

VILNIAUS GEDIMINO TECHNIKOS UNIVERSITETAS

Aidas JOKŪBAITIS

CIKLINĖS APKROVOS, ŠALČIO IR  
DRĖGMĖS ĮTAKA IŠ ANKSTO ĮTEMPTOJO  
GELŽBETONIO PABĖGIŲ ARMATŪROS  
INKARAVIMO ZONOS ELGSENAI

DAKTARO DISERTACIJA

TECHNOLOGIJOS MOKSLAI,  
STATYBOS INŽINERIJA (02T)



Vilnius LEIDYKLA  
TECHNIKA 2016

Disertacija rengta 2012–2016 metais Vilniaus Gedimino technikos universitete.

### **Vadovas**

prof. dr. Juozas VALIVONIS (Vilniaus Gedimino technikos universitetas, statybos inžinerija – 02T).

Vilniaus Gedimino technikos universiteto Statybos inžinerijos mokslo krypties disertacijos gynimo taryba:

### **Pirmininkas**

prof. dr. Romualdas KLIUKAS (Vilniaus Gedimino technikos universitetas, statybos inžinerija – 02T).

### **Nariai:**

doc. dr. Darius BAČINSKAS (Vilniaus Gedimino technikos universitetas, statybos inžinerija – 02T),

prof. dr. Alfonsas DANIŪNAS (Vilniaus Gedimino technikos universitetas, statybos inžinerija – 02T),

prof. habil. dr. Gintautas DZEMYDA (Vilniaus universitetas, informatikos inžinerija – 07T),

prof. dr. Ainars PAEGLITIS (Rygos technikos universitetas, statybos inžinerija – 02T).

Disertacija bus ginama viešame Statybos inžinerijos mokslo krypties disertacijos gynimo tarybos posėdyje **2016 m. gruodžio 15 d. 10 val.** Vilniaus Gedimino technikos universiteto senato posėdžių salėje.

Adresas: Saulėtekio al. 11, LT-10223 Vilnius, Lietuva.

Tel.: (8 5) 274 4956; faksas (8 5) 270 0112; el. paštas doktor@vgtu.lt

Pranešimai apie numatomą ginti disertaciją išsiųsti 2016 m. lapkričio 14 d.

Disertaciją galima peržiūrėti VGTU talpykloje <http://dspace.vgtu.lt/> ir Vilniaus Gedimino technikos universiteto bibliotekoje (Saulėtekio al. 14, LT-10223 Vilnius, Lietuva).

VGTU leidyklos TECHNIKA 2393-M mokslo literatūros knyga

*<http://leidykla.vgtu.lt>*

ISBN 978-609-457-971-4

© VGTU leidykla TECHNIKA, 2016

© Aidas Jokūbaitis, 2016

*[aidas.jokubaitis@vgtu.lt](mailto:aidas.jokubaitis@vgtu.lt)*

VILNIUS GEDIMINAS TECHNICAL UNIVERSITY

Aidas JOKŪBAITIS

**INFLUENCE OF CYCLIC LOADING, FROST  
AND HUMIDITY ON REINFORCEMENT  
ANCHORAGE ZONE BEHAVIOR OF  
PRESTRESSED CONCRETE SLEEPERS**

DOCTORAL DISSERTATION

TECHNOLOGICAL SCIENCES,  
CIVIL ENGINEERING (02T)



Vilnius LEIDYKLA TECHNICA 2016

Doctoral dissertation was prepared at Vilnius Gediminas Technical University in 2012–2016.

**Supervisor**

Prof. Dr Juozas VALIVONIS (Vilnius Gediminas Technical University, Civil Engineering – 02T).

The Dissertation Defence Council of Scientific Field of Civil Engineering of Vilnius Gediminas Technical University:

**Chairman**

Prof. Dr Romualdas KLIUKAS (Vilnius Gediminas Technical University, Civil Engineering – 02T).

**Members:**

Assoc. Prof. Dr Darius BAČINSKAS (Vilnius Gediminas Technical University, Civil Engineering – 02T),

Prof. Dr Alfonsas DANIŪNAS (Vilnius Gediminas Technical University, Civil Engineering – 02T),

Prof. Dr Habil. Gintautas DZEMYDA (Vilnius University, Informatics Engineering – 07T),

Prof. Dr Ainars PAEGLITIS (Riga Technical University, Civil Engineering – 02T).

The dissertation will be defended at the public meeting of the Dissertation Defence Council of Civil Engineering in the Senate Hall of Vilnius Gediminas Technical University at **10 a. m. on 15 of December 2016.**

Address: Saulėtekio al. 11, LT-10223 Vilnius, Lithuania.

Tel.: +370 5 274 4956; fax +370 5 270 0112; e-mail: doktor@vgtu.lt

A notification on the intend defending of the dissertation was send on 14 November 2016.

