





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, julij 2015, letnik 64, str. 157-180

Izdajatelj:

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

Izdajateljski svet:

ZDGITS: **mag. Andrej Kerin**, predsednik
Dušan Jukić
prof. dr. Matjaž Mikoš
IZS MSG: **Gorazd Humar**
Mojca Ravnikar Turk
dr. Branko Zadnik
UL FGG: **izr. prof. dr. Sebastjan Bratina**
UM FG: **doc. dr. Milan Kuhta**
ZAG: **doc. dr. Matija Gams**

Glavni in odgovorni urednik:

prof. dr. Janez Duhovnik

Lektor:

Jan Grabnar

Lektorica angleških povzetkov:

Romana Hudin

Tajnica:

Eva Okorn

Oblikovalska zasnova:

Mateja Goršič

Tehnično urejanje, prelom in tisk:

Kočevski tisk

Naklada:

500 tiskanih izvodov
3000 naročnikov elektronske verzije

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

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

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

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

Navodila avtorjem za pripravo člankov in drugih prispevkov

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

Uredništvo

Vsebina • Contents

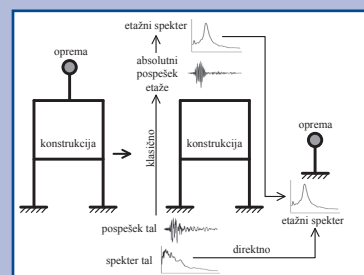
Članki • Papers

stran **158**

dr. Vladimir Vukobratović, univ. dipl. inž. grad.
akad. prof. dr. Peter Fajfar, univ. dipl. inž. grad.

ETAŽNI SPEKTRI POSPEŠKOV ZA POTRESNO PROJEKTIRANJE IN OCENJEVANJE OPREME STAVB

FLOOR ACCELERATION SPECTRA FOR SEISMIC DESIGN AND
ASSESSMENT OF EQUIPMENT IN BUILDINGS

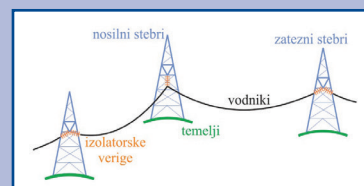


stran **169**

Anita Treven, univ. dipl. inž. grad.
Metod Bonča, univ. dipl. inž. grad.
prof. dr. Dejan Zupan, univ. dipl. inž. mat.

RAČUNSKI MODELI ZA MEHANSKO ANALIZO DALJNOVODNIH VODNIKOV

COMPUTATIONAL MODELS FOR MECHANICAL ANALYSIS
OF CONDUCTORS FOR OVERHEAD LINES



Dejavnost DGIT

stran **178**

Jože Preskar, univ. dipl. inž. grad.
ŠIRJENJE ZNANJA V DGIT NOVO MESTO



Razpis nagrad IZS

stran **179**

Novi diplomanti

stran **180**

Eva Okorn

Koledar prireditev

Eva Okorn

Slika na naslovnici: Regijski center za ravnanje z odpadki Ljubljana, foto: arhiv Snaga, Javno podjetje d. o. o. Ljubljana

ETAŽNI SPEKTRI POSPEŠKOV ZA POTRESNO PROJEKTIRANJE IN OCENJEVANJE OPREME STAVB

FLOOR ACCELERATION SPECTRA FOR SEISMIC DESIGN AND ASSESSMENT OF EQUIPMENT IN BUILDINGS

dr. Vladimir Vukobratović, univ. dipl. inž. grad.

vladavuk@uns.ac.rs

Univerza v Novem Sadu, Fakulteta tehniških ved

Oddelek za gradbeništvo in geodezijo

Trg Dositeja Obradovića 6, Novi Sad, Srbija

akad. prof. dr. Peter Fajfar, univ. dipl. inž. grad.

peter.fajfar@fgg.uni-lj.si

Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, IKPIR

Jamova cesta 2, Ljubljana

Znanstveni članek

UDK 006:624.042.7

Povzetek | Članek obravnava etažne spektre pospeškov, ki določajo potresne obremenitve opreme stavb, občutljive za pospeške. Potresni odpornosti takšne opreme je v predpisih in praksi posvečene premalo pozornosti. Etažni spektri odziva, uporabljeni v Evrokodu 8, so neustrezni. Natančnejša določitev etažnih spektrov odziva zahteva zamudno in precej zahtevno dinamično analizo časovnega odziva. Namen študije, prikazane v tem članku, je bil razvoj direktne metode za račun etažnih spektrov odziva, ki omogoča račun etažnih spektrov pospeškov neposredno iz projektnega spektra konstrukcije ob upoštevanju dinamičnih karakteristik konstrukcije. Metoda je uporabna tudi pri neelastičnem obnašanju konstrukcije, kar lahko precej pripomore k ekonomičnosti projektiranja opreme. Najprej je bila opravljena parametrična študija, kjer so bili etažni spektri pospeškov elastičnih in neelastičnih konstrukcij z eno in več prostostnimi stopnjami izračunani z (ne)linearno dinamično analizo. Oprema je bila modelirana kot elastični sistem z eno prostostno stopnjo. Predlagana metoda je bila verificirana s primerjavo rezultatov z natančnejšimi rezultati, dobljenimi v parametrični študiji. Zaradi svoje enostavnosti je metoda primerna za uporabo v praksi. V primeru upoštevanja neelastičnega obnašanja konstrukcije jo je treba uporabljati v kombinaciji z N2-metodo ali drugo metodo za poenostavljeno nelinearno analizo konstrukcij.

Ključne besede: etažni spektri odziva, pospeški, oprema stavb, potresno projektiranje, direktna metoda, neelastično obnašanje, Evrokod 8

Summary | This paper deals with floor acceleration spectra, which are used for the seismic design and assessment of acceleration-sensitive equipment installed in buildings. In design codes and in practice not enough attention is given to the seismic resistance of such equipment. Floor response spectra which are proposed in Eurocode 8 are not appropriate. A more accurate determination of floor response spectra requires a complex and quite demanding dynamic response-history analysis. The purpose of the study presented in this paper is the development of a direct method for the determination of floor response spectra, which enables the generation of floor acceleration spectra directly from the design spectrum of the structure by taking into account dynamic properties of the structure. The method is also applicable to inelastic structures, which can greatly improve the economic aspects of equipment design. A parametric study of floor acceleration spectra for elastic

and inelastic SDOF and MDOF structures was conducted by using the (non)linear response-history analysis. The equipment was modelled as an elastic SDOF system. The proposed method was validated by comparing its results with more accurate results obtained in the parametric study. Due to its simplicity, the method is an appropriate tool for practice. In the case of inelastic structural behaviour, the method should be used in combination with the N2 method, or another appropriate method for simplified nonlinear structural analysis.

Keywords: floor response spectra, accelerations, equipment in buildings, seismic design, direct method, inelastic behaviour, Eurocode 8

1 • UVOD

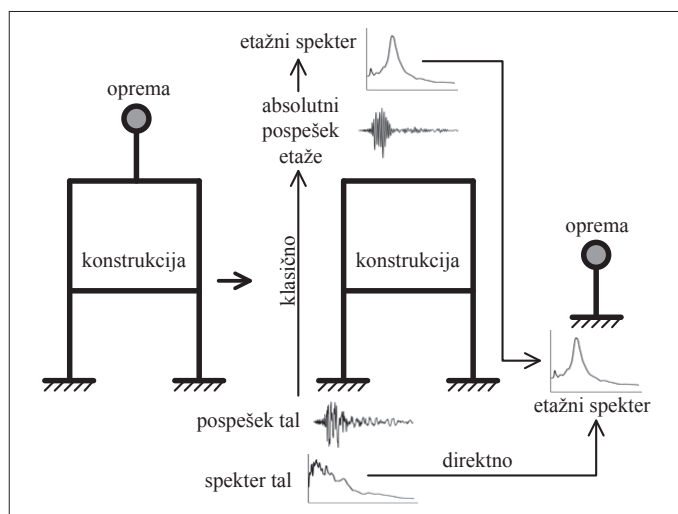
Tako imenovani nekonstrukcijski elementi in oprema stavb predstavljajo večji del vrednosti stavb. Po raziskavah Taghaviya in Mirande (Taghavi, 2003) znaša vrednost gradbene konstrukcije samo 18 % v poslovnih stavbah, 13 % v hotelih in 8 % v bolnišnicah, preostanek je vrednost nekonstrukcijskih elementov in opreme (ki jih bomo v nadaljnjem tekstu imenovali s skupnim imenom oprema ali sekundarni elementi). Kljub temu se projektiranju tega dela stavb posveča zelo malo pozornosti, z izjemo jedrskih elektrarn, kjer je glavna pozornost namenjena potresni varnosti opreme. Oprema je občutljiva bodisi za deformacije (npr. predelni zidovi) ali pospeške (npr. stroji v industrijskih objektih). V tem prispevku se bomo ukvarjali samo z opremo, občutljivo za pospeške. Pri projektiranju te opreme se uporabljajo tako imenovani etažni spektri pospeškov (v nadaljevanju tudi »etažni spektri«). Določanje teh spektrov in postopek njihove uporabe sta opisana v poglavju 2. Namen članka je opis osnovnih značilnosti etažnih spektrov in prikaz praktično uporabne metode za določanje teh spektrov. Etažni spektri se lahko uporabljajo, ko je masa opreme bistveno manjša od mase stavbe, drugače je treba opremo vključiti v model konstrukcije. Po (ASCE 4-98, 2000) je meja pri masi opreme, ki je enaka enemu odstotku mase stavbe.

Osnovne enačbe predlagane metode so bile prikazane v članku (Yasui, 1993). Uporaba metode je bila omejena na elastične konstrukcije, medtem ko je bila uporaba za konstrukcije z več prostostnimi stopnjami le bežno omenjena. V raziskovalni skupini v Inštitutu za konstrukcije, potresno inženirstvo in računalništvo (IKPIR), FGG, je bila razvita možnost razširitve uporabnosti metode na neelastične konstrukcije z eno prostostno stopnjo ((Novak, 1994), (Fajfar, 1995)). Upoštevanje neelastičnosti konstrukcije večinoma zmanjšuje vrednosti v etažnih spektrih. Začetne raziskave na področju etažnih spektrov v IKPIR so kmalu zamrle, ponovno pa so se pričele leta 2010, spodbujene tudi s potrebami prakse. Pri tem so bili upoštevani rezultati, objavljeni v obeh navedenih publikacijah.

Literatura, povezana z etažnimi spektri, ni prav obsežna. Pregled literature je podan v (Vukobratović, 2015a). Med pomembnejše objave sodijo: ((Lin, 1985), (Sewell, 1986), (Yasui, 1993), (Medina, 2006), (Politopoulos, 2007), (Sullivan, 2013), (Calvi, 2014), (Filiatrault, 2014), (Vukobratović, 2015b)). Prvi članek v slovenščini je po našem vedenju napisal Vidic (Vidic, 1988), mladi raziskovalec v IKPIR.

2 • DOLOČANJE IN UPORABA ETAŽNIH SPEKTROV

Klasična metoda za določanje etažnih spektrov temelji na dinamični analizi z računom časovnega odziva. Postopek je prikazan na sliki 1. Potresna obtežba mora biti podana v obliki akcelorograma. Z linearno ali nelinearno analizo konstrukcije izračunamo časovne poteke absolutnih pospeškov v posameznih etažah konstrukcije, iz njih pa spektre, ki jih imenujemo etažni spektri pospeškov. Etažni spekter pospeškov predstavlja potresno obremenitev za opremo, tako kot spekter pospeškov zaradi gibanja tal predstavlja potresno obremenitev za konstrukcijo. Spekter za konstrukcijo ustreza samo določenemu potresnemu nihanju tal, uporablja pa se lahko za konstrukcijo s poljubnim nihajnim časom. Podobno etažni spekter ustreza samo določenemu potresnemu nihanju tal, pa tudi samo določeni etaži določene konstrukcije, uporablja pa se za opremo s poljubnim nihajnim časom, ki je montirana v izbrani etaži izbrane konstrukcije. Glede na to, da časovni potek gibanja tal pri bodočem potresu ni znan, je praviloma treba celoten postopek analize opraviti za več akcelorogramov. Iz navedenega je jasno, da je določanje etažnih spektrov po klasični metodi zelo zamudno in se v praksi uporablja le izjemoma, praviloma le pri zelo pomembnih objektih.



Slika 1 • Shematičen prikaz določanja etažnih spektrov s klasično in direktno metodo

Pri direktni metodi se etažnih spektri izračunajo neposredno iz spektra gibanja tal (slika 1). Takšne metode so privlačne za prakso, saj so bistveno enostavnejše, seveda pa so zaradi nekaterih poenostavitev praviloma manj natančne.

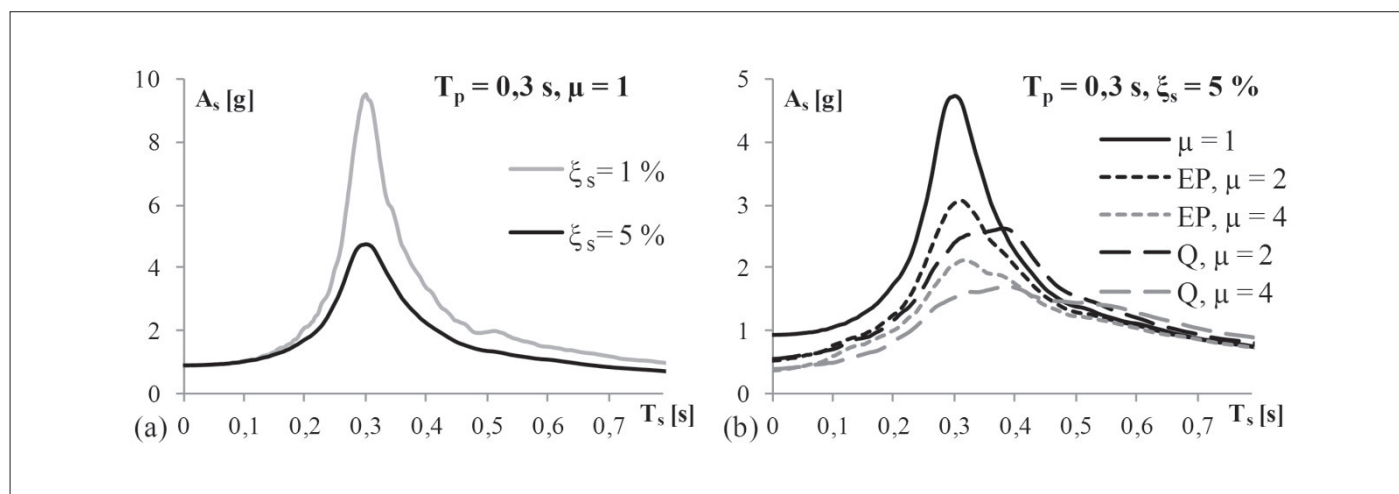
Postopek projektiranja ali ocenjevanja opreme pri uporabi etažnih spektrov je enak tistemu pri projektiranju ali ocenjevanju konstrukcije pri uporabi projektnih spektrov. Pomembni vhodni parametri so nihajni čas opreme, njeno dušenje in morebitna sposobnost sipanja energije z neelastičnimi deformacijami.

3 • OSNOVNE ZNAČILNOSTI ETAŽNIH SPEKTRIV

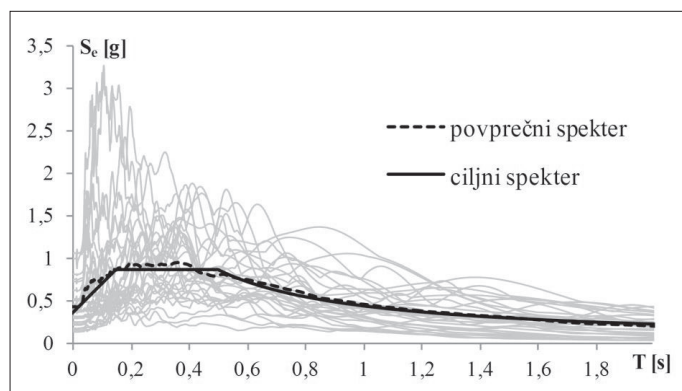
Etažni spekter pospeškov za elastično konstrukcijo z eno prostostno stopnjo (SDOF) je prikazan na sliki 2a. Dušenje konstrukcije znaša 5 % kritičnega dušenja, predpostavljeno je elastično obnašanje opreme. Obe predpostavki sta uporabljeni tudi v vseh drugih primerih, prikazanih v tem članku. Nihajni čas konstrukcije znaša $T_p = 0,3$ s (indeks p se nanaša na primarno konstrukcijo, indeks s pa na sekundarno – opremo). Potresna obtežba je določena s skupino 30 akcelerogramov, katerih povprečni spekter pospeškov ustreza Evrokod 8 spektru za tla B z maksimalnim pospeškom tal $PGA = 0,35$ g (slika 3). Etažni spektri na sliki 2a predstavljajo povprečne vrednosti, izračunane za vrednosti dušenja opreme 1 % in 5 % kritičnega dušenja.

Osnovne značilnosti etažnega spektra pospeškov so naslednje:

- Pri zelo togi opremi (nihajni čas opreme $T_s = 0$) je pospešek opreme enak pospešku konstrukcije (A_p) ne glede na dušenje opreme.
- Pri zelo podajni opremi (T_s je velik) je etažni spekter pospeškov enak spektru gibanja tal, ki ustreza dušenju opreme.
- V resonančnem območju, kjer je nihajni čas opreme približno enak nihajnemu času konstrukcije, nastanejo veliki amplifikacijski pospeški, ki naraščajo z manjšanjem dušenja.



