

GRADBENI VESTNIK

avgust 2008



GLASILO ZVEZE DRUŠTEV GRADBENIH INŽENIRJEV IN TEHNIKOV SLOVENIJE IN
MATIČNE SEKCIJE GRADBENIH INŽENIRJEV INŽENIRSKO ZBORNICE SLOVENIJE

Poštnina plačana pri pošti 1102 Ljubljana



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:

Kočeovski tisk

Naklada:

3100 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 števil. 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 všteti DDV.

Poslovni račun ZDGITS pri NLB Ljubljana:

SI56 0201 7001 5398 955

Gradbeni vestnik •

GLASILO ZVEZE DRUŠTEV GRADBENIH INŽENIRJEV IN
 TEHNIKOV SLOVENIJE in MATIČNE SEKCIJE GRADBENIH
 INŽENIRJEV INŽENIRSKO ZBORNICE SLOVENIJE
 UDK-UDC 05 : 625; ISSN 0017-2774
 Ljubljana, avgust 2008, letnik 57, str. 205-228

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 presledkom 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 SKLEP in besedilo sklepa; naslov ZAHVALA in besedilo zahvale (neobvezno); naslov LITERATURA in seznam literature; naslov DODATEK in besedilo dodatka (neobvezno). Če je dodatkov več, so 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

Nagrajeni gradbeniki

stran 206

SLOVENSKI PROJEKT NAGRAJEN NA PORTUGALSKEM

Članki • Papers

stran 207

Sebastjan Kuder, univ. dipl. inž. grad.
doc. dr. Janko Logar, univ. dipl. inž. grad.

NUMERIČNI MODEL ZA ANALIZO OBNAŠANJA TLAČNO OBREMENJENIH VTISNjenih JEKLENIH PILOTOV V LUKI KOPER

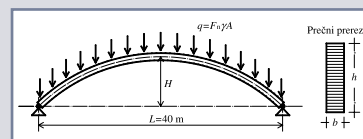
NUMERICAL MODEL FOR THE PREDICTION OF BEHAVIOUR
OF DRIVEN STEEL PILES UNDER AXIAL COMPRESSION LOADING
IN THE PORT OF KOPER



stran 215

Urban Rodman, univ. dipl. inž. grad.
prof. dr. Miran Saje, univ. dipl. inž. grad.
izr. prof. dr. Igor Planinc, univ. dipl. inž. grad.
doc. dr. Dejan Zupan, univ. dipl. inž. mat.

BOČNA ZVRNITEV LESENEGA KROŽNEGA LOKA LATERAL BUCKLING OF A GLULAM TIMBER ARCH

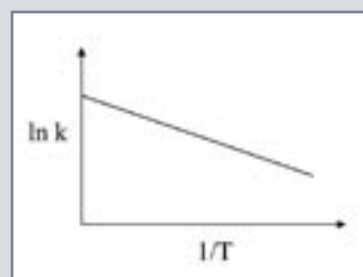


stran 222

dr. Roman Kunič, univ. dipl. inž. grad.
prof. dr. Boris Orel, univ. dipl. inž. fiz.

POSPEŠENO STARANJE IN DOLOČEVANJE ŽIVLJENJSKE DOBE GRADBENIH MATERIALOV

ACCELERATED AGEING AND SERVICE LIFE PREDICTION OF BUILDING
MATERIALS



Koledar prireditev

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

Slika na naslovnici: Detajl Studenske brvi v Mariboru, foto Viktor Markelj

SLOVENSKI PROJEKT ZMAGAL NA PORTUGALSKEM

Porto, 2.–4. julij 2008, Konferenca Footbridge 2008

Po Parizu leta 2000 in Benetkah leta 2005 je bila tretja mednarodna strokovna konferenca za mostove za pešce letos organizirana v Portu na Portugalskem. Sodelovalo je skoraj 300 strokovnjakov s celega sveta. Poleg predstavitve novosti v 138 strokovnih predavanjih, ki so potekala vzporedno v treh dvoranah, je bila osrednja tema izbor in podelitev nagrad za najboljše mostove za pešce, zgrajene v zadnjih treh letih (Footbridge Avarđ 2008).

Tekmovanje Footbridge Avarđ 2008 je organizirala vodilna strokovna revija s področja projektiranja in izvedbe mostov Bridge Design & Engineering iz Londona (www.bridgeweb.com). Razpis je predvideval razdelitev vseh prijav – peš mostov v dve globalni kategoriji, estetika in tehnika ter v 3 podkategorije, ki so odvisne od dolžine glavnega razpona (mali do 40 m, srednji do 75 m in veliki razponi nad 75 m), torej skupno 6 kategorij. Pri čemer »razpon« pomeni razdaljo med stebri mostu.

V ostri konkurenci smo sodelovali z enim projektom tudi Slovenci, in sicer z mostom za pešce in kolesarje preko Drave v Mariboru, imenovanim Studenška brv oziroma angleško Footbridge Studenci, ki je s tremi razponi 42 m spadal v najštevilčnejšo skupino srednjih razponov, kjer je vladala največja konkurenca.

Že uvrstitev v ožji izbor med nominirance za nagrado je predstavljala za sodelujoče pri tem projektu velik uspeh. V skupni Tehnika – srednji razponi so bili v ožji izbor nominirani še mostovi iz Avstralije, Nizozemske in Češke. Na podelitvi pa nas je čakalo še glavno presenečenje: Studenška brv je osvojila prvo nagrado na svetu v svoji kategoriji!

Nagrada je skupinska in se podeljuje investitorju, projektantu in izvajalcu. V Portu, evropski kulturni prestolnici leta 2001, so nagrado prevzeli g. Branko Belca, vodja komunalnih projektov za prejemnika Mestno občino Maribor, odgovorni projektant g. Viktor Markelj za glavnega projektanta Ponting, d. o. o., ter odgovorni vodja del g. Bogdan Rojs za glavnega izvajalca Konstruktor NGR iz gradbene skupine Pomgrad.

Izvedbeni projekt za nagrajeno Studenško brv je nastal na osnovi prvo nagrajene rešitve na natečaju, ki ga je MO Maribor naročil leta 2004. Avtorji natečajne rešitve so Viktor Markelj, Rok Mlakar, Dušan Rožič, Bogdan Reichenberg, Miha Milič, Gregor Reichenberg, Sašo Rek in Robert Gostinčar.

Osnovni podatki o objektu:	
Naziv	Studenška brv čez reko Dravo v Mariboru
Investitor	Mestna občina Maribor
Velikost objekta	L = 136 m, B = 3,2 do 5,8 m, A = 550 m ²
Projektant	Ponting, d. o. o., Maribor
Sodelujoči arhitekt	Reichenberg arhitektura, d. o. o., Maribor
Inženir/Nadzor	Komunalna direkcija Mb in Vedernjak, d.o.o., Mb
Izvajalec	Skupina POMGRAD, Konstruktor NGR, d.d., Hoče
Izv. jeklene konstrukcije	Meteorit, d. o. o., Hoče
Jeklo S355 J2G3	93.000 kg
Čas gradnje	januar 2007–december 2007
Pogodbena vrednost	1,2 mio. EUR



Helena Russell – Bridge Design & Engineering, Viktor Markelj – Ponting, d.o.o., Bogdan Rojs – Konstruktor NGR, in Branko Belca – MO Maribor ob podelitvi nagrade

Več informacij je na:

<http://www.footbridge2008.com/>

<http://www.bridgeweb.com/>

ali pri projektantu Ponting, d.o.o.

Viktor Markelj, 041 664 280

viktor.markelj@ponting.si

NUMERIČNI MODEL ZA ANALIZO OBNAŠANJA TLAČNO OBREMENJENIH VTISNjenih JEKLENIH PILOTOV V LUKI KOPER

NUMERICAL MODEL FOR THE PREDICTION OF BEHAVIOUR OF DRIVEN STEEL PILES UNDER AXIAL COMPRESSION LOADING IN THE PORT OF KOPER

Sebastjan Kuder, univ. dipl. inž. grad.
doc. dr. Janko Logar, univ. dipl. inž. grad.

Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo,
Katedra za mehaniko tal z laboratorijem

Znanstveni članek

UDK 519.61/.64:624.154/.155

Povzetek | Luka Koper leži na območju, kjer temeljna tla v veliki meri tvorijo debele plasti stisljivih morskih sedimentov. Zaradi tega večina zahtevnejših objektov v Luki temelji globoko na zabitih pilotih. Najzanesljivejša metoda za dimenzioniranje takšnih globokih temeljev je statična obremenilna preizkušnja. V Luki Koper je bilo v preteklosti izvedenih mnogo tovrstnih raziskav in del teh rezultatov je bil uporabljen za zasnovo numeričnega modela nosilnosti pilota. V članku je opisan model ter postopek njegovega umerjanja na podlagi štirih dejanskih statičnih obremenilnih preizkušenj. Nadalje je prikazana primerjava rezultatov numeričnega modela z rezultati statičnih in dinamičnih obremenilnih preizkusov ter z metodo, ki temelji na preiskavah z Ménardovim presiometrom.

Summary | The port of Koper is located on the area where the subsoil is predominantly formed by thick soft marine clay deposits. The majority of heavy loaded structures are therefore founded on deep piles. The most reliable data on pile behaviour can be obtained by static load tests. In the Port of Koper, many such tests were made and some of them were used in this study for the calibration of the numerical model. The paper describes the model and the procedure for the calibration of its parameters based on four static pile load tests. The results of the proposed numerical model are compared with the results of further static and dynamic pile load tests and with the results obtained by the method based on the results of Ménard pressuremeter tests.

1 • UVOD

Potem ko je Trst leta 1954 z Londonskim memorandumom pripadel Italiji, se je pojavila potreba po večjih pristaniških zmogljivostih na slovenski obali in posledica tega je bila ustanovitev Luke Koper leta 1957.

Sprejeta je bila odločitev, da se pristanišče zgradi severovzhodno od mesta Koper na območju plitvega Škocjanskega zatoka. Prvi korak je bila premostitev zatoka od mesta do izliva reke Rižane, čemur je sledilo oblikovanje

in postopno zapolnjenje obeh pomolov (slika 1). Sočasno s tem procesom se je odvijalo tudi poglobljanje morskega dna, s čimer je bil omogočen dostop plovilom z večjim ugrezom. Material, ki je bil pridobljen s poglobljanjem, je bil vgrajen v oba pomola.



Slika 1 • Mesto Koper leta 1955 in leta 2005 z Luko Koper (vir: www.luka-kp.si)

Zaradi teh procesov se je na območju obeh pomolov oblikovala sledeča sestava temeljnih tal. Teren je urejen na koti dva do tri metre nad morjem. Zgornje plasti tvori umetni nasip debeline do 4 m (flišna in kamnita nasutja). Sledi plast rahle peščeno-meljne zemljine, pridobljene s poglobljanjem morskega dna (t.i. reful), ki ima debelino od enega do deset metrov. Naslednji sloj je plast zelo stisljive meljne gline, ki sega do absolutne kote od

–27 do –30 m. V območju ustja Rižane sledijo plasti prodno peščeno-meljne zemljine do kote od –40 m do –55 m. Te plasti pogosto prekinjajo tanke glineno-meljne plasti na koti okrog –36 m. Podlago povsod tvorijo flišne kamnine, ki so na prehodu v debelini pretežno 1 do 2 m močno preperete.

Naj ponovimo, da se opis nanaša na območje pod pomoloma. Na vzhodnem in južnem delu pristanišča so razmere drugačne, saj se pod-

laga nahaja neposredno pod slojem mehkih morskih sedimentov in na manjši globini, ponekod tudi manj kot 20 m.

Seveda so navedene geološke razmere izjemno neugodne za temeljenje, posebej za tiste objekte, ki na temeljna tla prenašajo velike obtežbe, kot so obale za privez ladij in pretovor, silosi, mostovi itd. Posledično je pogosto zahtevana uporaba globokega temeljenja in na podlagi dolgoletnih izkušenj se je v danih pogojih kot najustrežnejša izkazala uporaba vtisnjenih jeklenih cevni pilotov. Najpogosteje so v rabi piloti premera 812 mm z debelino stene 12,5 mm (slika 2). Običajno gre za pilote z zaprto konico, ki so zabiti s pomočjo dizelskega zabijala.

Ker so se piloti v preteklih treh desetletjih v Luko Koper uporabljali zelo pogosto, je na razpolago obsežna baza s podatki o geoloških raziskavah in med njimi tudi posebej zanimivimi rezultati statičnih obremenilnih testov na tovrstnih pilotih. In ker so ob tem tudi geološke razmere na preiskovanem območju podobne, se je ponudila priložnost za študijo, s katero bi skozi povratno analizo obremenilnih testov podrobneje ugotovili tiste podatke o značilnih slojih, ki določajo obnašanje jeklenega vtisnjenega pilota. S temi podatki bi na podlagi debelin plasti na poljubni lokaciji v pristanišču lahko zanesljivejše kot doslej napovedali obnašanje pilotov.



Slika 2 • Statični obremenilni preizkus pilota P2 za gradnjo obale veza 7c (foto: B.Pulko)

2 • OBSTOJEČA BAZA PODATKOV

Na razpolago je bil niz 17 statičnih obremenilnih testov, vendar žal niso bili vsi primerni za študijo. V večini primerov so piloti s konico segali v flišno podlago, zaradi česar dejanska nosilnost teh pilotov med testi ni bila dosežena. Ob tem sta bila v dveh primerih uporabljena betonska prefabricirana pilota, tako da so bili za podrobno analizo uporabljeni štirje obremenilni testi: test št. 13, test št. 19, test P3 in test vez7cP2 (slika 3).

Testa št. 13 in vez7cP2 sta bila izvedena na pilotih z zaprto stožčasto konico. V primerih testov št. 19 in P3 sta imela pilota odprti konici, pri čemer je bila v obeh primerih v notranjosti pilota na določeni razdalji od konice nameščena jeklena diafragma. Ta diafragma je debela jeklena plošča z odprtino manjšega premera, ki omogoča, da mehkejša zemljina v zgornjih plasteh med zabijanjem prehajajo skozi odprtino v plošči, medtem ko se ob zabijanju v gostejše peščeno-prodnate



Slika 3 • Luka Koper – lokacije obremenilnih testov

slaje pod njo oblikuje zamašek. Z vgradnjo diafragme se zmanjša razrivanje zemljine in s tem učinek na sosednje pilote ali predhodno zgrajene objekte. Obenem pa namestitev diafragme zagotavlja, da se mobilizira tudi precejšen del nosilnosti po konici. V primeru pilota št. 19 je bila diafragma nameščena 16 m od konice pilota, v primeru pilota P3 pa 5 m od konice pilota.

Poleg rezultatov obremenilnih testov smo pridobili tudi pripadajoče podatke o popisih vrtnin ter podatke, pridobljene med zabijanjem pilota (število udarcev, hitrost napredovanja). Zlasti slednji so se izkazali kot posebej uporabni, saj so nam omogočili natančnejšo določitev debelin posameznih plasti, ker se vrtnine niso vedno nahajale v neposredni bližini testnega pilota.

Analizirani so bili tudi rezultati dinamičnih obremenilnih testov na pilotih. Za razliko od statičnih testov, ki so bili v večini izvedeni pred dvajset in več leti, so dinamični testi pretežno novejšega datuma. Posamezni primeri sicer datirajo v osemdeseta leta, vendar je bila takrat ta vrst preiskav še v povojih, zato ti testi po stopnji obdelave ne dosegajo primerov iz zadnjih let. Tako je bila neposredna primerjava med statičnim in dinamičnim testom možna le za pilota z oznako vez7cP2.

Poleg obremenilnih testov je bilo izvedenih tudi več raziskav, ki so vključevale standardne penetracijske preiskave in meritve z Menardovim presiometrom, ploščatim dilatometrom ter s konusnim in dinamičnim penetrometrom. V pričujočem tekstu so predstavljeni zgolj rezultati presiometrijskih testov v treh vrtninah.

3 • NUMERIČNI MODEL

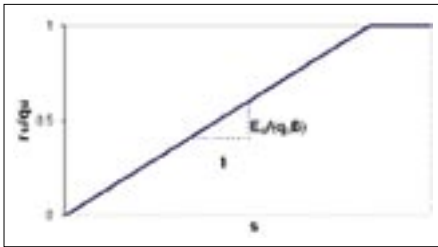
Kot je bilo uvodoma navedeno, je bil glavni cilj študije določiti tiste plasti temeljnih tal, ki so za območje pristanišča najznačilnejše, ter določiti tiste lastnosti teh plasti, ki bi omogočile napoved obnašanja pilotov. V ta namen je bil zasnovan numerični model, ki posnema prenos obtežbe preko pilota v zemljino. Model je bil nato vgrajen v posebno programsko orodje, ki omogoča, da s primerjanjem ter postopnim usklajevanjem dejanskih in simuliranih obremenilnih testov pridemo do najverjetnejših vrednosti za izbrane materialne lastnosti modela.

Pri numeričnem modelu gre v osnovi za interakcijo med pilotom in zemljino, ki ga določata mehanizma prenosa obtežbe v tla preko plašča in preko konice. Plašč je razdeljen na več segmentov skladno z dejanskimi sloji zemljine. Obnašanje vsakega segmenta plašča (i) definirata dva parametra: mejna trenjska nosilnost q_{si} in deformacijski parameter, ki je definiran kot modul E_{si} (slika 4). Nagnjeni odsek krivulje je opisan z enačbo 1:

$$\frac{r_{si}}{q_{si}} = \frac{E_{si}}{q_{si} \cdot B} \cdot s_i \quad (1)$$

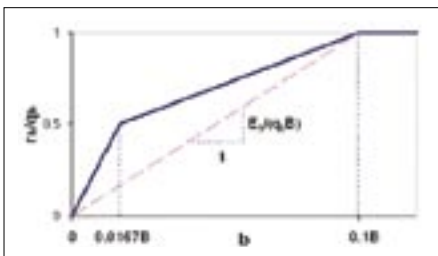
- r_{si} mobiliziran trenjski odpor i -tega dela plašča,
- q_{si} trenjska nosilnost i -tega dela plašča i ,
- E_{si} modul i -tega dela plašča i ,
- s_i zdrs i -tega dela plašča,
- B premer pilota.

