



Š A R Ū N A S K E L P Š A

**PLIENO PLAUSO
ĮTAKA LENKIAMŲ
GELŽBETONINIŲ
ELEMENTŲ
PLEIŠĖJIMUI IR
STANDUMUI**

DAKTARO DISERTACIJA

K a u n a s
2 0 1 7

KAUNO TECHNOLOGIJOS UNIVERSITETAS

ŠARŪNAS KELPŠA

PLIENO PLAUSO ĮTAKA LENKIAMŲ
GELŽBETONINIŲ ELEMENTŲ PLEIŠĖJIMUI
IR STANDUMUI

Daktaro disertacija
Technologijos mokslai, statybos inžinerija (02T)

2017, Kaunas

UDK 624.012.45+624.04](043.3)

Disertacija rengta 2012–2016 metais Kauno technologijos universiteto Statybos ir architektūros fakultete, Statybos technologijų katedroje.

Mokslinis vadovas:

Prof. dr. Mindaugas DAUKŠYS (Kauno technologijos universitetas, Technologijos mokslai, Statybos inžinerija, 02T).

Mokslinis konsultantas:

Doc. dr. Mindaugas AUGONIS (Kauno technologijos universitetas, Technologijos mokslai, Statybos inžinerija, 02T).

Interneto svetainės, kurioje skelbiama disertacija, adresas:

<http://ktu.edu>

Redagavo:

Rozita Znamenskaitė (Leidykla “Technologija”)

© Š. Kelpša, 2017

ISBN 978-609-02-1298-1

Leidinio bibliografinė informacija pateikiama Lietuvos nacionalinės Martyno Mažvydo bibliotekos Nacionalinės bibliografijos duomenų banke (NBDN)

TURINYS

PADĖKA.....	5
SUTARTINIAI ŽYMĖJIMAI.....	6
ĮVADAS.....	11
1. LITERATŪROS APŽVALGA.....	15
1.1. Plieno plaušas bei jo pritaikymas betoninėse ir gelžbetoninėse konstrukcijose.....	15
1.2. Plieno plaušu armuoto betono savybės ir jų nustatymas.....	17
1.3. Statistiniai liekamojo tempimo stiprio lenkiant charakteristinių reikšmių apskaičiavimo metodai.....	22
1.4. Metodikos plieno plaušu ir armatūra armuotų konstrukcijų plyšio pločiui apskaičiuoti.....	25
1.5. Metodai plieno plaušu armuotų konstrukcijų įlinkiui apskaičiuoti.....	31
1.6. Metodikos plieno plaušu ir armatūra armuotų konstrukcijų įlinkiui apskaičiuoti.....	36
1.7. Pirmojo skyriaus išvados.....	37
2. EKSPERIMENTINIAI PLIENO PLAUSŲ IR KOMBINUOTAI ARMUOTŲ LENKIAMŲ ELEMENTŲ TYRIMAI.....	39
2.1. Liekamojo tempimo stiprio lenkiant ir gniuždomos zonos aukščio eksperimentiniai tyrimai.....	39
2.2. Mažų matmenų kombinuotai armuotų sijų plyšio pločio eksperimentiniai tyrimai.....	42
2.3. Vidutinių matmenų kombinuotai armuotų sijų plyšio pločio ir įlinkio eksperimentiniai tyrimai.....	45
2.4. Antrojo skyriaus išvados.....	50
3. KOMBINUOTAI ARMUOTŲ LENKIAMŲ GELŽBETONINIŲ ELEMENTŲ NORMALINIO PLYŠIO PLOČIO TYRIMAI.....	51
3.1. Vidutinių liekamųjų tempimo įtempių apskaičiavimas.....	51
3.2. Charakteristinių liekamojo tempimo stiprio lenkiant reikšmių apskaičiavimas.....	59
3.3. Plieno plaušu ir armatūra armuotų gelžbetoninių elementų plyšių pločių apskaičiavimas.....	64
3.4. Trečiojo skyriaus išvados.....	78
4. PLIENO PLAUSŲ IR KOMBINUOTAI ARMUOTŲ LENKIAMŲ GELŽBETONINIŲ ELEMENTŲ ĮLINKIO TYRIMAI.....	80
4.1. Plieno plaušu armuotų lenkiamų betoninių elementų įlinkių apskaičiavimas.....	80
4.2. Plieno plaušu ir armatūra armuotų lenkiamų gelžbetoninių elementų įlinkių apskaičiavimas.....	88

4.3. Plieno plaušu ir armatūra armuotų lenkiamų gelžbetoninių elementų įlinkių apskaičiavimas, kai $f_{R,1} > f_{cm,fl,fb}$	95
4.4. Ketvirtojo skyriaus išvados	99
BENDROSIOS IŠVADOS	101
LITERATŪRA	103
MOKSLINIŲ PUBLIKACIJŲ DISERTACIJOS TEMA SĄRAŠAS	110

PADĖKA

Autorius dėkoja moksliniam vadovui, KTU Statybos technologijų katedros vedėjui, prof. dr. Mindaugui Daukšiui už pagalbą rengiant disertaciją. Taip pat nuoširdžiai dėkoja konsultantui, KTU Statybinių konstrukcijų katedros vedėjui, doc. dr. Mindaugui Augoniui už rekomendacijas ir visokeriopą pagalbą disertacijos rengimo metu.

Už didelę pagalbą eksperimentų atlikimo, publikacijų rengimo ir kitais su disertacijos parengimu susijusiais klausimais autorius reiškia padėką publikacijų bendraautoriams – Tadui Zingailai, Algirdui Augoniui bei Giedriui Žirguliui ir KTU Statybinių konstrukcijų katedros darbuotojams – Mindaugui Kasiulevičiui, Rūtai Bikulčienei bei Nerijui Adamukaičiui.

Už visokeriopą pagalbą ir palaikymą darbo autorius nuoširdžiai dėkoja žmonai Agnei, broliui Laurynui ir visiems artimiesiems.

SUTARTINIAI ŽYMĖJIMAI

$(1/r)_{avg}$ – vidutinis kreivis

$(1/r)_c$ – elemento kreivis ties plyšiu

$(1/r)_{el}$ – elemento kreivis ties plyšiu dėl tampriųjų deformacijų

$(1/r)_{el,0}$ – elemento kreivis plastinio lanksto pradžioje

$(1/r)_I$ – nesupleišėjusio elemento kreivis

$(1/r)_{II}$ – visiškai supleišėjusio elemento kreivis

$(1/r)_{pl}$ – elemento kreivis ties plyšiu dėl plastinių deformacijų

$(1/r)_{pl,avg}$ – vidutinis plastinės zonos kreivis

$50/(l/d)$ – koeficientas, kuriuo įvertinama plaušo įtaka atstumui tarp plyšių

α – galinių plastinio lanksto skerspjūvių pasisukimo kampas dėl plastinių deformacijų

$\alpha_{o,ref}$ – plaušo orientacijos koeficientas įprastame betone

$\alpha_{o,SCC}$ – plaušo orientacijos koeficientas savaimė sutankėjančiame betone

α_e – santykis E_s/E_{cm}

α_f – liekamųjų įtempių koeficientas, apskaičiuotas įvertinant plaušo orientacijos koeficientą κ_f

β – koeficientas, susiejantis vidutinę ir skaičiuojamąją plyšio pločio reikšmes ((20) formulė)

β – empirinis koeficientas, kuriuo įvertinamos vidutinės deformacijos ilgyje $l_{s,max}$ bei kuris priklauso nuo apkrovos tipo ((40) formulė)

β – koeficientas, kuriuo įvertinama apkrovos trukmė ir jos pobūdis ((65) formulė)

β – parametras, priklausantis tik nuo vidutinio plieno plaušu armuoto betono gniuždomojo stiprio $f_{cm,fb}$ ($\beta \in f_{cm,fb}$) ((71) formulė)

β_1 – koeficientas, kuriuo įvertinamas betono ir armatūros sukibimas

β_2 – koeficientas, kurį taikant yra įvertinama apkrovos trukmė ir jos pobūdis

γ – parametras, priklausantis nuo plaušo ilgio l , jo skersmens d , tempiamojo plaušo stiprio $f_{y,fb}$ ir koeficiento η_0 ($\gamma \in l, d, f_{y,fb}, \eta_0$) ((71) formulė)

γ – patikimumo lygis

γ_f – dalinis plaušu armuoto betono patikimumo koeficientas

$\Delta\varepsilon$ – deformacijų skirtumas, nustatant $f_{R,1}$ ir $f_{cm,fl}$ reikšmes

δ – sijos įlinkis

δ_{el} – sijos įlinkis dėl tampriųjų deformacijų

δ_{pl} – sijos įlinkis dėl plastinių deformacijų

δ_{shear} – įlinkis dėl šlyties deformacijų

ε_c – gniuždomo skerspjūvio krašto deformacija

ε_{cm} – vidutinė betono deformacija

ε_{cs} – betono deformacija dėl (laisvojo) traukumo

$\varepsilon_{ct,mod,i}$ – supleišėjusio elemento tempiamo krašto deformacija

ε_{sh} – susitraukimo deformacijos

ε_{sm} – vidutinė tempiamos armatūros deformacija

$\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm}$ – vidutinių armatūros ir betono deformacijų skirtumas

ζ – pasiskirstymo koeficientas, kuriuo įvertinamas tempiamasis sustandėjimas

η_f – koeficientas, kuriuo įvertinama plaušo orientacija elemente
 η_r – koeficientas, kuriuo įvertinama susitraukimo įtaka plyšio pločiui
 κ_f – plieno plaušo orientacijos koeficientas, priklausantis nuo betono ir konstrukcijos tipo
 κ_G – koeficientas, kuriuo įvertinama elemento dydžio įtaka rezultatų sklaidai
 κ_h – mastelio koeficientas
 λ – koeficientas, priklausantis nuo plaušo pasiskirstymo bei orientacijos nagrinėjamame elemente ir plaušo sukibimo su betonu
 μ – šlyties deformacijų koeficientas, priklausantis nuo skerspjūvio formos
 ρ_{fb} – plaušo tankis
 $\rho_{p,eff} = \rho_r$ – elemento skerspjūvio armavimo koeficientas
 σ_{cc} – plieno plaušu armuoto betono tempimo stipris, apskaičiuotas pagal Naaman metodiką
 σ_F – plieno plaušu armuoto betono tempimo stipris, apskaičiuotas pagal Sujivorakul metodiką
 σ_{fb} – liekamieji tempimo įtempiai
 σ_y – vidutinis logaritminis kvadratinis nuokrypis, apskaičiuotas remiantis sukaupta patirtimi, o ne eksperimento rezultatais
 σ_{pc} – didžiausias liekamasis tempimo stipris, apskaičiuotas pagal Naaman metodiką
 σ_P – liekamasis tempimo stipris, apskaičiuotas pagal Sujivorakul metodiką
 σ_s – tempiamos armatūros įtempiai, apskaičiuoti laikant, kad skerspjūvis yra supleišėjęs
 $\sigma_{s, fict}$ – įtempiai tempiamoje armatūroje, apskaičiuoti neįvertinant plaušo įtakos ((34) formulė)
 σ_{sr} – tempiamos armatūros įtempiai, apskaičiuoti nuo pleišėjimą sukėlusios apkrovos, laikant, kad skerspjūvis yra supleišėjęs
 σ_x – vidutinis kvadratinis nuokrypis, apskaičiuotas remiantis žinomu V_x
 τ – vidutinis plaušo ir betono sukibimo stiprumas
 τ_{bm} – vidutinis betono ir plieno sukibimo stiprumas
 ϕ – armatūros strypų skersmuo
 φ – suminis galinių plastinio lanksto skerspjūvių pasisukimo kampas
 φ_{el} – galinių plastinio lanksto skerspjūvių pasisukimo kampas dėl tampriųjų deformacijų
 A – skerspjūvio plotas
 A_c – nagrinėjamo plieno plaušu armuoto betono skerspjūvio plotas
 $A_{c,eff}$ – efektyvusis tempiamo betono skerspjūvio plotas
 A_{ext} – išorinių jėgų darbas
 A_{el} – vidinis tamprios zonos darbas nuo lenkimo momento
 A_{fb} – plaušo skerspjūvio plotas
 A_{pl} – vidinis plastinės zonos darbas nuo lenkimo momento
 A_{shear} – vidinis šlyties (skersinių jėgų) atliekamas darbas
 b – skerspjūvio plotis
 c – apsauginis betono sluoksnis
 $CMOD$ – įpjovos praplatėjimas ties jos apačia
 d – plaušo skersmuo

d – darbinis aukštis ($d = h - a_1$) ((77) formulė)
 E – nagrinėjamos sijos medžiagos (pvz., plaušu armuoto betono) tamprumo modulis
 E_c – plaušu armuoto betono tamprumo modulis (tik 4.1 poskyryje)
 E_c^* – tikrasis plaušu armuoto betono tamprumo modulis plastinėje dalyje, atstumu z nuo atramos
 $E_{c,eff}$ – efektyvusis betono tamprumo modulis
 E_{cm} – vidutinis betono tamprumo modulis
 $E_{cm,fb}$ – vidutinis plaušu armuoto betono tamprumo modulis
 E_{fb} – plaušo tamprumo modulis
 E_s – armatūros tamprumo moduliai
 f_c – betono gniuždomasis stipris
 $f_{c,fb}$ – plieno plaušu armuoto betono gniuždomasis stipris
 f_{ck} – charakteristinis gniuždomasis betono stipris
 $f_{ct,eff}$ – efektyvusis betono tempiamasis stipris
 $f_{ctm,fb}$ – vidutinis plieno plaušu armuoto betono tempiamasis stipris
 $f_{ctm,fl}$ – vidutinis betono tempiamasis stipris lenkiant
 $f_{ctm,fl,fb}$ – vidutinis plieno plaušu armuoto betono tempiamasis stipris lenkiant
 $f_{ctm,fl,notch}$ – vidutinis betono tempiamasis stipris lenkiant, kai naudojami bandiniai su įpjova
 $f_{ft,res}$ – liekamasis plieno plaušu armuoto betono tempimo stipris ($f_{ft,res} = \sigma_{fb}$)
 f_y – tempiamasis plaušo stipris
 f_r – fraktilis
 $f_{R,i}$ – liekamasis tempimo stipris lenkiant, kai ($i = 1, \dots, 4$)
 $f_{R,1}$ – liekamasis tempimo stipris lenkiant, kai $CMOD = 0,5$ mm arba $\delta = 0,46$ mm
 $f_{Rk,1}$ – charakteristinis liekamasis tempimo stipris lenkiant
 $f_{Rk,i}$ – charakteristinis liekamasis tempimo stipris lenkiant, kai ($i = 1, \dots, 4$)
 $f_{Rm,1}$ – vidutinis liekamasis tempimo stipris lenkiant
 $f_{Rmy,i}$ – logaritminių $f_{R,i}$ reikšmių vidurkis, kai ($i=1, \dots, 4$)
 F – apkrova
 $F_{R,i}$ – apkrova esant fiksuotam $CMOD_i$ arba įlinkiui δ_i
 G – plaušu armuoto betono šlyties modulis ($G \approx 0,4E_c$)
 h – skerspjūvio aukštis
 h_{sp} – skerspjūvio aukštis ties įpjova
 I – skerspjūvio inercijos momentas
 I_{el} – tamprios dalies skerspjūvio inercijos momentas
 I_{pl} – sąlyginis skerspjūvio inercijos momentas plastinėje dalyje, pjūvyje atstumu z nuo atramos
 I_{pl}^* – tikrasis skerspjūvio inercijos momentas plastinėje dalyje, pjūvyje atstumu z nuo atramos
 y – plyšio aukštis
 y – funkcija, priklausanti nuo plaušo kiekio (plaušo masė kubiniame metre/plaušo tankis) ir armavimo efektyvumo koeficiento k_{fb} ($y \in V_{fb}, k_{fb}$) ((71) formulė)
 k – įlinkio koeficientas, priklausantis nuo konstrukcijos ir jos skaičiuojamosios schemos (atramų ir apkrovų) ((62) formulė)
 k – empirinis koeficientas, kuriuo yra įvertinama apsauginio betono sluoksnio c įtaka

praslydimu ilgiui $l_{s,max}$ ((43) formulė)
 $k, n_{l1}, n_{l2}, n_{d1}, n_{y1}, n_{y2}$ ir $n_{\eta1}$ – koeficientai, kurie buvo parinkti taip, kad būtų gaunamos tiksliausios $f_{Rm,1}$ reikšmės ((73) formulė)
 K – koeficientas, kurį taikant liekamasis tempimo stipris lenkiant perskaičiuojamas į liekamuosius tempimo įtempius
 k_1 – koeficientas, kuriuo įvertinamas armatūros sukibimas su betonu
 k_2 – koeficientas, kuriuo įvertinamas įrąžų pobūdis (23)
 k_2 – koeficientas, kuriuo įvertinama deformacijų pasiskirstymo forma (26)
 k_3 – koeficientas ($k_3 = 3,4$)
 k_4 – koeficientas ($k_4 = 0,425$)
 k_α – koeficientas, kuriuo įvertinamas plaušo orientacijos koeficientų skirtumas įprasto ir savaime sutankėjančio betono bandiniuose
 $k_{c1}, k_{c2}, k_{c3}, n_{c1}$ ir n_{c2} – koeficientai, naudoti $f_{Rm,1}$ apskaičiavimo metodo išvedimui ((72) formulė)
 k_f – liekamųjų tempimo įtempių ir vidutinio tempiamojo betono stiprio santykis
 k_{fb} – armavimo plaušu efektyvumo koeficientas ($k_{fb} = l/50d$)
 k_n – koeficiento reikšmės priklauso nuo taikomo skaičiavimo metodo (sprendinio), reikiamo patikimumo lygio bei fraktilio ir nuo to, ar variacijos koeficientas yra iš anksto žinomas (7)
 k_{pc} – Naaman metodikos suderinimo koeficientas
 k_p – Sujivorakul metodikos suderinimo koeficientas
 k_{pat} – pataisos koeficientas, kuriuo įvertinamas ($f_{Rm,1,apsk} / f_{Rm,1,exp}$) paklaidų vidurkis
 k_t – koeficientas, kuriuo įvertinama apkrovos trukmė
 $k_{w,mod}$ – koeficientas, kuriuo įvertinamas plyšio pločio padidėjimas artėjant link tempiamos skerspjūvio briaunos
 l – plaušo ilgis
 l/d – plaušo ilgio ir skersmens santykis
 $l_{s,max}$ – ilgis, kuriame yra galimas betono ir armatūros praslydimas
 L – sijos tarpatramis
 L_{el} – tampriai dirbančios dalies ilgis
 L_M – grynojo lenkimo zonos ilgis
 LOP – pirmo plyšio atsivėrimo stipris, kai bandiniai su įpjova
 LOP_m – vidutinis pirmo plyšio atsivėrimo stipris, kai bandiniai su įpjova
 L_{pl} – plastinės zonos ilgis
 m_y – logaritminis nagrinėjamos medžiagos savybės vidurkis
 m_x – vidutinė medžiagos savybės reikšmė (aritmetinis vidurkis)
 M_0 – vienietinės jėgos sukeltas lenkimo momentas pjūvyje z atstumu nuo atramos
 M – lenkimo momentas nagrinėjamame pjūvyje
 M – apkrovų sukeltas lenkimo momentas z atstumu nuo atramos ((78) formulė)
 M_c – lenkimo momentas ties plyšiu (plastinės zonos viduryje)
 M_{max} – didžiausias lenkimo momentas
 n – bandinių skaičius
 n_{fb} – nagrinėjamą skerspjūvį kertančių plaušų skaičius
 RI – plieno plaušo faktorius (angl. *reinforcement index*) ($RI \approx 3,2 \cdot V_f / l/d$)
 s_y – vidutinis logaritminių reikšmių kvadratinis nuokrypis, apskaičiuojamas

naudojant eksperimentų rezultatus

s_{rm} – vidutinis atstumas tarp plyšių

$s_{r,max}$ – didžiausias atstumas tarp plyšių

s_x – vidutinis kvadratinis nuokrypis, apskaičiuotas naudojant eksperimento rezultatus

t_{vd} – Stjudento koeficientas

V_0 – pjūvyje, atstumu z nuo atramos, vienetinės jėgos sukelta skersinė jėga

V – apkrovų sukelta skersinė jėga z atstumu nuo atramos

V/C – vandens ir cemento santykis

V_f – plaušo kiekis, taikant skirtingus metodus išreikštas vieneto dalimis arba procentais nuo jo tankio

V_{fb} – plaušo kiekis (plaušo masė kubiniame metre/plaušo tankis)

$V_{Rd,c}$ – skersine armatūra nearmuoto gelžbetoninio elemento įstrižojo pjūvio stiprumas, apskaičiuotas pagal EN 1992-1-1:2004 metodiką

V_x – variacijos koeficientas

z – kintamasis – atstumas nuo atramos

x – gniuždomos zonos aukštis

x_i – medžiagos savybės (pvz., liekamojo tempimo stiprio lenkiant) reikšmė, gauta išbandžius i -tąjį bandinį (8)

x_i – eksperimentais nustatyta i -toji medžiagos savybės reikšmė

x_{exp} – eksperimentais nustatytas gniuždomos zonos aukštis ties įpjova

X_k – charakteristinė medžiagos savybės (pvz., liekamojo tempimo stiprio lenkiant) reikšmė

w – plyšio plotis

$w_k = w_d$ – skaičiuojamasis plyšio plotis

w_m – vidutinis plyšio plotis

IVADAS

Betonas yra viena dažniausiai statybose naudojamų medžiagų, kuri pasižymi santykinai dideliu gniuždomuoju bei santykinai mažu tempiamuoju stipriais ir trapiu suirimu. Siekiant sustiprinti betonines konstrukcijas ir kartu išvengti trapiaus jų suirimo, yra naudojamas armavimas (Behbahani, Nematollahi ir Farasatpour, 2011; Ulbinas ir Kaklauskas, 2009, Vairagake ir Kene, 2012). Įprasto armavimo atveju numatytose konstrukcijų vietose yra įbetonuojami plieniniai armatūros strypai. Šitaip atsivėrusius plyšius kertanti armatūra perima tempimo ir kirpimo įtempius, o konstrukcija nesuyra (Behbahani et al., 2011; Jokūbaitis et al., 1992). Nors atsivėrus plyšiams lenkiamas gelžbetoninis elementas ir nesuyra, tačiau padidėja jo įlinkis. Taip pat, esant nepalankioms aplinkos sąlygoms ir atitinkamai per dideliems plyšių pločiams, gali pradėti koroduoti juos kertanti armatūra. Norint užtikrinti, kad konstrukcija tenkintų estetinius, ilgaamžiškumo, o tam tikrais atvejais ir vandens nelaidumo bei kitus jai keliamus reikalavimus, plyšių pločiai ir įlinkiai yra ribojami (Mosley, Bungey ir Hulse, 2007; EN 1992-1-1:2004; STR 2.05.05:2005; Gjorv, 2009). Atsižvelgiant į konstrukcijos tipą, jai keliamus reikalavimus ir aplinkos sąlygas, tai gali lemti reikšmingą skerspjūvio ar armavimo procento padidėjimą. Siekiant pagerinti eksploatacines betono savybes, sumažinti plyšių pločius ir padidinti supleišėjusių elementų standumą gali būti naudojamas plieno plaušas. Šiuo atveju plyšius kertantis plaušas perima tempimo įtempius, taip suvaržydamas jų vystymąsi ir padidindamas elementų standumą (ACI 544.3R-93; Jansson, Gylltoft ir Löfgren, 2008; Ulbinas, 2012).

Konstrukcijų armavimas plieno plaušu yra intensyviai nagrinėjamas jau daugiau nei keturis dešimtmečius (ACI 544.1R-96; Naaman, 2003a). Nepaisant to, vieningos ir visuotinai pripažintos plaušu armuotų betoninių bei gelžbetoninių konstrukcijų projektavimo metodikos vis dar nėra. Nors literatūroje ir galima rasti skirtingų metodų plaušu armuoto betono savybių nustatymui, taip pat plaušu ir kombinuotai (plaušu bei armatūra) armuotų konstrukcijų skaičiavimams, tačiau skirtingais metodais gauti rezultatai gali reikšmingai skirtis (Kelpša et al., 2014a; Vassanelli, et al., 2013). Be to, skaičiavimams reikalingas plaušu armuoto betono liekamasis tempimo stipris neretai turi būti gautas bandymais (Jansson, 2007). Atsižvelgiant į didelę skirtingų plaušo rūšių įvairovę ir metodikų skirtumus, praktinis minėto armavimo pritaikymas tampa komplikuoatas. Spręsdamos šią problemą kai kurios šalys parengė norminius dokumentus, apibrėžiančius plaušu ir kombinuotai armuotų konstrukcijų projektavimą (DafStb guideline, 2012; SFRC Design Guideline, 2014; SS 812310:2014). Vis dėlto Lietuvoje, kaip ir daugelyje kitų šalių, plieno plaušu armuotų konstrukcijų projektavimas nėra normuotas.

Vieningų plieno plaušu ir kombinuotai armuotų konstrukcijų plyšių pločių ir įlinkių apskaičiavimo metodikų nebuvimas apsunkina praktinį plieno plaušo pritaikymą laikančiosiose konstrukcijose. Būtinybė skaičiavimuose naudoti eksperimentais nustatytą plaušu armuoto betono liekamąjį tempiamąjį stiprį lenkiant apsunkina optimalaus kombinuoto armavimo parinkimą.

Darbo aktualumas:

Plieno plaušu ir kombinuotai plaušu bei armatūra armuotų konstrukcijų tyrimai vykdomi jau kelis dešimtmečius, tačiau dėl chaotiško plaušo pasiskirstymo betone ir didelės plaušo rūšių įvairovės plieno plaušu armuotų konstrukcijų mechaninių savybių prognozavimas vis dar išlieka problematiškas. Praktinį plieno plaušo pritaikymą betoninėse ir gelžbetoninėse konstrukcijose riboja visuotinai pripažintos ir paprastos, tačiau patikimos metodikos, kuri leistų įvertinti gausybę esminių veiksnių, nebuvimas. Dėl šios priežasties labai aktualus yra ne tik naujų metodikų kūrimas, tačiau ir jau esamų tobulinimas, siekiant palengvinti plieno plaušu armuotų konstrukcijų projektavimo ir analizės problemų sprendimą.

Darbo tikslas:

Ištirti plieno plaušo įtaką lenkiamų gelžbetoninių elementų pleišėjimui ir standumui bei sukurti skaičiavimo metodą šiai įtakai įvertinti.

Tyrimų uždaviniai:

1. Išanalizuoti plieno plaušu armuoto betono parametrus ir jų nustatymo metodus, kurie taikomi plieno plaušu ir kombinuotai (plieno plaušu ir armatūra) armuotų konstrukcijų plyšio pločio ir įlinkio skaičiavimams. Apžvelgti statistinius metodus, taikomus charakteristinėms medžiagų savybių reikšmėms apskaičiuoti.
2. Išanalizuoti plieno plaušu bei kombinuotai armuotų konstrukcijų plyšio pločio ir įlinkio apskaičiavimo metodikas.
3. Atlikti plieno plaušu bei kombinuotai armuotų lenkiamų gelžbetoninių elementų plyšio pločio ir įlinkio eksperimentinius tyrimus bei eksperimentiškai nustatyti skirtingai plieno plaušu armuotų betonų liekamąjį tempimo stiprį lenkiant $f_{R,1}$.
4. Išanalizuoti Naaman ir Sujivorakul metodų pritaikymo galimybes liekamųjų tempimo įtempių σ_b apskaičiavimui. Kaip tikslesnę ir universalesnę σ_b apskaičiavimo alternatyvą sukurti vidutinio liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{Rm,1}$ ir jo variacijos koeficiento V_x apskaičiavimo metodus įprastam ir savaime sutankėjančiam plieno plaušu armuotam betonui.
5. Nustatyti sukurtų $f_{Rm,1}$ ir V_x apskaičiavimo metodų tinkamumą kombinuotai armuotų lenkiamų gelžbetoninių elementų plyšių pločiams ir įlinkiams apskaičiuoti;
6. Sukurti standumo kitimu pagrįstą plastinio lanksto metodą, plieno plaušu armuotų lenkiamų betoninių elementų įlinkiams ir plyšių pločiams apskaičiuoti. Ištirti sukurto $f_{Rm,1}$ apskaičiavimo metodo tinkamumą lenkiamų plaušu armuotų betoninių elementų įlinkio ir plyšio pločio skaičiavimams;
7. Sukurti liekamojo tempimo stiprio lenkiant modifikavimo metodą, taikytiną $f_{R,1} > f_{ctm,fl,fb}$ atvejais, kuris leistų išvengti skaičiuojamojo kombinuotai armuotų sijų kreivio sumažėjimo atsivėrus plyšiui.

Tyrimo metodai:

Mechaninės betono ir plieno plaušu armuoto betono savybės nustatytos bandymų metodais, apibrėžtais atitinkamuose standartuose. Plaušu armuotų betoninių elementų $CMOD$ ir įlinkio δ reikšmės išmatuotos ekstensiometrais, o santykinės deformacijos – tenzometriniu įranga. Kombinuotai armuotų sijų įlinkiai matuoti skaitmeniniais poslinkių matuokliais, o plyšių pločiai – skaitmeniniu plyšių pločių matuokliu.

Bandymais nustatyti plyšių pločiai ir įlinkiai palyginti su teorinių skaičiavimų rezultatais. Gniuždymo ir liekamasis plieno plaušu armuoto betono tempimo stipriai apskaičiuoti taikant kitų mokslininkų (Naaman, Sujivorakul ir kt.) sukurtus metodus. Charakteristinės liekamojo tempimo stiprio lenkiant reikšmės apskaičiuotos statistiniais – klasikiniu ir Bayesian metodais.

Suderinimo koeficientai k_p ir k_{pc} nustatyti atlikus palyginamąjį eksperimentų ir skaičiavimų rezultatų analizę bei pritaikius statistinius metodus. $f_{Rm,1}$ ir V_x apskaičiavimo metodai sukurti atlikus regresinę ir statistinę eksperimentų rezultatų analizes. Plastinio lanksto metodas sukurtas remiantis energetiniais medžiagų mechanikos principais, atlikus skaitinę analizę programa „Mathcad“. Vidinių ir išorinių darbų išraiškos bei siūlomos A ir B koeficientų formulės gautos taikant integravimo metodus. Įtempiai skerspjūviuose apskaičiuoti analitiniu ir iteraciniu (sluoksnių) metodais. $f_{R,1}$ redukavimo metodas sukurtas atlikus skaitinę analizę analitiniu ir iteraciniu metodais.

Mokslinis darbo naujumas:

- Nustatyti Naaman ir Sujivorakul metodikų suderinimo koeficientai, suteikiantys galimybę apytiksliai apskaičiuoti banguotu plieno plaušu ir plaušu lenktais galais armuoto betono liekamuosius tempimo įtempius σ_{fb} .
- Sukurti vidutinio liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{Rm,1}$ ir jo variacijos koeficiento V_x apskaičiavimo metodai, taikytini plieno plaušu lenktais galais armuotam įprastam ir savaime sutankėjančiam betonui.
- Nustatytas sukurtų $f_{Rm,1}$ ir V_x apskaičiavimo metodų tinkamumas plieno plaušu ir kombinuotai armuotų sijų plyšių pločių ir įlinkių skaičiavimams.
- Sukurtas plastinio lanksto metodas, kuriuo įvertinamas standumo kitimas plaušu armuoto betono sijų plastinėje zonoje.
- Sukurtas nesudėtingas liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{R,1}$ modifikavimo metodas, leidžiantis išvengti skaičiuojamojo kombinuotai armuotų sijų kreivio sumažėjimo po plyšio atsivėrimo, kai $f_{R,1} > f_{ctm,fl,fb}$.

Darbo praktinė vertė:

- Plieno plaušu ir kombinuotai armuotų lenkiamų elementų plyšio pločio ir įlinkio apskaičiavimo metodikų analizės rezultatai parodo praktikoje taikomų metodų tikslumą ir patikimumą.
- Taikant sukurtus vidutinio liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{Rm,1}$ ir jo variacijos koeficiento V_x apskaičiavimo metodus, kombinuotai armuotų

lenkiamų gelžbetoninių elementų plyšių pločius ir įlinkius galima apytiksliai apskaičiuoti nebeatliekant bandymų. Tai leidžia greitai ir nesudėtingai parinkti optimalų konstrukcijos variantą. Bandymai reikalingi tik norint patikrinti skaičiavimų rezultatus.

- Sukurto plastinio lanksto metodo taikymas suteikia galimybę santykinai nesudėtingai apskaičiuoti plieno plaušu armuotų sijų įlinkį ir plyšio plotį įvairių skaičiuojamųjų schemų atvejais.
- Kreivio skaičiavimuose taikant sukurtą liekamojo tempimo stiprio lenkiant modifikavimo metodą kartu su supaprastinta įtempių diagrama atvejais, kai $f_{R,1} > f_{ctm,fl,fb}$, po plyšio atsivėrimo apskaičiuotas kreivis nebesumažėja. Šitaip skaičiavimai išlieka nesudėtingi, o rezultatai gaunami tikslesni.

Ginamieji teiginiai:

1. Liekamieji plieno plaušu armuoto betono tempimo įtempiai σ_{fb} gali apytiksliai būti apskaičiuoti pagal Naaman arba Sujivorakul metodus, taikant darbe nustatytus suderinimo koeficientus k_p ir k_{pc} .
2. Vidutinį liekamąjį tempimo stiprį lenkiant $f_{Rm,1}$, jo variacijos koeficientą V_x ir charakteristines $f_{R,1}$ reikšmes be papildomų bandymų galima apskaičiuoti pritaikant darbo metu sukurtus metodus.
3. Darbo metu sukurtu plastinio lanksto metodu, kuriuo įvertinamas plastinės zonos standumas, galima nesudėtingai apskaičiuoti lenkiamų plieno plaušu armuotų betoninių elementų įlinkius ir plyšių pločius.
4. Sukurtų $f_{Rm,1}$ ir V_x apskaičiavimo metodų taikymas skaičiuojant kombinuotai armuotų sijų plyšių pločius ir įlinkius yra tikslingas dėl galimo eksperimentų eliminavimo ir santykinai nedidelių skaičiavimo rezultatų paklaidų.
5. Kombinuotai armuotų sijų įlinkio skaičiavimuose naudojant supaprastintą įtempių diagramą ir papildomai pritaikius darbo metu sukurtą $f_{R,1}$ modifikavimo metodą, yra išvengiama kreivio sumažėjimo po plyšio atsivėrimo, kai $f_{R,1} > f_{ctm,fl,fb}$.

Disertacijos apimtis ir struktūra:

- Daktaro disertaciją sudaro 4 skyriai ir išvados.
- Disertacijos apimtis – 110 puslapių.
- Disertacijoje panaudotos ir aprašytos 98 formulės, pateikti 68 paveikslai, 14 lentelių ir pacituota 110 literatūros šaltinių.

1. LITERATŪROS APŽVALGA

1.1. Plieno plaušas bei jo pritaikymas betoninėse ir gelžbetoninėse konstrukcijose

Betono savybių pagerinimui ir konstrukcijų armavimui gali būti naudojamas įvairių rūšių bei medžiagų plaušas. Literatūroje plaušas klasifikuojamas įvairiai: pagal medžiagą, fizikines/chemines savybes, mechanines savybes, dydį, skerspjūvio formą, tipą, paskirtį, gamybos technologiją ir kt. (Naaman, 2003a; Behbahani et al., 2011; Kaklauskas et al., 2012; Bathia, Bindiganavile, Jones ir Novak, 2012; ACI 544.1R-96; ASTM A820/A820M; Ulbinas, 2012). Vienas dažniausiai pasitaikančių plaušo klasifikavimo būdų – pagal medžiagą (Behbahani et al., 2011; Naaman, 2003a; Rai ir Joshi, 2014; Kaklauskas et al., 2012):

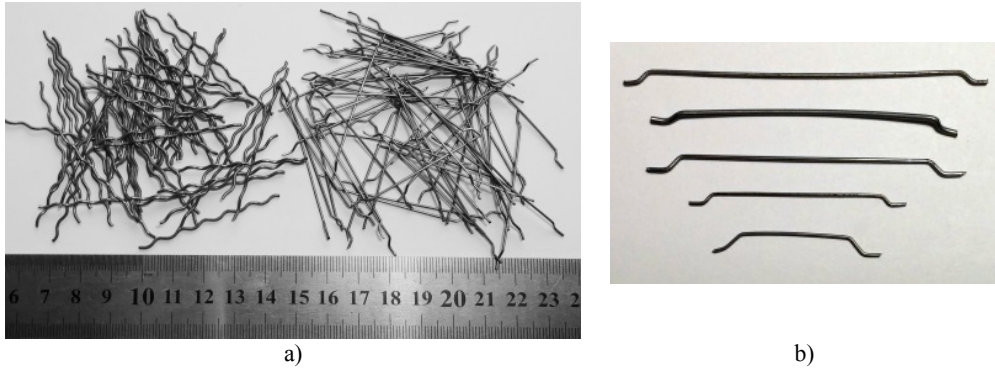
- metalinis – pagamintas iš anglinio arba nerūdijančio plieno;
- mineralinis – pagamintas iš asbesto ar stiklo pluošto;
- natūralus organinis – pagamintas iš medienos, lapų, vilnos, plaukų, šilko ir kt.;
- dirbtinis organinis – pagamintas iš natūralių ar sintetinių polimerų (celiuliozės, poliesterio, polipropileno ir kt.).

Plaušą klasifikuojant pagal fizikines ir chemines savybes dažnai išskiriamas tankis, paviršiaus šiurkštumas, cheminis aktyvumas, atsparumas ugniai ir kt. Dažniausiai išskiriamos mechaninės savybės yra tempiamasis stipris, tamprumo modulis, standumas, plastiškumas, santykinis pailgėjimas iki suirimo ir kt. (Naaman, 2003a).

Nepaisant didelės plaušo rūšių gausos, ne visų jų panaudojimas yra vienodas. Tai labai priklauso nuo medžiagos savybių ir paties plaušo parametru. Polipropilėninis mikroplaušas veiksmingai varžo mikroplyšius betono kietėjimo stadijoje, tačiau dėl mažų matmenų ir nedidelio tamprumo modulio šis plaušas neturi didesnės įtakos makroplyšiams (Kaklauskas et al., 2012; Löfgren, 2005; Aly, Sanjayan ir Collins, 2014; Ludirdja ir Young, 1992). Santykinai ilgas, stiprus ir turintis didelį tamprumo modulį plieno plaušas yra daug efektyvesnis varžant makroplyšius. Čia plyšį kertantis plieno plaušas efektyviai perima tempimo įtempius, taip suirimo pobūdį pakeisdamas iš trapią į plastišką (Kaklauskas et al., 2012; Vandewalle, 2007a; Vandewalle, 2007b; Buratti, Mazzotti ir Savoia, 2010; Jansson, 2007). Atsižvelgiant į šį veiksnį bei santykinai nesudėtingą gamybos technologiją plieno plaušas konstrukciniam ir nekonstrukciniam armavimui yra plačiausiai naudojamas (Kaklauskas et al., 2012; Vairagake ir Kene, 2012; Vandewalle, 2007b; Löfgren, 2005; Grünwald, 2004).

Pagal gamybos technologiją plieno plaušo skerspjūvis gali būti apvalus, stačiakampis, trikampis bei sudėtingesnių formų. Taip pat galimi ir sudėtingesnių skerspjūvio formų plaušai (pvz., „Torex“). Siekiant pagerinti sukibimą su betonu, plieno plaušas gali būti deformuojamas – galai užlenkiami arba suplojami, plaušas subanguojamas, padaromos įspaudos ir kt. (Naaman, 2003a; Kaklauskas et al., 2012; Ulbinas ir Kaklauskas, 2009; ACI 544.1R-96; Brandt, 2008). 1.1 paveikslo a) dalyje parodyti banguotas plieno plaušas ir plaušas lenktais galais, o b) dalyje – skirtingų parametru plieno plaušai lenktais galais. Kaip matyti iš šio paveikslo, skirtingų gamintojų plaušo kokybė taip pat gali būti nevienoda. Dėl šios priežasties net ir

esant vienodiems gamintojų deklaruojamiems parametrams plieno plaušu armuoto betono mechaninės savybės gali skirtis.



1.1 pav. Tyrime naudotas plieno plaušas: a) banguotas plaušas ir plaušas lenktais galais; b) skirtingų parametų ir gamintojų plaušai lenktais galais

Plieno plaušą – kaip ir kitų rūšių plaušus – apibūdinantys parametrai yra šie: plaušo ilgis l , plaušo skersmuo d , plaušo ilgio ir skersmens santykis l/d , tankis ρ_{fb} , tempiamasis plaušo stipris f_y , plaušo tamprumo modulis E_{fb} ir ribinė deformacija (Naaman, 2003a; Kaklauskas et al., 2012; Behbahani et al., 2011; Bathia et al., 2012; ACI 544.1R-96).

Plaušo kiekis betone gali būti išreiškiamas mase kubiniame metre m (kg/m^3) arba tūrio dalimi $V_{fb} = m / \rho_{fb}$. Kai plieno plaušo kiekis $V_{fb} \leq 1,0 \%$, santykinai laikytina, kad plaušo kiekis yra nedidelis, kai $1,0 \% \leq V_{fb} \leq 2,0 \%$ – kiekis vidutinis, o kai $V_{fb} \geq 2,0 \%$ – plaušo kiekis didelis (Behbahani et al., 2011; Rai ir Joshi, 2014). Literatūroje, atsižvelgiant į pritaikymą, yra pateikiama ir kitokių suskirstymų pagal kiekį (Naaman, 2003a; ACI 544.1R-96; Concrete Society Report TR34; Bathia et al., 2012;). Nuo plaušo kiekio priklauso betono savybės, todėl jo kiekis parenkamas atsižvelgiant į norimą efektą ir kainą (Behbahani et al., 2011; Brandt, 2008; Naaman, 2003a).

Plieno plaušas naudojamas daugelyje monolitinių ir surenkamų konstrukcijų: grindų, pakilimo takų, stovėjimo aikštelių ir kelių plokštėse, išlyginamuosiuose, skiriamuosiuose ir torkretinio betono sluoksniuose, tvorų elementuose, šulinių žieduose, hidrotechniniuose statiniuose, plonasienėse kevalinėse konstrukcijose, sprogimui ir smūgiams atspariose konstrukcijose, tiltų konstrukcijose, įtempto gelžbetonio sijose, gelžbetoniniuose tunelių elementuose ir kt. (ACI 544.3R-93; Bathia et al., 2012; Behbahani et al., 2011; Brandt, 2008; Concrete Society Report TR34; Kaklauskas et al., 2012). Nepaisant armavimo plaušu privalumų, daugeliu atvejų plieno plaušas naudojamas kartu su armatūra. Plokštėse ant grunto ar perdangų, kai kuriais surenkamų konstrukcijų bei torkretavimo atvejais armavimas tik plaušu gali būti pakankamas stiprumui užtikrinti. Vis dėlto daugeliu kitų atvejų plaušas naudojamas siekiant pagerinti gelžbetonio eksploatacines savybes ir ilgaamžiškumą. Gelžbetoninius elementus papildomai armuojant plieno plaušu yra sumažinamas plyšių plotis, padidinamas taip armuotų elementų standumas, sumažinamas žalingas dinaminių apkrovų poveikis ir paviršių dėvėjimasis. Taip pat

kai kuriais atvejais galima net sumažinti būtinos armatūros kiekį (ACI 544.3R-93; Bathia et al., 2012; Behbahani et al., 2011; Brandt, 2008; Concrete Society Report TR34; Jansson et al., 2008; Kaklauskas et al., 2012; SFRC Design Guideline, 2014).

1.2. Plieno plaušu armuoto betono savybės ir jų nustatymas

Betoną armuojant plieno plaušu yra pakeičiama ne tik medžiagos sudėtis bei jos savybės, tačiau ir suirimo pobūdis. Esant skirtingiems plieno plaušo parametrams ir jo kiekiui gali pakisti plieno plaušu armuoto betono gniuždomasis stipris f_c , tempiamasis stipris f_{ct} ir tamprumo modulis E_c bei santykinės suirimo deformacijos ε_c (Kelpša at al., 2014a). Literatūroje, kurioje nagrinėjamas plieno plaušas ir jo pritaikymas, galima rasti empirinių bei analitinių išraiškų šioms charakteristikoms apskaičiuoti (Ezeldin ir Balaguru, 1992; Nataraja, Dhang ir Gupta, 1999; Bencardino, Rizzuti ir Spadea, 2007, Naaman, 2003b; Naaman, 2008; ACI 544.R-88). Minėtoms savybėms įtakos turi ne tik plaušo parametrai bei kiekis, bet ir plaušo tipas. (1) formulėje pateikiama empirinė išraiška *gniuždomajam stipriui* apskaičiuoti, kai yra naudojamas banguotas plieno plaušas. (2) formule aprašoma plieno plaušu lenktais galais armuoto betono gniuždomojo stiprio priklausomybė nuo plaušo kiekio (Ezeldin ir Balaguru, 1992; Nataraja et al., 1999).

$$f_{c,fb} = f_c + 2,1604RI; \quad (1)$$

$$f_{c,fb} = f_c + 3,51RI; \quad (2)$$

čia $RI \approx 3,2 \cdot V_f l/d$; V_f – plaušo kiekis, išreikštas vieneto dalimis nuo plieno tankio; l – plaušo ilgis; d – plaušo skersmuo; f_c – betono gniuždomasis stipris; $f_{c,fb}$ – plieno plaušu armuoto betono gniuždomasis stipris.

Tiek *gniuždomasis plieno plaušu armuoto betono stipris*, tiek ir *tamprumo modulis*, lyginant su analogiškoms įprasto betono savybėmis, kinta santykinai nežymiai, todėl kai kuriuose tyrimuose ir skaičiavimuose minėtos plieno plaušu armuoto betono savybės yra prilyginamos betono savybėms (Jansson, 2007; CNR-DT 204/2006; FIB Model Code 2010).

Eksperimentų metu plieno plaušu armuoto betono gniuždomasis stipris nustatomas analogiškai kaip ir įprastam betonui – naudojant 150×150×150 mm kubelius arba 300 mm aukščio ir 150 mm skersmens cilindrus. Kai yra žinomas tik gniuždomasis plieno plaušu armuoto betono stipris, kitos charakteristikos apskaičiuojamos analogiškai įprastam betonui (RILEM, 2003). Naujausi norminiai dokumentai, apibrėžiantys plieno plaušu armuotų konstrukcijų projektavimą, nurodo, kad tokia kompozitinė medžiaga turi tenkinti įprastam betonui keliamus reikalavimus, apibrėžtus stiprumo klasėmis, bei papildomus reikalavimus, apibrėžiamus liekamojo stiprio po plyšio atsivėrimo reikšmėmis (SS 812310:2014; SFRC Design Guideline, 2014).

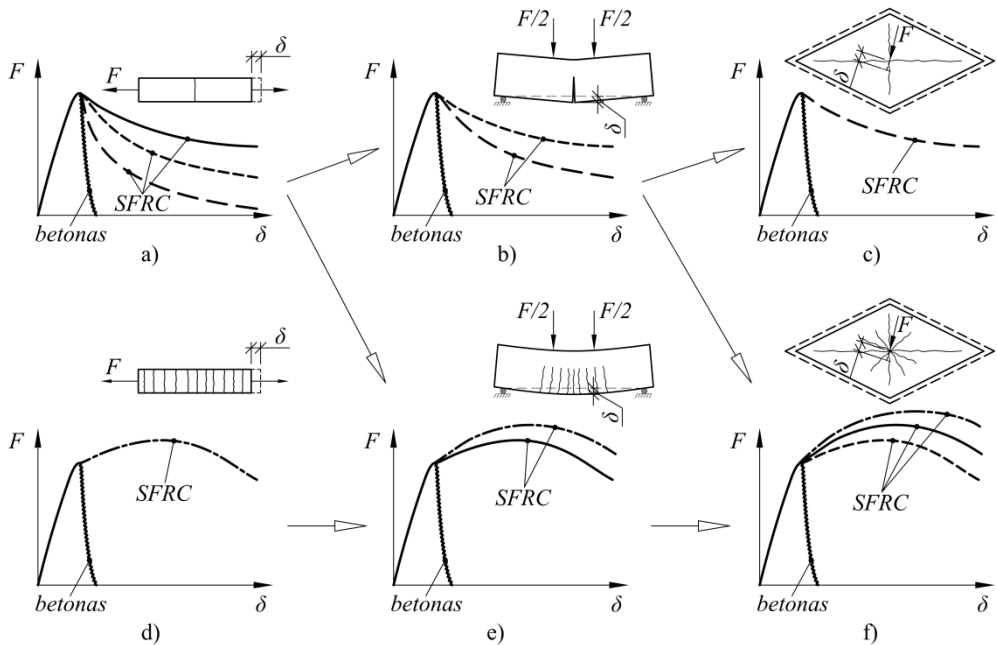
Naaman (Naaman, 2003b; Naaman, 2008) ir kitose publikacijose (Sujivorakul, 2012; ACI 544.4R-88) galima rasti analitinių ir empirinių plieno plaušu armuoto betono *ašinio tempiamojo stiprio* apskaičiavimo formulių. Čia plieno plaušas esant skirtingoms jo savybėms ir kiekiui šiek tiek padidina tempiamąjį betono stiprį.

Eksperimentiniu būdu šią savybę galima nustatyti atliekant lenkimo arba tempimo bandymus, analogiškai įprasto betono atvejui (Jansson, 2007).

Vis dėlto didžiausia plieno plaušo nauda jo įmaišius į betoną yra ta, kad jis efektyviai pakeičia betono suirimo pobūdį – betono suirimas tampa plastiškesnis, ypač suirimas dėl tempimo įtempių (Jansson, 2007; CNR-DT 204/2006; Naaman, 2003b; Naaman, 2008; FIB Model Code 2010). Esant skirtingiems plaušo parametrams ir jo kiekiui, elemento suirimas gali būti lydymas vieno kritinio plyšio arba gali pasireikšti daugybinis supleišėjimas. Kadangi plaušas chaotiškai pasiskirsto visame betono tūryje, todėl po plyšio atsivėrimo jį kerta atsitiktinėmis kryptimis orientuoti plaušai. Šie plaušai per plyšį perduoda tempimo įtempius, ir taip yra suvaržomas plyšių augimas bei trapus suirimas. Jeigu plaušo kiekis yra pakankamai didelis, tai plyšį kertantys plaušai perduoda tempimo įtempius, lygius ar net didesnius nei tempiamasis betono stipris f_{ct} . Tokiu atveju už tam tikro atstumo nuo pirmojo plyšio atsiveria daugiau plyšių, ir taip yra gaunamas daugybinis elemento supleišėjimas. Atsižvelgiant į bandymų rezultatus literatūroje yra išskiriami keturi apkrovos – deformacijų priklausomybių tipai. Pirmasis tipas, apibrėžiantis tempiamų bandinių būvį – „deformacijų minkštėjimas“ (angl. *strain softening*). Šiuo atveju tempiant bandinius po pirmo plyšio atsivėrimo, apkrovai jau nebedidėjant, atsivėręs plyšys vis auga iki pat suirimo – 1.2 paveikslo a) schema. Antrasis tipas – „deformacijų kietėjimas“ (angl. *strain hardening*), kur bandinius tempiant po pirmo plyšio atsivėrimo bandinyje dar neprasideda irimas – 1.2 paveikslo d) schema. Šiuo atveju toliau iki tam tikros ribos didinant apkrovą atsiveria vis daugiau ir daugiau plyšių, kol galiausiai viename iš plyšių prasideda bandinio irimas, analogiškas pirmo tipo atvejui. Abiem aptartais atvejais plyšiai atsiveria per visą skerspjūvio plotą, o įtempiai per pjūvį pasiskirsto santykinai tolygiai (CNR-DT 204/2006; Dupont, 2003; FIB Model Code 2010; Jansson, 2007; Naaman, 2003b; Naaman, 2008). Likę du apkrovos – deformacijų tipai apibrėžia lenkiamų elementų būvį. Trečiasis tipas – „įlinkio minkštėjimas“ (angl. *deflection softening*) – 1.2 paveikslo b) ir c) schemas. Čia, kaip ir tempimo atveju, pirmas ir vienintelis plyšys yra kritinis – apkrovai nebedidėjant jis vystosi iki elemento suirimo. Ketvirtasis tipas – „įlinkio kietėjimas“ (angl. *deflection hardening*) – 1.2 paveikslo e) ir f) schemas. Šiuo atveju lenkiamuose elementuose po pirmo plyšio atsivėrimo didinant apkrovą atsiveria vis daugiau plyšių, o pasiekus kritinę ribą vienas iš atsivėrusių plyšių tampa kritinis, lemiantis įlinkio augimą apkrovai nebedidinant (CNR-DT 204/2006; FIB Model Code 2010; Naaman, 2003b; Naaman, 2008).

