

INVESTIGATION OF THIN-WALLED COLUMN WITH VARIABLE I-SECTION STABILITY USING FINITE ELEMENT METHOD

M. Samofalov MSc. & R. Kačianauskas

To cite this article: M. Samofalov MSc. & R. Kačianauskas (2000) INVESTIGATION OF THIN-WALLED COLUMN WITH VARIABLE I-SECTION STABILITY USING FINITE ELEMENT METHOD, Statyba, 6:2, 69-75, DOI: [10.1080/13921525.2000.10531568](https://doi.org/10.1080/13921525.2000.10531568)

To link to this article: <https://doi.org/10.1080/13921525.2000.10531568>



Published online: 26 Jul 2012.



Submit your article to this journal [↗](#)



Article views: 136



Citing articles: 1 View citing articles [↗](#)

PLONASIENĖS KINTAMOJO DVITĖJO SKERSPJŪVIO KOLONOS STABILUMO TYRIMAS BAIGTINIŲ ELEMENTŲ METODU

M. Samofalov, R. Kačianauskas

Vilniaus Gedimino technikos universitetas

1. Įvadas

Šiuolaikinėje statyboje labai plačiai taikomos plieninės ir kitos plonasienės konstrukcijos. Tarp jų ypatingą vietą užima kintamojo skerspjūvio plonasieniai strypai [1–9], kurie leidžia sumažinti plieno sąnaudas ir užtikrinti pastato laikančiųjų dalių stiprumą, standumą bei stabilumą. Viena iš dažniausiai naudojamų konstrukcinių dalių yra kintamojo dvitėjo skerspjūvio kolona. Jos darbas pastato rėmo konstrukcijoje yra gana racionalus, nes medžiagos išdėstymas atkartoja lenkimo momentų kitimą visu ilgiu, o skerspjūvis gerai pritaikytas įtempimų pasiskirstymui [3]. Projektuojant tokius strypus svarbu ištirti stabilumo praradimą [8–13].

Pagrindines plonasienių strypų stabilumo teorijos sąvokas suformulavo S. Timošenko [8]. Šiuo metu plonasienių strypų stabilumo uždavinio skaičiavimo analitinės [8] bei skaitinės [1, 14] metodikos intensyviai tobulinamos. Skaitiniam plonasienių strypų stabilumo tyrimui pasaulyje dažniausiai taikomas baigtinių elementų metodas, kuris leidžia standartizuoti skaičiavimo procesą [1, 15–18].

Pagrindinis šio darbo tikslas – ištirti dvitėjo skerspjūvio sienelės aukščio kitimo įtaką gniuždomos bei lenkiamos sienelės plokštumoje kolonos stabilumui taikant baigtinių elementų metodą. Gauti skaitinių eksperimentų rezultatai pateikiami kaip stabilumo paviršiai ir gali būti panaudoti nustatant bet kokios geometrijos kolonų kritines apkrovas. Strypinių baigtinių elementų modelio rezultatai lyginti su rezultatais, gautais modeliuojant koloną kevalo baigtiniais elementais.

2. Strypo stabilumo analizės uždavinys

Kintamojo skerspjūvio kolona nagrinėjama kaip plonasienis strypas. Tokio strypo stabilumo praradimas nustatomas sprendžiant deformuoto strypo diferencialinę

pusiausvyros lygtį, išreikštą poslinkiais [8, 9]. Stabilumo uždavinio diferencialinės lygties bendrasis sprendinys nėra žinomas, o bet koks dalinis sprendinys gaunamas žinant konkretaus strypo apkrovimo bei įtvirtinimo sąlygas. Šiame darbe nagrinėjama tikrai tampraus deformavimo stadija. Literatūroje [8–10] aprašomi tikrai kai kurie nesudėtingai apkrautų bei įtvirtintų pastovaus skerspjūvio strypų stabilumo skaičiavimo atvejai.

Pastaruoju metu konstrukcijų stabilumo analizėje [1] dominuoja baigtinių elementų metodas, kuris leidžia palyginti tiksliai modeliuoti įvairios konfiguracijos, įvairiai apkrautas bei įtvirtintas konstrukcijas. Taikant baigtinių elementų metodą homogeninė diferencialinė lygtis [8] pakeičiama ištiesintu stabilumo analizės modeliu – algebriniu tikrinių reikšmių uždaviniu [1, 14–16, 18]:

$$\left([K] - \lambda [K_g] \right) y = 0, \quad (1)$$

kur tiesinė standumo matrica $[K]$ apibūdina baigtinių elementų sistemos standumą. Geometrinė standumo matrica $[K_g]$ įvertina papildomą apkrautos sistemos standumą veikiant įrašoms. Normalizuotas tikrinis vektorius y_{cr} išreiškia santykinius poslinkius ir nusako deformuotą baigtinių elementų sistemos formą stabilumo praradimo metu. Taikant konservatyvią formulotę išorinių apkrovų ir įrašų kitimas išreiškiamas daugikliu λ , o stabilumo praradimas nusakomas kritine šio daugiklio reikšme $\lambda = \lambda_{cr}$. Visi šiame darbe pateikti duomenys aprašo stabilumo uždavinio (1) pirmąją kritinę tikrinę reikšmę bei pirmąją kritinę stabilumo praradimo formą, visos kitos kritinės reikšmės bei stabilumo praradimo formos paprastai nėra tokios aktualios, dažniausiai jos nagrinėjamos tikrinimo metu.