Obnašanje konice je definirano na podoben način. Trdnostni parameter v modelu je mejna nosilnost konice q_b , deformacijski parameter pa je definiran kot modul konice E_b . Pri slednjem gre dejansko za povprečni modul, saj je odnos med obtežbo in pomikom konice definiran kot t. i. trilinearna krivulja (Frank in Zhao, 1982). Modul E_b predstavlja povprečno vrednost prvega in drugega nagnjenega odseka, kot je prikazano na sliki (slika 5). Ta definicija



Slika 4 • Definicija obnašanja i-tega segmenta plašča

je torej nekoliko kompleksnejša z namenom, da se doseže boljše ujemanje simuliranih obremenilnih krivulj z dejanskimi – posebej se to nanaša na zadnje korake obremenilnih testov.



Slika 5 • Definicija modela konice:
 r_b – mobiliziran odpor konice,
 q_b – mejna nosilnost konice,
 E_b – modul konice,
 b – pomik konice

V matematičnem jeziku je krivulja na sliki 5 definirana z nizom enačb 2:

$$\frac{r_b}{q_b} = \begin{cases} \frac{30b}{B} & \text{za } 0 \leq b \leq \frac{B}{60} \\ \frac{6b}{B} + 0,4 & \text{za } \frac{B}{60} < b < \frac{B}{10} \\ 1 & \text{za } b \geq \frac{B}{10} \end{cases} \quad (2)$$

Pri tem je:

- r_b mobiliziran odpor konice,
- q_b mejna nosilnost konice,
- b pomik konice,
- B premer pilota.

Poleg zgornjih definicij model upošteva tudi elastični skrčček samega pilota zaradi osne tlačne obremenitve.

Začetni približek za iskane parametre je bil določen z analizo razpoložljivih podatkov, ki so obsegali popise vrtnin, podatke dinamičnih testov in tabele napredovanja pilotov pri zabijanju. S to analizo smo skušali določiti čim natančnejši razpored slojev ob vsakem od analiziranih pilotov. Ob tem smo podali tudi prvo oceno trenjskih nosilnosti po plašču za posamezne plasti. Nekateri dinamični obremenilni testi so postregli s temi vrednostmi neposredno, vendar so se izkazali kot le delno sprejemljivi. Tako smo se tudi pri tej oceni bolj opirali na popise vrtnin in na podlagi le-teh ocenili strižne kote ter nato trenjske nosilnosti določili po principu efektivnih napetosti, ki ga definira enačba 3:

$$q_s = k \cdot \bar{\sigma}_h' \cdot \text{tg } \delta \quad (3)$$

k faktor, odvisen od načina vgradnje pilota in vrste zemljine,

$\bar{\sigma}_h'$ povprečna horizontalna efektivna napetost v sloju,

δ trenjski kot med pilotom in zemljino.

Podatke o prostorninskih težah in strižnih kotih smo povzeli po izsledkih laboratorijskih preiskav, pri čemer smo izhajali iz tistih podatkov, ki so dali konzervativne vrednosti. Za plasti stisljivih meljnih glin smo tako privzeli vrednost strižnega kota med 20° in 21° , za prodno peščene sloje pa med 25° in 28° . V enačbi 3 je bilo upoštevano, da pri plasteh stisljivih meljnih glin ni pričakovati ugodnega učinka zaradi zabijanja, zato naj horizontalne napetosti ostanejo enake mirnim zemeljskim pritiskom. Faktor k je torej znašal 1,0, kar je za tovrstne zemljine običajna predpostavka. Za prodno-peščene sloje je bilo pričakovano, da se bodo pod vplivom zabijanja nekoliko zgoščili. Izhajali smo iz ocene, da se bodo horizontalne na-

petosti povečale za 10 % do 30 %, in sicer v primeru pilotov s prazno konico v zgornjem prodno-peščinem sloju za 10 %, v spodnjem sloju ob konici pa za 20 %. V primeru pilotov s polno konico pa smo privzeli povečanje za 30 %. Za parameter δ je bilo izbrano, da ustreza vrednostim strižnih kotov. Za koherentne zemljine je to običajna predpostavka, za nekoherentne pa nekoliko optimistična, ker pa so bili strižni koti že v izhodišču konzervativno ocenjeni, je ocena razmeroma realna. Čeprav so bile naše predpostavke za račun trenjskih nosilnosti dokaj pesimistične, pa se je izkazalo, da so nosilnosti, ki so bile izračunane na ta način, vseeno nekoliko precenjene. Kljub temu pa so predstavljale dobro izhodišče za naslednje iteracije.

Ocena modula E_s je bila izvedena po analogiji s presiometriko teorijo. Po tej teoriji namreč velja, da je razmerje med presiometričnim modulom in mejnim tlakom (pripadajoči trdnostni parameter) večje pri težko gnetnih in poltrdnih koherentnih zemljinah v primerjavi s srednje gnetnimi in lahko gnetnimi koherentnimi zemljinami ter tudi z nekoherentnimi zemljinami (Briaud, 1992). Tako je bilo določeno, da se bo uporabilo isto razmerje E_s/q_s za prodno-peščene sloje ter za stisljive glineno-meljne sloje. Za plasti težko gnetne gline je bilo ocenjeno, da naj bi bilo to razmerje višje za 50 %. V primerih analiziranih vrtnin se ta tip zemljine pojavi le izjemoma in še to v tanjših slojih, tako da ta ocena nima velikega vpliva. Modul E_s je torej definiran tako, da je njegova vrednost v direktni odvisnosti od trenjske nosilnosti in delno pogojena tudi s tipom zemljine.

Pri modeliranju obnašanja konice je bilo določeno, da naj bo razmerje med modulom E_b in mejno nosilnostjo q_b enako 10. Ta predpostavka je v skladu z določilom EC7 v zvezi s statičnimi obremenilnimi preizkusi, ki naveda, da se mejna nosilnost konice določa pri pomiku, ki ustreza 10 % premera pilota.

pri pilotih 19 in vez7cP2 pa zabijalo Delmag D62. Poleg tega velja ponoviti, da sta imela pilota 19 in P3 odprto konico. Pri podatkih o pogrezkih med zabijanjem za pilota P3 so navedeni podatki za sosednjega pilota P0, ki je imel polno konico. Ta pilot je bil pri izvedbi statičnih obremenilnih testov uporabljen kot natezni pilot, njegovi podatki o zabijanju pa so uporabljeni zaradi boljše primerljivosti z ostalimi.

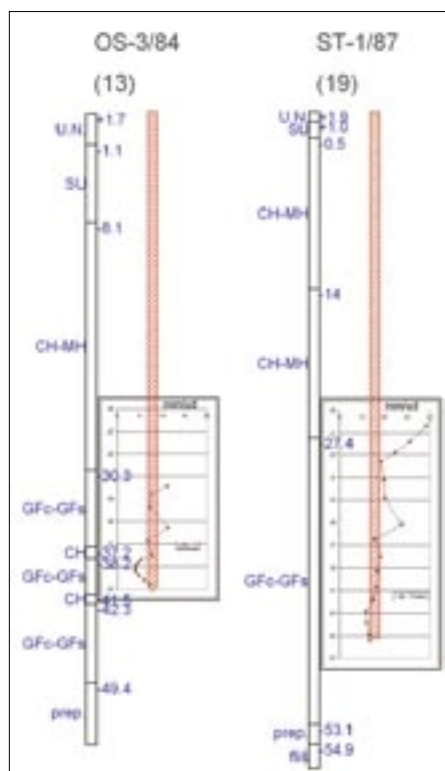
4 • REZULTATI

Pred oblikovanjem računskih modelov je bilo treba določiti čim natančnejšo sestavo tal na lokacijah vseh štiri statičnih obremenilnih testov. Pripadajoči popisi vrtnin so prikazani na slikah 6 in 7. Zraven so dodani tudi podatki o hitrosti napredovanja pri zabijanju (milimetri

na udarec) na neki globini, ki ponujajo dodatno informacijo o debelini slojev in njihovi trdnosti. Ob tem je treba poudariti, da so bila za zabijanje uporabljena zabijala z različnimi energijami zabijanja. Za vgradnjo pilotov 13 in P3 je bilo uporabljeno zabijalo Delmag D46,

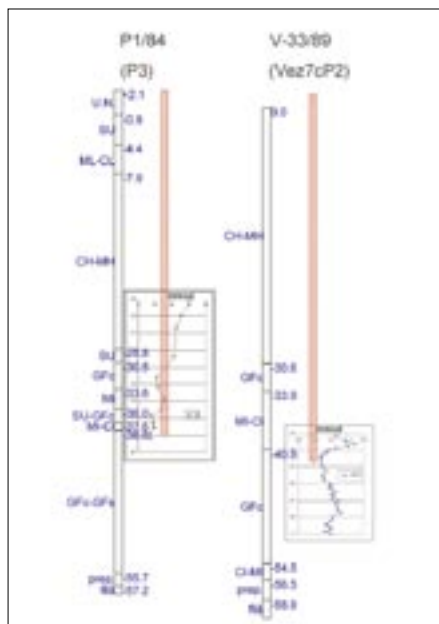
Omeniti velja, da so bile pri analizah uporabljene prilagojene oznake slojev:

- U. N.: sloji umetnega nasipa,
- S1: zgornji peščeni sloji,
- CS1: stisljive meljne glinice do absolutne kote približno -27 m,
- CS2: glineni sloj tik nad zgornjo prodno peščeno plastjo,
- CS3: težko gnetna glina okoli abs. kote -40 m,
- GfC1: prodno-peščeni sloji, ki izkazujejo nekoliko nižje trdnostne lastnosti (sloj okoli kote -30 m v primeru pilota 19),
- GfC2: večina prodno peščenih plasti,
- GfC3: prodno peščeni sloji, ki izkazujejo nekoliko boljše trdnostne lastnosti (sloj pod koto -40 m v primeru pilotov P3 in vez7cP2).



Slika 6 • Profila vrtin za pilota 13 in 19

Kot je bilo že navedeno, so nosilnosti po plašču, ki so bile izračunane na podlagi prvotnih ocen trenjskih nosilnosti, nekoliko presegle dejanske nosilnosti. V nadaljnjih korakih so bila razmerja med nosilnostmi slojev ohranjena, same vrednosti pa so bile postopno znižane. Variacije vhodnih parametrov so na koncu postregle z najboljšim ujemanjem vseh štirih dejanskih krivulj obtežba – pomik s krivuljami na podlagi numeričnega modela. Glede konice je bilo treba določiti manj spremenljivk, posebej ker je bilo razmerje



Slika 7 • Profila vrtin za pilota P3 in vez7cP2

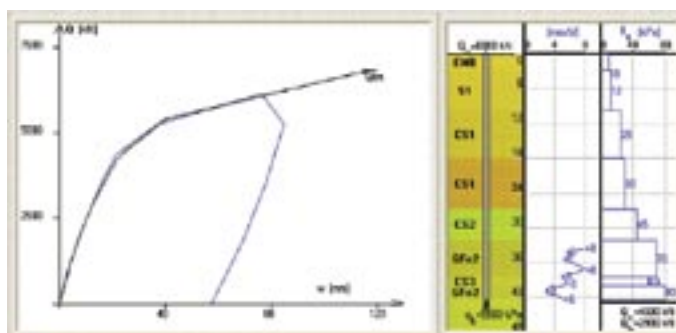
med modulom in mejno nosilnostjo vnaprej določeno. Kljub temu je bilo treba upoštevati, da sta imela dva od pilotov (19 in P3) odprto konico. Posledično smo pričakovali, da imata njuni konici nekoliko manjšo nosilnost. Ta učinek bi moral biti posebej izražen pri pilotu 19, ki je imel diafragmo nameščeno 16 m od same konice. Na drugi strani bi morala konica pilota vez7cP2 izkazovati višjo nosilnost zaradi nekoliko boljše karakteristike zemljine na globini konice.

Pridobljene vrednosti parametrov so navedene v preglednici 1, natančnejši rezultati pa na slikah od 8 do 11. Preglednica 1 kaže, da so bili najboljši rezultati doseženi, ko je razmerje E_s/q_s enako 200 za prodno-peščene ter stisljive glineno-meljne sloje. Za težko gnetne in poltrdne glinene sloje (CS3) pa naj bi ta vrednost znašala 300. Preglednica 1 poleg samostojnih vrednosti podaja tudi nekaj intervalov. V teh primerih se spodnje vrednosti nanašajo na pilote z odprto konico (19 in P3). Za ta tip pilotov je namreč pričakovati nižje trenjske nosilnosti v nekoherentnih slojih, ker

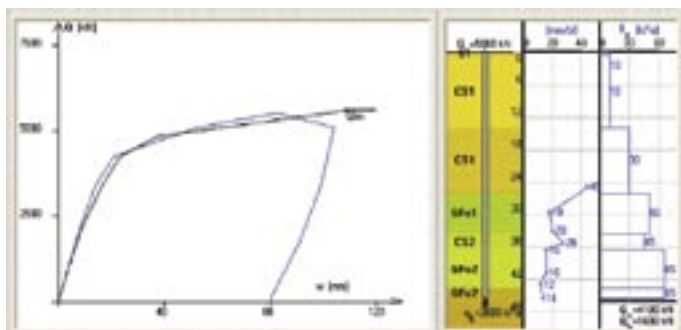
Plašč				
Sloj zemljine	Povprečna globine	q_s	E_s	
	m	kPa	MPa	
EMB	0–4	10	2	
S1	5	10	2	
CS1	8	15	3	
CS1	20	30	6	
CS2	29	45	9	
CS3	40	60	18	
GfC1	30	50	10	
GfC2	34	60–70	12–14	
GfC2	42	65–80	13–16	
GfC3	44	90	18	
Konica				
Pilot	Dolžina pilota	Oblika konice	q_b	E_b
	m		kPa	MPa
13	42,4	konična	5500	55
19	45,4	odprta	3000	30
P3	41	odprta	4600	46
vez7cP2	44	konična	7800	78

Preglednica 1 • Lastnosti zemljin – rezultati povratne analize

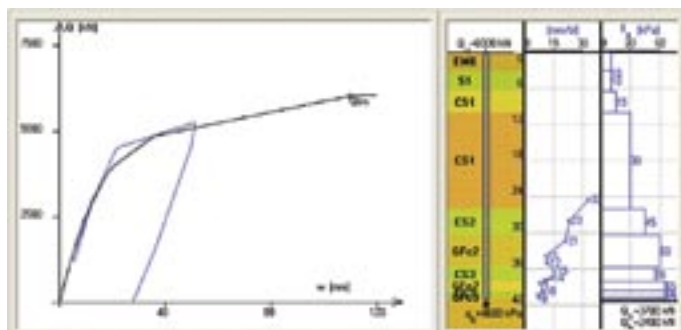
je učinek zgoščanja zemljine pri zabijanju manj izražen kot pri pilotih s polno konico. Enako velja tudi za material GfC1. Podoben vzorec je bil ugotovljen pri rezultatih za konice pilotov. Potrdile so se namreč domneve, da oba pilota z odprto konico izkazujeta nižje nosilnosti. Zlasti pilot 19 (z diafragmo 16 m nad konico pilota) je pod vplivom tega fenomena, kar je v skladu s predvidevanji. Primerjave z modelom izračunanih in pri obremenjenih preizkušnjah izmerjenih krivulj sila – pomik na vrhu vseh štirih pilotov so prikazane na slikah 8–11. V vseh primerih se merjene in računsko dobljene krivulje zelo dobro ujemajo. Manjša odstopanja opazimo v primerih pilotov 19 in P3 (sliki 9 in 10), kjer numerični model izkazuje nekoliko nižjo nosilnost po plašču. Vzrok za to razliko lahko iščemo med posledicami dejstva, da sta imela ta dva pilota odprti konici.



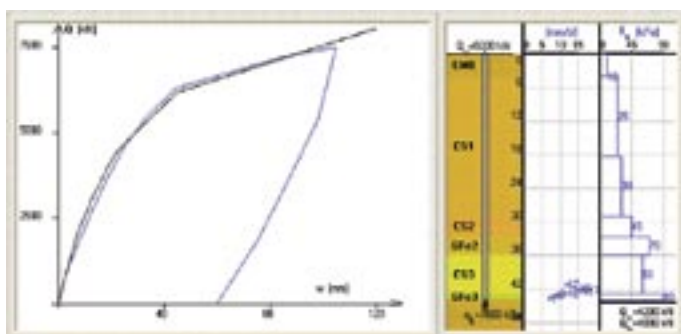
Slika 8 • Krivulji obtežba – pomik iz dejanske (modra) in simulirane (črna) obremenilne preizkušnje za pilota 13



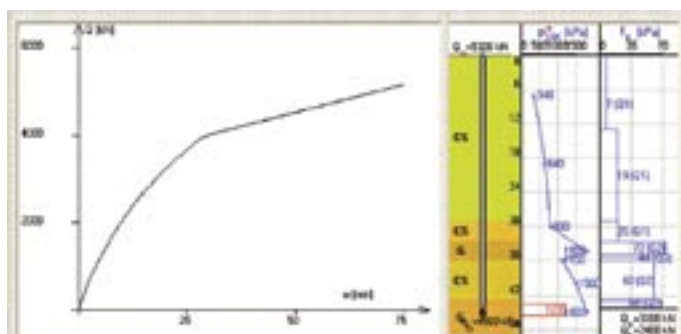
Slika 9 • Krivulji obtežba – pomik iz dejanske (modra) in simulirane (črna) obremenilne preizkušnje za pilota 19



Slika 10 • Krivulji obtežba – pomik iz dejanske (modra) in simulirane (črna) obremenilne preizkušnje za pilota P3



Slika 11 • Krivulji obtežba – pomik iz dejanske (modra) in simulirane (črna) obremenilne preizkušnje za pilota vez7c



Slika 12 • Krivulja obtežba – pomik za pilota vez7c, pridobljena na podlagi rezultatov presiometriških preiskav

5 • PRIMERJAVA METOD

Poleg statičnih obremenilnih preizkušenj in numerične metode so bili rezultati primerjani tudi z rezultati dinamičnih obremenilnih preizkušenj ter s presiometriško metodo. Ta primerjava je bila omejena na lokacijo vez7cP2, kajti ostale obremenilne preizkušnje so se odvijale pred dvajset in več leti, torej v času, ko sta bili dinamična in presiometriška metoda v Sloveniji še v povojih.