Kaip matyti iš 1.2 paveikslo, net ir mažo plaušo kiekio atvejais, kai nėra pasiekiamas „deformacijų kietėjimas“ (angl. *strain hardening*), liekamieji tempimo įtempiai betone gali būti pakankami „įlinkio kietėjimui“ (angl. *deflection hardening*) pasiekti. Kaip rodo Naaman atlikti skaičiavimai, šitaip yra dėl netolygaus įtempių lenkiamo elemento skerspjūvyje pasiskirstymo (Naaman, 2003b). Lenkiant keturiais kraštais atremtą plokštę „įlinkio kietėjimo“ (angl. *deflection hardening*) atvejis dažniausiai pasireiškia esant dar mažesniai plaušo kiekiui nei sijos lenkimo atveju. Taip yra todėl, kad kritinio plyšio plotas sijoje yra gerokai mažesnis nei plokštėje,

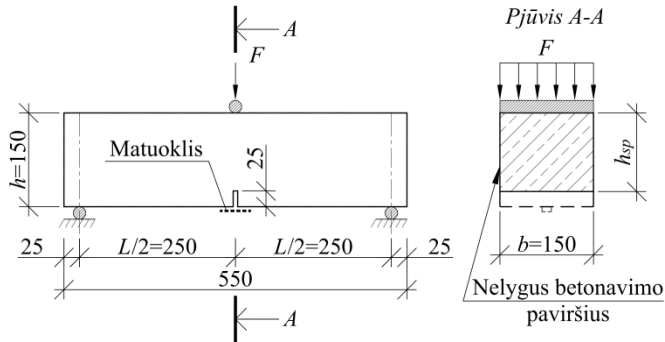
todėl netolygaus plaušo pasiskirstymo betono tūryje įtaka šiam pjūviui taip pat yra daug didesnė (FIB Model Code 2010; Jansson, 2007; Vandewalle et al.; 2008b).



1.2 pav. Įprasto ir plieno plaušu armuoto betono (SFRC) apkrovos (F) ir deformacijų (δ) priklausomybės esant skirtingiems bandiniams ir skirtingam plaušo kiekiui: a) ir d) – tempiami bandiniai su mažu (a) ir dideliu (d) plaušo kiekiu; b) ir e) – lenkiamos sijelės su atitinkamai mažu (b) ir dideliu (e) plaušo kiekiu, c) ir f) – lenkiamos kontūru atremtos plokštės su mažu (c) ir dideliu plaušo kiekiu (FIB Model Code 2010; Jansson, 2007; CNR-DT 204/2006, 2007; Kaklauskas, 2012; Naaman, 2003; Naaman, 2003)

Liekamasis plieno plaušu armuoto betono tempimo stipris dar klasifikuojamas pagal bandymo metodą: liekamasis tempimo stipris tempiant, liekamasis tempimo stipris lenkiant ir t.t. Literatūroje, kur nagrinėjamas plieno plaušas ir juo armuotos konstrukcijos, yra aprašoma keletas liekamąjo tempimo stiprio nustatymo metodų: tempimo bandymas, keturtaškis sijelės lenkimo bandymas, tritaškis sijelės lenkimo bandymas, skėlimo bandymas, apvalios plokštės lenkimo bandymas, kvadratinės plokštės lenkimo bandymas ir kt. (Jansson, 2007; Jansson, Gylltoft ir Löfgren, 2010; DafStb Guideline, 2012; CNR-DT 204/2006; FIB Model Code 2010; Sujivorakul, 2012; SS 812310:2014; SFRC Design Guideline, 2014; RILEM, 2001; RILEM, 2002b; EFNARC, 2011; EN 14651+A1:2007; LST EN 14651+A1:2007). Nors liekamąjį tempimo stiprį tiesiogiai galima nustatyti tik tempimo bandymu, šis metodas yra ganėtinai retai taikomas dėl bandymo procedūros ir reikalingos įrangos sudėtingumo. Visais kitais bandymo metodais gautas liekamasis tempimo stipris prieš naudojant konstrukcijų skaičiavimuose yra perskaičiuojamas į ašinį liekamąjį tempimo stiprį, pritaikant nustatytus koeficientus arba atvirkštinės analizės metodus (Baross et al, 2004; CNR-DT 204/2006; DafStb Guideline, 2012; Dupont, 2003; FIB Model Code 2010; Jansson, 2007; SS 812310:2014; RILEM, 2001; RILEM, 2002a;

RILEM, 2003; SFRC Design Guideline, 2014). Vienas plačiausiai taikomų bandymo metodų yra tritaškis sijelės su įpjova lenkimo bandymas. Daugelyje plaušu ir armatūra armuotų gelžbetoninių konstrukcijų skaičiavimo metodų yra rekomenduojama naudoti būtent minėtu tritaškiu bandymu nustatytą *liekamąjį tempimo stiprį lenkiant* $f_{R,i}$. Šio bandymo schema pavaizduota 1.3 paveiksle.



1.3 pav. Tritaškio lenkimo bandymo schema naudojant sijelės su įpjova (RILEM, 2002b; LST EN 14651+A1:2007)

Bandymams naudojamos $550 \times 150 \times 150$ mm sijelės su 25 mm įpjova viduryje. Apkrovimas turi būti vykdomas 2 etapais, apkraunant pagal deformaciją. Bandymo metu matuojamas arba įlinkis δ , arba įpjovos praplatėjimas $CMOD$. Pagal metodo reikalavimus fiksuojami šie parametrai: LOP – tempiamasis stipris, kai atsiveria plyšys, ir $f_{R,i}$ – liekamasis tempimo stipris lenkiant; čia i – matavimo numeris esant konkrečiam įlinkiui arba $CMOD$ reikšmei ($i = 1, \dots, 4$). Kai $i = 1$, tai $CMOD = 0,5$ mm, o $\delta = 0,46$ mm, kai $i = 2$ – $CMOD = 1,5$ mm, $\delta = 1,32$ mm, kai $i = 3$ – $CMOD = 2,5$ mm, $\delta = 2,17$ mm ir galiausiai, kai $i = 4$ – $CMOD = 3,5$ mm, o $\delta = 3,02$ mm. LOP ir liekamasis tempimo stipris lenkiant $f_{R,i}$ apskaičiuojami pagal (3) formulę:

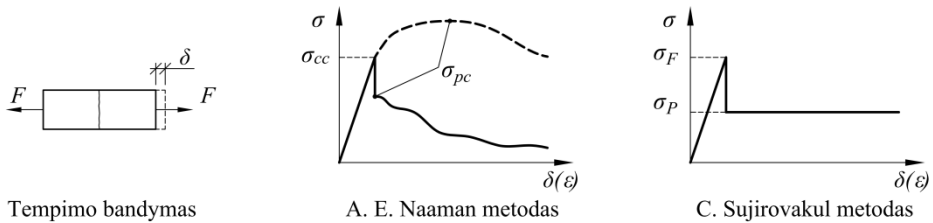
$$f_{R,i} = \frac{3F_{R,i}L}{2bh_{sp}^2}; \quad (3)$$

čia $f_{R,i}$ – liekamasis tempimo stipris lenkiant, kai ($i = 1, \dots, 4$); $F_{R,i}$ – apkrova, esant fiksuotam $CMOD_i$ arba įlinkiui δ_i ; L – sijelės tarpatramis (500 mm); b – skerspjuvio plotis; h_{sp} – skerspjuvio aukštis ties įpjova.

Nors tritaškis sijelių su įpjova bandymas yra paprastas ir jam nereikia sudėtingos bandymo įrangos, tačiau šiuo metodu nustatytas liekamasis tempimo stipris lenkiant $f_{R,i}$ skaičiuojant konstrukcijas yra konvertuojamas į ašinį liekamąjį tempimo stiprį (liekamuosius tempimo įtempimus). Mokslinėse publikacijose galima rasti įvairių analitinių ir empirinių metodų liekamajam ašiniam tempimo stipriui apskaičiuoti.

Naaman publikacijose (Naaman, 2003a; Naaman, 2003b; Naaman, 2008) yra pateikiamas analitinis *ašinio liekamojo tempimo stiprio* σ_{pc} apskaičiavimo metodas. Iš 1.4 paveiksle pateiktos įtempimų–deformacijų priklausomybės matyti, kad tempimo įtempiams pasiekus tempiamąjį stiprį σ_{cc} atsiveria plyšys. Tada atsižvelgiant į plaušo

kiekį ir jo parametrus yra gaunamas arba deformacijų minkštėjimo (angl. *strain softening*), arba deformacijų kietėjimo (angl. *strain hardening*) atvejis. Pagal (4) formulę galima apskaičiuoti didžiausią ašinį liekamąjį tempimo stiprį. Deformacijų minkštėjimo (angl. *strain softening*) atveju šis stipris atitinka liekamųjų įtempių reikšmę santykinai iškart po plyšio atsivėrimo, o deformacijų kietėjimo (angl. *strain hardening*) atveju minėta reikšmė gali būti pasiekama esant daug didesnėms tempiamo elemento deformacijoms.



1.4 pav. Naaman ir Sujivorakul metoduose priimtos įtempių–deformacijų priklausomybės (Naaman, A. E., 2003, Naaman, A. E., 2008; Sujivorakul, C., 2012)

$$\sigma_{pc} = \lambda \tau \frac{l}{d} V_f; \quad (4)$$

čia λ – koeficientas, priklausantis nuo plaušo pasiskirstymo bei orientacijos nagrinėjamame elemente ir plaušo sukibimo su betonu; τ – vidutinis plaušo ir betono sukibimas; l – plaušo ilgis; d – plaušo skersmuo; V_f – plaušo kiekis, išreikštas vieneto dalimis nuo plieno tankio.

Sujivorakul (Sujivorakul, 2012) sukūrė empirinį *ašinio liekamojo tempimo stiprio* apskaičiavimo metodą. Metodas sukurtas remiantis eksperimentiniais 39 tempimo bandinių serijų rezultatais. Tyrimams naudotas trijų skirtingų rūšių plaušas lenktais galais, keturi plaušo kiekiai ir 3 klasių betonai. Kiekviena bandinių serija buvo sudaryta iš 3 bandinių, kurių matmenys 500×50×50 mm. Eksperimento metu užfiksavus įtempių–deformacijų priklausomybes, pagal 1.4 paveiksle pavaizduotą dėsningumą buvo nustatytos ašinio liekamojo tempimo stiprio reikšmės. Apibendrinus tyrimo rezultatus buvo pasiūlytos 2 ašinio liekamojo tempimo stiprio apskaičiavimo formulės. Taikant (5) formulę apskaičiuojama vidutinė, o taikant (6) formulę – projektinė (95 % patikimumu apatinė riba) reikšmė. Metodas pritaikytas tik deformacijų minkštėjimo atvejui, ir tais atvejais, kai ašinis liekamas tempimo stipris σ_p viršija ašinį plieno plaušu armuoto betono tempiamąjį stiprį σ_F , autorius rekomenduoja priimti $\sigma_p = \sigma_F$. Autorius savo publikacijoje (Sujivorakul, 2012) taip pat pateikia σ_F apskaičiavimo išraiškas.

$$\sigma_p = \sqrt{f_{ck}} \left(-0,0014 V_f^2 + 0,0046 V_f \right) \cdot (l/d) \cdot l^{0.2}; \quad (5)$$

$$\sigma_p = \sqrt{f_{ck}} \left(-0,001 V_f^2 + 0,0038 V_f \right) \cdot (l/d) \cdot l^{0.2}; \quad (6)$$

čia f_{ck} – charakteristinis gniuždomasis betono stipris; l – plaušo ilgis; d – plaušo skersmuo; V_f – plaušo kiekis, išreikštas procentais nuo plieno tankio.

Literatūroje yra pateikiama ir daugiau metodų, skirtų įvairioms liekamojo tempimo stiprio reikšmėms apskaičiuoti, tačiau visos jos turi ribotumą ir neapibrėžtumą, tokių kaip pritaikymas konkrečiau gamintojo plaušui, neišskus betono savybių įvertinimas ir kt. (Dramix Guideline, 1995; Dupont, 2003; ACI 544.4R-88; Thorenfeldt, 2003; Jansson, A., 2007, Klausen, 2009). Nepaisant visų analizuotų metodų privalumų ir trūkumų, nė vienas iš jų nėra skirtas apskaičiuoti liekamajam tempimo stipriui lenkiant $f_{R,i}$, kuris yra naudojamas daugelyje plyšio pločio ir įlinkio apskaičiavimo metodikų.

1.3. Statistiniai liekamojo tempimo stiprio lenkiant charakteristinių reikšmių apskaičiavimo metodai

Liekamasis tempimo stipris – tai plieno plaušu armuoto betono savybė, kuri labai priklauso nuo plyši kertančių plaušų kiekio, jų orientacijos ir pasiskirstymo skerspjuvyje (Naaman, 2003b; Naaman, 2008; Thorenfeldt, 2003). Betonuojant plieno plaušu armuotas konstrukcijas yra labai daug veiksnių, galinčių daryti įtaką liekamajam tempimo stipriui, tokių kaip tankinimo būdas, tankinimo laikas, betonavimo kryptis, armavimas ir kt. (Žirgulis et al., 2016; Edington ir Hannant, 1972; Štembek, 2015; Švec, 2014). Kaip rodo daugelis mokslinių tyrimų, net ir esant toms pačioms betonavimo sąlygoms, įskaitant plieno plaušu armuoto betono sudėtį, liekamojo tempimo stiprio lenkiant reikšmių sklaida neretai viršija 15–20 % (SS 812310:2014; Kelpša et al., 2014a; Kelpša et al., 2015a; Kelpša et al., 2015b; Alvarez, 2013; Amirineri, 2009; Buratti et al., 2010; Dupont, 2003; Ferrara et al., 2012; Flakk ir Tordal, 2012; Hansen ir Kallberg, 2013; Olimb, 2012; Prisco et al., 2012; Rød ir Aspås, 2013; Sandbakk, 2011; Strack, 2008; Vandewalle, 2007a; Vandewalle, 2007b; Vandewalle et al., 2008a; Vandewalle et al., 2008b; Vandewalle ir Heirman, 2009).

Nors eksperimentais ir galima nustatyti minimalias, maksimalias ar vidutines liekamojo plieno plaušu armuoto betono tempimo stiprio lenkiant reikšmes, tačiau skaičiuojamame konstrukciniame elemente faktinės medžiagos savybės gali būti tarpinės ar net viršyti eksperimentais nustatytas ekstremines reikšmes. Dėl šios priežasties daugelyje plyšio pločio ir įlinkio skaičiavimo metodų yra nurodyta naudoti charakteristines medžiagų savybių reikšmes (CNR-DT 204/2006; DafStb Guideline, 2012; FIB Model Code 2010; SS 812310:2014; SFRC Design Guideline, 2014). Charakteristinis liekamasis tempimo stipris – tai statistiniais metodais (klasikiniu – dengimo, prognozavimo, Bayesian ar kt.) nustatyta medžiagos savybės reikšmė, kuri yra nusakoma fraktiliu ir patikimumo lygiu. Konstrukcijoms skaičiuoti kaip charakteristinė reikšmė dažniausiai yra naudojamas 75 % arba 95 % patikimumu apskaičiuotas 5 % fraktilis (EN 1990:2002; LST EN 1990:2004; Gulvanessian, Calgaro ir Holicky, 2002; Gulvanessian, Calgaro ir Holicky, 2012; FIB Model Code 2010; SFRC Design Guideline, 2014; ISO 12491:1997(E); ISO 2394:1998).

Skaičiuojant charakteristines liekamojo stiprumo reikšmes pirmiausiai gaunamas vidurkis. Tada apskaičiavus santykinį rezultatų pasiskirstymą yra nustatomas geriausiai šį pasiskirstymą atitinkantis skirstinys (Pekarskas, 2007). Plieno plaušu armuoto betono liekamasis tempimo stipris, kaip ir daugelio kitų

statybinių medžiagų savybės, dažnai pasiskirsto pagal normaliojo arba lognormaliojo skirstinių dėsnius. Būtent šie du skirstiniai yra nurodomi ne tik EN 1990:2002 ir jį aiškinančiuose šaltiniuose (Gulvanessian et. al., 2002; Gulvanessian et. al., 2012), tačiau ir plieno plaušu armuotų konstrukcijų skaičiavimą aprašančiuose dokumentuose (DafStb Guideline, 2012; RILEM, 2003; FIB Model Code 2010; SS 812310:2014; SFRC Design Guideline, 2014).

Abiem – normaliojo ir lognormaliojo skirstinio atvejais charakteristinės liekamojo tempimo stiprio reikšmės gali būti apskaičiuojamos, kai variacijos koeficientas V_x yra iš anksto žinomas arba nežinomas. (7) formulė apibrėžia charakteristinių reikšmių apskaičiavimą pagal normalųjį skirstinį, kai variacijos koeficientas V_x iš anksto nėra žinomas. Šiuo atveju V_x apskaičiuojamas remiantis eksperimento rezultatais, ir tolimesniems skaičiavimams pasirenkama ne mažesnė reikšmė nei 0,1 (EN 1990:2002; Gulvanessian et. al., 2002; Gulvanessian et. al., 2012).

$$X_k = m_x \pm k_n s_x; \quad (7)$$

čia m_x – vidutinė medžiagos savybės reikšmė (aritmetinis vidurkis); s_x – vidutinis kvadratinis nuokrypis, apskaičiuotas remiantis eksperimento rezultatais; k_n – koeficiento reikšmės priklauso nuo taikomo skaičiavimo metodo (sprendinio), reikiamo patikimumo lygio bei fraktilio ir nuo to, ar variacijos koeficientas yra iš anksto žinomas.

$$m_x = \frac{\sum x_i}{n}; \quad (8)$$

čia x_i – medžiagos savybės (pvz., liekamojo tempimo stiprio lenkiant) reikšmė, gauta išbandžius i -tąjį bandinį; n – bandinių skaičius.

Skaičiuojant 5 % fraktilį Bayesian (prognozavimo) metodu, koeficientas k_n gali būti apskaičiuojamas pagal (9) formulę arba gali būti parenkamas iš standartuose pateiktų lentelių (EN 1990: 2004 ir ISO 2394:1998). Taikant (9) formulę patikimumo lygis nustatomas parenkant atitinkamą Stjudento koeficientą. Taikant klasikinį (dengimo) skaičiavimo metodą, koeficiento k_n reikšmės yra parenkamos iš standartuose pateiktų lentelių, atsižvelgiant į patikimumo lygį ir bandinių skaičių (ISO 2394:1998; Gulvanessian, et al., 2002; Gulvanessian, et al., 2012; ГОСТ Р ИСО 12491–2011; SFRC Design Guideline, 2014; Holicky, 2009).

$$k_n = t_{vd} \sqrt{1 + \frac{1}{n}}; \quad (9)$$

čia t_{vd} – Stjudento koeficientas.

Vidutinis kvadratinis nuokrypis s_x apskaičiuojamas pagal (10) formulę:

$$s_x = \frac{1}{n-1} \sum (x_i - m_x)^2; \quad (10)$$

čia x_i – i -toji medžiagos savybės reikšmė, gauta iš eksperimento.

Variacijos koeficientas apskaičiuojamas pagal (11) formulę:

$$V_x = \frac{s_x}{m_x}. \quad (11)$$

(12) formulė apibrėžia charakteristinių reikšmių apskaičiavimą pagal normalųjį skirstinį, kai variacijos koeficientas V_x yra žinomas. Kitaip tariant, jis yra pasirenkamas remiantis sukaupta patirtimi ir nesivadovaujant atskiro eksperimento rezultatais, pagal kuriuos yra apskaičiuotas vidurkis m_x . EN 1990: 2004 ir jį aiškinančioje literatūroje (Gulvanessian et. al., 2002; Gulvanessian et. al., 2012) yra rekomenduojama taikyti „ V_x žinomas“ skaičiavimo variantą, naudojant viršutinį V_x įvertį:

$$X_k = m_x \pm k_n \sigma_x; \quad (12)$$

čia σ_x – vidutinis kvadratinis nuokrypis, kuris žinant V_x gali būti apskaičiuojamas pagal (11) formulę. Koeficientą k_n apskaičiuojant pagal (9) formulę, Stjudento koeficiento reikšmė yra laikoma lygi 1,64 (95 % patikimumas), tačiau bandinių skaičius n išlieka faktinis.

SS 812310:2014 charakteristinių liekamojo tempimo stiprio lenkiant reikšmių apskaičiavimui (5 % fraktilis, 95 % patikimumu) nurodo būtent šį metodą laikant, kad V_x – žinomas.

Tais atvejais, kai medžiagos savybės (pvz., liekamasis tempimo stipris lenkiant) pasiskirsto pagal lognormaliojo skirstinio dėsnį, charakteristinės jų reikšmės yra apskaičiuojamos pagal (13) formulę. Ši formulė taikoma tais atvejais, kai variacijos koeficientas V_x yra nežinomas. Kai V_x žinomas, taikytina (14) formulė.

$$X_k = \exp \left[m_y \pm k_n s_y \right]; \quad (13)$$

$$X_k = \exp \left[m_y \pm k_n \sigma_y \right]; \quad (14)$$

čia m_y – logaritminis vidurkis; s_y – vidutinis logaritminis kvadratinis nuokrypis, apskaičiuojamas pagal eksperimentų rezultatus; σ_y – vidutinis logaritminis kvadratinis nuokrypis, apskaičiuotas remiantis sukaupta patirtimi, o ne eksperimento rezultatais.

Logaritminis vidurkis apskaičiuojamas pagal (15) formulę. Literatūroje galima rasti apytikslę m_y apskaičiavimo išraišką, kurioje yra naudojamas aritmetinis vidurkis m_x bei vidutinis kvadratinis nuokrypis s_y (σ_y) – (15) formulė (Bond ir Harris, 2008; Ayyub ir McCuen, 2011; Benjamin ir Cornell, 1970):

$$m_y = \frac{1}{n} \sum \ln(x_i) \approx \ln(m_x) - \frac{s_y^2}{2}. \quad (15)$$

Kai variacijos koeficientas V_x yra nežinomas, vidutinį kvadratinį nuokrypį s_y reikia apskaičiuoti remiantis eksperimento rezultatais pagal (16) formulę:

$$s_y = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum (\ln x_i - m_y)^2}. \quad (16)$$

Kai variacijos koeficientas V_x yra žinomas, vidutinį kvadratinį nuokrypį σ_y galima apskaičiuoti pagal (17) formulę:

$$\sigma_y = \sqrt{\ln(V_x^2 + 1)} \approx V_x. \quad (17)$$

Danų plieno plaušu armuotų konstrukcijų projektavimo rekomendacijose (SFRC Design Guideline, 2014) charakteristinių liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{R,i}$ reikšmių apskaičiavimui yra numatyta naudoti lognormaliojo skirstinio skaičiavimo išraiškas, kur V_x – nežinomas. Koeficientas k_n turėtų būti gaunamas taikant klasikinį metodą (5 % fraktilis, 75 % patikimumu). Šiose rekomendacijose dar yra numatyti papildomi charakteristinio liekamojo tempimo stiprio lenkiant apribojimai – (18) formulė:

$$f_{Rk,i} = k_\alpha \cdot \exp[f_{Rmy,i} - k_n s_y] \leq k_\alpha \cdot 0,51 \cdot f_{Rm,i}; \quad (18)$$

čia $f_{Rk,i}$ – charakteristinis liekamasis tempimo stipris lenkiant, kai ($i = 1, \dots, 4$); $f_{Rmy,i}$ – vidutinis logaritminis liekamasis tempimo stipris lenkiant, kai ($i = 1, \dots, 4$), apskaičiuojamas pritaikant (15) formulę; k_α – koeficientas, kuriuo įvertinamas plaušo orientacijos koeficientų skirtumas įprasto ir savaime sutankėjančio betono bandiniuose (įprasto betono atveju $k_\alpha = 1,0$, savaime sutankėjančio betono atveju šis koeficientas apskaičiuojamas pagal (19) formulę):

$$k_\alpha = \frac{\alpha_{0,ref}}{\alpha_{0,SCC}}; \quad (19)$$

čia $\alpha_{0,ref}$ – plaušo orientacijos koeficientas įprastame betone ($\alpha_{0,ref} = 0,6$), $\alpha_{0,SCC}$ – plaušo orientacijos koeficientas savaime sutankėjančiame betone (rekomenduojama reikšmė $\alpha_{0,SCC} = 0,84$).

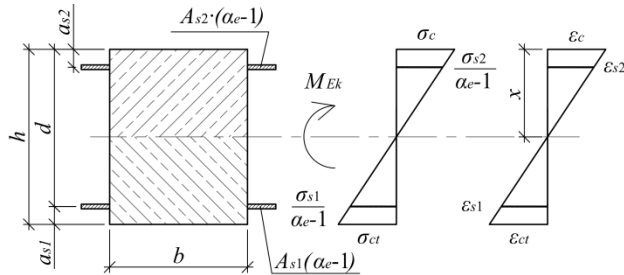
Literatūroje, kurioje yra nagrinėjamas plieno plaušu armuotų konstrukcijų projektavimas, galima rasti ir kitų k_n koeficiento parinkimo alternatyvų (Kanstad et al., 2011). Vis dėlto šiame skyriuje aptarti metodai yra plačiausiai taikomi ir pateikti ne tik plieno plaušu armuotų konstrukcijų skaičiavimą nagrinėjančioje literatūroje, tačiau ir norminiuose dokumentuose, apibrėžiančiuose reikalavimus konstrukcinių medžiagų savybių nustatymui bei konstrukcijų projektavimui (ISO 12491:1997(E); ISO 2394:1998; ГОСТ Р ИСО 12491–2011; EN 1990:2002; Gulvanessian et. al., 2002; Gulvanessian et. al., 2012; RILEM, 2003; FIB Model Code 2010; SS 812310:2014; SFRC Design Guideline, 2014; DafStb Guideline, 2012).

1.4. Metodikos plieno plaušu ir armatūra armuotų konstrukcijų plyšio pločiui apskaičiuoti

Nors nei senasis, nei dabar galiojantis *Eurocode 2* (ENV 1992-1-1:1991; EN 1992-1-1:2004, LST EN 1992-1-1:2005) neapibrėžia plieno plaušu ir armatūra armuotų gelžbetoninių konstrukcijų skaičiavimo, tačiau šių normatyvų metodikos dažnai yra pakoreguojamos, pritaikant jas plieno plaušu ir armatūra armuotoms konstrukcijoms skaičiuoti (RILEM, 2003; SFRC Design Guideline, 2014; DafStb Guideline, 2012; SS 812310:2014; Vasaneli et al., 2013; Deluce et al., 2014;

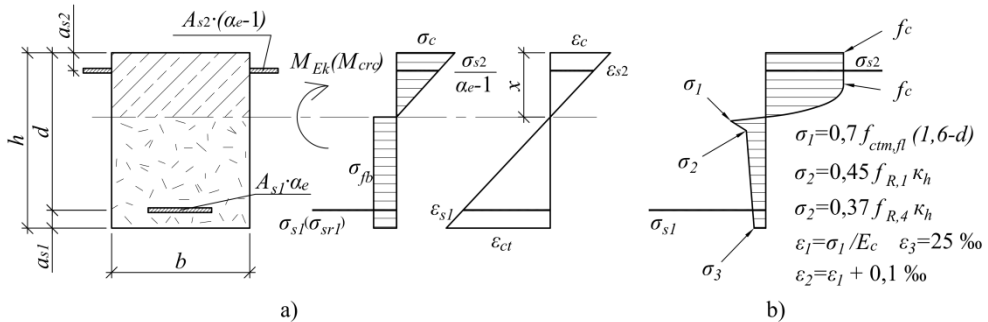
Vandewalle, 2000a; Vandewalle, 2000b; CNR-DT 204/2006; Ulbinas ir Kaklauskas, 2009; Ulbinas, 2012; Kaklauskas et al., 2012; Jansson, 2007; Jansson et al., 2008; Jansson et al., 2010; Löfgren, 2007; Dupont, 2003; Dupont ir Vandewalle, 2003).

Skaičiuojant daroma prielaida, kad iki plyšio atsivėrimo skerspjūvis deformuojasi tampriai, o tempimo įtempiams σ_{ct} pasiekus tempiamąjį plieno plaušų armuoto betono stiprį $f_{ctm,fb}$ ($f_{ctm,fb,fl}$) atsiveria plyšys (1.5 paveikslas).



1.5 pav. Įtempių ir deformacijų pasiskirstymas nesupleišėjusiame lenkiamo elemento skerspjūvyje

Atsivėrus plyšiumi, įtempių ir deformacijų būvis skerspjūvyje pakinta. Tarptautinės konstrukcinių medžiagų, sistemų bei konstrukcijų ekspertų ir laboratorijų sąjungos (RILEM) publikuotose projektavimo rekomendacijose (RILEM, 2003) yra pateikiama pakoreguota senojo Eurocode 2 (ENV 1992-1-1:1991) skaičiavimo metodika. Plyšio pločio skaičiavimus atliekant pagal RILEM metodiką yra laikoma, kad po plyšio atsivėrimo įtempiai gniuždomoje zonoje pasiskirsto tiesiškai, o tempiamoje zonoje tempimo įtempiai perima tempiamą armatūrą ir plyšį kertantis plaušas. Tinkamumo ribinio būvio skaičiavimuose yra laikoma, kad visoje tempiamoje zonoje liekamieji plieno plaušai perimami tempimo įtempiai yra vienodo dydžio σ_{fb} (1.6 paveikslo a) dalis).



1.6 pav. Įtempių ir deformacijų pasiskirstymas supleišėjusiame lenkiamo elemento skerspjūvyje: a) pagal RILEM metodiką skaičiuojant plyšio plotį; b) pagal RILEM metodiką skaičiuojant stiprumą (RILEM, 2003; Vandewalle, 2000a; Vandewalle, 2000b)

Normalinio pjūvio stiprumo skaičiavimui šiose rekomendacijose yra pateikiama tikslesnė įtempių ir deformacijų pasiskirstymo skerspjūvyje schema (1.6 paveikslo b) dalis). Šiuo atveju gniuždomoje zonoje įtempiai pasiskirsto pagal Eurocode 2 pateiktą dėsninę sąlygą (RILEM, 2003; ENV 1992-1-1:1991; EN 1992-1-

1:2004). Mastelio koeficiento κ_h ir tempimo stiprio lenkiant $f_{ctm,fl}$ apskaičiavimas bei jo apribojimai pateikti atitinkamoje literatūroje – RILEM (2003) ir ENV 1992-1-1:1991.

Taikant RILEM metodiką plyšio plotis apskaičiuojamas pagal (20) formulę, o liekamieji tempimo įtempiai – pagal (21) formulę:

$$w_k = \beta s_{rm} \varepsilon_{sm}; \quad (20)$$

čia w_k – skaičiuojamasis plyšio plotis; s_{rm} – vidutinis atstumas tarp plyšių; ε_{sm} – vidutinė tempiamos armatūros deformacija; β – koeficientas, susiejantis vidutinę ir skaičiuojamąją plyšio pločio reikšmę (apkrovų veikiamiems elementams $\beta = 1,7$).

$$\sigma_{fb} = 0,45 f_{Rm,1}; \quad (21)$$

čia $f_{Rm,1}$ – vidutinis liekamasis tempimo stipris lenkiant.

Žinant liekamuosius tempimo įtempius σ_{fb} , vidutinės tempiamos armatūros deformacijos ε_{sm} apskaičiuojamos pagal (22) formulę:

$$\varepsilon_{sm} = \frac{\sigma_s}{E_s} \left[1 - \beta_1 \beta_2 \left(\frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} \right)^2 \right]; \quad (22)$$

čia σ_s – tempiamos armatūros įtempiai, apskaičiuojami laikant, kad skerspjūvis supleišėjęs (1.6 paveikslo a) dalis); σ_{sr} – tempiamos armatūros įtempiai, apskaičiuojami laikant, kad skerspjūvis supleišėjęs, skaičiuojama nuo apkrovos, kurią pasiekus atsiveria pirmasis plyšys (1.6 paveikslo a) dalis); β_1 – koeficientas, kuriuo atsižvelgiama į armatūros tipą (įvertinama armatūros ir betono sankiba); β_2 – koeficientas, įvertinantis apkrovos trukmę.

RILEM (2003) metodikoje, lyginant ją su ENV 1992-1-1:1991 pateikta metodika, yra pakeistas ne tik įtempių skerspjūvyje pasiskirstymas, bet ir vidutinio atstumo tarp plyšių skaičiavimo išraiška ((23) formulė). Čia atstumas tarp plyšių yra mažinamas atsižvelgiant į plaušo parametrus, tačiau nėra atsižvelgiama į plaušo kiekį:

$$s_{rm} = \left(50 + 0,25 k_1 k_2 \frac{\phi}{\rho_r} \right) \left(\frac{50}{l/d} \right); \quad (23)$$

čia $50/(l/d) \leq 1$ – koeficientas, kuriuo atsižvelgiama į plaušo įtaką atstumui tarp plyšių; d – plieno plaušo skersmuo; l – plieno plaušo ilgis; ϕ – armatūros strypų skersmuo; k_1 – koeficientas, kuriuo įvertinamas armatūros ir betono sukibimas; k_2 – koeficientas, kuriuo atsižvelgiama į įrašų pobūdį; ρ_r – elemento skerspjūvio armavimo koeficientas.

Skaičiuojant lenkiamų elementų armavimo koeficientą ρ_r efektyvusis tempiamo betono skerspjūvio plotas $A_{c,eff}$ yra lygus mažesnei iš šiomis išraiškomis apskaičiuotų reikšmių: $2,5b(h-d)$ arba $b(h-x)/3$ (ENV 1992-1-1:1991, FIB Model Code 2010).

Italų plaušu armuotų konstrukcijų projektavimo ir statybos rekomendacijose (CNR-DT 204/2006) taip pat yra pateikiama plyšio pločio apskaičiavimo metodika,

analogiška RILEM (2003) metodikai, tačiau čia RILEM pasiūlytas koeficientas turi apribojimus – $0,5 \leq 50d/l \leq 1,0$. Dar vienas skirtumas tas, kad šiose rekomendacijose liekamųjų tempimo įtempių nustatymui numatytas ne standartinis tritaškis lenkimo bandymas, apibrėžiamas LST EN 14651+A1:2007, bet yra galimybė pasirinkti arba keturtaškį lenkimo, arba tempimo bandymą. Išsamiau šie bandymai ir liekamųjų įtempių apskaičiavimas pateikti CNR-DT 204/2006.

Atlikus analogiškus pakeitimus dabartinėje *Eurocode 2* metodikoje (EN 1992-1-1:2004) gaunama papildyta *Eurocode 2* metodika. Tada plyšio plotis būtų apskaičiuojamas pagal (24) formulę (Kaklauskas et al., 2012; Ulbinas, 2012; Kelpša et al., 2014a):

$$w_k = s_{r,\max} (\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm}); \quad (24)$$

čia $s_{r,\max}$ – didžiausias atstumas tarp plyšių; ε_{sm} – vidutinė armatūros deformacija veikiant atitinkamam apkrovų deriniui; ε_{cm} – vidutinė betono deformacija tarp plyšių.

$$\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm} = \frac{\sigma_s - k_t \frac{f_{ct,eff}}{\rho_{p,eff}} (1 + \alpha_e \rho_{p,eff})}{E_s} \geq 0,6 \frac{\sigma_s}{E_s}; \quad (25)$$

čia σ_s – tempiamosios armatūros įtempiai, apskaičiuojami laikant, kad skerspjūvis supleišėjęs (1.6 paveikslo a) dalis); k_t – koeficientas, kuriuo įvertinama apkrovos trukmė; $f_{ct,eff}$ – efektyvusis betono tempiamasis stipris; $\rho_{p,eff}$ – elemento skerspjūvio armavimo koeficientas ($\rho_{p,eff} = \rho_r$); α_e – santykis E_s/E_{cm} ; E_{cm} , E_s – betono ir armatūros tamprumo moduliai.

$$s_{r,\max} = \left(k_3 c + k_4 k_1 k_2 \frac{\phi}{\rho_{p,eff}} \right) \left(\frac{50}{l/d} \right); \quad (26)$$

čia k_1 – koeficientas, kuriuo įvertinamas sukibimas su betonu; k_2 – koeficientas, kuriuo įvertinama deformacijų pasiskirstymo forma; koeficientai $k_3 = 3,4$, $k_4 = 0,425$, c – apsauginis betono sluoksnis; ϕ – armatūros strypų skersmuo.

Vis dėlto RILEM pasiūlytas koeficientas – $(50/(l/d))$ neatspindi plaušo kiekio įtakos atstumui tarp plyšių, nors šis veiksnys yra labai svarbus. Įvertinus tai, kad kintant plaušo kiekiui atstumas tarp plyšių taip pat kinta, Löfgren, Jansson ir Gyltoft savo publikacijose (Löfgren 2007; Jansson et al., 2010) pateikia kiek kitokią atstumo tarp plyšių apskaičiavimo išraišką (27). Šioje išraiškoje nebėra RILEM pasiūlyto koeficiento, tačiau yra naudojamas koeficientas k_5 ((28) formulė), kuriuo atsižvelgiama į liekamuosius tempimo įtempius ir kartu į plaušo kiekį bei jo parametrus – l ir d . Aiškumo dėlei darbe ši skaičiavimo metodika vadinama pakoreguota *Eurocode 2* metodika.

$$s_{r,\max} = k_3 c + k_4 k_1 k_2 k_5 \frac{\phi}{\rho_{p,eff}}; \quad (27)$$

$$k_s = 1 - \frac{f_{ft,res}}{f_{ctm}}; \quad (28)$$

čia $f_{ft,res}$ – liekamasis plieno plaušu armuoto betono tempimo stipris, $f_{ft,res} = \sigma_{fb}$.

Neseniai išleistose danų ir vokiečių plieno plaušu armuotų konstrukcijų projektavimo rekomendacijose (SFRC Design Guideline, 2014; DafStb Guideline, 2012) yra pateikiama dar kitokia plyšio pločio apskaičiavimo metodika. Abi šios rekomendacijos yra susietos su *Eurocode 2* (EN 1992-1-1:2004) ir atitinkamais šalių, kuriose išleistos rekomendacijos, nacionaliniais priedais, todėl ši metodika yra panaši į *Eurocode 2* metodiką. Kaip ir papildytos bei pakoreguotos *Eurocode 2* metodikų atvejais, plyšio plotis apskaičiuojamas pagal (24) formulę. Vis dėlto taikant SFRC Design Guideline (2014) ir DafStb Guideline (2012) metodikas, armatūros ir betono deformacijų skirtumas ($\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm}$) bei didžiausias atstumas tarp plyšių $s_{r,max}$ yra apskaičiuojami atitinkamai pagal (29) ir (32) formules.

$$\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm} = \frac{\left(1 - \alpha_f\right) \left(\sigma_s - 0,4 \frac{f_{ct,eff}}{\rho_{p,eff}}\right)}{E_s} \geq 0,6(1 - \alpha_f) \frac{\sigma_s}{E_s}; \quad (29)$$

čia α_f – liekamųjų įtempių koeficientas, apskaičiuotas įvertinant plaušo orientacijos koeficientą κ_f ; σ_s – įtempiai tempiamoje armatūroje, apskaičiuoti neįvertinant plaušo įtakos (1.6 paveikslo a) schemoje $\sigma_{fb} = 0$). Kiti pažymėjimai paaiškinti aptariant *Eurocode 2* metodikas.

$$\alpha_f = \frac{\sigma_{fb}}{f_{ctm}}; \quad (30)$$

čia σ_{fb} – liekamieji tempimo įtempiai (liekamasis ašinis tempimo stipris), apskaičiuojami pagal (31) formulę:

$$\sigma_{fb} = 0,40\kappa_f\kappa_G f_{Rk,1}; \quad (31)$$

čia κ_f – plieno plaušo orientacijos koeficientas, priklausantis nuo betono ir konstrukcijos tipo; κ_G – koeficientas, kuriuo įvertinama elemento dydžio įtaka rezultatų sklaidai (grynojo lenkimo atveju $\kappa_G = 1,0 + 0,45A_c \leq 1,70$; čia A_c – betono skerspjūvio plotas); $f_{Rk,1}$ – charakteristinis liekamasis tempimo stipris lenkiant (DafStb Guideline (2012) atveju $f_{R,1}$ gaunamas atliekant keturtaškį lenkimo bandymą, kuriame naudojami bandiniai be įpjovos).

$$s_{r,max} = (1 - \alpha_f) \frac{\phi}{3,6\rho_{p,eff}} \leq (1 - \alpha_f) \frac{\sigma_s \cdot \phi}{3,6f_{ct,eff}}; \quad (32)$$

čia σ_s – įtempiai tempiamoje armatūroje, apskaičiuoti neįvertinant plaušo įtakos (1.6 paveikslo a) schemoje $\sigma_{fb} = 0$).

Neseniai paskelbtame švedų plaušu armuotų konstrukcijų projektavimo standarte (SS 812310:2014) taip pat yra pateikiama plyšio pločio apskaičiavimo

metodika. Ši metodika, kaip ir anksčiau aptartos, yra suderinta su *Eurocode 2* (EN 1992-1-1:2004), todėl dauguma žymėjimų sutampa. Plyšio plotis w_k , kaip ir pagal *Eurocode 2* metodiką, yra apskaičiuojamas taikant (24) formulę, tačiau tiek deformacijų skirtumas ($\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm}$), tiek ir didžiausias atstumas tarp plyšių $s_{r,max}$ apskaičiuojami taikant kitas išraiškas. Taikant nagrinėjamą metodiką armatūros ir betono deformacijų skirtumas ($\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm}$) gali būti apskaičiuotas dvejopai: pagal (33) arba pagal (34) formulę:

$$\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm} = \frac{\sigma_s - (k_t + (1 - k_t)k_f) \frac{f_{ct,eff}}{\rho_{s,eff}} (1 + \alpha_{ef} \rho_{s,eff})}{E_s} \geq 0,6 \frac{\sigma_s}{E_s}; \quad (33)$$

čia σ_s – tempiamosios armatūros įtempiai, apskaičiuojami laikant, kad skerspjūvis supleišėjęs (1.6 paveikslo a) dalis); α_e – santykis $E_s / E_{c,eff}$; $E_{c,eff}$ – efektyvusis betono tamprumo modulis; E_s – armatūros tamprumo modulis; k_f – liekamųjų tempimo įtempių ir vidutinio tempiamojo betono stiprio santykis.

$$\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm} = \frac{(1 - k_f) \left(\sigma_{s,fict} - k_t \frac{f_{ct,eff}}{\rho_{s,eff}} (1 + \alpha_{ef} \rho_{s,eff}) \right)}{E_s} \geq 0,6 (1 - k_f) \frac{\sigma_{s,fict}}{E_s}; \quad (34)$$

čia $\sigma_{s,fict}$ – įtempiai tempiamoje armatūroje, apskaičiuoti neįvertinant plaušo įtakos (1.6 paveikslo a) schemoje $\sigma_{fb} = 0$).

$$k_f = \frac{\sigma_{fb}}{f_{ctm}} \leq 1,0; \quad (35)$$

čia σ_{fb} – liekamieji tempimo įtempiai (liekamasis tempimo stipris), apskaičiuojami pagal (36) formulę:

$$\sigma_{fb} = \eta_f \frac{0,45 f_{Rk,1}}{\gamma_f}; \quad (36)$$

čia γ_f – dalinis medžiagos patikimumo koeficientas (tinkamumo ribinio būvio skaičiavimams $\gamma_f = 1,0$); η_f – koeficientas, kuriuo įvertinama plaušo orientacija elemente (atsižvelgiant į elementą, jo betonavimo procedūrą ir plaušo ilgį – $0,5 \leq \eta_f \leq 1,0$); $f_{Rk,1}$ – charakteristinis liekamasis tempimo stipris lenkiant.

Kaip ir originalioje *Eurocode 2* (EN 1992-1-1:2004) metodikoje, didžiausias atstumas tarp plyšių $s_{r,max}$ apskaičiuojamas atsižvelgiant į išilginės armatūros išdėstymą skerspjūvyje. Jeigu atstumai tarp išilginės armatūros $\leq 5(c + \phi/2)$, tai $s_{r,max}$ apskaičiuojamas pagal (37) formulę, kitu atveju – pagal (38) formulę:

$$s_{r,max} = k_3 c + k_1 k_2 k_4 (1 - k_f) \frac{\phi}{\rho_{p,eff}}; \quad (37)$$

$$s_{r,max} = 1,3(h - x)(1 - k_f); \quad (38)$$

čia h – skerspjūvio aukštis; x – gniuždomos zonos aukštis (1.6 paveikslo a) dalis).

Dar viena plyšio pločio apskaičiavimo metodika yra pateikiama FIB *Model Code* 2010. Ši metodika kiek labiau skiriasi nuo anksčiau aptartų metodikų. Remiantis ja, plyšio plotis apskaičiuojamas pagal (39) formulę:

$$w_d = 2l_{s,max} (\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm} - \varepsilon_{cs}); \quad (39)$$

čia $l_{s,max}$ – ilgis, kuriame yra galimas betono ir armatūros praslydimas; ε_{sm} – vidutinė armatūros deformacija $l_{s,max}$ ilgyje; ε_{cm} – vidutinė betono deformacija $l_{s,max}$ ilgyje; ε_{cs} – betono deformacija dėl (laisvojo) traukumo.

$$\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm} - \varepsilon_{cs} = \frac{\sigma_s - \beta \cdot \sigma_{sr}}{E_s} - \eta_r \cdot \varepsilon_{sh}; \quad (40)$$

čia σ_s – tempiamosios armatūros įtempiai, apskaičiuojami laikant, kad skerspjūvis supleišėjęs (1.6 paveikslo a) dalis); β – empirinis koeficientas, kuriuo įvertinamos vidutinės deformacijos ilgyje $l_{s,max}$, ir priklausantis nuo apkrovimo tipo; σ_{sr} – tempiamosios armatūros įtempiai, apskaičiuoti nuo pleišėjimą sukėlusios apkrovos, laikant, kad skerspjūvis supleišėjęs; η_r – koeficientas, kuriuo įvertinama traukumo įtaka plyšio pločiui (trumpalaikių apkrovų atveju $\eta_r = 0$); ε_{sh} – susitraukimo deformacijos.

Grynojo tempimo atveju (apytiksliai galima laikyti, kad $A_{c,eff}$ zonoje pasireiškia tik grynasis tempimas) σ_{sr} gali būti apskaičiuojami pagal (41) formulę:

$$\sigma_{sr} = (f_{ctm} - \sigma_{fb}) \frac{1 + \alpha_e \rho_{p,eff}}{\rho_{p,eff}}; \quad (41)$$

čia liekamieji tempimo įtempiai σ_{fb} (1.6 paveikslo a) dalis) apskaičiuojami pagal (42) formulę:

$$\sigma_{fb} = \frac{0,45 f_{Rk,1}}{0,7}; \quad (42)$$

čia $f_{Rk,1}$ – charakteristinis liekamasis tempimo stipris lenkiant.

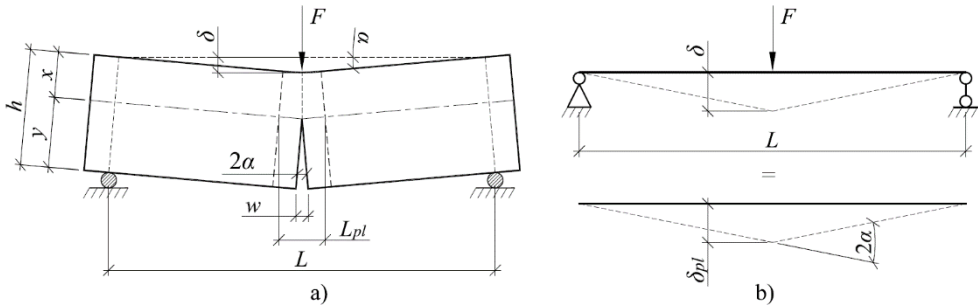
$$l_{s,max} = kc + \frac{1}{4} \frac{\phi}{\rho_{p,eff}} \frac{(f_{ctm} - \sigma_{fb})}{\tau_{bm}}; \quad (43)$$

čia k – empirinis koeficientas, kuriuo yra įvertinama apsauginio betono sluoksnio c įtaka praslydimui $l_{s,max}$; τ_{bm} – vidutinis betono ir plieno sukibimo stiprumas.

1.5. Metodai plieno plaušu armuotų konstrukcijų įlinkiui apskaičiuoti

Analitiškai skaičiuojant tik plieno plaušu armuotų betoninių sijų įlinkį yra taikomi plastinio lanksto metodai. Literatūroje pateikiama keletas plastinio lanksto metodų, kurie skiriasi savo sudėtingumu ir principais. Paprasčiausi metodai yra tie, kuriuose laikoma, kad plyšio paviršiai yra plokšti, o bendra plastinio lanksto deformacija yra lygi plyšio paviršių pasisukimo kampui (RILEM, 2002a).

Paprasciausias plastinio lanksto metodus yra aprašomas (Meškėnas et al., 2013), kur skaičiavimuose laikoma, kad lenkiama sija įlinksta, kai plyšio atsivėrimo vietoje susiformuoja L_{pl} ilgio plastinė zona. Šioje plastinio lanksto zonoje kreivis yra pastovus, o įtempiai per lanksto ilgį taip pat nekinta.



1.7 pav. Plieno plaušu armuotos sijos įlinkio skaičiuojamoji schema, kai laikoma, jog sija deformuojasi tik per plastinį lankstą: a) plastinio lanksto zonos deformaciją paaiškinanti schema; b) įlinkio kitimą išilgai sijos vaizduojanti schema

Galinių plastinio lanksto skerspjūvių pasisukimo kampas α apskaičiuojamas taip:

$$\operatorname{tg} \alpha \approx \alpha = \frac{2\delta_{pl}}{L}; \quad (44)$$

čia α – galinių plastinio lanksto skerspjūvių pasisukimo kampas dėl plastinių deformacijų; δ_{pl} – maksimalus įlinkis dėl plastinių deformacijų ($\delta = \delta_{pl}$), L – sijos tarptraamis.

Žinant įlinkį δ , pagal (45) formulę galima apskaičiuoti kreivį plastiniame lankste:

$$\left(\frac{1}{r}\right)_c = \frac{\varepsilon_c}{x} = \frac{4\delta_{pl}}{L \cdot L_{pl}}; \quad (45)$$

čia $(1/r)_c$ – elemento kreivis ties plyšiu; ε_c – didžiausia gniuždomo krašto deformacija; x – gniuždomos zonos aukštis; L_{pl} – plastinio lanksto zonos ilgis.

Taikant šį ir kitus plastiniu lankstu pagrįstus metodus įtempių pasiskirstymas per skerspjūvio aukštį plastiniame lankste gali būti aprašomas įvairiai: pvz., tiesialinijinis (1.6 paveikslo a) dalis) arba kreivalinijinis (1.6 paveikslo b) dalis) įtempių pasiskirstymas. Pusiausvyros sąlygų patikrinimas, liekamųjų įtempių dydžio nustatymas, plyšio pločio ir įlinkio apskaičiavimai gali būti atliekami analitiškai (taikant sluoksnių ar baigtinių elementų metodus) bei kitais metodais.

Žinant įtempių pasiskirstymą stačiakampiam skerspjūvyje ir apskaičius gniuždomos zonos aukštį x bei gniuždomo krašto deformacijas ε_c , dviatramės viena koncentruota apkrova apkrautos sijos įlinkį galima apskaičiuoti taip:

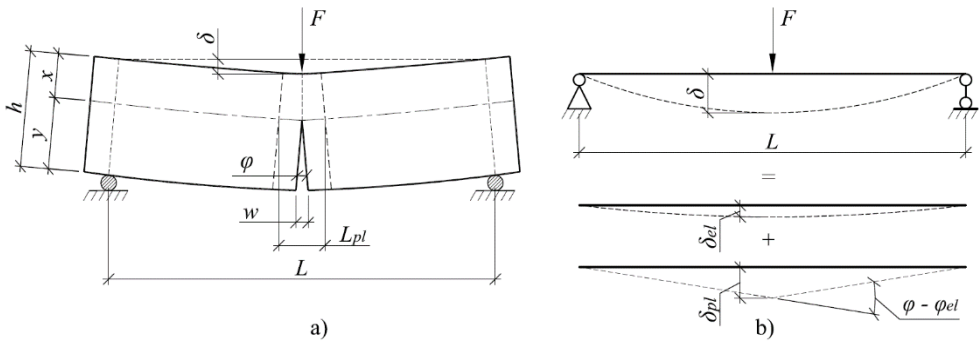
$$\delta = \delta_{pl} = \left(\frac{1}{r}\right)_c \frac{L \cdot L_{pl}}{4}. \quad (46)$$

Žinant plyšio aukštį y , jo plotį w galima apskaičiuoti pagal (47) formulę:

$$w = \frac{4y\delta_{pl}}{L}; \quad (47)$$

čia w – plyšio plotis; y – plyšio aukštis; δ_{pl} – plastinis įlinkis.