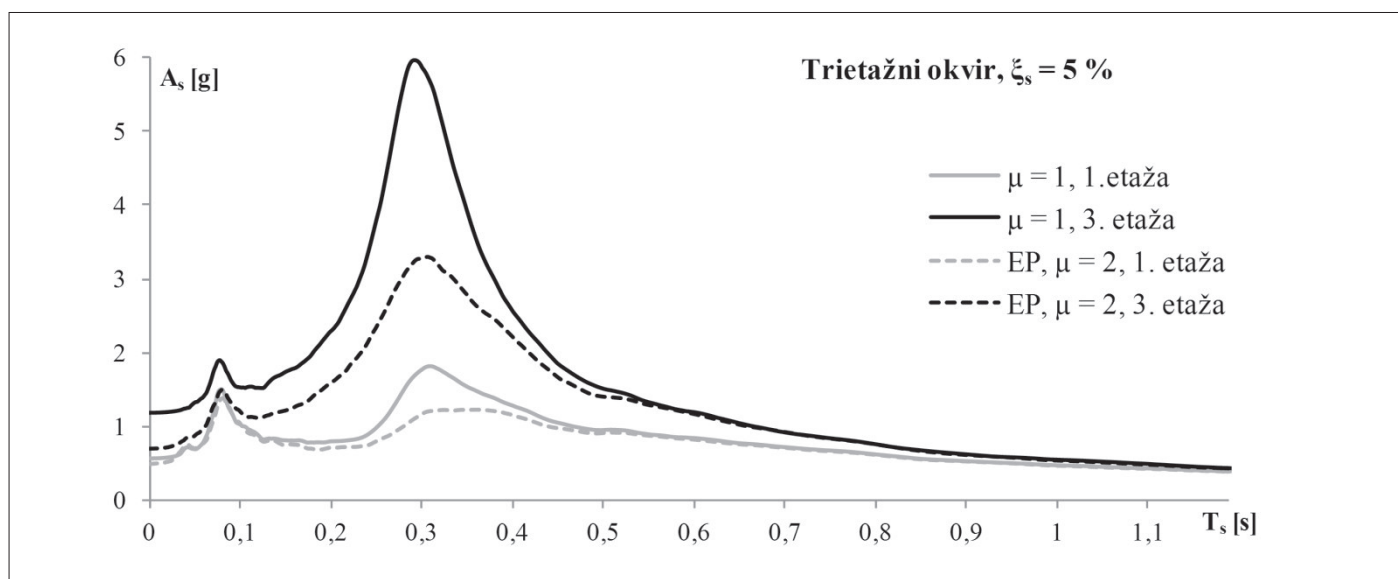
Slika 2 • Etažni spektri pospeškov za SDOF-konstrukcijo s $T_p = 0,3$ s. (a) elastična konstrukcija in dušenje opreme 1 % in 5 %, (b) elastična in neelastična konstrukcija (dve histerezi in dve duktilnosti) in dušenje opreme 5 %



Slika 3 • Elastični spektri pospeškov (5 % dušenja) posameznih zapisov, ciljni in povprečni spekter za tip tal B (ciljni spekter s $PGA = 0,35$ g)

Pri neelastičnem obnašanju konstrukcije je pospešek konstrukcije omejen. Zato se etažni spekter zmanjša v primeru toge opreme (majhen T_s) in v resonančnem območju, medtem ko neelastičnost konstrukcije praktično ne vpliva v primeru podajne opreme (velik T_s). Primerjava spektrov za elastično in neelastično konstrukcijo je prikazana na sliki 2b. Upoštevani sta dve duktilnosti (2 in 4) in dve različni histerezi pravili: idealno elastoplastično obnašanje (EP) in model s padajočo togostjo (Q). Utrjevanje po pričetku tečenja ni upoštevano. Pri Q-histerezi je iz etažnih spektrov razvidno, da se območje resonance premakne k večjemu nihajnemu času, kar je posledica podaljšanja efektivnega nihajnega časa pri plastifikaciji.

Etažni spektri odziva za konstrukcije z več prostostnimi stopnjami (MDOF) so prikazani na sliki 4. Konstrukcijo predstavlja trietažni okvir, ki ima osnovni nihajni čas $T_1 = 0,3$ s, drugi in tretji nihajni čas pa znašata 0,08 in 0,04 s. Etažni spektri so prikazani za prvo in tretjo etažo.



Slika 4 • Etažni spektri pospeškov za dve etaži trietažnega okvira z nihajnimi časi $T_1 = 0,3$ s, $T_2 = 0,08$ s in $T_3 = 0,04$ s. Primerjava za elastično in neelastično konstrukcijo. Dušenje opreme znaša 5 %

Etažni spektri na sliki 4 kažejo, da se poleg resonančnega območja, ki ustreza nihajnemu času prve oblike, pojavijo tudi resonančna območja pri nihajnih časih višjih oblik, ki so lahko pomembna predvsem v spodnjem delu konstrukcije. V primeru, prikazanem na sliki 4, se pojavi pomembna amplifikacija pospeškov v prvi etaži pri nihajnem času, ki ustreza drugi obliki nihanja. Tudi pri MDOF-konstrukcijah velja pravilo, da je pospešek

zelo toge opreme enak pospešku ustrezne etaže, medtem ko pospešek podajne opreme določa spekter gibanja tal. Maksimalni pospeški zelo podajne opreme so enaki vrednosti spektra gibanja tal pri nihajnem času in dušenju opreme ne glede na pozicijo opreme. Neelastično obnašanje konstrukcije zmanjša pospeške v območju nihajnih časov do vključno resonančnega območja pri osnovnem nihajnem času.

4 • DIREKTNÁ METODA

Ob upoštevanju značilnosti etažnih spektrov, prikazanih v poglavju 3, smo razvili direktno metodo za določanje etažnih spektrov pospeškov, ki omogoča relativno enostaven račun etažnih spektrov neposredno iz projektnega spektra za račun konstrukcije. Podrobnosti metode so opisane v (Vukobratović, 2015a). Na tem mestu podajamo samo kratek opis postopka in njegovih osnov.

Izhajamo iz enačbe za etažne spektre pospeškov za elastične konstrukcije SDOF, ob upoštevanju teorije dinamike konstrukcij so jo izpeljali Yasui in sodelavci (Yasui, 1993). Naše analize so pokazale, da ta enačba daje precej konservativne vrednosti pospeškov v območju resonance, zato smo vrednosti v tem območju ocenili z empiričnimi enačbami, ki smo jih določili s parametrično študijo. Poleg tega smo uvedli možnost upoštevanja neelastičnega obnašanja konstrukcije z uporabo neelastičnih spektrov konstrukcije namesto elastičnih spektrov. Enačba za etažni spekter SDOF-konstrukcije, ki je uporabna zunaj resonančnega območja, se tako glasi

$$A_s = \frac{1}{\sqrt{1 - (T_p / T_s)^2}} \sqrt{\left\{ (T_p / T_s)^2 \frac{S_e(T_p, \xi_p)}{R_\mu} \right\}^2 + S_e(T_s, \xi_s)^2} \quad (1)$$

T_p in T_s sta nihajna časa konstrukcije in opreme, ξ_p in ξ_s sta vrednosti dušenja za konstrukcijo in opremo, S_e pa je vrednost v elastičnem spektru pospeškov.

Neelastično obnašanje konstrukcije je zajeto z redukcijskim faktorjem R_μ , ki predstavlja razmerje med vrednostjo v elastičnem in neelastičnem spektru pri določeni duktilnosti μ . V primeru elastične konstrukcije velja $R_\mu = 1$. Lahko se uporabi R_μ -faktor, ki so ga predlagali Vidic in sodelavci (Vidic, 1994)

$$R_\mu = \begin{cases} \frac{T_p}{T_c}(\mu - 1) + 1, & T_p < T_c \\ \mu, & T_p \geq T_c \end{cases}, \quad (2)$$

kjer je T_c karakteristična perioda gibanja tal (enaka T_c v Evrokodu 8). Enačba 2 je vključena v Evrokod 8. V primerih, ko modeliramo utrjevanje po pričetku tečenja, je treba (pri uporabi R_μ v enačbi 1) R_μ deliti z $(1 + \alpha(\mu - 1))$, kjer je α razmerje postelastične in elastične togosti.

Če upoštevamo model z zmanjševanjem togosti pri histerezem obnašanju (Q-model), je v postresonančnem območju treba upoštevati efektivni nihajni čas konstrukcije $T_{p,\mu}$, ki je večji od začetnega nihajnega časa T_p . V naši študiji smo uporabili enačbo

$$T_{p,\mu} = T_p \sqrt{\frac{1 + \sqrt{\mu + \mu}}{3}} \quad (3)$$

Enačba 1 se lahko napiše tudi v obliki

$$A_s = \frac{1}{\left| \left(T_s / T_p \right)^2 - 1 \right|} \sqrt{\left(\frac{S_c(T_p, \xi_p)}{R_\mu} \right)^2 + \left\{ \left(T_s / T_p \right)^2 S_c(T_s, \xi_s) \right\}^2} \quad (4)$$

Iz enačb 1 in 4 sta razvidni značilnosti a) in b) etažnih spektrov, opisani v poglavju 3.

V resonančnem območju izračunamo vrednost etažnega pospeška z

$$A_s = AMP \times A_p = AMP \frac{S_c(T_p, \xi_p)}{R_\mu} \quad (5)$$

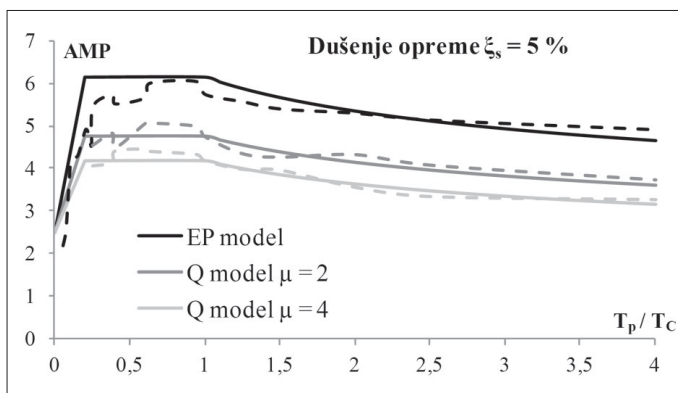
Faktor amplifikacije AMP predstavlja maksimalno spektralno vrednost pospeška opreme (v resonančnem območju), normirano s pospeškom konstrukcije A_p , oziroma povečanje pospeška opreme v resonančnem območju glede na pospešek konstrukcije A_p .

$$AMP = \max(A_s / A_p) \quad (6)$$

Empirično dobljene vrednosti AMP so definirane v enačbah 7 (za EP-model) in 8 (za Q-model). V obeh primerih je treba upoštevati dušenje opreme (ξ_s) v %. Vrednosti AMP za 5 % dušenja opreme so prikazane na sliki 5.

$$AMP = \begin{cases} \text{linearno med } 2,5 \sqrt{\frac{10}{5+\xi_s}} \text{ za } T_p/T_c = 0 \text{ in } AMP(T_p/T_c = 0,20), & 0 \leq T_p/T_c \leq 0,20 \\ 18(1+\xi_s)^{-0,60}, & 0,20 \leq T_p/T_c \leq 1 \\ 18(1+\xi_s)^{-0,60} (T_p/T_c)^{-0,20}, & T_p/T_c > 1 \end{cases} \quad (7)$$

$$AMP = \begin{cases} \text{linearno med } 2,5 \sqrt{\frac{10}{5+\xi_s}} \text{ za } T_p/T_c = 0 \text{ in } AMP(T_p/T_c = 0,20), & 0 \leq T_p/T_c \leq 0,20 \\ 18(1+\xi_s)^{-0,60} (0,6+0,4\mu)^{-0,85}, & 0,20 \leq T_p/T_c \leq 1 \\ 18(1+\xi_s)^{-0,60} (T_p/T_c)^{-0,20} (0,6+0,4\mu)^{-0,85}, & T_p/T_c > 1 \end{cases} \quad (8)$$



Slika 5 • Predlagane vrednosti AMP, primerjane z vrednostmi, dobljenimi v parametrični študiji

V primeru elastičnih MDOF-konstrukcij dobimo etažne spektre s kombinacijo etažnih spektrov za posamezne nihajne oblike. Zunaj resonančnega območja za vsako nihajno obliko uporabimo enačbo 1, ki jo je treba v skladu s teorijo dinamike konstrukcij (modalna analiza, za izpeljavo glej (Vukobratović, 2015a)) pomnožiti s faktorjem $\Gamma_i \phi_{ij}$, kjer je z i označena nihajna oblika, z j pa etaža (v splošnem prostostna stopnja). ϕ_{ij} predstavlja vrednost nihajne oblike i v etaži j . Faktor participacije Γ_i je definiran kot

$$\Gamma_i = \frac{\{\phi_i\}^T [M] \{1\}}{\{\phi_i\}^T [M] \{\phi_i\}}, \quad (9)$$

kjer $\{\phi_i\}$ predstavlja nihajno obliko i , (M) je masna matrika, $\{1\}$ pa enotin vektor.

Zunaj resonančnega območja tako vrednost v etažnem spektru pospeškov, ki ustreza nihajni obliki i in etaži j , izračunamo z enačbo

$$A_{s,ij} = \frac{\Gamma_i \phi_{ij}}{\left| 1 - \left(T_{p,i} / T_s \right)^2 \right|} \sqrt{\left\{ \left(T_{p,i} / T_s \right)^2 \frac{S_c(T_{p,i}, \xi_{p,i})}{R_\mu} \right\}^2 + S_c(T_s, \xi_s)^2} \quad (10)$$

Vrednost etažnega spektra v območju resonance izračunamo po analogiji z enačbo 5 kot

$$A_{s,ij} = AMP_i \times A_{p,ij}, \quad (11)$$

kjer je maksimalni pospešek etaže j pri nihajni obliki i definiran z

$$A_{p,ij} = \Gamma_i \phi_{ij} \frac{S_c(T_{p,i}, \xi_{p,i})}{R_\mu} \quad (12)$$

Enačba 12 izhaja iz klasične modalne analize, glej npr. ((Fajfar, 1984), (Chopra, 2012)).

Rezultate, dobljene za posamezne nihajne oblike, je treba kombinirati ob upoštevanju dejstva, da gre za maksimalne vrednosti, ki ne nastopijo v istem času. Pokaže se, da najbolj pogosto uporabljena kombinacijska pravila (SRSS in CQC), ki se standardno uporabljajo v potresnih analizah, zaradi velike občutljivosti absolutnih pospeškov za vplive višjih nihajnih oblik pogosto niso dovolj natančna v primeru pospeškov v spodnjih etažah, zlasti v primerih togih konstrukcij, ki imajo zelo nizke nihajne čase pri višjih nihajnih oblikah. V takšnih primerih so bolj primerne metode za modalno kombinacijo, ki so bile razvite ob analizah objektov, pomembnih za jedrsko varnost. Dve metodi (Gupta in Lindley-Yow) sta podani npr. v (USNRC 1.92, 2006) in v (Vukobratović, 2015a). V naših analizah smo uporabili Guptino metodo. Osnovne korake in enačbe tega postopka smo na kratko opisali v Dodatku. SRSS-metoda predstavlja poseben primer uporabljene metode. Guptino kombinacijo lahko uporabimo za etažne spektre v območju nihajnih časov opreme od $T_s = 0$ do vključno konca platoja resonančnega območja za osnovno nihajno obliko. Poudariti je treba, da so razlike med SRSS ali CQC in Guptino metodo praviloma lahko praktično pomembne samo v spodnjih etažah.