Presiometriške preiskave so se izvajale na različnih območjih pristanišča v obdobju zadnjih pet let. Ker so bile vrtnice praviloma zelo globoke, presiometriške preiskave običajno niso bile razporejene po celi vrtni, ampak so se omejile na tiste sloje, ki so na neki lokaciji najpomembnejši za nosilnost pilotov. V primeru lokacije vez7c sta bili taki dve vrtnici VC-11 in VC-15. V teh dveh vrtnicah je bilo izvedenih 8 presiometriških preiskav, vendar so bile le štiri primerne za korektno uporabo pri računu obnašanja pilotov po presiometriški metodi: ena preiskava v srednje gnetni glini na koti –30 m, dve v nižje ležeči prodno-peščeno glinasti zemljini in ena v glinenem sloju med kotama –36 in –43 m. Zaradi pomanjkanja podatkov za sloje

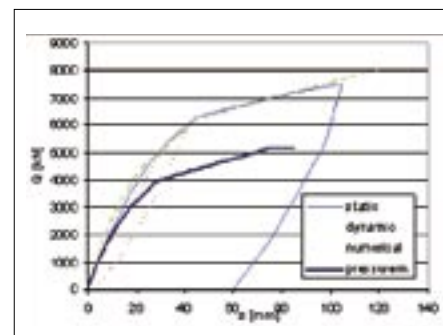
stisljivih morskih glin smo podatke poiskali v nekoliko bolj oddaljenih vrtnicah. Ugotovljeno je bilo, da najprimernejše vrednosti podaja vrtnica F-2 na južnem robu drugega pomola. Dodajmo še, da so bili rezultati prve preiskave v prodnatem sloju ponovljeni na koti –45 m. Podatki, ki so bili uporabljeni za presiometriško metodo, so navedeni v preglednici 2.

Test št.	Globina (m)	Tip zemljine	p_{LM} (kPa)	E_M (kPa)
1	7	CS	340	2000
2	19	CS	640	4000
3	30	CS	800	6000
4	34.3	G	1800	18000
5	35.8	G	1100	17000
6	40	CS	1500	16000
7	45	G	1800	18000

Preglednica 2 • Podatki presiometriških preiskav za pilota vez7cP2

Kot je razvidno s slike 13, se krivulje statične in dinamične obremenilne preizkušnje ter rezultat numerične metode dobro ujemajo.

Edino krivulja, ki izvira iz presiometriške metode, se odkloni precej hitreje. Glavni razlog temu je, da je presiometriška metoda v prvi vrsti namenjena projektiranju in kot takšna že v izhodišču izkazuje nekaj več varnosti. Drugi razlog se skriva v dejstvu, da predstavljajo stisljive morske glinice izjemno zahtevne pogoje z vidika priprave vrtnice, kvalitetna vrtnica pa je ključen dejavnik za optimalno izvedbo presiometriške preiskave. V našem primeru so vsaj nekateri od teh testov dali podcenjene rezultate, kar se je najbolj odrazilo v nizkih trenjskih nosilnostih ter nizkih presiometriških modulih. Razlike so najočitnejše, če primerjamo vrednosti trenjskih nosilnosti za stisljive glinice na skrajnih desnih grafikonih na slikah 11 in 12. V nasprotju s stisljivimi glinenimi sloji lahko



Slika 13 • Primerjava krivulj obtežba – pomik

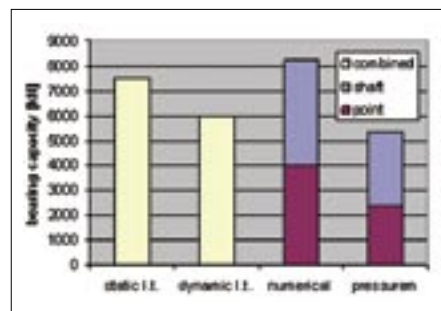
ob tem na istih grafikoni ugotovimo podobno razporeditev trenjskih nosilnosti v prodnatih slojih pod koto -33 m.

Glede nosilnosti po konici so nižje presiometriške vrednosti posledica dejstva, da je bil za izračun te vrednosti uporabljen podatek preiskave, ki je bila dejansko izvedena 10 m višje, kot je nivo konice. Iz tega jasno sledi, da lahko presiometriško metodo uporabimo le, če izvedemo presiometriške meritve po celotnem profilu tal, v katerem bodo izvedeni piloti.

Graf na sliki 14 prikazuje primerjavo nosilnosti. Čeprav se zdijo razlike med metodami občutne, je treba upoštevati, da so pripadajoči pomiki prav tako različni. Vrednosti obeh obre-

menilnih testov so najvišje vrednosti, mobilizirane pri posameznem testu. Dinamični obremenilni test pogosto ne mobilizira celotnega odpora pilota, kar je tudi poglavitni razlog za odstopanje v konkretnem primeru. Pri numeričnem modelu vrednost ustreza pomiku konice 81 mm, s čimer lahko ponovno zaključimo, da te tri metode dajejo zelo podobne rezultate.

Najvišja vrednost pri presiometriški metodi je dosežena pri pomiku glave pilota za približno 75 mm. V tej fazi numerična krivulja in krivulja statične obremenilne preizkušnje potekata približno 1800 kN višje, torej razlika ni tako izrazita, kot bi lahko sklepali na podlagi slike 14.

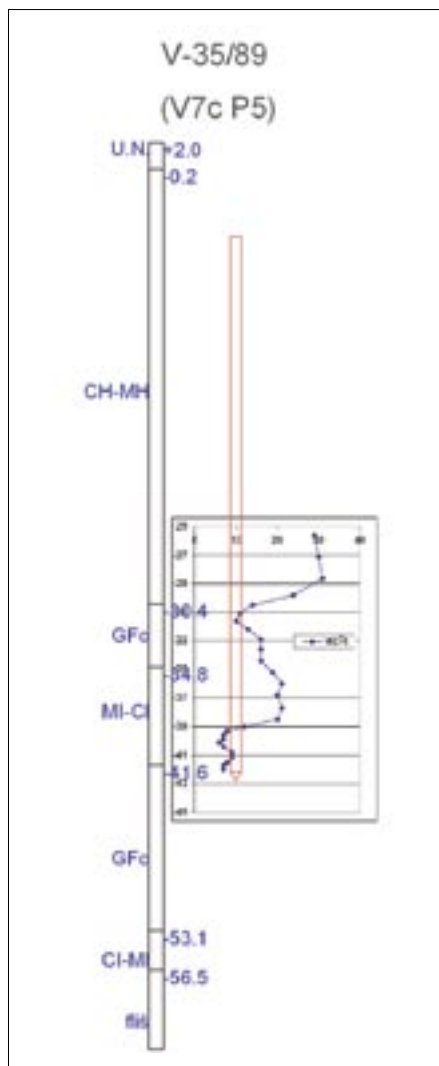


Slika 14 • Primerjava nosilnosti

6 • PREIZKUS MODELA

Potem ko je bil model umerjen na vzorcu štirih statičnih obremenilnih preizkušanj, je bil uporabljen za napoved obnašanja novega preizkusnega pilota P5 na lokaciji veza 7c, ki je bil od prvega pilota odmaknjen približno 100 m proti severu. Pri določanju lastnosti modela smo se deloma oprli na model za pilota vez7cP2, deloma pa na izsledke povratne analize, ki so povzeti v preglednici 1. Ob tem so bili pregledani tudi popisi bližnjih vrtin in podatki o zabijanju preizkusnega pilota (slika 15) ter obeh sosednjih pilotov, ki sta pri obremenjevanju zagotavljala potrebno reakcijo.

Ugotovljeno je bilo, da je sestava tal nekoliko drugačna kot na lokaciji prvega pilota. V primeru slednjega je bilo določeno, da se začne plast prodno-peščene meljne zemljine na koti -30,6 m, na koti -33,9 m pa preide v težko gnetno glino. Na koti -40,9 m se ponovno pojavi gostejši prodnati sloj, v katerega je konica pilota vpeta 1,1 m. Na sliki 16 so prikazani rezultati zabijanja štirih pilotov na lokaciji veza 7c, iz katerih je razvidno, da se pri pilotu vez7cP5 pojavi precejšen odpor pri zabijanju, ko konica doseže koto -30,5 m, kar je konsistentno s popisi bližnjih vrtin, po katerih se na tej globini nahaja sloj poltrdne gline. Odpor se nekoliko zmanjša približno na koti -32 m, ko nastopi prvi prodnati sloj. Od globine -34,5 m se odpor vztrajno manjša, kar kaže na to, da je pri pilotu vez7cP5 na tej globini precej bolj podajna zemljina kot na lokaciji pilota vez7cP2. Na koti -39 m nastopi drugi prodnati sloj, kar pomeni, da je konica pilota 3 m vpeta v ta sloj. V zadnjih korakih je zabijanje potekalo podobno hitro na obeh

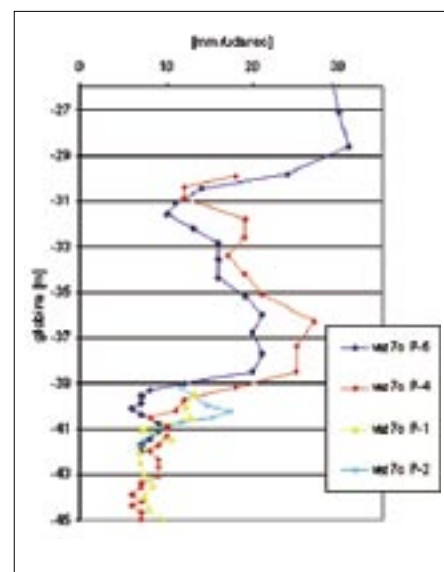


Slika 15 • Profil vrtine za pilota vez7cP5 s podatki o zabijanju

lokacijah. V povprečju je bila penetracija pri zabijanju pilota vez7cP5 le za spoznanje večja, zato je bila nosilnost konice ocenjena na 7000 kPa (za vez7cP2 7800 kPa).

Za lastnosti modela v območju stisljivih glineno meljnih zemljin so bile izbrane vrednosti po preglednici 1, za težko gneten sloj nad prvim prodnatim slojem zemljina z oznako CS3, vendar je bila na podlagi rezultatov zabijanja trenjska nosilnost povečana na 90 kPa. Z isto obrazložitvijo je bila pri naslednjem sloju (GFc2) privzeta nekoliko nižja trenjska nosilnost 60 kPa, za sloj od kote -34,5 do -39 m pa izbran material CS2 namesto CS3.

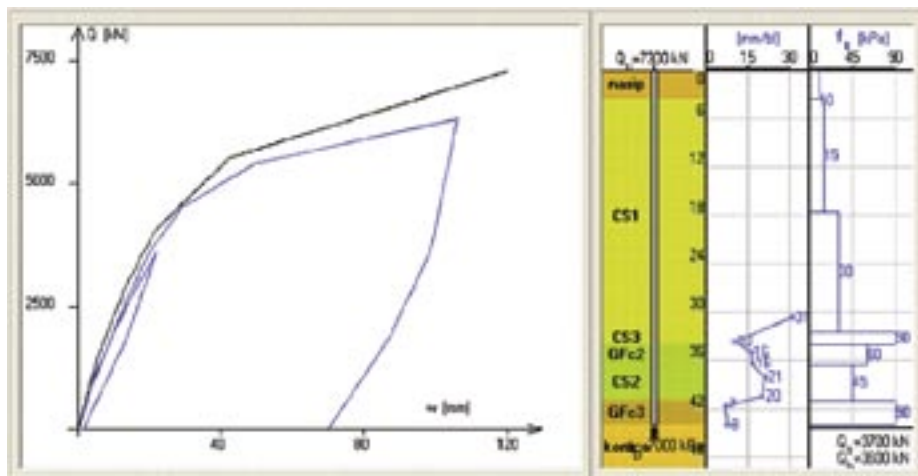
Rezultat teh predpostavk je bil model pilota, ki je napovedoval nosilnost 7300 kN pri pomiku konice za 80 mm, kar je za 900 kN manj v primerjavi s pilotom vez7cP2. Med obreme-



Slika 16 • Podatki o zabijanju pilotov na lokaciji veza 7c

nilno preizkušnjo, ki je sledila napovedi, je bil pilot obremenjen največ z 6300 kN, čemur je ustrezal pomik glave pilota 106 mm. Dejanska nosilnost pilota je torej nekoliko nižja (za 14 %) od napovedane (slika 17). V območju do približno 5000 kN znaša ta razlika približno 500 kN, kar pomeni, da je bila napoved dokaj točna.

Nekoliko moti večji naklon simulirane krivulje pomik – obtežba v zadnji fazi preizkušnje. Podoben pojav je bil ugotovljen tudi pri pilotu vez7cP2, le da ni bil tako izrazit. Ta ugotovitev nakazuje, da sta bila modul E_b in s tem tudi nosilnost po konici q_b rahlo precenjena v obeh primerih. Odstopanje v strmejšem delu krivulje gre pripisati previsoki oceni trenjske nosilnosti po plašču. Ker ta pojav pri prvem pilotu ni bil opažen, domnevamo, da je bil v primeru pilota vez7cP5 manj prisoten ugoden časovni učinek (t. i. setup efekt), ko se sčasoma poveča nosilnost, ker se zmanjšujejo posledice zabijanja (presežni porni tlaki,



Slika 17 • Krivulji obtežba – pomik iz dejanske (modra) in simulirane (črna) obremenilne preizkušnje za pilota vez7cP5

porušene vezi med delci zemljine). K nižji nosilnosti po plašču je verjetno svoj delež

prispevala tudi izgradnja nasipa na mestu poskusnega pilota tik pred vgradnjo pilotov.

7 • SKLEP

Glavni namen študije je bil zasnovati ter umeriti enostavni numerični model pilota v tipičnem geološkem profilu v Luki Koper. Kot je prikazano, se krivulje dejanskih obremenilnih preizkušenj zelo dobro ujemajo s simuliranimi krivuljami, z nekaj manjšimi odstopanji. Kljub zadovoljivim rezultatom je potrebno ugotoviti, da gre velik del zaslug za dobro ujemanje na račun tega, da elastični skrček pilota predstavlja dobršen del skupnega pomika. To je posledica velike dolžine pilota ter nizkih trenjskih nosilnosti slojev v zgornjem in srednjem delu pilota. Ker so takšne razmere prisotne na širšem območju pristanišča, lahko zaključimo,

da je model zelo korektno zasnovan za svoj prvotni namen.

Za nadaljnje izboljšanje modela bi bilo treba dosedanje rezultate dopoljevati s prihodnjimi obremenilnimi preizkušnjami. Naš predlog je, da bi se kateri od testnih pilotov opremil z merilnimi napravami, ki bi omogočile spremljanje razvoja deformacij vzdolž plašča pilota, kar bi postreglo z natančno informacijo o razporeditvi trenjskih napetosti po globini. Ob tem gre pričakovati, da bo razmerje med trenjskim modulom in trenjsko nosilnostjo E_s/q_s , ki je zaenkrat zaokroženo na 200 oziroma 300, doživelo manjše korekcije.

Za boljše ujemanje rezultatov bi bilo dobro razmisliti o naprednejšem modelu tako za model trenjske napetosti po plašču kot tudi za model napetosti po konici.

Numerični model naj bi v prihodnje služil kot prva ocena obnašanja pilota pred dejansko obremenilno preizkušnjo. V prvi vrsti se to nanaša na prihajajoče projekte v Luki Koper, verjetno pa bo model prirejen tudi pogojem na drugih lokacijah.

Študija je potrdila, da dinamični obremenilni testi lahko podajo rezultate, ki so v območju delovnih obtežb zelo primerljivi z rezultati statičnih obremenilnih preizkušenj. Študija je prav tako pokazala, da v pogojih, kot vladajo v Luki Koper, presiometriška metoda lahko da zmerno podcenjeno vrednost za nosilnosti po plašču pilota.

8 • REFERENCE

Briaud, J. L., *The Pressuremeter*, A A Balkema, 1992.

Frank, R., Zhao, S., *Estimation par les paramètres pressiométrique de l'enfoncement sous charge axiale des pieux forés dans les sols fins*, Bull Liaison LPC N 119 Mai–Juin, 1982.

Kuder, S., Majes, B., *Poročilo o presiometriških preiskavah tal na lokaciji Obala vez 7c z zaledjem na pomolu I v Luki Koper*, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, 2007.

Robas, A., Logar, J., Majes, B., *Poročilo o presiometriških preiskavah tal na lokaciji Luka Koper, obala v podaljšku veza 11, 2. bazen*, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, 2004.

Vogrinič, G., *Katalog analiziranih tlačnih obremenilnih preizkušenj kolov*, dodatek h doktorski disertaciji: Analiza prenosa obtežbe v tla po kolu, 1992.

BOČNA ZVRNITEV LESENEGA KROŽNEGA LOKA

LATERAL BUCKLING OF A GLULAM TIMBER ARCH

Urban Rodman, univ. dipl. inž. grad.
 prof. dr. Miran Saje, univ. dipl. inž. grad.
 izr. prof. dr. Igor Planinc, univ. dipl. inž. grad.
 doc. dr. Dejan Zupan, univ. dipl. inž. mat.