Kiek sudėtingesnis plastinio lanksto metodas, kuriuo įvertinamos ne tik plastinio lanksto zonos plastinės deformacijos, tačiau ir tampriosios elemento deformacijos per visą sijos ilgį, yra pateiktas (RILEM, 2002a). 1.8 paveiksle pateikta schema, pagal kurią yra apskaičiuojamas plieno plaušu armuotų elementų įlinkis taikant šį metodą. Remiantis šiuo metodu taip pat laikoma, kad plastinio lanksto zonoje kreivis yra pastovus, o įtempiai per lanksto ilgį nekinta.



1.8 pav. Plieno plaušu armuotos sijos įlinkio skaičiuojamoji schema, kai laikoma, jog sija deformuojasi tampriai visu ilgiu ir plastiškai per plastinį lankstą: a) plastinio lanko zonos deformaciją paaiškinanti schema; b) įlinkio kitimą išilgai sijos vaizduojanti schema

Kaip ir ankstesnio metodo atveju, dėl plastinių deformacijų plastinio lanksto galinių skerspjūvių pasisukimo kampas α su įlinkiu yra susiejamas pagal (44) formulę, tačiau pats kampas α yra apskaičiuojamas pagal (48) formulę:

$$\alpha = \frac{\varphi - \varphi_{el}}{2}; \quad (48)$$

čia φ – suminis galinių plastinio lanksto skerspjūvių pasisukimo kampas; φ_{el} – galinių plastinio lanksto skerspjūvių pasisukimo kampas dėl tampriųjų deformacijų.

Kadangi pagal šį metodą bendras įlinkis yra lygus tampriojo ir plastinio įlinkių sumai ((49) formulė), taigi kreivių dėl tampriųjų ir plastinių deformacijų suma taip pat yra lygi suminiam kreiviui ((50) formulė):

$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl}; \quad (49)$$

$$\left(\frac{1}{r}\right)_c = \left(\frac{1}{r}\right)_{el} + \left(\frac{1}{r}\right)_{pl}; \quad (50)$$

čia δ – suminis sijos įlinkis; δ_{el} – sijos įlinkis dėl tampriųjų deformacijų; δ_{pl} – sijos įlinkis dėl plastinių lanksto deformacijų; $(1/r)_c$ – suminis elemento kreivis ties plyšiu; $(1/r)_{el}$ – elemento kreivis ties plyšiu dėl tampriųjų deformacijų; $(1/r)_{pl}$ – elemento kreivis ties plyšiu dėl plastinių deformacijų.

Plastinis kreivis su plastinio lanksto ilgiu gali būti susiejamas pagal (51) formulę, o elemento kreivis tarpatramio viduryje, atsiradęs dėl tampriųjų elemento deformacijų, gali būti apskaičiuojamas pagal (52) formulę. Tada laikant, kad $\varphi_{el} = L_{pl} \cdot (1/r)_{el}$, suminis kreivis gali būti apskaičiuojamas pagal (53) formulę:

$$2\alpha = L_{pl} \cdot \left(\frac{1}{r}\right)_{pl}; \quad (51)$$

$$\left(\frac{1}{r}\right)_{el} = \frac{M}{EI} = \frac{3FL}{Ebh^3}; \quad (52)$$

$$\left(\frac{1}{r}\right)_c = \frac{\varepsilon_c}{x} = \frac{4\delta}{L \cdot L_{pl}} - \frac{FL(L - 3L_{pl})}{Ebh^3L_{pl}}; \quad (53)$$

čia E – sijos medžiagos (plaušu armuoto betono) tamprumo modulis; I – inercijos momentas $I = bh^3/12$; M – lenkimo momentas nagrinėjamame pjūvyje; F – apkrova. Pastaba: išraiškos pritaikytos stačiakampiems skerspjūviams.

Apskaičiavus gniuždomos zonos aukštį x bei gniuždomo krašto deformacijas ε_c , dvitramės viena koncentruota jėga apkrautos sijos įlinkį galima apskaičiuoti taip:

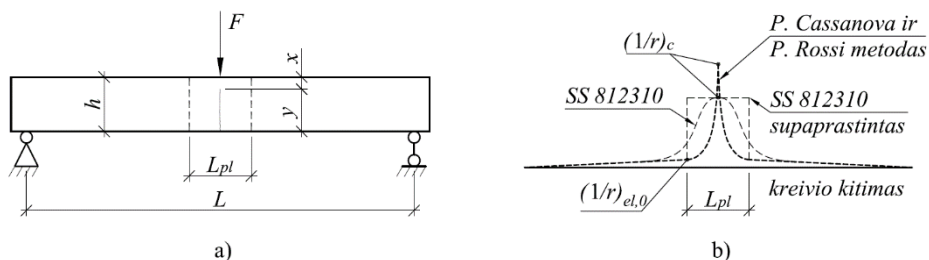
$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} = \frac{FL^3}{48EI} + \left[\left(\frac{1}{r}\right)_c - \left(\frac{1}{r}\right)_{el} \right] \cdot \frac{L \cdot L_{pl}}{4}. \quad (54)$$

Žinant plastinio lanksto galų pasisukimo kampą φ ((44), (48) ir (52) formulės) bei plyšio aukštį y , jo plotį w galima apskaičiuoti taip:

$$w = \varphi \cdot y. \quad (55)$$

Skaičiavimus atliekant abiem aptartais metodais laikoma, kad įtempiai ir kreivis išilgai plastinio lanksto nekinta ($(1/r)_c = \text{const.}$). Vis dėlto kitų mokslininkų atliktų tyrimų (Cassanova ir Rossi, 1996, Strack, 2008, SS 812310:2014) rezultatai rodo, kad kreivis, o kartu ir įtempių pasiskirstymas išilgai plastinio lanksto kinta.

Cassanova ir Rossi (1996) sukūrė metodą, kaip aprašyti kreivio kitimą plastiniame lankste. Skaičiuojant šiuo metodu laikoma, kad sija iki plastinio lanksto deformuojasi tampriai, o plastinio lanksto zonoje prasideda tampriai plastinės deformacijos (1.9 paveikslas), kurios aprašomos (56) formule. Pertvarkius lygtis matyti, kad suminis įlinkis taip pat susideda iš tampriojo ir plastinio įlinkio dedamųjų, kai tampriosios deformacijos pasireiškia per visą sijos ilgį ((61) formulė).



1.9 pav. Plieno plaušu armuotos sijos įlinkio skaičiuojamoji schema, kai yra priimama, jog sija deformuojasi tampriai iki plastinio lanksto ir tampriai–plastiškai plastinio lanksto zonoje: a) plastinio lanksto apskaičiavimo schema; b) kreivio kitimą išilgai sijos vaizduojanti schema

Suintegravus (56) formulėje pateiktą kreivio kitimą per plastinio lanksto ilgį z gaunamas $\varphi/2$ kampas ((57) formulė), kuris nusako plastinio lanksto zonos galinių skerspjūvių suminį pasisukimą dėl tampriųjų ir plastiųjų deformacijų:

$$\frac{1}{r}(z) = \left(\frac{1}{r}\right)_c - \frac{4}{L_{pl}} \left[\left(\frac{1}{r}\right)_c - \left(\frac{1}{r}\right)_{el,0} \right] z + \frac{4}{L_{pl}^2} \left[\left(\frac{1}{r}\right)_c - \left(\frac{1}{r}\right)_{el,0} \right] z^2; \quad (56)$$

čia $L_{pl} = 2y$ – plastinio lanksto ilgis; $(1/r)_{el,0}$ – elemento kreivis plastinio lanksto pradžioje.

$$\frac{\varphi}{2} = \frac{\left(\frac{1}{r}\right)_c + 2\left(\frac{1}{r}\right)_{el,0}}{6} L_{pl}. \quad (57)$$

Kreivis plastinio lanksto pradžioje apskaičiuojamas taip:

$$\left(\frac{1}{r}\right)_{el,0} = \frac{M}{EI} = \frac{3F(L - L_{pl})}{Ebh^3}. \quad (58)$$

Pritaikius (45) ir (49) formules, kreivį dėl plastiųjų deformacijų galima perrašyti taip:

$$\left(\frac{1}{r}\right)_{pl} = \frac{4\delta}{LL_{pl}} - \frac{FL^2}{Ebh^3L_{pl}}. \quad (59)$$

Tada pagal (48), (51), (52) ir (57) formules gaunamas tarpatrio vidurio suminis kreivis:

$$\left(\frac{1}{r}\right)_c = \frac{\varepsilon_c}{x} = \frac{12\delta}{LL_{pl}} - \frac{3FL(L - 3L_{pl})}{Ebh^3L_{pl}} - \frac{6F(L - L_{pl})}{Ebh^3}. \quad (60)$$

Pagal pasirinktą arba žinomą įtempių pasiskirstymą skerspjūvyje apskaičiavus gniuždomos zonos aukštį x bei gniuždomo krašto deformacijas ε_c , dviatramės viena koncentruota apkrova apkrautos sijos įlinkį galima apskaičiuoti pagal (61) formulę, o plyšio plotį – pagal (55) formulę:

$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} = \frac{FL^3}{48EI} + \left[\frac{\left(\frac{1}{r}\right)_c + 2\left(\frac{1}{r}\right)_{el,0}}{3} - \left(\frac{1}{r}\right)_{el} \right] \cdot \frac{L \cdot L_{pl}}{4}. \quad (61)$$

SS 812310:2014 nurodyta, kad išilgai plastinio lanksto kreivis kinta pagal kreivalinį priklausomybę. Tačiau skaičiavimus galima supaprastinti ir laikyti, kad plastiniame lankste kreivis nekinta. Šiuo atveju tampri kreivio dedamoji plastiniame lankste neturėtų būti vertinama. Literatūroje galima rasti ir kitų plastiniu lankstu pagrįstų įlinkio apskaičiavimo metodų, kurie išsamiau šiame darbe nenagrinėti (Strack, 2008; RILEM, 2002a). Vis dėlto RILEM (2002a) pateikta palyginamoji metodų analizė parodė, jog net ir taikant sudėtingesnius metodus skaičiavimų rezultatų skirtumai yra nežymūs.

Skirtingi plastinio lanksto metodai rekomenduoja naudoti skirtingą plastinės zonos ilgį. RILEM straipsnyje (RILEM, 2002) remiantis kitų mokslininkų atliktų tyrimų rezultatais teigiama, kad $h/2$ yra optimalus pasirinkimas. Cassanova (Cassanova ir Rossi, 1996) savo sukurtame metode numatė, kad $L_{pl} = 2y$. Švedų normatyve (SS 812310:2014) plastinės zonos ilgis susiejamas su plyšio aukščiu ir atstumu tarp plyšių – $L_{pl} = \min(s_{rm}; y)$. Kitose plastinių lankstų nagrinėjančiose publikacijose galima rasti ir kitokių plastinės ilgio zonos parinkimo rekomendacijų (Strack, 2008; RILEM, 2002a).

Aptarti plastinio lanksto metodai dažnai yra taikomi ne tik siekiant apskaičiuoti plaušu armuotų konstrukcijų įlinkį, tačiau ir atvirkštinėmis analizėmis siekiant nustatyti liekamuosius tempimo įtempius supleišėjusiam skerspjūvyje (Meškėnas ir Rimkus, 2013; Meškėnas et al., 2013).

1.6. Metodikos plieno plaušu ir armatūra armuotų konstrukcijų įlinkiui apskaičiuoti

Plieno plaušu ir armatūra armuotų konstrukcijų įlinkiui – kaip ir plyšio pločiui – skaičiuoti dažnai yra pritaikomos *Eurocode 2* (ENV 1992-1-1:1991; EN 1992-1-1:2004) pateiktos metodikos (DafStb Guideline, 2012; Dupont, 2003; Dupont ir Vandewalle, 2003; SS 812310:2014, SFRC Design Guideline, 2014; RILEM, 2002a). Remiantis ENV 1992-1-1:1991 ir EN 1992-1-1:2004 nuostatomis, įlinkį skaičiuoti būtina tik tais atvejais, kai nėra išlaikomas apibrėžtas l/d santykis, todėl daugeliu atvejų praktikoje įlinkio skaičiavimas nebūtinas. Tačiau tais atvejais, kai įlinkio skaičiavimas yra būtinas, tiek ENV 1992-1-1:1991, tiek ir EN 1992-1-1:2004 pateikiamos supaprastintos įlinkio apskaičiavimo metodikos. Abiejuose normatyvuose metodikos yra panašios, skiriasi tik vienas koeficientas. Taikant šias metodikas įlinkis apskaičiuojamas pagal (62) formulę (Mosley et al., 2007):

$$\delta = k \left(\frac{1}{r} \right)_{avg} L^2; \quad (62)$$

čia k – įlinkio koeficientas, priklausantis nuo konstrukcijos ir jos skaičiuojamosios schemos (atramų ir apkrovų); $(1/r)_{avg}$ – vidutinis kreivis; L – tarptraimis.

Vidutinis kreivis apskaičiuojamas pagal (63) formulę:

$$\left(\frac{1}{r}\right)_{avg} = \zeta \left(\frac{1}{r}\right)_{II} + (1 - \zeta) \left(\frac{1}{r}\right)_I; \quad (63)$$

čia ζ – pasiskirstymo koeficientas, kuriuo atsižvelgiama į tempiamąjį sustandėjimą; $(1/r)_I$ – nesupleišėjusio elemento kreivis; $(1/r)_{II}$ – visiškai supleišėjusio elemento kreivis.

Taikant ENV 1992-1-1:1991 metodiką koeficientas ζ apskaičiuojamas pagal (64) formulę, o taikant EN 1992-1-1:2004 metodiką – pagal (65) formulę.

$$\zeta = 1 - \beta_1 \beta_2 \left(\frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s}\right)^2; \quad (64)$$

čia β_1 – koeficientas, kuriuo įverinamas betono ir armatūros sukibimas; β_2 – koeficientas, kuriuo įvertinama apkrovos trukmė ir jos pobūdis; σ_{sr} – tempiamosios armatūros įtempiai, apskaičiuoti nuo pleišėjimą sukėlusios apkrovos, darant prielaidą, kad skerspjūvis supleišėjęs; σ_s – tempiamosios armatūros įtempiai, apskaičiuojami darant prielaidą, kad skerspjūvis supleišėjęs.

$$\zeta = 1 - \beta \left(\frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s}\right)^2; \quad (65)$$

čia β – koeficientas, kuriuo įvertinama apkrovos trukmė ir jos pobūdis.

Plieno plaušo įtaka gali būti įvertinama apskaičiuojant tempiamos armatūros įtempius σ_s ir σ_{sr} bei supleišėjusio elemento kreivį $(1/r)_{II}$ (čia $(1/r)_{II} = \varepsilon_c/x$). Tais atvejais, kai skaičiuojant įvertinamas sudėtingesnis įtempių pasiskirstymas supleišėjusiam skerspjūvyje, gali būti taikomi iteraciniai metodai (RILEM, 2002a; SS 812310:2014).

Ilgalaikės apkrovos gali turėti neigiamą poveikį plieno plaušu ir armatūra armuotų konstrukcijų įlinkiui – supleišėjusių elementų įlinkis gali padidėti dėl plaušo ir betono kontakto zonos valkšnumo (SFRC Design Guideline, 2014).

Žinant įtempių–deformacijų (plyšio pločio) priklausomybę, kombinuotai armuotų konstrukcijų įlinkis gali būti apskaičiuotas ir baigtinių elementų metodu (Ulbinas, 2012; Jansson, 2008).

1.7. Pirmojo skyriaus išvados

1. Plieno plaušas atsivėrusiuose plyšiuose perima tempimo (liekamuosius) įtempius, todėl tempiamų ir lenkiamų elementų suirimo pobūdis pakinta iš tralaus į plastišką. Minėtų įtempių dydis priklauso nuo betono ir plaušo parametrų, betonavimo ir tankinimo būdo bei plaušo kiekio. Praktikoje plačiausiai yra taikomas ir su projektavimo metodikomis siejamas tritaškio lenkimo bandymų metodas, kuriuo nustatytas liekamasis tempimo stipris lenkiant $f_{R,i}$ vėliau perskaičiuojamas į liekamuosius tempimo įtempius σ_{fb} . Liekamojo tempimo stiprio lenkiant apskaičiavimo metodas, kuris padidintų praktinį skirtingo plaušo pritaikymą konstrukcijose, literatūroje nebuvo rastas. Norint sukurti patikimą liekamojo

tempimo stiprio lenkiant apskaičiavimo metodą yra reikalingas didelis bandymų rezultatų kiekis, naudojant skirtingų parametrų plieno plaušą ir skirtingų klasių betoną.

2. Atsižvelgiant į chaotiško plieno plaušo pasiskirstymo ir orientacijos betone įtaką, konstrukciniams skaičiavimams dažnai naudojamos charakteristinės liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{R,1}$ reikšmės. Norint apskaičiuoti charakteristines $f_{R,1}$ reikšmes yra reikalingas jo variacijos koeficientas V_x . Literatūroje nebuvo rasta metodų $f_{R,1}$ variacijos koeficientui V_x apskaičiuoti, todėl $f_{R,1}$ reikšmių nustatymas, taikant „ V_x žinomas“ išraiškas, tampa labai komplikuotas, o neturint didelio kiekio konkrečios sudėties plieno plaušu armuoto betono bandymų rezultatų – netgi neįmanomas. Liekamojo tempimo stiprio lenkiant variacijos koeficiento V_x apskaičiavimo metodo sukūrimas duotų didelę praktinę naudą.

3. Išanalizavus 8 metodikas kombinuotai armuotų gelžbetoninių konstrukcijų plyšio pločiui apskaičiuoti, buvo nustatyti pagrindiniai jų skirtumai ir panašumai. Analizuojant literatūrą palyginamoji šių metodikų ir jų rezultatų analizė, kuri leistų įvertinti aptartų metodikų tikslumą ir patikimumą, nerasta. Tokia analizė yra labai aktuali didinant plaušo pritaikomumą gelžbetoninėse konstrukcijose ne tik Lietuvoje, bet ir kitose šalyse, kuriose nėra patvirtintų atitinkamų normų. Minėtai palyginamajai analizei reikalingi eksperimentiniai liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{R,1}$ ir kombinuotai armuotų sijų plyšių pločių rezultatai.

4. Skaičiuojant plieno plaušu armuotų konstrukcijų įlinkį yra taikomi plastinio lanksto metodai. Visuose nagrinėtuose metoduose yra aprašomas kreivio kitimas plastiniame lankste, atsižvelgiant į įlinkio ir įtempių pasiskirstymą, bet ne įrašų pokytį. Dėl to sudėtingesnių skaičiuojamųjų schemų atvejais apžvelgtų metodų taikymas tampa komplikuotas. Standumo kitimu pagrįstas plastinio lanksto metodas supaprastintų skaičiavimus net ir esant sudėtingoms skaičiuojamosioms schemoms.

5. Nagrinėtoje literatūroje pateiktos metodikos kombinuotai armuotų lenkiamų gelžbetoninių elementų įlinkiui apskaičiuoti paremtos *Eurocode 2* nuostatomis. Kaip pagrindinį metodikų skirtumą galima išskirti taikomą įtempių supleišėjusiame skerspjuvyje pasiskirstymo diagramą, nuo kurios priklauso skaičiavimų sudėtingumas – iteracinių skaičiavimų būtinumas. Išsamios palyginamosios metodikų ir jų rezultatų analizės nebuvimas labai apsunkina plieno plaušo pritaikomumą gelžbetoninėse konstrukcijose. Minėtai analizei reikalingi eksperimentiniai liekamojo tempimo stiprio lenkiant ir kombinuotai armuotų sijų įlinkio rezultatai.

2. EKSPERIMENTINIAI PLIENO PLAUSŲ IR KOMBINUOTAI ARMUOTŲ LENKIAMŲ ELEMENTŲ TYRIMAI

2.1. Liekamojo tempimo stiprio lenkiant ir gniuždomos zonos aukščio eksperimentiniai tyrimai

Siekiant nustatyti Naaman (2003) ir Sujivorakul (2012) metodais apskaičiuoto liekamojo tempimo stiprio pritaikomumą kombinuotai armuotų konstrukcijų plyšio pločio skaičiavimuose bei norint sukurti liekamojo tempimo stiprio lenkiant apskaičiavimo metodą, KTU buvo atlikti eksperimentiniai tyrimai (Kelpša et al., 2014a; Kelpša et al., 2014b; Kelpša et al., 2015a, Kelpša et al., 2015b). Tyrimų metu buvo išbetonuotos ir išbandytos 168 sijelės su įpjova, kurių matmenys 600×150×150 mm, 72 plieno plaušu armuoto betono kubeliai, kurių matmenys 100×100×100 mm ir 150×150×150 mm bei 76 analogiški betoniniai kubeliai. Bandymams buvo naudojamas dviejų tipų plieno plaušas: plaušas lenktais galais ir banguotas plaušas (1.1 paveikslas). Nors skirtingų gamintojų deklaruojami plaušo parametrai l , d ir f_y gali sutapti, tačiau kiti nedeklaruojami parametrai, tokie kaip inkarinių užlenkimų ilgis ar lenkimo kampas, gali skirtis. Dėl šios priežasties bandymuose naudotas 13 gamintojų plaušas, o eksperimentų rezultatai apibendrinti neminint nė vieno konkretaus gamintojo. Tyrimams naudoto betono sudėties duomenys pateikti 2.1 lentelėje, o bandinių charakteristikos – 2.2 lentelėje. Pagal betono sudėtį (įskaitant skirtingų gamintojų plaušą) kubeliai ir sijelės yra suskirstyti į serijas. Kiekvienoje serijoje buvo mažiausiai 6 sijelės ir 4 plieno plaušu armuoto betono kubeliai.

2.1 lentelė. Bandinių betono sudėtis

Betono sudėtis	Medžiagos kiekis, kg/m ³
Cementas CEM I 42.5 R	292–330
Vanduo	165–175
Stambus užpildas (žvirgždas), frakcija 4/16	831–970
Smulkus užpildas (smėlis), frakcija 0/4	945–1034
Plieno plaušas	Pagal 2.2 lentelę
Superplastiklis <i>Sika Viscocrete D187</i> (tik serijoms Nr. 62 ir Nr. 63)	2,0 ir 2,6

Visi bandiniai po betonavimo buvo 28 paras laikomi aplinkoje, kurios drėgmė 95–100 %, o temperatūra $\approx +20$ °C. Visos sijelės buvo išbandytos pagal RILEM (2002b) ir LST EN 14651+A1:2007 pateiktus nurodymus. Apkrovimas vykdytas pagal deformacijas: kol $CMOD \leq 0,1$ mm, tol apkrovimo greitis buvo 0,05 mm/min, vėliau apkrovimo greitis – 0,2 mm/min. Eksperimento metu matuotas $CMOD$ pokytis pagal apkrovos kitimą. Išsamiau bandiniai ir bandymo procedūra aptarti 1.2 poskyryje (1.3 paveikslas). Kubeliai buvo išbandyti pagal EN 12390-3:2009 reikalavimus. Bandymai atlikti naudojant *Toni Technik* (600 kN galios) presą. Deformacijos matuotos naudojant ekstensiometrus, kurių padalos vertė 1 μ m.

Gniuždomasis cilindrinis plieno plaušu armuoto betono stipris apskaičiuotas taip – $f_{cm,fb} = 0,81 \cdot 0,95 \cdot f_{cm,cube,100}$ ir $f_{cm,fb} = 0,81 \cdot f_{cm,cube,150}$; čia $f_{cm,cube,100}$ ir $f_{cm,cube,150}$ gaunami išbandžius atitinkamai 100×100×100 mm ir 150×150×150 mm matmenų kubelius.

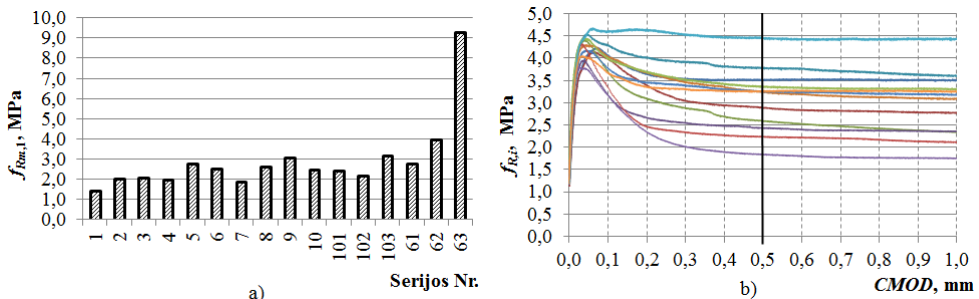
2.2 lentelė. Pagrindinės bandinių charakteristikos

Serijos Nr.	600×150×150 mm sijelių skaičius	Kubelių skaičius	Plaušo kiekis, kg/m ³	Plaušo <i>l/d</i> , mm	Plaušo f_y , MPa	$f_{cm,fb}$, MPa
1	6	4/4	25	50/1	1200	26,6
2	12	4/4	25	50/1	1150	30,5
3	12	4/4	30	50/1	1200	26,5
4	12	4/4	30	50/1	1150	32,8
5	12	4/4	35	50/1	1150	32,6
6	12	4/4	35	50/1	1150	33,0
7	12	4/4	15	52/0,75	1500	30,2
8	12	4/4	20	52/0,75	1500	35,6
9	12	9/4	30	50/0,75	1150	40,3
10	12	4/4	35	30/0,6	1150	32,1
101	12	4/4	35	50/1	1150	33,0
102	12	4/4	35	50/1	1150	30,9
103	12	4/4	35	50/1	1150	33,2
61	6	4/4	25	32/0,55	1450	26,9
62	6	4/16	25	52/0,75	1500	39,9
63	6	7/4	50	52/0,75	1500	43,2

2.2 lentelėje pateikti žymėjimai: *l* – plaušo ilgis; *d* – plaušo skersmuo; f_y – plaušo tempiamasis stipris; $f_{cm,fb}$ – vidutinis plieno plaušu armuoto betono cilindrinis stipris; $f_{Rm,1}$ – vidutinis liekamasis tempimo stipris lenkiant, kai *CMOD* = 0,5 mm.

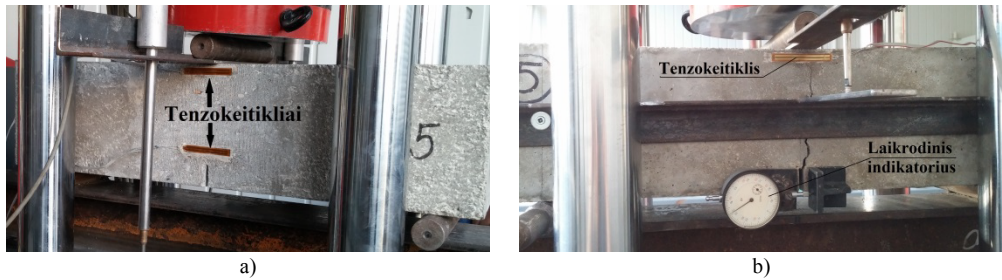
Banguotas plieno plaušas naudotas tik serijose Nr. 101, Nr. 102 ir Nr. 103, visais kitais atvejais – plieno plaušas lenktais galais.

Eksperimentais gautos vidutinio liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{Rm,1}$ reikšmės pateiktos 2.1 paveikslo a) dalyje. Minimali eksperimentų metu užfiksuota $f_{R,1}$ reikšmė buvo 1,0 MPa, o maksimali – 10,87 MPa. Analizuojant atskirų serijų rezultatus, visais atvejais buvo nustatyta didelė liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{R,1}$ sklaida: variacijos koeficientas kito nuo 12,1 % iki 32,2 %. 2.1 paveikslo b) dalyje yra pateikta serijos Nr. 9 $f_{R,i}$ – *CMOD* priklausomybė, kur matyti didelė šios serijos rezultatų sklaida. Panašūs rezultatai buvo gauti analizuojant visų serijų rezultatus.



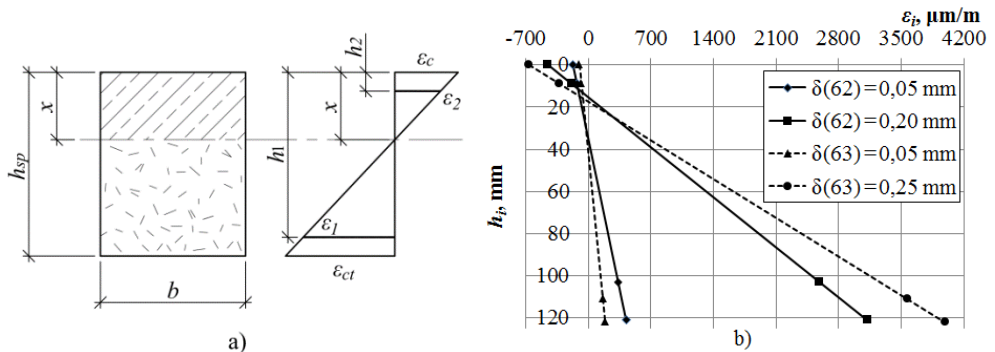
2.1 pav. Tritaškio lenkimo bandymų pagal RILEM (2002b) ir LST EN 14651+A1:2007 metodą rezultatai: a) vidutinio liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{Rm,1}$ reikšmės; b) serijos Nr. 9 $f_{R,i}$ – *CMOD* priklausomybės (Kelpša et al., 2014a; Kelpša et al., 2015a; Kelpša et al., 2015b)

Atliekant bandymus su serijų Nr. 62 ir Nr. 63 bandiniais buvo nustatytos $F-CMOD$ ir $F-\delta$ priklausomybės. $F-\delta$ priklausomybės buvo gautos pagal LST EN 14651+A1:2007 nurodymus, naudojant du deformacijų daviklius, kurių vienas skirtas apkrovimo greičio kontrolei, o kitas – įlinkio matavimui (2.2 paveikslo a) dalis). $F-CMOD$ priklausomybei nustatyti šiuo atveju buvo naudojami laikrodiniai indikatoriai (padalos vertė – 0,01 mm), kurių parodymai registruoti kas 20 sekundžių. Kiekvienam bandiniui padaryta daugiau nei 70 įrašų.



2.2 pav. Serijos Nr. 63 bandinio tritaškis lenkimo bandymas, naudojant tenzokeitiklius: a) vaizdas iš kairės pusės – prieš bandymą; b) vaizdas iš dešinės pusės – bandymo metu

Du bandiniai (po vieną bandinį iš serijų Nr. 62 ir Nr. 63) buvo pasirinkti gniuždomos zonos aukščio x nustatymui, panaudojant tenzometrinę įrangą. Tenzokeitikliai buvo priklijuoti iš abiejų kiekvieno bandinio pusių – 1 jutiklis bandinio apačioje ir 2 jutikliai viršuje (kiekvienoje pusėje po vieną – 2.2 paveikslas). Matavimams naudota HBM įranga, tenzokeitikliai – SG4wire tipo. Santykinės deformacijos ε matuotos tenzokeitikliais, kurių padalos vertė $10^{-13} \mu\text{m/m}$, duomenys registruoti 50 kartų per sekundę. Išmatavus tenzokeitiklių atstumą nuo gniuždomo skerspjūvio krašto (skerspjūvio viršaus), pagal trikampių panašumą bei atsižvelgiant į sijelės įlinkį δ , buvo apskaičiuotas gniuždomos zonos aukštis x (2.3 paveikslas).



2.3 pav. Deformacijų pasiskirstymas skerspjūvyje: a) deformacijų ε ir gniuždomos zonos aukščio x apskaičiavimo schema; b) eksperimento metu nustatytos serijų Nr. 62 ir Nr. 63 bandinių deformacijos ε_i

Bandymų metu įlinkiui pasiekus kritinę reikšmę, dėl didelių deformacijų nutrūko tempiamos zonos tenzokeitikliai. Nepaisant to, nuolat augančio plyšio viršūnei galiausiai pasiekus ir viršutinius tenzokeitiklius ($\varepsilon_2 = 0 \mu\text{m/m}$), gniuždomos zonos aukštis x vėl buvo nustatytas. Šiuo atveju x tapo lygus viršutinių tenzokeitiklių

atstumui iki gniuždomo krašto – h_2 (2.3 paveikslo a) dalis). Tarpinės x reikšmės gautos tiesinės interpoliacijos būdu. Apatiniai serijų Nr. 62 ir Nr. 63 bandinių tenzokeitikliai nutrūko, kai įlinkiai atitinkamai viršijo 0,20 mm ir 0,25 mm. Įlinkiams $\delta(62)$ ir $\delta(63)$ pasiekus 0,47 mm reikšmę, gniuždomos zonos aukštis atitinkamai buvo 10,85 mm ir 15,81 mm.

Analizuojant deformacijų ε kitimą per skerspjūvio aukštį (2.3 paveikslo b) dalis) buvo nustatyta, kad didėjant įlinkiui tiek gniuždomos, tiek ir tempiamos zonos deformacijos taip pat didėja. Didėjančios deformacijos sąlygoja plyšio pločio augimą ir kartu gniuždomos zonos aukščio x mažėjimą.

2.2. Mažų matmenų kombinuotai armuotų sijų plyšio pločio eksperimentiniai tyrimai

Siekiant patikrinti, kokią įtaką plieno plaušas turi kombinuotai (plieno plaušu ir armatūra) armuotų konstrukcijų plyšio pločiui, buvo atliktas eksperimentinis tyrimas. Jo metu išbetonuoti ir išbandyti 45 bandiniai. Išsamesnė informacija apie bandinius pateikta 2.4 lentelėje, o betono sudėtis – 2.3 lentelėje (Kelpša et al., 2014a). Bandymo Nr. 1 bandiniai (2.4 lentelė) sutampa su 2.1 skyriuje aptartais serijos Nr. 9 bandiniais (tie patys bandiniai). Dėl analizės nuoseklumo ir aiškumo informacija apie šiuos bandinius pateikiama abiejuose skyriuose (2.1 ir 2.2).

2.3 lentelė. Bandinių betono sudėtis

Betono sudėtis	Medžiagos kiekis, kg/m ³
Cementas CEM I 42.5 R	318
Vanduo	168
Stambus užpildas (žvirgždas), frakcija 4/16	960
Smulkus užpildas (smėlis), frakcija 0/4	945
Plieno plaušas	Pagal 2.4 lentelę

Visi bandiniai po betonavimo 28 paras laikyti aplinkoje, kurios drėgmė 95–100 %, o temperatūra $\approx +20$ °C. Bandymai atlikti po 28 parų nuo betonavimo.

2.4 lentelė. Bandinių charakteristikos ir bandymų informacija

Bandymo Nr.	Bandinių geometrija, mm	Bandinių skaičius	Plaušo kiekis, kg/m ³	Armatūra	Apkrovimo kontrolė	Išmatuota
1*	600×150×150	12	30	–	Pagal deformaciją	$f_{Rm,1}, LOP_m$
2	600×150×150	3	–	–	Pagal deformaciją	$f_{ctm,fl}$
3	600×150×150	3	–	1φ6 S400	Pagal deformaciją	$F-w$
4	600×150×150	3	30	1φ6 S400	Pagal deformaciją	$F-w$
5	600×150×150	2	–	–	Pagal jėgą	$f_{ctm,fl,notch}$
6	600×150×150	2	30	–	Pagal jėgą	$F-w$
7	600×150×150	2	–	1φ6 S400	Pagal jėgą	$F-w$
8	600×150×150	2	30	1φ6 S400	Pagal jėgą	$F-w$
9	100×100×100	4	–	–	Pagal jėgą	f_{cm}
10	100×100×100	9	30	–	Pagal jėgą	$f_{cm,fb}$
11	300×100×100	3	–	–	Pagal jėgą	E_{cm}

2.4 lentelėje pateikti žymėjimai: * – bandymų metu nustatytos $F-CMOD$ priklausomybės; $1\phi 6$ S400 – vienas 6 mm skersmens S400 klasės armatūros strypas; F – apkrova; w – plyšio plotis; $f_{Rm,1}$ – vidutinis liekamasis tempimo stipris lenkiant, kai $CMOD = 0,5$ mm; LOP_m – vidutinis pirmo plyšio atsivėrimo stipris, naudojant bandinius su įpjova; $f_{ctm,fl}$ – vidutinis betono tempiamasis stipris lenkiant; $f_{ctm,fl,notch}$ – vidutinis betono tempiamasis stipris lenkiant, kai naudojami bandiniai su įpjova; f_{cm} – vidutinis betono cilindrinis gniuždomasis stipris; $f_{cm,fb}$ – vidutinis plieno plaušu armuoto betono cilindrinis gniuždomasis stipris; E_{cm} – kirstinis betono tamprumo modulis.

Visų sijelių ($600 \times 150 \times 150$ mm) bandymo atvejais apkrovimo schema buvo tritaškis lenkimas (1.3 paveikslas). Bandymo Nr. 2 (2.4 lentelė) metu naudotos $600 \times 150 \times 150$ mm sijelės buvo be įpjovos. Visos kitos šiame tyrime naudotos tokių matmenų sijelės buvo su 25 mm aukščio įpjova (analogiška kaip 1.3 paveiksle). Įpjova bandiniuose užtikrino, kad bandymo metu atsivertų tik vienas plyšys ir tik ten, kur lenkimo momentas yra didžiausias – tarpatramio viduryje. Visų armatūra armuotų bandinių apsauginis betono sluoksnis buvo 25 mm. Armatūros strypas buvo fiksuojamas skerspjūvio apačioje (jį centruojant), taigi ties įpjova apsauginis betono sluoksnis buvo 0 mm. Plaušu armuotas betonas į formas buvo pilamas pagal reikalavimus, pateiktus LST EN 14651+A1:2007.

Bandymams buvo naudotas *Toni Technik* (600 kN galios) presas, o plyšio plotis w ir $CMOD$ buvo matuojami naudojant poslinkių matuoklius – ekstensiometrus. Plyšių pločiai w buvo matuojami dvejopai: bandinius apkraunant pagal deformaciją (0,2 mm/min) ir pagal jėgą (156 N/s) (2.4 lentelė). Sijelių plyšių pločiai matuoti armatūros lygmenyje (2.4 paveikslas). Betono ir plieno plaušu armuoto betono gniuždomasis stipris nustatytas pagal EN 12390-3:2009, o betono tamprumo modulis – pagal ISO 6784:1982 reikalavimus.



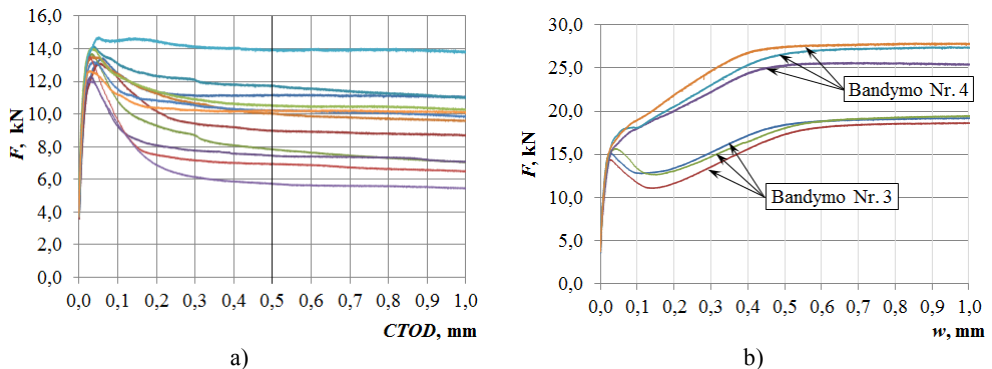
2.4 pav. Plieno plaušu ir armatūra armuotos sijelės plyšio matavimas (bandymas Nr. 3):
a) bendras bandymo vaizdas; b) plyšio pločio matavimas armatūros lygyje

Siekiant išsiaiškinti, kokią įtaką įpjova daro tempiamajam betono stipriui lenkiant $f_{ctm,fl}$, tyrimo metu buvo naudojami plieno plaušu armuoti bandiniai su įpjova (bandymo Nr. 1), betoniniai bandiniai be įpjovos (bandymo Nr. 2) ir betoniniai bandiniai su įpjova (bandymo Nr. 5). Eksperimentų rezultatai pateikti 2.5 lentelėje ir 2.1 bei 2.6 paveiksluose.

2.5 lentelė. Eksperimentų rezultatų suvestinė

Bandymo Nr.	Plaušo kiekis, kg/m ³	Nustatytas parametras	Reikšmė, MPa
1	30	$f_{Rm,1}$	3,07
1	30	LOP_m	4,24
2	–	$f_{ctm,fl}$	4,46
5	–	$f_{ctm,fl,notch}$	3,65
9	–	f_{cm}	47,04
10	30	$f_{cm,fb}$	49,66
11	–	E_{cm}	32 988

2.5 paveikslo a) dalyje pateiktas žymėjimas $CTOD$ reiškia plyšio pločio padidėjimą ties įpjovos viršūne. Kadangi w buvo matuotas armatūros lygyje, tai $CTOD$ šiuo atveju apytiksliai atitinka w .



2.5 pav. Tritaškio lenkimo bandymų rezultatai, apkraunant pagal deformaciją: a) bandymo Nr. 1 rezultatai; b) bandymų Nr. 3 ir Nr. 4 rezultatai

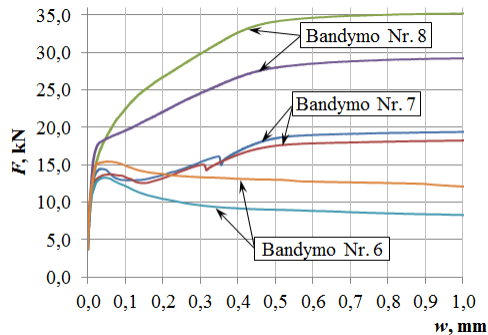
Analizuojant 2.5 lentelėje ir 2.5 paveiksle pateiktus eksperimentų rezultatus matyti, kad naudojant 30 kg/m³ pasirinkto (2.2 lentelėje serijos Nr. 9) plieno plaušo buvo gautas „ilinkio minkštėjimo“ (angl. *deflection softening*) atvejis ($f_{Rm,1} < LOP_m$). Taip pat lyginant bandymų Nr. 2 ir Nr. 5 rezultatus pastebima, kad tempiamasis betono stipris lenkiant gaunamas mažesnis, kai yra naudojami bandiniai su įpjova. Mažesnę tempiamąjį stiprį lenkiant galimai lėmė įtempių koncentracijos ties įpjova. Taip pat rezultatų skirtumus galėjo kiek paveikti skirtinga apkrovimo kontrolė. Atsižvelgiant į aptartus dėsningumus galima prognozuoti, kad plieno plaušu armuoto betono lenkiamasis tempimo stipris $f_{ctm,fl,fb}$ taip pat būtų didesnis nei proporcingumo riba LOP_m .

Analogiškai lyginant bandymų Nr. 1 ir Nr. 5 rezultatus (LOP_m su $f_{ctm,fl,notch}$) matyti, kad plieno plaušas vidutinį tempimo stiprį lenkiant padidino gana reikšmingai. Vis dėlto bandymuose Nr. 1 ir Nr. 5 naudotų bandinių skaičius buvo nevienodas (atitinkamai 12 ir 2), o analizuojant 2.5 paveikslo a) dalį yra matoma reikšminga LOP reikšmių sklaida ($LOP_{max} - LOP_{min} = 0,44$ MPa). Dėl šios priežasties norint tiksliau apibrėžti plaušo įtaką tempiamajam betono stipriui reikalingi išsamesni tyrimai.

Taip pat analizuojant 2.5 paveikslo b) dalyje pateiktus rezultatus matyti, kad 30 kg/m³ plieno plaušo ne tik padidino elemento stiprumą, tačiau ir sumažino plyšio plotį esant toms pačioms apkrovoms. Apkrovos pokytis nuo plyšio atsivėrimo iki

elemento suirimo dėl mažo skerspjūvio ir nedidelio armatūros kiekio elementams be plaušo nebuvo didelis. Naudojant plieno plaušą šis pokytis daugiau nei padvigubėjo.

Lyginant bandymų Nr. 9 ir Nr. 10 rezultatus matyti, kad pasirinktas nedidelis naudoto plaušo kiekis gniuždomąjį betono stiprį pakeitė santykinai nežymiai – 5,6 %. Panašius rezultatus gavo ir Vandewalle (2007b).



2.6 pav. Tritaškio lenkimo bandymų rezultatai apkraunant pagal jėgą

Lyginant bandymų Nr. 1 ir Nr. 6, Nr. 3 ir Nr. 7 bei Nr. 4 ir Nr. 8 rezultatus nustatyta, kad apkrovimo kontrolė neturėjo esminės įtakos rezultatų dėsningumams (2.5 ir 2.6 paveikslai). Bandymo Nr. 6 kreivės iš esmės patenka tarp bandymo Nr. 1 apatinės ir viršutinės kreivių. Analogiškai bandymų Nr. 3 ir Nr. 7 kreivės skiriasi labai nežymiai, nepriklausomai nuo apkrovimo kontrolės. Nors lyginant bandymų Nr. 4 ir Nr. 8 rezultatus apkrovimo pagal jėgą atveju yra pastebima kiek didesnė rezultatų sklaida. Tačiau tikėtina, kad tokia rezultatų sklaida galėjo atsirasti ne dėl skirtingos apkrovimo kontrolės, bet dėl netolygaus ir nevienodo plaušo pasiskirstymo skerspjūvyje. Kaip matyti iš 2.5 paveikslo a) dalies, atsitiktinis plaušo pasiskirstymas ir orientacija turi labai didelę įtaką liekamajam tempimo stipriui ir kartu liekamiesiems tempimo įtempiams. Šio paveikslo a) dalyje pateiktu atveju, kai $CMOD = 0,5$ mm, F kito nuo 5,9 kN iki 14,0 kN. Didžiausias F skirtumas (8,1 kN) buvo didesnis nei minimali F reikšmė.

2.3. Vidutinių matmenų kombinuotai armuotų sijų plyšio pločio ir įlinkio eksperimentiniai tyrimai

Siekiant įvertinti plieno plaušų ir armatūra armuotų konstrukcijų plyšio pločio ir įlinkio apskaičiavimo metodikų patikimumą bei tikslumą buvo atliktas eksperimentinis tyrimas naudojant realaus dydžio bandinius. Tyrimo metu buvo išbetonuota bei išbandyta 12 vidutinio dydžio sijų ir 108 papildomi bandiniai medžiagų savybėms nustatyti. Su kiekviena sija (1300×200×160 mm) papildomai išbetonuota: 4–5 kubeliai (100×100×100 mm), 1 bandinys tamprumo moduliui nustatyti (300×100×100 mm) ir 1 bandinys tempiamajam stipriui lenkiant nustatyti (400×100×100 mm). Liekamajam tempimo stipriui lenkiant $f_{R,1}$ nustatyti buvo išbetonuota 12 (600×150×150 mm) sijelių su įpjovomis, kurios buvo išbandytos pagal LST EN 14651+A1:2007 reikalavimus. Informacija apie šias sijeles ir kartu su jomis išbetonuotus kubelius yra pateikta 2.1 skyriuje (2.2 lentelė) – bandinių serijos

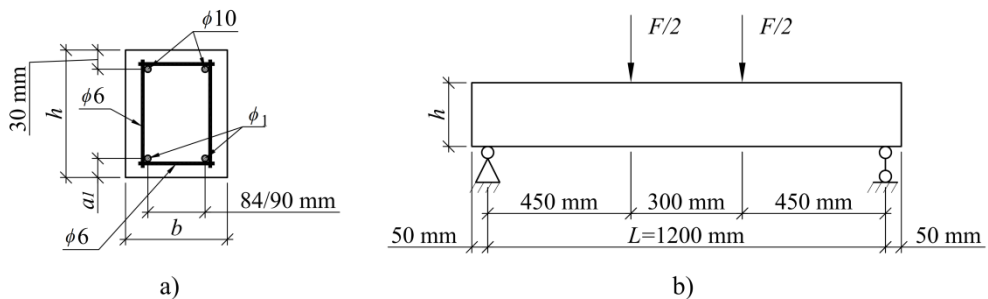
Nr. 62 ir Nr. 63. Bandymams naudotas betonas buvo armuotas dviem kiekiais plieno plaušo lenktais galais – 25 ir 50 kg/m³ (2.2 lentelė).

Duomenys apie tyrimui naudoto betono sudėtį pateikti 2.6 lentelėje, o apie sijas ir jų betono savybes – 2.7 lentelėje. Sijų armavimo ir apkrovimo schemas pavaizduotos 2.7 paveiksle.

2.6 lentelė. Bandinių betono sudėtis

Betono sudėtis	Medžiagos kiekis, kg/m ³
Cementas CEM I 42.5 R	330
Vanduo	165
Stambus užpildas (žvirgždas), frakcija 4/16	831
Smulkus užpildas (smėlis), frakcija 0/4	1034
Plieno plaušas	Pagal 2.2 lentelę
Superplastiklis <i>Sika Viscocrete D187</i> (atitinkamai serijoms Nr. 62 ir Nr. 63)	2,0 ir 2,6

Atvejais, kai plieno plaušo kiekis buvo 0 arba 25 kg/m³, superplastiklio kiekis buvo 2,0 kg/m³. Bandiniai po betonavimo 28 paras laikyti aplinkoje, kurios drėgmė 95–100 %, o temperatūra ≈ +20 °C. Bandymai atlikti po 28 parų nuo betonavimo.



2.7 pav. Sijų armavimo ir apkrovimo schemas: a) armavimo schema; b) apkrovimo schema

Betono ir plieno plaušu armuoto betono gniuždomieji stipriai nustatyti pagal EN 12390-3:2009, o tamprumo modulis – pagal ISO 6784:1982 standartų reikalavimus. Tempiamasis stipris lenkiant nustatytas pagal EN 12390-5:2009 standarto reikalavimus. Ašinis tempiamasis betono ir plaušu armuoto betono stipriai f_{ctm} ir $f_{ctm,fl}$ apskaičiuoti pagal (66) formulę. Visi papildomų bandinių bandymai atlikti su *Toni Technik* (600 kN galios) presu. Vertikalieji poslinkiai matuoti naudojant ekstensiometrus, kurių padalos vertė 1 μm.

$$f_{ctm} = \min \left\{ \frac{f_{ctm,fl}}{1,6 - h/1000}; f_{ctm,fl} \right\}; \quad (66)$$

čia $f_{ctm,fl}$ – eksperimentų metu nustatytas tempiamasis betono stipris lenkiant; h – bandinio aukštis (naudotų bandinių $h = 100$ mm).

2.7 lentelė. Pagrindinės bandymuose naudotų sijų charakteristikos

Sijos Nr.	Skerspjūvis ($h \times b$), mm	a_1 , mm	Apatinis armavimas, $2\phi_1$ mm	Plaušo kiekis, kg/m^3	$f_{cm} / f_{cm,fb}$, MPa	$f_{ctm,f} / f_{ctm,fl,fb}$, MPa	$f_{ctm} / f_{ctm,fb}$, MPa	$E_{cm} / E_{cm,fb}$, MPa	$f_{Rm,1}$, MPa
1	198×161	28	2φ10 S500	–	43,9	4,89	3,49	30096	–
2	200×162	29	2φ10 S500	–	43,9	4,89	3,49	30096	–
3	200×160	28	2φ10 S500	25	41,6	5,54	3,96	30224	3,94
4	202×160	29	2φ10 S500	25	41,6	5,54	3,96	30224	3,94
5	200×161	30	2φ10 S500	50	43,3	5,96	4,26	31419	9,27
6	200×159	30	2φ10 S500	50	43,3	5,96	4,26	31419	9,27
7	199×161	30	2φ16 S500	–	43,8	4,89	3,49	30096	–
8	201×159	31	2φ16 S500	–	43,8	4,89	3,49	30096	–
9	199×161	29	2φ16 S500	25	41,6	5,54	3,96	30224	3,94
10	199×161	31	2φ16 S500	25	41,6	5,54	3,96	30224	3,94
11	200×161	30	2φ16 S500	50	42,0	5,96	4,26	31419	9,27
12	200×161	30	2φ16 S500	50	42,0	5,96	4,26	31419	9,27

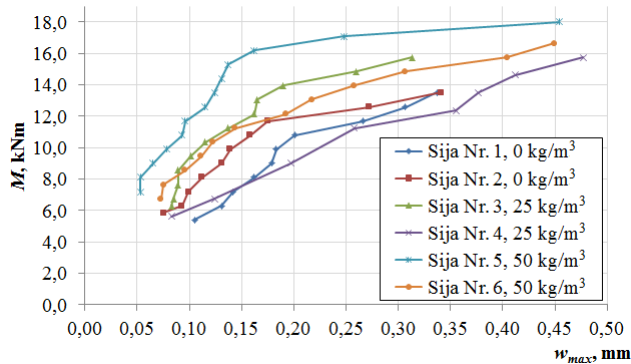
Visais atvejais viršutinis apsauginis betono sluoksnis iki išilginės armatūros krašto buvo 25 mm, o viršutinės išilginės armatūros skersmuo – 10 mm. Tyrime naudota S500 klasės armatūra, kurios plieno tamprumo modulis $E_s = 200$ GPa. Sijų skersinis armavimas parinktas taip, kad suirimas visais atvejais būtų pasiektas normaliniame pjūvyje (skersinių strypų skersmuo – 6 mm).