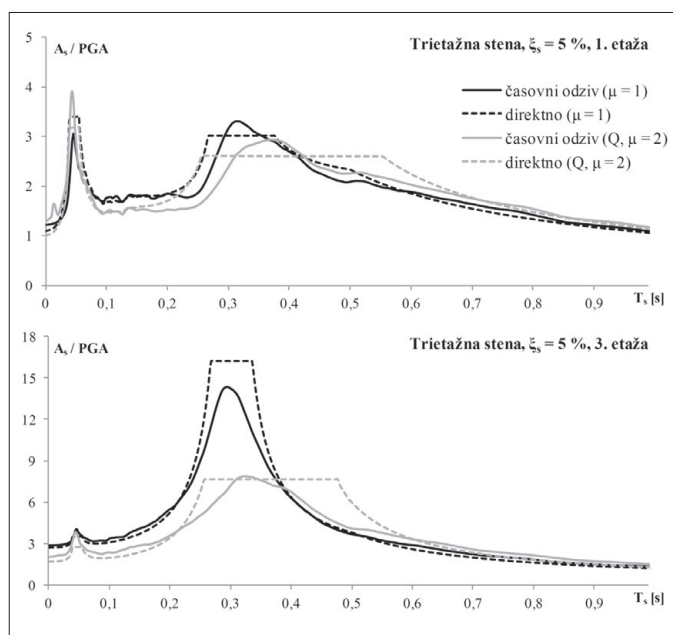
V postresonančnem območju osnovne nihajne oblike je treba upoštevati dejstvo (glej poglavje 3), da se pri zelo podajni opremi etažni spekter v vseh etažah ujema s spektrom gibanja tal. To je mogoče doseči, če se etažni spektri za posamezne nihajne oblike seštejejo ob upoštevanju ustreznih predznakov (algebraična vsota – ALGSUM). Da se namreč dokazati (Vukobratović, 2015a), da za elastične konstrukcije velja

$$\sum_{i=1}^N \Gamma_i \phi_{ij} = 1 \quad (13)$$

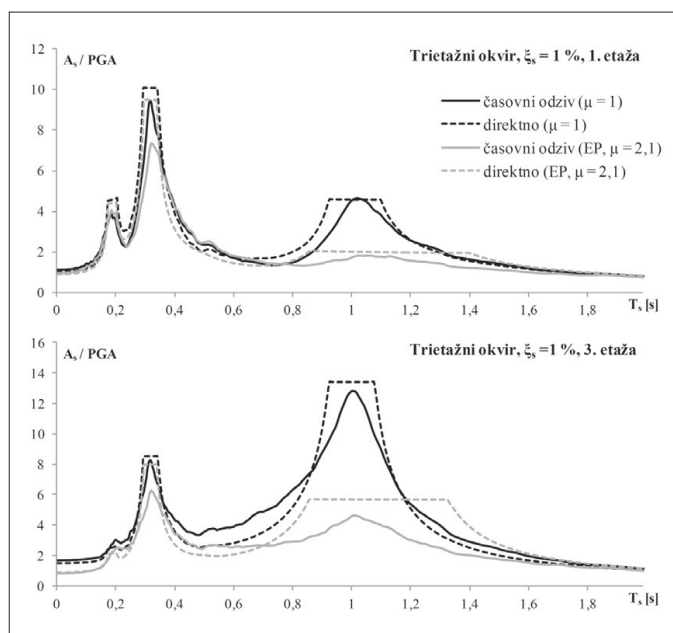
Iz enačb 10 in 13 sledi, da se rezultatna vrednost v etažnem spektru $A_{s,j}$ pri zelo podajni opremi v vseh etažah približuje $S_e(T_s, \xi_s)$. Kot približek algebraično vsoto uporabimo na celem območju nihajnih časov opreme, večjih od resonančnega nihajnega časa za osnovno nihajno obliko. Seštevamo vrednosti, dobljene z enačbo 10. Pri tem upoštevamo, da so izračunane vrednosti navzgor omejene z vrednostjo, dobljeno za območje resonance (plato) v osnovni nihajni obliki (z upoštevanjem Guptine metode).

V primeru neelastičnega obnašanja konstrukcije postopki, ki temeljijo na kombinaciji posameznih nihajnih oblik, teoretično ne veljajo. Jih je pa mogoče uporabljati v praksi za približek. Predlagana metoda uporablja ta približek. Uporabijo se vse enačbe in postopki, navedeni v tem poglavju. Predpostavljeno je, da se neelastično obnašanje pojavi samo pri nihanju v osnovni nihajni obliki, odziv v višjih nihajnih oblikah je elastičen.

Predlagano direktno metodo smo ovrednotili s primerjavami z rezultati, dobljenimi s klasičnim postopkom z računom časovnega odziva (slike 6 in 7, spektri so normirani na PGA vhodnega gibanja tal). Uporabili smo trietažno steno z osnovnim nihajnim časom $T_1 = 0,31$ s in trietažni okvir z osnovnim nihajnim časom $T_1 = 1,0$ s. Potresna obtežba je definirana v poglavju 3 (slika 3). S slik 6 in 7 je razvidno, da predlagana direktna metoda za določanje etažnih spektrov pospeškov vodi do rezultatov, ki se razmeroma dobro ujemajo z rezultati analize časovnega odziva.



Slika 6 • Primerjava direktnih in klasičnih etažnih spektrov pospeškov za dve etaži trietažne stene z nihajnimi časi $T_1 = 0,31$ s, $T_2 = 0,04$ s in $T_3 = 0,014$ s za elastično in neelastično (Q) konstrukcijo. Dušenje opreme znaša 5 %



Slika 7 • Primerjava direktnih in klasičnih etažnih spektrov pospeškov za dve etaži trietažnega okvira z nihajnimi časi $T_1 = 1,0$ s, $T_2 = 0,32$ s in $T_3 = 0,19$ s za elastično in neelastično (EP) konstrukcijo. Dušenje opreme znaša 1 %

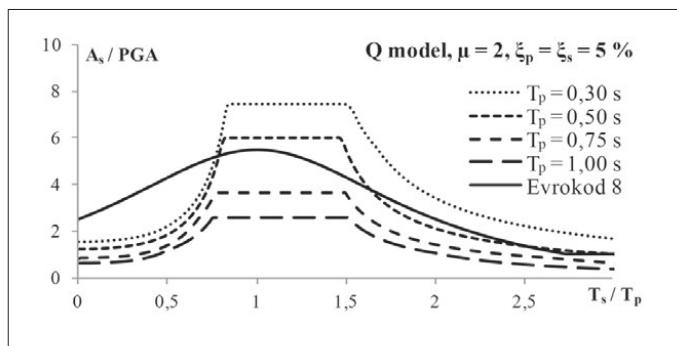
5 • ETAŽNI SPEKTRI POSPEŠKOV V EVROKODU 8

V Evrokodu 8 so etažni spektri pospeškov zajeti v poglavju 4.3.5, ki obravnava nekonstrukcijske elemente. V primerih, ko gre za posebno pomembne ali posebno nevarne nekonstrukcijske elemente, je zahtevana

uporaba »ustreznih« etažnih spektrov, pri čemer postopek določitve teh spektrov ni definiran. V običajnih primerih se lahko uporabi zelo poenostavljen postopek, kjer je etažni spekter pospeškov določen s formulo

$$A_s = PGA \left[\frac{3(1+z/H)}{1+(1-T_s/T_1)^2} - 0,5 \right] \geq PGA \quad (14)$$

T_s predstavlja nihajni čas nekonstrukcijskega elementa, T_1 pa osnovni nihajni čas konstrukcije. H je višina konstrukcije, z pa kota etaže. Vrednosti pospeškov v etažnem spektru po enačbi 14, normirane s PGA, so prikazane na sliki 8, kjer je pokazana tudi primerjava z rezultati predlagane direktne metode za SDOF-konstrukcije. Kot input je upoštevan Evrokod 8 spekter za tla B z maksimalnim pospeškom tal $PGA = 0,30$ g. Upoštevane so konstrukcije, ki imajo nihajni čas enak 0,3, 0,5, 0,75 in 1,0 s. Predpostavljeno je neelastično obnašanje konstrukcije z duktilnostjo $\mu = 2$, ki je opisano z modelom s padajočo togostjo (Q). Dušenje opreme in konstrukcije znaša 5 %.



Slika 8 • Primerjava normiranih etažnih spektrov odziva dobljenih iz Evrokoda 8 in s predlagano direktno metodo za neelastične SDOF-konstrukcije (Q-model, $\mu = 2$) z različnimi nihajnimi časi. Dušenje konstrukcije in opreme znaša 5 %

S slike 8 je razvidno, da je etažni spekter po Evrokodu 8 (enačba 14) v grobem primerljiv s povprečnimi rezultati, dobljenimi iz predlagane direktne metode ob upoštevanju razmeroma visoke vrednosti dušenja opreme (5 %). Iz zgradbe enačbe 14 pa je razvidno, da enačba v Evrokodu 8 ne upošteva vpliva pomembnih parametrov, kot so dušenje opreme, nelinearnost konstrukcije in povezava nihajnega časa konstrukcije s pospeškom konstrukcije, in je zato neustrezna.

6 • PRIMER

V prikazanem numeričnem primeru je obravnavan armiranobetonski trietažni okvir z enim poljem (višina etaže 3 m, širina polja 5 m). Dimenzije stebrov in gred so 50/80 in 50/60 cm. Modul elastičnosti betona znaša 33 GPa. V vsaki etaži okvira je upoštevana masa 28 t. Nihajni časi okvira znašajo 0,29, 0,075 in 0,037 s za prvo, drugo in tretjo nihajno obliko. Nihajne oblike $\{\phi_i\}$ so

$$\{\phi_1\} = \begin{Bmatrix} +0,242 \\ +0,649 \\ +1,000 \end{Bmatrix}, \quad \{\phi_2\} = \begin{Bmatrix} +1,000 \\ +0,910 \\ -0,833 \end{Bmatrix}, \quad \{\phi_3\} = \begin{Bmatrix} +1,000 \\ -0,828 \\ +0,295 \end{Bmatrix}$$

Modalni faktorji participacije znašajo $\Gamma_1 = 1,28$, $\Gamma_2 = 0,43$ in $\Gamma_3 = 0,26$. Za vse nihajne oblike je predpostavljenih 5 % dušenja. Upoštevana sta elastično in neelastično obnašanje okvira. Neelastično obnašanje je opisano s Q-modelom (model s padajočo togostjo brez utrjevanja) na nivoju elementov. Plastični členki so predpostavljeni na koncih stebrov in gred.

Cilj analize je določitev etažnih spektrov odziva v posameznih etažah. Oprema se lahko modelira kot SDOF-sistem. Dušenje opreme znaša 5 %. Potresna obremenitev je določena s spektrom po Evrokodu 8 za tla B ($PGA = 0,35$ g, $T_c = 0,5$ s), ki je prikazan na sliki 3. Vrednosti elastičnih spektralnih pospeškov znašajo 0,87 g, 0,61 g in 0,48 g za prvo, drugo in tretjo nihajno obliko.

Za določitev neelastičnega obnašanja v prvi nihajni obliki je uporabljena N2-metoda ((Fajfar, 2000), (Fajfar, 2002)). Okvir je obremenjen z vodoravnimi silami, ki izhajajo iz prve nihajne oblike. Efektivna masa (m^*) znaša 53 t, transformacijski faktor Γ pa 1,28. Vrednosti sile

(F_v^*) in pomika (d_v^*) na meji tečenja ekvivalentnega SDOF-sistema znašajo 278 kN in 1,15 cm. Nihajni čas ekvivalentnega SDOF-sistema (T^*) znaša 0,30 s. Pospešek, ki ustreza sili F_v^* , znaša $S_{ov} = 0,53$ g. Iz spektra, ki določa potresno obremenitev, izhaja vrednost elastičnega pospeška za T^* ($S_e(T^*)$), ki znaša 0,87 g. Redukcijski faktor R_μ torej znaša $0,87$ g / $0,53$ g = 1,64. Iz enačbe 2 dobimo ob upoštevanju $T^* < T_c$ duktilnost $\mu = 2,1$, iz česar sledi pomik ekvivalentnega SDOF-sistema $d_v^* = 2,39$ cm. Ciljni pomik za MDOF-sistem znaša $d_3 = d_v = 3,06$ cm. Po narejeni potisni analizi do ciljnega pomika dobimo še pomika v prvi (d_1) in drugi (d_2) etaži, ki znašata 1,04 in 2,27 cm. Neelastični vektor prve nihajne oblike, ki ga je treba uporabiti v enačbah 10 in 12 direktne metode za določitev etažnih spektrov, je enak

$$\{\phi_1^{neel}\} = \begin{Bmatrix} d_1 / d_3 \\ d_2 / d_3 \\ d_3 / d_3 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} +0,268 \\ +0,644 \\ +1,000 \end{Bmatrix}$$

Etažne spektre najprej določimo za posamezne nihajne oblike in jih nato kombiniramo, kot je pokazano v nadaljevanju. Vrednosti faktorjev $\Gamma_i \phi_{ij}$ so prikazane v preglednici 1 (i se nanaša na obliko, j pa na etažo).

etaža	elast. 1. oblika	neelast. 1. oblika	elast. 2. oblika	elast. 3. oblika
1	0,31	0,34	0,43	0,26
3	1,28	1,28	-0,36	0,08

Preglednica 1 • Vrednosti faktorjev $\Gamma_i \phi_{ij}$

Elastična 1. nihajna oblika

Maksimalni etažni pospeški ($A_{p,1j}$, enačba 12) znašajo 0,27 g v prvi, 0,72 g v drugi in 1,11 g v tretji etaži.

- Zunaj resonance (enačba 10):

$$A_{s,1j} = \frac{\Gamma_1 \phi_{1j}}{\left|1 - (0,29 / T_s)^2\right|} \sqrt{\left\{0,87g(0,29 / T_s)^2\right\}^2 + S_e(T_s, \xi_s)^2}$$

- V resonanci (enačbi 11 in 12): $A_{s,11} = 1,66$ g in $A_{s,13} = 6,84$ g ($AMP_1 = 6,14$ iz enačbe 7).

Neelastična 1. nihajna oblika

Maksimalni etažni pospeški ($A_{p,1j}$, enačba 12) znašajo 0,18 g v prvi, 0,44 g v drugi in 0,68 g v tretji etaži.

- Pred resonanco (enačba 10):

$$A_{s,1j} = \frac{\Gamma_1 \phi_{1j}^{neel}}{\left|1 - (0,30 / T_s)^2\right|} \sqrt{\left\{0,53g(0,30 / T_s)^2\right\}^2 + S_e(T_s, \xi_s)^2}$$

- V resonanci (enačbi 11 in 12): $A_{s,11} = 0,85$ g in $A_{s,13} = 3,20$ g ($AMP_1 = 4,71$ iz enačbe 8).
- Po resonanci (enačbi 10 in 3):

$$A_{s,1j} = \frac{\Gamma_1 \phi_{1j}^{neel}}{\left|1 - (0,37 / T_s)^2\right|} \sqrt{\left\{0,53g(0,37 / T_s)^2\right\}^2 + S_e(T_s, \xi_s)^2}$$

Elastična 2. nihajna oblika

Maksimalni etažni pospeški ($A_{p,2j}$, enačba 12) znašajo 0,26 g v prvi, 0,24 g v drugi in -0,22 g v tretji etaži.

- Zunaj resonance je treba v enačbi 10 uporabiti $\Gamma_2 \phi_{2j}$, $T_{p,2} = 0,075$ s in $S_e(T_{p,2}, \xi_{p,2})/R_{\mu} = 0,61$ g.
- V resonanci (enačbi 11 in 12) $A_{s,21} = 1,37$ g in $A_{s,23} = -1,15$ g ($AMP_2 = 5,23$ iz enačbe 7).

Elastična 3. nihajna oblika

Maksimalni etažni pospeški ($A_{p,3j}$, enačba 12) znašajo 0,12 g v prvi, -0,10 g v drugi in 0,04 g v tretji etaži.

- Zunaj resonance je treba v enačbi 10 uporabiti $\Gamma_3 \phi_{3j}$, $T_{p,3} = 0,037$ s in $S_e(T_{p,3}, \xi_{p,3})/R_{\mu} = 0,48$ g.
- V resonanci (enačbi 11 in 12) $A_{s,31} = 0,48$ g in $A_{s,33} = 0,15$ g ($AMP_3 = 3,85$ iz enačbe 7).

Modalna kombinacija

Za modalno kombinacijo je uporabljena Guptina metoda, ki je podana v (USNRC 1.92, 2006) in opisana v Dodatku. Frekvenci f_1 in f_2 sta določeni kot:

$$f_1 = \frac{1}{T_B} = 7 \text{ Hz}, \quad f_2 = \frac{f_1 + 2f_{ZPA}}{3} = 24 \text{ Hz},$$

kjer T_B predstavlja spodnjo mejo platoja v vhodnem spektru (v tem primeru znaša 0,15 s), f_{ZPA} pa je frekvenca, od katere dalje je spektralni pospešek praktično enak maksimalnemu pospešku tal (v tem primeru je izbrana vrednost 33 Hz). V preglednici 2 so pokazani togi (α_i) in

periodični ($(1 - \alpha_i^2)^{0,5}$) koeficienti za modalno kombinacijo (i se nanaša na obliko). Vrednosti so izračunane za elastično obnašanje okvira, uporabljene pa so tudi pri neelastičnem obnašanju.

oblika	$T_{p,i}$ (s)	f_i (Hz)	α_i	$(1 - \alpha_i^2)^{0,5}$
1	0,29	3,5	0	1
2	0,075	13	0,54	0,84
3	0,037	27	1	0

Preglednica 2 • Guptini koeficienti za modalno kombinacijo

Rezultantni maksimalni etažni pospeški ($A_{p,j}$) in etažni spektri odziva ($A_{s,j}$) za prvo etažo so določeni v nadaljevanju. Rezultati za prvo in tretjo etažo so prikazani na sliki 9.