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

Znanstveni članek

UDK: 624.011.1:624.072.32:624.075.

Povzetek | V prispevku je predstavljena numerična analiza bočne zvrnitve lepljenega lesenega krožnega loka zaradi enakomerne vertikalne kratkotrajne linijske obtežbe. Podrobno so analizirani vplivi višine loka ter števila in lege bočnih podpor na bočno zvrnitev. Obtežba pri bočni zvrnitvi in postkritična nosilnost loka sta določeni z modelom ukrivljenega prostorskega linijskega nosilca in z ustrezno modificirano metodo ločne dolžine. Z računi je bilo ugotovljeno, da imajo največjo bočno nosilnost krožni loki z razmerjem med višino in dolžino loka 0,2 in kakšna je optimalna razporeditev dodatnih bočnih podpor krožnega loka.

Summary | The stability of glulam timber arches under uniform vertical traction has been analysed. The influence of the height of the arch on the lateral buckling load has been studied for both arches with the constant cross-section or constant volume. The critical load and the postcritical load-deflection path have been handled by the arc-length method, specially adapted for the curved, strain-based 3D beam element. The optimal height of the arch corresponding to a chosen lateral stiffness has been defined. The effect of the number of lateral supports and their positions on the lateral buckling load is assessed. The optimal arrangement of the supports is determined as well. It is also shown that the bending failure rather than the lateral buckling occurs only if six or more lateral supports are introduced.

1 • UVOD

Lepljeni leseni loki se v gradbeništvo pogosto uporabljajo pri mostovih za pešce in za ostrejša dvoran. Kadar so taki loki zelo vitki, obstaja velika možnost bočne zvrnitve, zato moramo pri projektiranju stabilnostnim pojavom posvetiti veliko pozornost. V literaturi zasledimo številne matematične modele in študije vplivov različnih parametrov na stabilnost lokov ((Gjelsvik, 1962), (Jeusette, 1989), (Ghazaly, 1989), (Shao, 1990), (Rasby, 1991), (Zhiliang, 1994)).

V članku predstavljamo računski model za analizo stabilnosti krožnih lepljenih lesenih

lokov in analiziramo osnovne in višje uklonske oblike krožnih lokov, kar nam pomaga pri optimalni izbiri pozicij dodatnih bočnih podpor.

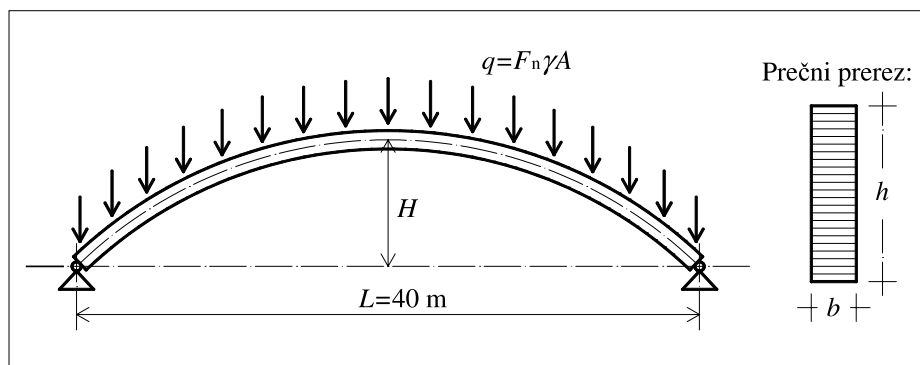
Stabilnostni pojavi v elastičnih konstrukcijah so posledica t.i. geometrijske nelinearnosti. Kadar imamo opravka z ukrivljenimi nosilci, se naloga še dodatno zaplete. Zato v tem članku krožne loke analiziramo z najsodobnejšimi prostorski linijskimi končnimi elementi, ki dopuščajo poljubno velike pomike, zasuke in deformacije ter poljubno začetno ukrivljenost osi nosilca ((Zupan, 2003a), (Zupan, 2003b)). Elementi so zasnovani na geometrijsko točni teoriji

elastičnih prostorskih nosilcev in so sposobni upoštevati poljubne začetne upogibne in torzijske ukrivljenosti lokov. To pomeni, da pri modeliranju geometrije nosilca osi ni treba opisati s poligonom, kar nam omogoča, da lahko lepljeni leseni krožni lok zelo natančno opišemo že z majhnim številom končnih elementov. Za določitev višjih uklonskih oblik moramo slediti postkritičnim deformacijam loka, kar je matematično zahteven proces. V literaturi že obstajajo numerične metode za določanje obtežno-deformacijskih krivulj konstrukcij ((Crisfield, 1981), (Planinc, 1999)). Za namene tega članka smo morali metodo ločne dolžine, ki so jo razvili Feng in sodelavci (Feng, 1995), prilagoditi deformacijskim elementom z dano začetno ukrivljenostjo.

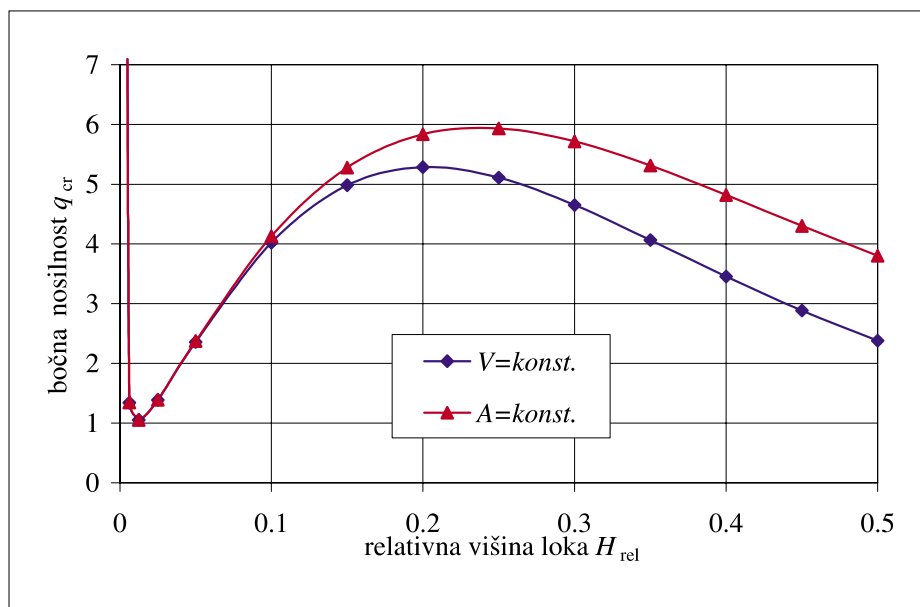
2 • ANALIZA BOČNE NOSILNOSTI LESENEGA KROŽNEGA LOKA

Obravnavamo slojevit lepljen lesen krožni lok razpona $L = 40$ m in konstantnega pravokotnega prečnega prereza. Lok je obojestransko nepomično podprt; dodatno podpori dovoljujeta zasuk okoli osi, ki kaže iz ravnine loka, ostala dva zasuka pa sta preprečena (slika 1). Krožni lok je v svoji ravnini obtežen s kratkotrajno enakomerno linijsko obtežbo na enoto dolžine nedeformirane osi. Označimo jo s $q = F_n \gamma A$, kjer je γ specifična teža lesa, F_n je obtežni faktor in $A = bh$ je ploščina prereza. Obtežbo q_{cr} , ki sproži bočno zvrnitev, imenujemo bočna nosilnost loka, pripadajoči obtežni faktor pa kritični in ga označimo s F_{cr} . Vpliv zaostalih napetosti v analizi ne upoštevamo.

Teoretično ozadje matematičnega modela ukrivljenega prostorskega linijskega nosilca je detajlno prikazano v (Zupan, 2003a). Cilj pričujočega članka je določiti optimalne dimenzije krožnega loka, ki zagotavljajo največjo bočno nosilnost. Te določimo s parametričnimi analizami na dva načina. Pri prvem načinu ohranjamo prečni prerez loka $A = bh = 20 \cdot 120 \text{ cm}^2$ in razpon loka $L = 40$ m ter spreminjamo relativno višino krožnega loka $H_{rel} = H/L$ od 0 (raven nosilec) do 0,5 (polovica krožnega loka). Pri drugem načinu pa hkrati spreminjamo relativne višine loka in manjšamo (sicer po dolžini konstantno) višino prečnega prereza tako, da ostane prostornina loka (količina materiala) konstantna. V vseh



Slika 1 • Geometrijski podatki in podatki o obtežbi krožnega loka



Slika 2 • Spreminjanje bočne nosilnosti z relativno višino loka

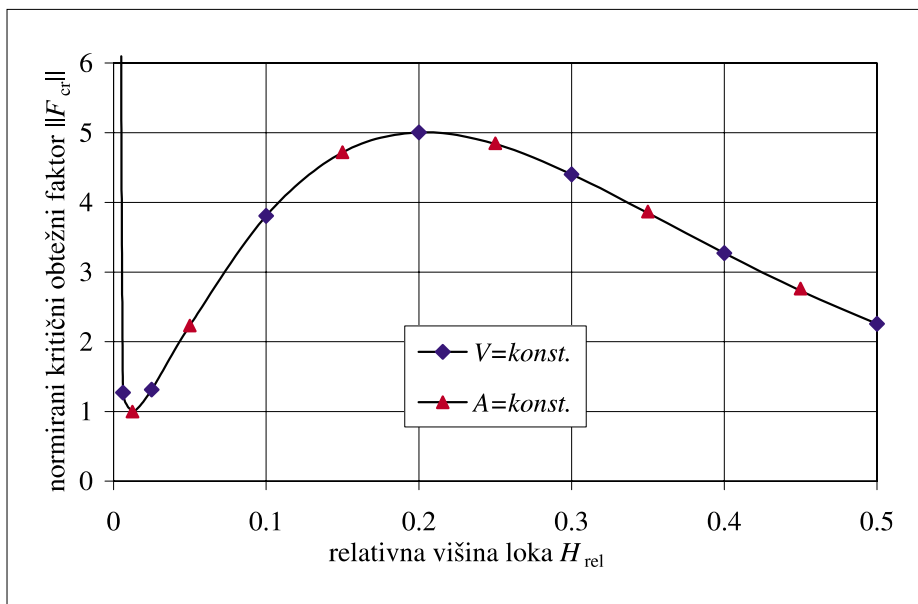
primerih privzemamo naslednje vrednosti materialnih parametrov lesa: elastični modul paralelno z vlakni $E_{0,mean} = 1200 \text{ kN/cm}^2$, strižni modul pravokotno na vlakna $G = 80 \text{ kN/cm}^2$ in specifična teža lesa $\gamma = 4,4 \text{ kN/m}^3$.

Na sliki 2 prikazujemo vpliv relativne višine krožnega loka H_{rel} na bočno nosilnost q_{cr} za krožne loka s konstantnim prečnim prerezom in loka s konstantno prostornino. Vidimo, da H_{rel} pomembno vpliva na bočno nosilnost krožnega loka. Optimalna oblika krožnega loka, dobljena po postopku s predpisano konstantno prostornino, ima relativno višino loka $H_{rel} = 0,2$, medtem ko je pri krožnem loku s predpisanim konstantnim prečnim prerezom optimalna relativna višina $H_{rel} = 0,25$. Višja bočna nosilnost krožnega loka, dobljena po postopku s konstantnim prečnim prerezom, je posledica večjega prečnega prereza.

Boljšo primerjavo bočne nosilnosti oziroma pripadajočih kritičnih obtežnih faktorjev dobimo, če bočno nosilnost normiramo z lastno težo loka na enoto dolžine, torej $\|F_{cr}\| = q_{cr}/(\gamma A)$. To primerjavo prikazujemo na sliki 3. Sedaj sta obe krivulji bočne nosilnosti krožnih lokov skoraj enaki, kar pomeni, da ima največjo bočno nosilnost krožni lok z relativno višino $H_{rel} = 0,2$. V tem primeru je normirani kritični obtežni faktor kar petkratni faktor lastne teže. Za manjš in bolj visoke krožne loka pa je normirani kritični obtežni faktor lahko bistveno manjši. Ta je najmanjši pri krožnem loku s $H_{rel} = 0,0125$ ($H = 50 \text{ cm}$), kjer je $F_{cr} = 1,2$. Poudarimo pa, da so bočne nosilnosti krožnih lokov z zelo majhnimi relativnimi višinami ($H_{rel} \leq 0,00625$) le teoretične, saj so za take loka prečni pomiki krone bistveno večji od dovoljenih pomikov po standardu EC 5 (EC 5, 2007).

Bočno nosilnost visokega krožnega loka lahko bistveno povečamo z dodatnimi bočnimi podporami. Predvsem je pomembno, da določimo optimalno število podpor in njihovo optimalno lego. To določimo s sistematičnim spreminjanjem parametrov. Rezultate prikazujemo za krožni lok z relativno višino $H_{rel} = 0,2$ in s konstantnim prečnim prerezom $b/h = 20 \text{ cm}/108,7 \text{ cm}$. Optimalne lege vmesnih podpor določimo s pomočjo višjih uklonskih oblik krožnega loka. Na sliki 4 prikazujemo prvih šest uklonskih oblik krožnega loka v kritičnih točkah neizbočenega loka, v preglednici 1 pa pripadajoče normirane kritične obtežne faktorje.

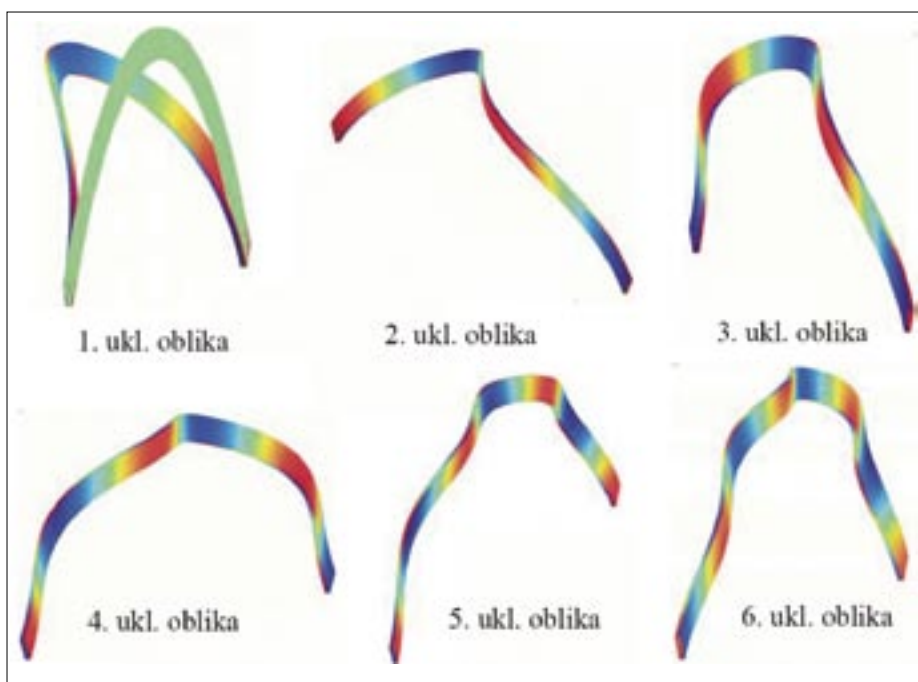
Iz slike 4 vidimo, da so razdalje med prevojnimi točkami posameznih višjih uklonskih oblik neenake. Da pokažemo, da so lege prevojnih točk optimalne lege dodatnih vmesnih



Slika 3 • Spreminjanje normiranega obtežnega faktorja z relativno višino loka

ukl. obl.	1	2	3	4	5	6
N_{podpor}	0	1	2	3	4	5
$\ F_{cr}\ $	5,00	11,60	23,76	36,98	55,07	73,90

Preglednica 1 • Normirani kritični obtežni faktorji za prvih šest uklonskih oblik krožnega loka



Slika 4 • Prvih šest uklonskih oblik krožnega loka

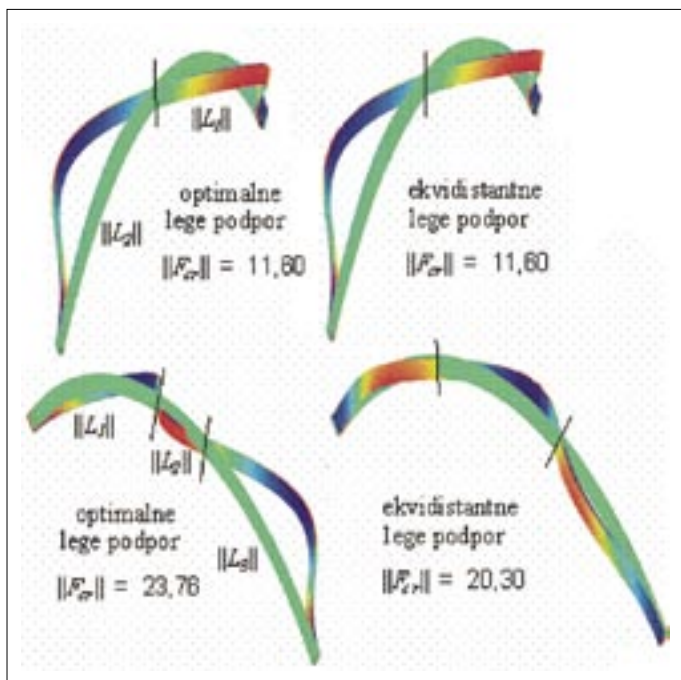
bočnih podpor, primerjamo bočne nosilnosti krožnih lokov z optimalno in z ekvidistantno razporejenimi bočnimi podporami. Primerjave za eno oziroma dve bočni podpori prikazujemo na sliki 5, za tri oziroma štiri bočne podpore pa na sliki 6. Slika 5 pove, da je sredina loka tudi optimalna lega edine dodatne bočne podpore, kar je pričakovano. Kadar pa je število vmesnih bočnih podpor večje od ena, se bočni nosilnosti krožnih lokov z optimalno in ekvidistantno lego podpor opazno razlikujeta. Tako se lahko bočna nosilnost krožnega loka z optimalno izbranimi dvema vmesnima bočnima podporama poveča do 20 %.