Sijų bandymai atlikti naudojant hidraulinį jėgos stendą (200 kN galios). Apkrovimas vykdytas pakopomis (2,0–5,0 kN), kurių dydis priklausė nuo sijos armavimo ir supleišėjimo. Įlinkis matuotas trimis skaitmeniniais poslinkių matuokliais „Mitutoyo“ (1 μm tikslumas), prijungtais prie kompiuterio. Matuoklių išdėstymas buvo toks: du matuokliai ties atramomis ir vienas tarpatramio L viduryje. Poslinkių reikšmės buvo įrašinėjamos kas sekundę. Užfiksavus atsivėrusį plyšį ir apkrovą, kurią pasiekus jis atsivėrė, plyšio plotis ir atstumai tarp plyšių buvo matuojami po kiekvienos apkrovimo pakopos iki $\approx 90\%$ nuo sijos suirimo apkrovos. Plyšių pločių matavimai atlikti elektroniniu plyšio pločio matuokliu TC410, kurio padalos vertė 0,02 mm. Sijų bandymo procedūra ir įrangos išdėstymas parodyti 2.8 paveiksle.



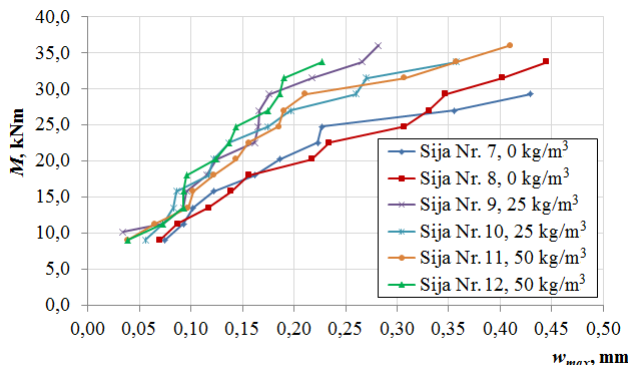
2.8 pav. Sijų lenkimo bandymas

Bandymų metu išmatuotų didžiausių plyšių pločių w_{max} priklausomybės nuo lenkimo momento M yra pateiktos 2.9 ir 2.10 paveiksluose. Plyšių pločiai matuoti armatūros lygyje. Išmatuotų įlinkių δ priklausomybės nuo lenkimo momento M yra pateiktos 2.11 paveiksle.



2.9 pav. Sijų Nr. 1–6 didžiausių plyšių pločių w_{max} priklausomybės nuo lenkimo momento M

Analizuojant 2.9 paveikslą matyti, kad plieno plaušas daugeliu atvejų sumažino plyšio pločius (esant tokioms pat apkrovoms). Tačiau sijos Nr. 4, kurios betone buvo 25 kg/m³ plaušo, plyšio plotis w_{max} buvo didesnis nei bandinių be plaušo. Taip pat pastebėta, kad kitos sijos Nr. 3, armuotos 25 kg/m³ plieno plaušo, didžiausias plyšio plotis buvo mažesnis nei 50 kg/m³ plaušo armuotos sijos Nr. 6. Manoma, kad tai galėjo sąlygoti netolygus plaušo pasiskirstymas ir nevienoda jo orientacija. Kaip matyti iš 2.1 paveikslu b) dalies, dėl netolygaus plaušo pasiskirstymo ir nevienodos orientacijos, liekamieji įtempiai plyšyje gali labai skirtis. Sijos tempiamą zoną armuojant tik dviem 10 mm skersmens strypais, papildomas armavimas plaušu yra ganėtinai reikšmingas, todėl minėti liekamųjų įtempių skirtumai galimai ir nulėmė tokius plyšių pločių rezultatus. Taip pat įtakos galėjo turėti ir galimos matavimų paklaidos, kadangi matuotų plyšių paviršiai buvo labai nelygūs.

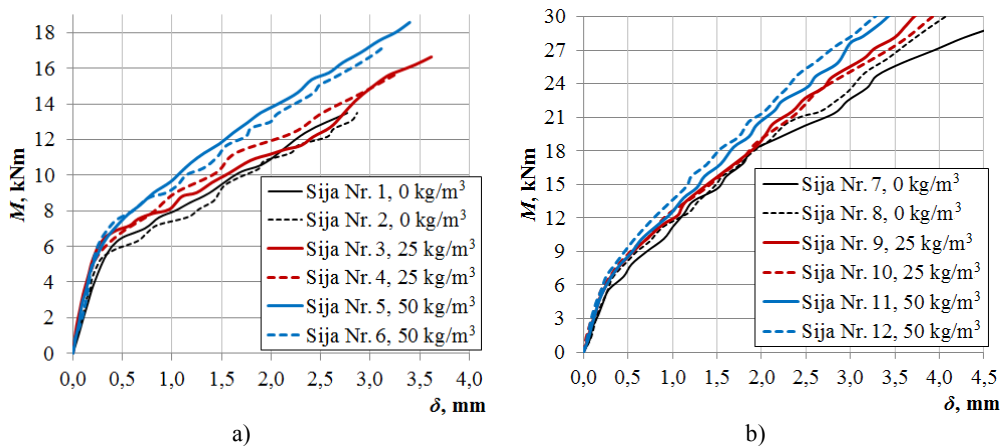


2.10 pav. Sijų Nr. 7–12 didžiausių plyšių pločių w_{max} priklausomybės nuo lenkimo momento M

Analizuojant 2.10 paveiksle pateiktas didžiausių plyšio pločių w_{max} ir lenkimo momento M priklausomybes, matyti ta pati tendencija – papildomas armavimas plieno plaušu sumažina plyšių pločius. Šį kartą tiek sijos Nr. 7, tiek ir sijos Nr. 8 (0 kg/m^3 plaušo) plyšio pločiai w_{max} buvo didesni nei kitų (kombinuotai armuotų) sijų. Analogiškai lyginant 25 ir 50 kg/m^3 plaušo armuotų sijų rezultatus matyti, kad dėl netolygaus plaušo pasiskirstymo sijos Nr. 11 plyšio pločiai buvo panašūs kaip ir sijų Nr. 9 bei Nr. 10.

Apibendrinant 2.9 ir 2.10 paveiksluose pateiktus didžiausio plyšio pločio rezultatus galima teigti, kad papildomas armavimas plieno plaušu mažina plyšių pločius. Didelė liekamųjų tempimo įtempių plyšyje sklaida yra reikšmingas veiksnys, darantis įtaką tokio armavimo efektyvumui.

Analizuojant didžiausių ir vidutinių plyšių pločių santykius w_{max}/w_{vid} nebuvo nustatyta konkreti šio santykio priklausomybė nuo plaušo ar armatūros kiekio. Minėto santykio vidurkis atskiroms sijoms svyravo nuo 1,17 iki 1,60. Mažiausia ir didžiausia šio santykio reikšmės buvo atitinkamai 1,0 ir 1,99. Vis dėlto eksperimento metu buvo pasirinkta ganėtinai trumpa grynojo lenkimo zona (300 mm), o tai sąlygojo nedidelį plyšių skaičių šioje zonoje. Dėl šios priežasties norint tiksliau įvertinti didžiausio ir vidutinio plyšių santykius yra reikalingas išsamesnis tyrimas.



2.11 pav. Sijų Nr. 1–6 bei sijų Nr. 7–12 įlinkių δ priklausomybės nuo lenkimo momento M : a) apatinis armavimas $2\phi 10$; b) apatinis armavimas $2\phi 16$

Analizuojant 2.11 paveiksle pateiktas įlinkio δ ir lenkimo momento M priklausomybes matyti, kad plieno plaušas sumažina sijų įlinkį. Šiuo atveju netolygus plaušo pasiskirstymas turėjo mažesnę įtaką nei plyšio pločio atveju. Padidinus plaušo kiekį visais atvejais įlinkis sumažėjo. Priešingai nei didžiausio plyšio atsivėrimo atveju, įlinkį lemia visa supleišėjusi zona (jos kreivis). Todėl atskiro plyšio padidėjimą dėl sumažėjusių liekamųjų tempimo įtempių iš dalies kompensuoja kiti – potencialiai siauresni – plyšiai. Tokiu būdu plyšiuose didėjant liekamiesiems įtempiams mažėja sijos įlinkis.

2.4. Antrojo skyriaus išvados

1. Atliekant liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{R,1}$ eksperimentinius tyrimus buvo išbetonuotos ir išbandytos 168 sijelės (600×150×150 mm) su įpjova ir 148 kubeliai. Tyrimo metu naudota 10 skirtingų gamintojų plieno plaušų lenktais galais ir 3 skirtingi banguoti plieno plaušai. Eksperimento rezultatų analizė parodė didelę liekamojo tempimo stiprio lenkiant sklaidą. Variacijos koeficientas kito nuo 12,1 % iki 32,2 %. Eksperimentų rezultatai darbe toliau naudojami Naaman bei Sujivorakul metodų suderinimo koeficientams nustatyti ir liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{R,1}$ bei jo variacijos koeficiento V_x apskaičiavimo metodams sukurti.

2. Panaudojus tenzometrinę įrangą buvo nustatytos 2 bandinių gniuždomos zonos aukščio x ir įlinkio δ priklausomybės. Tyrimas parodė, kad didėjant elemento įlinkiui kartu auga ir plyšio plotis, o gniuždomos zonos aukštis x mažėja. Eksperimento rezultatai darbe naudojami naujam plastinio lanksto metodui sukurti ir esamų metodų rezultatams patikrinti.

3. Eksperimentiniai plieno plaušo įtakos pleišėjimui, plyšio pločiui bei įlinkiui tyrimai buvo atliekami dviem etapais – naudojant mažus ir vidutinio dydžio bandinius.

Pirmuoju atveju buvo išbetonuotos bei išbandytos 29 sijelės (iš jų 12 taip pat naudotos $f_{R,1}$ reikšmėms nustatyti) ir 16 bandinių medžiagų savybėms nustatyti. Dalis sijelių buvo nearmuotos, kitos – armuotos plieno plaušu, armatūra ir kombinuotai. Sijelės atskirai buvo apkraunamos pagal jėgą ir pagal deformaciją. Tyrimo rezultatai parodė, kad sijeles papildomai armuojant plieno plaušu buvo efektyviai sumažinamas plyšio plotis ir netgi padidinamas elemento stiprumas. Taip pat tyrimo metu nustatyta, kad sijeles papildomai armuojant plieno plaušu padidėjo rezultatų sklaida. Apkrovimo tipas lemiamos įtakos rezultatams neturėjo. Eksperimento rezultatai toliau darbe naudojami palyginamojoje plyšio pločio apskaičiavimo metodikų analizėje.

Antruoju atveju buvo išbetonuota 12 sijų (1300×200×160 mm), 12 mažesnių matmenų sijelių (naudotos $f_{R,1}$ tyrime) bei 108 bandiniai medžiagų savybėms nustatyti. Tyrimo metu nustatyta, kad papildomai gelžbetoninį elementą armuojant plieno plaušu yra sumažinamas jo įlinkis, o daugeliu atvejų – ir atsivėrusių plyšių plotis. Didžiausias plyšio plotis labai priklauso nuo jį kertančio plaušo perimamų liekamųjų tempimo įtempių dydžio. Netolygus plaušo pasiskirstymas labai mažina armavimo plaušu efektyvumą, kadangi plyšiai tampa nevienodai suvaržyti. Kombinuotai armuotų sijų įlinkis buvo kiek mažiau priklausomas nuo liekamųjų įtempių dydžio atskirame pjūvyje. Eksperimento rezultatai darbe toliau naudojami palyginamosiose plyšio pločio ir įlinkio apskaičiavimo metodikų analizėse.

3. KOMBINUOTAI ARMUOTŲ LENKIAMŲ GELŽBETONINIŲ ELEMENTŲ NORMALINIO PLYŠIO PLOČIO TYRIMAI

3.1. Vidutinių liekamųjų tempimo įtempių apskaičiavimas

Norint pagal 1.4 skyriuje nagrinėtas metodikas apskaičiuoti plieno plaušu ir armatūra armuotų lenkiamų gelžbetoninių elementų plyšio plotį, pirmiausia reikia žinoti liekamuosius įtempius σ_{fb} . Šie įtempiai yra nustatomi bandymais. Kai kurių šalių normatyvai (SFRC Design Guideline, 2014; DafStb Guideline, 2012; SS 812310:2014) nurodo, kad betono tiekėjas turi užtikrinti projektuotojo numatytą liekamųjų įtempių dydį. Tačiau ne tik Lietuvoje, bet ir daugelyje kitų valstybių vis dar nėra norminių dokumentų, kurie tai apibrėžtų, todėl bandymų būtinumas apsunkina konstrukcijų projektavimą. Bandymo trukmė įprastomis sąlygomis yra ne mažiau kaip 28 dienos, o keliamus liekamojo tempimo stiprio reikalavimus galima pasiekti naudojant nevienodas skirtingų gamintojų plaušų kiekio variacijas. Todėl būtų didelė praktinė nauda gebėti bent apytiksliai apskaičiuoti liekamųjų įtempių dydį atsižvelgiant į plaušo tipą ir jo kiekį. Tai taip pat būtų labai naudinga ir projektuotojams, kurie lengviau galėtų pasirinkti optimalų armavimo variantą – ar naudoti tik įprastą armavimą strypais, ar dalį įprasto armavimo pakeisti plieno plaušu.

Skaičiavimus atliekant pagal 1.4 skyriuje aptartas plyšio pločio apskaičiavimo metodikas, liekamieji tempimo įtempiai σ_{fb} daugeliu atvejų turi būti apskaičiuojami naudojant tritaškio lenkimo bandymų pagal LST EN 14651+A1:2007 pateiktą metodą rezultatus. Dėl to liekamieji tempimo įtempiai, apskaičiuoti naudojant tritaškio lenkimo bandymų rezultatus, tolimesnėje analizėje yra laikomi siekiamybe.

Siekiant sukurti liekamųjų tempimo įtempių σ_{fb} apskaičiavimo būdą eliminuojant bandymus buvo analizuojamos 1.2 skyriuje aptartų Naaman (2003b) ir Sujivorakul (2012) publikacijose pateiktų metodų pritaikymo galimybės. Abu šie metodai yra skirti liekamojo tempimo stiprio apskaičiavimui grynojo tempimo atveju. Todėl reikalingas ne tik metodų, bet ir jais gaunamų rezultatų palyginimas su tritaškio lenkimo bandymų rezultatais.

Kaip rodo Naaman atliktas tyrimas (Naaman, 2003b), „deformacijų kietėjimo“ (angl. *strain hardening*) atvejis yra pasiekiamas tik tada, kai liekamasis tempimo stipris σ_{pc} viršija tempiamąjį betono stiprį f_{ct} . „Įlinkio kietėjimas“ (angl. *deflection hardening*) gali būti gaunamas net ir tada, kai liekamasis tempimo stipris σ_{pc} yra dvigubai mažesnis nei tempiamasis betono stipris. Atsižvelgiant į tai galima teigti, kad kol liekamasis tempimo stipris neviršija betono tempiamojo stiprio f_{ct} , yra galimas ir „įlinkio kietėjimo“ (angl. *deflection hardening*), ir „įlinkio minkštėjimo“ (angl. *deflection softening*) atvejis.

Atlikus palyginamąją metodų analizę nustatyta, kad liekamuosius įtempius apskaičiuojant pagal (21), (31), (36) ir (42) formules, visais atvejais yra naudojama konkreti liekamojo tempimo stiprio lenkiant reikšmė – $f_{R,1}$. Ši reikšmė yra nustatoma, kai $CMOD = 0,5$ mm (įpjovos praplatėjimas ties bandinio apačia), o $CTOD = 0,42$ mm (įpjovos praplatėjimas ties jos viršūne). Ši reikšmė yra taikoma skaičiavimuose, kur plyšio plotis gali siekti apytiksliai 0,4 mm.

Sujivorakul metodas buvo sukurtas remiantis tempimo bandymų rezultatais, kurie buvo gauti deformacijoms kintant nuo 0,5 ‰ iki 2 ‰ (~0,1–0,4 mm). Autorius numato, jog šis metodas gali būti taikomas tik „deformacijų minkštėjimo“ (angl. *strain softening*) atvejui (Sujivorakul, 2012), todėl deformacijos, kurioms esant yra nustatomi įtempiai, visais atvejais yra panašios. Kadangi analitinis Naaman metodas taip pat yra susietas su tempiamais elementais, todėl galima laikyti, kad „deformacijų minkštėjimo“ (angl. *strain softening*) atvejais liekamasis tempimo stipris apskaičiuojamas esant panašioms deformacijoms.

CNR-DT 204/2006 numatoma, kad liekamuosius tempimo įtempius nustatyti galima lenkimo arba tempimo bandymais. Lenkimo bandymų metu aktualus liekamasis stipris nustatomas, kai deformacijos kinta nuo 0 iki 0,5 mm. Tempimo bandymais aktualus liekamasis stipris nustatomas deformacijoms kintant nuo 0 iki 0,25 mm. Konkreti deformacijų reikšmė, kuriai esant nustatomas reikalingas liekamasis stipris, priklauso nuo bandymo ir konkrečių sąlygų jo metu.

Remiantis metodų analizės rezultatais daroma prielaida, kad liekamieji tempimo įtempiai σ_{fb} „deformacijų minkštėjimo“ atvejais gali apytiksliai būti apskaičiuojami Naaman ir Sujivorakul metodais. Siekiant, kad skaičiavimo rezultatai kuo geriau sutaptų su σ_{fb} reikšme, gauta naudojant tritaškio lenkimo bandymų rezultatus, siūloma naudoti suderinimo koeficientus k_{pc} ir k_p :

$$\sigma_{fb} = k_{pc} \cdot \sigma_{pc}; \quad (67)$$

čia σ_{pc} – didžiausias liekamasis tempimo stipris, apskaičiuotas pagal Naaman metodą (1.2 skyrius); k_{pc} – Naaman metodo suderinimo koeficientas.

$$\sigma_{fb} = k_p \cdot \sigma_p; \quad (68)$$

čia σ_p – liekamasis tempimo stipris, apskaičiuotas pagal Sujivorakul metodą (1.2 skyrius); k_p – Sujivorakul metodo suderinimo koeficientas.

Rezultatams palyginti ir suderinimo koeficientams nustatyti buvo naudojami 2.1 skyriuje, 2.2 lentelėje, pateikti eksperimentinių tyrimų rezultatai (serijų Nr. 1–10 bei serijų Nr. 101–103 rezultatai). Minėtoje lentelėje pateikti serijų Nr. 61 ir Nr. 63 rezultatai į palyginamąją analizę buvo įtraukti kaip kontroliniai – skirti tik skaičiavimo rezultatams palyginti. Kadangi liekamasis tempimo stipris labai priklauso nuo plaušo parametru, todėl į analizę buvo įtraukti ir kitų mokslininkų atlikti eksperimentiniai tyrimai. Informacija apie šiuose bandymuose naudotą plieno plaušą, bandinius bei nuorodos į šaltinius pateiktos 3.1 lentelėje. Vidutinis plieno plaušu armuoto betono gniuždomasis stipris pateiktas 3.1 paveiksle. Skaičiavimus atliekant pagal Naaman metodą buvo pasirinkti tokie parametrai: $\lambda = 0,30$ ir $\tau = 2,0f_{ctm}$. Kitos betono savybės apskaičiuotos pagal EN 1992-1-1:1992 pateiktas formules: $f_{ck} = f_{cm} - 8$, o $f_{ctm} = 0,3f_{ck}^{(2/3)}$. Naaman ir Sujivorakul metoduose numatyta naudoti betono stiprį, tačiau daugelyje literatūros šaltinių buvo pateiktas plieno plaušu armuoto betono gniuždomasis stipris. Todėl betono gniuždomasis stipris buvo apskaičiuotas pagal (1) ir (2) formules. Kadangi kai kurios iš šaltinių surinktos liekamojo tempimo stiprio lenkiant bei gniuždomojo stiprio reikšmės buvo apytikslės, skaičiavimuose galėjo atsirasti nežymios paklaidos.

3.1 lentelė. Informacija apie bandymus, kurių rezultatai buvo surinkti iš literatūros šaltinių

Serijos Nr.	Standartinių sijelių skaičius	Plaušo kiekis, kg/m ³	Plaušo l/d, mm	Plaušo f_v , MPa	Literatūros šaltinis
11	7	20	50/1,0	1100	(Buratti et al., 2010)
12	8	20	50/1,05	1000	(Dupont, 2003)
13	8	60	50/1,05	1000	(Dupont, 2003)
14	6	30	40/0,62	1050	(Vandewalle et al., 2008a)
15	6	30	25/0,4	1700	(Vandewalle et al., 2008a)
16	8	20	60/0,9	1000	(Dupont, 2003)
17	8	20	60/0,9	1000	(Dupont, 2003)
18	6	20	60/0,9	1000	(Dupont, 2003)
19	6	30	60/0,9	1000	(Vandewalle et al., 2008a)
20	8	40	60/0,9	1000	(Dupont, 2003)
21	8	40	60/0,9	1000	(Dupont, 2003)
22	8	60	60/0,9	1000	(Dupont, 2003)
23	8	60	60/0,9	1000	(Dupont, 2003)
24	6	60	60/0,9	1000	(Dupont, 2003)
25	16	75	60/0,9	1000	(Strack, 2008)
26	6	20	35/0,55	1100	(Álvarez, 2013)
27	6	30	35/0,55	1100	(Vandewalle, 2007a)
28	4	39	35/0,55	1100	(Amirineri, 2009)
29	6	40	35/0,55	1100	(Álvarez, 2013)
30	6	60	35/0,55	1100	(Vandewalle, 2007b)
31	5	79	35/0,55	1100	(Amirineri, 2009)
32	6	20	60/0,75	1050	(Álvarez, 2013)
33	5	39	60/0,75	1050	(Amirineri, 2009)
34	6	40	60/0,75	1050	(Álvarez, 2013)
35	5	79	60/0,75	1050	(Amirineri, 2009)
36	6	40	50/0,62	1270	(Álvarez, 2013)
37	6	40	50/0,62	1270	(Álvarez, 2013)
38	6	40	50/0,62	1270	(Álvarez, 2013)
39	6	40	50/0,62	1270	(Álvarez, 2013)
40	8	40	35/0,45	1050	(Dupont, 2003)
41	8	60	35/0,45	1050	(Dupont, 2003)
42***	6	30	50/0,8	1550	(Hansen ir Hallberg, 2013)
43***	6	30	40/0,62	1050	(Vandewalle et al., 2008a)
44***	6	30	40/0,62	1050	(Vandewalle et al., 2008a)
45***	6	30	40/0,62	1050	(Vandewalle et al., 2008a)
46***	6	30	25/0,4	1700	(Vandewalle et al., 2008a)
47***	6	30	25/0,4	1700	(Vandewalle et al., 2008a)
48***	6	30	25/0,4	1700	(Vandewalle et al., 2008a)
49***	6	30	60/0,9	1000	(Vandewalle et al., 2008a)
50***	6	30	60/0,9	1000	(Vandewalle et al., 2008a)
51***	6	30	60/0,9	1000	(Vandewalle et al., 2008a)
52***	6	39	60/0,9	1160	(Sandbakk, 2011)
53***	5	80	60/0,9	1160	(Flakk ir Tordal, 2012)
54***	6	78	60/0,9	1160	(Rød ir Aspås, 2013)
55***	6	78	60/0,9	1160	(Rød ir Aspås, 2013)
56***	9	50	35/0,55	1100	(Ferrara et al., 2012)**
57***	4	50	35/0,55	1100	(Ferrara et al., 2012)**
58***	9	40	60/0,75	1050	(Kelpša et al., 2015b)*

3.1 lentelė (tęsinys). Informacija apie bandymus, kurių rezultatai buvo surinkti iš literatūros šaltinių

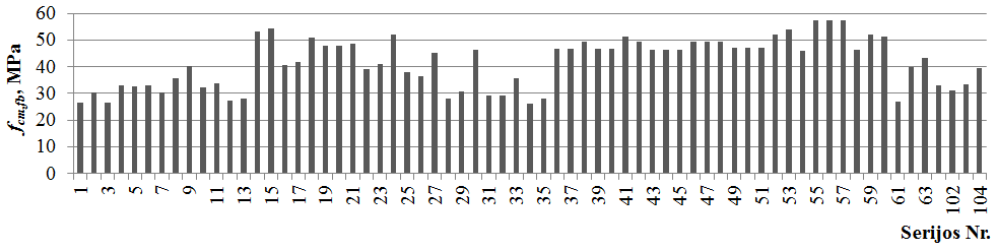
Serijos Nr.	Standartinių sijelių skaičius	Plaušo kiekis, kg/m ³	Plaušo l/d, mm	Plaušo f_{y2} , MPa	Literatūros šaltinis
59***	9	40	60/0,75	1050	(Kelpša et al., 2015b)*
60***	6	80	60/0,75	1050	(Olimb, 2012)
104	6	40	50/1,0	–	(Vandewalle et al., 2008b)

* – Norvegijos mokslo ir technologijų universitete (NTNU) bendrautorio G. Žirgolio (Kelpša et al., 2015b) atliktas eksperimentas.

** – Bandiniai buvo padalyti į dvi serijas, kadangi skyrėsi jų betonavimas, o kartu ir plaušo orientacija.

*** – Savaimė sutankėjantis betonas.

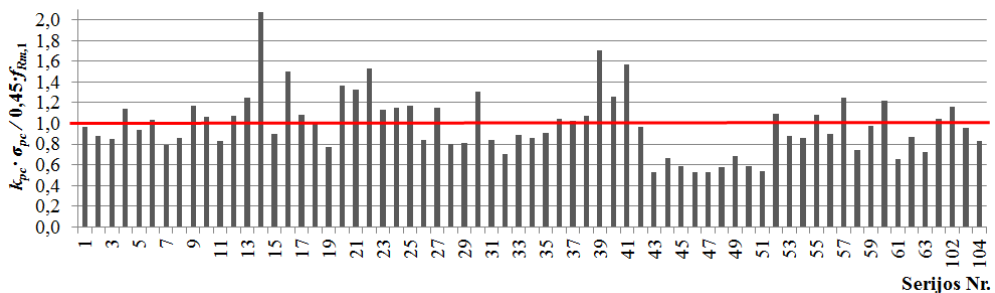
Banguotas plieno plaušas buvo naudotas tik 104 serijoje, visose kitose serijose naudotas plieno plaušas lenktais galais.



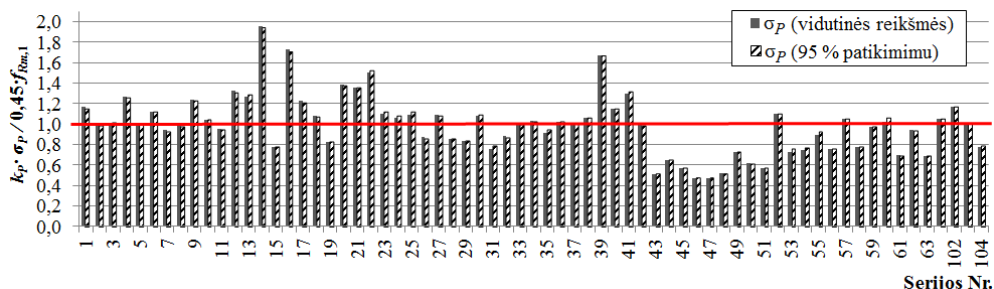
3.1 pav. Vidutinis tyrime naudoto plieno plaušu armuoto betono gniuždomasis stipris $f_{cm,fb}$

Kaip matyti iš 3.1 paveikslėlio, tyrime buvo naudotas plieno plaušu armuotas betonas, kurio cilindrinis gniuždomasis stipris kito nuo 26,0 MPa iki 57,5 MPa.

Tyrimo metu buvo nustatyti mažiausius nuokrypius atitinkantys metodų suderinimo koeficientai k_{pc} ir k_p . Šie koeficientai parinkti taip, kad visų analizuotų bandymų serijų rezultatų santykių $k_{pc} \cdot \sigma_{pc} / 0,45 \cdot f_{Rm,1}$ ir $k_p \cdot \sigma_p / 0,45 \cdot f_{Rm,1}$ vidurkis būtų lygus 1,0. Apskaičiuotų liekamųjų tempimo įtempių paklaidos matomos 3.2 bei 3.3 paveiksluose. Siūlomos k_{pc} ir k_p reikšmės bei įtempių santykiai pateikti 3.2 lentelėje. Siekiant pagerinti rezultatų tikslumą, koeficientai k_{pc} ir k_p buvo atskirai nustatyti banguotam plieno plaušui ir plaušui lenktais galais.



3.2 pav. Liekamųjų tempimo įtempių santykiai taikant Naaman metodą ir k_{pc} koeficientą



3.3 pav. Liekamųjų tempimo įtempimų santykiai taikant Sujivorakul metodą ir k_P koeficientą

Kaip matyti iš 3.2 ir 3.3 paveikslų, abiem (Naaman ir Sujivorakul) metodais apskaičiuotų liekamųjų tempimo įtempimų σ_{fb} paklaidos esant skirtingoms serijoms buvo itin skirtingos – nuo labai didelės (107 %) iki labai mažos (0 %). Didžiausios banguotu plieno plaušu armuoto betono liekamųjų tempimo įtempimų paklaidos buvo mažesnės (serijos Nr. 101–104), tačiau tai galėjo lemti nedidelis bandymo serijų skaičius. Dėl šios priežasties rekomenduotina atlikti išsamesnę analizę, įtraukiant daugiau skirtingų banguoto plaušo rūšių bei naudojant daugiau skirtingo stiprio betonų. Taip pat matoma, kad daugeliu savaime sutankėjančio betono atveju skaičiavimais buvo gautos per mažos liekamųjų tempimo įtempimų reikšmės.

3.2 lentelė. Siūlomi k_{pc} bei k_P koeficientai ir σ_{fb} įtempimų paklaidų suvestinė

$\sigma_{fb,apsk} / 0,45 \cdot f_{Rm,1}$	Plieno plaušas lenktais galais			Banguotas plieno plaušas		
	$k_{pc}=3,65$	$k_P=1,38,$ σ_P (vid.)	$k_P=1,63,$ σ_P (95 %)	$k_{pc}=3,55$	$k_P=1,25,$ σ_P (vid.)	$k_P=1,48,$ σ_P (95 %)
MIN	0,53	0,47	0,47	0,83	0,78	0,78
MAX	2,07	1,96	1,94	1,16	1,17	1,17
$V_{xs}, \%$	30,2	29,6	29,5	13,8	16,4	16,2

Analizuojant 3.2 lentelėje pateiktus rezultatus matyti, kad Naaman metodu rekomenduotinas suderinimo koeficientas yra kur kas didesnis nei Sujivorakul metodu. Šio koeficiento reikšmė tiesiogiai priklausė nuo skaičiavimų pradžioje pasirinktų λ ir τ reikšmių. Pritaikius skirtingus suderinimo koeficientus k_P , abiem Sijivorakul metodo išraiškomis apskaičiuoti liekamieji tempimo įtempiai buvo panašaus dydžio. Taip pat pastebėta, kad nors Sujivorakul metodas yra skirtas plieno plaušu lenktais galais armuotam betonui, tačiau jį taikant yra gaunami ganėtinai geri rezultatai ir banguotu plaušu armuotam betonui.

Apibendrinant gautus rezultatus galima teigti, kad apytiksliai apskaičiuoti liekamuosius tempimo įtempius, pritaikius Naaman ir Sujivorakul metodus bei jų suderinimo koeficientus, galima. Vis dėlto didžiausios abiem metodais apskaičiuotų liekamųjų tempimo įtempimų paklaidos yra reikšmingos ir gali lemti ženkliai paklaidas atliekant tolimesnius skaičiavimus. Dėl šios priežasties svarbu ir toliau tikslinti liekamųjų tempimo įtempimų apskaičiavimo metodus.

Siekiant sukurti tikslesnį metodą liekamiesiems tempimo įtempiams apskaičiuoti buvo nustatyti svarbiausi veiksniai, o remiantis literatūroje pateikta informacija (Kelpša et al., 2015b; Jansson, 2007; Naaman, 2003a; Kaklauskas et al., 2012; Grünwald, 2004; Dupont, 2003; 32; Thorenfeldt, 2003; Naaman, 2003b;

Naaman, 2008; Sujivorakul, 2012; Kanstad et al., 2011; Vandewalle, 2007a; Sandbakk, 2011; Sarmiento et al., 2014) buvo išnagrinėta ir jų įtaka liekamajam tempimo stipriui. Tyrimo metu analizuoti šie pagrindiniai veiksniai: plaušo ilgis l , plaušo skersmuo d , plaušo ilgio ir skersmens santykis l/d , plaušo medžiagos savybės $E_{s,fb}$ ir $f_{y,fb}$, plaušo skerspjuvio forma, plaušo tipas, plaušo kiekis V_{fb} , plaušo orientacija bei plaušo užinkaravimo betone stiprumas (Kelpša et al., 2015b). Reikšmingiausių veiksnių skaičių apribojo šaltiniuose, iš kurių buvo surinkti bandymų rezultatai, pateikiama informacija.

Plieno plaušo orientaciją galima apibūdinti orientacijos koeficientu α . Kai visi plaušai yra orientuoti viena kryptimi, tai šis koeficientas lygus 1,0. Teoriškai jo reikšmė lygi 0,637, kai plaušai atsitiktinai orientuoti plokštumoje ir $\alpha=0,5$, kai jie atsitiktinai orientuoti erdvėje (Thorenfeldt, 2003; Kanstad, 2011; Sandbakk, 2011). Žinant skerspjuvį kertančių plaušų skaičių, ši koeficientą galima apskaičiuoti pagal (69) formulę:

$$\alpha = \frac{n_{fb} A_{fb}}{A_c V_{fb}}; \quad (69)$$

čia n_{fb} – nagrinėjamą skerspjuvį kertančių plaušų skaičius; A_{fb} – plaušo skerspjuvio plotas; A_c – nagrinėjamo plieno plaušu armuoto betono skerspjuvio plotas; V_{fb} – plaušo kiekis (plaušo masė kubiniame metre/plaušo tankis).

Plaušo orientacijos koeficiento įtaką liekamajam tempimo stipriui galima įvertinti koeficientu η_0 (Thorenfeldt, 2003):

$$\begin{aligned} \eta_0 &= \frac{2}{3}\alpha, & \text{kai } 0 < \alpha \leq 0,5, \\ \eta_0 &= \frac{4}{3}\alpha - \frac{1}{3}, & \text{kai } 0,5 < \alpha \leq 1,0. \end{aligned} \quad (70)$$

Plaušo inkaravimą betone dažnai rekomenduojama nustatyti ištraukimo bandymais. Vis dėlto šiam veiksniai labai daug įtakos turi betono stiprumas. Skirtinguose skaičiavimo metoduose minėto veiksnio įvertinimui yra naudojamas arba tempiamasis, arba gniuždomasis betono stipris (Jansson, 2007; Grünwald, 2004; Dupont, 2003; Naaman, 2003b; Sujivorakul, 2012; Sandbakk, 2011). Kadangi plieno plaušu armuoto betono vidutinis gniuždomasis stipris $f_{cm,fb}$ yra tiesiogiai nustatomas bandymais, todėl būtent ši savybė buvo pasirinkta plaušo ir betono sukibimui įvertinti.

Nagrinėtose plyšio pločio apskaičiavimo metodikose liekamuosius tempimo įtempius σ_{fb} numatoma gauti naudojant liekamąjį tempimo stiprį lenkiant $f_{R,1}$, todėl sukurtas empirinis metodas yra skirtas būtent šiam parametrai apskaičiuoti. Plieno plaušas lenktais galais šiuo metu yra vienas iš labiausiai naudojamų (Kaklauskas et al., 2012), todėl metodas taikytinas būtent šio tipo plaušui. Atsižvelgiant į tai, anksčiau minėti veiksniai – plaušo tamprumo modulis $E_{s,fb}$, plaušo skerspjuvio forma ir jo tipas visais atvejais buvo vienodi, todėl jų įtaka tiesiogiai skaičiuojant nevertinama. Visi eksperimentai, kurių rezultatai buvo naudojami tyrime, (tiek atlikti KTU, tiek aprašyti literatūros šaltiniuose) buvo atlikti pagal EN

14651+A1:2007 (analogiška pateikta RILEM, 2002b) metodą. Todėl į tokius veiksnius, kaip lokali plaušo orientacija, lokali koncentracija, bandinių dydis, nevienodos betono savybės ir kt., kuriant metodą nebuvo atsižvelgiama.

Minėti veiksniai buvo suskirstyti į tris grupes (parametrus β , γ ir y) taip, kad juos sudauginus būtų gaunamas vidutinis liekamasis stipris lenkiant $f_{Rm,1}$:

$$f_{Rm,1} = \beta \cdot \gamma \cdot y; \quad (71)$$

čia β – parametras, kuris priklauso nuo vidutinio plieno plaušu armuoto betono gniuždomojo stiprio $f_{cm,fb}$ ($\beta \in f_{cm,fb}$); γ – parametras, kuris priklauso nuo plaušo ilgio l , skersmens d , tempiamojo stiprio $f_{y,fb}$ ir koeficiento η_0 ($\gamma \in l, d, f_{y,fb}, \eta_0$); y – funkcija, kuri priklauso nuo plaušo kiekio (plaušo masė kubiniame metre/plaušo tankis) ir armavimo efektyvumo koeficiento k_{fb} ($y \in V_{fb}, k_{fb}$).

Nustatant geriausių aptartų veiksnių ryšį, buvo analizuotos įvairios funkcijos. Geriausi rezultatai gauti pasirinkus (72), (73) ir (74) formulėse pateiktas funkcijas:

$$\beta = k_{c1} f_{cm,fb}^{n_{c1}} + k_{c2} f_{cm,fb}^{n_{c2}} + k_{c3}; \quad (72)$$

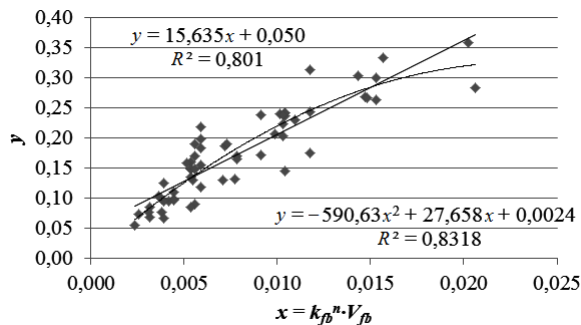
čia k_{c1} , k_{c2} , k_{c3} , n_{c1} ir n_{c2} – koeficientai, kurie parinkti taip, kad būtų gaunamos tiksliausios $f_{Rm,1}$ reikšmės.

$$\gamma = k \eta_0^{n_{\eta_1}} \left(\frac{l_{fb}}{d_{fb}} \right)^{n_{l_1}} l_{fb}^{n_{l_2}} d_{fb}^{n_{d_1}} \left(\frac{f_{y,fb}}{1000} \right)^{n_{y_2}}; \quad (73)$$

čia k , n_{l_1} , n_{l_2} , n_{d_1} , n_{y_1} , n_{y_2} ir n_{η_1} – koeficientai, kurie parinkti taip, kad būtų gaunamos tiksliausios $f_{Rm,1}$ reikšmės.

Funkcijos y , kurią naudojant gaunamos tiksliausios $f_{Rm,1}$ reikšmės, nustatymas pateiktas 3.4 paveiksle. Ji pasirinkta pagal didžiausią koreliacijos koeficientą R :

$$y = f(x) = \frac{f_{Rm,1}}{\beta \cdot \gamma}. \quad (74)$$



3.4 pav. Funkcijos y nustatymas

Kaip matyti iš 3.4 paveikslo, buvo palygintos tiesinė ir antros eilės polinominė funkcijos. Kadangi antros eilės polinominės funkcijos apibrėžtumo koeficientas R^2

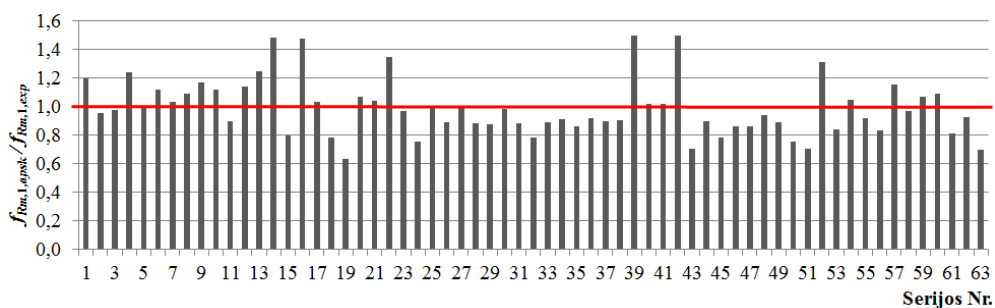
buvo didesnis, todėl ši funkcija ir buvo pasirinkta kaip tinkamesnė. Galiausiai parinkus visas funkcijas ir koeficientus, vidutinį liekamąjį tempimo stiprį lenkiant $f_{Rm,1}$ galima apskaičiuoti pagal (75) formulę:

$$f_{Rm,1} = k_{pat} \left(16,5 f_{cm,fb} - 0,185 f_{cm,fb}^2 - 155 \right) \cdot \eta_0 \left(\frac{l}{d} \right)^{\frac{1}{3}} \left(\frac{f_{y,fb}}{1000} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left[27,658 (k_{fb}^{1.5} V_{fb}) - 590,63 (k_{fb}^{1.5} V_{fb})^2 + 0,0024 \right]; \quad (75)$$

čia k_{pat} – pataisos koeficientas, nustatytas iš rezultatų palyginamosios analizės taip, kad visų analizuotų serijų paklaidų $f_{Rm,1,apšk} / f_{Rm,1,exp}$ vidurkis būtų lygus nuliui ($k_{pat} = 0,96$); k_{fb} – armavimo plaušu efektyvumo koeficientas ($k_{fb} = l/50d$).

Sukurtame metode yra įvertinamas betono tipas: įprastas – tankinamas betonas ar savaime sutankėjantis betonas. Betono tipo įtaka yra įvertinama plaušo orientacijos koeficientu α . Įprastam – tankinamam betonui yra priimta, kad $\alpha = 0,60$, o savaime sutankėjančiam betonui $\alpha = 0,80$. Tada koeficientas η_0 atitinkamai įprastam ir savaime sutankėjančiam betonui – 0,467 ir 0,733. Tokios orientacijos koeficientų reikšmės pasirinktos remiantis sukauptais eksperimentų rezultatais (Vandewalle ir Heirman, 2009; Vandewalle et al., 2008a; Prisco et al., 2012; Hansen ir Hallberg, 2013; Rød ir Aspås, 2013) bei kitų šaltinių rekomendacijomis (SFRC Design Guideline, 2014; Dupont, 2003).

Kaip ir metodų suderinimo koeficientų nustatymo atveju, kontrolinių bandymų serijų Nr. 61 ir Nr.63 (2.2 lentelė) rezultatai nebuvo naudojami kuriant metodą. Vis dėlto į palyginamąją analizę buvo įtrauktos visos bandymais nustatytos plieno plaušu lenktais galais armuoto betono $f_{Rm,1}$ reikšmės (2.2 ir 3.1 lentelės). Šios reikšmės buvo palygintos su apskaičiuotomis $f_{Rm,1}$ reikšmėmis, o rezultatai pateikti 3.5 paveiksle. Kadangi skaičiavimuose buvo naudojamas koeficientas k_{pat} , todėl serijų Nr. 1–60 santykių $f_{Rm,1,apšk} / f_{Rm,1,exp}$ vidurkis lygus 0.



3.5 pav. Apskaičiuotų ir eksperimentais nustatytų $f_{Rm,1}$ reikšmių santykiai

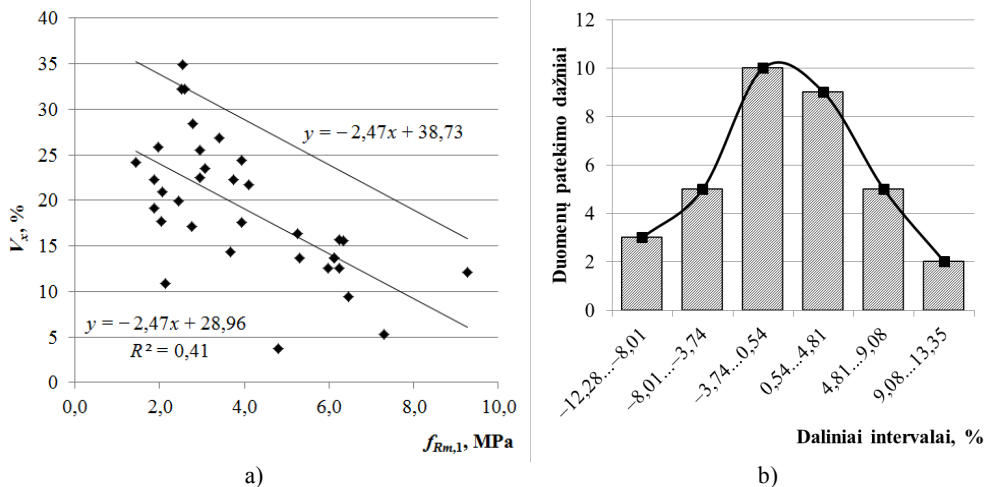
Kaip matyti iš palyginamosios analizės (3.5 paveikslas), didžiausia $f_{Rm,1}$ paklaida siekia 50 %, tačiau didesnė nei 30 % paklaida užfiksuota tik 8 serijų atvejais (įskaitant kontrolines serijas). Taip pat paklaidų variacijos koeficientas V_x siekia tik 20 %. Palyginus šiuos (3.5 paveikslas) rezultatus su rezultatais, apskaičiuotais pagal Naaman ir Sujivorakul metodus (3.2 ir 3.3 paveikslai), yra matomas ryškus skaičiavimų tikslumo pagerėjimas. Taip pat akivaizdus savaime

sutankėjančio betono rezultatų tikslumo pagerėjimas. Tai buvo pasiekta patikslinus įtaką darančių veiksnių įvertinimą bei atsižvelgus į anksčiau nevertintus veiksnius – plaušo stiprumą bei orientacijos koeficientą. Galiausiai metodo paklaidas lyginant su atskirų lygintinių serijų eksperimentų rezultatų nesutapimais (pvz., serijų Nr. 37 ir Nr. 39) galima teigti, kad sukurtu metodu apskaičiuoto $f_{Rm,1}$ tikslumas yra priimtinas.

Kuriant metodą buvo pasirinkti tik du skirtingi plaušo orientacijos koeficientai, vis dėlto net ir esant vienodai betonavimo procedūrai šis koeficientas gali skirtis. Jam gali turėti įtakos tokie veiksniai, kaip tankinimo laikas, tankinimo būdas, tankinimo prietaisas, maišyklės tipas, mišinio reologinės savybės, faktinė plaušo koncentracija pjūvyje, V/C santykis, plaušo kablių tikslumas bei jų dydis ir kt. Visi šie veiksniai gali turėti didelę įtaką liekamajam tempimo stipriui lenkiant, tačiau dėl duomenų stokos jie nebuvo įtraukti į analizę. Siekiant patikslinti disertacijos rengimo metu sukurtą metodą, į analizę būtų galima įtraukti ne tik daugiau bandinių, tačiau ir minėtus veiksnius.

3.2. Charakteristinių liekamojo tempimo stiprio lenkiant reikšmių apskaičiavimas

Apskaičiuojant charakteristines $f_{Rk,1}$ reikšmes skirtingais metodais variacijos koeficientas V_x turi būti arba apskaičiuojamas remiantis bandymo rezultatais, arba pasirenkamas vadovaujantis turima patirtimi. Tais atvejais, kai $f_{Rm,1}$ yra apskaičiuojamas pagal (75) formulę, V_x reikšmė turi būti pasirenkama remiantis patirtimi. Todėl siekiant prognozuoti ne tik vidutinio liekamojo tempimo stiprio lenkiant vidurkį $f_{Rm,1}$, bet ir charakteristinę jo reikšmę $f_{Rk,1}$ buvo atlikta papildoma analizė, panaši į aprašytą Bond (2011). Analizėje naudoti 2 skyriuje aptartų eksperimentinių tyrimų (2.2 lentelė) bei iš literatūros surinktų eksperimentinių tyrimų (3.1 lentelė) rezultatai. Atskirai buvo analizuojami bandiniai, pagaminti iš įprasto ir savaime sutankėjančio betono – 3.6 ir 3.7 paveikslai.



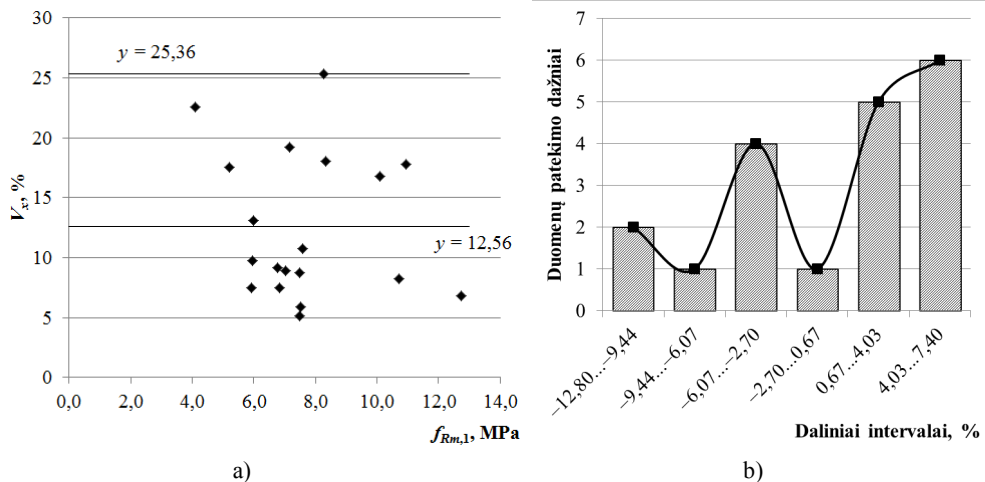
3.6 pav. Įprastas (tankinamas) plieno plaušu armuotas betonas: a) variacijos koeficiento V_x priklausomybė nuo $f_{Rm,1}$ reikšmių; b) V_x nuokrypių nuo vidurkio pasiskirstymas

Atlikus analizę nustatyta, kad įprasto plieno plaušu armuoto betono liekamojo tempimo stiprio lenkiant reikšmių variacijos koeficientas V_x koreliuoja su vidutiniu liekamuoju tempimo stipriu lenkiant $f_{Rm,1}$ – didėjant $f_{Rm,1}$ reikšmėms variacijos koeficientas V_x mažėja. Nors koreliacija nėra ypač stipri, tačiau ryšys akivaizdus, o variacijos koeficiento nuokrypiai nuo vidurkio pasiskirsto pagal normalųjį skirstinį. Asimetrijos koeficientas – 0,16, todėl, remiantis Gulvanessian et al. (2002) pateikta informacija, į jį analizėje nebuvo atsižvelgta.

LST EN 1990:2004 nurodoma, kad atvejais, kai variacijos koeficientas yra žinomas, reikėtų naudoti konservatyvų viršutinį jo įvertį. Atsižvelgiant į šį nurodymą ir į tai, kad variacijos koeficiento nuokrypiai pasiskirsto pagal normalųjį skirstinį, (76) formulėje yra pateikta viršutinė variacijos koeficiento reikšmė (pagal Bayesian metodą 95 % patikimumu apskaičiuotas 5 % fraktilis):

$$V_x = 38,72 - 2,47 f_{Rm,1}. \quad (76)$$

Savaime sutankėjančio plieno plaušu armuoto betono atveju variacijos koeficiento V_x ir $f_{Rm,1}$ priklausomybė nebuvo užfiksuota. Nebuvo nustatytas ir variacijos koeficiento V_x nuokrypių pasiskirstymo dėsningumas vidurkio atžvilgiu (3.7 paveikslas). Todėl skaičiuojant savaime sutankėjančio plieno plaušu armuoto betono $f_{R,1}$ charakteristines reikšmes, variacijos koeficiento V_x viršutines reikšmes pagrįstai galima pasirinkti lygias didžiausioms užfiksuotoms – 25,36.