Rezultantni maksimalni etažni pospeški v prvi etaži se določijo kot:

$$A_{p,\text{tog},1} = 0,54A_{p,21} + A_{p,31}, \quad A_{p,\text{period},1} = \sqrt{(A_{p,11})^2 + (0,84A_{p,21})^2},$$

$$A_{p,1} = \sqrt{(A_{p,\text{tog},1})^2 + (A_{p,\text{period},1})^2}$$

Rezultantni etažni spektri odziva se določijo kot:

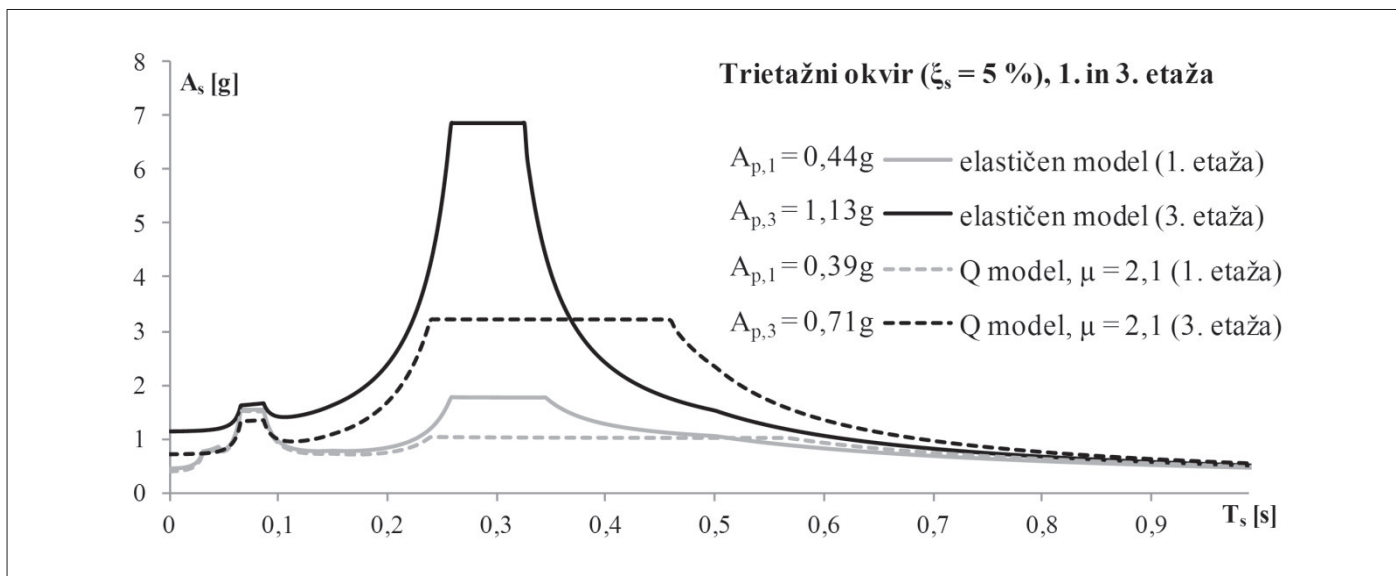
- Območje med $T_s = 0$ s in koncem platoja osnovne nihajne oblike:

$$A_{s,\text{tog},1} = 0,54A_{s,21} + A_{s,31}, \quad A_{s,\text{period},1} = \sqrt{(A_{s,11})^2 + (0,84A_{s,21})^2},$$

$$A_{s,1} = \sqrt{(A_{s,\text{tog},1})^2 + (A_{s,\text{period},1})^2}$$

- Območje po resonanci osnovne nihajne oblike (od vrednosti $T_s/T_{p,1} = 1$ dalje):

$$A_{s,1} = A_{s,11} + A_{s,21} + A_{s,31}$$

Slika 9 • Direktni etažni spektri za elastični in Q-model ($\mu = 2,1$) trietažnega okvira – za 5 % dušenja opreme. Označeni so tudi pospeški etaž (A_p)

7 • ZAKLJUČKI

V članku so prikazane osnovne značilnosti etažnih spektrov pospeškov, ki se uporabljajo za potresno projektiranje in ocenjevanje opreme v stavbah in inženirskih objektih. Obravnavane so elastične in neelastične konstrukcije, ki so modelirane kot SDOF- ali MDOF-sistem. Oprema je modelirana kot elastičen SDOF-sistem. Pokazano je, da imajo lahko višje nihajne oblike pomemben vpliv na etažne spektre, predvsem v spodnjem delu objekta. Neelastično obnašanje konstrukcije v glavnem zmanjšuje vrednosti etažnih spektrov. Zmanjšanje je izrazito predvsem v primeru opreme, ki je v resonanci z osnovno nihajno obliko konstrukcije. Predlagali smo razmeroma enostavno metodo za direktno določanje

etažnih spektrov iz elastičnega projektne spektra pospeškov, ki predstavlja potresno obremenitev za konstrukcijo. Predlagana metoda daje v primeru elastičnih konstrukcij zelo dobre rezultate, v primeru neelastičnih konstrukcij pa rezultati predstavljajo večinoma primeren približek, ki je uporaben vsaj za preliminarne analize in za preverjanje rezultatov natančnejših analiz. Neelastično obnašanje opreme, ki za zdaj še ni zajeto v predlagani metodi, se lahko približno upošteva s povečanjem koeficienta dušenja opreme. Metoda predstavlja uporabno alternativo za izjemno grob postopek, ki se za analizo opreme uporablja v Evrokodu 8 in ki ne upošteva nekaterih bistvenih vplivov na etažne spektre.

8 • ZAHVALA

Prvi avtor se za finančno podporo zahvaljuje srbskemu ministrstvu za znanost in tehnologijo (projekt TR36043), drugi avtor pa Javni agenciji za raziskovalno dejavnost Republike Slovenije (ARRS, projekt J2-4180).

Članek izhaja iz doktorske disertacije prvega avtorja, opravljene pod mentorstvom drugega avtorja na Fakulteti za gradbeništvo in geodezijo Univerze v Ljubljani.

9 • LITERATURA

- ASCE 4-98, Seismic Analysis of Safety-Related Nuclear Structures and Commentary, ASCE Standard, American Society of Civil Engineers, Reston, VA, USA, 2000.
- Calvi, P. M., Sullivan, T. J., Estimating floor spectra in multiple degree of freedom systems, Earthquakes and Structures 7(1): 17–38, 2014.
- Chopra, A. K., Dynamics of Structures: Theory and Applications to Earthquake Engineering, 4th Edition, Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, USA, 2012.

- EC8-1, SIST EN 1998-1: 2005 – Evrokod 8: Projektiranje potresnoodpornih konstrukcij – 1. del: Splošna pravila, potresni vplivi in pravila za stavbe, 2005.
- Fajfar, P., Dinamika gradbenih konstrukcij, Fakulteta za arhitekturo, gradbeništvo in geodezijo, UL, Ljubljana, 1984.
- Fajfar, P., A Nonlinear Analysis Method for Performance Based Seismic Design, *Earthquake Spectra* 16(3): 573–592, 2000.
- Fajfar, P., Poenostavljena nelinearna analiza konstrukcij pri potresni obtežbi, *Gradbeni vestnik* 51(11): 302–315, 2002.
- Fajfar, P., Novak, D., Floor response spectra for inelastic structures. Transactions of the 13th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 13), Porto Alegre, Brazil, 13.–18. avgust 1995, K044/1: 259–264, 1995.
- Filiatrault, A., Sullivan, T., Performance-based seismic design of nonstructural building components: The next frontier of earthquake engineering, *Earthquake Engineering and Engineering Vibration* 13(1): 17–46, 2014.
- Lin, J., Mahin, S. A., Seismic Response of Light Subsystems on Inelastic Structures, *ASCE Journal of Structural Engineering* 111(2): 400–417, 1985.
- Medina, R. A., Sankaranarayanan, R., Kingston, K. M., Floor response spectra for light components mounted on regular moment-resisting frame structures, *Engineering Structures* 28(14): 1927–1940, 2006.
- Novak, D., Fajfar, P., Nelinearni etažni spektri odziva za racionalno aseizmično projektiranje opreme, Zbornik 16. zborovanja gradbenih konstruktorjev Slovenije, Bled, Slovenija, 8.–9. september 1994, 95–102, 1994.
- NUREG/CR-6645, Reevaluation of Regulatory Guidance on Modal Response Combination Methods for Seismic Response Spectrum Analysis, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, D.C., USA, 1999.
- Politopoulos, I., Feau, C., Some aspects of floor spectra of 1DOF nonlinear primary structures, *Earthquake Engineering & Structural Dynamics* 36(8): 975–993, 2007.
- Sewell, R. T., Cornell, C. A., Toro, G. R., McGuire, R. K., A study of factors influencing floor response spectra in nonlinear multi-degree-of-freedom-structures, Report No. 82, The John A. Blume Earthquake Engineering Center, Stanford University, Stanford, CA, USA, 1986.
- Sullivan, T. J., Calvi, P. M., Nascimbene, R., Towards improved floor spectra estimates for seismic design, *Earthquakes and Structures* 4(1): 109–132, 2013.
- Taghavi, S., Miranda, E., Response Assessment of Nonstructural Building Elements, PEER Report 2003/05, Pacific Earthquake Engineering Research Center, College of Engineering, University of California Berkeley, 2003.
- USNRC Regulatory Guide 1.92, Combining modal responses and spatial components in seismic response analysis, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, D.C., USA, 2006.
- Vidic, T., Določanje etažnih spektrov odziva, Zbornik 10. zborovanja gradbenih konstruktorjev Slovenije, Bled, Slovenija, 14.–16. september 1988, 173–180, 1988.
- Vidic, T., Fajfar, P., Fischinger, M., Consistent inelastic design spectra: strength and displacement, *Earthquake Engineering & Structural Dynamics* 23(5): 507–521, 1994.
- Vukobratović, V., The influence of nonlinear seismic response of structures on the floor acceleration spectra, UL FGG, 2015.
- Vukobratović, V., Fajfar, P., A method for the direct determination of approximate floor response spectra for SDOF inelastic structures, *Bulletin of Earthquake Engineering* 13(5): 1405–1424, 2015.
- Yasui, Y., Yoshihara, J., Takeda, T., Miyamoto, A., Direct generation method for floor response spectra, Transactions of the 12th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 12), Stuttgart, Germany, 15.–20. avgust 1993, K13/4: 367–372, 1993.

10 • DODATEK

V tem dodatku so pokazani osnovni koraki Guptine metode za modalno kombinacijo (USNRC 1.92, 2006). Uporaba te metode pride v poštev predvsem takrat, ko se računajo absolutni pospeški. Na absolutne pospeške vplivajo namreč tudi nihajne oblike z zelo nizkimi nihajnimi časi (visokimi frekvencami), pri katerih konstrukcija niha skoraj kot togo telo. Takšno nihanje je v fazi z nihanjem tal. Te nihajne oblike nimajo vpliva na količine, ki so povezane z deformacijami, npr. pomiki, etažni pomiki, notranje sile in napetosti, zato jih v običajnih analizah, kjer nas ne zanimajo absolutni pospeški, zanemarimo. Običajni metodi za kombinacijo (CQC in SRSS) predstavljata poseben primer Guptine metode, kjer vse nihajne oblike obravnavamo po postopku za periodični odziv.

V Guptini metodi so modalni odzivi sestavljeni iz dveh delov: togega (v fazi) in periodičnega. Če z R_i označimo odziv za nihajno obliko i , izražen npr. s pospeški (ali katerokoli drugo količino), se toga (R_i) in periodična (R_{pi}) komponenta odziva določita z enačbama D.1 in D.2.

$$R_i = R_i \alpha_i \quad (D.1)$$

$$R_{pi} = R_i \sqrt{1 - \alpha_i^2}, \quad (D.2)$$

kjer je α_i koeficient toge komponente odziva, ki ima vrednost med 0 (za povsem periodične nihajne oblike) in 1 (za povsem toge nihajne

oblike). Koeficient α_i se določi iz enačbe D.3, v kateri je f_i frekvenca (recipročna vrednost nihajnega časa) oblike i , f_1 in f_2 pa sta frekvenci, opisani spodaj.

$$\alpha_i = \begin{cases} 0, & f_i \leq f_1 \\ \frac{\ln(f_i / f_1)}{\ln(f_2 / f_1)}, & f_1 \leq f_i \leq f_2 \\ 1, & f_i \geq f_2 \end{cases} \quad (D.3)$$

Če potresno obremenitev predstavlja širokopasovni spekter (kot je npr. Evrokod 8 spekter), se za f_1 lahko vzame frekvenca, pri kateri se začne plato konstantnih pospeškov, kar v primeru Evrokoda 8 pomeni $f = 1/T_B$.

Frekvenca f_2 se lahko določi iz enačbe D.4, ki je podana v (NUREG/CR-6645, 1999). Frekvenca f_{ZPA} je frekvenca, pri kateri je spektralni pospešek praktično enak maksimalnemu pospešku tal (v praksi se običajno vzame $f_{ZPA} = 33$ Hz).

$$f_2 = \frac{f_1 + 2f_{ZPA}}{3} \quad (D.4)$$

Vse toge komponente odziva (R_r) je treba kombinirati z algebraično vsoto (ALGSUM), kar vodi do rezultante togega dela odziva (enačba D.5). Vse periodične komponente odziva (R_p) je treba kombinirati s kombinacijskim pravilom CQC ali pa SRSS (enačbi D.6), kar vodi do rezultante periodičnega dela odziva. V enačbah D.5 in D.6 n pomeni število upoštevanih nihajnih oblik. V primeru CQC-pravila je ϵ_{ij} modalni korelacijski koeficient za nihajni obliki i in j .

$$R_r = \sum_{i=1}^n R_{r_i} \quad (D.5)$$

$$R_p = \sqrt{\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n \epsilon_{ij} R_{p_i} R_{p_j}} \quad (\text{CQC}), \quad R_p = \sqrt{\sum_{i=1}^n R_{p_i}^2} \quad (\text{SRSS}) \quad (D.6)$$

Celotni odziv (R) se določi kot

$$R = \sqrt{R_r^2 + R_p^2} \quad (D.7)$$

V primerih zelo togih konstrukcij, kot so npr. objekti nuklearnih elektrarn, ima lahko precej nihajnih oblik frekvence višje od f_{ZPA} . Če teh oblik ne upoštevamo, lahko podcenimo etažne pospeške. Vpliv teh oblik lahko vključimo z metodo manjkajoče mase (»missing mass«), v kateri se vpliv nihajnih oblik, ki imajo frekvence višje od f_{ZPA} , zajame z eno dodatno – nadomestno nihajno obliko. Prispevek te oblike se določi s statično analizo ob upoštevanju povsem toge konstrukcije in dela mase, ki ni zajeta v tistih nihajnih oblikah, ki so vključene v modalno analizo (manjkajoča masa). Tako določen prispevek manjkajoče mase (R_{mm}) se prišteje k togemu delu odziva. Namesto enačbe D.5 je treba uporabiti enačbo D.8.

$$R_r = \sum_{i=1}^n R_{r_i} + R_{mm} \quad (D.8)$$

Celotni odziv (R) se spet določi iz enačbe D.7.

Guptina metoda predstavlja razširitev običajnih SRSS- ali CQC-pravil, ki omogoča bolj ustrezno upoštevanje višjih nihajnih oblik, kjer konstrukcija niha pretežno v fazi z gibanjem tal skoraj kot togo telo. Predpostavljeno je, da so to nihajne oblike, ki imajo frekvence višje od f_2 . Odzive v vseh teh nihajnih oblikah algebraično seštejemo (togi del). Odzive v nihajnih oblikah s frekvencami, manjšimi od f_1 , oziroma z nihajnimi časi, večjimi od nihajnega časa na spodnji meji platoja v spektru pospeškov (T_B v Evrokodu 8), kombiniramo s standardnimi pravili (SRSS, CQC) (periodični del). Odzive v nihajnih oblikah s frekvencami v vmesnem območju (med f_1 in f_2) po posebnih pravilih razdelimo na togi in periodični del. V primeru, ko ima konstrukcija nihajne oblike z zelo visokimi frekvencami (npr. večjimi od 33 Hz), se odzivi v vseh teh nihajnih oblikah lahko združijo in prištejejo togemu delu odziva. S tem se upošteva vpliv mase, ki ni vključen v nihajne oblike, upoštevane v modalni analizi. Togi in periodični del odziva se kombinirata po SRSS pravilu. Razlika med Gupta metodo in SRSS-postopkom je v drugačnem kombiniranju vpliva nihajnih oblik z visokimi frekvencami (togi del odziva). Pomembnejše razlike se lahko pojavijo le v spodnjem delu konstrukcije, kjer SRSS-postopek praviloma daje nekoliko nekonservativne rezultate, medtem ko so razlike v preostalih etažah praviloma zanemarljive.

RAČUNSKI MODELI ZA MEHANSKO ANALIZO DALJNOVODNIH VODNIKOV

COMPUTATIONAL MODELS FOR MECHANICAL ANALYSIS OF CONDUCTORS FOR OVERHEAD LINES

Anita Treven, univ. dipl. inž. grad.

anita.treven@fgg.uni-lj.si

Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo,

Jamova 2, 1000 Ljubljana

Metod Bonča, univ. dipl. inž. grad.

metod.bonca@knaufinsulation.com

Knauf Insulation d. o. o., Trata 32, 4220 Škofja Loka

prof. dr. Dejan Zupan, univ. dipl. inž. mat.

dejan.zupan@fgg.uni-lj.si

Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo,

Jamova 2, 1000 Ljubljana

Znanstveni članek

UDK 624.072.2:627.712.8

Povzetek | V prispevku predstavimo in primerjamo različne računske modele za mehansko analizo daljnovodnih vodnikov. Preprosti računski modeli, kot so model plitke neraztegljive vrvi, model plitke raztegljive vrvi in model po inženirski teoriji vrvi, ob upoštevanju različnih poenostavitve glede konstrukcije in obtežbe omogočajo izračun osnih sil v vodniku po zaključenih formulah. Numerični model, ki temelji na geometrijsko točnem Reissnerjevem opisu nosilca, je zahtevnejši, zato ne poznamo analitičnih rešitev. Za njihovo reševanje uporabimo numerično metodo iz družine metod končnih elementov, kjer kot osnovne neznanke interpoliramo pomike in zasuke. Osne sile v vodniku nato izračunamo z integracijo ravnotežnih enačb. Obravnavamo primere različnih razmerij med povese in razpetino vodnika, različnih višinskih razlik med podporama in primer dodatne linijske obtežbe na polovici vodnika. Rezultate predstavljenih modelov med seboj primerjamo in prikažemo omejeno veljavnost zaključenih formul.