V preglednici 2 podajamo optimalne lege vmesnih podpor obravnavanega krožnega loka. V prvem delu preglednice so podane z normirano ločno razdaljo med bočnimi podporami $\|L_i\| = L_i/L^* (1, \dots, N_{podpor} + 1)$, kjer je L^* celotna nedeformirana ločna dolžina loka, pa nedeformirana ločna dolžina med optimalnimi bočnimi podporami (sliki 5 in 6). V nadaljevanju preglednice so prikazane tudi razdalje med vodoravnimi projekcijami optimalnih bočnih podpor. Prikazane so normirane razdalje za krožni lok z eno, dvema, tremi in štirimi podporami.

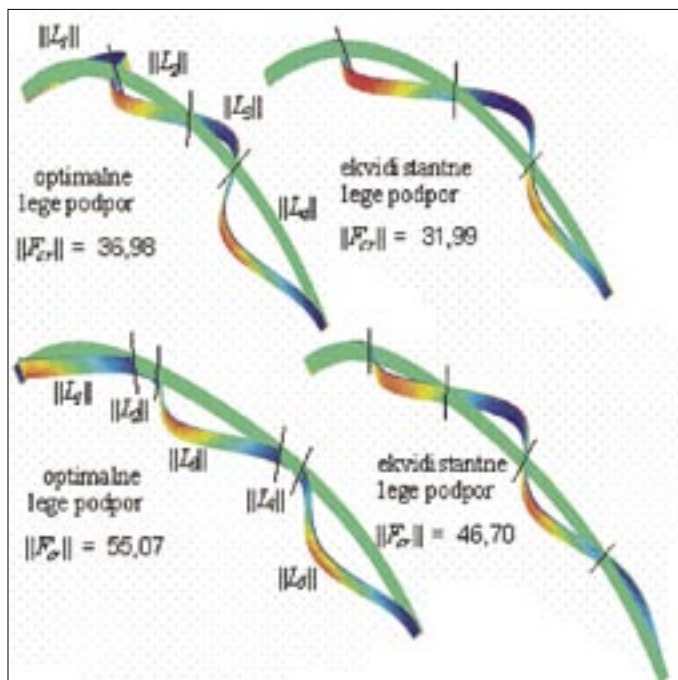
Rezultati v preglednici 2 dokazujejo, da se lege optimalno in ekvidistantno postavljenih bočnih podpor razlikujejo. Razlika je največja za dve oziroma štiri podpore. Zaradi simetrije loka so rezultati simetrični. Poudarimo izrazito neenakomerne razdalje med optimalnimi legami podpor, kar je posledica nelinearnosti problema.

Optimalne lege bočnih podpor smo določili za krožni lok z optimalno relativno višino $H_{rel} = 0,2$. Ker je optimalna višina loka odvisna od števila vmesnih bočnih podpor, je smiselno določiti optimalne relativne višine tudi za različno bočno podprte krožne loka. Na sliki 7 najprej prikazujemo odvisnost $\|F_{cr}\|$ od H_{rel} za krožne loka z ekvidistantnimi vmesnimi bočnimi podporami. Kot smo že ugotovili, je za bočno nepodprt krožni lok optimalna višina $H_{rel} = 0,2$. Z dodajanjem bočnih podpor se optimalna relativna višina krožnega loka povečuje (slika 7). Tako je optimalna relativna višina krožnega loka s štirimi ekvidistantnimi podporami približno $H_{rel} = 0,25$. Tudi kritični obtežni faktor se z dodajanjem bočnih podpor veča. Večanje bočne nosilnosti je najizrazitejše prav za krožne loka z optimalnimi relativnimi višinami.

Tudi optimalne relativne višine krožnih lokov z optimalnimi vmesnimi bočnimi podporami so odvisne od števila podpor (slika 8).



Slika 5 • Krožni lok s $H_{rel} = 0,2$; uklonske oblike in normirani kritični obtežni faktorji za optimalno in ekvidistantno podprt lok (ena in dve podpore)

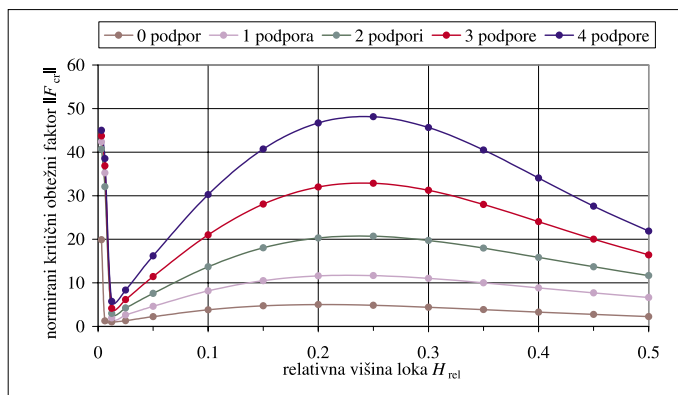


Slika 6 • Krožni lok s $H_{rel} = 0,2$; uklonske oblike in normirani kritični obtežni faktorji za optimalno in ekvidistantno podprt lok (tri in štiri podpore)

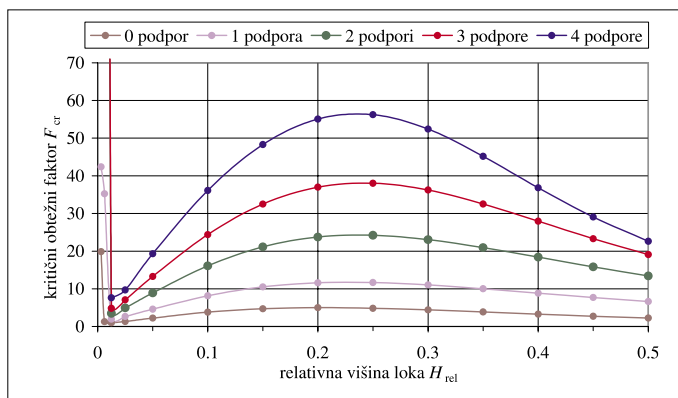
Ločne razdalje med optimalno postavljenimi podporami					
št. dodatnih podpor	$\ L_1\ $	$\ L_2\ $	$\ L_3\ $	$\ L_4\ $	$\ L_5\ $
1	0,500	0,500			
2	0,466	0,067	0,466		
3	0,324	0,176	0,176	0,324	
4	0,305	0,052	0,287	0,052	0,305

Vodoravne razdalje med optimalno postavljenimi podporami					
št. dodatnih podpor	$\ L_1\ '$	$\ L_2\ '$	$\ L_3\ '$	$\ L_4\ '$	$\ L_5\ '$
1	0,500	0,500			
2	0,463	0,074	0,463		
3	0,308	0,192	0,192	0,308	
4	0,288	0,055	0,314	0,055	0,288

Preglednica 2 • Krožni lok s $H_{rel} = 0,2$; normirane razdalje med optimalno postavljenimi bočnimi podporami krožnega loka

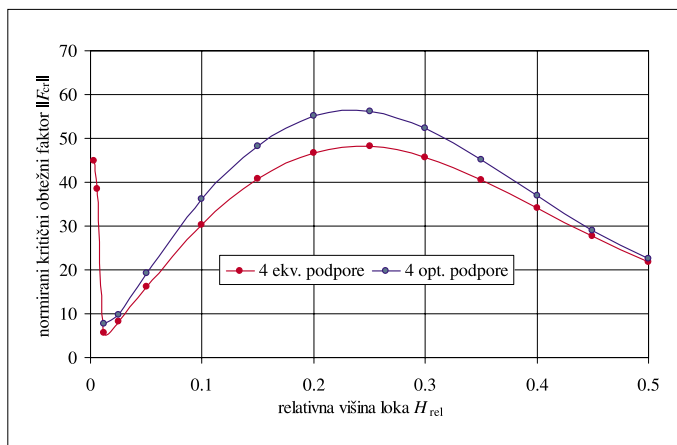


Slika 7 • Krožni lok z ekvidistantnimi bočnimi podporami; odvisnost normiranega kritičnega obtežnega faktorja od relativne višine krožnega loka



Slika 8 • Krožni lok z optimalnimi legami bočnih podpor; odvisnost normiranega obtežnega faktorja od relativne višine krožnega loka

Tudi v tem primeru se s povečevanjem števila bočnih podpor povečuje optimalna relativna višina krožnega loka. Optimalna relativna višina za krožni lok s štirimi optimalno razporejenimi podporami je $H_{rel} = 0,25$, kar pomeni, da optimalna razporeditev podpor ne vpliva bistveno na optimalno relativno višino krožnih lokov. Kot vidimo na sliki 9, na kateri prikazujemo odvisnost $||F_{cr}||$ od H_{rel} za krožne loka s štirimi vmesnimi bočnimi podporami, pa nezanemarljivo poveča njihovo bočno nosilnost.



Slika 9 • Odvisnost kritičnega obrežnega faktorja od relativne višine loka za krožne loka s štirimi ekvidistantnimi in štirimi optimalno postavljenimi bočnimi podporami

3 • KONTROLA POMIKOV IN NAPETOSTI

Mejni stanji nosilnosti in uporabnosti sta lahko v lepljenem lesenem krožnem loku doseženi na različne načine. Poleg bočne zvrnitve lahko krožni lok doseže mejno stanje nosilnosti tudi zaradi prekoračenih upogibnih ali radialnih napetosti, mejno stanje uporabnosti pa zaradi prekoračenih pomikov (EC 5, 2007).

V tem poglavju primerjamo velikosti prečnih pomikov krone krožnega loka ter velikosti upogibnih in radialnih napetosti z ustreznimi dovoljenimi pomiki in trdnostmi lesa, kot jih podaja Evrokod (EC 5, 2007). S to primerjavo omejimo območje fizikalne veljavnosti v prejšnjem poglavju prikazanih analiz bočne nosilnosti krožnih lokov. Kontrolo velikosti oziroma izkoriščenosti upogibnih in radialnih napetosti prikazujemo za les trdnostnega razreda C 27 (primerljiv z lepljenim lesom trdnostnega razreda GL 24h) (EC 5, 2007): natezna trdnost lesa vzporedno z vlakni je $f_{t,0,k} = 1,6 \text{ kN/cm}^2$, tlačna trdnost lesa vzporedno z vlakni je $f_{c,0,k} = 2,2 \text{ kN/cm}^2$, natezna trdnost lesa pravokotno na vlakna je $f_{t,90,k} = 0,04 \text{ kN/cm}^2$, tlačna trdnost lesa pravokotno na vlakna pa je $f_{c,90,k} = 0,56 \text{ kN/cm}^2$. Model delovnega diagrama lesa in fizikalni pomen materialnih parametrov prikazujemo na sliki 10.

V nadaljevanju najprej preverimo velikost pomikov. Omenili smo že, da so za izredno plitke loka preseženi dopustni pomiki krone krožnega loka. Tako je za lok s $H_{rel} = 0,0625$ vertikalni pomik krone loka $w = 11,4 \text{ cm}$, kar presega dopustni pomik $w_{dop} \approx L/400 = 10 \text{ cm}$

(EC 5, 2007). Vertikalni pomik krožnega loka z optimalno višino ($H_{rel} = 0,2$) pa je le $w = 0,5 \text{ cm}$, kar je bistveno manj od dopustnega. Majhen vertikalni pomik krožnega loka je seveda posledica obojestransko nepomičnega podprtja. Če krožnemu loku eno nepomično podporo nadomestimo s pomično v vodoravni smeri, se bočna nosilnost loku zmanjša za skoraj dvakrat ($F_n = 3,2$), vertikalni pomik krone pa zelo poveča in znaša kar $w = 41 \text{ cm}$.

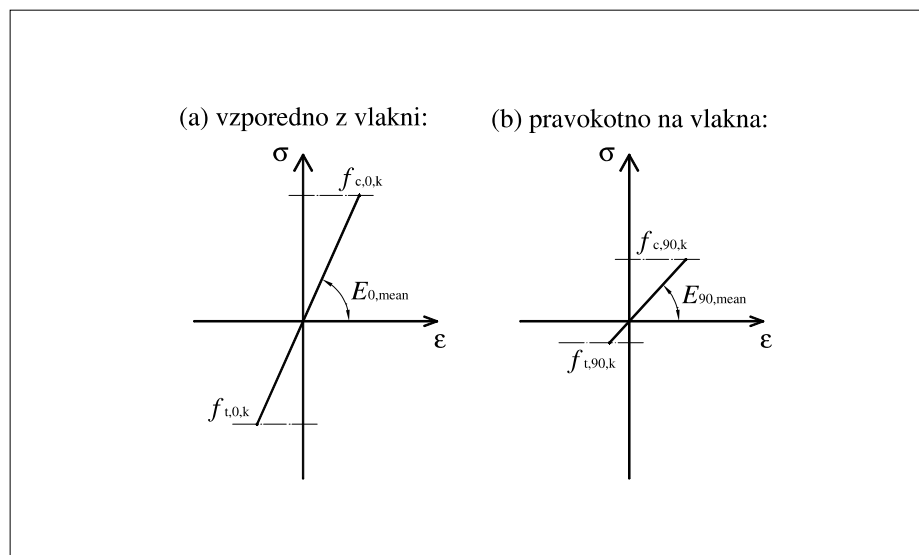
Natezno in tlačno izkoriščenost vzdolžnih vlaken krožnega loka preverimo s pomočjo enačb

$$\mu_t = \frac{\sigma_{t,0}}{f_{t,0,k}} \leq 1, \quad (3.1)$$

$$\mu_c = \frac{\sigma_{c,0}}{f_{c,0,k}} \leq 1, \quad (3.2)$$

kjer $\sigma_{t,0}$ in $\sigma_{c,0}$ označujeta natezno napetost na spodnjem oziroma tlačno napetost na zgornjem robu prečnega prereza, $f_{t,0,k}$ in $f_{c,0,k}$ pa karakteristično natezno in tlačno trdnost lesa. Doseženo največjo natezno in tlačno normalno napetost na spodnjem oziroma zgornjem robu prečnega prereza izračunamo z znanima enačbama

$$\sigma_{t,0} = \frac{N}{bh} - \frac{6M}{bh^2}, \quad (3.3)$$



Slika 10 • Delovni diagram lesa in fizikalni pomen materialnih parametrov skladno z EC 5

$$\sigma_{c,0} = \frac{N}{bh} + \frac{6M}{bh^2} \quad (3.4)$$

V enačbah (3.3) in (3.4) je N osna sila, M pa upogibni moment prečnega prereza na kritičnem mestu krožnega loka. Opozorimo, da enačbi (3.3) in (3.4) veljata le za plitke lokove, kar ustreza obravnavanim primerom.

Podobno preverimo izkoriščenost radialnih napetosti krožnega loka μ_r z enačbo

$$\mu_r = \frac{\sigma_{t,k}}{f_{t,90,k}} \leq 1, \quad (3.5)$$

kjer $\sigma_{t,k}$ predstavlja največjo radialno napetost v loku, $f_{t,90,k}$ pa natezno trdnost lesa pravokotno na vlakna. Radialne napetosti $\sigma_{t,k}$ izračunamo po enačbi (Oden, 1967)

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

kjer je $z \in (-h/2, h/2)$ navpična koordinata točke prečnega prereza glede na njeno težišče, R pa je polmer krožnega loka.

V Evrokodu (EC 5, 2007) je za kontrolo radialnih napetosti lokov natezna trdnost lesa pravokotno na vlakna $f_{t,90,k}$ še dodatno zmanjšana z dvema faktorjema. Prvi določa vpliv porazdelitve napetosti v krožnem loku (k_{dis}), drugi pa določa vpliv velikosti prostornine ukrivljenega dela loka (k_{vol}). Določata ju izraza (EC 5, 2007):

$$k_{dis} = \begin{cases} 1,4; & \text{za ukrivljene} \\ 1,7; & \text{za lomljene} \end{cases}, \quad (3.7)$$

$$k_{vol} = \left(\frac{0,01 \text{ m}^3}{2/3V_b} \right)^{0,2}. \quad (3.8)$$

Zaradi primerljivosti med rezultati smo za določitev izkoriščenosti glede na radialne napetosti določili tudi izkoriščenost prereza μ_r^* za reducirane karakteristične radialne natezne vrednosti lesa:

$$\mu_r^* = \frac{\sigma_{t,k}}{k_{dis} k_{vol} f_{t,90,k}} \leq 1. \quad (3.9)$$

V preglednici 3 prikazujemo upogibno in radialno izkoriščenost najbolj obremenjenega dela krožnega loka in vertikalni pomik krone krožnega loka za različno število optimalno postavljenih vmesnih bočnih podpor.

Iz preglednice 3 vidimo, da je pri optimalno podprtem krožnem loku s šestimi ali več bočnimi podporami prej presežena tlačna trdnost lesa (številke v krepkem tisku) kot nas-

topi bočna zvrnitev. Pri tej obtežbi so hkrati prekoračeni tudi vertikalni pomiki krone loka, saj presegajo 11 cm. Zanimivo je, da pri vseh obravnavanih krožnih lokih radialne napetosti nikoli niso prekoračile $f_{c,90,k}$, prekoračile pa so reducirano natezno radialno trdnost $k_{dis} k_{vol} f_{t,90,k}$ v primeru 7 podpor. Koeficient μ se giblje od 0,0152 za nepodprti lok do 0,6407 za osemkrat optimalno podprt krožni lok, kar pomeni le 64 % izkoriščenost. V vseh obravnavanih primerih upogibna porušitev krožnega loka ni merodajna.