3.7 pav. Savaime sutankėjantis plieno plaušu armuotas betonas: a) variacijos koeficiento V_x priklausomybė nuo $f_{Rm,1}$ reikšmių; b) V_x nuokrypių nuo vidurkio pasiskirstymas

Plieno plaušu armuotą betoną ir iš jo pagamintas konstrukcijas nagrinėjančioje literatūroje galima rasti skirtingų sudėčių betono V_x rezultatus (Alvarez, 2013; Ferrara et al., 2012; Hanssen ir Hallberg, 2013; Kelpša et al., 2014a; Olimb, 2012; Parmentier et al., 2008; Prisco et al., 2012; Rød ir Aspås, 2013; Sandbakk, 2011; Vandewalle, 2007a; Vandewalle, 2007b; Vandewalle et al., 2008a; Vandewalle ir Heirman, 2009) bei bendras V_x tendencijas (SS 812310:2014). Vis dėlto nagrinėtoje literatūroje nebuvo rasta jokių konkrečių nurodymų dėl V_x parinkimo, atliekant

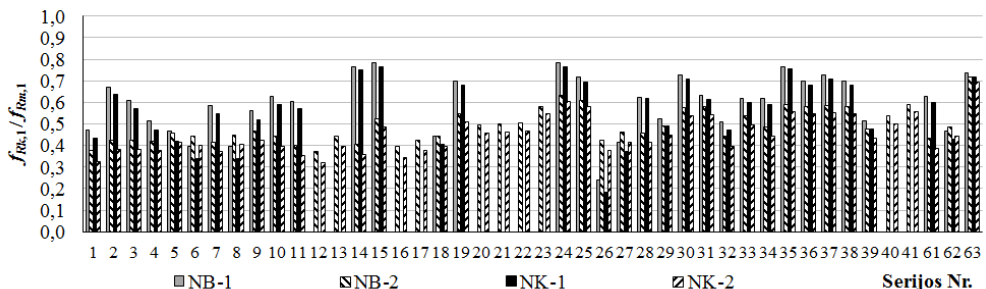
charakteristinių $f_{R,1}$ reikšmių skaičiavimus. Todėl analizės metu nustatyta V_x apskaičiavimo išraiška ((76) formulė) įprastam plieno plaušu armuotam betonui bei $V_x = 25,36\%$ – savaime sutankėjančiam analogiškai armuotam betonui turi didelę praktinę naudą. Pagal 3.6 ir 3.7 paveikslus parinktas V_x reikšmės galima taikyti atliekant $f_{Rk,1}$ skaičiavimus laikant, kad V_x – žinomas.

Siekiant nustatyti skirtingais metodais gaunamų $f_{Rk,1}$ reikšmių skirtumus bei sukurto V_x apskaičiavimo metodo pritaikomumą buvo atliktas tyrimas, kurio metu atskirai nagrinėti įprasto ir savaime sutankėjančio plieno plaušu armuoto betono rezultatai. Palyginamosios analizės rezultatai pateikti 3.8–3.13 paveiksluose, kur skaičiavimai sužymėti žymenimis atsižvelgiant į skirstinį, skaičiavimo metodą, pasirinktą fraktilį, pasirinktą patikimumo lygį ir variacijos koeficiento V_x apskaičiavimą. Išsamesnė skaičiavimų ir jų žymėjimų informacija yra pateikta 3.3 lentelėje. Tais atvejais, kai V_x laikytas nežinomu, s_x ir s_y skaičiavimai atlikti remiantis eksperimentų rezultatais. Atvejais, kai V_x laikytas žinomu, jo reikšmės pasirinktos remiantis (76) formule ir 3.6 bei 3.7 paveiksluose pateiktais analizės rezultatais. 3.3 lentelėje nurodyti žymenys naudoti ir 3.8–3.13 paveiksluose.

3.3 lentelė. Palyginamosios analizės skaičiavimų žymenys ir paaiškinimai

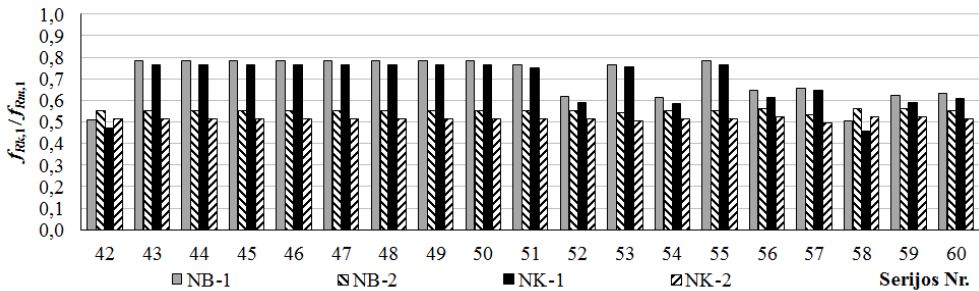
Žymuo	Skirstinys	Metodas	fr/γ	V_x	Papildoma informacija
NB-1	Normalusis	Bayesian	5%/95%	Nežinomas	$f_{R,1,exp}$
NB-2	Normalusis	Bayesian	5%/95%	Žinomas	$f_{R,1,exp}$
NK-1	Normalusis	Klasikinis	5%/75%	Nežinomas	$f_{R,1,exp}$
NK-2	Normalusis	Klasikinis	5%/75%	Žinomas	$f_{R,1,exp}$
LK-1	Lognormalusis	Klasikinis	5%/75%	Nežinomas	$f_{R,1,exp}$
LK-2	Lognormalusis	Klasikinis	5%/75%	Žinomas	$f_{R,1,exp}$
LK-3	Lognormalusis	Klasikinis	5%/75%	Nežinomas	$f_{R,1,exp}$ (18) formulė
LK-4	Lognormalusis	Klasikinis	5%/75%	Žinomas	$f_{R,1,exp}$ (18) formulė
NB-3	Normalusis	Bayesian	5%/95%	Žinomas	$f_{Rm,1,apsk}$
NK-3	Normalusis	Klasikinis	5%/75%	Žinomas	$f_{Rm,1,apsk}$
LK-5	Lognormalusis	Klasikinis	5%/75%	Žinomas	$f_{Rm,1,apsk}$
LK-6	Lognormalusis	Klasikinis	5%/75%	Žinomas	$f_{Rm,1,apsk}$ (18) formulė

3.3 lentelėje naudoti žymėjimai: fr – fraktilis; γ – patikimumo lygis; V_x – variacijos koeficientas; $f_{R,1,exp}$ – $f_{R,1}$ reikšmės gautos bandymais; $f_{R,1,apsk}$ – $f_{Rm,1}$ reikšmės apskaičiuotos pagal (75) formulę; (18) formulė – taikytas papildomas reikalavimas, kuris yra numatytas SFRC *Design Guideline* (2014).



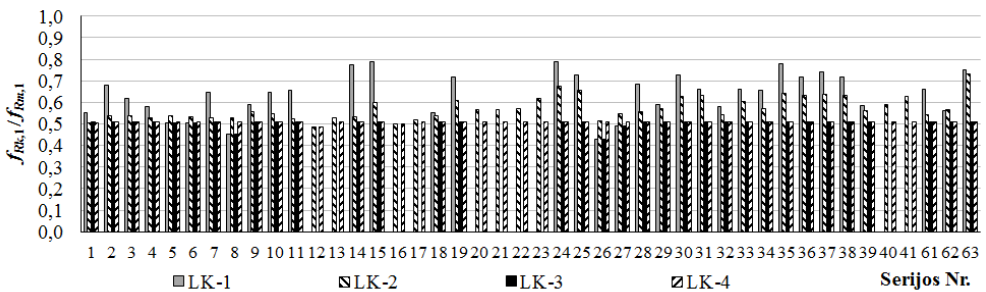
3.8 pav. Charakteristinių ir vidutinių $f_{R,1}$ reikšmių santykiai laikant, kad $f_{R,1}$ pasiskirsto pagal normaliojo skirstinio dėsnį ($f_{R,1}$ – nustatytas bandymais, betonas – įprastas)

Kaip matyti iš 3.8 paveikslo, daugeliu normaliojo skirstinio skaičiavimo atvejų mažesnės $f_{Rk,1}$ reikšmės gautos laikant, kad V_x yra žinomas (V_x pasirinktas vadovaujantis 3.6–3.7 paveiksluose pateiktais analizės rezultatais). Skaičiavimus atliekant šiuo būdu, nustatytas mažesnis $f_{Rk,1}$ ir $f_{Rm,1}$ santykio svyravimas. Atvejais, kai V_x laikytas nežinomu, $f_{Rk,1}/f_{Rm,1}$ santykiai kito nuo 0,18 iki 0,78, o kai V_x laikytas žinomu, minėti santykiai kito nuo 0,32 iki 0,72. Rezultatams turėjo įtakos nevienodos k_n koeficientų reikšmės (k_n mažesnis, kai V_x – žinomas) ir atsitiktinė bandymų metu nustatytų $f_{R,1}$ reikšmių sklaida. Lyginant Bayesian ir klasikiniu metodais apskaičiuotų $f_{Rk,1}$ ir $f_{Rm,1}$ santykius pastebima, kad visais atvejais skaičiavimus atliekant klasikiniu metodu buvo gautos mažesnės $f_{Rk,1}$ reikšmės.



3.9 pav. Charakteristinių ir vidutinių $f_{R,1}$ reikšmių santykiai laikant, kad $f_{R,1}$ pasiskirsto pagal normaliojo skirstinio dėsnį ($f_{R,1}$ – nustatytas bandymais, betonas – savaime sutankėjantis)

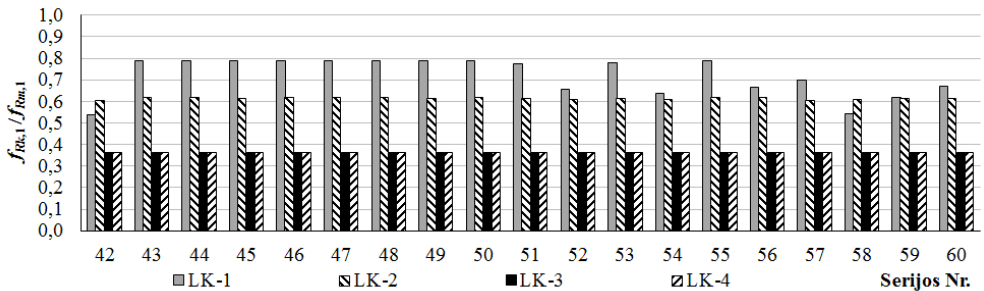
Savaime sutankėjančio betono atveju (3.9 paveikslas) bendros tendencijos išlieka tokios pat, kaip ir įprasto (tankinamo) betono atveju. Vis dėlto lyginant šių dviejų betonų $f_{Rk,1}/f_{Rm,1}$ santykius pastebima kiek mažesnė V_x pasirinkimo įtaka. Skaičiavimus atliekant tiek Bayesian, tiek ir klasikiniu metodais, darant prielaidą, kad V_x yra nežinomas, $f_{Rk,1}/f_{Rm,1}$ santykis kito nuo 0,46 iki 0,77. Analogiškai darant prielaidą, kad V_x – žinomas, šis santykis kito nuo 0,50 iki 0,56.



3.10 pav. Charakteristinių ir vidutinių $f_{R,1}$ reikšmių santykiai laikant, kad $f_{R,1}$ pasiskirsto pagal lognormaliojo skirstinio dėsnį ($f_{R,1}$ – nustatytas bandymais, betonas – įprastas)

Analogiški skaičiavimai buvo atlikti laikant, kad $f_{R,1}$ reikšmės pasiskirsto pagal lognormaliojo skirstinio dėsnį. Kaip ir normaliojo skirstinio atveju laikant, kad V_x yra žinomas, dažniausiai gautos mažesnės $f_{Rk,1}$ reikšmės. Analogiškai $f_{Rk,1}/f_{Rm,1}$ santykio svyravimai taip pat didesni laikant, kad V_x yra nežinomas. Minėtu atveju $f_{Rk,1}/f_{Rm,1}$ santykis kito nuo 0,43 iki 0,79, o laikant, kad V_x yra žinomas, šis santykis

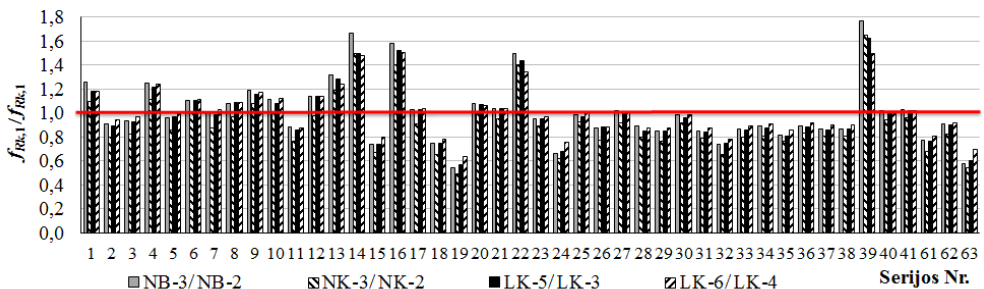
kito nuo 0,49 iki 0,73. Taip pat iš 3.10 paveikslo matoma, kad papildomi SFRC *Design Guideline* (2014) reikalavimai ((18) formulė) daugeliu atvejų sumažino $f_{Rk,1}$ reikšmę.



3.11 pav. Charakteristinių ir vidutinių $f_{R,1}$ reikšmių santykiai laikant, kad $f_{R,1}$ pasiskirsto pagal lognormaliojo skirstinio dėsnį ($f_{R,1}$ – nustatytas bandymais, betonas – savaime sutankėjantis)

Tokia pati tendencija pastebima analizuojant ir savaime sutankėjančio betono skaičiavimų rezultatus. Laikant, kad V_x yra nežinomas, $f_{Rk,1}/f_{Rm,1}$ santykis kito nuo 0,54 iki 0,79, o laikant, kad V_x – žinomas, minėtas santykis kito nuo 0,60 iki 0,62. Pritaikius papildomus SFRC *Design Guideline* (2014) reikalavimus aptartas santykis visais atvejais tapo lygus 0,36.

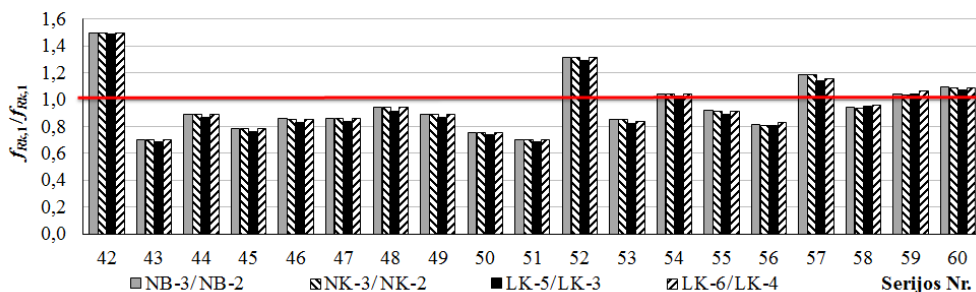
Papildoma palyginamoji analizė atlikta siekiant nustatyti, kokios paklaidos yra daromos, kai pagal (75) formulę gauta $f_{Rm,1}$ reikšmė perskaičiuojama į charakteristinę $f_{Rk,1}$ reikšmę. Šiuo atveju charakteristinės $f_{R,1}$ reikšmės yra apskaičiuojamos pritaikant „ V_x – žinomas“ skaičiavimo formules ir sukurtą V_x parinkimo metodą ((76) formulė, 3.6 ir 3.7 paveikslai). Be sukurto V_x apskaičiavimo metodo ir neturint bandymų rezultatų nebūtų įmanoma net apytiksliai apskaičiuoti $f_{Rk,1}$. Skaičiuojant laikoma, kad menamų įprasto betono bandinių skaičius $n = 7$, o savaime sutankėjančio betono – 6. Tokie menamų bandinių skaičiai pasirinkti atsižvelgiant į metodo sukūrimui naudotų bandinių serijose skaičių – vidutinis bandinių skaičius 95 % patikimumu ($f_r = 50 \%$, $\gamma = 95 \%$). Charakteristinių $f_{R,1}$ reikšmių analizės rezultatai pateikti 3.12 ir 3.13 paveiksluose.



3.12 pav. Charakteristinių $f_{Rk,1}$ reikšmių santykiai, kai $f_{Rm,1}$ yra apskaičiuojamas pagal (75) formulę ir kai $f_{R,1}$ yra gaunamas bandymų metu (betonas – įprastas)

Lyginant 3.12 ir 3.5 paveiksluose pateiktus rezultatus matyti, kad $f_{Rk,1}$ paklaidos labai priklauso nuo paklaidų, padarytų apskaičiuojant $f_{Rm,1}$. Kuo didesnė

$f_{Rm,1}$ paklaida, tuo didesnė ir $f_{Rk,1}$ paklaida. Didžiausia 77 % $f_{Rk,1}$ paklaida nustatyta skaičiavimus atliekant Bayesian metodu ir darant prielaidą, kad $f_{R,1}$ pasiskirsto pagal normalųjį skirstinį. Nors minėtu metodu ir buvo gauta didžiausia $f_{Rk,1}$ paklaida, tačiau susumavus ir palyginus visas nagrinėtų serijų paklaidas nustatyta, kad taikant normalųjį skirstinį, Bayesian metodu buvo gauti geresni rezultatai nei klasikiniu metodu – suminė paklaida mažesnė. Lognormaliojo skirstinio skaičiavimų atveju pastebėta, kad pritaikius papildomą SFRC *Design Guideline* (2014) reikalavimą gautos mažesnės $f_{Rk,1}$ paklaidos. Čia didžiausia paklaida siekė 50 %.



3.13 pav. Charakteristinių $f_{Rk,1}$ reikšmių santykiai, kai $f_{Rm,1}$ yra apskaičiuojamas pagal (75) formulę ir kai $f_{R,1}$ yra gaunamas bandymų metu (betonas – savaime sutankėjantis)

Savaime sutankėjančio betono atveju pastebimas toks pat $f_{Rm,1}$ ir $f_{Rk,1}$ paklaidų dėsningumas. Vis dėlto šiuo atveju gautos mažesnės $f_{Rk,1}$ paklaidos nei įprasto betono atveju – didžiausia paklaida 50 %. Taip pat matyti, kad visais metodais apskaičiuotos $f_{Rk,1}$ reikšmės gaunamos su panašiomis paklaidomis.

Analizės metu pastebėta, kad visais atvejais apskaičiuotos $f_{Rk,1}$ reikšmės ($f_{Rk,1,apsk}$) yra mažesnės nei gautos eksperimentais $f_{Rm,1}$ reikšmės ($f_{Rm,1,exp}$). Net ir serijos Nr. 39 atveju, kur $f_{Rk,1,apsk}/f_{Rk,1,exp} = 1,77$, $f_{Rk,1,apsk} = 3,17 \text{ MPa} < f_{Rm,1,exp} = 3,75 \text{ MPa}$. Nors tai negarantuoja pakankamo $f_{Rk,1}$ patikimumo lygio, tačiau gauta $f_{R,1}$ reikšmė tikrai yra mažesnė nei vidutinė. Tais atvejais, kai $f_{Rk,1,apsk}/f_{Rk,1,exp} < 1,0$, apskaičiuota $f_{Rk,1}$ reikšmė konstrukcijų skaičiavime tik padidins atsargas.

3.3. Plieno plaušu ir armatūra armuotų gelžbetoninių elementų plyšių pločių apskaičiavimas

Siekiant ištirti 1.4 skyriuje aprašytų plyšio pločio metodikų tikslumą buvo atlikta 3 etapų palyginamoji kombinuotai armuotų sijų plyšių pločių analizė.

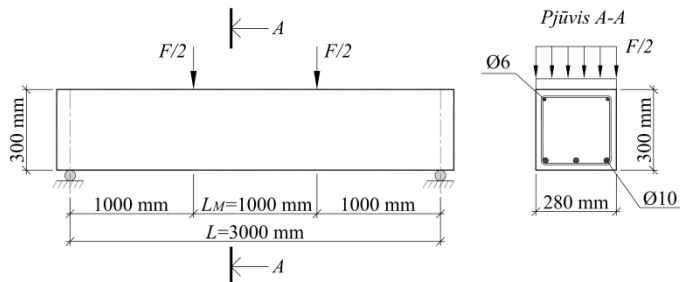
- I etapas skaičiavimai atlikti taikant RILEM, papildytą ir pakoreguotą *Eurocode 2* (EN 1992-1-1:2004) metodikas. Skaičiavimo rezultatai palyginti su 2.2 skyriuje ir D. Ulbino (Ulbinas, 2012) disertacijoje pateiktais eksperimentų rezultatais.
- II etapas plyšių pločių skaičiavimai atlikti pagal RILEM (2003), papildytą ir pakoreguotą *Eurocode 2* (EN 1992-1-1:2004) metodikas, taip pat SFRC *Design Guideline* (2014), SS 812310:2014 ir FIB *Model Code 2010* pateiktas metodikas. Šiuo atveju skaičiavimo rezultatai buvo palyginti su 2.3 skyriuje pateiktais eksperimentų rezultatais. Plyšių pločių skaičiavimai atlikti naudojant eksperimentines ir apskaičiuotas $f_{Rm,1}$ bei $f_{Rk,1}$ reikšmes.

- III etapo skaičiavimai taip pat buvo atlikti taikant tas pačias metodikas, kaip ir antrame etape, tačiau skaičiavimų rezultatai šiuo atveju buvo lyginami su D. Dupont (2003) disertacijoje pateiktais eksperimentų rezultatais. Skaičiavimams taip pat buvo naudojamos eksperimentinės ir apskaičiuotos $f_{Rm,1}$ bei $f_{Rk,1}$ reikšmės.

I etapas. Kadangi 2.2 skyriuje aptarti bandymai buvo atliekami naudojant tik mažus bandinius su įpjova, todėl siekiant nustatyti, ar bandinio matmenys ir armavimo procentas turi didelę įtaką plyšio pločiui, į analizę buvo įtraukti ir Ulbino (2012) atliktų bandymų rezultatai. Skaičiavimuose naudotų minėto autoriaus sijų parametrai yra pateikti 3.4 lentelėje, o jų apkrovimo schema – 3.14 paveiksle.

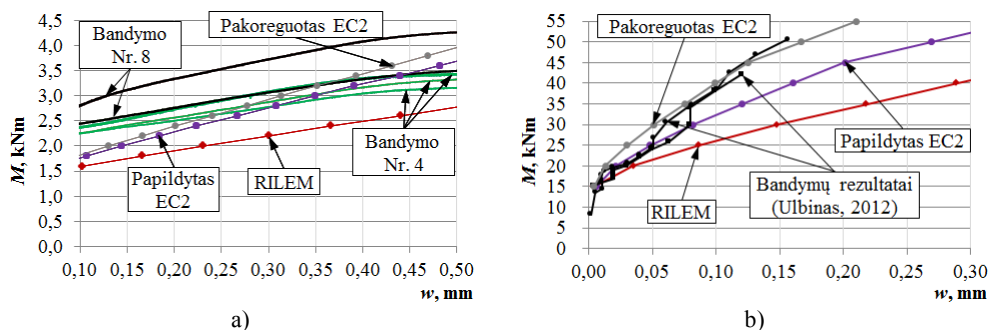
3.4 lentelė. Skaičiavimuose naudoti Ulbino (2012) sijų parametrai

Parametras	Reikšmė	Papildoma informacija
Betono klasė	~ C35/45	Pasirinkta pagal f_c – (Ulbinas, 2012) 2.1 lentelė
$E_{cm,fb}$, MPa	34 984	(Ulbinas, 2012) 2.1 lentelė
$f_{ctm,fb}$, MPa	3,2	Pasirinkta pagal nustatytą betono klasę
Plaušo l/d santykis	55/1 = 55	(Ulbinas, 2012) 2.4 paveikslas
Plaušo kiekis, kg/m ³	79,24	(Ulbinas, 2012) 2.1.2 skyrius
$f_{Rm,1}$, MPa	5,36	(Ulbinas, 2012) 2.11 ir 2.12 paveikslai ir 3.2.3 lentelė
Apatinis armavimas	3 ϕ 10	(Ulbinas, 2012) 2.1 paveikslas
Viršutinis armavimas	2 ϕ 6	(Ulbinas, 2012) 2.1 paveikslas
E_s , MPa	20 300	(Ulbinas, 2012) 2.1 lentelė



3.14 pav. D. Ulbino disertacijoje (Ulbinas, 2012) pateiktų sijų apkrovimo schema

Apskaičiuotų ir eksperimentinių plyšių pločių reikšmių palyginimas pateiktas 3.15 paveiksle. Šiame paveiksle naudojamas normatyvo *Eurocode 2* (EN 1992-1-1:2004) trumpinys – EC2. Visuose etapuose skaičiavimus atliekant pagal RILEM metodiką buvo laikoma, kad plyšys atsiveria tempimo įtempiams pasiekus $f_{ctm,fb}$ reikšmę.



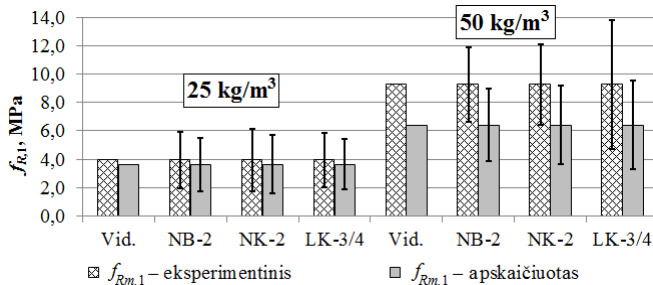
3.15 pav. Eksperimentais nustatytų ir apskaičiuotų plyšio pločių priklausomybės: a) 2.2 skyriuje aptartų sijelių plyšio pločiai; b) Ulbino (2012) sijų plyšio pločiai

Analizuojant 3.15 paveiksle pateiktus rezultatus matyti, kad pagal RILEM metodiką visais atvejais buvo gauti per dideli plyšio pločiai (per mažas M , esant konkrečiam w), lyginant su eksperimentiniais. Taikant papildytą *Eurocode 2* metodiką taip pat daugeliu atvejų buvo gauti per dideli plyšio pločiai. Vis dėlto taikant pakoreguotą *Eurocode 2* metodiką Ulbino sijų (3.15 paveikslo b) dalis) atveju apskaičiuotos plyšio pločių w reikšmės gana tiksliai sutapo su eksperimentų rezultatais. Mažesnių sijelių (3.15 paveikslo a) dalis) atveju gautas prastesnis apskaičiuotų ir eksperimentinių w reikšmių sutapimas. Esant mažiems plyšiams ($w = 0,1-0,3$ mm) net ir pakoreguota *Eurocode 2* metodika buvo gauti per dideli plyšio pločiai. Nuo skaičiavimo rezultatų labai skyrėsi eksperimentiniai vieno bandinio (bandymo Nr. 8) rezultatai. Čia visais atvejais apskaičiuotos plyšio pločio reikšmės buvo pasiektos tik esant gerokai didesniam lenkimo momentui M . Atsižvelgiant į nedidelį armavimą (tiek armatūra, tiek ir plaušu) šio bandinio rezultatai galėjo būti stipriai paveikti lokalios plaušo koncentracijos ir orientacijos. Taip pat visų mažų matmenų sijelių (3.15 paveikslo a) dalis) rezultatų dėsningumas galėjo būti paveiktas pradinio plyšio ir apkrovimo schemos.

II etapas. Siekiant eliminuoti anksčiau aptartus, galimai paklaidas didinančius veiksnius, antrojo etapo palyginamojoje analizėje buvo naudoti didesnių matmenų bandiniai be įpjovos. Taip pat į analizę buvo įtraukta daugiau skaičiavimo metodikų. Papildomai įtrauktos *SFRC Design Guideline* (2014), SS 812310:2014 ir *FIB Model Code* 2010 metodikos. Analizėje naudoti bandiniai buvo armuoti kombinuotai: du armavimo plaušu (25 bei 50 kg/m³) ir du armavimo armatūra ($2\phi 10$ mm bei $2\phi 16$ mm) variantais. Kontrolei naudoti du tik armatūra ($2\phi 10$ mm ir $2\phi 16$ mm) armuoti bandiniai. Išsamesnė informacija apie analizėje naudotus bandinius yra pateikta 2.7 lentelėje. Plyšio pločio w skaičiavimai atlikti naudojant bandymų metu nustatytas ir apskaičiuotas $f_{R,1}$ reikšmes.

Plyšio pločio skaičiavimus atliekant papildomai įtrauktomis metodikomis buvo naudojamos charakteristinės liekamojo tempimo stiprio lenkiant reikšmės $f_{Rk,1}$. Visoms plyšio pločio apskaičiavimo metodikoms $f_{Rk,1}$ reikšmės nustatytos skirtingais metodais (kaip reikalauja metodikos), o gautos $f_{Rk,1}$ reikšmės pateiktos 3.16 paveiksle. Šiame paveiksle naudoti žymėjimai sutampa su 3.3 lentelės žymėjimais. Vidutinės $f_{R,1}$ reikšmės $f_{Rm,1}$ pažymėtos „Vid.“. Plyšio pločio skaičiavimus atliekant pagal SS 812310:2014 metodiką $f_{Rk,1}$ apskaičiuotas NB-2 metodu, o plyšio plotį

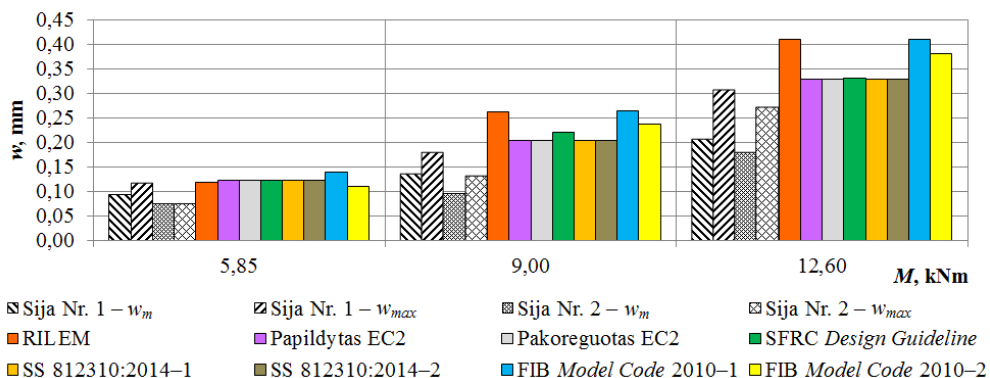
skaičiuojant pagal FIB *Model Code* 2010 pateiktą metodiką $f_{Rk,1}$ reikšmės, kaip nepalankiausias atvejis, apskaičiuotos NK-2 metodu. Analogiškai plyšio plotį skaičiuojant pagal SFRC *Design Guideline* (2014) metodiką $f_{Rk,1}$ reikšmės gautos LK-3/4 metodais. Nors SFRC *Design Guideline* (2014) konkrečiai skaičiavimams numato LK-3 metodą, tačiau, kaip matyti iš 3.10 paveikslo, dėl papildomų apribojimų LK-3 ir LK-4 metodais daugeliu atvejų buvo gauti vienodi rezultatai (įskaitant serijas Nr. 62 ir Nr. 63). Tais atvejais, kai $f_{Rm,1}$ reikšmės yra apskaičiuojamos neatliekant bandymų, vieninteliu alternatyvūs $f_{Rk,1}$ apskaičiavimo atvejais lieka tik LK-4.



3.16 pav. Plyšio pločio skaičiavimuose naudotos vidutinės ir charakterinės liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{R,1}$ reikšmės

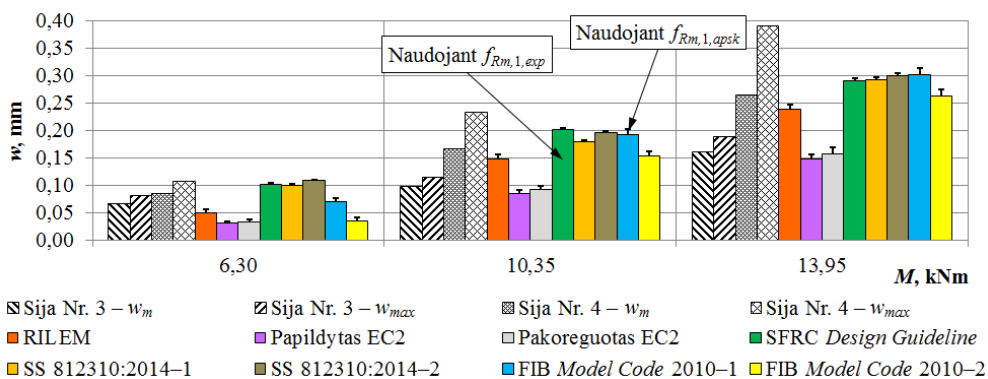
Kaip matyti iš 3.16 paveikslo, naudojant 25 kg/m^3 plieno plaušo (serija Nr. 62) eksperimentais nustatytos $f_{Rm,1}$ reikšmės gana gerai sutapo su apskaičiuotomis. 50 kg/m^3 atveju (serija Nr. 63) $f_{Rm,1}$ sutapimas buvo prastesnis, o tai lėmė ir charakteristinių reikšmių $f_{Rk,1}$ skirtumus.

Plyšio pločio skaičiavimų visomis aptartomis metodikomis rezultatai pateikti 3.17–3.22 paveiksluose. Palyginamojoje analizėje naudotos apskaičiuotos w_k bei w_d reikšmės ir vidutiniai w_m bei didžiausi w_{max} išmatuoti plyšių pločiai grynojo lenkimo zonoje. Kiekvienos sijos plyšiai buvo apskaičiuoti trimis skirtingiems lenkimo momentams: santykinai nedaug didesniai nei pleišėjimo momentas, $\sim 0,7M_{max}$ ir tarpinei reikšmei tarp šių dviejų momentų. Nagrinėtų momentų pasirinkimą apribojo apkrovimo pakopų ir matavimų skaičius bandymų metu. 3.17–3.22 paveiksluose pateiktas žymėjimas – SS 812310:2014–1 reiškia, kad skaičiavimuose taikyta (33) formulė, o apskaičiuojant x nebuvo atsižvelgta į σ_{fb} . Žymėjimas – SS 812310:2014–2 reiškia, kad skaičiavimuose buvo taikoma (34) formulė, o skaičiuojant x į σ_{fb} buvo atsižvelgta. Skaičiavimai, pažymėti FIB *Model Code* 2010–1 ir FIB *Model Code* 2010–2, skyrėsi σ_{sr} nustatymo būdu. Pirmuoju atveju σ_{sr} apskaičiuotas pagal 1.6 paveikslo a) dalyje pateiktą schemą, o antruoju atveju šis dydis apskaičiuojamas pagal (41) formulę.



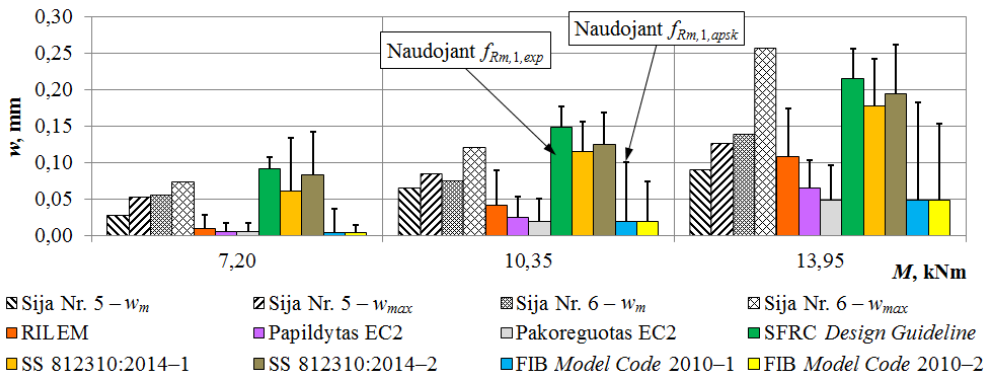
3.17 pav. Išmatuoti ir apskaičiuoti sijų Nr. 1 ir Nr. 2 plyšių pločiai (armavimas – $2\phi 10$ ir 0 kg/m^3 plaušo)

Kaip matyti iš 3.17 paveikslo, išmatuoti sijų Nr. 1 ir Nr. 2 plyšių pločiai skyrėsi gana nežymiai. Analogiška tendencija pastebima lyginant vidutinius w_m ir didžiausius w_{max} plyšių pločius. Eksperimentines plyšių pločių reikšmes geriausiai atitiko papildytos ir pakoreguotos Eurocode 2 metodikų rezultatai, taip pat SS 812310:2014 ir SFRC Design Guideline (2014) metodikų rezultatai. Pagal RILEM (2003) ir FIB Model Code 2010 metodikas apskaičiuoti plyšių pločiai daugeliu atvejų buvo didesni nei išmatuoti bandymo metu.



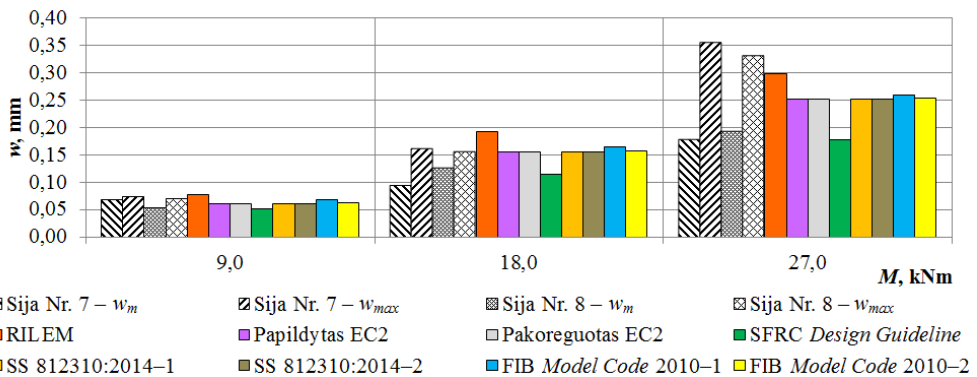
3.18 pav. Išmatuoti ir apskaičiuoti sijų Nr. 3 ir Nr. 4 plyšių pločiai (armavimas – $2\phi 10$ ir 25 kg/m^3 plaušo)

Iš 3.18 paveiksle pateiktų rezultatų matyti, kad esant nedideliame armavimo procentui ($2\phi 10$ armatūros strypai tempiamoje zonoje ir 25 kg/m^3 plieno plaušo) eksperimentais nustatytų plyšių plotis atskirose sijose pastebimai skyrėsi. Taip pat pastebėta, kad nė viena metodika nebuvo gauti patikimi rezultatai – visais atvejais apskaičiuoti plyšio pločiai buvo mažesni nei gauti eksperimentais. Artimiausi eksperimentiniams rezultatai gauti metodikomis, kuriose buvo naudojamos charakteristinės, o ne vidutinės liekamojo tempimo stiprio reikšmės. Kadangi 25 kg/m^3 plaušo atveju apskaičiuotos ir eksperimentinės $f_{R,1}$ reikšmės buvo panašios, todėl abiem atvejais apskaičiuoti plyšio pločiai taip pat buvo panašūs.



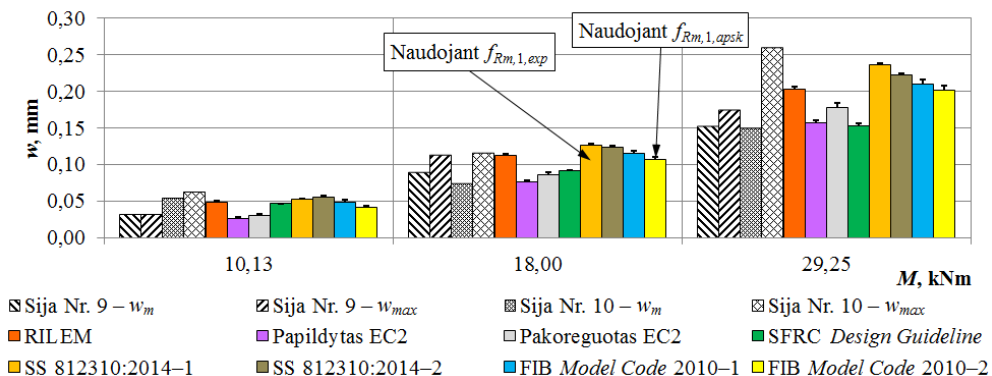
3.19 pav. Išmatuoti ir apskaičiuoti sijų Nr. 5 ir Nr. 6 plyšių pločiai (armavimas – $2\phi 10$ ir 50 kg/m^3 plaušo)

Padidinus plaušo kiekį nuo 25 iki 50 kg/m^3 , plyšio plotis taip pat sumažėjo. Šiuo atveju, esant mažesniems lenkimo momentams, SS 812310:2014 ir SFRC *Design Guideline* (2014) plyšio pločio skaičiavimo metodikomis gauti ganėtinai patikimi rezultatai. Lenkimo momentui pasiekus $13,95 \text{ kNm}$, apskaičiuotos plyšio pločio reikšmės tapo mažesnės nei eksperimentinės w_{max} . Kaip matyti iš 3.19 paveikslėlio, geriausi rezultatai šiuo atveju gauti taikant SS 812310:2014 ir SFRC *Design Guideline* (2014) metodikas, o skaičiavimus atliekant pagal FIB *Model Code* 2010 metodiką gauti gerokai mažesni plyšių pločiai. Taip pat nustatyta, kad ši metodika yra labai jautri liekamųjų tempimo įtempių netikslumams. Pritaikius apskaičiuotas $f_{Rm,1}$ reikšmes gauti kur kas didesni plyšių pločiai, tačiau paklaida visais atvejais buvo gaunama į atsargos pusę.



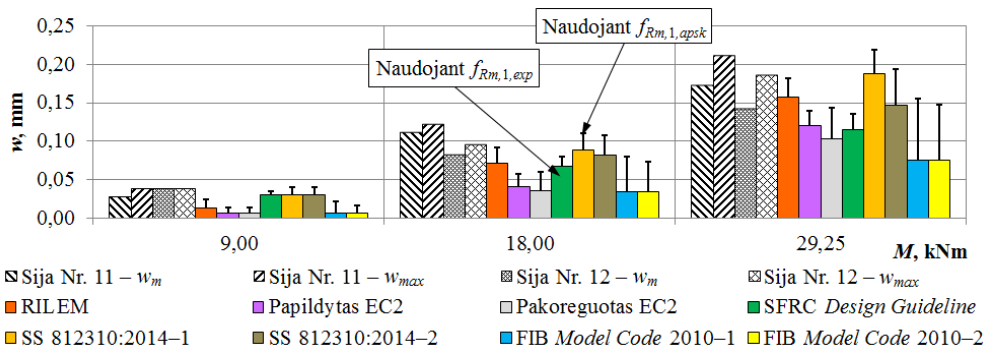
3.20 pav. Išmatuoti ir apskaičiuoti sijų Nr. 7 ir Nr. 8 plyšių pločiai (armavimas – $2\phi 16$ ir 0 kg/m^3 plaušo)

Kaip ir $2\phi 10$ armatūros atveju, išmatuoti abiejų sijų plyšių pločiai skyrėsi gana nežymiai. Taikant RILEM metodiką buvo gauti didžiausi plyšio pločiai, o mažiausio ir didžiausio nagrinėtų lenkimo momentų atvejais būtent šios metodikos rezultatai buvo tiksliausi. Padidinus įprastos armatūros kiekį SFRC *Design Guideline* (2014) metodikos rezultatų tikslumas labai sumažėjo.



3.21 pav. Išmatuoti ir apskaičiuoti sijų Nr. 9 ir Nr. 10 plyšių pločiai (armavimas – $2\phi 16$ ir 25 kg/m^3 plaušo)

Kaip ir 3.18 paveiksle pateiktu atveju, sijas papildomai armuojant 25 kg/m^3 plieno plaušo pastebimas ryškus eksperimentinių plyšio pločio reikšmių skirtumas, kuris galėjo būti sąlygotas netolygaus plaušo pasiskirstymo ir jo orientacijos. Atlikus plyšio pločio skaičiavimus nustatyta, kad šiuo atveju patikimiausi rezultatai gauti taikant SS 812310:2014 metodiką.



3.22 pav. Išmatuoti ir apskaičiuoti sijų Nr. 11 ir Nr. 12 plyšių pločiai (armavimas – $2\phi 16$ ir 50 kg/m^3 plaušo)

Lyginant eksperimentines sijų Nr. 11 ir Nr. 12 plyšių pločių reikšmes matyti, kad skirtumai nėra dideli. Esant didesniai plaušo kiekiui, gautas vienodesnis plyšių pločių pasiskirstymas. Čia taip pat, kaip ir 25 kg/m^3 plieno plaušo atveju, patikimiausi skaičiavimų rezultatai gauti taikant SS 812310:2014 metodiką. Vis dėlto naudojant eksperimentines $f_{R,1}$ reikšmes nė viena metodika nebuvo gauti eksperimentines w_{max} reikšmes siekiantys plyšio pločiai. Pritaikius apskaičiuotas $f_{R,1}$ reikšmes gauti didesni ir daugeliu atvejų artimesni eksperimentiniams plyšio pločiai. Lyginant 3.22 ir 3.19 paveikslų rezultatus matyti, kad esant didesniai armatūros kiekiui liekamųjų tempimo įtempių paklaidų įtaka sumažėja. Labiausiai σ_{fb} pokyčiams buvo jautri FIB Model Code 2010 metodika.

Apibendrinant antrojo etapo rezultatus nustatyta, kad daugeliu atveju patikimiausi w rezultatai buvo gauti taikant SS 812310:2014 metodiką. 25 kg/m^3 plieno plaušo atveju buvo tikslesnis antrasis skaičiavimo variantas (SS

812310:2014–2), o 50 kg/m^3 atveju – pirmasis (SS 812310:2014–1). Sijas kombinuotai armuojant $\phi 10$ strypais ir 25 kg/m^3 plaušo kiekiu, skaičiavimų pagal SFRC *Design Guideline* (2014) metodiką rezultatai buvo taip pat ganėtinai tikslūs. Vis dėlto kitais atvejais šios metodikos tikslumas buvo kur kas prastesnis. Plyšio plotį skaičiuojant pagal FIB *Model Code* 2010 metodiką nepriklausomai nuo armatūros skersmens didėjant liekamiesiems tempimo įtempiams σ_{fb} rezultatų tikslumas sumažėjo. Ši metodika daugeliu atvejų buvo jautriausia liekamųjų tempimo įtempių σ_{fb} pokyčiui. Beveik visais nagrinėtais atvejais pagal RILEM metodiką apskaičiuoti plyšio pločiai buvo didesni nei apskaičiuoti pagal papildytą ir pakoreguotą *Eurocode 2* metodikas. Tiek pagal papildytą, tiek ir pagal pakoreguotą *Eurocode 2* metodikas apskaičiuoti plyšio pločiai beveik visais nagrinėtais atvejais buvo mažesni nei eksperimentinės w_{max} reikšmės. Tokį dėsningumą nulėmė šių metodikų naudojamos vidutinės, o ne charakteristinės liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{R,1}$ reikšmės.

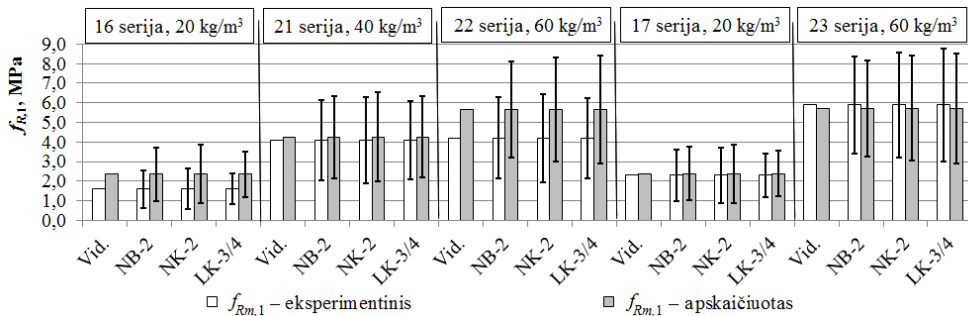
Nagrinėtais atvejais naudojant apskaičiuotas $f_{Rm,1}$ reikšmes buvo gauti net iki 8 kartų didesni plyšių pločiai nei naudojant eksperimentų metu nustatytą $f_{Rm,1}$. Daugeliu atvejų tai lėmė tikslesnes ir patikimesnes apskaičiuotų plyšių pločių reikšmes. Analizės metu taip pat buvo nustatyta, kad $f_{Rm,1}$ įtaką plyšio pločio paklaidoms lemia bendras armavimo procentas. Padidėjus bendram armavimo procentui, liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{R,1}$ paklaidų įtaka sumažėjo. 10 mm skersmens armatūrą pakeitus 16 mm skersmens armatūra, $f_{Rm,1}$ paklaidų įtaka plyšio pločiui kai kuriais atvejais sumažėjo daugiau nei dvigubai.

III etapas. Trečiasis analizės etapas atliktas siekiant išsamiau ištirti plyšio pločio apskaičiavimo metodikų tikslumą ir apskaičiuoto $f_{Rm,1}$ pritaikymo galimybes. Į palyginamąją analizę buvo įtraukti D. Dupont disertacijoje (Dupont, 2003) pateikti sijų eksperimentinių tyrimų rezultatai. Dupont sijų apkrovimo schema buvo tokia pati, kaip ir pateikta 3.14 paveiksle, tačiau šikart sijų tarptraimis L buvo lygus 2,3 m, 4, 5, 13 ir 6 sijų grynojo lenkimo zonos ilgis L_M buvo lygus 1,0 m, o 17, 18 ir 19 sijų $L_M = 1,5$ m. Analizuotų sijų armavimas ir naudoti medžiagų parametrai pateikti 3.5 lentelėje. Visais atvejais priimta, kad skerspjuvio aukštis $h = 300$ mm, jo plotis $b = 200$ mm, o apsauginis betono sluoksnis – 30 mm. Dėl informacijos stokos viršutinė armatūra skaičiuojant nevertinta. Sijų numeracija palikta tokia pati, kaip ir šaltinyje (Dupont, 2003). 3.5 lentelėje nurodytas serijos numeris sutampa su 3.1 lentelėje priskirtu serijos numeriu, o eksperimentinės liekamojo tempimo stiprio lenkiant reikšmės buvo aptartos 3.1 skyriuje. Gniuždomasis cilindrinis betono ir plaušu armuoto betono stipriai apskaičiuoti taip – $f_{cm} = 0,81f_{cm,cube,150}$. f_{ctm} reikšmė apskaičiuota pagal EN 1992-1-1:2004 pateiktą formulę – $f_{ctm} = 0,3f_{ck}^{2/3}$. Atsižvelgiant į LST EN 206:2014 nurodymus, $f_{ck} = f_{cm} - 4$ MPa. Papildomi priedašai ENV ir EC2 3.5 lentelėje prie tamprumo modulių (E_{cm} ir $E_{cm,fb}$) reiškia, kad šie dydžiai buvo apskaičiuoti atitinkamai pagal ENV 1992-1-1:1991 ir EN 1992-1-1:2004 pateiktas formules (atitinkamai $E_{cm} = 9,5(f_{ck} + 8)^{1/3}$ ir $E_{cm} = 22(f_{cm}/10)^{0,3}$). Papildomi priedašai (*exp* ir *apsk*) parodo, ar $f_{Rm,1}$ reikšmės buvo gautos bandymais, ar apskaičiuotos pagal (75) formulę. Skaičiuojant priimta, kad sijos buvo armuotos armatūra, kurios tamprumo modulis $E_s = 200$ GPa.

3.5 lentelė. Plyšių pločių skaičiavimuose naudoti Dupont (2003) sijų parametrai

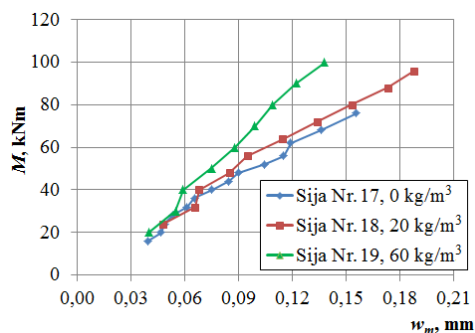
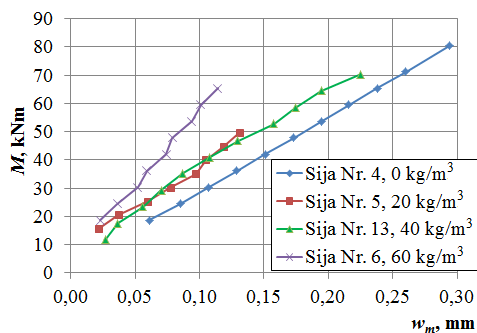
Sijos Nr./ Serijos Nr.	Apatinis armavimas $3\phi_1$ mm	Plaušo kiekis, kg/m^3	$f_{cm}/$ $f_{cm,fb}$, MPa	$f_{ctm,fl}/$ $f_{ctm,fl,fb}$, MPa	$f_{ctm}/$ $f_{ctm,fb}$, MPa	$E_{cm}/$ $E_{cm,fb}$, MPa (EC2)	$E_{cm}/$ $E_{cm,fb}$, MPa (ENV)	$f_{Rm,1}$ (<i>exp.</i>), MPa	$f_{Rm,1}$ (<i>apsk.</i>), MPa
4/-	$3\phi_{16}$	0	40,7	3,6	3,31	33520	33716	-	-
5/16	$3\phi_{16}$	20	40,5	3,5	3,30	33470	33665	1,6	2,36
13/21	$3\phi_{16}$	40	48,6	4,7	3,77	35352	35595	4,1	4,25
6/22	$3\phi_{16}$	60	39,2	3,9	3,22	33140	33330	4,2	5,64
17/-	$3\phi_{20}$	0	40,5	3,5	3,30	33470	33665	-	-
18/17	$3\phi_{20}$	20	41,7	4,2	3,37	33768	33969	2,3	2,38
19/23	$3\phi_{20}$	60	40,8	4,6	3,32	33545	33741	5,9	5,72

Visi šio etapo skaičiavimai atlikti analogiškai, kaip ir antrame etape. Skaičiavimams reikalingų vidutinių ir charakteristinių liekamojo tempimo stiprio reikšmių palyginimas pateiktas 3.23 paveiksle. Eksperimentais gautos Dupont sijų (Dupont, 2003) plyšių pločių reikšmės pateiktos 3.24 paveiksle.