Ključne besede: daljnovodni vodniki, osno neraztegljiva vrv, osno raztegljiva vrv, model vrvi s plitkimi povesi, Reissnerjev nosilec, zaključene formule, numerično modeliranje, statična in dinamična analiza

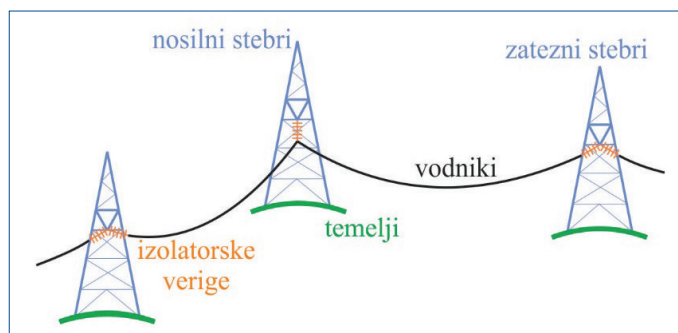
Summary | Several computational models for mechanical analysis of conductors for overhead lines are presented and compared. Simple computational models, such as inextensible shallow cable, extensible shallow cable and engineering cable theory, employ various simplifications and provide closed-form equations for computing resultant axial forces in conductors. With the use of a more general numerical model, based on Reissner beam theory, the analytical solution is usually not known. The equations are therefore solved numerically using finite element discretization with displacements and rotations being primary variables. Axial forces in conductors are later on integrated from equilibrium equations. Several configurations of a conductor are considered: different ratios of sag to span, height differences between the supports and additional load on half of the span. Results of presented models are compared and it is shown that the validity of closed-form equations is limited.

Key words: conductors for overhead lines, inextensible cable, extensible cable, shallow cable, Reissner beam, closed-form equations, numerical modelling, static and dynamic analysis

1 • UVOD

Daljnovid je zelo pomemben infrastrukturni objekt, saj zagotavlja prenos električne energije od elektrarne do porabnika. Pomembnost neprekinjenega obratovanja se je še posebej izkazala ob katastrofalnem pojavu žledu februarja 2014, ko je zaradi poškodb daljnovidne konstrukcije brez elektrike, posledično pa v več primerih tudi brez vode in ogrevanja ostalo veliko število gospodinjstev. Daljnovidno konstrukcijo sestavljajo temelji, daljnovidni stebri, izolatorske verige in daljnovidni vodniki. Za čim boljše poznavanje mehanskega odziva daljnovidne konstrukcije na različne obremenitve ter za čim bolj varno in ekonomično projektiranje potrebujemo takšen model konstrukcije, ki bo upošteval vse njene bistvene lastnosti. V praksi daljnovidne stebre običajno modeliramo in računamo po metodi končnih elementov. Modeliranje vodnikov pa je zaradi njihove nelinearne oblike in majhne upogibne togosti bolj zapleteno. Ustrezen mehanski model mora upoštevati vse bistvene značilnosti vodnikov. Tak model lahko izpeljemo iz enačb mehanike kontinuuma, vendar problem še vedno opisujejo diferencialne enačbe, odvisne od kraja in časa, ki jih običajno ne znamo rešiti analitično. Z vpeljavo različnih poenostavitvev ((Tibert, 1999), (Krenk, 2001), (Kržič, 1991), (Papič, 2007)) vodilne enačbe problema postanejo analitično rešljive, njihovim rešitvam pa v nadaljevanju rečemo zaključene formule. Zaradi vpeljanih poenostavitvev je območje veljavnosti zaključenih formul pomembno omejeno. V članku se osredotočimo na daljnovidne vodnike in podrobneje predstavimo nekatere izmed ravninskih matematičnih modelov za mehansko analizo daljnovidnih vodnikov, za katere obstajajo analitične rešitve. Opišemo tudi računski model, pri katerem daljnovidni vodnik modeliramo z linijskimi končnimi elementi, ki temeljijo na geometrijsko

točnem Reissnerjevem opisu nosilca. Ta model je najbolj splošen, zato je reševanje enačb zahtevnejše. Za račun uporabimo program Nodi, ki smo ga razvili na Katedri za mehaniko Fakultete za gradbeništvo in geodezijo v Ljubljani (Saje, 2009). Nodi je program za nelinearno dinamično analizo ravninskih okvirjev, ki deluje v programskem okolju Matlab (Matlab, 1999). Nodi temelji na aproksimaciji pomikov in zasukov nosilca z uporabo vozliščnih vrednosti in interpolacijskih funkcij. Notranje sile določimo s postprocesiranjem iz osnovnih neznank. Postopek je lahko numerično občutljiv, zato posebej predstavimo primeren pristop, ki zagotavlja natančne rezultate. Predstavljene matematične modele za mehansko analizo daljnovidnih vodnikov med seboj primerjamo in določimo območje veljavnosti rezultatov, dobljenih z uporabo zaključenih formul.



Slika 1 • Shema elementov daljnovidne konstrukcije

2 • LASTNOSTI, GEOMETRIJA IN OBTEŽBA DALJNOVODNIH VODNIKOV

Osnovna naloga daljnovidnega vodnika je prevajanje električne energije. Velike dolžine vodnikov povečujejo električno upornost in s tem izgube energije, kar kompenziramo z dovolj velikimi prečnimi prerezi. Daljnovidni vodnik je tako, glede na pričakovane mehanske obremenitve, predimenzioniran. Pri projektiranju daljnovidnih konstrukcij nas zato notranje sile v vodnikih zanimajo predvsem zaradi vplivov na daljnovidne stebre. Seveda pa nas zaradi varnostnih razdalj med okolico in vodniki zanimajo tudi njihovi pomiki oziroma končni povesi. Daljnovidni vodnik je sestavljen iz več plasti žic, od katerih je vsaka plast navita v drugo smer. Sestava daljnovidnega vodnika povzroči, da je njegova upogibna togost majhna, vendar ne ničelna. Vztrajnostni moment prereza vodnika je namreč manjši od vztrajnostnega momenta prereza, pri katerem bi vse žice delovale kot celota, in večji od vztrajnostnega momenta prereza, pri katerem bi vsaka žica delovala samostojno (Tibert, 1999). Zaradi majhne upogibne togosti se daljnovidni vodnik obnaša podobno, kot to opisuje računski model vrvi. To pomeni, da vsa obtežba prevzame le z nateznimi osnimi silami. Oblika, ki jo zavzame vodnik, po dolžini obtežen z enakomerno linijsko obtežbo v smeri gravitacije, je zaradi tega podobna krivulji, imenovani verižnica. Pri majhnih razmerjih med razpetino in povesom vodnika se verižnica le malo razlikuje od kvadratne parabole (Treven, 2013). Dejanska deformirana

lega vodnika se od omenjenih krivulj razlikuje zaradi nepopolnega členkastega vpetja vodnika in zaradi njegove osne raztegljivosti. Pri opisu lege vodnika si v nadaljevanju članka pogosto pomagamo s pojmom razpetina l , s katerim označujemo vodoravno razdaljo med podporama, in poves d , ki pomeni navpično razdaljo med vodnikom in premico skozi podpori na sredini razpetine.

Stalno obtežbo daljnovidnih vodnikov predstavljajo njihova lastna teža in razni dodatki, kot so na primer letalske opozorilne krogle. Poglavitni spremenljivi obtežbi vodnikov sta žled in veter pravokotno na potek daljnovidne konstrukcije. Veter v smeri daljnovidne konstrukcije ima zaradi majhne površine vodnika le zanemarljiv vpliv. V članku kot obtežbo vodnikov upoštevamo le lastno težo in žled, saj so vsi primerjani računski modeli ravninski.

Na osne sile v vodniku vplivajo tudi temperaturne spremembe, saj lahko zaradi velikih razpetin povzročijo pomembno raztezanje oziroma krčenje vodnika in s tem spremembo povesa pri nespremenjeni mehanski obtežbi. Nobeden od obravnavanih modelov za mehansko analizo daljnovidnih vodnikov v svojih enačbah ne upošteva temperaturnih sprememb. Ker je namen tega članka predstaviti razlike med računskimi modeli za mehansko analizo daljnovidnih vodnikov, in ne generiranja montažnih tabel, temperaturnih sprememb nismo zajeli.

Tako je v vseh primerih, vključno s primerom dodatne obtežbe žledu, ki lahko v realnosti seveda nastopi le ob nizkih temperaturah, masa na enoto dolžine vodnika upoštevana glede na podatke iz standarda (SIST, 2002), kot da ni bilo nobenega raztezanja oziroma krčenja zaradi temperaturnih sprememb.

Mehanski odziv vodnikov lahko analiziramo ločeno po zateznih poljih. Zatezno polje omejujeta zatezna stebra, vmes pa je lahko več nosilnih stebrov. Stebre ločimo na zatezne in nosilne glede na način, na katerega je nanje preko izolatorske verige obešen vodnik, kar prikazujemo na

sliki 1. Različne tipe obesišč modeliramo z različnimi tipi podpor. Zatezni steber prevzame tako vodoravno kot navpično komponento osne sile vodnikov. V uporabljenih računskih modelih tak tip obesišča opišemo z nepomično členkasto podporo. Pri nosilnem stebru pa se izolatorska veriga lahko zavrti v smeri rezultante osnih sil obeh vodnikov. Tako obesišče lahko najpogosteje modeliramo kar s členkasto podporo, pomično v vodoravni smeri. V geometrijsko nelinearnem numeričnem modelu pa uporabimo opis z nepomično členkasto podporo, na katero je pritrjen kratek, osno in upogibno zelo tog nosilec.

3 • PREDSTAVITEV RAZLIČNIH RAČUNSKIH MODELOV ZA MEHANSKO ANALIZO DALJNOVODNIH VODNIKOV

Daljnovodni vodnik v okviru enega zateznega polja poteka znotraj ene ravnine, njegova dolžina pa je v primerjavi z dimenzijami prečnega prereza zelo velika. Ravninski linijski računski modeli tako povsem zadoščajo za modeliranje takega vodnika, seveda ob omejitvi na ustrezne obtežbe (na lastno težo in žled). V tem razdelku podajamo predpostavke in vodilne enačbe posameznih modelov za mehansko analizo daljnovodnih vodnikov. Pri zaključnih formulah se omejimo na tiste, ki opisujejo vodnik z enakomerno porazdeljeno obtežbo v navpični smeri. Izpeljava enačb je podrobno opisana v (Treven, 2013).

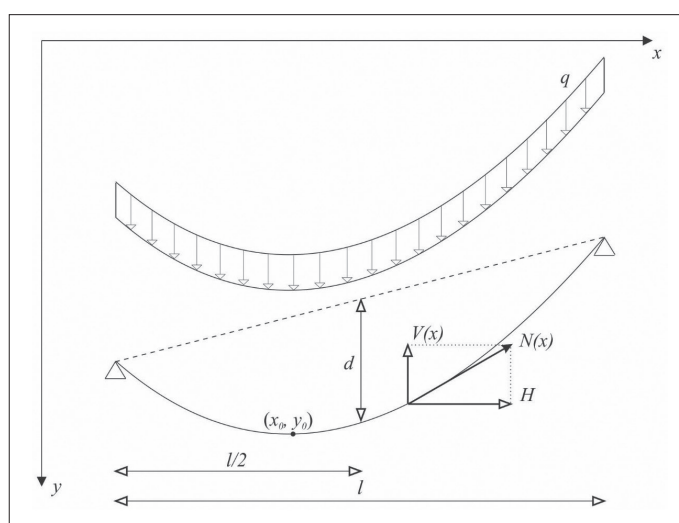
3.1 Osnovno neraztegljiva vrvi

Osnovno neraztegljiva vrvi, imenovana tudi idealna vrvi, je najpreprostejši mehanski model daljnovodnega vodnika preko enega polja. Že iz imena modela je razvidno, da so osni raztezki vodnika zanemarljeni. Poleg tega predpostavimo, da je upogibna togost zanemarljivo majhna, sistem osnovnih enačb konstrukcije pa ustrezno reducirano. Oblika ravnotežne lege osnovno neraztegljive vrvi, obtežene z enakomerno porazdeljeno obtežbo, ki deluje po dolžini vodnika v smeri gravitacije, je verižnica. Prvi so jo zapisali Leibniz, Huygens in Bernoulli (Tibert, 1999). Splošna rešitev za obliko verižnice in osno silo v njej je podana v enačbah (1) in (2). Pri tem $y(x)$ predstavlja obliko vrvi, q velikost enakomerne porazdeljene obtežbe v smeri gravitacije, N osno silo ter V navpično in H vodoravno komponento osne sile v vrvi. Za slednjo se izkaže, da je po celotni dolžini vrvi konstantna. y_0 in x_0 sta koordinati temena krivulje (ki ni nujno na polovici razpetine – odvisno od višinske razlike med podporama). Opozoriti velja, da je koordinatna os y usmerjena navzdol.

$$y(x) = y_0 + \frac{H}{q} \left(1 - \cosh \left(\frac{q}{H} (x - x_0) \right) \right) \quad (1)$$

$$N(x) = H \cosh \left(\frac{q}{H} (x - x_0) \right). \quad (2)$$

Koordinati temena in vodoravna komponenta osne sile so neznanne konstante, ki jih je treba določiti iz treh robnih pogojev: razpetine l , navpične razdalje med podporama h in dolžine vrvi L_0 . Z izjemo posebnih primerov to ni preprosto, zato se pri modelu osnovno neraztegljive vrvi dodatno omejimo na majhna razmerja povesa proti razpetini. Tak model imenujemo plitka vrvi. Obliko vrvi pri teh predpostavkah opišemo s kvadratno parabolo:



Slika 2 • Verižnica

$$y(x) = \frac{q x}{2H} \left(1 - \frac{x}{l} \right) + y_2 \frac{x}{l} + y_1 \left(1 - \frac{x}{l} \right) \quad (3)$$

$$N(x) = H \sqrt{ 1 + \left(-\frac{q x}{H} + \frac{l q}{2H} + \frac{y_2 - y_1}{l} \right)^2 }. \quad (4)$$

Podrobnosti najdemo npr. v (Tibert, 1999) ali (Krenk, 2001). Z indeksoma 1 in 2 smo označili koordinate leve in desne podpore. Edina neznanka problema ostane vodoravna komponenta osne sile v vrvi. Določimo jo lahko iz znane dolžine vrvi kot pozitivno rešitev kvadratne enačbe (5) ali iz znanega povesa vrvi y pri nekem x med x_1 in x_2 po enačbi (3).

$$L_0 = l + \frac{(y_2 - y_1)^2}{2l} + \frac{l^3 q^2}{24H^2}. \quad (5)$$

3.2 Osnovno raztegljiva vrvi

Daljnovodni vodnik je, tako zaradi sestave prereza kot zaradi materiala, osnovno raztegljiv. Povečanje dolžine se odraža v povečanju povesa vodnika in obratno. Posebno veliki osni raztezki se pojavijo pri vodnikih z majhnim razmerjem med začetnim povesom in razpetino, kjer nastopajo velike natezne osne sile. Model osnovno neraztegljive vrvi zato ne

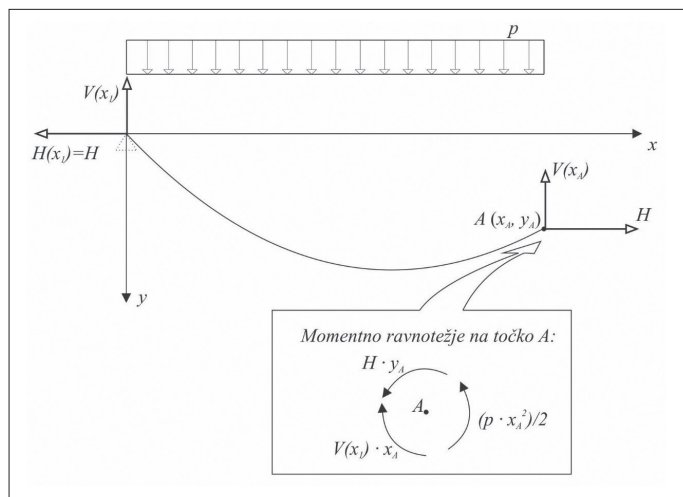
zadošča vedno. Natančnejši je model osno raztegljive vrvi, ki upošteva osne raztezke vrvi po Hookovem zakonu, upogibna togost pa je še vedno enaka nič. Izpeljava pokaže, da bo največja osna sila vedno nastopila v zgornji izmed podpor (Tibert, 1999), vendar v splošnem deformirana lega vrvi ni znana v zaključeni obliki. Z omejitvijo na plitke raztegljive vrvi lahko približno določimo novo dolžino vrvi tako, da izenačimo osno silo z njeno vodoravno komponento (Krenk, 2001). Potem velja

$$L_0 \left(1 + \frac{H}{EA}\right) = l + \frac{(y_2 - y_1)^2}{2l} + \frac{l^3 q^2}{24H^2}. \quad (6)$$

Iz enačbe (6) izračunamo približno vodoravno komponento osne sile v vrvi in jo uporabimo v enačbah (3) in (4). Tako dobimo približno obliko vrvi in osne sile v njej ob upoštevanem osnem raztežku.