Stabilumo uždavinio (1) išraiškoje tikrinė reikšmė λ apibūdina fiziškai leistinos kritinės apibendrintos apkrovos P_{cr} ir realiai veikiančios apibendrintosios apkrovos P santykį:

$$\lambda = \frac{P_{cr}}{P}. \quad (2)$$

Kai pridėtoji apkrova P pasiekė kritinio dydžio $P = P_{cr}$, tai tikrinė reikšmė (2) tampa kritinė $\lambda = \lambda_{cr}$, o jos dydis sudaro $\lambda_{cr} = 1$. Siekiant universalumo stabilumo uždavinys (1) pateikiamas bedimensiu pavidalu, todėl apkrovos išreiškiamos santykiniu rodikliu:

$$\bar{\lambda} = \frac{1}{\lambda}. \quad (3)$$

Kritinės apibendrintosios apkrovos $P = P_{cr}$ veikimo atveju santykinis rodiklis (3) yra apibrėžtas – jis lygus vienetui $\bar{\lambda}_{cr} = 1$. Mus daugiau domina apibendrintosios apkrovos atskiros dalys ir jų kritiniai deriniai. Šiame darbe nagrinėjama centriškai pridėtos jėgos N_f ir lenkimo momento M_f įtaka. Aiškumo dėlei santykinis apkrovos rodiklis (3) papildomai žymimas indeksais, kai strypas apkrautas: $\bar{\lambda}_{n,cr}$ – vien kritinė centriškai pridėta jėga; $\bar{\lambda}_{m,cr}$ – kritiniu lenkimo momentu; $\bar{\lambda}_{nm,cr}$ – lenkimo momento ir centriškai pridėtos jėgos kritiniu deriniu. Šios apkrovos atveju atskirų apkrovų rodikliai $\bar{\lambda}_n$ ir $\bar{\lambda}_m$ nėra kritiniai, tačiau tam tikra jų kombinacija gali sudaryti kritinį $(\bar{\lambda}_n, \bar{\lambda}_m)_{cr}$ derinį.

Grafiškai apkrautos centriškai pridėta jėga ir lenkimo momentu kintamojo skerspjūvio kolonos uždavinio (1) kritinį atvejį aprašo tam tikras stabilumo hiperpaviršius n -matėje uždavinio parametrų erdvėje, kurio kiekvienas taškas yra kritinis centriškai pridėtos jėgos, lenkimo momento, skerspjūvio kitimo rodiklio ir strypo santykinio ilgio derinys. Erdvė nuo koordinačių sistemos pradžios iki stabilumo paviršiaus apibūdina ikikritinį kolonos būvį, o pats stabilumo paviršius – kritinį būvį.

Tiriant skerspjūvio kitimo įtaką stabilumo praradimas aprašomas fiksuoto ilgio l_0 strypo santykiniais apkrovų rodikliais. Esant pastoviam skerspjūviui vien centriškai pridėtos gniuždymo jėgos veikimo atveju apkrovos kritinis dydis gali būti apskaičiuotas analitiškai [9, 10]:

$$N_{f,cr} = \bar{\lambda}_{n,cr} k_n \frac{1}{l_0^2} E I, \quad (4)$$

kur k_n – įtvirtinimo sąlygų koeficientas, $E I$ – mažiausias lenkiamasis strypo standis.

Pastovaus dvitėjo skerspjūvio sienelės plokštumoje vien lenkimo momento veikimo atveju kritinės apkrovos reikšmė gali būti nustatyta analitiškai [10, 18]:

$$M_{f,cr} = \bar{\lambda}_{m,cr} \frac{k_{m,1}}{l_0} \sqrt{E I \left(G I_t + \left(\frac{k_{m,2}}{l_0} \right)^2 E I_\omega \right)}, \quad (5)$$

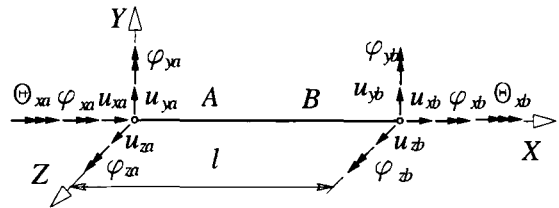
čia $k_{m,1}$, $k_{m,2}$ – įtvirtinimo sąlygų koeficientai, $G I_t$ – sukamasis standis, $E I_\omega$ – dvitėjo skerspjūvio lentynėlių standis deplanacijai. Esant kitoms kraštinėms sąlygoms kritinė lenkimo momento reikšmė nustatoma skaitiškai. Išraiška (5) parodo, kad lenkiamo strypo kritinį momentą lemia standumo rodiklių $E I$, $G I_t$ ir $E I_\omega$ netiesiškas derinys, dėl to nereikšmingas skerspjūvio pakeitimas gali turėti didelę įtaką jo stabilumui.