V preglednici 4 prikazujemo izkoriščenost radialnih napetosti za različne relativne višine krožnih lokov in za različno število podpor. Vidimo, da radialne napetosti za loke z manjšimi in srednje velikimi relativnimi višinami ($H_{rel} = 0,05$ in $H_{rel} = 0,2$) niso izkoriščene. Pri krožnih lokih z relativno višino $H_{rel} = 0,5$ so radialne napetosti večje, a tudi v tem primeru prekoračijo $f_{c,90,k}$ samo za $N_{podpor, opt} = 6$. Hkrati pa so za vse te loke – razen bočno nepodprtega – prekoračeni dovoljeni vertikalni pomiki.

$H_{rel} \setminus N_{podpor}$	0	1	2	3	4	5	6
0,05	0,0043	0,0090	0,0179	0,0273	0,0412*	0,0560*	0,0760*
0,2	0,0152	0,0357	0,0749	0,1199	0,1859	0,2610	0,3641*
0,5	0,0630	0,1909*	0,4074*	0,5470*	0,6639*	0,8698*	1,1586*

* prekoračeni vertikalni pomiki krone loka

Preglednica 4 • Izkoriščenost radialnih napetosti krožnih lokov z različnimi relativnimi višinami in z različnim številom optimalnih bočnih podpor

$N_{podpor, opt}$	0	1	2	3	4	5	6	7	8
$\ F_{cr}\ $	5,004	11,598	23,761	36,981	55,067	73,903	97,048	120,31	146,65
N (kN)	122,4	283,8	582,0	906,6	1351,6	1816,3	2389,2	2967,1	3624,2
M (kNm)	2553,47	5995,81	12589	20150	31247	43879	61216	81164	107724
μ_c	0,0550	0,1284	0,2668	0,4218	0,6428	0,8856	1,2052	1,5560	1,9996
μ_l	0,0053	0,0135	0,0324	0,0590	0,1070	0,1738	0,2840	0,4341	0,6665
μ_r	0,0152	0,0357	0,0749	0,1199	0,1859	0,2610	0,3641	0,4828	0,6407
μ_r^*	0,0395	0,0928	0,1948	0,3117	0,4834	0,6788	0,9470	1,2555	1,6664
w (cm)	0,4890	1,1444	2,3874	3,7940	5,8243	8,0907	11,134	14,553	19,001

Preglednica 3 • Upogibna in radialna napetostna izkoriščenost najbolj obremenjenega dela krožnega loka in vertikalni pomiki krone loka za različno število optimalno postavljenih bočnih podpor $H_{rel} = 0,2$

4 • SKLEP

V članku smo predstavili parametrično analizo bočne zvrnitve lepjenih lesenih krožnih lokov pravokotnega prereza razpona 40 m. Z analizo rezultatov smo ugotovili, da:

- razmerje med višino in dolžino krožnega loka bistveno vpliva na njegovo bočno nosilnost – največjo bočno nosilnost ima krožni lok z razmerjem 0,2;
- ukrivljenost loka pomembno vpliva na višje uklonske oblike, njihove prevojne točke so neekvidistantno razporejene po osi loka;
- prevojne točke višjih uklonskih oblik krožnega loka določajo optimalno razporeditev bočnih podpor in s tem največjo bočno nosilnost lokov;
- upogibna porušitev krožnih lokov nastopi pred bočno zvrnitvijo šele, če so ti zadostikrat optimalno bočno podprti – v teh primerih so običajno preseženi tudi dopustni pomiki;
- se za primere krožnih lokov s $H_{rel} < 0,5$ porušitev zaradi prekoračenih dovoljenih radialnih napetosti ni pojavila.

5 • ZAHVALA

Za koristne nasvete pri izdelavi članka se zahvaljujemo dr. Srečku Vratuši in doc. dr. Sebastjanu Bratini. Delo U. Rodmana je finančno podprla Agencija za raziskovalno dejavnost s pogodbo št. 1000-06-310187.

6 • LITERATURA

- Eurocode 5, Design of timber structures, Part 1.1, General rules and rules for buildings, Evropski standard, 2007.
- Crisfield, M. A., A fast incremental-iterative solution procedure that handles snap-through, *Comput. Struct.* 13, 55–62, 1981.
- Feng, Y. T., Perić, D., Owen, DR. J., Determination of travel directions in path-following methods, *Math. Comput. Model.* 21, 43–59, 1995.
- Planinc, I., Saje, M., A quadratically convergent algorithm for the computation of stability points: The application of the determinant of the tangent stiffness matrix, *Comput. Method Appl. M.* 169, 89–105, 1999.
- Zupan, D., Rotacijsko invariantne deformacijske količine v geometrijsko točni teoriji prostorskih nosilcev, doktorska disertacija, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, 2003a.
- Oden, J. T., *Mechanics of Elastic Structures*, McGraw-Hill Book Company, New York, 1967.
- Zupan, D., Saje, M., Finite element formulation of geometrically exact three-dimensional beam theories based on interpolation of strain measures, *Comput. Methods Appl. M.* 193, 5209–5248, 2003b.
- Jeusette, J. P., Idelsohn, S., An effective automatic incremental iterative method for static nonlinear structural analysis, *Comput. Struct.* 32, 125–135, 1989.
- El-Ghazaly, H. A., Monforton, G. R., Analysis of flexible frames by energy search, *Comput. Struct.* 32, 75–86, 1989.
- Gjelsvik, A., Bodner, S. R., The energy criterion and snap buckling of arches, *J. Appl. Mech.*, 87–134, 1962.
- Shao, P. L., Buckling analysis of nonlinear structures using Lanczos method, *Comput. Struct.* 36, 1111–1120, 1990.
- Al-Rasby, S. N., Solution techniques in nonlinear structural analysis, *Comput. Struct.* 40, 985–993, 1991.
- Zhiliang, F., A study of variable step-length incremental/iterative methods for nonlinear finite element equations, *Comput. Struct.* 52, 1269–1275, 1994.

POSPEŠENO STARANJE IN DOLOČEVANJE ŽIVLJENJSKE DOBE GRADBENIH MATERIALOV

ACCELERATED AGEING AND SERVICE LIFE PREDICTION OF BUILDING MATERIALS

dr. Roman Kunič, univ. dipl. inž. grad.

FRAGMAT TIM, d. d., Oddelek za raziskave in razvoj,
Laško, Slovenija

prof. dr. Boris Orel, univ. dipl. inž. fiz.

KEMIJSKI INŠTITUT, Hajdrihova 19, Ljubljana, Slovenija

Znanstveni članek

UDK: 69.059.4:691

Povzetek | Ne preseneča dejstvo, da se je v zadnjih letih število raziskav na znanstveni in aplikativni ravni – na področjih pospešenega staranja in določevanja življenjskih dob ter vrednotenja življenjskih ciklov konstrukcijskih sklopov – izredno razmahnilo. Prav ta aktualnost in pereča problematika kakovosti materialov, konstrukcijskih sklopov in sistemov v gradbeništvu sta poglavita razloga, da bi na tem področju naredili raziskovalno delo in z izsledki prispevali k razvoju znanosti ter predvsem zaradi izredne uporabne naravnosti k razvoju industrije, projektive, vgrajevanja in storitev gradbene operative ter tako posledično z rezultati in dognanji koristili investitorjem in uporabnikom.

Summary | It is not surprised that in recent years the number of research activities on scientific and application levels on topics accelerated ageing, determination of service life, and life cycle assessment of the constructional complexes has been extraordinarily extended. These actual problems regarding the quality of materials, constructional complexes and construction systems are the main reasons that we have planned this research work and, with the help of those results contribute to development and research of industry, planning, implementation and service in construction practice and, consequently, bring benefits to investors and users.

1 • UVOD

Gradbeništvu, industrija gradbenih materialov in sistemov, skupaj z vgradnjo, operativno in vzdrževanjem predstavlja velik del gospodarske aktivnosti in pomemben delež privatne in družbene lastnine. Odločitve v industriji gradbenih materialov in storitvah gradbene operative morajo biti planirane, gradbena dejavnost vnaprej načrtovana, projektno vodena, objekti ekonomično zgrajeni in kasneje, v vseh stopnjah uporabe v smislu dobrega gospodarja,

kakovostno vzdrževani. Velik poudarek moramo posvečati tudi varčevanju z neobnovljivimi viri energije, zmanjševanju porabe surovin in drugih virov, varovanju okolja, planiranju recikliranja in skrbi ter upravljanju z odpadki, ki nastopajo kot rezultat zaključka življenjske dobe zgradbe, njihovih delov ali odstranitve. Vsa ta dejavnost ima izreden vpliv na človekovo okolje, naravo, ekonomski razvoj in celotno gospodarstvo.

Praksa v gradbeništvu, v času gradnje in predvsem v času uporabne dobe objektov, kaže, da obstajajo veliki problemi s trajnostjo in zanesljivostjo materialov, elementov in sistemov. Vse pogostejše odpovedujejo posamezni elementi, nekatere funkcije ali celo celotni sistemi. Na tak način povzročena gospodarska škoda je tako za objekte visokih kot tudi za objekte nizkih gradenj izredno velika. Opažamo tudi, da so življenjske dobe objektov vse krajše, poraba energije ter obremenjevanje okolja pa vse večja.

2 • VREDNOTENJE STARANJA IN NAPOVEDOVANJE ŽIVLJENJSKE DOBE

2.1 Zgodovinski pregled določevanja življenjske dobe

Začetki pospešenega staranja so sloneli na čim hitrejšem staranju pod laboratorijskimi pogoji. V mnogih primerih to privede do tako pretiranih propadov materialov ali produktov, ki se pod normalnimi pogoji uporabe v naravi ne bi zgodili. Popolnoma jasno je, da moramo pogoje pospešenega staranja prilagoditi različnim materialom ali izdelkom. Pri tem pa moramo kar najbolj upoštevati pogoje ob normalni uporabi. Splošne metode, ki bi veljale za različne primere pospešenega staranja, na žalost ni.

2.1.1 Arrheniusov zakon

Arrheniusova empirična enačba predstavlja:

- logaritmično razmerje (osnova je naravni logaritem),
- enačba je empirična in ni eksaktna,
- najpogosteje ugotavljamo eksponentno odvisnost staranja od temperature.

Arrheniusova enačba je zelo enostavna, vendar hkrati presenetljivo točna. Formula opisuje odvisnost hitrosti kemičnih reakcij od različnih fizikalnih vplivov, kot so temperatura, vlaga, tlak in podobno. Na obseg sprememb vpliva sposobnost materiala, da se vplivom upira, kar določa aktivacijska energija. Prve zamatke teorije je predlagal nizozemski kemik J. H. van't Hoff leta 1884. Pet let kasneje je Svante Arrhenius, švedski kemik in kasnejši Nobelov nagrajenec, objavil fizikalno razlago enačbe. Arrhenius je trdil, da moramo dovesti dovolj energije za doseg neke reakcije, ki bi spremenila material. Sprememba ni direktna, tako da je vmesna stopnja tvorba aktivacijskega kompleksa. Minimalno energijo za doseg reakcije imenujemo aktivacijska energija.

Arrheniusova empirična enačba opisuje logaritmično razmerje (osnova je naravni logaritem) med temperaturo in aktivacijsko energijo. Čeprav je Arrheniusova enačba dober približek v številnih primerih, na žalost to vedno ne velja. Kljub temu da je privzeta poenostavitev mnogih vplivov kot temperaturno neodvisnih, je veliko študij jasno potrdilo, da je proces propadanja materiala mogoče opisati z enostavno Arrheniusovo enačbo. Pogosto je dovolj dober približek obnašanja v naravi, ker ni vedno popolnoma natančna, se v veliko primerih uspešneje uporabljajo različne ocene. Eden od primerov je znan iz kolizijske

teorije kemičnih reakcij, razvite s strani Maxa Trautza in Williama Lewisa v letih 1916–1918. Po tej teoriji molekule reagirajo, če je amplituda nihanja posameznih atomov v molekulah tako velika, da doseže ali preseže aktivacijsko energijo (E_a) za reakcijo. Teorija je pripeljala do podobnosti z Arrheniusovo enačbo, a s to razliko, da faktor A ni več konstanta, temveč je v relaciji s kvadratnim korenem temperature. Slednje potrjuje, da je splošna stopnja vseh koalizij – reaktivnih ali nereaktivnih – proporcionalna povprečni molekularni hitrosti in tako proporcionalna s kvadratnim korenem temperature ($T^{1/2}$). V praksi je na srečo kvadratni koren temperature v odvisnosti od predeksponentnega faktorja (A) izredno majhen, posebej v primerjavi z eksponentno odvisnostjo, povezano z aktivacijsko energijo E_a ((Glasstone et al., 1946), (Glasstone et al., 1951)). V termičnem ravnovesju pri absolutni temperaturi T se deli molekul, ki imajo kinetično energijo večjo kot E_a , lahko izračunavajo po Maxwell-Boltzmannovi distribuciji statistične mehanike in so v skladu z literaturo ((Glasstone et al., 1946), (Glasstone et al., 1951)) v relaciji z:

$$e^{-\frac{E_a}{RT}} \quad (\text{enačba 1})$$

E_a – aktivacijska energija (J mol^{-1})

R – plinska konstanta ($8.314472 \text{ J K}^{-1} \text{ mol}^{-1}$)

T – temperatura (K)

Tako lahko Arrheniusovo enačbo za specifično stopnjo reakcije – konstanto k – izrazimo kot ((Glasstone et al., 1946), (Glasstone et al., 1951)):

$$k = A e^{-\frac{E_a}{RT}} \quad (\text{enačba 2})$$

k – reakcijska konstanta, specifična stopnja reakcije ali faktor hitrosti reakcije (s^{-1})

A – predeksponentni faktor, faktor ponovitve ali faktor frekvence določene reakcije oziroma materiala (s^{-1})

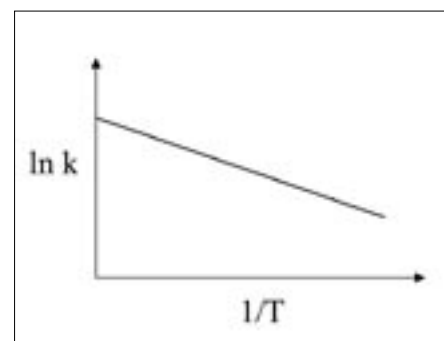
Z uporabo naravnega logaritma lahko Arrheniusovo enačbo preoblikujemo v (Glasstone et al., 1951):

$$\ln(k) = -\frac{E_a}{R} \frac{1}{T} + \ln(A) \quad (\text{enačba 3})$$

Če sta specifični stopnji reakcije (k_1 in k_2) pri dveh različnih temperaturah (T_1 in T_2) znani, lahko izračunamo aktivacijsko energijo (Glasstone et al., 1951):

$$\ln\left(\frac{k_2}{k_1}\right) = \frac{E_a}{R} \frac{T_2 - T_1}{T_1 T_2} \quad (\text{enačba 4})$$

Ker je odvisnost reakcije konstantna, kar je v skladu z Arrheniusovo enačbo, potem je diagram $\ln(k)$ v odvisnosti od T^{-1} ravna črta (slika 1). Sam nagib diagrama je v medsebojni odvisnosti z aktivacijsko energijo E_a , natančneje z $-E_a/R$, čim višja je aktivacijska energija, tem strmejša je krivulja, višina v diagramu je odvisna od konstante A , čim višje je krivulja, tem večja je konstanta A . Ta postopek predstavlja osnovo za eksperimentalno kemijsko kinetiko, ki jo s pridom uporabljamo za določevanje aktivacijske energije za posamezne reakcije.



Slika 1 • Arrheniusov diagram odvisnosti $\ln(k)$ od $1/T$

Tako Arrheniusova enačba predstavlja kvalitativno osnovo za relacijo med aktivacijsko energijo in stopnjo reakcije, po kateri se določena reakcija izvaja. V skladu z Arrheniusovo enačbo se aktivacijska energija izrazi kot ((Glasstone et al., 1946), (Glasstone et al., 1951)):

$$E_a = -R T \ln\left(\frac{k}{A}\right) \quad (\text{enačba 5})$$

Aktivacijska energija (E_a), kot rezultat zgornje formule, je v splošnem odvisna tudi od temperature T . Zavedati se moramo, da Arrheniusova enačba ni popolnoma natančna, kar smo tudi že omenili. Na srečo je v praksi člen v odvisnosti od temperature zelo majhen.

Da bi v reakciji presegli stopnjo aktivacijske energije, moramo doseči dovolj visoko temperaturo, pravilno orientacijo in energijo molekul. Arrheniusova enačba v veliki meri uspešno upošteva vse omenjene vplive.

Po grobi oceni velja, če dvignemo temperaturo za 10 stopinj Kelvina, se stopnja reakcije najmanj podvoji. Slednje še posebej velja za reakcije v organski kemiji. Pri tem niso upoštevani členi temperaturne odvisnosti, to je učinek v povečanju števila molekul, ki imajo aktivacijsko energijo.

Degradacijo ob povišani temperaturi določimo na sledeči način ((Carlsson et al., 2001), (Carlsson et al., 2004), (Köhl et al., 2004)):

$$a_T = \frac{k_2}{k_1} = \frac{\tau_1}{\tau_2} = e^{-\frac{Ea}{R} \left(\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1} \right)}$$

$$= e^{\frac{Ea}{R} \left(\frac{1}{T_1} - \frac{1}{T_2} \right)} = e^{\frac{Ea}{R} \frac{T_2 - T_1}{T_1 T_2}} \quad (\text{enačba 6})$$

a_T – koeficient pospešitve staranja zaradi degradacije ob povišani temperaturi (-)

k_1 – specifična stopnja reakcije ob testiranju (s^{-1})

k_2 – specifična stopnja reakcije ob normalni ali delovni uporabi (s^{-1})

τ_1 – čas do degradacije ob testni temperaturi pospešenega staranja (sekunda, minuta, ura, dan, teden, mesec, leto)

τ_2 – čas do degradacije ob delovni temperaturi, torej ob normalni uporabi (ura, dan, teden, mesec, leto, desetletje, stoletje)

T_1 – temperatura ob testiranju (K)

T_2 – temperatura ob uporabi ali delovna temperatura (K)

Staranje pri drugih temperaturah lahko računsko s pomočjo enačbe 6 predvidimo z interpolacijo znotraj intervala, na katerem smo opravljali meritve staranja, ali pa, kar je pogostejše, z ekstrapolacijo izven obravnavanega intervala. Pri tem moramo biti pazljivi in do rezultatov kritični, posebej v primerih ekstrapolacije na večje temperaturne intervale zunaj območjih, ki smo jih s staranjem preiskovali. V teh primerih postaja vpliv v Arrheniusovi enačbi zanemarljivega temperaturno odvisnega predeksponentnega faktorja vse večji.