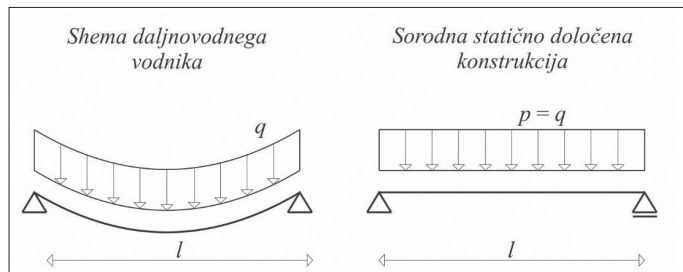
3.3 Inženirska teorija vrvi

Inženirska teorija vrvi je osnovana na predpostavki, da je oblika vrvi takšna, da je notranji moment v vsaki točki težiščne osi vrvi enak nič (Kržič, 1991). Notranji moment zaradi obtežbe in navpične reakcije v podpori mora torej uravnotežiti konstantna vodoravna komponenta osne sile.



Slika 3 • Osnovni princip inženirske teorije vrvi

Notranji moment, ki ga mora nadomestiti vrv z ustrezno osno silo in deformirano obliko, Kržič določi na sorodni, statično določeni konstrukciji. V primeru vrvi preko enega polja, ne glede na višinsko razliko med podporama, je za sorodno konstrukcijo predlagan kar vodoraven prostoležeči nosilec, obremenjen z enakomerno porazdeljeno prečno obtežbo p.



Slika 4 • Shema daljnovidnega vodnika in sorodna statično določena konstrukcija po inženirski teoriji vrvi s pripadajočo obtežbo

Notranji upogibni momenti prostoležečega nosilca, obremenjenega z enakomerno porazdeljeno obtežbo v smeri gravitacije, imajo po Euler-Bernoullijevi teoriji nosilcev obliko kvadratne parabole. V skladu z inženirsko teorijo vrvi je takšna tudi oblika vrvi, kar se ujema z že opisanim modelom plitke vrvi. Torej lahko sklepamo, da veljavnost za majhna razmerja med povosom in razpetino vodnika omejuje tudi inženirska teorija vrvi. Poleg tega predstavljeni mehanski model velja le za majhna razmerja med navpično in vodoravno razdaljo med podporama. Prednost tega modela je predvsem v preprosti enačbi. Ob poznanem začetnem povosu na sredini razpetine lahko enostavno določimo vodoravno komponento osne sile in obratno:

$$d = \frac{pl^2}{8H}. \quad (7)$$

Lahko pa vodoravno komponento osne sile zaradi enakomerne linijske obtežbe določimo tudi iz znane začetne dolžine vrvi:

$$L_0 = \sqrt{h^2 + l^2} + \frac{pl^4}{3H\sqrt{h^2 + l^2}}. \quad (8)$$

Vpliv raztegljivosti vrvi je v enačbi zanemarljiv. Osnovna sila po vodniku potem izračunamo kot

$$N = H \sqrt{1 + \frac{p^2 l^2}{4H^2} - \frac{p^2 x l}{H^2} + \frac{p^2 x^2}{H^2} - \frac{16pxh}{8Hl} + \frac{h^2}{l^2} + \frac{8ph}{8H}}. \quad (9)$$

V (Kržič, 1991) najdemo tudi zaključene formule za nekatere primere dodatne linijske obtežbe in za račun vrvi preko več kot enega polja. V izrazu (10) povzemamo kubično enačbo za izračun nove celotne vodoravne komponente osne sile v vrvi H_c , ki nastopi ob obremenitvi vodnika z lastno težo in z dodatno enakomerno linijsko obtežbo, ki deluje le na levi polovici vodnika. H v enačbi pomeni vodoravno komponento osne sile zaradi prvotne obtežbe.

$$H_c^3 - H_c^2 \left[H - \frac{EA p^2 l^2}{24H^2} \right] - \frac{EA}{2l} \left[\frac{p^2 l^3}{12} + \frac{5p_{dod}^2 l^3}{192} + \frac{p_{dod} p l^3}{12} \right] = 0 \quad (10)$$

3.4 Geometrijsko točen Reissnerjev model nosilca

Veliko število predpostavk in poenostavitev, ki jih upoštevamo v različnih mehanskih modelih vrvi, omogoča rešljivost enačb v zaključeni obliki, vendar hkrati zmanjšuje njihovo natančnost in jim omejuje veljavnost. Druga možnost so natančnejši modeli, pri katerih pa za reševanje enačb potrebujemo numerične algoritme. Zaradi majhne upogibne togosti vodnikov in zahtevne začetne geometrije pa moramo biti pri izbiri numeričnega modela previdni. Primeren linijski računski model mora biti neobčutljiv za majhne vrednosti geometrijskih karakteristik prereza. Končni elementi za statično analizo praviloma niso takšni, zato za analizo uporabimo dinamične modele. Takšen model geometrijsko nelinearnega nosilca je implementiran v programu Nodi (Saje, 2009) za dinamično analizo ravninskih linijskih konstrukcij. Programsko okolje Nodi predstavlja numerično implementacijo enačb kinematično točnega nosilca (Reissner, 1972), kjer se ne omejimo pri velikosti pomikov in zasukov, upoštevamo pa tudi časovno odvisnost količin. Takšen pristop je precej zahtevnejši, vendar se izkaže za zelo

učinkovitega za obravnavane probleme. Poleg tega lahko v nasprotju s preprostejšimi modeli spremljamo dinamični odziv vodnikov. Ta je še posebno zanimiv in nezanemarljiv, kadar se obtežba izrazito spreminja s časom. Celoten nabor vodilnih enačb sestavljajo

i enačbe dinamičnega ravnotežja:

$$R'_x + p_x = \rho A \ddot{u} \quad (11)$$

$$R'_y + p_y = \rho A \ddot{w} \quad (12)$$

$$M' + w'R_x - (1 + u')R_y + m = \rho I \ddot{\varphi} \quad (13)$$

ii kinematične enačbe:

$$1 + u' - (1 + \varepsilon) \cos \varphi - \gamma \sin \varphi = 0, \quad (14)$$

$$w' + (1 + \varepsilon) \sin \varphi - \gamma \cos \varphi = 0, \quad (15)$$

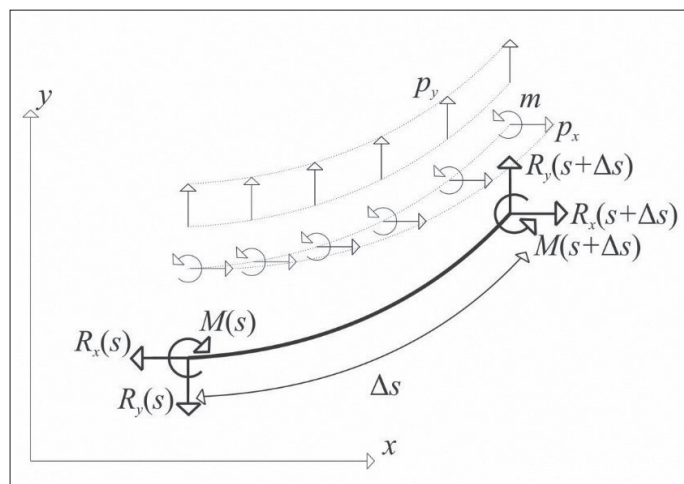
$$\kappa = \varphi' \quad (16)$$

iii in konstitucijske enačbe:

$$N = EA\varepsilon, \quad (17)$$

$$Q = GA_s\gamma, \quad (18)$$

$$M = EI\kappa. \quad (19)$$



Slika 5 • Obtežba in notranje sile na delu Reissnerjevega nosilca dolžine Δs

V enačbah smo z R_x in R_y označili notranje sile v globalnem koordinatnem sistemu, z N in Q v lokalnem koordinatnem sistemu, M pa predstavlja notranji upogibni moment. Linijsko obtežbo smo označili s p_x oziroma p_y in linijski moment z m . Pomen teh oznak je prikazan tudi na sliki 5. Vodoravni pomik je označen z u , navpični pomik z w , zasuk pa z φ . V enačbah nastopajo še osna, strižna, in upogibna deformacija, ki smo jih označili z ε , γ in κ . Te količine so odvisne od kraja (s) in časa (t). Geometrijske lastnosti prečnega prereza so njegova površina A , strižni prerez A_s in vztrajnostni moment I , materialne lastnosti pa gostota ρ , elastični modul E in strižni modul G .

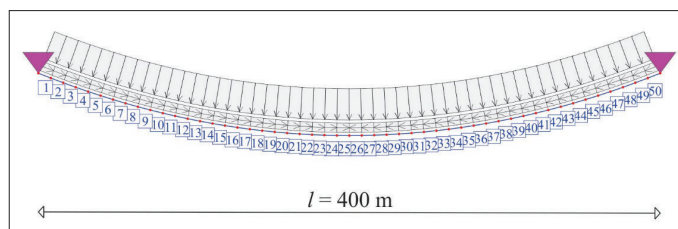
Med notranjimi silami v globalnem in lokalnem koordinatnem sistemu velja naslednja zveza:

$$R_x = N \cos \varphi - Q \sin \varphi \quad \text{in} \quad (20)$$

$$R_y = N \sin \varphi + Q \cos \varphi \quad (21)$$

V enačbah označuje ($'$) odvod po kraju, ($\dot{}$) pa odvod po času. Opraviiti imamo torej s sistemom algebrskih in parcialnih diferencialnih enačb, ki zahteva precejšnjo skrbnost pri reševanju. Osnovne enačbe smo diskretizirali po kraju v skladu z Galerkinovo metodo končnih elementov. Pomike in zasuke smo izbrali za osnovne neznanke sistema enačb, jih nadomestili z neznanimi diskretnimi vrednostmi in nato interpolirali z Lagrangevimi polinomi. Pri prikazanih računskih primerih smo uporabili tretjo stopnjo interpolacije po kraju. Za diskretizacijo po času uporabimo enačbe družine Runge-Kutta, ki so vgrajene v programsko okolje Matlab. Tako dobimo algoritem za določitev pomikov in zasukov linijske konstrukcije. Ostale količine določimo iz enačb (14)–(19) s postprocesiranjem. Posebno nas zanimajo notranje sile v elementih, pri analizi vodnikov pa smo se osredotočili na natančnost določanja osnih sil. Ugotovimo lahko, da standardne metode ne omogočajo izračuna notranjih sil enako natančno, kot so določeni pomiki in zasuki. Ta pojav je lahko pri vrveh zaradi majhne upogibne togosti še izrazitejši. V nadaljevanju predlagamo določanje notranjih sil višje natančnosti. Naš postopek temelji na integraciji ravnotežnih enačb ob znanem polju pomikov in zasukov. Integracijske konstante določimo z reševanjem konstitucijskih enačb v diskretni točki. Za primerno točko smo izbrali višjeležečo Liewovo superkonvergentno točko (Liew, 2002), v kateri je natančnost odvodov pomikov in zasukov enake stopnje kot natančnost samih pomikov in zasukov. Njena relativna koordinata za končne elemente do polovice polja je $-\sqrt{2/3}$ polovice dolžine končnega elementa, gledano od sredine končnega elementa. Za preostale končne elemente je njena relativna koordinata $+\sqrt{2/3}$ polovice dolžine končnega elementa, gledano od sredine končnega elementa.

Daljnovodni vodnik, razpet med dvema podporama, smo modelirali s petdesetimi zgoraj opisanimi ravnimi končnimi elementi, katerih vozlišča smo razporedili po liniji kvadratne parabole. Obtežbo smo podali v lokalnem koordinatnem sistemu. Začetna oblika konstrukcije, podane v programu Nodi, je prikazana na sliki 6.



Slika 6 • Začetna oblika konstrukcije, podana v programu Nodi, z označenimi končnimi elementi in obtežbo

4 • PRIMERJAVA RAČUNSKIH MODELOV ZA MEHANSKO ANALIZO DALJNOVODNIH VODNIKOV

V obravnavanih računskih primerih smo privzeli lastnosti daljnovodnega vodnika 490-AL1/64-ST1A (oziroma po starih oznakah Al/Fe 490/65) (SIST, 2002). Tak vodnik je primeren za visokonapetostne daljnovode, za katere so značilne velike razpetine. Prerez vodnika znaša $553,8 \text{ mm}^2$, njegov elastični modul je 70000 N/mm^2 , gostota pa $3345,8 \text{ kg/m}^3$. Pri modeliranju vodnika v programu Nodi smo potrebovali še nekaj podatkov o vodniku, ki v standardu niso navedeni. Za strižni prerez smo privzeli vrednost $461,5 \text{ mm}^2$, za strižni modul pa polovico elastičnega modula. Vztrajnostni moment smo izbrali v vrednosti $4,701 \cdot 10^{-10} \text{ m}^4$, kar znaša 1 % največjega možnega vztrajnostnega momenta vodnika po (Tibert, 1999). Taka izbira nam zagotavlja majhno, vendar ne ničelno upogibno togost vodnika, poleg tega pa je izbrana vrednost večja od spodnje meje vztrajnostnega momenta vodnika po (Tibert, 1999). Vrednost linijske obtežbe zaradi lastne teže znaša $18,176949 \text{ N/m}$. Obtežbo zaradi žledu smo določili po standardu (SIST, 2009) za izbrani vodnik v 3. žledni coni, kjer se žled pojavlja v največjih količinah. Njena vrednost znaša $49,7855 \text{ N/m}$. Vso obtežbo smo, z izjemo dinamičnega primera v razdelku 4.3, v programu Nodi nanašali dovolj počasi, da so bili dinamični učinki zanemarljivi; obtežbo smo od ničelne do polne vrednosti nanesli v 360 s.

Na tem mestu omenimo še, da smo enake vrednosti obtežbe privzeli tako za obtežbo q , ki deluje po dolžini vodnika, kot tudi za obtežbo p na sorodni statično določeni konstrukciji pri inženirski teoriji vrvi.

4.1 Veljavnost zaključenih formul pri različnih razmerjih med začetnim povosom in razpetino

V prvem računskem primeru smo obravnavali veljavnost zaključenih formul pri različnih razmerjih med začetnim povosom in razpetino vodnika. Razpetina je bila v vseh primerih enaka 400 m, podpori sta bili na enakih višinah, spreminjali pa smo začetni povos vodnika. Vrednosti analiziranih začetnih povosov so bile med 20 m in 200 m oziroma med 5 % in 50 % razpetine.

Med seboj smo primerjali štiri računske modele za mehansko analizo daljnovodnih vodnikov: osno neraztegljivo plitko vrv (ONPV), osno raztegljivo plitko vrv (ORPV), inženirsko teorijo vrvi (ITV) in geometrijsko nelinearni model nosilca (Nodi). Z vsakim modelom smo izračunali osno silo v vodniku pri levi in desni podpori (ki sta, v primeru podpor na enakih višinah, enaki) ter vodoravno komponento osne sile. Rezultati so prikazani v preglednici 1.

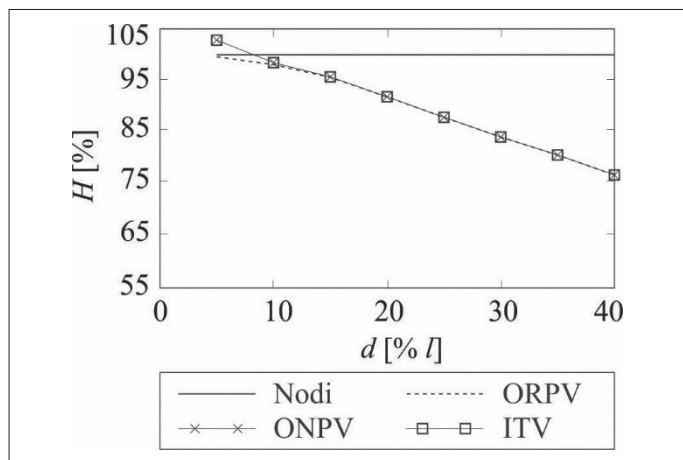
Rezultati modela osno neraztegljive plitke vrvi in inženirske teorije vrvi so popolnoma enaki, kar je posledica podobnih predpostavk in enakih vrednosti obtežb q in p . V primeru preračunavanja obtežbe p glede na dolžino vrvi bi se rezultati močno razlikovali, glej (Treven, 2013). Sile, izračunane z modelom osno raztegljive vrvi, pa so nekoliko manjše. To je pričakovano, saj osni raztezek hkrati pomeni tudi večji dejanski povos, ki je obratno sorazmeren z vodoravno komponento osne sile, kar je po kratkem premisleku med drugim razvidno iz enačb (3) in (7).