Skerspjūvio kitimo ir ilgio įtaką stabilumui galima įvertinti pastovaus skerspjūvio priklausomybėmis, taikant papildomus skaitiškai arba analitiškai nustatytus koeficientus.

3. Kolonos diskretizavimas strypo baigtiniais elementais

Taikant įprastą baigtinių elementų metodo skaičiavimo procedūrą [1] kintamojo skerspjūvio strypas nagrinėjamas kaip pastovaus skerspjūvio baigtinių elementų rinkinys [5].

Modeliuojant plonasienę koloną panaudotas 14 laisvumo laipsnių pastovaus skerspjūvio baigtinis [15, 16] elementas (1 pav.).

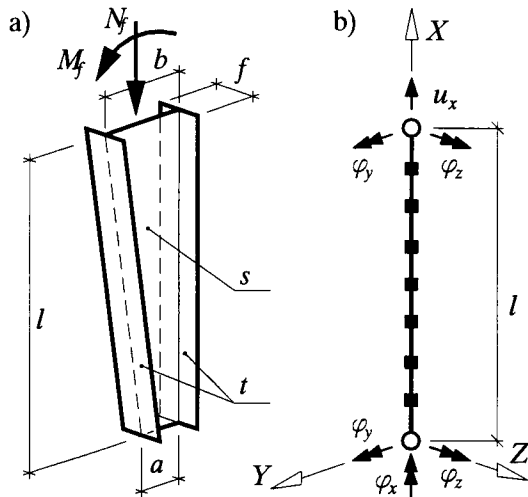


1 pav. 14 laisvumo laipsnių plonasienio strypo baigtinis elementas: u – tiesiniai poslinkiai; φ – posūkiai; θ – santykiniai sąsūkiai, dualūs bimomentui

Fig 1. Thin-walled beam element with 14 degrees of freedom: u – linear displacement; φ – rotation; θ – warping displacement

Kintamojo dvitėjo skerspjūvio kolona (2 a pav.) yra rėminių konstrukcijų sudėtinė dalis [3, 4], jos geometrija aprašoma dydžiais: l – kolonos aukštis, a – dvitėjo skerspjūvio sienelės plotis apatiniame gale, b – sienelės plotis viršutiniame gale, s – sienelės storis, f – dvitėjo skerspjūvio juostų plotis, t – juostų storis.

Skaičiuojamoji schema, diskretizuojant strypiniais baigtiniais elementais, parodyta 2 b pav. Apkrovos ir įtvirtinimai parinkti taip, kad atitiktų kolonos darbą pastato rėmo konstrukcijoje, kur kolona apkrauta centriškai pridėta jėga N_f ir lenkimo momentu M_f .



2 pav. Kintamojo dvitėjo skerspjūvio kolona: geometrija (a), skaičiuojamoji schema (b)

Fig 2. Column with variable I-section: geometry (a), finite element model (b)

Laikoma, kad kolonos viršutinis galas gali pasisukti tiek kolonos dvitėjo skerspjūvio sienelės plokštumoje (posūkis φ_z), tiek ir iš kolonos sienelės plokštumos (posūkis φ_y), be to, viršutinis kolonos galas gali pasislinkti vertikaliai (poslinkis u_x). Apatinis kolonos galas gali pasisukti visomis trimis kryptimis (posūkliai φ_x , φ_y , φ_z). Visi neaprašyti kolonos galų laisvės laipsniai yra įtvirtinti, taip pat ir santykinis dvitėjo profilio lentynėlių sąstūkis – pasisukti neleidžia specialios sąstandėlės. Kiekvienas tarpinis mazgas yra visiškai laisvas.

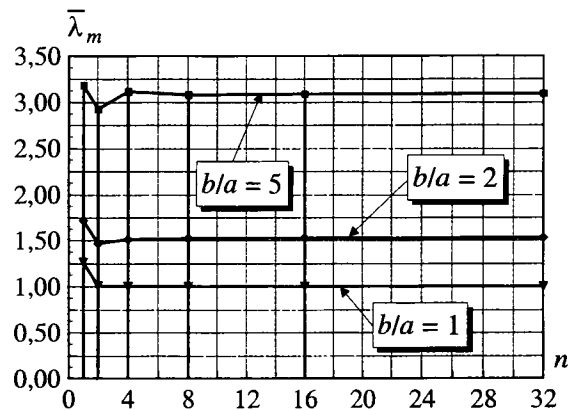
Tiriant skerspjūvio kitimą apsiribojama dvitėjo skerspjūvio sienelės paaukštinimu, jis apibūdinamas santykiniu dydžiu b/a (2 a pav.). b/a kinta nuo 1 iki 5. Aukščio a dydis parenkamas minimalus. Kiti matmenys yra orientuoti į realią koloną [3] ir santykinai išreiškiami dydžiu a : $l_0 = 16,68 a$, $s = 0,016 a$, $f = 0,8 a$, $t = 0,04 a$. Medžiagos mechaninių savybių rodikliai yra pastovūs dydžiai visu kolonos ilgiu.