3.23 pav. Plyšio pločio skaičiavimuose naudotos vidutinės ir charakteristinės liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{R,1}$ reikšmės

Kaip matyti iš 3.23 paveikslo, apskaičiuojant $f_{Rm,1}$ reikšmingos paklaidos buvo gautos tik 16 ir 22 serijų atvejais. Čia didžiausia $f_{Rm,1}$ paklaida sudarė 47 % nuo eksperimentais gautos $f_{Rm,1}$ reikšmės. Kitais atvejais didžiausia paklaida nesiekė nė 4 %. Lyginant serijų Nr. 16 ir Nr. 22 $f_{Rm,1}$ paklaidas su tomis, kurios buvo gautos serijos Nr. 63 atveju (3.16 paveikslas) pastebima, kad šį kartą apskaičiuotos $f_{Rm,1}$ reikšmės yra didesnės nei gautos bandymais, priešingai nei ankstesniu atveju. Analogiškai anksčiau aptartiems atvejams apskaičiuotų $f_{Rm,1}$ reikšmių paklaidos turėjo įtakos ir $f_{Rk,1}$ paklaidoms.



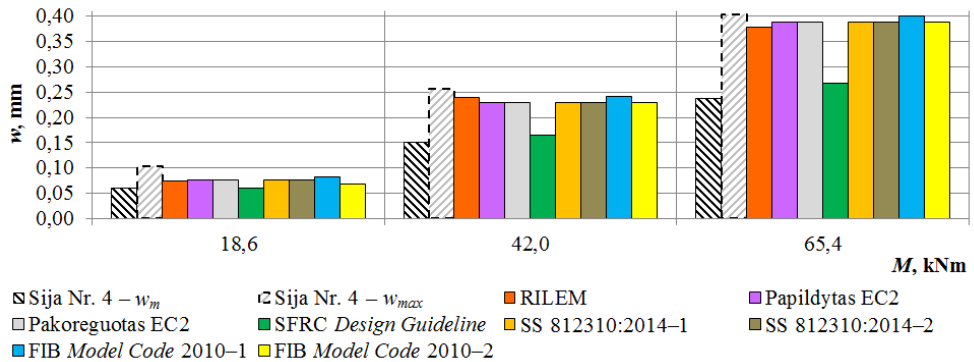
3.24 pav. Eksperimentinių Dupont (2003) sijų vidutinių plyšio pločių w_m priklausomybės nuo lenkimo momento M : a) apatinis armavimas – $3\phi 16$; b) apatinis armavimas – $3\phi 20$

Tarpusavyje lyginant eksperimentais nustatytas plyšių pločių reikšmes matoma tendencija, kad papildomas armavimas plieno plaušu sumažina plyšių pločius. Esant santykinai nedideliam plaušo kiekiui, dėl netolygaus plaušo pasiskirstymo ir orientacijos teigiamas efektas gali būti nežymus arba jo gali visai nebūti. Analogiškos tendencijos nustatytos ir analizuojant autoriaus KTU atliktų eksperimentų rezultatus (2.9 ir 2.10 paveikslai). Atsižvelgiant į nustatytus dėsningumus, plyšio pločio skaičiavimuose yra tikslinga naudoti ne vidutines, o charakteristines $f_{R,1}$ reikšmes.

Dupont disertacijoje (Dupont, 2003) yra pateiktos tik vidutinės plyšių pločių reikšmės w_m , tačiau atliekant skaičiavimus yra prognozuojamos projektinės (didžiausios galimos) w reikšmės. Remiantis ENV 1992-1-1:1991 metodikos nuostatomis, atliekant skaičiavimus vidutinių ir projektinių plyšio pločių skirtumas laikomas lygus 1,7. Kadangi kitose skaičiavimo metodikose nepateikiamos analogiškos sąsajos, o autoriaus KTU atliktų eksperimentinių tyrimų nepakanka patikimai prognozuoti w_{max}/w_m santykiui, todėl 3.25–3.31 paveiksluose pateiktos w_{max} reikšmės yra prilygintos $1,7w_m$. Dupont (2003) eksperimentų metu plyšiai buvo matuojami 10 mm lygyje virš apatinės skerspjuvio briaunos, todėl analizuotomis metodikomis apskaičiuotos plyšių pločių reikšmės w_k ir w_d buvo padaugintos iš koeficiento $k_{w,mod}$, apskaičiuoto pagal (77) formulę. Atlikus perskaičiavimus 3.24–3.31 paveiksluose yra pateiktos plyšių pločių reikšmės 10 mm atstumu nuo sijų apačios.

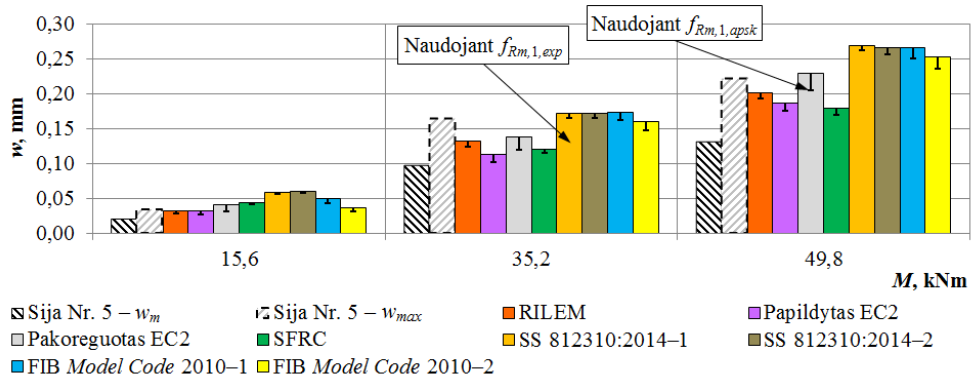
$$k_{w,mod} = \frac{h - x - 10}{d - x}; \quad (77)$$

čia $k_{w,mod}$ – koeficientas, kuriuo įvertinamas plyšio pločio padidėjimas artėjant link tempiamos skerspjuvio briaunos; h – skerspjuvio aukštis; x – gniuždomos zonos aukštis; d – darbinis aukštis ($d = h - a_1$).



3.25 pav. Išmatuoti ir apskaičiuoti Dupont sijos Nr. 4 plyšių pločiai (armavimas – $3\phi 16$ ir 0 kg/m^3 plaušo)

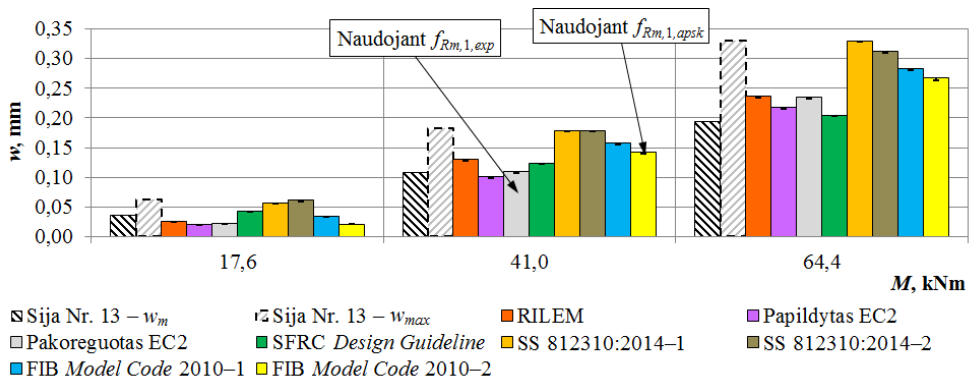
Analizuojant 3.25 paveiksle pateiktus rezultatus matyti, kad taikant beveik visas metodikas gaunami panašūs plyšio pločiai. Skaičiuojant pagal vienintelę SFRC *Design Guideline* (2014) metodiką gauti pastebimai kitokie rezultatai – plyšio pločiai mažesni. Analogiška tendencija buvo pastebėta 3.17–3.22 paveiksluose, kur bandiniai buvo armuoti 16 mm skersmens armatūra. Esant mažiausiam nagrinėtam lenkimo momentui, apskaičiuotos plyšių pločių reikšmės geriau sutapo su w_m nei w_{max} . Kitais atvejais apskaičiuotų ir didžiausių eksperimentinių plyšių pločių skirtumai neviršijo 11 %.



3.26 pav. Išmatuoti ir apskaičiuoti Dupont sijos Nr. 5 plyšių pločiai (armavimas – $3\phi 16$ ir 20 kg/m^3 plaušo)

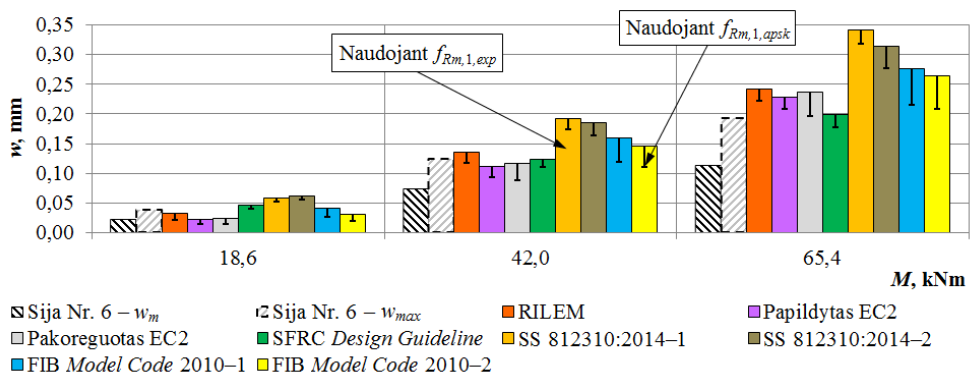
Papildomai 20 kg/m^3 plieno plaušo armuotos sijos atveju didžiausi skaičiuotiniai plyšio pločiai gauti taikant SS 812310:2014 metodiką. Panašūs rezultatai gauti ir taikant FIB *Model Code* 2010 metodiką. Šiuo atveju vieni tiksliausių rezultatų gauti taikant RILEM (2003) ir pakoreguotą *Eurocode 2* metodikas, kur taikytos vidutinės $f_{Rm,1}$ reikšmės. Nors apskaičiuotos $f_{Rm,1}$ reikšmės nuo eksperimentinių šiuo atveju skyrėsi net 47 %, tačiau didžiausias apskaičiuotų plyšių pločių skirtumas tesiekė 22 %. SFRC *Design Guideline* (2014), SS

812310:2014 ir FIB *Model Code* 2010 metodikų atvejais didžiausias skirtumas neviršijo 12 %.



3.27 pav. Išmatuoti ir apskaičiuoti Dupont sijos Nr. 13 plyšių pločiai (armavimas – $3\phi 16$ ir 40 kg/m^3 plaušo)

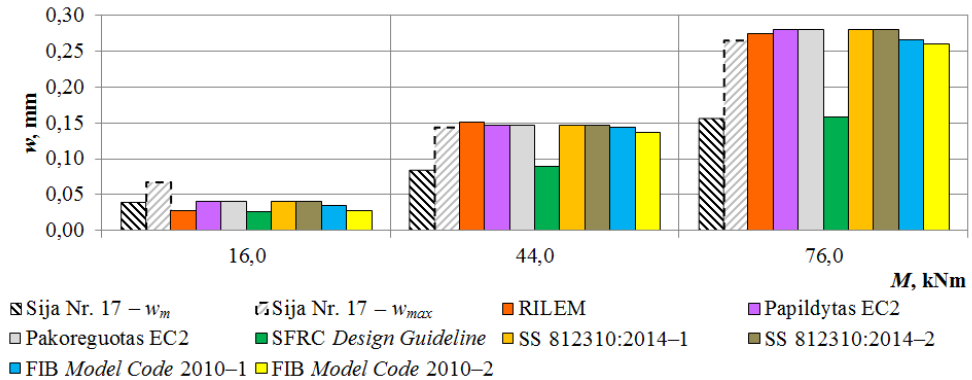
40 kg/m^3 plieno plaušo armuotos sijos plyšio pločiai tiksliausiai buvo gauti skaičiuojant pagal SS 812310:2014 metodiką. Kintant lenkimo momentui, FIB *Model Code* 2010 ir SFRC *Design Guideline* (2014) metodikomis gautų rezultatų tikslumas buvo prastesnis. Visomis metodikomis, kur buvo naudotos $f_{Rm,1}$ reikšmės, skaičiavimais buvo gauti per maži plyšių pločiai. Nagrinėtu atveju eksperimentinių ir apskaičiuotų $f_{Rm,1}$ reikšmių skirtumas tesudarė 4 %, todėl apskaičiuotų plyšių pločių skirtumai taip pat gauti maži (iki 4 %).



3.28 pav. Išmatuoti ir apskaičiuoti Dupont sijos Nr. 6 plyšių pločiai (armavimas – $3\phi 16$ ir 60 kg/m^3 plaušo)

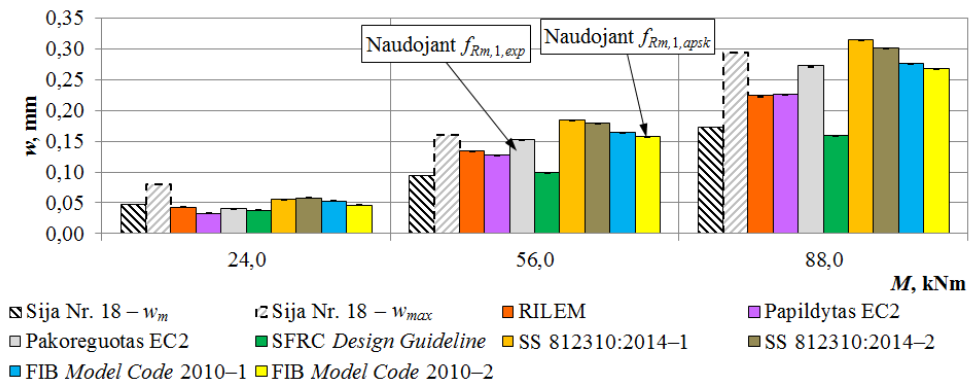
60 kg/m^3 plaušo armuotos sijos Nr. 6 eksperimentais gautų ir apskaičiuotų plyšių pločių tendencijos buvo panašios, kaip ir sijos Nr. 5 atveju. Didžiausi plyšio pločiai gauti taikant SS 812310:2014 metodiką. Artimiausi eksperimentiniams plyšių pločiai esant skirtingiems lenkimo momentams gauti skaičiuojant RILEM (2003), papildyta ir pakoreguota Eurocode 2 bei SFRC *Design Guideline* (2014) metodikomis. 37 % $f_{Rm,1}$ paklaida lėmė plyšio pločių skirtumus iki 39 %. Esant didesniems lenkimo momentams, minėti skirtumai buvo mažesni. $M = 65,4 \text{ kNm}$

atveju didžiausias w skirtumas sumažėjo iki 22 %. Mažiausi apskaičiuotų plyšių pločių skirtumai gauti taikant pirmą SS 812310:2014 metodikos skaičiavimo variantą (SS 812310:2014-1).



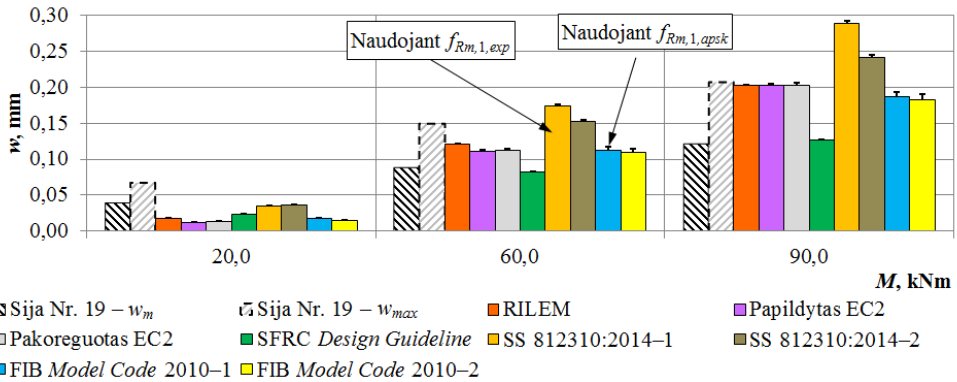
3.29 pav. Išmatuoti ir apskaičiuoti Dupont sijos Nr. 17 plyšių pločiai (armavimas – $3\phi 20$ ir 0 kg/m^3 plaušo)

Padidinus armatūros skersmenį nuo 16 mm iki 20 mm, pagrindinės skaičiavimo rezultatų tendencijos pasikeitė labai nežymiai. Mažiausio lenkimo momento atveju taikant visas metodikas apskaičiuotų plyšio pločių reikšmės buvo per mažos, lyginant su w_{max} . Taikant SFRC Design Guideline (2014) metodiką gauti mažiausi plyšių pločiai.



3.30 pav. Išmatuoti ir apskaičiuoti Dupont sijos Nr. 18 plyšių pločiai (armavimas – $3\phi 20$ ir 20 kg/m^3 plaušo)

Sijos, armuotos 20 mm skersmens strypais ir 20 kg/m^3 plieno plaušo, skaičiavimų rezultatai nežymiai skyrėsi nuo sijos Nr. 5 rezultatų. Patikimiausi skaičiavimų rezultatai gauti taikant SS 812310:2014 metodiką. Skaičiavimus atliekant pagal SFRC Design Guideline (2014) metodiką, 56 ir 88 kNm lenkimo momento atvejais gauti mažiausi plyšio pločiai. Kadangi apskaičiuotų ir eksperimentinių $f_{Rm,1}$ reikšmių skirtumas buvo tik 3 %, todėl ir didžiausias apskaičiuotų plyšio pločių skirtumas tesiekė 2 %. Taikant SS 812310:2014 metodiką skirtumas nesiekė nė 1 %.



3.31 pav. Išmatuoti ir apskaičiuoti Dupont sijos Nr. 19 plyšių pločiai (armavimas – $3\phi 20$ ir 60 kg/m^3 plaušo)

20 mm skersmens strypais ir 60 kg/m^3 plieno plaušo armuotos sijos plyšio plotis patikimiausiai apskaičiuotas pagal SS 812310:2014 metodiką (SS 812310:2014–2). Vis dėlto esant 20 kNm lenkimo momentui net ir šia metodika gauti plyšio pločiai buvo per maži, lyginant su w_{max} . Didžiausias apskaičiuotų plyšių pločių skirtumas, naudojant eksperimentines ir apskaičiuotas $f_{Rm,1}$ reikšmes, buvo 8 % ($M = 20 \text{ kNm}$). Lenkimo momentui pasiekus 90 kNm reikšmę, šis skirtumas sumažėjo iki 4 %.

Plyšių pločių analizėje naudojant Dupont (2003) sijas nustatyta, kad didžiausios plyšio pločio reikšmės daugeliu atvejų buvo gautos taikant SS 812310:2014 metodiką. Didėjant liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{R,1}$ reikšmėms, antrasis (SS 812310:2014–2) skaičiavimo variantas davė mažesnes plyšio pločio reikšmes nei pirmasis (SS 812310:2014–1). Taikant FIB *Model Code* 2010 metodiką, daugeliu atvejų buvo gautos per mažos plyšių pločių reikšmės. Šiuo atveju pritaikius (41) formulę (2 variantas) buvo gautos mažesnės w_d reikšmės nei σ_{sr} apskaičiavus pagal įtempių diagramą. Plyšių pločių, apskaičiuotų pagal SFRC *Design Guideline* (2014) metodiką, tikslumas priklausė nuo armatūros strypų skersmens ir lenkimo momento didumo. Didėjant armatūros skersmeniui ir lenkimo momentui, apskaičiuoti plyšių pločiai santykinai mažėjo kitų metodikų rezultatų atžvilgiu. Daugeliu nagrinėtų atvejų, pagal papildytą *Eurocode 2* metodiką gauti plyšių pločiai buvo mažesni nei skaičiuojant pagal RILEM (2003) ar pakoreguotą *Eurocode 2* metodikas. Lyginant 3.26 ir 3.27 paveiksluose pateiktus rezultatus ir atsižvelgiant į 3.24 paveiksle pateiktas eksperimentines plyšių pločių reikšmes pastebima, kad taikant metodikas, kur yra naudojamos $f_{Rk,1}$ reikšmės, ne visada gaunami tiksliausi rezultatai. Tačiau šiomis metodikomis apskaičiuoti plyšio pločiai yra patikimesni, nes jose atsižvelgiama į galimai netolygų plaušo pasiskirstymą ir orientaciją. Šį faktą patvirtina ir antrame etape atliktas plyšių pločių palyginimas (2.9, 2.10 ir 3.17–3.22 paveikslai).

Trečiojo etapo metu analizuojant apskaičiuotų $f_{Rm,1}$ reikšmių pritaikomumą plyšio pločio skaičiavimuose nustatyta, kad liekamojo tempimo stiprio paklaidos nė vienu atveju kritinės įtakos apskaičiuotų plyšių tikslumui neturėjo. Apskaičiuotų plyšių pločių tikslumui turėjo įtakos ne tik santykinis $f_{Rm,1}$ paklaidų dydis, tačiau ir

pačių $f_{Rm,1}$ reikšmių dydis. Pavyzdžiui, Dupont sijos Nr. 5 atveju $f_{Rm,1}$ paklaida buvo 47 %, o didžiausias tomis pačiomis plyšio pločio metodikomis gautų w reikšmių skirtumas buvo tik 16 % (metodikų, kuriose naudojamos $f_{Rk,1}$ reikšmės). Dupont sijos Nr. 6 atveju santykinė $f_{Rm,1}$ paklaidai esant 34 %, didžiausias tų pačių plyšio pločio metodikų w skirtumas siekė 39 %. Taip pat nustatyta, kad didėjant lenkimo momentui $f_{Rm,1}$ paklaidų įtaka plyšio pločiui pastebimai mažėja (Dupont sija Nr. 6: $M = 18,6$ kNm, $\Delta w = 39$ %, $M = 65,4$ kNm, $\Delta w = 22$ %).

Apibendrinus antrojo ir trečiojo etapų rezultatus matyti, kad patikimiausiai ir tiksliausiai nagrinėtų bandinių plyšiai buvo prognozuoti taikant SS 812310:2014–2 metodiką. Čia vidutinė visų analizuotų atvejų paklaida Δw buvo lygi +1,9 %, naudojant $f_{R,1,exp}$ reikšmes ir +7,6 %, naudojant $f_{R,1,apksk}$ reikšmes. Esant vidutiniams ir dideliems lenkimo momentams, FIB *Model Code* 2010–1 metodikos rezultatų tikslumas ir patikimumas buvo taip pat santykinai neblogas, kur vidutinė paklaida $\Delta w = -17,9$ %, taikant $f_{R,1,exp}$ ir $\Delta w = -11,2$ %, taikant $f_{R,1,apksk}$. Vis dėlto nedidelių momentų atvejais pagal šią metodiką buvo gauti per maži plyšio pločiai, o vidutinė paklaida Δw buvo lygi -35,3 % ir -33,9 %, atitinkamai taikant $f_{R,1,exp}$ ir $f_{R,1,apksk}$ reikšmes. Kitomis metodikomis apskaičiuotų plyšių pločių paklaidos buvo dar didesnės ir siekė net iki -62,2 %. Šioje palyginamojoje Δw analizėje procentai pateikti su „+“ ir „-“ ženklais, kurie reiškia, kad apskaičiuoti plyšių pločiai w buvo atitinkamai didesni arba mažesni nei nustatyti eksperimentais.

Nors apskaičiuotų bei eksperimentinių $f_{Rm,1}$ reikšmių nesutapimai ir lemia nemažus plyšių pločių skirtumus Δw , tačiau atliktos analizės rezultatai (3.17–3.22 bei 3.25–3.31 paveikslai) parodė, kad skirtingomis metodikomis apskaičiuotų plyšių pločių skirtumai yra dar didesni. Atsižvelgiant į analizės rezultatus galima teigti, kad apskaičiuotos $f_{Rm,1}$ reikšmės taikytinos bent apytiksliai plyšio pločio skaičiavimams.

3.4. Trečiojo skyriaus išvados

1. Atlikus Naaman ir Sujivorakul metodų analizę ir remiantis 64 serijų sijelių (600×150×150 mm) tritaškio lenkimo bandymų rezultatais nustatyti šių metodų suderinimo koeficientai k_{pc} ir k_p . Nustatytus koeficientus taikant kartu su Naaman ir Sujivorakul metodais, be papildomų bandymų galima apytiksliai apskaičiuoti liekamuosius tempimo įtempius, taikytinus kombinuotai armuotų konstrukcijų plyšio pločio ir įlinkio skaičiavimuose. Banguotam plieno plaušui ir plaušui lenktais galais nustatyti skirtingi suderinimo koeficientai.

2. Remiantis 60 serijų tritaškio lenkimo bandymų rezultatais (446 bandiniai) sukurtas naujas vidutinio liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{Rm,1}$ apskaičiavimo metodas. Jis skirtas plieno plaušu lenktais galais armuotam įprastam ir savaime sutankėjančiam betonui, kurio gniuždomasis stipris kinta nuo 25 iki 60 MPa. Skaičiuojant $f_{Rm,1}$ reikšmes atsižvelgiama į: plaušo ilgį l , plaušo skersmenį d , tempiamąjį plaušo stiprį $f_{y,fb}$, plaušo kiekį V_{fb} , plaušo orientacijos koeficientą α ir plaušu armuoto betono gniuždomąjį stiprį $f_{cm,fb}$. Pritaikius sukurtą metodą, liekamieji tempimo įtempiai σ_{fb} apskaičiuojami tiksliau nei pagal Naaman ar Sujivorakul metodus, kartu naudojant suderinimo koeficientus k_{pc} ir k_p . Šiuo atveju vidutinė σ_{fb} paklaida sumažėjo nuo 22–23 % iki 15 %.

3. Atlikus eksperimentais gautų ir iš literatūros šaltinių surinktų $f_{R,1}$ rezultatų analizę, sukurtas liekamojo tempimo stiprio lenkiant variacijos koeficiento V_x parinkimo metodas, kuris gali būti taikomas charakteristinių $f_{R,1}$ reikšmių apskaičiavimui laikant, kad V_x yra žinomas. Daugeliu nagrinėtų atvejų (iš 63 serijų) taip apskaičiuotos $f_{Rk,1}$ reikšmės buvo mažesnės už reikšmes, gautas taikant eksperimentines s_x reikšmes (V_x – nežinomas). Taikant abu sukurtus $f_{Rm,1}$ ir V_x apskaičiavimo metodus, charakteristinės $f_{R,1}$ reikšmės apytiksliai gali būti apskaičiuojamos be papildomų bandymų. Apskaičiuotų $f_{Rm,1}$ reikšmių paklaidos daro reikšmingą įtaką $f_{Rk,1}$ apskaičiavimo tikslumui.

4. Siekiant nustatyti kombinuotai armuotų lenkiamų gelžbetoninių elementų plyšių pločių apskaičiavimo metodikų dėsningumus, atlikta 3 etapų analizė.

I etapo metu, pagal RILEM, papildytą ir pakoreguotą *Eurocode 2* metodikas apskaičiuotus plyšių pločius palyginus su eksperimentinėmis w reikšmėmis nustatyta, kad tiksliausi rezultatai daugeliu atvejų buvo gauti taikant pakoreguotą *Eurocode 2* metodiką. Analizėje naudoti eksperimentiniai 5 mažų matmenų sijelių su įpjova ir 2 Ulbino sijų rezultatai.

II ir III etapų metu skaičiavimai atlikti pagal RILEM, papildytą *Eurocode 2*, pakoreguotą *Eurocode 2*, SFRC *Design Guideline*, SS 812310:2014 bei FIB *Model Code 2010* metodikas. Analizėje naudoti 12 vidutinių matmenų disertacijos autoriaus sijų ir 7 vidutinių matmenų Dupont sijų bandymų rezultatai. Analizė parodė, kad plaušo pasiskirstymas ir jo orientacija turi didelę įtaką plyšių pločiams, todėl $f_{Rk,1}$ reikšmes naudojančiomis metodikomis gaunami patikimesni plyšių pločių rezultatai (rečiau $w_{exp} > w_{apsk}$). Taikant SS 812310:2014–1 metodiką daugeliu atvejų buvo gautos didžiausios ir kartu patikimiausios plyšio pločio reikšmės, o vidutinė paklaida tesiekė +1,9 %.

5. Tiriant sukurtų $f_{Rm,1}$ ir V_x apskaičiavimo metodų pritaikomumą kombinuotai armuotų sijų plyšių pločių skaičiavimams nustatyta, kad:

- $f_{R,1}$ netikslumų įtaką plyšio pločio paklaidoms lemia procentinė armavimo plaušu dalis kombinuotame armavime. Santykinai didėjant armavimui plaušu $f_{R,1}$ paklaidų įtaka plyšio pločiui taip pat padidėja;
- nė vienu analizuotu atveju liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{R,1}$ paklaidos neturėjo kritinės įtakos plyšio pločiui, o atskirais atvejais taip netgi buvo gauti tikslesni plyšio pločių rezultatai;
- atskiromis metodikomis apskaičiuotų plyšių pločių skirtumai buvo didesni nei skirtumai, sąlygoti $f_{R,1}$ paklaidų. Vidutinė apskaičiuotų w reikšmių paklaida taikant skirtingas metodikas svyravo nuo –45,1 % iki +2,3 %, o dėl $f_{R,1,apsk}$ ir $f_{R,1,exp}$ nesutapimų vidutinės atskirų metodikų Δw reikšmės papildomai kito tik 0,7–6,3 % ribose.

Atsižvelgiant į gautus rezultatus galima teigti, kad sukurtais metodais apskaičiuoto vidutinio liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{Rm,1}$ ir jo variacijos koeficiento V_x reikšmes galima taikyti plyšio pločio skaičiavimuose ir tai turi didelę praktinę naudą.

4. PLIENO PLAUŠŲ IR KOMBINUOTAI ARMUOTŲ LENKIAMŲ GELŽBETONINIŲ ELEMENTŲ ĮLINKIO TYRIMAI

4.1. Plieno plaušu armuotų lenkiamų betoninių elementų įlinkių apskaičiavimas

1.5 skyriuje pateiktais metodais nesunkiai galima apskaičiuoti plieno plaušu armuotų lenkiamų betoninių elementų įlinkį ir plyšio plotį, kai skaičiuotinė konstrukcijos schema yra nesudėtinga (pvz., dvitramė sija apkrauta viena ar dviem koncentruotomis apkrovomis arba išskirstytu krūviu). Esant sudėtingesnei skaičiuotinei schemai šių metodų taikymas tampa komplikuoatas. Aptartuose metoduose daroma prielaida, kad visoje plastinio lanksto zonoje kreivis yra pastovus arba kinta pagal konkretų, apibrėžtą dėsnį, nepriklausomai nuo įrašų pasiskirstymo. Tačiau patisižvelgiant į apkrovimo schemą plastinio lanksto zonoje lenkimo momentas gali būti pastovus arba kintantis, ir tai taip pat gali turėti įtakos kreivio kitimui šioje zonoje. Tokiu atveju būtų tikslinga apibrėžti ne kreivio, o standumo pokytį išilgai plastinio lanksto. Žinant, kad kreivį galima aprašyti kaip lenkimo momento ir standumo santykį $1/r = M/EI$, lenkimo momento pokytis taip pat turėtų įtakos kreivio kitimui išilgai plastinio lanksto. Atsižvelgiant į tai, sukurtas nesudėtingas metodas, kuriuo galima aprašyti standumo kitimą plastinio lanksto zonoje. Šiuo metodu galima įvertinti ir šlyties deformacijų įtaką įlinkiui, kuri esant gausiai armuotų trumpų ir aukštų sijų atvejui taip pat gali turėti reikšmingesnę įtaką.

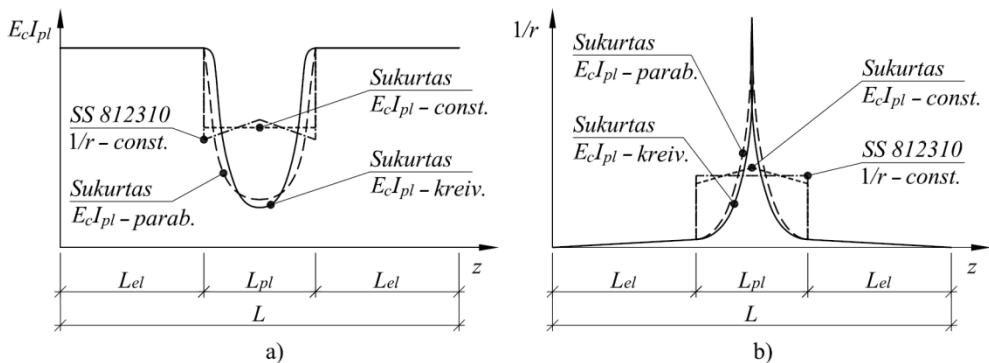
Skaičiavimus atliekant sukurtu metodu yra daroma prielaida, kad iki plyšio atsivėrimo elementas dirba tampriai, o atsivėrus plyšiui zonoje aplink jį prasideda plastinės deformacijos. Santykinai laikant, kad plaušu armuoto betono tamprumo modulis E_c per visą sijos ilgį yra vienodas (plastinėje zonoje taip pat nekinta), plastinės zonos standumo kitimą galima aprašyti sandauga – $E_c \cdot I_{pl}$. Čia I_{pl} yra sąlyginis inercijos momentas, kuriuo įvertinamas tikrojo skerspjūvio inercijos momento I_{pl}^* ir tikrojo deformacijų modulio E_c^* kitimas plastinėje zonoje. Žinant sąlyginio inercijos momento kitimą plastinėje zonoje, galima nesunkiai apskaičiuoti 1.9 paveiksle pavaizduotos sijos įlinkį ((78) formulė). Vadovaujantis analogiškais principais sijų įlinkį galima aprašyti ir apskaičiuoti esant bet kokioms apkrovimo ir galų įtvirtinimo sąlygoms (Elsaigh, 2007; Hibbeler, 2012; Iyer, 2005; STR 2.05.05:2005):

$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} + \delta_{shear} = 2 \int_0^{L_{el}} \frac{M_0 M}{E_c I_{el}} dz + 2 \int_{L_{el}}^{L/2} \frac{M_0 M}{E_c I_{pl}} dz + 2 \int_0^{L/2} \mu \frac{V_0 V}{GA} dz; \quad (78)$$

čia δ_{el} – įlinkis dėl tamprųjų deformacijų; δ_{pl} – įlinkis dėl plastinių deformacijų; δ_{shear} – įlinkis dėl šlyties deformacijų; E_c – plaušu armuoto betono tamprumo modulis; I_{el} – tamprios dalies skerspjūvio inercijos momentas $I_{el} = bh^3/12$; M_0 – vienetinės jėgos sukeltas lenkimo momentas pjūvyje z atstumu nuo atramos; M – apkrovų sukeltas lenkimo momentas z atstumu nuo atramos; I_{pl} – sąlyginis skerspjūvio inercijos momentas plastinėje dalyje, pjūvyje z atstumu nuo atramos; μ – šlyties deformacijų koeficientas, priklausantis nuo skerspjūvio formos (stačiakampiam skerspjūviui $\mu = 6/5$); V_0 – pjūvyje z vienetinės jėgos sukelta

skersinė jėga; V – apkrovų sukelta skersinė jėga z atstumu nuo atramos; G – plaušu armuoto betono šlyties modulis ($G \approx 0,4E_c$); A – skerspjūvio plotas; L – sijos tarpatramis; L_{el} – tampriai dirbančios dalies ilgis; L_{pl} – plastinės zonos ilgis.

Norint sijos įlinkį apskaičiuoti sukurtu metodu pirmiausia reikia nustatyti plastinės zonos ilgį L_{pl} , kuris mokslinėje literatūroje (RILEM, 2002a; Cassanova ir Rossi, 1996; SS 812310:2014) dažniausiai yra susiejamas su plyšio aukščiu y (1.9 paveiksle pateikta sijos skaičiuojamoji schema). Žinant arba pasirinkus plastinės zonos ilgį L_{pl} , galima nesudėtingai apskaičiuoti įlinkį δ_{el} dėl tampriųjų deformacijų, o pagal apkrovimo schemą – ir įlinkį dėl šlyties deformacijų δ_{shear} . Norint apskaičiuoti įlinkį dėl plastinių deformacijų, reikia žinoti sąlyginio inercijos momento kitimo funkciją išilgai plastinio lanksto. Siekiant nustatyti šią funkciją buvo atlikta energetiniais sijų deformavimosi metodais pagrįsta analizė, panaudojant eksperimentinių tyrimų rezultatus (2.1 skyriuje aptarti serijų Nr. 62 ir Nr. 63 bandiniai, kurių bandymams buvo naudota tenzometrinė įranga). Atliekant analizę buvo nagrinėjami: parabolinis (*parab.*) ir kreivalinijinis (*kreiv.*) standumo $E_c I_{pl}$ kitimai bei pastovaus standumo (*const.*) ir pastovaus kreivio $1/r = const.$ plastiniame lankste atvejai (4.1 paveikslas). Čia apkrovimo schema yra analogiška kaip 1.7–1.9 paveiksluose.



4.1 pav. Standumo ir kreivio kitimo išilgai plieno plaušu armuotų lenkiamųjų sijų schema, (apkrovimo schema pateikta 1.9 paveiksle): a) standumo kitimas; b) kreivio kitimas

Vadovaujantis energetiniais principais galima teigti, kad išorinių jėgų atliekamas darbas yra lygus vidinių darbų sumai:

$$A_{ext} = A_{el} + A_{pl} + A_{shear}; \quad (79)$$

čia A_{ext} – išorinių jėgų darbas; A_{el} – vidinis tamprios zonos darbas nuo lenkimo momento; A_{pl} – vidinis plastinės zonos darbas nuo lenkimo momento; A_{shear} – vidinis šlyties (skersinių jėgų) atliekamas darbas.

Tritaškio lenkimo atveju:

$$A_{ext} = \frac{1}{2} F \delta; \quad (80)$$

čia F – apkrova; δ – sijos įlinkis.

$$A_{el} = 2 \int_0^{L_{el}} \frac{M^2}{2E_c I_{el}} dz = \frac{F^2 L_{el}^3}{12E_c I_{el}}; \quad (81)$$

$$A_{shear} = 2 \int_0^{L/2} \mu \frac{V^2}{2GA} dz = \frac{3F^2 L}{8E_c b h}. \quad (82)$$

Plastinio darbo potencinę energiją galima apskaičiuoti pritaikant (79)–(82) formules ir eksperimentais nustatytą įlinkį δ . Iš (83) formulės išsireiškus I_{pl} ir laikant, kad standumas kinta pagal parabolės dėsnį – $I_{pl} = Az^B$ (4.1 paveikslas – parab.), galima gauti galutinę A_{pl} išraišką ((84) formulė):

$$A_{pl} = 2 \int_{L_{el}}^{L/2} \frac{M^2}{2E_c I_{pl}} dz, \quad (83)$$

$$A_{pl} = \frac{F^2}{4E_c A} \left[\frac{(L/2)^{3-B}}{3-B} - \frac{L_{el}^{3-B}}{3-B} \right]. \quad (84)$$

Koeficientą B galima išsireikšti iš kraštinių sąlygų – plastinės zonos pradžioje, kai $z = L_{el}$, tai $I_{el} = I_{pl}$:

$$B = \log_{L_{el}}(I_{el}/A). \quad (85)$$

Pritaikius (85) lygtį pagal (84) formulę galima apskaičiuoti koeficientą A ir tada atlikus supleišėjusio skerspjūvio analizę galima gauti σ_{fb} , σ_c , ε_c bei kitus reikalingus parametrus. Šis atvejis taikytinas, norint nustatyti liekamųjų įtempių σ_{fb} dydį ir/arba šių įtempių pasiskirstymo skerspjūvyje dėsningumą.

Tais atvejais, kai įtempių pasiskirstymas plastinio lanksto viduriniame pjūvyje, o kartu ir šio pjūvio kreivis $(1/r)_c$ yra žinomi, koeficientą A galima apskaičiuoti taip:

$$A = \frac{FL}{4E_c (1/r)_c (L/2)^B}. \quad (86)$$

Šiuo atveju koeficientus A ir B parinkus teisingai, (85) ir (86) lygtimis gaunami rezultatai sutampa. Minimas atvejis taikytinas skaičiuojant įlinkį.

Iš (83) formulės išsireiškus I_{pl} ir laikant, kad standumas plastiniame lankste kinta pagal kreivalinį priklausomybę – (87) formulė (4.1 paveikslas – kreiv.), galutinę A_{pl} išraišką galima užrašyti (88) formule:

$$I_{pl} = \frac{I_{el}}{1 + \left(\frac{z - L_{el}}{B} \right)^A}; \quad (87)$$

$$A_{pl} = \frac{F^2 (L^3 - 8L_{el}^3)}{96E_c I_{el}} + \frac{F^2 B}{4E_c I_{el}} \left(\frac{B^2 C^{A+3}}{A+3} + \frac{2L_{el} B C^{A+2}}{A+2} + \frac{L_{el}^2 C^{A+1}}{A+1} \right); \quad (88)$$

čia koeficientas $C = (L/2 - L_{el})/B$.

Koeficiento B kitimo ribos – nuo 0 iki $L_{pl}/2$, o konkreti šio koeficiento reikšmė priklauso nuo vidurinio pjūvio deformacijų, įlinkio δ , įtempių pasiskirstymo pjūvyje per plyšį ir pačių liekamųjų įtempių. Atliekant analizę su 2.1 skyriuje aptartais serijų Nr. 62 ir Nr. 63 bandiniais, kurių bandymuose buvo naudota tenzometrinė įranga, buvo taikomos tokios koeficiento B reikšmės: $B = 1/6L_{pl}$, ..., $1/100L_{pl}$. Žinant tik įtempių supleišėjusiam skerspjūvyje pasiskirstymo dėsningumą ir norint apskaičiuoti σ_{fb} , σ_c , ε_c bei kitus supleišėjusio skerspjūvio parametrus, koeficientą A galima gauti pritaikius (88) formulę. Šiuo atveju koeficientas B yra pasirenkamas pagal anksčiau nurodytas ribas (atvejis, kai įlinkis yra žinomas). Kai plastinės zonos vidurinio pjūvio kreivis $(1/r)_c$ yra žinomas, koeficientą A galima apskaičiuoti iš kraštinių sąlygų pagal (89) formulę (atvejis, kai įlinkis nežinomas):

$$A = \log_{\frac{L/2-L_{el}}{B}} \left(\frac{(1/r)_c E_c I_{el}}{M_c} - 1 \right); \quad (89)$$

čia M_c – lenkimo momentas ties plyšiu (plastinės zonos viduryje).

Darant prielaidą, kad sijos standumas plastinėje zonoje yra pastovus ($E_c I_{pl} = const.$), šios zonos potencinę energiją, reikalingą plastiniam darbui atlikti, galima aprašyti (90) išraiška. Tada pasirinkus įtempių pasiskirstymo dėsningumą skerspjūvyje per plyšį, žinant sijos įlinkį δ ir pasinaudojus (79)–(82) bei (90) išraiškomis, galima apskaičiuoti σ_{fb} , σ_c , ε_c ir kitus reikalingus parametrus:

$$A_{pl} = \frac{F^2}{12E_c I_{pl}} \left(\frac{L^3}{8} - L_{el}^3 \right). \quad (90)$$

Sijos įlinkį skaičiuodami pagal šį modelį ir santykinai laikydami, kad įtempiai supleišėjusiam skerspjūvyje pasiskirsto pagal 1.6 paveikslą a) dalyje pateiktą schemą, plastinės zonos inercijos momentą galime apskaičiuoti taip:

$$I_{pl} = \frac{b(x^3 + 3hx^2)}{12}; \quad (91)$$

čia x – gniuždomos zonos aukštis.

Darant prielaidą, kad sijos kreivis plastinėje zonoje yra pastovus $(1/r)_c = const.$, plastinį šios zonos darbą galima aprašyti (92) išraiška. Pasinaudojus šia ir (79)–(82) išraiškomis, žinant sijos įlinkį δ bei santykinai pasirinkus įtempių pasiskirstymo dėsningumą skerspjūvyje per plyšį, galima apskaičiuoti σ_{fb} , σ_c , ε_c ir kitus reikalingus parametrus. Žinant vidurinio plastinės dalies pjūvio kreivę $(1/r)_c$ galima apskaičiuoti sijos įlinkį:

$$A_{pl} = \frac{F}{4} \left(\frac{1}{r} \right)_c \left(\frac{L^2}{4} - L_{el}^2 \right). \quad (92)$$

Visais aptartais atvejais plastinės zonos kreivę su plyšio pločiu galima susieti taip:

$$w = y \cdot \left(\frac{1}{r} \right)_{pl,avg} \cdot L_{pl} = 2y \int_{L_{el}}^{L/2} \frac{M}{E_c I_{pl}} dz; \quad (93)$$

$$\left(\frac{1}{r} \right)_{pl,avg} = \frac{2y \int_{L_{el}}^{L/2} \frac{M}{E_c I_{pl}} dz}{L_{pl}}; \quad (94)$$

čia w – plyšio plotis; y – plyšio aukštis; $(1/r)_{pl,avg}$ – vidutinis plastinės zonos kreivis.

Siekiant patikrinti sukurto metodo patikimumą ir nustatyti, kokį plastinės zonos ilgį L_{pl} reikėtų naudoti skaičiavimuose, buvo atlikta palyginamoji analizė. Analizės metu naudoti eksperimentais nustatyti dviejų 2.1 skyriuje aptartų serijų Nr. 62 ir Nr. 63 sijelių įlinkiai δ . Žinant įlinkius buvo apskaičiuoti liekamieji tempimo įtempiai σ_{fb} supleišėjusiame skerspjūvyje, gniuždomos zonos aukštis x ir plyšio plotis – w ($CMOD$). Šios dvi sijelės buvo pasirinktos dėl to, kad eksperimentų metu buvo išmatuoti ne tik įlinkiai ir $CMOD$ reikšmės, bet ir naudojant tenzometrinę įrangą nustatytas gniuždomos zonos aukštis x . Taip pat buvo atlikti papildomi skaičiavimai, taikant 1.5 skyriuje aptartus metodus, o jų rezultatai taip pat buvo įtraukti į palyginamąją analizę. Rezultatų pateikimo patogumui, analizėje taikyti metodai buvo sunumeruoti ir tolimesniuose tyrimuose naudoti tik jų numeriai. Metodų numeracija ir aprašymai pateikti 4.1 lentelėje.

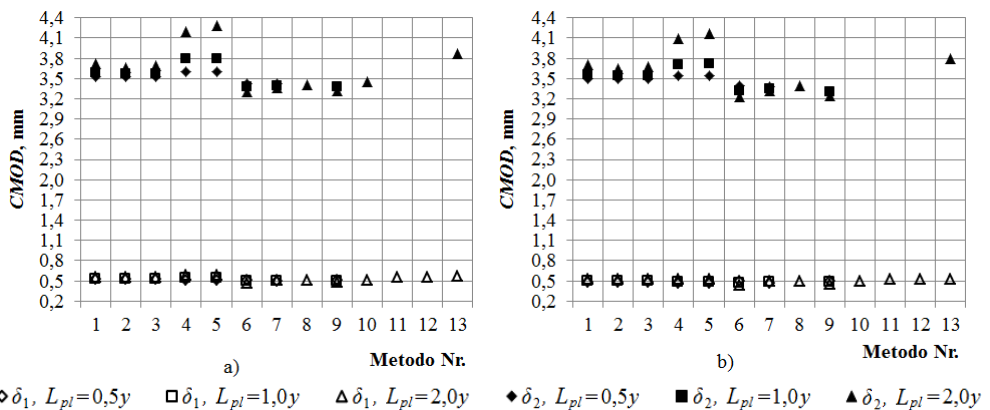
4.1 lentelė. Palyginamojoje analizėje taikytų metodų numeracija

Metodo Nr.	Metodas	Įtempių schema	Įlinkio dedamosios	Pastabos
1	Sukurtas, $E_c I_{pl} - parab.$	1	$\delta_{el} + \delta_{pl} + \delta_{sh}$	–
2	Sukurtas, $E_c I_{pl} - kreiv.$	1	$\delta_{el} + \delta_{pl} + \delta_{sh}$	$B = 1/6 \cdot L_{pl}$
3	Sukurtas, $E_c I_{pl} - kreiv.$	1	$\delta_{el} + \delta_{pl} + \delta_{sh}$	$B = 1/8 \cdot L_{pl}$
4	Sukurtas, $E_c I_{pl} - const.$	1	$\delta_{el} + \delta_{pl} + \delta_{sh}$	–
5	SS 812310:2014, $(1/r)_c - const.$	1	$\delta_{el} + \delta_{pl} + \delta_{sh}$	–
6	Meškėnas A. et al. (2013), $(1/r)_c - const.$	1	δ_{pl}	–
7	RILEM (2002), $(1/r)_c - const.$	1	$\delta_{el} + \delta_{pl}$	–
8	P. Cassanova ir P. Rossi (1996) metodas	1	$\delta_{el} + \delta_{pl}$	–
9	Meškėnas A. et. al. (2013), $(1/r)_c - const.$	2	δ_{pl}	–
10	P. Cassanova ir P. Rossi (1996) metodas	2	$\delta_{el} + \delta_{pl}$	–
11	Sukurtas, $E_c I_{pl} - kreiv.$	2	$\delta_{el} + \delta_{pl} + \delta_{sh}$	$B = 1/6 \cdot L_{pl}$
12	Sukurtas, $E_c I_{pl} - kreiv.$	2	$\delta_{el} + \delta_{pl} + \delta_{sh}$	$B = 1/8 \cdot L_{pl}$
13	Sukurtas, $E_c I_{pl} - kreiv.$	2	$\delta_{el} + \delta_{pl} + \delta_{sh}$	$B = 1/100 \cdot L_{pl}$

Skaičiavimuose naudojamos dvi įtempius supleišėjusiame skerspjūvyje aprašančios schemas: pirma – pateikta 1.6 paveikslo a) dalyje, o antra – 1.6 paveikslo b) dalyje (šioje analizėje laikoma, kad $\sigma_2 = \sigma_3 = \sigma_{fb}$, $\sigma_1 = LOP$). Pirmoji schema buvo pasirinkta kaip paprastesnis skaičiavimų variantas, o antroji – tikslesnė, įvertina sudėtingesnę įtempių pasiskirstymą skerspjūvyje. Analizėje naudotos dvi įlinkio reikšmės – 0,47 mm bei 3,02 mm ir atitinkamai dvi liekamojo

tempimo stiprio lenkiant reikšmės – $f_{R,1}$ ir $f_{R,4}$. Visais atvejais, kai skaičiavimams buvo naudojama antroji įtempių skerspjūvyje schema (metodai Nr. 9–13), skaičiavimai buvo atliekami taikant sluoksnių metodą (Augonis ir Zadlauskas, 2013).

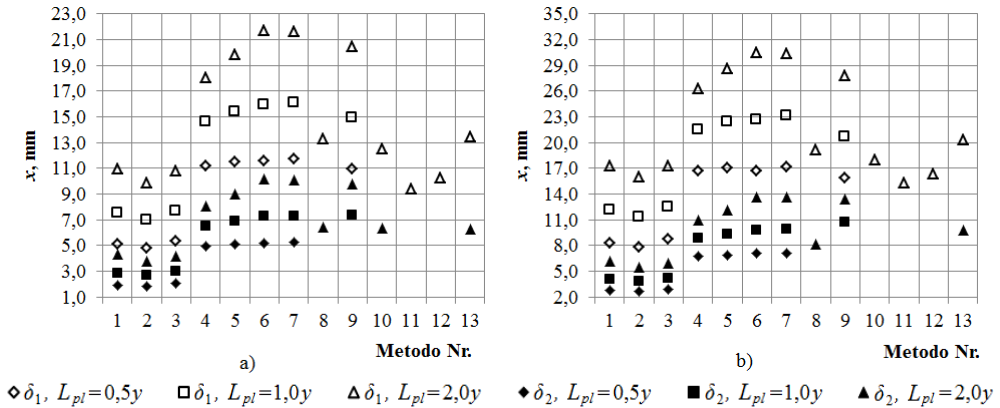
Kaip matyti iš 4.2 paveikslo, esant skirtingam plastinės zonos ilgiui L_{pl} , visais metodais apskaičiuotas įpjovos praplatėjimas $CMOD$ skyrėsi santykinai nežymiai. Didžiausi $CMOD$ pokyčiai pastebėti tais atvejais, kai buvo taikomi 4 ir 5 metodai, kuriuose atitinkamai standumas $E_c I_{pl}$ ir kreivis $(1/r)_c$ išilgai plastinio lanksto nekito ($const.$). Minėti skirtumai išryškėjo tik esant didesniems įlinkiams – $\delta = 3,02$ mm. Taip pat reikia pažymėti, kad skaičiavimus atliekant 11 ir 12 metodais (2 įtempių schema, $B = 1/6L_{pl}$ ir $B = 1/8L_{pl}$) dėl per didelio kreivio plastinio lanksto viduryje įtempiai gniuždomoje zonoje pasiekdavo ribinius dydžius, ir teoriškai elementas turėjo suirti. Esant didesniems liekamiesiems tempimo įtempiams σ_{fb} (50 kg/m^3 plaušo) per dideli įtempiai gauti ir pagal Cassanovos sukurtą metodą (10 metodas) (Cassanova ir Rossi, 1996). Taikant sukurtą metodą ir laikant, kad $B = 1/100L_{pl}$ vidurinio pjūvio kreivis neviršijo leistinos ribos. Atsižvelgiant į liekamuosius įtempius σ_{fb} ir įlinkio δ dydį, koeficientą B galima koreguoti ir taip suderinus modelį gauti patikimus rezultatus.