V skladu z Arrheniusovim zakonom že majhne spremembe temperature staranja povzročijo velike razlike, četudi so spremembe v temperaturi simetrične glede na temperaturo testiranja. Upoštevati je treba tudi vpliv temperaturnih šokov, ki nastopajo ob hitrih spremembah temperature. Tako uvedemo izraz »efektivna temperatura«, to je temperatura, ki dejansko obremenjuje vzorec v procesu staranja in upošteva tudi odmike od idealno konstantne temperature, ter jo izračunamo v skladu z lite-

raturu ((Köhl et al., 2004) in (Carlsson et al., 2001)) po enačbi:

$$e^{-\frac{Ea}{R T_{eff}}} = \int_0^{t_{end}} e^{-\frac{Ea}{R T(t)}} \frac{1}{t_{eff}} T(t) dt \quad (\text{enačba 7})$$

T_{eff} – efektivna – srednja temperatura idealnega pospešenega staranja (K)

t_{eff} – čas trajanja pospešenega staranja (minuta, ura, dan, teden, mesec, leto)

S pomočjo zgornje enačbe (enačba 7) lahko spremenljive temperaturne odmike prevedemo v konstantno vrednost temperature, ki jo imenujemo efektivna temperatura in označujemo z T_{eff} .

2.1.2 Aktivacijska energija

Prag za reakcijo je minimalna energija, to je aktivacijska energija, ki vodi k reakciji. V kemiji in biologiji predstavlja mejno energijo oziroma energijo, ki je potrebna za potek kemične reakcije. Z drugimi besedami: to je minimalna energija, potrebna za začetek določene kemične reakcije. To je snovna lastnost, ki podrobneje opredeljuje material in omogoča posredno napovedati njegovo razgradnjo oziroma staranje pod vplivom različnih zunanjih dejavnikov.

Vse spremembe, ki jih lahko opazujemo na materialu, imajo ustrezno aktivacijsko energijo. Ta je različna za temperaturno razgradnjo, za razgradnjo materiala pod vplivom sevanja kakor tudi za druge vplive. Določanje aktivacijske energije je kvantitativno merilo za oceno stabilnosti materiala pod določenimi zunanjimi vplivi. Aktivacijska energija je ključni parameter, ki omogoča študij razgradnje pri izostrenih pogojih – tudi pri pospešenem staranju.

Da bi se dogodila določena reakcija so potrebni trije pogoji ((Glasstone et al., 1946), (Glasstone et al., 1951)):

1. za začetek reakcije morajo molekule medsebojno trčiti (kolidirati). Seveda če dve molekuli medsebojno trčita, še ne povzročita reakcije. Z drugimi besedami: pojav medsebojnega trka med molekulami ni dovolj za začetek reakcije,
2. potrebna je dovolj aktivacijske energije, da bi dve molekuli medsebojno reagirali. To imenujemo sprememba tranzicijskega stanja. Če ob trku dveh molekul ni dovolj aktivacijske energije, se ti dve mole-

kuli samo odbijeta ena od druge. V tem primeru se zaradi prenizkega nivoja aktivacijske energije ne preseže točka tranzicijskega stanja,

3. molekule morajo biti v medsebojnem odnosu pravilno orientirane. Da bi prišlo do reakcije, morata dve molekuli medsebojno trčiti pravilno orientirani in hkrati posedovati določeno količino energije. Ko se dve molekuli medsebojno pridružujeta druga drugi, se njuni elektroni odbijajo med seboj. Z aktivacijsko energijo presežemo te sile. Običajno to dosežemo z višjo temperaturo, energijo medsebojnega trenja, vibriranja in rotacije molekul, pogosto tudi z energijo svetlobe (fotokemija) ali energijo električnega polja (elektrokemija). Pri nizkih temperaturah za določene reakcije ni dovolj aktivacijske energije, čeprav je vedno določeno število molekul, ki ima dovolj energije za reakcijo. To si razlagamo tudi tako, da določamo povprečno temperaturo nekega medija in ne temperature posameznih molekul. S povišanjem temperature se povečuje tudi število molekul, ki imajo dovolj aktivacijske energije. Rezultat tega je, da se stopnja reakcije povečuje.

Aktivacijska energija se običajno izraža v energiji (J), potrebni za reakcijo enega mola snovi ali reaktanta, torej J/mol. Primerjava aktivacijskih energij različnih snovi pokaže, da s povišano temperaturo aktivacijska energija različnih snovi izredno raste, tako so za snovi z visoko aktivacijsko energijo (več kot 170 kJ/mol) reakcije zaznavne šele pri temperaturah, višjih kot 400 °C. Aktivacijska energija tudi pokaže, ali bo reakcija pri določeni temperaturi hitra ali počasna. Endotermični proces ima aktivacijsko energijo vsaj tako veliko, kot je toplota, ki je absorbirana v reakciji. Preglednica 1 prikazuje aktivacijsko energijo za različne materiale. Med njimi je tudi nekaj gradbenih materialov. Če cement ($E_a = 71,0 - 73,0$ kJ/mol) onesnažimo s solmi, znaša aktivacijska energija le tretjino do četrtno prvotne vrednosti (24,5–37,5 kJ/mol). Beton ima vrednost aktivacijske energije med 55,0 in 70,0 kJ/mol. Bitumen ima to vrednost med 53,9 in 57,9 kJ/mol, vendar surova nafta, pomešana s peskom, le 36,9 do 46,7 kJ/mol. Polimeri, v tem primeru plastomerne sestave, ki jih dodajamo bitumnom, da bi izboljšali odpornost na nizke in visoke temperature, UV-spekter sončnega sevanja, z drugimi besedami: povečali odpornost na staranje večine bitumenskih proizvodov za hidroizolacije, imajo izredno visoke vrednosti aktivacijskih

energij – ataktični polipropilen (APP) ima aktivacijsko energijo 600 kJ/mol in izotaktični polipropilen (IPP) celo 1300 kJ/mol.

Med drugimi materiali bi izpostavili vrednosti aktivacijske energije polivinilklorida (PVC) od 24,5 do 37,5 kJ/mol, ki ga za namen izolacije kablov za elektroindustrijo modificirajo z dodatki proti staranju in s tem povečajo aktivacijsko energijo za štiri- do petkrat ($E_a = 98\text{--}99$ kJ/mol). Sveže baterije imajo aktivacijsko energijo od 50 do 55 kJ/mol, izpraznjene pa le 31 do 34 kJ/mol. Zgoščanka (CD – Compact Disc) ima aktivacijsko energijo od 68 do 72 kJ/mol, medtem ko ima nosilna plast taiste zgoščanke, to je polikarbonat (UV stabiliziran), aktivacijsko energijo le od 26 do 28,5 kJ/mol.

2.2 Simulacijske analize

Simulacije propadanja materiala in s tem določevanje kakovosti sistemov in naprav so v sedanjem inženirstvu že stalna praksa. Simulacijske analize so pomembni postopki, ki omogočajo vnaprej predvideti kakovost, obstojnost in zanesljivost izdelka in omogočajo oceno morebitnih stroškov, povezanih z njegovo razgradnjo ali izgubo lastnosti. Na ta način je možno določati razmerja med ceno in kakovostjo ob upoštevanju različnih okoljskih vplivov. Dajejo tudi koristne napotke za varovanje okolja, če upoštevamo dejstvo, da se ob postopku propadanja pojavljajo tudi emisije nevarnih snovi.

Glavne prednosti simulacijskih analiz v primerjavi s testiranjem v realnem in naravnem okolju so predvsem hitra izvedba in hitro pridobivanje rezultatov ter s tem nižje cene postopka testiranja (Köhl et al., 2004). Podatke, ki so potrebni za določevanje pričakovane življenjske dobe materialov, posameznih komponent ali proizvodov, lahko pridobimo na različne načine; odziv uporabnikov, stalen nadzor ob pogojih uporabe ali iz ocen, temelječih na metodah pospešenega staranja. Zavedati se moramo, da dejavniki okolja – odvisno od lokacije –, klimatskih razmer, časa in drugih spremenljivk zelo različno vplivajo na življenjsko dobo ali samo degradacijo proizvodov (Köhl et al., 2004).

Meritve izpostavljenosti okolju, dobljene iz realne uporabe materialov, posameznih komponent ali proizvodov, so v večini primerov prepočasne in so zaradi tega pogosto neustrezne. Kot ustrezne se izkažejo le v redkih primerih, ko odkrijemo v relativno kratkem času, torej na začetni stopnji testiranja, določene težave, anomalije, poškodbe ali celo razpad izdelka (Köhl et al., 2004). Novi izdelki se pojavljajo hitreje, kot

Material	Aktivacijska energija E_a (kJ/mol)	
	od	do
Polivinilklorid – PVC ²	24,5	37,5
Cement, onesnažen s solmi ⁸	25,0	58,0
Zemljina ²	25,0	71,0
Polikarbonat – UV stabiliziran ²	26,0	28,5
Baterije – izpraznjene ¹²	31,0	34,0
Polipropilen ¹	35,0	50,0
Surova nafta, pomešana s peskom ³	36,9	46,7
Guma, vulkanizirana z žveplom ²	37,0	40,0
Guma, vulkanizirana z žveplom in radiacijo ²	45,0	49,0
Plastika za avtomobilske dele – trajnejša ⁴	48,0	69,0
Baterije – nove ¹²	50,0	55,0
Bitumen ³	53,9	57,9
Beton ²	55,0	70,0
Butil elastomer ¹	60,0	100,0
Poliuretan ¹	65,0	119,0
CD-plošča – zgoščanka (prospekt Kodak 2006)	68,0	72,0
Cement ⁷	71,0	73,0
EPDM ¹	78,0	127,0
Epoksi smola, ojačena s steklenimi vlakni ¹⁴	80,0	135,0
Polikloroprenska guma ¹⁰	82,0	96,0
Neoprenska guma ¹	84,0	88,0
Polietilen za izolacijo kablov ¹³	88,0	107,0
Polivinilklorid – PVC za izolacijo kablov ⁵	98,0	99,0
Ulitki iz ALU-zlitine ²	135,0	145,0
EP-guma ⁹	160,0	160,0
Ethylene vinil acetate (EVA) ⁶	176,0	184,0
Alfa olifin kopolimer ⁹	180,0	180,0
EP-grafit kopolimer ⁹	200,0	200,0
Ataktični polipropilen – APP ⁹	600,0	600,0
Izotaktični polipropilen – IPP ⁹	1.300,0	1.300,0

Viri: ¹ (Celina et al., 2005), ² (Jorgensen, 2003a, Jorgensen et al., 2003b, Köhl et al., 2004), ³ (Sonibare et al., 2003), ⁴ (Nohara, 1997), ⁵ (Jakubowitz et al., 1999), ⁶ (Czanderna et al., 1995), ⁷ (Bochen et al., 2005, Chitambira et al., 2006), ⁸ (Chitambira et al., 2006), ⁹ (Fawcett et al., 1999), ¹⁰ (Gillen et al., 2004a), ¹¹ (Oka, 2005), ¹² (Liaw et al., 2003), ¹³ (Gillen et al., 2004b), ¹⁴ (Budrugaec, 2001).

Preglednica 1 • Vrednosti aktivacijske energije za nekatere materiale

lahko pridobimo povratne informacije iz uporabe. Težava je v tem, da samo laboratorijski pogoji ne zadostujejo za preverjanje življenjskih

dob in staranja, ampak nujno potrebujemo povratne informacije iz obnašanja izdelkov v naravi (Yashiro, 2005).

Alternativa opazovanju pod naravnimi realnimi pogoji uporabe je pospešeno staranje, pri katerem nivo obremenitve enega ali več dejavnikov zvišamo nad nivo obremenitve pri normalni uporabi. V primerjavi z izpostavitvijo normalnim pogojem uporabe je lahko v primeru pospešenega staranja čas testiranja znatno krajši. V večini primerov kombinacija degradacijskih dejavnikov vpliva na življenjsko dobo. Pri tem lahko degradacijske komponente spreminjamo s časom (Köhl et al., 2004). Pogosto življenjska doba ne pomeni dobo brez vseh poškodb. Nanjo vplivata tudi način in vestnost vzdrževanja. Po drugi strani so napake in poškodbe stvar subjektivne ocene; za nekoga napaka še ne pomeni poškodbe ali celo konec življenjske dobe, nekateri lahko menijo in ocenjujejo drugače.

Osnove za določitev življenjske dobe določenega materiala, produkta ali elementa v sistemu so lahko različne. Velikokrat lastnosti nimajo samo dve področji stanja (vodonepropustnost proti puščanju vode, stabilnost proti porušitvi, dobro proti slabemu in podobno), ampak je določitev degradacije zaradi počasnega kontinuiranega procesa staranja veliko težja. V primeru drastičnega ali celo katastrofalnega padca kakovosti uporabe (imenujemo jo tudi »nenadna smrt«) je določitev življenjske dobe enostavna. Pogostejše je počasno, kontinuirano pešanje, zmanjševanje kakovostne uporabnosti in drugih lastnosti izdelka. V tem primeru moramo določiti največjo še sprejemljivo spremembo izdelka in njegovih lastnosti; torej: določiti moramo maksimalno dovoljeno degradacijo proizvoda, ki je še sprejemljiva za uporabnike, kot tudi izgled, funkcionalnost in vse druge pomembne parametre izdelkov ob koncu življenjske dobe (Köhl et al., 2004).

Propad je pogosto počasen in kontinuiran proces, ki je odvisen od večjega števila parametrov, ti pa lahko v različni meri vplivajo na spremembo več lastnosti hkrati, kot so na primer: vodonepropustnost in mehanske lastnosti, barva in mehanske lastnosti in drugo. Za ocenjevanje propadanja se moramo torej posluževati natančnih postopkov, ki na nivoju strukture materiala točno opredeljujejo spremembe v kemijski vezavi, optičnih lastnostih, poroznosti, sijaju, hidrofobnosti, oleofobnosti in retenciji vode ter topil ((Köhl et al., 2004), (Orel et al., 2006)).

2.2.1 Deterministično določevanje življenjske dobe

To je najpogostejši način študij problemov določevanja življenjske dobe. Cilj analize je

izdelava algoritma, ki natančno zajema problematiko posameznega primera.

Deterministično pomeni, da določeno stanje na vhodu privede vedno do istega rezultata na izhodu. Obnašanje algoritma je točno predvidljivo. Pri deterministični analizi določujemo srednjo ali povprečno življenjsko dobo, torej zahtevo po zanesljivosti. Pri tem ne upoštevamo sprememb v času življenjske dobe, tudi različno dolge življenjske dobe niso odločilne (Köhl et al., 2004).

Uspešno razvita deterministična metoda določevanja življenjske dobe je za projektanta izredno lahka, učinkovita in računsko enostavna operacija upoštevanja vpliva različnih dejavnikov. Na žalost realnih primerov v naravi pogosto ni moč opisati deterministično. To posebej velja za kompleksne primere, ko je izredno težko ali celo nemogoče izdelati algoritme (Kunič, 2007).

2.2.2 Probabilistično določevanje življenjske dobe

V tem primeru določevanja življenjske dobe želimo določiti verjetnost, s katero se bo dogodek zgodil. Pri tem se poslužujemo znanja iz statistike, kombinatorike, teorije števil in analiz v realnem času. Pri probabilistični analizi želimo določiti zahtevo po minimalni življenjski dobi ob ustreznem nivoju zanesljivosti. Najpogosteje si zastavimo prag 90 % zanesljivosti vseh preskušancev, ki bodo dosegli določeno življenjsko dobo (Köhl et al., 2004).

Določeno stanje na vhodu pri tem načinu določevanja življenjske dobe ne privede vedno do istega rezultata. Do sedaj razvite probabilistične metode so manj poznane in tudi zahtevajo veliko več testiranj, računskih operacij in preračunavanja.

2.3 Pospešeno staranje

Namen pospešenega staranja je dobiti podatke o tistih materialih, ki bi jih uporabljali zato, da bi dosegli pričakovano življenjsko dobo izdelka ali sistema.

Hitrejša alternativa opazovanju propadanja pri naravnih pogojih uporabe materiala ali sistema je pospešeno staranje. Pospešeno staranje izvedemo tako, da nivo obremenitve enega ali več dejavnikov (faktorjev) zvišamo nad nivo normalne uporabe. V primerjavi z izpostavitvijo normalnim pogojem uporabe je v primeru pospešenega staranja čas testiranja znatno krajši. Metoda je posebej primerna za določevanje življenjskih dob produktov v primerih, ko so podatki o pričakovanih življenjskih dobah nedostopni ali se jih ne

splača pridobiti s pomočjo testiranja. Razlog je preprost: čas nam ne dopušča, da bi merili celotno življenjsko dobo. Tipičen primer so hidroizolacijski izdelki na bitumenski osnovi. Posebej še, ko moramo življenjsko dobo ugotavljati pod različnimi dejavniki: zunaj, znotraj, različne geografske širine, nadmorske višine, prisotnost vlage, meteornih padavin in drugo (Köhl et al., 2004).

