v Mestni občini Maribor, mentor red. prof. dr. Mirko Pšunder, somentor pred. mag. Vlasta Rodošek

August Škof, Trietažna jeklena hala 10 x 30 m, mentor red. prof. dr. Stojan Kravanja, somentor doc. dr. Simon Šilih

UNIVERZITETNI ŠTUDIJ GRADBENIŠTVA

Borut Romih, Priprava in vgrajevanje betona, mentor doc. dr. Andrej Štrukelj

Robert Turk, Analiza pretoka rek z uporabo akustičnega Dopplerjevega merilnika pretokov, mentor izr. prof. dr. Renata Jecl, somentor dr. Janja Kramer

UNIVERZA V MARIBORU, FAKULTETA ZA GRADBENIŠTVO – EKONOMSKO POSLOVNA FAKULTETA

UNIVERZITETNI ŠTUDIJ GOSPODARSKEGA INŽENIRSTVA

Gregor Podlogar, Življenjski cikel in trg lesenih konstrukcij, mentorja red. prof. dr. Miroslav Premrov – FG in doc. dr. Aleksandra Pisnik Korda – EPF

Rubriko ureja • **Jan Kristijan Juteršek**, univ. dipl. inž. grad.

Vsem diplomantom čestitamo!

Skladno z dogovorom med ZDGITS in FGG-UL vsi diplomanti gradbenega oddelka Fakultete za gradbeništvo in geodezijo Univerze v Ljubljani prejemaajo Gradbeni vestnik (12 števil) eno leto brezplačno. Vse, ki bodo želeli po prejemu 12. številke postati redni naročniki, prosimo, naj to čimprej sporočijo uredništvu na naslov: GRADBENI VESTNIK, Leskoškova 9E, 1000 Ljubljana; telefon: (01) 52 40 200; faks: (01) 52 40 199; e-mail: gradb.zveza@siol.net.

ZDGITS in Uredništvo Gradbenega vestnika

KOLEDAR PRIREDITEV

3.-5.5.2009

8th Annual PTI Conference and Exhibition

Portland, Oregon, ZDA

www.post-tensioning.org/annual_conference.php

20.-22.5.2009

5th International Conference on Construction in the 21st Century

CITC-V, Carigrad, Turčija

www.fiu.edu/~citc

19.6.2009

Stahlbau-Kalender 2009 – "Stabilität"

Stuttgart, Nemčija

www.ernst-und-sohn.de/stahlbaukalendertag/w.fiblon09.com

22.-24.6.2009

Concrete: 21st Century Superhero

London, Anglija

www.fiblon09.com

13.-15.7.2009

FRPRCS-9

9th International Symposium on Fibre Reinforced Polymer Reinforcement for Concrete Structures

Sidney, Avstralija

www.iceaustralia.com/frprcs9

26.-29.7.2009

2nd international conference on Fatigue and Fracture in the Infrastructure Bridges and Structures of the 21st Century

Philadelphia, Pennsylvania, ZDA

<http://ffconf.atlss.lehigh.edu/index.html>

6.-11.9.2009

IABSE Annual Meetings and IABSE Symposium

Sustainable Infrastructure - Environment Friendly, Safe and Resource Efficient

Bangkok, Tajska

www.iabse.ethz.ch/conferences/calendarofevents

20.-23.9.2009

8th International Symposium on Cable Dynamics

Pariz, Francija

<http://www.aimontefiore.org/iscd2009>

23.-25.9.2009

14th European Parking Association Congress

Dunaj, Avstrija

www.europeanparking.eu

25.9.2009

10. jubilejni Šukljetov dan

Brdo pri Kranju, Slovenija

www2.fgg.uni-lj.si

5.-9.10.2009

17th International Conference for Soil Mechanics and Geotechnical Engineering

Alexandria, Egipt

www.2009icsmge-egypt.org

14.-16.10.2009

EVACES'09

Experimental Vibration Analysis for Civil Engineering Structures

Wroclaw, Poljska

www.evaces09.pwr.wroc.pl/index.html

11.-12.11.2009

Road Expo Scotland

Edinburgh, Škotska

<http://www.road-expo.com/re2008s/landing.html>

3.-5.5.2010

IABSE Conference

International Structural Codes

Dubrovnik, Hrvaška

www.iabse.ethz.ch/conferences/calendarofevents

29.5.-2.6.2010

The Third International fib Congress and Exhibition "Think Globally, Build Locally"

Washington D.C., ZDA

www.fib2010washington.com

20.-23.6.2010

8th fib International PhD Symposium in Civil Engineering

Kopenhagen, Danska

<http://conferences.dtu.dk/conferenceDisplay.py?confId=21>

21.-23.7.2010

ICSA 2010

International Conference on Structures and Architecture

Guimares, Portugalska

www.arquitectura.uminho.pt

22.-24.9.2010

IABSE Annual Meetings and

IABSE Symposium

Benetke, Italija

www.iabse.ethz.ch/conferences/calendarofevents

20.-23.9.2011

IABSE Annual Meetings and

IABSE Symposium

London, Anglija

www.iabse.ethz.ch/conferences/calendarofevents

Rubriko ureja • **Jan Kristijan Juteršek**, ki sprejema predloge za objavo na e-naslov: **msg@izs.si**