4.2 pav. Įpjovos praplatėjimo $CMOD$ priklausomybė nuo plastinės zonos ilgio L_{pl} , sijelės įlinkio δ ir skaičiavimo metodo; a) 25 kg/m^3 plaušo; b) 50 kg/m^3 plaušo; čia $\delta_1 = 0,47 \text{ mm}$, $\delta_2 = 3,02 \text{ mm}$

4.3 paveiksle pateikta gniuždomos zonos aukščio x priklausomybė nuo plastinės zonos ilgio L_{pl} , sijelės įlinkio δ ir skaičiavimo metodo. Skaičiavimų rezultatai buvo palyginti tarpusavyje ir su eksperimentų metu nustatytu gniuždomos zonos aukščiu ties įpjova – x_{exp} . Eksperimentų metu buvo nustatyta, kad serijos Nr. 62 sijelės (25 kg/m^3 plaušo) gniuždomos zonos aukštis $x_{exp} \approx 10,85 \text{ mm}$, o serijos Nr. 63 sijelės (50 kg/m^3 plaušo) $x_{exp} \approx 15,81 \text{ mm}$, kai $\delta = 0,47 \text{ mm}$. Matyti, kad skaičiavimus atliekant pagal 1–3 ir 11–13 metodus, tiksliausiai gniuždomos zonos aukštis gaunamas laikant, kad $L_{pl} = 2y$, o skaičiavimus atliekant 4–7 ir 9 metodais tiksliausi rezultatai buvo gauti laikant, kad $L_{pl} = 0,5y$. Kaip matyti iš 4.3 paveikslo, tikslesnio įtempių pasiskirstymo gniuždomoje zonoje (1–3 ir 9–13 metodai) įvertinimas reikšmingą įtaką turėjo didesnių įlinkių atveju – $\delta = 3,02 \text{ mm}$. Taikant 9

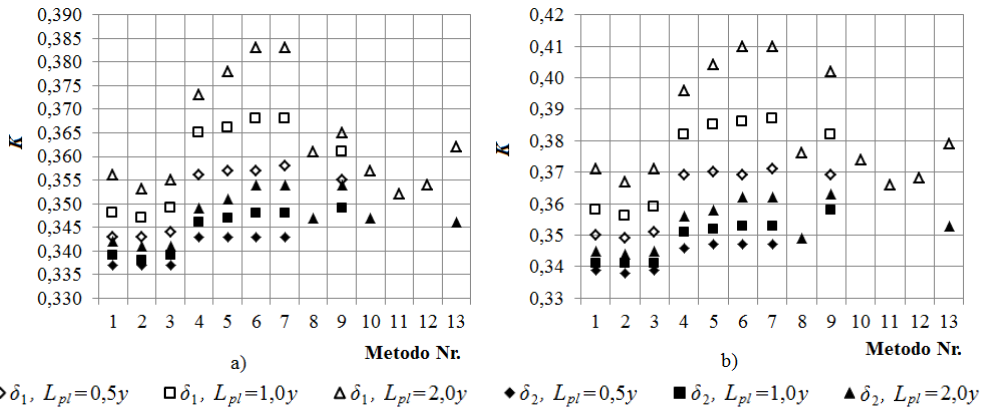
skaičiavimo metodą ir laikant, kad $L_{pl} = 0,5y$, didesnių įlinkių atveju gniuždomos zonos deformacijos buvo per didelės, ir teoriškai bandinys neatlaikydavo faktinės apkrovos. Analogiška situacija gauta taikant 10–12 metodus, kai $L_{pl} = 2,0y$.



4.3 pav. Gniuždomos zonos aukščio x priklausomybė nuo plastinės zonos ilgio L_{pl} , sijelės įlinkio δ ir skaičiavimo metodo; a) 25 kg/m³ plaušo; b) 50 kg/m³ plaušo; čia $\delta_1 = 0,47$ mm, $\delta_2 = 3,02$ mm

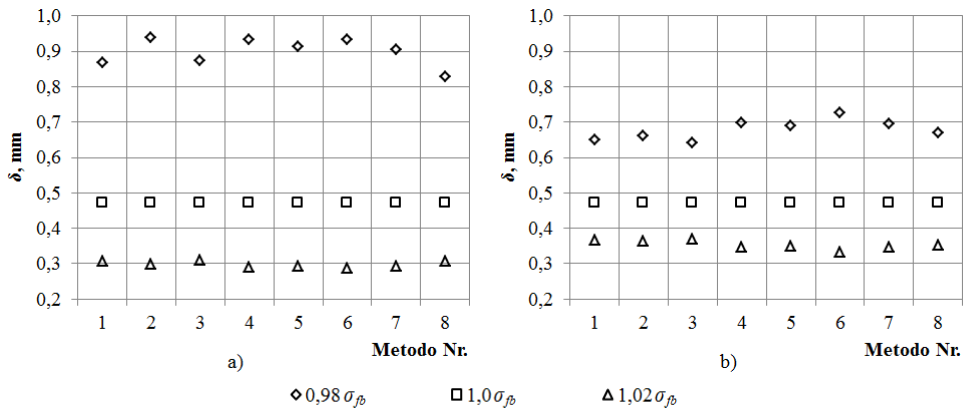
Iš atliktos analizės matyti, kad sukurtas skaičiavimo metodas, kuriame plastinės zonos standumas kinta pagal kreivalinį priklausomybę, buvo sėkmingai pritaikytas visais skaičiavimo atvejais. Vis dėlto prieš taikant šį metodą kitiems atvejams būtų tikslinga atlikti išsamesnę analizę ir nustatyti koeficiento B parinkimo dėsningumus. Parabolinio standumo kitimo plastinėje zonoje praktinį pritaikymą apsunkina labai aukštas A koeficiento laipsnis, todėl kreivalinijinio standumo kitimo taikymas būtų praktiškesnis.

Nors RILEM (2003), SS 812310:2014 bei SFRC *Design Guideline* (2014) ir kai kuriose kitose publikacijose (Dupont, 2003) įlinkio bei plyšio pločio skaičiavimuose yra rekomenduojama naudoti $K = 0,4–0,45$ ((21), (31), (36) ir (42) formulės – $\sigma_{pb} = K \times f_{R,1}$ bei 1.6 paveikslu a) dalyje pateikta schema), tačiau pagal kitų mokslininkų atliktų atvirkštinių analizų rezultatus matyti (Baross et al, 2004), kad toks koeficientas ne visada yra tinkamas. Analizuojant 1–13 įlinkio apskaičiavimo metodus, o skaičiavimus atliekant pritaikius eksperimentines minėtų serijų Nr. 62 ir Nr. 63 sijų įlinkio reikšmes, buvo nustatyti liekamieji tempimo įtempiai plyšyje ir kartu koeficientas K (4.4 paveikslas). Iš atliktos analizės matyti, kad minėtas koeficientas K priklausė nuo skaičiavimo metodo, plastinės zonos ilgio bei įlinkio reikšmės. 0,47 mm įlinkio atveju pagal metodą, L_{pl} ir plaušo kiekį šis koeficientas kito nuo 0,343 iki 0,410, o 3,02 mm įlinkio atveju koeficientas K kito nuo 0,337 iki 0,363.



4.4 pav. Liekamųjų įtempimų koeficiento K priklausomybė nuo plastinės zonos ilgio L_{pl} , sijelės įlinkio δ ir skaičiavimo metodo; a) 25 kg/m^3 plaušo; b) 50 kg/m^3 plaušo; čia $\delta_1 = 0,47 \text{ mm}$, $\delta_2 = 3,02 \text{ mm}$

Norint bet kuriuo metodu apskaičiuoti sijos įlinkį, pirmiausia reikia žinoti arba pasirinkti liekamųjų tempimo įtempimų σ_{fb} reikšmę. Tais atvejais, kai σ_{fb} ((21), (31), (36) ir (42) formulės) susiejamas su liekamuoju tempimo stipriu lenkiant $f_{R,1...4}$, koeficientas K turi būti naudojamas. Siekiant išsiaiškinti, kokią įtaką liekamųjų įtempimų paklaida turėtų tik plieno plaušu armuotų sijų įlinkiui, buvo atlikta analizė ir sudaryti 4.5 paveiksle pateikti grafikai.



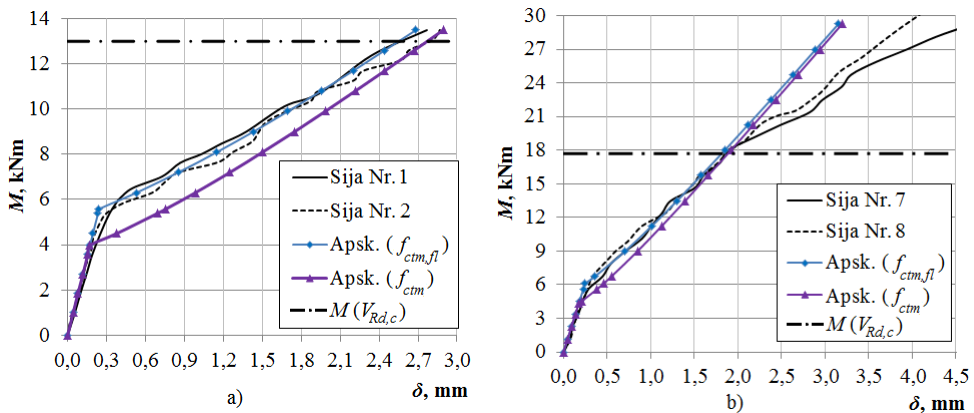
4.5 pav. Sijelės įlinkio δ priklausomybė nuo liekamųjų įtempimų σ_{fb} pokyčio ir skaičiavimo metodo; a) 25 kg/m^3 plaušo; b) 50 kg/m^3 plaušo

Siekiant nustatyti liekamųjų tempimo įtempimų paklaidų įtaką įlinkiui buvo 2 % sumažintos ir tiek pat padidintos σ_{fb} reikšmės, gautos įlinkio apskaičiavimo metodu analizės metu. Skaičiavimuose naudoti tik 1–8 metodai, o kontrolinis įlinkis visais atvejais buvo lygus $0,47 \text{ mm}$. Skaičiavimus atliekant 1–3 bei 8 metodais buvo laikoma, kad $L_{pl} = 2,0y$, o įlinkį skaičiuojant 4–7 metodais laikyta, kad $L_{pl} = 0,5y$. Kiti metodai į analizę neįtraukti, kadangi ankstesnėje analizėje buvo nustatyta, jog $\delta = 0,47 \text{ mm}$ atveju gniuždomos zonos netiesiškumo įtaka nagrinėtiems serijų Nr. 62 ir Nr. 63 bandiniams yra santykinai nežymi.

Kaip matyti iš 4.5 paveikslo, net ir nežymi 2 % liekamųjų tempimo įtempių paklaida sąlygojo didelę 29–55 % įlinkio paklaidą. Žinant, kad šią paklaidą gali sąlygoti neteisingai parinktas K koeficientas, taip pat ir netiksliai apskaičiuota arba parinkta $f_{R,1...4}$ reikšmė, galima teigti, kad 3 skyriuje sukurto $f_{Rm,1}$ apskaičiavimo metodo taikymas, skaičiuojant plieno plaušu armuotų lenkiamų elementų įlinkį, yra labai ribotas. Šiuo atveju tikslus liekamųjų tempimo įtempių parinkimas turi daug didesnę įtaką nei skirtingų metodų taikymas.

4.2. Plieno plaušu ir armatūra armuotų lenkiamų gelžbetoninių elementų įlinkių apskaičiavimas

Siekiant ištirti sukurto $f_{Rm,1}$ apskaičiavimo metodo taikymo galimybes kombinuotai armuotų konstrukcijų įlinkio skaičiavimams, buvo atlikta palyginamoji analizė. Analizės metu palygintos 2.3 skyriuje aptartų sijų eksperimentais nustatytos ir apskaičiuotos įlinkių reikšmės. Skaičiavimai atlikti pagal 1.6 skyriuje išnagrinėtą metodiką. Sijų, armuotų tik armatūra, įlinkio apskaičiavimo rezultatai pateikti 4.6 paveiksle. Pleišėjimo momento skaičiavimuose buvo naudotos vidutinės ašinio ir vidutinės tempiamojo stiprio lenkiant reikšmės – f_{ctm} ir $f_{ctm,fl}$. 4.6 paveiksle pateiktų kreivių apskaičiavimui naudoti sijos Nr. 1 ir sijos Nr. 7 geometriniai, medžiagų ir armavimo parametrai.



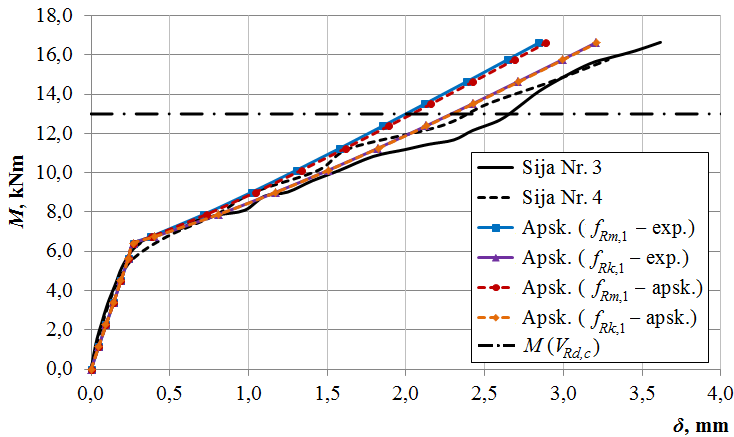
4.6 pav. Bandinių be plaušo eksperimentinės ir apskaičiuotos M – δ kreivės:
a) apatinis armavimas – $2\phi 10$; b) apatinis armavimas – $2\phi 16$

Analizuojant 4.6 paveiksle pateiktus rezultatus matyti, kad skaičiavimuose naudojant f_{ctm} reikšmes įlinkio kreivė gauta su didesne atsarga. Eurocode 2 (EN 1992-1-1:2004) rekomenduojama įlinkio standinimui naudoti f_{ctm} , tačiau skaičiavimuose naudojant $f_{ctm,fl}$ reikšmes gautos kreivės buvo artimesnės eksperimentinėms. Atsižvelgiant į tai, tolimesniuose skaičiavimuose naudotas vidutinis tempiamasis stipris lenkiant – $f_{ctm,fl,fb}$. Taip pat analizuojant 4.6 paveiksle pateiktus rezultatus matyti, kad pasiekus tam tikrą M ribą pradeda ryškėti apskaičiuotų ir eksperimentinių įlinkių nesutapimas. Čia eksperimentais gautas įlinkis pradeda neproporcingai didėti. Yra kelios galimos tokios tendencijos priežastys, kurių kombinacija galbūt ir nulėmė tokius rezultatus. Viena pagrindinių priežasčių galimai yra ta, kad skaičiuojant įlinkį nėra atsižvelgiama į įstrižuosius

plyšius ir šlyties deformacijas (Ueda et. al., 2002). Analizuotų sijų tarptraimis buvo mažesnis nei 10 skerspjūvio aukščių ($L \leq 10h$). Remiantis gelžbetonių konstrukcijų projektavimą aprašančia literatūra (STR 2.05.05:2005; Jokūbaitis et al., 1992), kai $L \leq 10h$, reikia atsižvelgti į šlyties deformacijas ir dėl jų atsirandantį papildomą įlinkį. Vis dėlto literatūroje nėra pateikta metodikos, su kuria būtų galima įvertinti kombinuotai armuotų konstrukcijų šlyties deformacijas po supleišėjimo. *Eurocode 2* metodika (EN 1992-1-1:2004) visiškai neapibrėžia šlyties deformacijų įtakos įlinkiui. Dėl šios priežasties apskaičiuojant $M-\delta$ kreives taip pat nebuvo atsižvelgta į šlyties deformacijas. 4.6 paveiksle yra papildomai pažymėtas momentas M , kai skersinė jėga pasiekia įstrižojo pjūvio stiprumą $V_{Rd,c}$. Šis stiprumas apskaičiuotas pagal EN 1992-1-1:2004 metodiką, neatsižvelgiant į skersinę armatūrą. Toks pažymėjimas apytiksliai nurodo ribą, kai skersine armatūra nearmuotas elementas suyra dėl šlyties (skersinių jėgų). Skersinė armatūra suvaržo įstrižuosius plyšius, tačiau elementas papildomai įlinksta. Kaip matyti iš 4.6 paveikslu b) dalies, būtent pasiekus $M(V_{Rd,c})$ reikšmę įlinkis pradėjo pastebimai didėti. 4.6 paveikslu a) dalyje eksperimentinė $M-\delta$ kreivė pradėjo linkti kiek anksčiau, nei momentas pasiekė $M(V_{Rd,c})$ reikšmę. Nors skaičiavimai buvo apytiksliai, tačiau matyti aiški šlyties deformacijų įtaka įlinkiui. Atlikus skaičiavimus ((78) formulės 3 dalis) nustatyta, kad iki supleišėjimo sijų įlinkis dėl šlyties deformacijų nėra vienu atveju neviršijo 12 % nuo bendro įlinkio. Momentui didėjant nuo nulio iki pleišėjimo ribos, šlyties deformacijų įlinkis mažėjo iki 5 %.

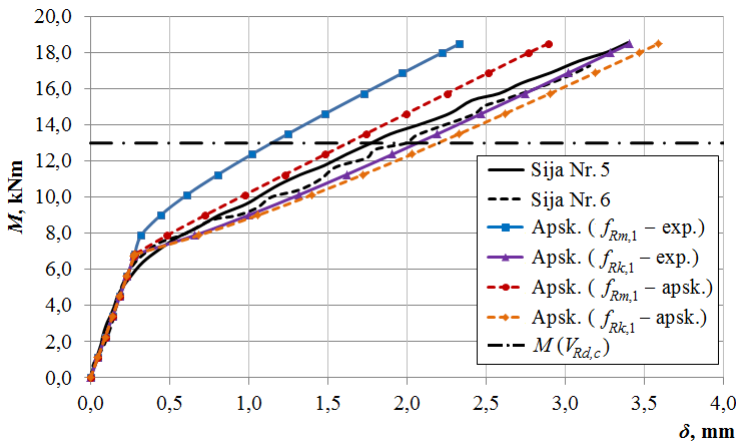
Nors galimai svarbiausias apskaičiuotų $M-\delta$ kreivių paklaidoms įtakos turintis veiksnys yra šlyties deformacijos ir įstrižieji plyšiai, tačiau esama ir kitų galimai reikšmingų veiksnių. Vienas iš jų yra betono ar armatūros įtempių – deformacijų netiesiškumas, pasireiškiantis esant dideliems įtempiams. Skaičiuojant daryta prielaida, kad elementai dirba tampriai, išskyrus plyšį kertantį plaušą.

Analogiški įlinkių skaičiavimai atlikti ir kombinuotai armuotų sijų atveju. Čia skaičiavimuose buvo naudojamos eksperimentinės ir apskaičiuotos $f_{Rm,1}$ bei $f_{Rk,1}$ reikšmės. Charakteristinės $f_{Rk,1}$ reikšmės apskaičiuotos pagal Bayesian sprendinį darant prielaidą, kad $f_{R,1}$ pasiskirsto pagal normalųjį skirstinį, o V_x yra žinomas – $f_r = 5,0$ %, $\gamma = 95$ % (NB-2). Eksperimentinės $f_{Rk,1}$ reikšmės gautos naudojant eksperimentais nustatytą $f_{Rm,1}$, ir pagal (76) formulę gautą variacijos koeficientą V_x . Apskaičiuotosios $f_{Rk,1}$ reikšmės gautos pritaikius (75) ir (76) formulėmis gautus rezultatus. Supleišėjusio elemento kreivis apskaičiuotas darant prielaidą, kad įtempiai skerspjūvyje pasiskirsto pagal 1.6 paveikslu a) dalyje pateiktą schemą. Atvejais, kai buvo naudojama $f_{Rm,1}$ reikšmė, σ_{fb} apskaičiuoti pagal (21) formulę, o naudojant $f_{Rk,1}$ reikmę – pagal (36) formulę. Skaičiavimų ir eksperimentiniai rezultatai pagal sijų armavimą yra pateikti 4.7–4.10 paveiksluose. Šiuose paveiksluose pateiktoms kreivėms apskaičiuoti buvo naudojami atitinkamai sijų Nr. 3, Nr. 6, Nr. 9 ir Nr. 11 geometriniai, medžiagų bei armavimo parametrai.



4.7 pav. Sijų Nr. 3 ir Nr. 4 eksperimentinės ir apskaičiuotos $M-\delta$ kreivės (apatinis armavimas – $2\phi 10$ ir 25 kg/m^3 plieno plaušo)

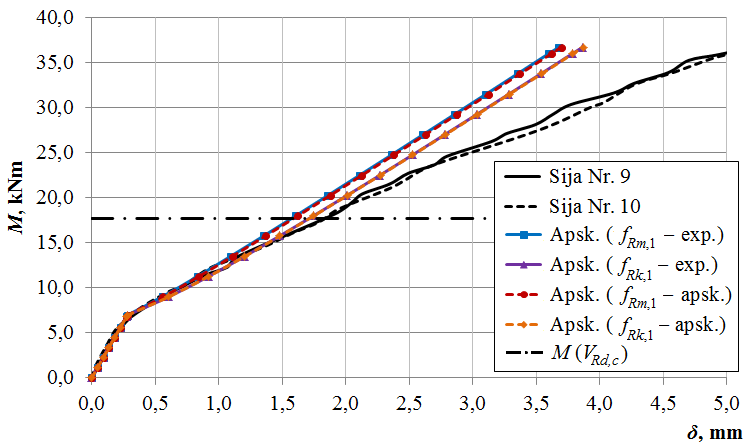
Kaip matyti iš 4.7 paveiksle pateiktų rezultatų, sijas papildomai armuojant 25 kg/m^3 plaušo, nuo tam tikros ribos vis tiek įlinkio augimas gaunamas didesnis, nei apskaičiuota. Lyginant apskaičiuotas $M-\delta$ kreives pastebima, kad nepriklausomai nuo to, ar $f_{R,1}$ reikšmės buvo gautos eksperimentais, ar skaičiavimais, įlinkių skirtumai yra nežymūs. Ryškesni įlinkių skirtumai pastebimi, kai skaičiavimuose naudojamos $f_{Rm,1}$ ir $f_{Rk,1}$ reikšmės. 25 kg/m^3 plaušo atveju tikslesni ir patikimesni rezultatai buvo gauti naudojant charakteristines $f_{R,1}$ reikšmes. Rezultatų tikslumui galimai turėjo įtakos šlyties deformacijų (įstrižųjų plyšių) nevertinimas.



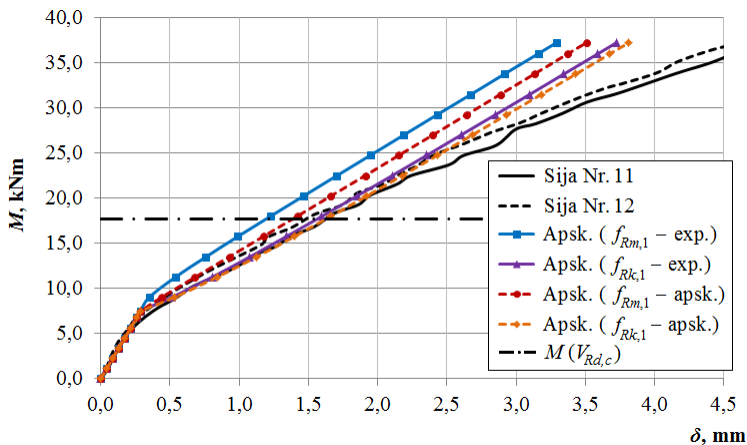
4.8 pav. Sijų Nr. 5 ir Nr. 6 eksperimentinės ir apskaičiuotos $M-\delta$ kreivės (apatinis armavimas – $2\phi 10$ ir 50 kg/m^3 plieno plaušo)

50 kg/m^3 plaušo armavimo atveju išryškėja eksperimentinių ir apskaičiuotų $f_{R,1}$ reikšmių sąlygojami įlinkio skirtumai. Kadangi šiuo atveju apskaičiuotos $f_{Rm,1}$ reikšmės yra 31 % mažesnės nei eksperimentinės, todėl tai turi didelę įtaką ir įlinkiui. Vis dėlto naudojant apskaičiuotas $f_{Rm,1}$ reikšmes apskaičiuoti įlinkiai netgi geriau atitiko eksperimentines δ reikšmes nei taikant eksperimentais gautą $f_{Rm,1}$.

Analogiškai ankstesniam atvejui, pastebimi nemaži įlinkių skirtumai tarp skaičiavimų rezultatų naudojant $f_{Rm,1}$ ir $f_{Rk,1}$ reikšmes. Patikimiau įlinkis prognozuotas naudojant charakteristines $f_{R,1}$ reikšmes. Įlinkio δ apskaičiavimo rezultatų tikslumas priklausė nuo įlinkio dydžio: esant mažesniam įlinkiui, tikslesni rezultatai gauti naudojant apskaičiuotą $f_{Rm,1}$ reikšmę, o įlinkiui didėjant charakteristikų $f_{R,1}$ reikšmių taikymas lėmė tikslesnius δ rezultatus. Iš pateiktų grafikų matyti, kad papildomas 50 kg/m^3 armavimas plaušu sumažino neproporcingą eksperimentinio įlinkio didėjimą. Šiuo atveju didelis plaušo kiekis efektyviai varžė ne tik normalinius, tačiau ir įstrižuosius plyšius, dėl to galimai sumažėjo ir neproporcingas įlinkio didėjimas. Atliekant skaičiavimus pastebėtas dar vienas metodikos netikslumas – esant didelėms σ_{fb} reikšmėms, atsivėrus plyšiui laikinai sumažėja apskaičiuotas kreivis (4.8 paveikslas, Apsk. ($f_{Rm,1} - \text{exp.}$) kreivė).



4.9 pav. Sijų Nr. 9 ir Nr. 10 eksperimentinės ir apskaičiuotos $M-\delta$ kreivės (apatinis armavimas – $2\phi 16$ ir 25 kg/m^3 plieno plaušo)



4.10 pav. Sijų Nr. 11 ir Nr. 12 eksperimentinės ir apskaičiuotos $M-\delta$ kreivės (apatinis armavimas – $2\phi 16$ ir 50 kg/m^3 plieno plaušo)

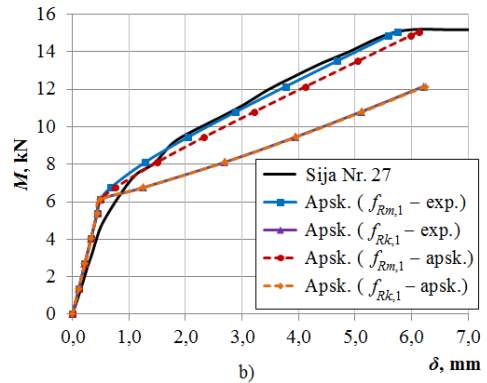
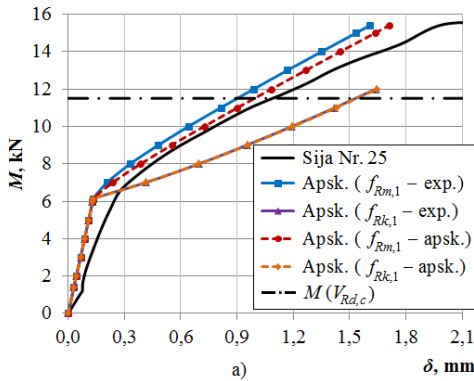
Lyginant 4.7 bei 4.9 ir 4.8 bei 4.10 paveikslų rezultatus matyti, kad tiek 25 kg/m^3 , tiek ir 50 kg/m^3 plieno plaušo atvejais, nepriklausomai nuo armatūros

skersmens, buvo gauti analogiški įlinkių dėsningumai. Dėl armatūros skersmens skyrėsi tik lenkimo momentų reikšmės. Įlinkio skaičiavimuose naudojant eksperimentines ir apskaičiuotas $f_{Rm,1}$ reikšmes (kai apskaičiuotos 31 % mažesnės nei eksperimentinės), gauti δ skirtumai neviršijo 21 %, kintant momento dydžiui. Naudojant eksperimentines ir apskaičiuotas $f_{Rk,1}$ reikšmes, apskaičiuoto įlinkio skirtumai nepalankiausiu atveju tesiekė 4 %. Naudojant charakteristines $f_{R,1}$ reikšmes, daugeliu atvejų skaičiavimais gautos tiksliausios ir patikimiausios įlinkio reikšmės. Kaip ir ankstesniu atveju, papildomas 50 kg/m³ armavimas plaušu sumažino neproporcingą eksperimentinio įlinkio didėjimą. Taip pat analogiškai sijų Nr. 5 ir Nr. 6 atvejui, esant didelėms σ_{fb} reikšmėms, atsivėrus plyšiu laikinai sumažėjo apskaičiuotas kreivis (4.10 paveikslas, Apsk. ($f_{Rm,1}$ – exp.) kreivė). Toks kreivio sumažėjimas gaunamas dėl metodikoje taikomos prielaidos, kad po plyšio atsivėrimo, nepriklausomai nuo jo pločio, plaušas perima tempimo įtempius, lygus $0,45f_{R,1}$.

Siekiant patikrinti nustatytus rezultatų dėsningumus į analizę papildomai buvo įtraukti Dupont disertacijoje (Dupont, 2003) pateiktų 8 sijų eksperimentų rezultatai. Išsamesnė informacija apie sijų armavimą ir medžiagų parametrus yra pateikta 4.2 lentelėje. Visų sijų skerspjūviai pasirinkti vienodi $h = 200$ mm, $b = 200$ mm. Apsauginis betono sluoksnis visais atvejais buvo laikytas lygus 15 mm. Sijų Nr. 25, Nr. 26, Nr. 15 ir Nr. 16 tarpatramis buvo 1,0 m, o sijų Nr. 27, Nr. 28, Nr. 21 ir Nr. 22 tarpatramis – 2,0 m. Atitinkamai grynojo lenkimo zonos ilgiai L_M buvo 0,4 m ir 0,9 m. Dupont disertacijoje (Dupont, 2003) pateiktas gniuždomasis plaušu armuoto betono stipris nustatytas išbandžius 10 kubelių (600×150×150 mm) kiekvienam sijų komplektui. $f_{R,1}$ reikšmės nustatytos išbandžius tik po 3 sijeles su įpjova (150×150×150 mm). 4.2 lentelėje pateiktos $f_{Rk,1}$ reikšmės apskaičiuotos naudojant Bayesian sprendinį ir laikant, kad $f_{R,1}$ reikšmės pasiskirsto pagal normalųjį skirstinį, kai V_x yra žinomas – $fr = 5,0$ %, $\gamma = 95$ % (NB-2). Plieno plaušu armuoto betono parametrai apskaičiuoti taip: $f_{cm,fb} = 0,81f_{cm,cube,150,fb}$, $f_{ctm,fb} = 0,3f_{ck,fb}^{2/3}$, $f_{ck,fb} = f_{cm,fb} - 4$ MPa ir $E_{cm} = 22(f_{cm}/10)^{0,3}$. Papildomi priedašai (*exp* ir *apsk*) parodo, ar $f_{Rm,1}$ reikšmės buvo gautos bandymais, ar apskaičiuotos pagal (75) formulę. Skaičiuojant įlinkį laikoma, kad sijų armatūros tamprumo modulis $E_s = 200$ GPa. Dupont sijų armavimui naudotas plaušas atitinka 16 serijoje naudotą plaušą (3.1 lentelė).

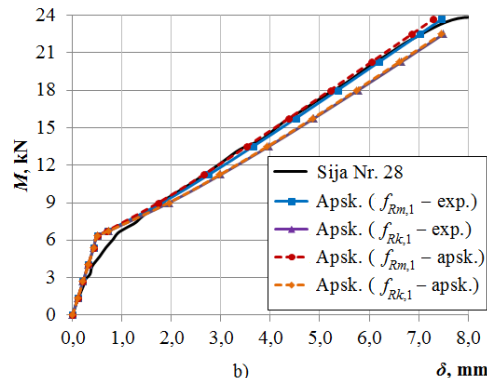
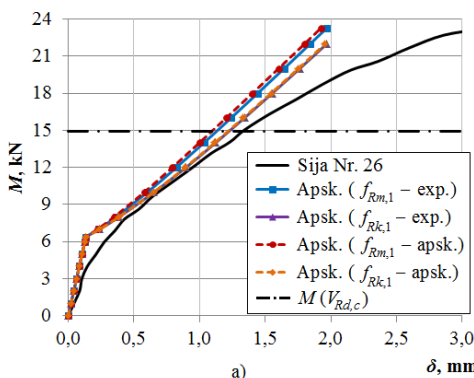
4.2 lentelė. Informacija apie Dupont tyrimuose naudotas sijas (Dupont, 2003)

Sijos Nr.	Apat. armavimas	Plaušo kiekis, kg/m ³	$f_{cm,fb}$, MPa	$f_{ctm,fl,fb}$, MPa	$f_{ctm,fb}$, MPa	$E_{cm,fb}$, MPa	$f_{Rm,1}$ (exp), MPa	$f_{Rm,1}$ (apsk), MPa	$f_{Rk,1}$ (exp), MPa	$f_{Rk,1}$ (apsk), MPa
25	2φ8	50	38,5	4,45	3,18	32959	5,4	4,94	2,80	2,64
27	2φ8	50	38,5	4,45	3,18	32959	5,4	4,94	2,80	2,64
26	2φ12	25	38,4	4,44	3,17	32938	2,3	2,82	0,86	1,25
28	2φ12	25	38,4	4,44	3,17	32938	2,3	2,82	0,86	1,25
15, 16	2φ12	50	33,0	3,96	2,83	31466	4,5	4,50	2,15	2,32
21, 22	2φ12	50	33,0	3,96	2,83	31466	4,5	4,50	2,15	2,32



4.11 pav. Sijos Nr. 25 (tarpatramis 1,0 m) ir sijos Nr. 27 (tarpatramis 2,0 m) eksperimentinės ir apskaičiuotos $M-\delta$ kreivės (apatinis armavimas – $2\phi 8$ ir 50 kg/m^3 plieno plaušo)

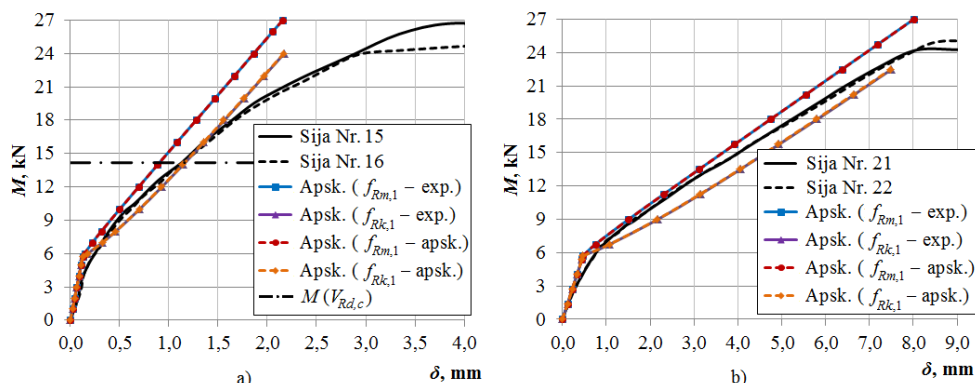
Analizuojant 4.11 paveiksle pateiktus sijų Nr. 25 ir Nr. 27 rezultatus pastebima, kad esant mažam tarpatramiui (a) atvejis – $L/h = 5$) yra gaunamas nežymus eksperimentinės įlinkio kreivės palinkimas (po supleišėjimo, $M > M(V_{Rd,c})$). Esant didesniai tarpatramiui (b) atvejis – $L/h = 10$), analogiškas eksperimentinės kreivės palinkimas nepastebimas (šiuo atveju $M(V_{Rd,c})$ reikšmė taip pat nėra pasiekta). Analizuojant skaičiavimų rezultatų tikslumą ir patikimumą pastebima, kad abiem atvejais (a) ir b)) tikslesni rezultatai gaunami naudojant $f_{Rm,1}$ reikšmes. Vis dėlto a) atveju naudojant $f_{Rm,1}$ reikšmes apskaičiuoto įlinkio patikimumas nėra pakankamas – eksperimentais nustatytas įlinkis visais atvejais buvo didesnis nei apskaičiuotas. Įlinkių skirtumai naudojant eksperimentines ir apskaičiuotas $f_{Rm,1}$ reikšmes buvo nežymūs, o naudojant analogiškai gautas $f_{Rk,1}$ reikšmes, skirtumai buvo nykstamai maži. Nagrinėtu atveju, kai $f_{Rm,1} > f_{ctm,fl,fb}$, analogiškai kaip ir sijų Nr. 5, Nr. 6, Nr. 11 ir Nr. 12 atvejais, buvo nustatytas kreivio sumažėjimas iškart po plyšio atsivėrimo.



4.12 pav. Sijos Nr. 26 (tarpatramis 1,0 m) ir sijos Nr. 28 (tarpatramis 2,0 m) eksperimentinės ir apskaičiuotos $M-\delta$ kreivės (apatinis armavimas – $2\phi 12$ ir 25 kg/m^3 plieno plaušo)

Sijos Nr. 26 atveju ($L/h = 5$) pastebimas įlinkio kreivės nulinkimas, o sijos Nr. 28 atveju ($L/h = 10$) minėto nulinkimo nėra. Sijos Nr. 26 armatūros skersmuo buvo didesnis, o plaušo kiekis – mažesnis nei sijos Nr. 25. Tai galimai sąlygojo

didesnį įlinkio kreivės polinkį. Nei vidutinių, nei charakteristinių reikšmių atvejais $f_{R,1}$ nustatymo būdas (ar gauta eksperimento metu, ar apskaičiuota) skaičiuojamam įlinkiui didelės įtakos neturėjo. Didesnę įtaką turėjo vidutinių ir charakteristinių $f_{R,1}$ reikšmių taikymas. Sijos Nr. 26 atveju nei $f_{Rm,1}$, nei $f_{Rk,1}$ naudojimas visiškai patikimų rezultatų nedavė, tačiau patikimesni rezultatai buvo gauti naudojant $f_{Rk,1}$. Sijos Nr. 28 atveju, tiksliausi įlinkiai buvo apskaičiuoti naudojant $f_{Rm,1}$ reikšmes.



4.13 pav. Sijų Nr. 15 bei Nr. 16 (tarpatramis 1,0 m) ir Nr. 21 bei Nr. 22 (tarpatramis 2,0 m) eksperimentinės ir apskaičiuotos $M-\delta$ kreivės (apatinis armavimas – $2\phi 12$ ir 50 kg/m^3 plieno plaušo)

Kaip ir ankstesniais atvejais, sijų Nr. 15 ir Nr. 16 ($L/h = 5$) įlinkių kreivės turėjo tendenciją palinkti. Sijų Nr. 21 ir Nr. 22 įlinkių kreivės taip pat nežymiai palinkusios, tačiau šiuo atveju $M(V_{Rd,c}) \approx 32\text{ kNm}$, o šlyties deformacijų sukeltas įlinkis iki sijų supleišėjimo nesudaro daugiau nei 2,5 % nuo bendro įlinkio. Todėl daroma prielaida, kad vien tik šlyties deformacijos nenulėmė minėtų sijų Nr. 21 ir Nr. 22 kreivių palinkimo. Kaip ir ankstesniais atvejais, $f_{R,1}$ nustatymo būdas neturėjo reikšmingos įtakos įlinkiui, tačiau charakteristinių ir vidutinių reikšmių taikymas buvo reikšmingas apskaičiuoto įlinkio tikslumui. Sijų Nr. 15 ir Nr. 16 atveju, tikslesni rezultatai buvo gauti skaičiavimuose naudojant $f_{Rk,1}$ reikšmes. Sijų Nr. 21 ir Nr. 22 atveju esant mažesniai momentui tikslesni rezultatai gauti naudojant $f_{Rm,1}$, o momentui didėjant tikslesni rezultatai gauti taikant $f_{Rk,1}$ reikšmes. Visais atvejais patikimesni rezultatai gauti naudojant $f_{Rk,1}$ reikšmes.

Apibendrinant tyrimo rezultatus pastebėta, kad esant skirtingam tarpatramiui ir sijų armavimui apskaičiuotų įlinkių paklaidoms galimai turėjo įtakos šlyties deformacijos ir įstrižieji plyšiai. Minėtas paklaidas mažino armavimas plaušu – kuo didesnis plaušo kiekis, tuo įlinkio paklaidos, atsiradusios galimai dėl šlyties ir įstrižųjų plyšių įtakos, buvo mažesnės. Tarpatramiui didėjant, potencialiai šlyties deformacijų sukeltos įlinkių paklaidos taip pat mažėjo. Atsižvelgiant į tai, kad taikyta įlinkio apskaičiavimo metodika neįvertina šlyties deformacijų ir galimos įstrižųjų plyšių įtakos įlinkiui, yra rekomenduotina tolimesnė analizė, kurios metu būtų išsamiau ištirta šių veiksnių įtaka plyšio pločiui.

Naudojant vidutinį liekamąjį tempimo stiprį lenkiant $f_{Rm,1}$ atskirais atvejais buvo gautas tikslesnis įlinkis, tačiau pritaikius $f_{Rk,1}$ reikšmes visais atvejais gauti patikimesni įlinkio rezultatai. Dėl šios priežasties kombinuotai armuotų sijų įlinkių

skaičiavimuose yra tikslinga naudoti charakteristinį liekamąjį tempimo stiprį lenkiant $f_{Rk,1}$. Apskaičiuoto įlinkio skirtumai taikant $f_{Rm,1}$ ir $f_{Rk,1}$ priklausė nuo $f_{R,1}$ dydžio ir armavimo armatūra intensyvumo. Eksperimentais nustatytų ir apskaičiuotų $f_{Rk,1}$ reikšmių skirtumai neturėjo reikšmingos įtakos apskaičiuoto įlinkio tikslumui. Vidutinė visų kombinuotai armuotų sijų įlinkio paklaida $\Delta\delta$ buvo lygi $-16,6\%$ naudojant $f_{Rm,1} - \text{exp.}$ ir $\Delta\delta = -11,2\%$ naudojant $f_{Rm,1} - \text{apsk.}$ Įlinkio skaičiavimuose naudojant eksperimentines ir apskaičiuotas $f_{Rk,1}$ reikšmes vidutinės įlinkių paklaidos $\Delta\delta$ atitinkamai buvo lygios $+12,5\%$ ir $+13,5\%$; čia „+“ arba „-“ ženklai atitinkamai reiškia, kad eksperimentinis įlinkis yra didesnis arba mažesnis už apskaičiuotąjį. Įlinkiai lyginti lenkimo momentui M pasiekus mažesnę iš $M(V_{Rd,c})$ arba $0,7M_{max}$ reikšmių. Atsižvelgiant į analizės rezultatus galima teigti, kad pasiūlytos $f_{Rm,1}$ ir V_x apskaičiavimo formulės gali būti taikomos kombinuotai armuotų sijų įlinkio skaičiavimams.

Esant didelėms $f_{R,1}$ reikšmėms ($f_{R,1} > f_{ctm,fl,fb}$), po plyšių atsivėrimo skaičiavimais gaunamas kreivio sumažėjimas. Šis skaičiavimų netikslumas gaunamas dėl metodikos prielaidos, kad atsivėrus plyšiui jį kertantis plaušas perima $0,45f_{R,1}$ dydžio liekamuosius įtempius, nepriklausomai nuo plyšio pločio ar įlinkio.

4.3. Plieno plaušu ir armatūra armuotų lenkiamų gelžbetoninių elementų įlinkių apskaičiavimas, kai $f_{R,1} > f_{ctm,fl,fb}$

4.2 skyriuje atliktos analizės metu įlinkio skaičiavimuose buvo taikoma 1.6 paveikslo a) dalyje pateikta įtempių pasiskirstymo skerspjuvyje schema. Gniuždomos zonos aukštis x ir tempiamos armatūros įtempiai $\sigma_{s1} = \sigma_s$ (σ_{sr}) šiuo atveju nesudėtingai gali būti apskaičiuojami išsprendus (95) lygčių sistemą. Ši lygčių sistema yra gaunama 1.6 paveikslo a) dalyje pavaizduotam atvejui sudarius jėgų projekcijų ir momentų pusiausvyros lygtis:

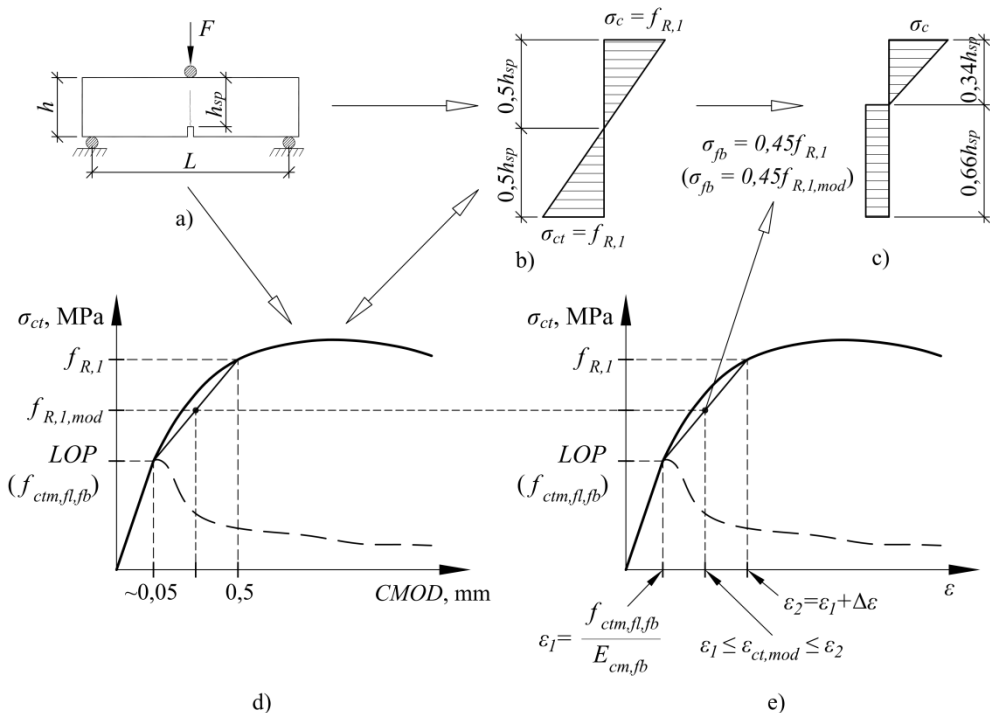
$$\begin{cases} \frac{\sigma_{s1}bx^2}{2\alpha_e(d-x)} + \frac{\sigma_{s1}(\alpha_e-1)(x-a_2)A_{s2}}{\alpha_e(d-x)} - \sigma_{s1}A_{s1} - \sigma_{fb}b(h-x) = 0, \\ \frac{\sigma_{fb}b(h-x)^2}{2} + \sigma_{s1}A_{s1}(d-x) + \frac{\sigma_{s1}(\alpha_e-1)(x-a_2)^2A_{s2}}{\alpha_e(d-x)} + \frac{2\sigma_{s1}bx^3}{6\alpha_e(d-x)} = M. \end{cases} \quad (95)$$

4.2 skyriuje nustatyta, kad esant dideliame liekamajam tempimo stipriui lenkiant $f_{R,1}$ ($f_{R,1} > f_{ctm,fl,fb}$), po plyšio atsivėrimo kreivis staiga sumažėja. Tokie rezultatai gaunami, kadangi skaičiuojant laikoma, jog iškart po plyšio atsivėrimo plaušas perima įtempius, lygius $0,45f_{R,1}$, nepriklausomai nuo deformacijų dydžio. Analizuojant 4.14 paveikslo d) dalyje pateiktą tipinį įtempių kitimą tritaškio lenkimo bandymo metu matyti, kad plyšys atsiveria, kai $CMOD \approx 0,05$ mm ($\varepsilon \approx 0,00011-0,00016$), o $f_{R,1}$ reikšmės gaunamos, kai $CMOD = 0,5$ mm. Taigi įtempiai σ_{fb} iškart po plyšio atsivėrimo neturėtų būti siejami su $f_{R,1}$, tačiau daug tikslingiau šiuo atveju būtų naudoti LOP ($f_{ctm,fl,fb}$) ir tik reikšmingai padidėjus plyšio pločiui (deformacijoms), naudoti $f_{R,1}$ reikšmę. Atvejais, kai $f_{R,1} < LOP$, liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{R,1}$ naudojimas lemia atsargas. Vis dėlto, kai $f_{R,1} > LOP$, laikant, jog iškart po plyšio atsivėrimo plaušas perima įtempius, lygius $0,45f_{R,1}$, elementas teoriškai tampa standesnis nei prieš supleišėjimą. Tai ir sumažina jo kreivį

po plyšio atsivėrimo. Momentui ir toliau didėjant, tempiamo krašto deformacijos ε elemente galiausiai pasiekia ribą, kai $f_{R,1}$ taikymas tampa racionalus.

Norint tiksliau įvertinti įtempių pasiskirstymą skerspjūvyje, σ_{s1} apskaičiavimui galima taikyti sudėtingesnius metodus (pvz., sluoksnių metodą). Tempiamos armatūros įtempius σ_{s1} , gniuždomos zonos aukštį x ir gniuždomo skerspjūvio krašto deformacijas ε_c apskaičiuojant sluoksnių metodu, tikslinga taikyti kreivalinijini įtempių skerspjūvyje pasiskirstymą (pvz., pateiktą 1.6 paveikslo b) dalyje). Tada kreivis po plyšio atsivėrimo nesumažės, o skaičiavimo rezultatai bus tikslesni. Vis dėlto sluoksnių metodo taikymas skaičiavimus paverčia daug sudėtingesniais, todėl praktiniam pritaikymui būtų didelė nauda skaičiavimuose taikyti supaprastintą įtempių schemą.

Atsižvelgiant į tai atvejais, kai $f_{R,1} > f_{ctm,fl,fb}$ (sijų be įpjovos atveju plyšiai atsivers įtempiams pasiekus $f_{ctm,fl,fb}$, o ne LOP), siūloma naudoti modifikuotą liekamojo tempimo stiprio lenkiant reikšmę $f_{R,1,mod}$. Tada skaičiavimai gali būti atliekami taikant supaprastintą įtempių schemą (pateikta 1.6 paveikslo a) dalyje ir 4.14 paveikslo c) dalyje). Modifikuota $f_{R,1,mod}$ reikšmė yra tarpinė tarp $f_{ctm,fl}$ ir $f_{R,1}$ bei priklausanti nuo faktinio deformacijų dydžio. 4.14 paveiksle yra pateikta $f_{R,1,mod}$ nustatymą ir taikymą aiškinanti schema.