A copy of the doctoral dissertation is available for review at VGTU repository <http://dspace.vgtu.lt/> and at the Library of Vilnius Gediminas Technical University (Saulėtekio al. 14, LT-10223 Vilnius, Lithuania)

# Reziumė

Disertacijoje nagrinėjama iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių, veikiamų išorinių jėgų ir atmosferos poveikių, eksploatuojamų atviroje aplinkoje, bėgviėtės sekcijos elgsena. Analizuojama plieninių lynų sukibtis ir iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių pleišėjimas bei deformacijos veikiant statinei ir ciklinei apkrovoms. Pagrindinis darbo tikslas – nustatyti statinių ir ciklinių apkrovų bei aplinkos poveikių veikiamų iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių bėgviėtės sekcijos pleišėjimo priežastis.

Disertaciją sudaro įvadas, trys pagrindiniai skyriai, bendrosios išvados, literatūros sąrašas ir autoriaus publikacijų disertacijos tema sąrašas.

Įvadiniamame skyriuje formuluojama darbo problema, aptariamas darbo aktualumas ir tyrimų objektas, formuluojamas darbo tikslas bei uždaviniai, aprašoma tyrimų metodika, darbo mokslinis naujumas ir rezultatų praktinė reikšmė.

Pirmame skyriuje aptariamos pagrindinės iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių irimo priežastys. Pateikti armatūros ir betono sukibtį aprašantys modeliai bei statinės ir ciklinės apkrovų veikiamų iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementų plyšio pločio skaičiavimo metodai. Skyriaus pabaigoje pateikiamos išvados, leidžiančios formuluoti disertacijos uždavinius.

Antrame skyriuje aprašomi eksperimentiniai pabėgių bėgviėtės sekcijos bei plieninių lynų sukibties su betonu tyrimai ir jų rezultatai. Aprašomi bandiniai, jų gamyba ir bandymų metodai. Pateikiami statinės ir ciklinės apkrovų bei atmosferos poveikių veikiamų pabėgių bėgviėtės sekcijos pleišėjimo ir betono deformacijų bei plieninių lynų sukibties tyrimų rezultatai.

Trečiame skyriuje pasiūlyti statiniai ir dinaminiai trijų vijų plieninio lyno sukibtį su betonu vertinantys parametrai, kurie panaudoti plyšio pločio skaičiavimuose. Pasiūlytas vienos krypties kintamos amplitudės ciklinės apkrovos sukeliama plyšio pločio skaičiavimo metodas. Atlikti plyšio pločio analitiniai skaičiavimai ir jie palyginti su iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių bėgviėtės sekcijos eksperimentiniais plyšio pločio rezultatais.

Darbo pabaigoje pateiktos bendrosios išvados.

Disertacijos tema paskelbti 6 moksliniai straipsniai: 2 – recenzuojamuose mokslo žurnaluose, įtrauktuose į *Thomson ISI* sąrašą, 3 – tarptautinių duomenų bazių mokslo žurnaluose, 1 – konferencijų pranešimų medžiagoje. Disertacijos tema perskaityti 3 pranešimai Lietuvos ir kitų šalių konferencijose (1 iš jų tarptautinėje konferencijoje).

# Abstract

The behavior of rail seat section of prestressed concrete sleepers exploited in an open environment and affected by external forces and atmospheric impacts are analysed in the dissertation. Bond of steel strands, cracking, and deformations of prestressed concrete sleepers are analysed under the influence of static and cyclic loadings. The main task of a thesis is determine causes of cracking of rail seat section of sleepers under the influence of static and cyclic loadings and environmental impacts.

Thesis consists of introduction, three main chapters, conclusions, references and a list of author's publications on thesis topic.

The introductory chapter discusses the research problem, the relevance of the thesis and research object, formulates the aim and tasks of the thesis, describes research methodology, the scientific novelty and practical significance of the results.

The chapter 1 discusses the main causes of damage of prestressed concrete sleepers. The models describing the bond between reinforcement and concrete and the methods of crack width calculation for prestressed concrete elements for static and cyclic loadings are presented. At the end of the chapter conclusions are presented which allow formulate tasks of the thesis.

The chapter 2 describes the experimental research and results of rail seat section of sleepers and bond between steel strands and concrete. The specimens, their production and test methods are reviewed. The results of cracking and concrete deformations at rail seat section of sleepers and bond of steel strands under static and cyclic loadings and atmospheric impacts are provided.

Static and dynamic parameters assessing the bond between three wire steel strand and concrete are proposed in chapter 3 and they are applied to calculate the crack width. The method for crack width calculation for variable amplitude unidirectional cyclic loading is proposed. The analytical crack width calculations were performed and compared with experimental crack widths of rail seat section of prestressed concrete sleepers.

At the end of the work general conclusions are provided.

The topic of the thesis was discussed in six articles: 2 – in *ISI Web of Science* databases, 3 – in scientific journal of international databases, one – in conference proceedings. Three presentations on the topic of the dissertation were performed in conferences at national and international level (1 of them in international conference).