Pri manjših povosih se vrednosti sil, izračunane po zaključenih formulah, dobro ujemajo z rezultati geometrijsko nelinearnega modela. Z večanjem začetnega povosa pa se razlike hitro povečujejo in pri povosu v vrednosti 20 % razpetine so sile, izračunane z zaključenimi formulami, za 8,1 % manjše od sil, dobljenih z geometrijsko nelinearnim modelom, pri povosu v vrednosti 40 % razpetine pa že za

Osna sila v vodniku pri podpori (N)					
d (m)	d (% l)	ONPV	ORPV	ITV	Nodi
20	5	18536,92	17956,54	18536,92	18027,43
40	10	9788,587	9750,939	9788,587	9939,717
60	15	7065,928	7058,781	7065,928	7379,999
80	20	5819,463	5817,309	5819,463	6331,938
100	25	5141,218	5140,375	5141,218	5846,159
120	30	4732,217	4731,826	4732,217	5624,415
140	35	4467,544	4467,338	4467,544	5538,524
160	40	4287,025	4286,907	4287,025	5580,892
200	50	4064,489	4064,442	4064,489	5919,157
Vodoravna komponenta osne sile v vodniku (N)					
d (m)	d (% l)	ONPV	ORPV	ITV	Nodi
20	5	18176,95	17584,69	18176,95	17644,56
40	10	9088,475	9047,914	9088,475	9186,666
60	15	6058,983	6050,647	6058,983	6248,489
80	20	4544,237	4541,478	4544,237	4809,819
100	25	3635,39	3634,198	3635,39	3944,27
120	30	3029,492	3028,88	3029,492	3382,805
140	35	2596,707	2596,354	2596,707	2991,487
160	40	2272,119	2271,896	2272,119	2702,335
200	50	1817,695	1817,588	1817,695	2293,291

Preglednica 1 • Primerjava osnih sil ob podporah in njihovih vodoravnih komponent za različne računske modele in različna razmerja med povosom in razpetino vodnika

24,2 %. Z uporabo zaključenih formul smo torej pri velikih razmerjih med začetnim povosom in razpetino na nevarni strani. Na sliki 7 prikazujemo relativne vrednosti osnih sil ob podporah za obravnavane modele in razmerja, pri čemer za referenčne vrednosti izberemo rezultate geometrijsko točnega modela.

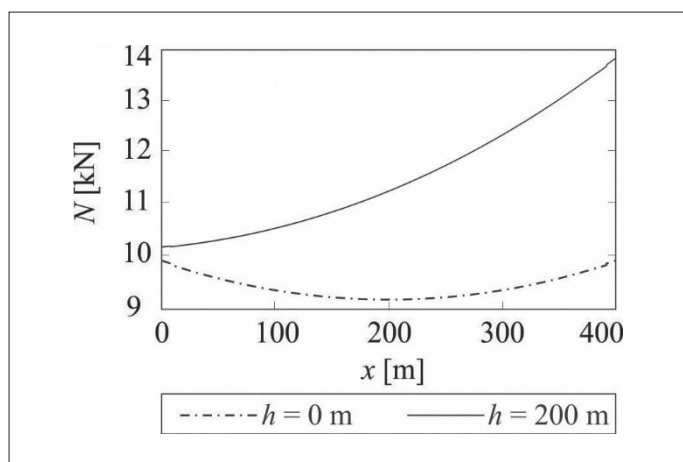


Slika 7 • Relativne vrednosti osnih sil v vodniku ob podporah, dobljene z obravnavanimi modeli, glede na referenčne vrednosti, dobljene z geometrijsko točnim modelom, za različna razmerja med povosom in razpetino

Vrednost osnih sil, dobljenih s programom Nodi, je za začetni povos 160 m večja od tistih pri začetnem povesu 140 m, kar je v nasprotju s pričakovanji, da so pri večjih povosih manjše osne sile. Opozorimo, da pri takšnih povosih ne moremo izključiti vpliva geometrijske nelinearnosti, ki ima pomemben vpliv na rezultate. Z nadaljnjim večanjem razmerja med povosom in razpetino se osne sile v vodniku ob podpori po geometrijsko točnem modelu povečujejo, kar je razvidno tudi iz rezultatov za začetni povos 200 m.

4.2 Veljavnost zaključenih formul pri različnih višinskih razlikah med podporama

Zanimala nas je tudi veljavnost zaključenih formul pri različnih višinskih razlikah med podporama h . V ta namen smo pri razpetini 400 m in začetnem povesu 40 m spreminjali višinsko razliko med podporama od 0 m do 800 m.



Slika 8 • Razpored osnih sil po dolžini vodnika pri dveh različnih višinskih razlikah med podporama

Ponovno smo primerjali štiri računske modele za mehansko analizo daljnovodnih vodnikov: osno neraztegljivo plitko vrv, osno raztegljivo plitko vrv, inženirsko teorijo vrvi in geometrijsko nelinearni model

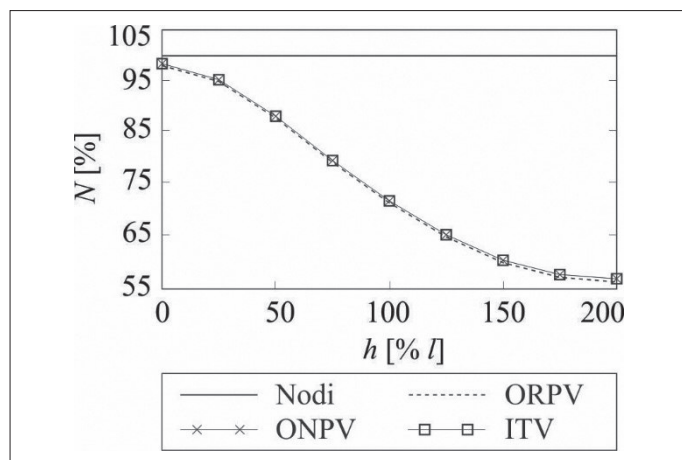
nosilca. V preglednici 2 prikazujemo vodoravno komponento osne sile in osno silo ob višjeležeči podpori, kjer je ta največja. To je med drugim razvidno tudi s slike 8, na kateri prikazujemo razpored osnih sil po dolžini vodnika za različni višinski razliki med podporama: $h = 0$ m in $h = 200$ m.

Osna sila v vodniku pri zgornji podpori (N)					
h (m)	h (%)	ONPV	ORPV	ITV	Nodi
0	0	9788,587	9750,939	9788,587	9939,717
100	25	10839,7	10798,98	10839,7	11364,11
200	50	12227,29	12178,33	12227,29	13841,12
300	75	13850,61	13787,66	13850,61	17359,73
400	100	15636,4	15552,72	15636,4	21715,78
500	125	17535,1	17422,68	17535,1	26783,23
600	150	19513,78	19363,19	19513,78	32228,35
700	175	21550,42	21350,74	21550,42	37296,9
800	200	23630,03	23368,9	23630,03	41470,31
Vodoravna komponenta osne sile v vodniku (N)					
h (m)	h (%)	ONPV	ORPV	ITV	Nodi
0	0	9088,475	9047,914	9088,475	9186,666
100	25	9088,475	9046,693	9088,475	9442,658
200	50	9088,475	9043,037	9088,475	10157,07
300	75	9088,475	9036,959	9088,475	11235,35
400	100	9088,475	9028,484	9088,475	12367,17
500	125	9088,475	9017,645	9088,475	13527,87
600	150	9088,475	9004,486	9088,475	14574,36
700	175	9088,475	8989,055	9088,475	15088,68
800	200	9088,475	8971,413	9088,475	15015,31

Preglednica 2 • Primerjava osnih sil ob zgornji podpori in njihovih vodoravnih komponent za različne računske modele in različna razmerja med višinsko razliko med podporama in razpetino vodnika

Razlike med rezultati po zaključenih formulah in geometrijsko nelinearnega modela se z večanjem višinske razlike med podporama hitro povečujejo. Pri višinski razliki 200 m so vrednosti osne sile pri zgornji podpori, dobljene po zaključenih formulah, za okoli 12 % manjše od vrednosti, dobljenih z geometrijsko točnim modelom. Pri višinski razliki 400 m je ta razlika okoli 28 %, pri 800 m pa kar okoli 43 %. Na sliki 9 prikazujemo relativne vrednosti osnih sil ob zgornji podpori za obravnavane modele in višinske razlike med podporama, pri čemer za referenčne vrednosti izberemo rezultate geometrijsko točnega modela. Vodoravna komponenta osne sile po zaključenih formulah se z večanjem višinske razlike med podporama ne povečuje, saj je po predpostavkah linijska obtežba enakomerno razporejena kar po veznici med podporama

in se torej skupna obtežba z večanjem višinske razlike ne povečuje. Pri geometrijsko točnem modelu, kjer te predpostavke ni, pa se z večanjem višinske razlike in posledično večanjem dolžine vodnika povečuje tudi skupna obtežba oziroma vodoravna komponenta osne sile.



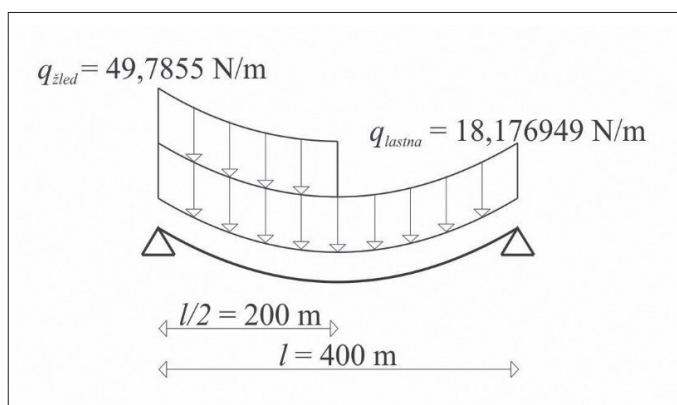
Slika 9 • Relativne vrednosti osnih sil v vodniku ob zgornji podpori, dobljene z obravnavanimi modeli, glede na referenčne vrednosti, dobljene z geometrijsko točnim modelom, za različna razmerja med višino in razpetino

Veljavnost zaključenih formul je zelo očitno omejena z višinsko razliko med podporama. Večja ko je ta razlika, bolj smo z njihovo uporabo na nevarni strani.

4.3 Veljavnost zaključenih formul pri dodatni dinamični obtežbi

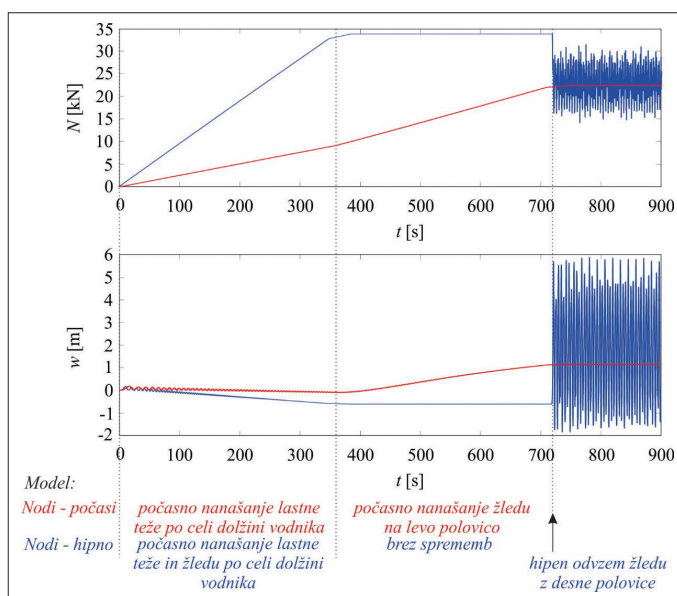
V zadnjem primeru ugotavljamo veljavnost zaključenih formul pri dodatni obtežbi, ki se s časom spreminja. Daljnovidni vodnik preko enega polja z razpetino 400 m in začetnim povosom 40 m smo pri konstantni temperaturi najprej obremenili z lastno težo, nato pa še z obtežbo žledu. Med seboj smo primerjali tri mehanske modele: statični model po inženirski teoriji vrvi, geometrijsko točen model s počasnim nanašanjem dodatne obtežbe in geometrijsko točen model, kjer je sprememba obtežbe hipna in zato povzroči izrazit dinamični odziv vodnika. Pri prvih dveh modelih smo najprej upoštevali obtežbo zaradi lastne teže in nato dodali obtežbo zaradi žledu, enakomerno porazdeljeno po levi polovici polja. Dinamične vplive smo pri tem zanemarili. V tretjem primeru pa smo najprej počasi nanesli obtežbo zaradi lastne teže in zaradi žledu po celotnem polju, nato pa smo hipno odvzeli obtežbo zaradi žledu z desne polovice polja, tako da je bilo končno obtežno stanje, ki ga prikazujemo na sliki 10, enako kot pri prvih dveh analizah. Odziv nosilca je bil po takšni analizi precej bolj realističen.

Za drugi in tretji model so na sliki 11 za točko na sredini nosilca prikazane osne sile (zgoraj) in navpični odmiki od začetne lege (spodaj) v odvisnosti od časa. Po hipnem odvzemu žledu pri 720 s začnejo tako sile kot pomiki nihati okoli ravnovesne lege, ki je blizu rezultatom drugega modela v tem časovnem območju. Za varnost konstrukcije so problematične ekstremne vrednosti amplitud nihanja. Največje osne sile po odvzemu žledu v obravnavanem primeru sicer ne presežejo največjih osnih sil pri statični obtežbi celega vodnika z lastno težo in žledom, kar pa še ne pomeni, da jih ne presežejo na primer ob drugačni geometriji konstrukcije ali razporeditvi preostale obtežbe. Povos vodnika na sredini razpona se po hipnem odvzemu žledu spreminja znotraj skoraj 8-metrskega intervala, njegove ekstremne vrednosti pa so kar



Slika 10 • Shema obravnavanega daljnovidnega vodnika, obteženega z lastno težo in žledom

za 1,2 m nižje od vrednosti povosa pri obtežbi celega vodnika z lastno težo in žledom ter za 4,7 m višje od vrednosti povosa pri počasnem nanašanju žledu na polovico vodnika. Rezultati kažejo, da lahko dinamični odziv vodnika pomembno zmanjša varnostno razdaljo med daljnovidnim vodnikom in okolico.



Slika 11 • Časovni potek pomika in osnih sil na sredini nosilca, dobljen z geometrijsko točnima modeloma

Vodoravne komponente osne sile, dobljene s primerjanimi modeli, predstavljamo v preglednici 3. Ob počasnem nanašanju obtežbe smo jih dobili po koncu računskega časa, pri hipnem nanašanju obtežbe pa navajamo največjo vodoravno komponento osne sile v obravnavanem časovnem intervalu.

Vodoravna komponenta osne sile v vodniku			
	ITV	Nodi – počasi	Nodi – hipno
(N)	22274,41	22353	29131
(% Nodi – hipno)	76,463	76,733	100

Preglednica 3 • Primerjava vodoravnih komponent osne sile v vodniku za različne računske modele pri dodatni obtežbi polovice vodnika z žledom

Med tremi preizkušeni modeli dobimo po inženirski teoriji vrvi najmanjše vrednosti vodoravne komponente osne sile, ki pa so vseeno blizu vrednostim, dobljenim ob počasnem nanašanju obtežbe. Z

upoštevanjem dinamičnih vplivov je vodoravna komponenta osne sile v vodniku takoj po začetku nihanja mnogo večja. Z uporabo zaključenih formul ali statičnih analiz smo tako v tem primeru na nevarni strani.

5 • SKLEP

V članku smo opisali in med seboj primerjali naslednje računske modele za mehansko analizo daljnovodnih vodnikov: model neraztegljive plitke vrvi, model raztegljive plitke vrvi, inženirsko teorijo vrvi in dinamično analizo po geometrijsko točnem modelu daljnovodnih vodnikov. Pokazali smo, da:

- z modelom neraztegljive plitke vrvi in po inženirski teoriji vrvi dobimo enake osne sile v vodniku, kadar v obeh primerih privzamemo enako velikost obtežbe;
- z modelom raztegljive plitke vrvi zaradi večjega končnega povesa dobimo nekoliko manjše osne sile v vodniku kot s preostalima dvema preprostima računskima modeloma;
- je veljavnost zaključenih formul omejena z večanjem razmerja povesa proti razpetini – pri večjih razmerjih smo z njihovo uporabo na nevarni strani;

- je veljavnost zaključenih formul omejena z večanjem višinske razlike med podporama – pri večjih razlikah smo z njihovo uporabo na nevarni strani;
- lahko s statično analizo pomembno podcenimo dinamični odziv vodnika zaradi hipne spremembe obtežbe.

Vsekakor pa daljnovodna konstrukcija zaradi svojih številnih posebnosti ponuja še veliko možnosti za nadaljnji razvoj numeričnih modelov za mehansko analizo daljnovodnih vodnikov. Zanimivi nadgradnji bi bili na primer vpeljava ukrivljenih linijskih končnih elementov, s katerimi bi še bolje opisali začetno obliko vodnika, ter uporaba dinamičnega prostorskega modela, s katerim bi lahko zajeli tudi prečno obtežbo na konstrukcijo.

6 • ZAHVALA

Zahvaljujemo se Javni agenciji za raziskovalno dejavnost Republike Slovenije, ki je finančno podprla delo A. Treven po pogodbi št. 1000-14-0510 v skladu z odločbo 1240-1/2013-49.