4.14 pav. Modifikuoto liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{R,1,mod}$ apskaičiavimą ir taikymą iliustruojanti schema: a) tritaškio bandymo schema pagal LST EN 14651+A1:2007; b) įtempių diagrama, pagal kurią apskaičiuojamos $f_{R,1}$ reikšmės; c) tinkamumo ribinio būvio konstrukcijų analizėje naudojama supaprastinta įtempių diagrama (RILEM, 2003; Vandewalle, 2000b); d) tritaškio sijelių lenkimo bandymais gaunama σ –CMOD priklausomybė; e) σ – ε priklausomybė, kurios pagrindu apskaičiuojamas $f_{R,1,mod}$

Siūlomo $f_{R,1,mod}$ nustatymas ir taikymas supleišėjusio elemento kreivio skaičiavimuose vykdomas tokia seka. Pirmiausia išsprendžiant (95) lygčių sistemą gaunami gniuždomos zonos aukštis x ir tempiamos armatūros įtempiai σ_{s1} . Skaičiavimai atliekami 2 kartus: pirmą kartą laikant, kad $\sigma_{fb} = 0,45f_{ctm,fl}$, o antrąjį kartą – laikant, kad $\sigma_{fb} = 0,45f_{R,1}$ (galima taikyti ir kitas σ_{fb} apskaičiavimo formules, pvz., (36)). Tada pagal (96) formulę apskaičiuojamos supleišėjusio elemento tempiamo krašto deformacijos $\varepsilon_{ct,mod,1}$ ir $\varepsilon_{ct,mod,2}$:

$$\varepsilon_{ct,mod,i} = \frac{\sigma_{s1}(h-x)}{E_{cm,fb}\alpha_e(d-x)}. \quad (96)$$

Žinant $\varepsilon_{ct,mod,1}$ ir $\varepsilon_{ct,mod,2}$ deformacijas, pagal (97) formulę gaunami modifikuoti liekamieji tempimo stipriai lenkiant – $f_{R,1,mod,1}$ ir $f_{R,1,mod,2}$. Skaičiavimuose gali būti naudojamos tiek vidutinės, tiek ir charakteristinės liekamojo tempimo stiprio lenkiant $f_{R,1}$ reikšmės.

$$f_{R,1,mod,i} = \frac{f_{R,1} \cdot \left(\varepsilon_{ct,mod,i} - \frac{f_{ctm,fl,fb}}{E_{cm,fb}} \right) + f_{ctm,fl,fb} \cdot \left(\frac{f_{ctm,fl,fb}}{E_{cm,fb}} + \Delta\varepsilon - \varepsilon_{ct,mod,i} \right)}{\Delta\varepsilon}; \quad (97)$$

čia $f_{R,1}$ – liekamasis tempimo stipris lenkiant; $f_{ctm,fl}$ – tempiamasis stipris lenkiant, įvertinus skerspjūvio aukštį; $\varepsilon_{ct,mod,i}$ – supleišėjusio elemento tempiamo krašto deformacija; $\Delta\varepsilon$ – deformacijų skirtumas, nustatant $f_{R,1}$ ir $f_{ctm,fl}$ reikšmes.

Analizuojant 4.14 paveikslą d) ir e) grafikus matyti, kad plyšių atsivėrimo ($\sigma_t \approx f_{ctm,fl,fb}$) ir $f_{R,1}$ nustatymo metu $CMOD$ skiriasi apie 10 kartų. Analogiškai skiriasi ir santykinės tempiamo betono deformacijos ties įpjovos viršūne – ε_{ct} . Kadangi ε_1 atsižvelgiant į skerspjūvio aukštį ir betono klasę yra apytiksliai lygus 0,1 ‰, todėl šiame skaičiavime $\Delta\varepsilon$ rekomenduojama apytiksliai prilyginti 0,1 ‰. Įvertinus betoną ir skerspjūvio parametrus skaičiavimuose galima naudoti ir kitas, tikslesnes $\Delta\varepsilon$ reikšmes.

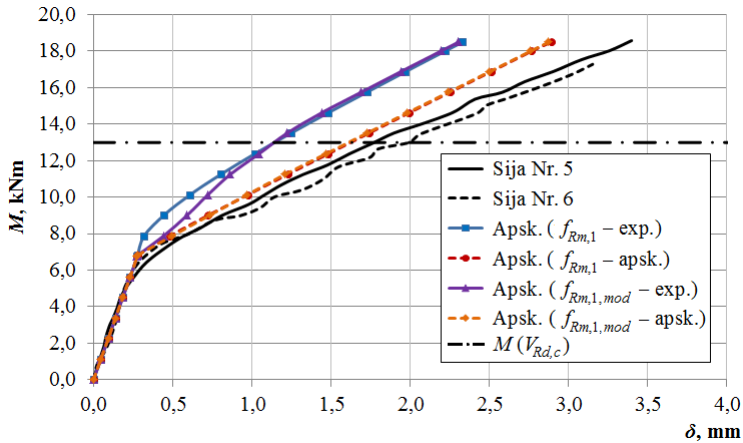
Turint tarpines $f_{R,1,mod,1}$ ir $f_{R,1,mod,2}$ reikšmes, pagal (98) formulę apskaičiuojamas galutinis $f_{R,1,mod}$:

$$f_{R,1,mod} = \frac{f_{R,1,mod,1} + f_{R,1,mod,2}}{2}. \quad (98)$$

Galiausiai žinant $f_{R,1,mod}$ reikšmę, išsprendus (95) lygčių sistemą apskaičiuojamas gniuždomos zonos aukštis x ir įtempiai tempiamoje armatūroje σ_{s1} . Žinant šiuos du parametrus galima apskaičiuoti ne tik supleišėjusio elemento kreivį $(1/r) = \varepsilon_c/x$, bet ir sijos įlinkį δ . Nors tikrasis ryšys tarp $f_{ctm,fl,fb}$ ir $f_{R,1}$ nėra tiesinis, tačiau siūlomu būdu apskaičiavus $f_{R,1,mod}$ reikšmę supleišėjusio elemento kreivis bus apskaičiuotas tiksliau nei naudojant $f_{R,1}$.

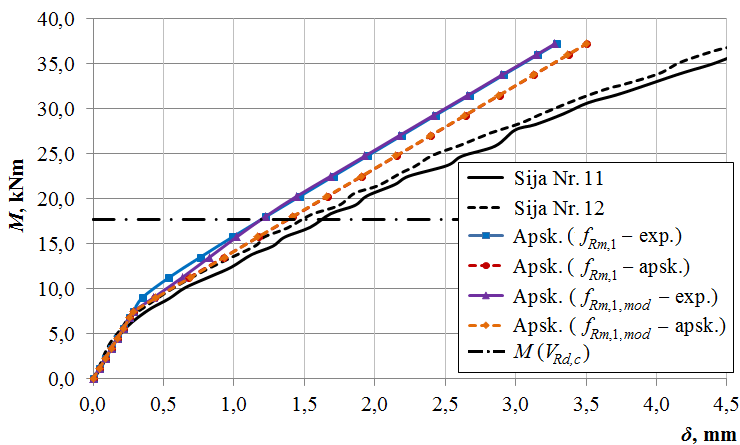
Siekiant patikrinti, ar liekamąjį tempimo stiprį lenkiant apskaičiavus sukurtu metodu po plyšio atsivėrimo gaunamas didesnis kreivis nei iki elemento supleišėjimo, buvo atlikti skaičiavimai. Nors 4.2 skyriuje ir nustatyta, kad disertacijos rengimo metu išbandytų sijų įlinkis tiksliau buvo prognozuotas

naudojant $f_{Rk,1}$ reikšmes, tačiau šiuo atveju įtempius σ_{fb} apskaičiuojant pagal (36) formulę modifikuoto $f_{R,1}$ taikymas nebūtų reikalingas (nes $0,5f_{Rk,1} < f_{ctm,fl,fb}$). Todėl siekiant parodyti sukurto $f_{R,1,mod}$ apskaičiavimo metodo taikymo įtaką įlinkiui, 4.15 ir 4.16 paveiksluose pateikti sijų Nr. 5, Nr. 6, Nr. 11 ir Nr. 12 įlinkiai apskaičiuoti naudojant vidutines $f_{R,1}$ reikšmes ($f_{Rm,1} > f_{ctm,fl,fb}$). Į analizę buvo įtraukti ir Dupont (2003) sijų Nr. 25 bei Nr. 27 rezultatai.



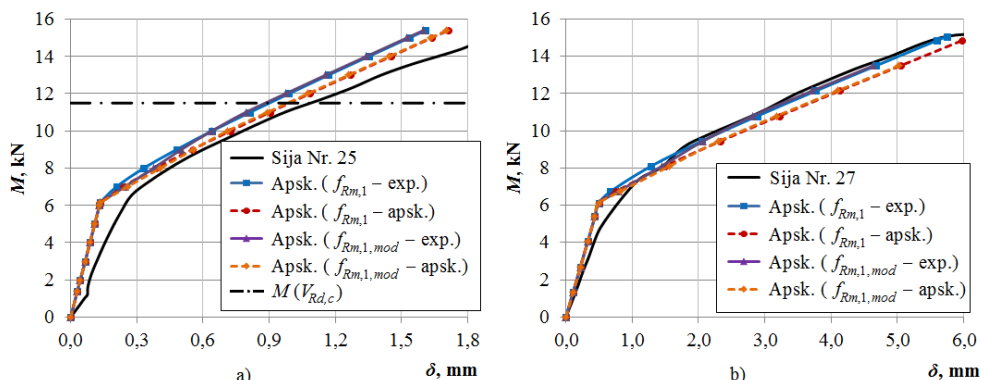
4.15 pav. Sijų Nr. 5 ir Nr. 6 eksperimentinės ir apskaičiuotos M – δ kreivės, pritaikius modifikuotas $f_{Rm,1}$ reikšmes (apatinis armavimas – $2\phi 10$ ir 50 kg/m^3 plieno plaušo)

Ekspirimentais nustatyto liekamojo tempimo stiprio lenkiant atveju naudojant modifikuotą $f_{Rm,1}$ reikšmę gaunamas akivaizdus įlinkio kreivės pasikeitimas po plyšio atsivėrimo. Pritaikius sukurtą $f_{Rm,1,mod}$ apskaičiavimo metodą, po plyšio atsivėrimo kreivis nebesumažėja. Deformacijoms laipsniškai augant, $f_{Rm,1,mod}$ reikšmė susilygina su $f_{Rm,1}$, todėl įlinkių kreivės taip pat susilygina. Apskaičiuoto liekamojo tempimo stiprio lenkiant atveju $f_{Rm,1}$ nedaug skyrėsi nuo $f_{ctm,fl,fb}$, todėl įlinkio kreivėse taip pat nėra akivaizdžių pasikeitimų.



4.16 pav. Sijų Nr. 11 ir Nr. 12 eksperimentinės ir apskaičiuotos M – δ kreivės, pritaikius modifikuotas $f_{Rm,1}$ reikšmes (apatinis armavimas – $2\phi 16$ ir 50 kg/m^3 plieno plaušo)

Analogiškos tendencijos matomos ir sijų Nr. 11 bei Nr. 12 atveju, kadangi čia buvo naudotas tos pačios sudėties plaušu armuotas betonas. Nagrinėjamu atveju faktiniai liekamieji tempimo įtempiai buvo mažesni nei apskaičiuoti naudojant vidutines $f_{R,1}$ reikšmes, todėl tiek 4.15, tiek ir 4.16 paveikslų grafikai parodo tik $f_{R,1,mod}$ pritaikymo įtaką įlinkiui. Pritaikius $f_{Rm,1,mod}$ reikšmes apskaičiuoti kreiviai didinant lenkimo momentą visą laiką didėjo.



4.17 pav. Sijų Nr. 25 ir Nr. 27 Dupont (2003) eksperimentinės ir apskaičiuotos $M-\delta$ kreivės (apatinis armavimas – $2\phi 8$ ir 50 kg/m^3 plieno plaušo, tarpatramiai atitinkamai 1,0 m ir 2,0 m)

Dupont sijos Nr. 25 atveju tendencijos išlieka tokios pačios, kaip ir sijų Nr. 5, Nr. 6, Nr. 11 ir Nr. 12, kadangi faktiniai liekamieji tempimo įtempiai dėl plaušo koncentracijos ir orientacijos buvo mažesni nei apskaičiuotieji. Vis dėlto Dupont sijos Nr. 27 Dupont (2003) atveju, modifikuotų $f_{Rm,1}$ reikšmių taikymas leido patikslinti skaičiavimų rezultatus. Naudojant eksperimentines $f_{Rm,1,mod}$ reikšmes, įlinkiai po plyšio atsivėrimo buvo prognozuoti tiksliau. Šiuo atveju faktiniai liekamieji tempimo įtempiai buvo artimesni apskaičiuotiems naudojant vidutines, o ne charakteristines $f_{R,1}$ reikšmes.

4.4. Ketvirtojo skyriaus išvados

1. Sukurtas plastinio lanksto metodas plaušu armuotų lenkiamų betoninių elementų įlinkiui ir plyšio pločiui apskaičiuoti, įvertinant standumo kitimą plastinėje zonoje. Šis metodas nesudėtingai gali būti taikomas įvairių apkrovimo schemų atvejais, todėl pritaikomumo požiūriu jis yra efektyvesnis už kreivio kitimą plastiniame lankste aprašančius metodus. Metodo sukūrimui ir patikrinimui naudoti 3 standumo kitimo dėsningumai plastiniame lankste (parabolinis, kreivalinijinis bei pastovus) ir 2 (trikampė bei kreivalinijinė) betono gniuždymo įtempių supleišėjusiam skerspjūvyje pasiskirstymo diagramos. Visais analizėje taikytais metodais apskaičiuotų $CMOD$ reikšmių skirtumai nebuvo dideli. Tiksliausius rezultatus lemiantis plastinės zonos ilgis L_{pl} priklausė nuo plastinio lanksto metodo ir atitinkamai kito nuo pusės plyšio aukščio iki dviejų plyšio aukščių ($L_{pl} = 0,5y-2y$). Kreivalinijinės įtempių diagramos taikymas reikšmingą įtaką turėjo tik didelių įlinkių atveju – $\delta = 3,02 \text{ mm}$.

Apskaičiavus liekamųjų tempimo įtempių koeficientus K , kurie priklausė nuo taikomo metodo, L_{pl} ir δ dydžio, nustatyta, kad $\delta = 0,47 \text{ mm}$ atveju K reikšmė kito

0,343–0,410 ribose, o $\delta = 3,02$ mm atveju – K kito nuo 0,337 iki 0,363. RILEM (2003) pateiktos K koeficiento reikšmės (atitinkamai 0,45 ir 0,37) nebuvo pasiektos nė vienu atveju. Kadangi net ir nežymūs 2 % liekamųjų tempimo įtempių skirtumai sąlygojo dideles 29–55 % įlinkio paklaidas, galima daryti išvadą, kad sukurtų $f_{Rm,1}$ ir V_x metodų taikymas plastinio lanksto skaičiavimuose yra ribotas. Ypač tikslus liekamųjų tempimo įtempių nustatymas rezultatų tikslumui turi daug didesnę įtaką nei skirtingų plastinio lanksto metodikų taikymas.

2. Apibendrinant palyginamosios teorinių ir eksperimentinių įlinkių analizės rezultatus galima teigti:

- Geresnis keturių tik armatūra armuotų sijų eksperimentinių ir skaičiavimais gautų įlinkių kreivių sutapimas gautas naudojant $f_{cim,fl}$, todėl plaušu armuotų sijų įlinkių analizėje buvo naudotos $-f_{cim,fl,fb}$ reikšmės.
- Nedidelių sijų tarpatramių ($L \leq 6h$) atvejais eksperimentinių įlinkių kreivių nukrypimams galimai turėjo įtakos šlyties deformacijos ir įstrižieji plyšiai. Į šiuos veiksnius skaičiavimo metodikoje nėra atsižvelgiama.
- Visais atvejais naudojant $f_{Rk,1}$ reikšmes įlinkiai buvo apskaičiuoti patikimiau, o $\sim 2/3$ nagrinėtų atvejų ir tiksliau nei naudojant $f_{Rm,1}$ reikšmes, todėl charakteristinių $f_{R,1}$ reikšmių taikymas kombinuotai armuotų sijų įlinkių skaičiavimuose yra tikslingas.
- Eksperimentais nustatytų ir apskaičiuotų $f_{Rk,1}$ reikšmių skirtumai neturėjo reikšmingos įtakos apskaičiuoto įlinkio tikslumui. Atsižvelgiant į tai galima teigti, kad sukurti $f_{Rm,1}$ ir V_x apskaičiavimo metodai gali būti taikomi kombinuotai armuotų sijų įlinkio skaičiavimuose.

3. Sukurtas liekamojo tempimo stiprio lenkiant modifikavimo metodas, kuris $f_{R,1} > f_{cim,fl,fb}$ atvejais leidžia eliminuoti skaičiavimais gaunamą kreivio sumažėjimą po elemento supleišėjimo. Taip išvengus minėtų netikslumų, įlinkis nustatomas taikant supaprastintą įtempių skerspjūvyje schemą, o skaičiavimai išlieka nesudėtingi ir patogūs praktiniam naudojimui.

BENDROSIOS IŠVADOS

1. Nedideliu plieno plaušo kiekiu ($V_{fb} \leq 1,0 \%$) armuoto betono gniuždomasis bei tempiamasis stipriai ir tamprumo modulis nežymiai skiriasi nuo įprasto betono. Tačiau net ir toks plaušo kiekis tempiamo betono suirimo pobūdį pakeičia iš trapaus į plastišką. Minėtos plieno plaušu armuoto betono savybės gali būti nustatytos bandymais arba apytiksliai apskaičiuotos pagal skirtingų mokslininkų pasiūlytus metodus. Daugelyje kombinuotai armuotų gelžbetoninių konstrukcijų plyšio pločio ir įlinkio apskaičiavimo metodų yra naudojamas tritaškio lenkimo bandymais nustatytas liekamasis tempimo stipris lenkiant $f_{R,1}$. Charakteristinės liekamojo tempimo stiprio lenkiant reikšmės apskaičiuojamos darant prielaidą, kad $f_{R,1}$ pasiskirsto pagal normalųjį arba lognormalųjį skirstinius. Skaičiavimai skiriasi pagal tai, ar variacijos koeficientas V_x yra iš anksto žinomas, ar gautas bandymo metu.
2. Daugelis kombinuotai armuotų lenkiamų gelžbetoninių elementų plyšio pločio ir įlinkio apskaičiavimo metodikų yra pagrįstos *Eurocode 2* pateikta metodika. Skirtingose metodikose nevienodai įvertinami plaušo perimami liekamieji tempimo įtempiai σ_{fb} . Plaušu armuotų lenkiamų betoninių elementų įlinkio ir plyšio pločio apskaičiavimams yra taikomi plastinio lanksto metodai. Visuose nagrinėtuose metoduose yra aprašomas kreivio kitimas plastiniame lankste, tačiau nėra įvertinamas įrąžų pokytis išilgai lanksto.
3. Eksperimentinių tyrimų metu nustatytos bandinių $F-CMOD$, $F-\delta$, $F-\varepsilon$ ir $F-w$, $M-x$ priklausomybės, plieno plaušu armuoto betono $f_{R,1}$ reikšmės bei kiti betono ir plaušu armuoto betono parametrai. Reikalingą didelį bandinių kiekį (469 bandiniai) lėmė atsitiktinis ir netolygus plaušo pasiskirstymas bei orientacija. Visi šie išsamūs eksperimentinių tyrimų rezultatai naudoti palyginamiesiems ir teoriniams darbe aprašytiems tyrimams.
4. Remiantis eksperimentinių tyrimų rezultatais (488 disertacijos autoriaus ir kitų mokslininkų išbandyti bandiniai), buvo nustatyti Naaman ir Sujivorakul metodų suderinimo koeficientai – k_{pc} ir k_p . Pritaikius siūlomus suderinimo koeficientus, liekamuosius plaušu lenktais galais ir banguotu plieno plaušu armuoto betono tempimo įtempius σ_{fb} apytiksliai galima apskaičiuoti be bandymų. Taip pat sukurti $f_{Rm,1}$ ir jo variacijos koeficiento V_x apskaičiavimo metodai, skirti plaušu lenktais galais armuotam įprastam ir savaime sutankėjančiam betonui. Taikant sukurtą $f_{Rm,1}$ metodą, vidutinė σ_{fb} paklaida sumažėjo nuo 22–23 % iki 15 %, lyginant su skaičiavimų pagal Naaman ir Sujivorakul metodus rezultatais, gautais naudojant k_{pc} ir k_p koeficientus. Kartu taikant $f_{Rm,1}$ ir V_x apskaičiavimo metodus apytiksliai, be papildomų bandymų, galima apskaičiuoti charakteristines $f_{R,1}$ reikšmes. Atsižvelgiant į didelę skaičiavimo rezultatų sklaidą, k_{pc} ir k_p koeficientų bei $f_{Rm,1}$ ir V_x apskaičiavimo metodų patikimumas patikrintas naudojant 3 papildomų bandymų serijų (18 bandinių) rezultatus.
5. Remiantis palyginamosiomis kombinuotai armuotų sijų plyšių pločių ir įlinkių analizėmis nustatyta, kad pasiūlytų $f_{Rm,1}$ ir V_x apskaičiavimo metodų paklaidos kritinės įtakos plyšio pločių ir įlinkių rezultatams neturėjo. Daugeliu atvejų patikimiausios plyšio pločio reikšmės buvo gautos taikant SS 812310:2014

metodiką, pagal kurią vidutinė plyšių pločių paklaida Δw buvo lygi +1,9 %. Atskiromis metodikomis apskaičiuotų plyšių pločių skirtumai buvo didesni nei skirtumai, kuriems įtakos turėjo $f_{R,1}$ paklaidos. Šių paklaidų įtaką plyšio pločiui nulėmė armavimo plaušu procentinė dalis kombinuotame armavime. Patikimesni ir daugeliu atvejų tikslesni įlinkiai skaičiavimais gauti naudojant $f_{Rk,1}$, o ne $f_{Rm,1}$ reikšmes, kur vidutinės δ paklaidos atitinkamai buvo +12,5 % ir -16,6 %. Tikslesni pleišėjimo momentai ir kartu įlinkių kreivės gautos naudojant $f_{ctm,fl}$ ($f_{ctm,fl,fb}$), o ne f_{ctm} ($f_{ctm,fb}$) reikšmes. Eksperimentinių įlinkio kreivių nukrypimus galimai paveikė šlyties deformacijos ir įstrižieji plyšiai, kurių įtaka skaičiuojant nevertinama. Tyrimas atskleidė, kad sukurtus $f_{Rm,1}$ ir V_x apskaičiavimo metodus galima taikyti kombinuotai armuotų sijų plyšių pločių ir įlinkių skaičiavimuose, o tai turi didelę praktinę naudą.

6. Sukurtas plastinio lanksto metodas, aprašantis standumo kitimą plastiniame lankste, taip įvertinant įrašų pokytį išilgai lanksto. Šis metodas nesudėtingai gali būti taikomas plieno plaušu armuotų betoninių sijų įlinkių ir plyšių pločių apskaičiavimui įvairių skaičiuojamųjų schemų atvejais. Palyginamoji analizė, kurioje 2 % σ_{fb} paklaida lėmė net 29–55 % įlinkio paklaidas, parodė, kad liekamųjų tempimo įtempių tikslumas yra ypač svarbus taikant visus plastinio lanksto metodus. Todėl sukurto $f_{Rm,1}$ apskaičiavimo metodo pritaikymas plaušu armuotų sijų plyšių pločių ir įlinkių skaičiavimuose yra ribotas.
7. Sukurtas nesudėtingas liekamojo tempimo stiprio lenkiant modifikavimo metodas taikytinas $f_{R,1}$ reikšmėms viršijus $f_{ctm,fl,fb}$. Liekamuosius tempimo įtempius apskaičiuojant sukurtu metodu, yra išvengiama kreivio sumažėjimo po elemento supleišėjimo, o įlinkio skaičiavimai išlieka nesudėtingi.

LITERATŪRA

- ACI 544.1R–96. *State – of – the – art report on fiber reinforced concrete*. ACI Committee 544, Reapproved 2002, 66 p.
- ACI 544.3R–93. *Guide for specifying, proportioning, mixing, placing, and finishing steel fiber reinforced concrete*. ACI Committee 544, Reapproved 1998, 10 p.
- ACI 544.4R–88. *Design considerations for steel fiber reinforced concrete*. ACI Committee 544, Reapproved 1999, 18 p.
- AYYUB, Bilal M. and Richard H. McCUEN. *Probability, statistics, and reliability for engineers and scientists*. 3rd edition. USA: CRS Press, 2011.
- ALY, T., Jay G. SANJAYAN, Frank G. COLLINS. Effect of polypropilene fibers on shrinkage and cracking of concretes. *Materials and Structures*, RILEM, 2014, vol. 41(10), 1741–1753 [žiūrėta 2014-11-23]. Prieiga per doi: 10.1617/s11527-008-9361-2.
- ÁLVAREZ, Ana B. *Characterization and modelling of SFRC elements*. Doctoral thesis. Barcelona: Universitat Politècnica de Catalunya, 2013, 242 p.
- AMIRINENI, Krishna C. *Fracture properties of fiber reinforced concrete*. A thesis in civil engineering. The Pennsylvania State University, 2009, 105 p.
- AUGONIS, M. and S. ZADLAUSKAS. The elastoplastic concrete strain influence on the cracking moment and deformation of rectangular reinforced concrete elements. *Mechanika*. 2013, 19 (1), 5–11. ISSN 1392 – 1207.
- ASTM A820/A820M-06. *Standard specification for steel fibers for fiber – reinforced concrete*. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2006.
- BANTHIA, N., V. BINDIGANAVILE, J. JONES, J. NOVAK. Fiber-reinforced concrete in precast concrete applications: Research leads to innovative products. *Pci Journal*, 2012, vol. 57(3), 33–46 [žiūrėta 2012-11-20]. Prieiga per doi: 10.15554/pci.06012012.33.46.
- BARROSS, Joaquim A. O., Vitor M. C. F. CUNHA, Alberto F. RIBEIRO, J. A. B. ANTUNES. Post-cracking behaviour of steel fibre reinforced concrete. *Materials and Structures 38 (January – February 2005)*. RILEM, 2004, vol. 38(275), 47–56 [žiūrėta 2012-11-14]. ISSN: 1359-5997. Prieiga per doi: 10.1617/14058.
- BEHBAHANI, H., B. NEMATOLLAHI, M. FARASATPOUR. Steel fiber reinforced concrete: A review. In *Proceedings of ICSECM 2011*, December 15–17, 2011, Kandy, Sri Lanka. 2011. P. 12.
- BENCARDINO, F., L. RIZZUTI. G. SPADEA. Experimental tests vs. theoretical modeling for FRC in compression. In *Proceedings of FraMCoS-6*. June 17–22, 2007, Catania, Italy. Taylor & Francis, 2007. P. 1473–1480.
- BENJAMIN, Jack R. and Carl A. CORNELL. *Probability, statistics and decision for civil engineers*. New York: Dover publications, Inc., 1970.
- BOND, A. and A. HARRIS. *Decoding Eurocode 7*. London: Taylor & Francis, 2008.
- BOND, Andrew J. A procedure for determining the characteristic value of a geotechnical parameter. In *Third Int. Symp. on “Geotechnical Safety and Risk“*, June 2–3, 2011, Munich, Germany. Bundesanstalt für Wasserbau, 2011. P. 419–426.
- BRANDT, Andrzej M. Fibre reinforced cement-based (FRC) composites after over 40 years of development in building and civil engineering. *Journal of Composite Structures*. Elsevier, 2008, vol. 86(1–3), 3–9. ISSN: 0263-8223. Prieiga per doi:10.1016/j.compstruct.2008.03.006.
- BURATTI, N., C. MAZZOTTI, M. SAVOIA. Experimental study on the flexural behaviour of fibre reinforced concretes strengthened with steel and macro – synthetic fibres. In *Proceedings of FraMCoS-7 “Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures“*. May 23–28, 2010, Korea Concrete Institute, Seoul. P. 1286–1294.

- CASSANOVA, P. and P. ROSSI. Analysis of metallic fibre-reinforced concrete beams submitted to bending. *Materials and Structures/ Materiaux et Constructions, RILEM*, 1996, 29(190), 354–361. ISSN: 1359-5997.
- CONCRETE SOCIETY REPORT TR34. *Concrete industrial ground floors: a guide to design and construction*. Technical report No. 34. Third edition. Portsmouth, Hampshire: Holbrooks Printers Ltd., 2003, 138 p. ISBN 1 904482 01 5.
- CNR-DT 204/2006. *Guide for the design and construction of fibre-reinforced concrete structures*. Advisory Committee on Technical Recommendations for Construction (CNR), 2007, 55 p.
- DAFSTB GUIDELINE. *Steel fibre reinforced concrete*. German Committee for Reinforced Concrete, Draft. 2012, 48 p.
- DELUCE, Jordon. R, Seong-C. LEE, Frank J. VECCHIO. Crack model for steel fiber – reinforced concrete members containing conventional reinforcement. *ACI structural journal*. 2014, vol. 111(1), 93–102 [žiūrėta 2014-05-12]. ISSN: 0889-3241. Prieiga per doi: 10.14359/51686433.
- DRAMIX GUIDELINE. *Design of concrete structures. Steel wire fibre reinforced concrete structures with or without ordinary reinforcement*. Uittreksel uit het Tijdschrift infrastructuur in het leefmilieu Nr. 4, 1995. P. 227–239.
- DUPONT, D. *Modelling and experimental validation of the constitutive law (σ - ϵ) and cracking behaviour of steel fibre reinforced concrete: dissertation*. Belgium: Catholic University of Leuven, 2003, 215 p.
- DUPONT, D. and L. VANDEWALLE. Calculation of crack widths with the σ - ϵ method. In *International RILEM Workshop on Test and Design Methods for Steel Fibre Reinforced Concrete - Background and Experiences*. March 20-21, 2003, Bochum, Germany. P. 119–144. Prieiga per doi: 10.1617/2351580168.009.
- EDGINGTON, J. and D. J. HANNANT. Steel fibre reinforced concrete. The effect on fibre orientation of compaction by vibration. *Materials and Structures*. 1972, 5(25), 41–44. ISSN: 1359-5997.
- EFNARC. *Testing sprayed concrete. EFNARC three point bending test on square panel with noth: Flexural tensile strength of fibre concrete on sprayed test specimen*. Experts for Specialised Construction and Concrete Systems. 2011, 12 p.
- ELSAIGH., W. A. *Modelling the behaviour of steel fibre reinforced concrete pavements. A dissertation submitted in partial fulfilment of the requirement for the degree of PH. D. of Engineering*. University of Pretoria, 2007, 208 p.
- EN 12390-3:2009. *Testing hardened concrete. Part 3: Compressive strength of test specimens*. European Committee for Standardization (CEN), 2009, 19 p.
- EN 12390-5:2009. *Testing hardened concrete. Part 5: Flexural strength of test specimens*. European Committee for Standardization (CEN), 2009, 11 p.
- EN 14651:2005+A1:2007. *Test method for metallic fibre concrete – Measuring the flexural tensile strength (limit of proportionality (LOP), residual)*. European Committee for Standardization (CEN), 2007, 16 p.
- EN 1990:2002. *Eurocode – Basis of structural design*. European Committee for Standardization (CEN), 2002, 87 p.
- EN 1992-1-1:2004. *Eurocode 2: Design of concrete structures – Part 1: General rules and rules for buildings*. European Committee for Standardization (CEN), 2004, 225 p.
- ENV 1992-1-1:1991. *Eurocode 2: Design of concrete structures – Part 1: General rules and rules for buildings*. European Committee for Standardization (CEN), 1991, 176 p.
- EZELDIN, A. S. and Perumalsamy N. BALAGURU. Normal – and high – strength fiber – reinforced concrete under compression. *Journal of Materials in Civil Engineering*.

- 1992, 4(4), 415–429. ISSN (print): 0899-1561. Prieiga per doi: 10.1061/(ASCE)0899-1561(1992)4:4(415).
- FERRARA, L., A. CAVERZAN, M. MUHAXHERI, M. PRISCO. Identification of tensile behaviour of SFR-SCC: direct vs. indirect tests. In *8th RILEM International Symposium on Fiber Reinforced Concrete: challenges and opportunities (BEFIB 2012)*, September 19-21, 2012, Guimarães, Portugal. RILEM Publications SARL, 2012. P. 209–221. Print ISBN: 978-2-35158-132-2, e-ISBN: 978-2-35158-133-9.
- FIB Model Code 2010. *fib Model Code for Concrete Structures 2010*. International Federation for Structural Concrete (fib), 2013, 402 p. Print ISBN: 978-3-433-03061-5.
- FLAKK, Ø. And Kristian N. TORDAL. *Testing of fibre reinforced concrete structures. Master thesis*. NTNU, 2012, 76 p.
- GJØRV, Odd E. *Durability design of concrete structures in severe environments*. New York, USA: Taylor & Francis, 2009.
- ГОСТ Р ИСО 12491-2011 *Материалы и изделия строительные. Статистические методы контроля качества*. Стандартизация в Российской Федерации. 2012, 38 p.
- GRÜNEWALD, S. *Performance-based design of self-compacting fibre reinforced concrete. Thesis*. The Netherlands: Delft University Press, 2004, 214 p.
- GULVANESSIAN, H., J.-A. CALGARO, M. HOLICKY. *Designers' guide to EN 1990. EUROCODE: basis of structural design*. London, Thomas Telford, 2002.
- GULVANESSIAN, H., J.-A. CALGARO, M. HOLICKY. *Designers' guide to EUROCODE: basis of structural design. EN 1990*. Second edition. London, ICE, 2012.
- HANSEN, Håvard E. and Malin A. HALLBERG. *Post – tensioned fibre reinforced flatslab: master thesis*. NTNU, 2013, 265 p.
- HIBBELER, Russell, C. *Structural analysis. 8th ed*. Prentice Hall, New Jersey: R. C. Hibbeler, 2012.
- HOLICKY, M. *Reliability analysis for structural design*. Stellenbosch, SUN PRESS, 2009.
- IYER, H. *The effects of shear deformation in rectangular and wide flange sections. Thesis submitted to the faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University in partial fulfillment of the requirements for the degree of master of science in civil engineering*. Virginia: Blacksburg, 2005, 112 p.
- ISO 12491:1997(E). *Statistical methods for quality control of building materials and components*. International Organization of Standardization (ISO), 1997, 28 p.
- ISO 2394:1998. *General principles on reliability for structures*. International Organization of Standardization (ISO), 1998, 73 p.
- ISO 6784:1982. *Concrete -- Determination of static modulus of elasticity in compression*. International Organization of Standardization (ISO), 1982, 24 p.
- JANSSON, A. *Analysis and design methods for fibre reinforced concrete: A state-of-the-art report*. Göteborg, Sweden, Department of Civil and Environmental Engineering Division of Structural Engineering, Chalmers University of Technology, 2007, 178 p.
- JANSSON, A. *Fibres in reinforced concrete structures- analysis, experiments and desing: thesis for the degree of licentiate*. Göteborg, Sweden, Chalmers University of Technology, Lic 2008:3, 2008, 50 p. ISSN 1652-9146.
- JANSSON, A., K. GYLLTOFT, I. LÖFGREN. Design methods for fibre – reinforced concrete: a state-of-the-art review. *Nordic Concrete Research*. 2008, 38(2), 21–36.
- JANSSON, A., K. GYLLTOFT, I. LÖFGREN. Flexural behaviour of members with a combination of steel fibres and conventional reinforcement. *Nordic Concrete Research*. 2010, 42(2), 155–171.
- JOKŪBAITIS, V., A. JURŠKA, Z. KAMAITIS, J. KIVILŠA, Alg. KUDZYS, Ant. KUDZYS, G. MARČIUKAITIS, P. PUKELIS, R. VADLŪGA, P. VAINIŪNAS.

- Gelžbetoninės ir mūrinės konstrukcijos: vadovėlis aukštosios mokykloms.* Vilnius: Mokslas, 1992.
- KAKLAUSKAS, G., D.; BAČINSKAS, V.; GRIBNIAK, R.; JAKUBOVSKIS, D.; ULBINAS, E.; GUDONIS, A.; MEŠKĖNAS, E.; TIMINSKAS, A. SOKOLOV. *Kompozitais armuotos betoninės konstrukcijos: vadovėlis.* Vilnius: Technika, 2012.
- KANSTAD, T., Dan A. JUVIK, A. VATNAR, Alf E. MATHISEN, S. SANDBAKK, H. VIKAN, E. NIKOLAISEN, A. DØSSLAND, N. LEIRUD, Geir O. OVERREIN. Forslag til retningslinjer for dimensjonering, utførelse og kontroll av fiberarmerte betongkonstruksjoner. COIN Project report 29, 2011, 55 p.
- KELPŠA, Š., M. AUGONIS, M. DAUKŠYS, A. AUGONIS. Analysis of crack width calculation of steel fibre and ordinary reinforced concrete flexural members. *Journal of Sustainable Architecture and Civil Engineering*, 2014a, 6(1), 50-57. ISSN 2029-9990. Prieiga per doi: <http://dx.doi.org/10.5755/j01.sace.6.1.6336>.
- KELPŠA, Š., M. AUGONIS, M. DAUKŠYS, A. AUGONIS. Analysis of crack width calculation of steel fibre and ordinary reinforced concrete flexural members. In *Advanced Construction 2014: Proceedings of the 4th International Conference*, October 9-10, 2014, Kaunas University of Technology, Kaunas, Lithuania. Kaunas: Technologija, 2014, pp. 141. ISSN 2029-1213.
- KELPŠA, Š., M. AUGONIS, M. DAUKŠYS, T. ZINGAILA, A. AUGONIS. Calculation of residual tensile stress in order to predict the crack width of steel fibre and ordinary reinforced concrete flexural members. In *Proceedings of 20th International Conference*, April 23–24, 2015a, Kaunas University of Technology, Lithuania. *Mechanika*, 2015a. P. 143–148. ISSN 1822-2951.
- KELPŠA, Š., M. AUGONIS, M. DAUKŠYS, A. AUGONIS, G. ŽIRGULIS. Empirical calculation method of residual flexural tensile strength f_{R1} of SFRC. *Mechanika*, 2015b, 21(4), 257-263. ISSN 1392-1207. Prieiga per doi: <http://dx.doi.org/10.5755/j01.mech.21.4.9551>.
- KLAUSEN, Anja B. E. Steel fibres in load – carrying concrete structures; *Guideline survey and practical examples.* COIN project report 17, 2009, 83 p.
- LÖFGREN, I. *Fibre – reinforced concrete for industrial construction – a fracture mechanics approach to materials testing and structural analysis. Thesis for the degree of doctor of philosophy.* Göteborg, Sweden: Department of Civil and Environmental Engineering Structural Engineering, Chalmers University of Technology, 2005, 146 p. ISSN 0346-718X.
- LÖFGREN, I. Calculation of crack width and crack spacing. In *Workshop of Nordic Mini – Seminar: “Fibre Reinforced Concrete“*, November 15th, 2007, Trondheim, pp. 1 – 12.
- LST EN 14651:2005+A1:2007. *Betono su metaliniu pluoštu bandymo metodas. Temiamojo stiprio lenkiant matavimas (porcingumo riba (LOP), liekamasis stipris).* Lietuvos standartizacijos departamentas (LSD), 2007, 17 p.
- LST EN 1990:2004. *Eurokodas. Konstrukcijų projektavimo pagrindai.* Lietuvos standartizacijos departamentas (LSD), 2004, 71 p.
- LST EN 1992-1-1:2005. *Eurokodas 2: Gelžbetoninių konstrukcijų projektavimas. 1 – 1 dalis. Bendrosios ir pastatų taisyklės.* Lietuvos standartizacijos departamentas (LSD), 2005, 232 p.
- LST EN 206:2014. *Betonas. Specifikacija, eksploatacinės charakteristikos, gamyba ir atitiktis.* Lietuvos standartizacijos departamentas (LSD), 2014, 87 p.
- LUDIRDJA, D. and John F. YOUNG. *Synthetic fiber reinforcement for concrete.* USACERL Technical report FM – 93/02, 1992, Form approved OMB No. 0704 – 0188, 32 p.

- MEŠKĖNAS, A. ir A. Rimkus. Lenkiamųjų plieno plaušu armuotų betoninių elementų liekamojo stiprio nustatymas. *Vilniaus Gedimino technikos universitetas: Civil Engineering*, 2013, vol. 5(5), 487 – 491 [žiūrėta 2014-03-20]. ISSN 2029-2341 print / ISSN 2029-2252 online. Prieiga per doi:10.3846/mla.2013.76.
- MEŠKĖNAS, A., V. GELAŽIUS, G. KAKLAUSKAS, V. GRIBNIAK, A. RIMKUS. A new technique for constitutive modeling of SFRC. *11th International conference on modern building materials, structures and techniques, MBMST 2013*. Elsevier, 2013, vol 57, 762–766 [žiūrėta 2014-03-22]. Prieiga per doi:10.1016/j.proeng.2013.04.096.
- MOSLEY, B., J. BUNGEY, R. HULSE. *Reinforced concrete design to Eurocode 2. 6th ed.* Hampshire: PALGRAVE MACMILLAN, 2007. ISBN-13 978-0-230-50071-6.
- NAAMAN, Antoine E. Engineered steel fibers with optimal properties for reinforcement of cement composites. *Journal of Advanced Concrete Technology*, 2003a, 1(3), 241–252. ONLINE ISSN: 1347-3913.
- NAAMAN, Antoine E. Strain hardening and deflection hardening fiber reinforced cement composites. In *Proceedings of the 4th International RILEM Workshop on High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC4)*, June 15-18, 2003b, Ann Arbor, USA. RILEM Publications SARL, 2003b. pp. 95-113.
- NAAMAN, Antoine E. *High performance fiber reinforced cement composites. High-performance construction materials. Science and applications. Engineering materials for technological needs, Vol. 1*. Singapore: World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd. 2008, 91-153 p.
- NATARAJA, M., C., N. DHANG, A. P. GUPTA. Stress-strain curves for steel-fiber reinforced concrete under compression. *Cement and Concrete Composites*, Elsevier, December 1999, vol. 21(5-6), 383–390 [žiūrėta 2013-04-30]. Prieiga per doi:10.1016/S0958-9465(99)00021-9.
- OLIMB, Ane M. *Testing of fibre reinforced concrete structures: Shear capacity of beams with openings*. Master thesis. NTNU, 2012, 102 p.
- PARMENTIER, B., L. VANDEWALLE, Filip V. RICKSTAL. Evaluation of the scatter of the postpeak behaviour of fibre reinforced concrete in bending: a step towards reliability. In *7th RILEM International Symposium on Fibre Reinforced Concrete: Design and Applications – BEFIB*, September 17–19, 2008, India. RILEM Publications SARL, 2008. pp. 133–143.
- PEKARSKAS, V. *Matematinė inžinerinio eksperimento teorija: eksperimento planavimas ir jo rezultatų matematinis apdorojimas*. Kaunas: VšĮ Šiaulių universiteto leidykla, 2007.
- PRISCO, M., L. FERRARA, A. CAVERZAN. Self-compacting fibre reinforced concrete: is the material really isotropic? In *3º Congreso Iberoamericano sobre hormigon autocompactante. Avances y oportunidades*, December 3-4, 2012, Madrid, Spain, 2012. P. 17–31.
- RAI, A. and Dr. Y. P. JOSHI. Applications and properties of fibre reinforced concrete. *Journal of Engineering Research and Applications*. 2014, 4(5), 123 – 131. ISSN: 2248-9622.
- RILEM. Recommendations of RILEM TC 162-TDF: Test and design methods for steel fibre reinforced concrete: Uni-axial tension test for steel fibre reinforced concrete. *Materials and Structures*. 2001, 34(235), 3-6. ISSN: 1359-5997. Prieiga per doi: 10.1617/13628.
- RILEM. RILEM TC 162–TDF: test and design methods for steel fibre reinforced concrete. Design of steel fibre reinforced concrete using the σ -w method: principles and applications. *Materials and Structures*. 2002a, 35(249), 262–278. ISSN: 1359-5997.
- RILEM. Final Recommendations of RILEM TC 162-TDF: Test and design methods for steel fibre reinforced concrete: bending test. *Materials and Structures*. 2002b, 35(253), 579–582. ISSN: 1359-5997. Prieiga per doi: 10.1617/13884.

- RILEM. Final recommendation of RILEM TC 162-TDF: Test and design methods for steel fibre reinforced concrete σ - ϵ -design method. *Materials and Structures*. 2003, 36(262), 560-567. ISSN: 1359-5997. Prieiga per doi: 10.1617/14007.
- RØD, A. and Øyvind ASPÅS. *Testing of fibre reinforced concrete structures: Shear capacity of beams with openings*. Master thesis. NTNU, 2013, 138 p.
- SANDBAKK, S. *Fibre reinforced concrete: Evaluation of test methods and material development*. Thesis for the degree philosophiae doctor. Thronheim, 2011, 186 p.
- SARMIENTO, Elena V., Mette R. GEIKER, T. KANSTAD, Max A. N. HENDRIKS. Impact of the combined effect of fibre orientation and volume fraction on the mechanical properties of fibre reinforced concrete. In *Proceedings of the XXII Nordic Concrete Research Symposium*, August 13-15, 2014, Reykjavik, Iceland. NTNU, 2014. P. 141–144.
- SFRC Design Guideline. *Design guideline for structural applications of steel fibre reinforced concrete*. SFRC Consorciun, 2014, 65 p.
- SS 812310:2014. *Design of fibre concrete structures*. Svedish Standards Institute, 2014, 41 p.
- STARCK, M. Modelling of crack opening in steel fibre reinforced concrete under tension and bending. In *Seventh Intl. RILEM Symp. On Fibre Reinforced Concrete: Design and Applications*, September 17–19, 2008, Chennai, India. RILEM Publications SARL, 2008. P. 323–332.
- STR 2.05.05:2005. *Betoninių ir gelžbetoninių konstrukcijų projektavimas*. Lietuvos Respublikos Aplinkos ministerija, 2005, 121 p.
- SUJIVORAKUL, C. Model of hooked steel fibers reinforced concrete under tension. *RILEM State of the Art Reports*. 2012, 2, 19–26. ISSN 2211-0844. Prieiga per doi: 10.1007/978-94-007-2436-5_3.
- ŠTEMBERK, P. and V. ZACHARDA. *Investigation of effect of vibration on fibre concrete*. *Proceeding of 20th International Conference*. Mechanika, 2015. P. 240–243.
- ŠVEC, O., G. ŽIRGULIS, John E. BOLANDER, H. STANG. Influence of formwork surface on the orientation of steel fibres within self – compacting concrete and on the mechanical properties of cast structural elements. *Cement & Concrete Composites*. Elsevier, 2014, vol. 50, 60–72 [žiūrėta 2015-02-06]. ISSN 0958-9465. Prieiga per Science Direct.
- THORENFELDT, E. Theoretical tensile strength after cracking. Fibre orientation and average stress in fibres. In *Workshop Proceedings from a Nordic Miniseminar “Design Rules for Steel Fibre Reinforced Concrete Structures”*, October 6, 2003, Oslo, Norway. P. 43–60.
- UEDA, T., SATO, Y., ITO, T., and NISHIZONO, K. Shear deformation of reinforced concrete beam. *Journal of Materials, Concrete Structures and Pavements*, 2002, vol. 56(711), 205–215.
- ULBINAS, D. *Plieno plaušu armuotų gelžbetoninių elementų pleišėtumo ir standumo analizė: daktaro disertacija*. Vilnius: Technika, 2012, 98 p.
- ULBINAS, D. and G. KAKLAUSKAS. Plieno pluoštu armuotų gelžbetoninių elementų pleišėtumo analizė. *VGTU: mokslas – Lietuvos ateitis*, 2009, 1(5), 56-62. ISSN 2029-2341.
- VAIRAGADE, Vikrant S. and Kavita S. KENE. Introduction to steel fiber reinforced concrete on engineering performance of concrete. *International journal of scientific & technology research*. 2012, 1(4), 139 – 141. ISSN 2277 – 8616.
- VANDEWALLE, L. Cracking behaviour of concrete beams reinforced with a combination of ordinary reinforcement and steel fibers. *Materials and Structures*. 2000a, 33(227), 164–170, ISSN: 1359-5997.

- VANDEWALLE, L. Design method for steel fiber reinforced concrete proposed by RILEM TC 162-TDF. In *Fifth International RILEM Symposium on Fibre-Reinforced Concrete (FRC)*, September 13-15, 2000b, Lyon, France. RILEM Publications SARL, 2000. P. 51–64.
- VANDEWALLE, L. Mechanical properties of hybrid fiber reinforced concrete. In *Proceedings of the 1st International Conference “Sustainable Construction Materials and Technologies”*, June 11–13, 2007a, Leuven, Belgium. UW Milwaukee CBU Publications, 2007a. P. 283–290.
- VANDEWALLE, L. Postcracking behaviour of hybrid steel fiber reinforced concrete. In *Proceedings of the 6th International Conference on “Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures – FraMCoS”*, June 17–22, 2007, Catania, Italy. Taylor & Francis Ltd Publications, 2007b. P. 1367–1375.
- VANDEWALLE, L., G. HEIRMAN, Filip V. RICKSTAL. Fibre orientation in self-compacting fibre reinforced concrete. In *BEFIB 2008a: 7th RILEM International Symposium on Fibre Reinforced Concrete: Design and Applications*, September 17–19, 2008a, Chennai, India. RILEM Publications SARL, 2008a. P. 719–728.
- VANDEWALLE, L., Filip V. RICKSTAL, G. HEIRMAN, B. PARMENTIER. On the round panel and 3-point bending tests. In *Proceedings of the 7th RILEM International Symposium on Fibre Reinforced Concrete: Design and Applications - BEFIB*, September 17–19, 2008b, Chennai, India. RILEM Publications SARL, 2008b. P. 173–182.
- VANDEWALLE, L. and G. HEIRMAN. Properties of self-compacting fibre reinforced concrete. In *4th International Conference on Construction Materials: Performance, Innovations and Structural Implications*, August 24-26, 2009, Nagoya, Japan. 2009. P. 406–411.
- VASANELLI, E., F. MICELLI, Maria A. AIELLO, G. PLIZZARI. Analytical prediction of crack width of FRC/RC beams under short and long term bending condition. In *Proceedings of VIII International Conference on “Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures”*, March 10–14, 2013, Toledo, Spain. 456 p.
- ŽIRGULIS, G., O. ŠVEC, R. GEIKER, A. CWIRZEN, T. KANSTAD. Influence of reinforcement bar layout on fibre orientation and distribution in slabs cast from fibre-reinforced self-compacting concrete (FRSCC). *Structural Concrete*. Journal of the fib, 2016, vol. 17(2), 245–256 [žiūrēta 2016-05-14]. Prieiga per doi: 10.1002/suco.201500064.

MOKSLINIŲ PUBLIKACIJŲ DISERTACIJOS TEMA SĄRAŠAS

STRAIPSNIAI

Mokslinės informacijos instituto duomenų bazės „ISI Web of Science“ leidiniuose, turinčiuose citavimo indeksą

1. Kelpša, Šarūnas; Augonis, Mindaugas; Daukšys, Mindaugas; Augonis, Algirdas; Žirgulis, Giedrius. Empirical calculation method of residual flexural tensile strength $f_{R,1}$ of SFRC//*Mechanika*/Kauno technologijos universitetas, Lietuvos mokslų akademija, Vilniaus Gedimino technikos universitetas. Kaunas: KTU. ISSN 1392-1207. 2015, t. 21, nr. 4, p. 257–263. DOI: <http://dx.doi.org/10.5755/j01.mech.21.4.9551>. [Science Citation Index Expanded (Web of Science); INSPEC; Compendex; Academic Search Complete; FLUIDEX; Scopus].

Kitų tarptautinių duomenų bazių leidiniuose

2. Kelpša, Šarūnas; Augonis, Mindaugas; Daukšys, Mindaugas; Augonis, Algirdas. Analysis of crack width calculation of steel fibre and ordinary reinforced concrete flexural members//*Journal of Sustainable Architecture and Civil Engineering = Darnioji architektūra ir statyba*/Kaunas University of Technology. Kaunas: KTU. ISSN 2029-9990. 2014, vol. 6, no. 1, p. 50–57. DOI: <http://dx.doi.org/10.5755/j01.sace.6.1.6336>.

Konferencijų pranešimų medžiagoje

1. Kelpša, Šarūnas; Augonis, Mindaugas; Daukšys, Mindaugas; Zingaila, Tadas; Augonis, Algirdas. Calculation of residual tensile stress in order to predict the crack width of steel fibre and ordinary reinforced concrete flexural members//*Mechanika, 2015: proceedings of the 20th international scientific conference*, 23, 24 April 2015, Kaunas University of Technology, Lithuania/Kaunas University of Technology, Lithuanian Academy of Science, IFTOMM National Committee of Lithuania, Baltic Association of Mechanical Engineering. Kaunas: Kauno technologijos universitetas. ISSN 1822-2951. 2015, p. 143–148.
2. Kelpša, Šarūnas; Augonis, Mindaugas; Daukšys, Mindaugas; Augonis, Algirdas. Analysis of crack width calculation of steel fibre and ordinary reinforced concrete flexural members//*Advanced construction 2014: proceedings of the 4th international conference*, 9–10 October, 2014, Kaunas, Lithuania/Kaunas University of Technology. Kaunas: Technologija. ISSN 2029-1213. 2014, p. 141.

SL344. 2017-01-24, 13,75 leidyb. apsk. l. Tiražas 10 egz. Užsakymas 66
Išleido Kauno technologijos universitetas, K. Donelaičio g. 73, 44249 Kaunas
Spausdino leidyklos „Technologija“ spaustuvė, Studentų g. 54, 51424 Kaunas