4. Skerspjūvio kitimo įtakos skaitinis tyrimas

Siekiant iširti diskretizacijos įtaką stabilumo uždaviniui (1) nagrinėjama kritinių apkrovų priklausomybė nuo baigtinių elementų skaičiaus. Veikiant vien centriškai

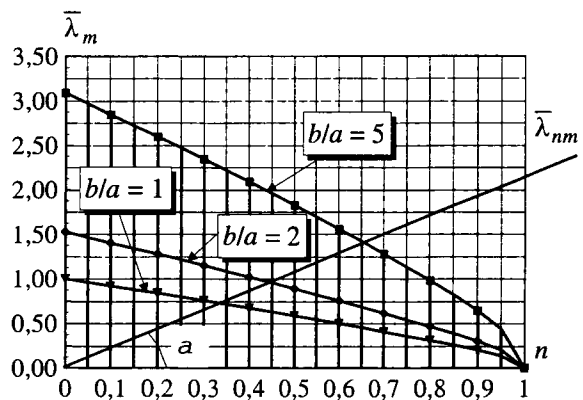
pridėtai jėgai skerspjūvio santykinis paaukštinimas b/a mažai turi įtakos kritiniam apkrovos rodikliui $\bar{\lambda}_{n,cr}$. Elementų skaičiaus įtaka veikiant lenkimo momentui buvo iširta skaitiškai, o skaičiavimo rezultatai, esant skirtingoms santykio b/a reikšmėms, pateikti 3 pav. Nesunku pastebėti, jog baigtinių elementų skaičius $n = 32$ užtikrina sprendinio konvergavimą ir toliau naudojamas skaičiuojant.

Kritinių centriškai pridėtos jėgos ir lenkimo momento tarpusavio sąveika įvertinta skaitiškai, aprašant stabilumo paviršių santykinėmis koordinatėmis.



3 pav. Kritinio santykinio lenkimo momento rodiklio kitimas priklausomai nuo baigtinių elementų skaičiaus

Fig 3. Variation of critical relative bending moment depending on finite element number



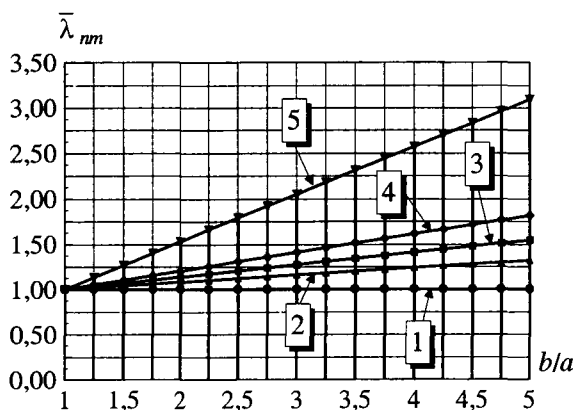
4 pav. Stabilumo paviršiaus pjūviai ašinės jėgos ir lenkimo momento santykinėse plokštumoje

Fig 4. Stability surface in the axial forces and bending moment coordinates

Kritinės apkrovos priklausomybė nuo santykinio paaukštinimo galima analizuoti kaip mišriosios apkrovos

koeficiento priklausomybę – kertant plokštumą $\bar{\lambda}_n - \bar{\lambda}_m$ nauja plokštuma $\bar{\lambda}_{nm}$ (4 pav.). Keičiant šios plokštumos posūkio kampą α galima gauti įvairius stabilumo paviršiaus pjūvius (5 pav.). Šiuo atveju patogu vartoti kritinio santykinių ašinės jėgos ir lenkimo momento derinio $(\lambda_n, \lambda_m)_{cr}$ sąlyginio ekscentriciteto $\bar{e}_{cr} = \bar{\lambda}_m / \bar{\lambda}_n$ sąvoką. Geometrine prasme sąlyginio ekscentriciteto reikšmė išreiškia posūkio kampo tangenta $\text{tg}\alpha$ (4 pav.). Mūsų tyrimo atveju užfiksuoti pastovaus skerspjūvio deriniai, kai: $\bar{e}_{cr} = 0$ – veikia vien kritinė ašinė jėga; $\bar{e}_{cr} = \infty$ – veikia vien kritinis lenkimo momentas; $\bar{e}_{cr} = \sqrt{3}, 1, 1/\sqrt{3}$ – veikia ašinės jėgos ir lenkimo momento kritiniai deriniai, o kampas tarp sąlyginio ekscentriciteto linijos $\bar{\lambda}_{nm}$ ir ašies $\bar{\lambda}_n$ plokštumoje $\bar{\lambda}_n - \bar{\lambda}_m$ sudaro atitinkamai $\alpha = \pi/6, \pi/4, \pi/3$.