7 • LITERATURA

- Krenk, S., *Mechanics and analysis of beams, columns and cables*. 2. ed.. Berlin, Springer-Verlag, str. 195–231, 2001.
- Kržič, F., *Osnovne enačbe vrvi*, Neobjavljeno študijsko gradivo, Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, str. 1–34, 1991.
- Liew, K. M., Rajendran, S., *New superconvergent points of the 8-node serendipity plane element for patch recovery*, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 54, str. 1103–1130, 2002.
- Matlab, *The language of technical computing*, The Mathworks Inc, 1991.
- Papič, I., Žunko, P., *Elektroenergetska tehnika I*, Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za elektrotehniko, str. 71–92, 2007.
- Reissner, E., *On one-dimensional finite-strain beam theory: the plane problem*, *J. Appl. Math. Phys., ZAMP*, 23, 795–804, 1972.
- Saje, M., Zupan, D., *Nodi: program za dinamično analizo ravninskih okvirjev*, Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, Katedra za mehaniko, <http://www.km.fgg.uni-lj.si/Nodi/>, 2009.
- SIST, *SIST EN 50182:2002, Vodniki za nadzemne vode – Pletene vrvi iz koncentrično ležeče okrogle žice*, 2002.
- SIST, *SIST EN 50341-3-21:2009, Nadzemni električni vodi za izmenične napetosti nad 45 kV - 3-21. del: Nacionalna normativna določila (NNA) za Slovenijo (na podlagi SIST EN 50341-1:2002)*, 2009.
- Tibert, G., *Numerical Analyses of Cable Roof Structures*, Stockholm, KTH, TS-Högskoletryckeriet, str. 85-122, 1999.
- Treven, A., *Analiza daljnovodnih vodnikov*, Diplomsko naloga, Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, samozaložba A. Treven, 110 str., 2013.

ŠIRJENJE ZNANJA V DGIT NOVO MESTO

Društvo gradbenih inženirjev in tehnikov Novo mesto (DGIT NM), ki združuje člane iz Dolenjske, Bele krajine in Posavja, je tudi letos aktivno pri strokovnem izobraževanju in izpopolnjevanju. Osnovni namen izobraževanja je osvežiti, razširiti in nadgraditi znanja o graditvi objektov.

Graditev objektov je zelo širok pojem. Pomeni bistveno več kot gradnja objektov. Obsega umeščanje oziroma lociranje, projektiranje, gradnjo, vzdrževanje in tudi odstranitev objektov. Izobraževalni dan, NEKATERE NOVOSTI NA PODROČJU GRADITVE OBJEKTOV, ki smo ga organizirali 10. aprila v Hotelu Šport na Otočcu, je imel pestro vsebino in je bil dobro obiskan.

V uvodnem delu so nas z dvema glasbenima točkama razveselile flavtiške glasbene šole Marjana Kozine iz Novega mesta. Sledila sta pozdravna nagovora predsednika društva Jožeta Preskarja in podžupana mestne občine Novo mesto Boštjana Groblerja.

Poklicni kolegi, predstavniki gospodarskih družb, so nam predstavili šest zelo zanimivih tem. Marjeta Vide Lutman, Fibran, d.o.o., Novo mesto, je v svojem referatu SEIZMIC, temeljna blazina predstavila temeljenje nizkoenergijskih objektov pri nas. Peter Kostrevc, Ursa Slovenija, d.o.o., Novo mesto, je v referatu z naslovom Programsko orodje URSA Fragmat Akustika 2.1 predstavil računalniški program za izračun zvočne izolacije gradbenih konstrukcij. Gregor Šumak, Mollier, d.o.o., Celje, je predstavil temo Izsuševanje gradbenih objektov, ki je v času prepogostih poplav še posebno zanimiva. Zelo aktualno temo energetskih izkaznic je predstavil Lovro Hleb, Mollier, d.o.o., Celje. Gregor Knez, Mapei, d.o.o., Novo mesto, je predstavil vedno aktualno temo hidroizolacije podzemnih delov objektov. Mag. Andrej Kerin iz Zveze društev gradbenih inženirjev in tehnikov Slovenije je predstavil temo Gradbeni projekti z vidika projektnega menedžmenta.

Na podlagi rezultatov ankete o poteku in vsebini izobraževanja lahko zaključimo, da so bili udeleženci zelo zadovoljni z organizacijo izobraževanja, z izbrano vsebino in predstavitvijo referatov.

Po končanem izobraževanju je bila redna letna skupščina DGIT NM, na kateri so bili sprejeti poročila za preteklo leto in program dela ter finančni načrt za letošnje leto.

Letos bomo organizirali še nekaj izobraževanj, ogled nekaterih domačih gradbišč in strokovno ekskurzijo v tujino.

Več o tem dogodku je objavljeno na spletni strani <http://dgitnm.si/>.

Jože Preskar, univ. dipl. inž. grad.
predsednik DGIT Novo mesto



Udeleženci izobraževanja



Predavatelj mag. Andrej Kerin

OBJAVLJAMO RAZPIS ZA PODELITEV NAGRAD IZS



Obveščamo vas, da se s 1.7.2015 pričinja postopek za podelitev nagrad IZS za leto 2015. IZS bo v letu 2015 podelila:

- **Nagrado IZS,**
- **Priznanje za obetajočega mladega inženirja,**
- **Naziv Častni član IZS.**

Postopek nominacije kandidatov in podelitve bo potekal po pravilniku, ki ga je sprejel upravni odbor IZS julija 2013 in je objavljen na spletni strani IZS <http://www.izs.si/inzenirska-zbornica-slovenije/akti/pravilniki/>. Po pravilniku zbornica podeljuje Nagrado IZS za enkratno ali večkratno inženirski dosežek ali za življenjsko delo, naziv Častni član IZS in Priznanje za obetajočega mladega inženirja. Le to se podeli članu IZS, mlajšemu od 35 let.

Predloge za podelitev Nagrad IZS lahko tako kot doslej posredujete odboru za nagrade:

- člani IZS,
- upravni odbori matičnih sekcij,
- upravni odbor IZS.

Končno odločitev bo sprejel upravni odbor zbornice na osnovi predloga odbora za nagrade. Obrazložitve predlogov morajo biti vložene skladno z določili, ki so navedena v pravilniku.

Nagrade bodo podeljene ob Dnevu Inženirske zbornice Slovenije, ki bo potekal 22.10.2015 na Ptuj.

Vljudo Vas vabimo, da vložite Vaše cenjene predloge na naslov: INŽENIRSKA ZBORNICA SLOVENIJE, Odbor za nagrade IZS, Jarška cesta 10/b, 1000 Ljubljana, s pripisom »za razpis«, in sicer do vključno 10. septembra 2015.

dr. Željko Vukelič, univ. dipl. inž. rud. in geotehnol., l.r.

Predsednik Odbora IZS za nagrade

NOVI DIPLOMANTI

UNIVERZA V LJUBLJANI, FAKULTETA ZA GRADBENIŠTVO IN GEODEZIJO

VISOKI STROKOVNI ŠTUDIJ GRADBENIŠTVA

Tomaž Habjan, Analiza napak na tirnicah, mentor prof. dr. Bogdan Zgonc, somentorica asist. Darja Šemrov

Lidija Junc, Tveganja in stroški izvedbe projekta z vidika gradbene inženjeringa podjetja, mentor viš. pred. dr. Aleksander Srdić
Bojan Zorman, Primerjava poteka gradnje dveh stanovanjskih objektov v soseski Gaj Preserje, mentor viš. pred. dr. Aleksander Srdić

Jasmina Germelj Drstvenšek, Stroškovna analiza projekta gradnje stavbe Litostroj objekt C, mentorica izr. prof. dr. Jana Šelih

UNIVERZITETNI ŠTUDIJ GRADBENIŠTVA

Maja Černoša, Leseno stekleni stenasti konstrukcijski elementi, mentor prof. dr. Boštjan Brank

Vesna Peterlin, 3D vizualizacija prometnih simulacij s programom PTV Vissim, mentor izr. prof. dr. Marijan Žura

Gašper Marolt, Predvidljive ceste in ceste, ki odpuščajo napake voznikov, mentor doc. dr. Peter Lipar

Jaka Sušnik, Izmenjava živega srebra med sedimentom in vodo v lagunah Grado in Marano, mentor izr. prof. dr. Dušan Žagar

Marko Starešinič, Uporaba in integracija komponent BIM Tekla Structures za izračun jeklenih spojev, mentor doc. dr. Franc Sinur, somentor doc. dr. Tomo Cerovšek

Grega Logar, Analiza uporabe strojne in programske opreme v gradbenih podjetjih, mentor doc. dr. Matevž Dolenc

UNIVERZITETNI ŠTUDIJ VODARSTVA IN KOMUNALNEGA INŽENIRSTVA

Urša Lotrič, Ocena vpliva podnebnih sprememb na razvoj športnega turizma v Triglavskem narodnem parku, mentor prof. dr. Matjaž Mikoš, somentor pred. mag. Aleš Golja

Jaka Plečko, Analiza tedenske razporeditve padavin za izbrane padavinske postaje v Sloveniji, mentorica doc. dr. Mojca Šraj, somentorja asist. dr. Marjeta Škapin Rugelj in asist. Nejc Bezak

I. STOPNJA – VISOKOŠOLSKI ŠTUDIJSKI PROGRAM OPERATIVNO GRADBENIŠTVO

Grega Lap, Izdelava delavniških načrtov v programu Dietrichs in prenos podatkov na CNC, mentor doc. dr. Tomo Cerovšek

Maja Kobetič, Uporabnost podatkov registra nepremičnin za analizo stanovanjskega fonda na primeru občine Črnomelj, mentorica izr. prof. dr. Maruška Šubic-Kovač, somentor asist. mag. Matija Polajnar

II. STOPNJA – MAGISTRSKI ŠTUDIJSKI PROGRAM STAVBARSTVO

Aleksander Gorjup, Študija vpliva zasnove stavbnega ovoja na kvaliteto bivalnega okolja in rabo energije, mentor doc. dr. Mitja Košir, somentorica doc. dr. Mateja Dovjak

II. STOPNJA – MAGISTRSKI ŠTUDIJSKI PROGRAM GRADBENIŠTVO

Mirsad Rizvić, Dimenzioniranje lesenih stebrov izpostavljenih splošni osno-upogibni obremenitvi, mentor izr. prof. dr. Jože Lopatič

Neža Germovnik, Zagotavljanje požarne varnosti v večetažnih stanovanjsko - poslovnih lesenih objektih, mentor doc. dr. Tomaž Hožjan

II. STOPNJA – MAGISTRSKI ŠTUDIJSKI PROGRAM VODARSTVO IN OKOLJSKO INŽENIRSTVO

Domen Dolšak, Algoritem za analizo časovne porazdelitve padavin znotraj padavinskega dogodka, mentorica doc. dr. Mojca Šraj

DOKTORSKI ŠTUDIJ GRADBENIŠTVA

Marjana Zajc, Optimizacija nizkofrekvenčnih georadarskih raziskav za karakterizacijo plitvih geoloških struktur, mentor prof. dr. Andrej Gosar

Nataša Zavrtnik, Modeliranje obnašanja asfaltnih zmesi pri višjih temperaturah, mentor prof. dr. Goran Turk, somentor doc. dr. Marjan Tušar

Vladimir Vukobratovic, Vpliv nelinearnega potresnega odziva konstrukcij na etažne spektre pospeškov, mentor prof. dr. Peter Fajfar

UNIVERZA V MARIBORU, FAKULTETA ZA GRADBENIŠTVO

VISOKOŠOLSKI STROKOVNI ŠTUDIJ GRADBENIŠTVA

Janez Delčnjak, Organizacija gradbišča in vodenje gradbiščne dokumentacije za kompleks stavb s pripadajočo komunalno infrastrukturo na Frankolovem, mentor izr. prof. dr. Uroš Klanšek
Jan Kolar, Dimenzioniranje dvonadstropne jeklene hale 30 x 15 x 9 m, mentor red. prof. dr. Stojan Kravanja, somentor doc. dr. Tomaž Žula

Boštjan Novak, Uporaba kartografskih podlag pri vodenju gradbišč, mentor izr. prof. dr. Boštjan Kovačič, somentor pred. dr. Rok Kamnik

Vida Perdigal, Zagotavljanje kakovosti neposredne priprave na gradnjo in gradnje objektov v gradbenih inženiringih, mentorica doc. dr. Nataša Šuman

I. STOPNJA – VISOKOŠOLSKI STROKOVNI ŠTUDIJ GRADBENIŠTVA

Jure Zupanc, Čiščenje meteornih voda s sistemom Drainfix Clean, mentor viš. pred. Matjaž Nekrep Perc, somentorica asist. Blanka Grajfoner

2. STOPNJA, MAGISTRSKI ŠTUDIJ GRADBENIŠTVA

Anja Cigala, Uporabnost metod za dimenzioniranje nesemaforiziranih križišč v realnem okolju, mentor izr. prof. dr. Drago Sever, somentor viš. pred. mag. Sebastian Toplak

3. STOPNJA, DOKTORSKI ŠTUDIJ GRADBENIŠTVA

Boštjan Ber, Vpliv zasteklitve na horizontalno nosilnost in togost lesenih okvirnih stenskih elementov, mentor red. prof. dr. Miroslav Premrov, somentor doc. dr. Milan Kuhta

UNIVERZA V MARIBORU, FAKULTETA ZA GRADBENIŠTVO – EKONOMSKO POSLOVNA FAKULTETA

INTERDISCIPLINARNI UNIVERZITETNI ŠTUDIJ GOSPODARSKEGA INŽENIRSTVA – SMER GRADBENIŠTVO

Irena Grkinić, Trajnostna gradnja – hiša iz zbite zemljine, mentorja doc. dr. Kaja Pogačar – FG in red. prof. dr. Duško Uršič – EPF

INTERDISCIPLINARNI MAGISTRSKI ŠTUDIJ GOSPODARSKEGA INŽENIRSTVA – SMER GRADBENIŠTVO –

Jasmina Kevrić, Načini sklepanja gradbene pogodbe, mentorja doc. dr. Nataša Šuman in izr. prof. dr. Borut Bratina, somentor Rajh Andrej, univ. dipl. inž. grad.

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

Vsem diplomantom čestitamo!

Skladno z dogovoroma med ZDGITS in FGG-UL ter ZDGITS in FG-UM vsi diplomanti oddelkov za gradbeništvo in okoljsko gradbeništvo Fakultete za gradbeništvo in geodezijo Univerze v Ljubljani ter diplomanti Fakultete za gradbeništvo Univerze v Mariboru prejemajo Gradbeni vestnik (12 števil) brezplačno. Vse, ki bodo želeli po prejemu 12. številke postati redni naročniki, prosimo, naj to čimprej sporočijo uredništvu na naslov: GRADBENI VESTNIK, Karlovška cesta 3, 1000 Ljubljana; telefon: (01) 52 40 200; faks: (01) 52 40 199; e-mail: gradb.zveza@siol.net.

ZDGITS in Uredništvo Gradbenega vestnika

KOLEDAR PRIREDITEV

17.-20.8.2015

IASS2015 Annual International Symposium on Future Visions
Amsterdam, Nizozemska
www.iass2015.org/

10.-11.9.2015

8th International Conference Fibre Concrete 2015
Praga, Češka
<http://concrete.fsv.cvut.cz/fc2015/>

15.-17.9.2015

NDT-CE- International Symposium on Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE) 2015
Berlin, Nemčija
www.ndt-ce2015.net/home

21.-23.9.2015

CONCREEP10 – Mechanics and Physics of Creep, Shrinkage and Durability of Concrete and Concrete Structures
Dunaj, Avstrija
<http://concreep10.conf.tuwien.ac.at/home/>

23.-25.9.2015

IABSE Conference Geneva 2015 Structural Engineering
Ženeva, Švica
www.iabse.org/Geneva2015

1.-3.10.2015

16th International Symposium of Macedonian Association of Structural Engineers (MASE 2015)
Ohrid, Makedonija
<http://mase.gf.ukim.edu.mk/index.php?lang=en> .net/home

14.-16.10.2015

International Conference on Urban Planning and Architectural Design for Sustainable Development
Lecce, Italija
www.ierek.com/conferences/

14.-16.10.2015

International Conference Vibroengineering 2015 Katowice
Katovice, Poljska
www.jveconferences.com

15.-16.10.2015

21. simpozij Vodni dnevi 2015
Podčetrtek, Slovenija
www.vodnidnevi.si/index.php/si/

15.10.2015

5. posvet društva za ceste severovzhodne Slovenije Kako nadoknaditi izgubljeni čas med 2010 in 2015
Prevalje, Slovenija
<http://www.dcm-svs.si>

21.10.2015

ICE BIM 2015
London, Velika Britanija
www.ice-bim.com

1.-4.11.2015

6th International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering
Christchurch, Nova Zelandija
www.6icege.com

26.-27.11.2015

15. kolokvij o asfaltih in bitumnih, ZAS
Bled, Slovenija
www.zdruzenje-zas.si/

2.-4.12.2015

International Conference on Solar Heating and Cooling for Buildings and Industry
Istanbul, Turčija
www.shc2015.org/home.html

7.-9.12.2015

Building Simulation Conference 2015 (BS2015)
Hyderabad, Indija
www.bs2015.in/

14.-17.2.2016

Geotechnical and Structural Engineering Congress
Phoenix, Arizona, ZDA
www.geo-structures.org/

8.-11.5.2016

IABSE Conference Guangzhou 2016 Bridges and Structures Sustainability-Seeking Intelligent Solutions
Guangzhou, Kitajska
www.iabse.org/Guangzhou2016

24.-29.5.2016

1st European and Mediterranean Structural Engineering and Construction Conference
Istanbul, Turčija
www.isec-society.org/EURO_MED_SEC_01/

17.-22.7.2016

35th International Conference on Coastal Engineering
Istanbul, Turčija
<http://icce2016.com/en/>

27.-29.7.2016

3rd International Conference on Structures and Architecture
Guimaraes, Portugalska
www.icsa2016.arquitectura.uminho.pt/

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