Metode pospešenega staranja so priporočljive za materiale, sestavne dele, celotne produkte in sisteme v primerih, ko življenjska doba dosega ali celo v znatni meri presega 30 let. Skoraj vse metode priporočajo ugotavljanje minimalne življenjske dobe 25 let. Načeloma nas določevanje življenjskih dob materialov in sistemov, ki so po eni strani enostavni, po drugi pa že z dolgoletno, več desetletij ali celo stoletij dolgo uporabo in preizkušnjo, ne zanima. Za te materiale lahko določimo obnašanje, odpornost in življenjsko dobo – iz obnašanja v preteklosti – dokaj natančno. Izjema so primeri, ko so tradicionalni materiali izpostavljeni znatno večjim obremenitvam kot v preteklosti, na primer onesnaženemu zraku, soli, kislemu dežju in drugim vplivom onesnaževanja okolja (Köhl et al., 2004). Ker imamo pri določevanju življenjske dobe opravka s prihodnostjo, ne moremo poznati te dobe natančno. Poslužujemo se raznih ocen. Da bi lahko prišli do čim bolj točne ocene, je treba določiti dejavnike, ki določajo življenjsko dobo določenega sistema (Köhl et al., 2004). Lahko se osredotočimo na izpolnjevanje vseh zahtevanih performans pri hkratnih nizkih stroških.

Omenjene definicije lahko dopolnimo po (Krainer et al., 1983) z izrazi:

Obratovalna ali uporabna življenjska doba (angl. Service Life) je časovna doba, v kateri stavbo ali kateri koli element stavbe lahko uporabljamo brez večjih popravil, zamenjav ali brez velikih stroškov.

Projektirana obratovalna življenjska doba (angl. Designed Service Life) je uporabna življenjska doba, določena s strani projektanta in je tudi v skladu s pričakovani investitorja ali uporabnika stavbe.

Napovedana ali pričakovana obratovalna življenjska doba (angl. Predicted or Expected Service Life) predstavlja napoved uporabne življenjske dobe, dobljene s pomočjo preteklih izkušenj ali testov pospešenega staranja.

Velikokrat določevanje življenjske dobe zahteva interdisciplinarno skupino ekspertov kot tudi podporo poznavalcev meritev in diagnostike. Strokovnjaki bi morali poznati materiale, tehnologijo obdelave površin, zaščite površin,

princip oksidacije in rjavenja, poznati polimere, fiziko trdnih teles, analitično kemijo, elektrokemijo, statistične metode. Vede, ki jih še posebej zanima staranje in pospešeno staranje, so predvsem solarna, biomedicinska, letalska in vesoljska tehnika, elektrotehnika, tehnologija premazov, zaščit in prevlek, vojaška oborožitev in obramba (Köhl et al., 2004).

V času testiranja natančno opazujemo naslednje spremembe: zlom, krušenje, luščenje, erozijo, drobljenje, razpokanje, kavitacijo, korozijo, deformiranje, nabrekanje, razkrajanje, odpadanje, slabo adhezijo, cvetenje, razbarvanje, pojav plesni, obstojnost premazov, izgubo sijaja, izgubo elastičnosti, zmanjšanje trdnosti, spremembo dimenzije, izhlapevanje nekaterih sestavin materiala in podobno (Krainer et al., 1983).

Nekatere druge materiale ali naprave izpostavljamo drugim izjemnim obremenitvam oziroma degradacijam: hitre temperaturne spremembe, sončna svetloba in predvsem UV-spekter, vlaga, pritisk, strig, nateg, veter, sol, kisel dež, onesnažen zrak, atmosferski

vplivi, megla, kondenzacija, izhlapevanje vode, prah, pesek in drugo ((Köhl et al., 2004), (Orel et al., 2006)).

Pridobljeni podatki testiranja navadno niso neodvisni, na primer stopnja vlage zavisi od temperature, temperatura od sončnega sevanja in podobno. Zato je v večini primerov treba upoštevati več degradacijskih vplivov hkrati, kar pomeni, da vpliv teh dejavnikov simultano merimo v procesu pospešenega staranja. Da bi proces pospešenega staranja, ki vpliva na spremembe več karakteristik hkrati, uspešno vrednotili, uvedemo kriterij performanse (angl. Performance Criterion – PC), kjer običajno v obliki enačbe izrazimo PC v odvisnosti od dveh ali več spremenljivk. V preučevani literaturi je prikazanih več primerov. Izpostavili bi (Köhl et al., 2004), kjer avtor opisuje kriterij performanse (PC) premaza pločevine v notranjosti sončnega kolektorja ob izpostavljenosti povišani vlagi, ki nastopa ob mnogih vremenskih pogojih. Rezultat je formula v odvisnosti od poslabšanja karakteristik absorptivnosti in emisivnosti. Premaz je dotrajan, ko nastopi s formulo določena

kombinacija padca absorptivnosti na kratkovalnem sončnem sevanju in porasti emisivnosti na infrardečem spektru ohlajevanja površine kolektorja. Omenjeni pristop je deterministično ugotavljanje življenjske dobe.

Zavedati se moramo, da dejavniki okolja – odvisno od lokacije, klimatskih razmer, časa in drugih spremenljivk – zelo različno vplivajo na življenjsko dobo ali sam propad proizvodov. Vremenski vplivi se dokaj enostavno evidentirajo, precej težje se ovrednotijo. Rezultati simulacijskih študij morajo biti ovrednoteni s pomočjo podpore, pridobljene po eksperimentalnih metodah (Köhl et al., 2004).

Kmalu postane jasno, da splošnega univerzalnega protokola za določanje tridesetletne življenjske dobe ni mogoče razviti. Posluževati se moramo aproksimacij s skrajševanjem dob testiranja. Napraviti moramo mehanizem za določevanje pogojev testiranja in določitev točke dotrajanosti. Jasno je, da moramo upoštevati tudi možnost, da se bo življenjska doba testiranega vzorca končala nenadoma, torej s katastrofalno porušitvijo.

3 • SKLEP

Gradbeništvo je v bruto nacionalnem dohodku udeleženo v praktično vseh državah z vsaj desetimi odstotki, hkrati pa poraba materialov, surovin in energije ter količina odpadkov v celotni življenjski dobi objektov predstavljata celo 40 % svetovnih količin. Nujno je, da so tehnološke, ekonomske in politične

odločitve v industriji gradbenih materialov in gradbenih storitvah planirane, gradbena dejavnost vnaprej načrtovana, projektno vodena, objekti ekonomično zgrajeni in kasneje – v vseh stopnjah uporabe v smislu dobrega gospodarja – kakovostno vzdrževani. Večji poudarek moramo posvečati tudi varčevanju

z neobnovljivimi viri energije, zmanjševanju porabe surovin in drugih resursov, varovanju okolja, planiranju recikliranja in skrbi ter upravljanju z odpadki, ki nastopajo kot rezultat zaključka življenjske dobe ali odstranitve. Pri tem pa imata metoda pospešenega staranja in določevanje življenjske dobe gradbenih materialov pomemben delež.

4 • LITERATURA

- Bochen, J., Gil, S., Szwabowski, J., Influence of Ageing Process on Porosity Changes of the External Plasters, Elsevier, Poland, 769–775, 2005.
- Budrugaec, P., Thermal Degradation Of Glass Reinforced Epoxy Resin And Polychloroprene Rubber: The Correlation Of Kinetic Parameters Of Isothermal Accelerated Aging With Those Obtained From Non-Isothermal Data, Elsevier, Romania, 125–132, 2001.
- Carlsson, B. T., Möller, K., Ch. Marechal, J., Köhl, M., Heck, M., Brunold, S., Jorgensen, G., General Methodology of Test Procedures for Assessment of Durability and Service Life, FMEA Research for and Application to the Building Domain, 2001.
- Carlsson, B., Möller, K., Köhl, M., Brunold, S., Frei, U., Marechal, J. C., Jorgensen, G., The Applicability Of Accelerated Life Testing For Assessment Of Service Life Of Solar Thermal Components, Elsevier, 255–274, 2004.
- Celina, M., Gillen, K. T., Assink, R. A., Accelerated Aging And Lifetime Prediction: Review Of Non-Arrhenius Behaviour Due To Two Competing Processes, Elsevier, 395–404, 2005.
- Chitambira, B., AL-Tabbaa, A., Perera, A. S. R., Yu, X. D., The Activation Energy of Stabilized/Solidified Contaminated Soils, Elsevier, China, 8, 2006.
- Czarderna, A. W., Pern, F. J., Encapsulation of PV Modules Using Ethylene Vinyl Acetate (EVA) Copolymer as a Pottant: A Critic Review, Elsevier, USA, 101–181, 1995.
- Fawcett, A. H., McNally, T., Blends of Bitumen With Various Polyolefins, Elsevier, Ireland, 5315–5326, 1999.

- Gillen, Kenneth, T., Bernstein, R., Derzon K., D., Evidence Of Non-Arrhenius Behaviour From Laboratory Aging And 24-Year Field Aging Of Polychloroprene Rubber Materials, Elsevier, 57–67, 2004a.
- Gillen, K., T., Bernstein, R., Celina, M., Non – Arrhenius Behavior For Oxidative Degradation Of Chlorosulfonated Polyethylene Materials, Elsevier, 335–346, 2004b.
- Glasstone, S., The Elements Of Physical Chemistry, D. van Nostrand Company, New York, USA, 675, 1946.
- Glasstone, S., Textbook of Physical Chemistry, Macmillan and Co. Limited, London, Great Britain, 1193, 1951.
- Jabukowitz, I., Nazdaneh, Yarahmadi, Geart, T., Effects of Accelerated and Natural Ageing on Plasticized Polyvinyl Chloride (PVC), Sweden, 415–421, 1999.
- Jorgensen, G., A Phenomenological Approach to Obtaining Correlations Between Accelerated and Outdoor Exposure Test Results fo Organic Materials, New Directions in Coatings Performance Technology, ASTM STP 1435, ASTM International, West Conshohociken, PA, USA, 12, 2003a.
- Jorgensen, G., Brunold, S., Carlsson, B., Möller, K., Heck, M., Köhl, M., Durability Of Polymeric Glazing Materials For Solar Applications, National Renewable Energy Laboratory, Golden, Colorado, USA, 18, 2003b.
- Köhl, M., Carlsson, Bo, Jorgensen, G., Czanderna, A. W., Performance and Durability Assessment, Optical Materials for Solar Thermal Systems, Elsevier B.V., The Netherlands, 2004, ISBN 0-08-044401-6, 395, 2004.
- Krainer, A., Seliškar, N., Vpliv trajnosti KS na produkcijsko-potrošniški cikel zgradbe, (Publikacija, št. 2), Ljubljana: Fakulteta za arhitekturo, gradbeništvo in geodezijo, Katedra za stavbe in konstrukcijske elemente, 55, graf. prikazi. (COBISS.SI-ID 1612385), 1983.
- Kunič, R., Načrtovanje vrednotenja vpliva pospešenega staranja bitumenskih trakov na konstrukcijske sklope, doktorska disertacija, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, Katedra za stavbarstvo in konstrukcijske elemente, Jamova 2, Ljubljana, 2007.
- Yann, L.,B., Roth, E. R., Jungst, R. G., Nagasubramanian, G., Case, H. L., Doughy, D. H., Correlation Of Arrhenius Behaviors In Power And Capacity Fades With Cell Impedance And Heat Generation In Cylindrical Lithium-Ion Cells, Elsevier, 874–886, 2003.
- Nohara, F., Life Cycle Energy Consumption, Edited by Architectural Institute of Japan (AIJ), Institute for Building Environment and Energy Conservation (IBEC), Tokyo, Japan, 294, 2005.
- Oka, T., Architecture for a Sustainable Future, All about the Holistic Approach in Japan, Edited by Architectural Institute of Japan (AIJ), Institute for Building Environment and Energy Conservation (IBEC), Tokyo, Japan, 294, 2005.
- Orel, B., Slemenik Perše, L., Šurca Vuk, A., Jerman, I., Merlini, D., Selektivni barvni premazi za sončne fasade, Kemijski inštitut, Hajdrihova 19, Ljubljana, Color Medvode, Slovenija, 14, 2006.
- Sonibare, O. O., Egashira, R., Adedosu, T. A., Thermo-Oxidative Reactions Of Nigerian Oil Sand Bitumen, Elsevier, 95–205, 2003.
- Yashiro, T., A New Paradigm for Architectural Design, Edited by Architectural Institute of Japan (AIJ), Institute for Building Environment and Energy Conservation (IBEC), Tokyo, Japan, 2005.

Vabilo na 30. zborovanje gradbenih konstruktorjev Slovenije Bled hotel Golf 9.–10. oktober 2008 Slovensko društvo gradbenih konstruktorjev www.sdgk.si

SDGK

30

Program zborovanja

Predvidena tematika zborovanja tudi letos obsega celotno področje dejavnosti gradbenih konstruktorjev. Poleg prispevkov s področja snovanja, graditve, rekonstrukcij, vzdrževanja, vodenja in nadzora izvedbe vseh vrst gradbenih konstrukcij, vabimo tudi prispevke s področja razvojno raziskovalne dejavnosti, standardizacije in gradbene regulative s posebnim poudarkom na vaših izkušnjah pri uporabi novih evropskih standardov za gradbene konstrukcije, ki so pri nas obvezni od 1. 1. 2008. Med eminentnimi tujimi gosti se bo z vabljenim predavanjem predstavil dr. Michel Virlogeux, glavni projektant objektov kot sta viadukt »Millau« in »Pont de Normandie«.

Prijava

Svojo udeležbo na zborovanju prijavite s tem, da nam pošljete izpolnjeno prijavo, ki jo odrežete od tega vabila in nakažete potrebno kotizacijo. Kotizacijo nakažite na tekoči račun Slovenskega društva gradbenih konstruktorjev **02085-0015319187** s pripisom za 30. zborovanje gradbenih konstruktorjev. Prijavi priložite potrdilo o plačani kotizaciji.

Kotizacija

Kotizacija za udeležbo na zborovanju, v kateri so zajeti stroški organizacije in publikacije zborovanja, kakor tudi stroški družabnega srečanja, znaša **190 EUR**. Za upokojence in študente znaša kotizacija 95 EUR. Kotizacija je prenosljiva na drugo osebo, ne bomo pa je vračali.

Promocija dejavnosti

Na podlagi dogovora z organizatorjem bo na zborovanju mogoča tudi promocija vaših izdelkov in storitev.

Dodatne informacije

Aktualni podatki povezani z organizacijo in potekom zborovanja bodo objavljeni na spletni strani društva www.sdgk.si.

Za morebitne dodatne informacije pa lahko pokličete tudi Jožeta Lopatiča po telefonu na št.: **01 476 8600** ali pošljete elektronsko pošto na naslov info@sdgk.si.

Prijava za **30.** zborovanje gradbenih konstruktorjev Slovenije 9.in 10.oktobra 2008

Ime in priimek: _____

Davčna številka: _____

Podjetje oz. ustanova: _____

Podpis: _____

Naslov: _____

Kotizacija je bila nakazana na transakcijski račun Slovenskega društva gradbenih konstruktorjev, Jamova 2, Ljubljana, št. 02085-0015319187.

Telefon: _____

E-mail: _____

Potrdilo o plačani kotizaciji je priloženo.

KOLEDAR PRIREDITEV

3.-5.9.2008

EUROSTEEL 2008

Gradec, Avstrija
www.eurosteel2008@tugraz.at

4.9.2008

RECLAIM WATER

Mednarodna zaključna konferenca EU projekta
Maribor, Slovenija
iei@iei.si

5.9.2008

TECHNEAU Konferenca

Mednarodna konferenca – oskrba s pitno vodo
Maribor, Slovenija
iei@iei.si

9.9.2008

15. jubilejni slovenski kolokvij o betonih:
Izkušnje pri gradnji in sanaciji zahtevnih betonskih objektov
Ljubljana, Cankarjev dom, dvorana E3-4, Slovenija
www.irma.si

15.-18.10.2008

T&DI Pavement Conference

Bellevue, Washington, ZDA
<http://content.asce.org/conferences/pavements2008/index.html>

9.-11.9.2008

11th International Conference on Transportation Construction Management

Orlando, Florida, ZDA
www.2008tcmconference.volpe.dot.gov

17.-19.9.2008

7th RILEM International Symposium on Fibre Reinforced Concrete (BEFIB 2008)

Chennai (Madras), Indija
www.befib2008.iitm.ac.in

23.-25.9.2008

International Symposium Drava River Vision

Maribor, Slovenija
www.izvrs.si

9.-10.10.2008

Deutscher Stahlbautag 2008

Mainz, Congress Centrum, Nemčija
vowe@deutscherstahlbau.de

9.-10.10.2008

SDGK 2008

30. zborovanje gradbenih konstrukterjev
Bled, Slovenija
www.sdgk.si

20.-22.10.2008

SURF 2008

6th symposium on pavement surfaces characteristics
Portorož, Slovenija
www.surf2008.si

22.-24.10.2008

9. slovenski kongres o cestah in prometu

Portorož, Slovenija
www.drc.si
drc@drc.si

24.-26.11.2008

2nd International Conference on Concrete Repair, Rehabilitation and Retrofitting (ICRRR 2008)

Cape Town, Južna Afrika
www.civil.uct.ac.za/icrrr

15.-16.1.2009

Spritzbeton – Tagung 2009

Alpbach, Tirolska, Avstrija
<http://www.ovbb.at/>

21.-22.1.2009

7. Österreichische Geotechniktagung mit Fachausstellung

Dunaj, Avstrija
<http://www.ovbb.at/>

10.-12.2.2009

53. Betontage

Ulm, Nemčija
<http://www.ovbb.at/>

20.-22.5.2009

5th International Conference on Construction in the 21st Century

CITC-V, Carigrad, Turčija
www.fiu.edu/~citic

5.-9.10.2009

17th International Conference for Soil Mechanics and Geotechnical Engineering

Alexandria, Egipt
www.2009icsmge-egypt.org

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