Paviršiaus pjūviai pateikti 5 pav. Kaip matyti, paaukštinimo įtaka išreiškiama tiesinėmis priklausomybėmis.

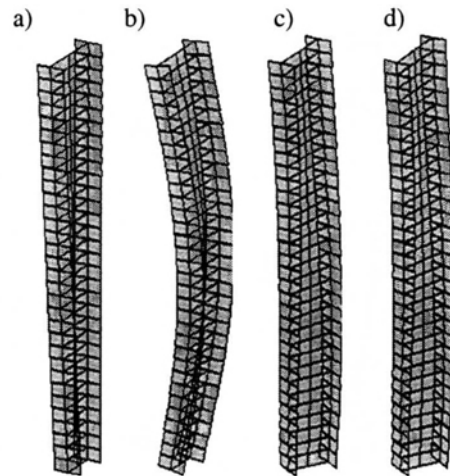


5 pav. Santykinio lenkimo momento priklausomybė nuo santykinio paaukštinimo: 1 – kai $\bar{e}_{cr} = 0$; 2 – kai $\bar{e}_{cr} = 1/\sqrt{3}$; 3 – kai $\bar{e}_{cr} = 1$; 4 – kai $\bar{e}_{cr} = \sqrt{3}$; 5 – kai $\bar{e}_{cr} = \infty$

Fig 5. Dependence of bending moment on column geometry: 1 – if $\bar{e}_{cr} = 0$; 2 – if $\bar{e}_{cr} = 1/\sqrt{3}$; 3 – if $\bar{e}_{cr} = 1$; 4 – if $\bar{e}_{cr} = \sqrt{3}$; 5 – if $\bar{e}_{cr} = \infty$

Kolonos stabilumo praradimą apibūdina deformuota forma. Kai strypas apkrautas vien centriškai pridėta jėga (4), kolonos vidurinė dalis stabilumo praradimo metu išlinksta iš sienelės plokštumos (6 b pav.). Kai kolonos viršutiniame gale veikia tik lenkimo momentas, domi-

nuoja kolonos apatinės dalies posūkis aplink išilginę ašį (6 c pav.). Kai veikia ašinės jėgos ir lenkimo momento derinys, stabilumo praradimo forma yra atskirų būdingų formų derinys (6 d pav.).



6 pav. Kintamojo dvitėjo skerspjūvio kolonos: pradinė schema (a); stabilumo praradimo forma veikiant centriškai pridėtai jėgai (b); veikiant lenkimo momentui (c); veikiant centriškai pridėtos jėgos ir lenkimo momento deriniui (d)

Fig 6. Columns with variable I-section: scheme (a); mode shape of axial force (b); of bending moment (c); axial force and bending moment combination (d)

5. Kolonos ilgio įtakos tyrimas

Keičiant kolonos ilgį l kinta kritinių derinių $(\lambda_n, \lambda_m)_{cr}$ apkrovų santykiniai rodikliai. Panagrinėkime stabilumo paviršiaus priklausomybę nuo santykinio kolonos ilgio $\psi = l / l_0$, kur l – nagrinėjamas ilgis, l_0 – fiksuotas atskaitos ilgis, kuriam esant atlikti skaitiniai eksperimentai. Praktiškai santykinio ilgio dydis gali būti $\psi \geq 0,5$.

Gniuždymo atveju kritinė jėgos priklausomybė nuo santykinio ilgio $\lambda_n(\psi)$ yra nusakoma (4) išraiška. Vien lenkimo atveju tokia priklausomybė sudaroma skaitiškai. Nagrinėjamai kolonai skaitinio eksperimento būdu gautos priklausomybės $\lambda_m(\psi)$, esant santykiniams paaukštinimams $b/a = 1, 2, 5$, pateiktos 7 pav.

Tarpiniams stabilumo paviršiaus taškams apskaičiuoti yra siūloma apytikslė metodika, kuri remiasi paviršiaus pjūvių formos panašumo prielaida.

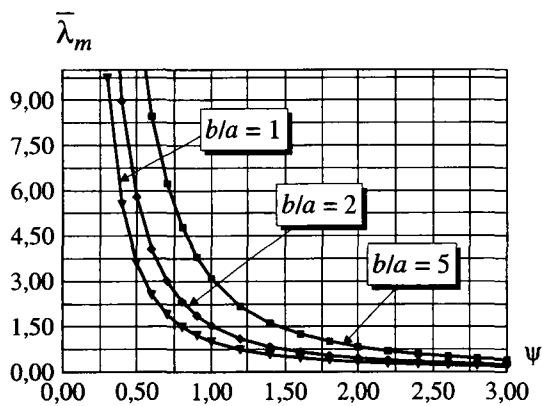
Paviršių analogiškos formos atveju laisvai pasirinkto paviršiaus taško santykiniai ašinės jėgos ir lenkimo momento rodikliai nagrinėjami kaip plokštumos koordinatės

$\bar{\lambda}_n$ bei $\bar{\lambda}_m$, kurios matematiškai apskaičiuojamos paprastomis formulėmis:

$$\bar{\lambda}_n(\psi) = \gamma_n(\psi) \bar{\lambda}_{n,1}, \quad (6 a)$$

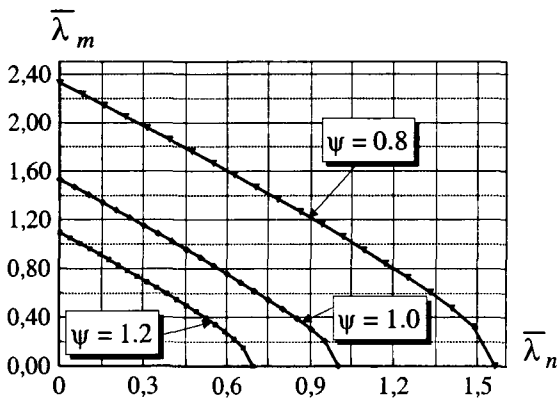
$$\bar{\lambda}_m(\psi, b/a) = \beta_m(b/a) \gamma_m(\psi) \bar{\lambda}_{m,1}. \quad (6 b)$$

čia $\beta(b/a) = \bar{\lambda}_{cr}(b/a) / \bar{\lambda}_{cr,1}$ – santykinio paaukštinimo įtakos koeficientas, kuris yra kintamojo ir pastovaus skerspjūvio fiksuoto ilgio kolonos atskirų apkrovų santykinių rodiklių santykis; $\gamma(\psi)$ – santykinio ilgio įtakos koeficientas, jis aprašomas nagrinėjamo ilgio l ir fiksuoto kolonos ilgio l_0 kritinių apkrovos rodiklių santykiu $\bar{\lambda}_{cr}(\psi) / \bar{\lambda}_{cr,1}$.



7 pav. Santykinio kritinio lenkimo momento rodiklio priklausomybė nuo santykinio ilgio

Fig 7. Variation of relative critical moment dependence depending on relative length



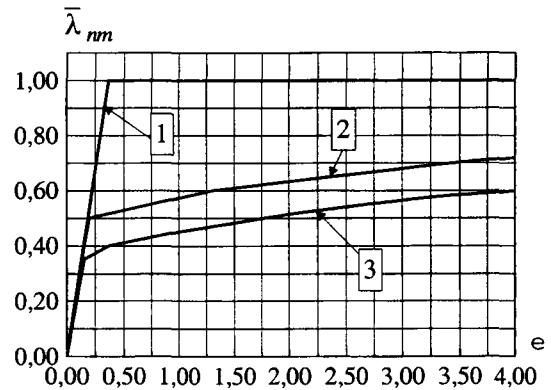
8 pav. Stabilumo paviršiaus pjūviai priklausomai nuo santykinio ilgio

Fig 8. Variation of stability surfaces depending on relative length

Pagal (6) išraiškas skaičiuotas stabilumo paviršiaus pavyzdys, kai santykinis ilgis $\psi = 0,8; 1,0; 1,2$, esant $b/a = 2$, pateiktas 8 pav. Šių paviršių didžiausias nuokrypis nuo skaitinio eksperimento neviršija 3 %. Taigi (6) formulių praktinis tikslumas pakankamas.

6. Modeliavimas kevalo baigtiniais elementais

Siekiant sulygtinti stabilumo modelio (1) skaičiavimo stypiniais baigtiniais elementais rezultatus su kolonos modeliavimo kevalo baigtiniais elementais rezultatais spręstas geometriškai netiesiškas deformavimo uždavinys. Kolonos baigtinių elementų modelis (10 pav.) sudarytas ir skaičiuotas naudojant ANSYS 5.4 programą [19]. Tyrimui panaudotas SHELL-tipo keturkampio izoparametrinis 8 mazgų baigtinis elementas su 6 laisvumo laipsniais kiekviename mazge.



9 pav. Kolonos deformavimo kreivės: ištiesintas stabilumo uždavinys (1 kreivė); netiesinės analizės modelis, esant visiškai (2 kreivė) ir iš dalies (3 kreivė) įtvirtintam padui

Fig 9. Deformation curves of column: linearised stability problem (curve 1) and non-linear analysis model by full (curve 2) and particular (curve 3) support area of bottom of the column

Nagrinėjamas mišriosios apkrovos atvejis, kai veikia centriškai pridėtos jėgos ir lenkimo momento kritinis derinys. Jis parinktas atsižvelgiant į realų kolonos kitimo būvį pastato konstrukcijoje [3], kai kritinis sąlyginis ekscentricitetas $\bar{e}_{cr} = 5,24$. Modeliai palyginti analizuojant deformavimo kreives, kurios rodo santykinio apkrovos rodiklio $\bar{\lambda}_{nm}$ ir santykinio vertikalaus viršutinio mazgo poslinkio $\epsilon = 1000 \times (u/l)$ priklausomybes (9 pav.).

Kaip ir buvo tikėtasi, kevalo modelis yra jautrus vietiniams poveikiams, o ypač atramų diskretizacijai. Ma-

žinant atrėmimo plotą dėl vietinių deformacijų kolona praranda stabilumą anksčiau (3 kreivė), nei esant visiškai įtvirtintam padui (2 kreivė). Rezultatai rodo, kad strypinių modelių gaunama aukštesnė viršutinė kritinės apkrovos riba. Toks modelis įmanomas tik visiškai pašalinus vietinio deformavimo įtaką.



10 pav. Diskretinis modelis (a) ir deformuota schema (b)
Fig 10. Finite element model (a) and deformed shape (b)

Kolonos deformavimo forma (10 b pav.) yra analogiška modeliavimo strypiniais baigtiniais elementais formai (6 d pav.) – kolonos vidurinė dalis pasislinko nuo lenkimo momento veikimo plokštumos (Z ašies kryptimi), o apatinis kolonos galas pasisuko aplink išilginę ašį (aplink X ašį).

7. Išvados

Darbe pateikti plonasienės gniuždomos centriškai pridėta jėga ir lenkiamos kintamojo dvitėjo skerspjuvio sienelės plokštumoje pridėtu momentu kolonos stabilumo tyrimai, naudojant pastovaus skerspjuvio strypinius baigtinius elementus. Skaitiškai ištirta kolonos dvitėjo skerspjuvio sienelės aukščio kitimo įtaka kolonos stabilumui.

Kolonos kritinis būvis esant tam tikram centriškai pridėtos jėgos ir lenkimo momento deriniui apibūdinamas stabilumo paviršiumi. Skaitiniais eksperimentais ištirta

kritinės apkrovos priklausomybė nuo dvitėjo skerspjuvio sienelės santykinio paaukštėjimo ir santykinio ilgio. Skaičiavimo rezultatai rodo, kad skerspjuvio kitimas neturi įtakos kritinei ašinei jėgai, tačiau kritinis lenkimo momentas tiesiškai priklauso nuo skerspjuvio santykinio aukščio.

Skaitiškai nustatius stabilumo paviršių atskaitos ilgio strypui, kai žinomas skerspjuvio kitimo dėsningumas ir kritinės jėgos bei kritinio lenkimo momento priklausomybės nuo santykinio ilgio, kitus stabilumo paviršiaus taškus galima apytiksliai apskaičiuoti pagal paprastas formules.

Kritinių apkrovų skaičiavimai, atlikti naudojant strypinius baigtinius elementus, yra lyginami su geometriškai netiesinės analizės rezultatais, gautais diskretizuojant plonasienę koloną kevalo baigtiniais elementais. Šie modeliai teikia viršutinę ir apatinę apkrovų ribas.

Literatūra

1. R. Kačianauskas. Computer Methods in Multilevel Modeling of Beams and Shells. Vilnius: Technika, 1995. 395 p.
2. M. Samofalov, R. Kačianauskas, R. Kutas. Plieninio dvitėjo skerspjuvio strypų stabilumo tyrimas baigtinių elementų metodu // Tarptautinės konferencijos „Lietuvos mokslas ir pramonė: Europos erdvės kontekstas. Mechanika-98“, įvykusios Kaune 1998 m. balandžio 7–8 d., medžiaga. Kaunas: Technologija, 1998, p. 163–169.
3. A. Kvedaras, M. Braham, V. Šapalas. Torsional Buckling Behaviour of Tapered Columns // 6-osios tarptautinės konferencijos „Naujos statybinės medžiagos, konstrukcijos ir technologijos“, įvykusios Vilniuje 1999 m. gegužės 19–22 d., medžiaga. II tomas. Vilnius: Technika, 1999, p. 70–75.
4. M. Samofalov, R. Kačianauskas. Skaitinis kintamojo dvitėjinio skerspjuvio kolonos stabilumo tyrimas // Tarptautinės konferencijos „Medžiagų ir konstrukcijų stiprumas, ilgaamžiškumas ir pastovumas, SDSMS'99“, įvykusios 1999 m. Panevėžyje rugsėjo 16–18 d., medžiaga. Kaunas: Technologija, 1999, p. 156–161.
5. R. Kačianauskas, S. Žiukas. Computer Aided Generation of Finite Element Matrices for Beams with Variable Cross-Section // Lithuanian Journal of Computational Mechanics, Vol 33, 1993. Vilnius: Technika, 1993, p. 73–81.
6. P. Datta, M. Lal. Static Stability of a Tapered Beam with Localized Damage Subjected to an Intermediate Concentrated Load // Computers & Structures, Great Britain, Pergamon, 43(5), 1992, p. 971–974.
7. Z. Friedman, J. Kosmatka. Exact Stiffness Matrix of a Nonuniform Beam-II. Bending of a Timoshenko Beam // Computers & Structures, Great Britain, Pergamon, 49(3), 1993, p. 545–555.
8. S. Timoshenko, J. Gree. Theory of Elastic Stability. New York: McGraw-Hill, 1961. 340 p.
9. Н. Алфутов. Основы расчёта на устойчивость упругих систем. Библиотека расчётчика. Москва: Машиностроение, 1978. 310 с.

10. В. Феодосьев. Сопротивление материалов. Москва: Наука, 1970. 548 с.
11. Ф. Блейх. Устойчивость металлических конструкций. Москва: Физматгиз, 1959. 544 с.
12. СНИП II-23-81*. Стальные конструкции. Нормы проектирования / Официальное издание. Госстрой СССР. Москва: ЦИТП Госстроя СССР, 1990. 96 с.
13. ENV 1993-1-1. Eurocode 3. Design of Steel Structures. Part 1.1. General Rules and Rules for Building. 1992.
14. Б. Парлетт. Симметричная проблема собственных значений. Москва: Мир, 1983. 384 с.
15. Y. B. Yang, W. McGuire. Stiffness Matrix for Geometric Nonlinear Analysis // Journal of Structural Engineering, ASCE, 112(4), 1986, p. 853–877.
16. A. Conci. Stiffness Matrix for Nonlinear Analysis of Thin-Walled Frames // Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 118(9), 1992, p. 1859–1875.
17. S. Mohamed, A. Kounadis, G. Simites. Elasto-Plastic Analysis of Gabled Frames with Nonprismatic Geometries // Computers & Structures, Great Britain, Pergamon, 44(3), 1992, p. 693–697.
18. A. Conci, M. Gattas. Natural Approach for Geometric Non-Linear Analysis of Thin-Walled Frames // International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol 30, 1990, p. 207–231.
19. ANSYS Inc. ANSYS Workbook. Revision 5.4. Canonsburg: ANSYS, Inc., 1998.

[teikta 1999 11 22

INVESTIGATION OF THIN-WALLED COLUMN WITH VARIABLE I-SECTION STABILITY USING FINITE ELEMENT METHOD

M. Samofalov, R. Kačianauskas

Summary

Thin-walled structures are widely used in building construction. Stability analysis [1–10] is of major importance to the design of thin-walled structures. This paper deals with the stability analysis of the thin-walled tapered column [11–18]. The aim is to investigate the influence of variation of the web height on the stability of column and combined action of axial force and plane bending moment. Critical state is defined by stability surface obtained by numerical experiments using the finite element method.

Mathematical model of the linearised stability problem is presented as algebraic eigenvalue problem (1), where eigenvalues express the critical loading factor (2). Analytical solutions are known for particular cases of separate loading (4), (5).

In this paper, the column with variable I-section is presented as assemblage of beam elements with constant section. Thin-walled beam element has 14 degrees of freedom (Fig 1), including linear displacements, rotations and warping displacements. Variation of cross-section of the column (Fig 2) is defined by relative height of web a/b , where a and b are the height at the ends of column.

Critical state is described by stability surface obtained using numerical experiments.

Stability surface presents in the space of relative variation of height a/b , relative length and relative critical force $\bar{\lambda}_n$ and bending moment $\bar{\lambda}_m$. Variation of section influences the critical bending moment $\bar{\lambda}_m$ only. The influence of finite element number on the $\bar{\lambda}_m$ with different relative height of web a/b is investigated numerically (Fig 3), and its variation of stability surface is presented in Fig 4.

The numerical results show that variation of critical moment $\bar{\lambda}_n$ to relative web height a/b is linear (Fig 5). The shapes of buckling modes are presented in Fig 6.

Variation of stability surface to relative length (6) is presented in Figs 7 and 8 and expressed by the simple expression (6) constructed on the basis of numerical experiments.

Finally, the stability model (1) is compared with non-linear calculations performed using program ANSYS [19] and shell finite elements (Figs 9 and 10).

Michail SAMOFALOV. MSc. Dept of Strength of Materials. Vilnius Gediminas Technical University, Saulėtekio al. 11, LT-2040 Vilnius, Lithuania.

A graduate of Civil Engineering Faculty of Vilnius Technical University (1995). MSc (informatics, 1997) at Vilnius Gediminas Technical University.

Rimantas KAČIANAUSKAS. Doctor Habil, Professor. Dept of Strength of Materials. Vilnius Gediminas Technical University, Saulėtekio al. 11, LT-2040 Vilnius, Lithuania.

PhD (structural mechanics, 1982). Dr Habil (1996). Professor (1997). Scientific visits: University of Stuttgart and Swiss Federal Institute of Technology, Zurich. Author of 1 monograph and over 80 papers. Research interests: computational mechanics, finite element method, computer modelling of structures.