---

# Žymėjimai

## Simboliai

$A_s$  – armatūros skerspjūvio plotas;

$A_c$  – betono skerspjūvio plotas;

$A_p$  – iš anksto įtemptosios armatūros skerspjūvio plotas;

$c$  – betono apsauginio sluoksnio storis;

$c_{clear}$  – atstumas tarp rumbų;

$k_N$ ,  $b$  ir  $b_r$  – armatūros slinkties dinaminiai koeficientai;

$d$  – naudingasis skerspjūvio aukštis;

$\emptyset_n$  – vardinis armatūros skersmuo;

$\emptyset_{wire}$  – vielos skersmuo;

$E_c$  – betono tamprumo modulis;

$E_s$  ir  $E_p$  – armatūros ir įtemptosios armatūros tamprumo moduliai;

$f_{ck,cube}$  – charakteristinis kubelinis gniuždomasis betono stipris;

$f_{cm}$  – vidutinis gniuždomasis betono stipris;

$f_{ct,eff}$  – efektyvusis betono tempiamasis stipris plyšio atsiradimo metu;

$f_{ctk}$  – charakteristinis betono tempiamasis stipris;

$f_{ctm}$  – vidutinis betono tempiamasis stipris;  
 $f_{max,c}$  – viršutinė betono gniuždomųjų įtempių riba veikiant ciklinei apkrovai;  
 $f_p$  – įtemptosios armatūros tempiamasis stipris;  
 $f_{p,0,1}$  – įtemptosios armatūros 0,1 % sąlyginė takumo riba;  
 $F_{max,c}$  – viršutinė ciklinės apkrovos riba;  
 $F_{min,c}$  – apatinė ciklinės apkrovos riba;  
 $F_{0,05}$  ir  $F_{0,5}$  – didžiausia apkrova, kai apatinėje pabėgio bėgvietės sekcijoje nukrovus lieka 0,05 mm ir 0,5 mm pločio plyšys;  
 $F_{RD}$  – pabėgio suirimo apkrova;  
 $F_{cr}$  – pabėgio pleišėjimo apkrova;  
 $F_0$  – pradinė pabėgio bėgvietės sekcijos bandymo apkrova;  
 $F_{rB}$  – didžiausia bandymo statinė apkrova, kurios nebegalima didinti;  
 $F_p$  – lyną veikianti tempiamoji jėga;  
 $F_{1c}$  – didžiausia statinė jėga veikianti vieną lyną po ciklinės apkrovos poveikio;  
 $F_{2c}$  – didžiausia statinė jėga veikianti sudvejintus lynus po ciklinės apkrovos poveikio;  
 $k$  – empirinis koeficientas, įvertinantis betono apsauginio sluoksnio poveikį;  
 $k_t$  – nuo apkrovimo trukmės priklausantis koeficientas;  
 $l$  – atstumas tarp atramų;  
 $l_b$  – inkaravimo ilgis;  
 $l_{s,max}$  – ilgis, kuriame įvyksta armatūros slinktis;  
 $l_t$  – įtempių perdavimo ilgis;  
 $l_{tk}$  ir  $l_{tN}$  – įtempių perdavimo ilgis atitinkamai po  $k$  ir po  $N$  apkrovos ciklų skaičiaus;  
 $N$  – apkrovos ciklų skaičius;  
 $n_b$  – strypų skaičius grupėje;  
 $s_0$  – pradinė armatūros slinktis prieš ciklinę apkrovą (po pirmojo apkrovimo);  
 $s_1$  – armatūros slinktis veikiant didžiausiems sukibties įtempiams;  
 $s_2$  – armatūros slinktis pastoviosios įtempių dalies pradžioje ir pabaigoje;  
 $s_3$  – armatūros slinktis ties liekamaisiais sukibties įtempiais;  
 $s_{lN}$  – armatūros slinktis plyšyje po  $N$  apkrovos ciklų skaičiaus;  
 $s_N$  – armatūros slinktis po  $N$  apkrovos ciklų skaičiaus;  
 $s_{r0}$  ir  $s_{r(N-1)}$  – atitinkamai liekamoji slinktis prieš pirmąjį apkrovimą ir po  $(N-1)$  apkrovos ciklų skaičiaus;  
 $s_{r1}$  – liekamoji armatūros slinktis po pirmojo apkrovos nukrovimo;  
 $s_{r,max}$  – didžiausias atstumas tarp plyšių;  
 $U_s$  – armatūros skerspjūvio perimetras;  
 $w_1$  – pradinis plyšio plotis po pirmo apkrovimo;



$x$  ir  $x_N$  – gniuždomosios zonos aukštis atitinkamai veikiant statinei ir ciklinei apkrovoms;  
 $\alpha$  – sukibties įtempių ir armatūros slinkties kylančiosios kreivės dalies formą aprašantis koeficientas;

$\alpha_1$ ,  $\alpha_N$  ir  $\alpha_k - \tau$ -s priklausomybės kylančiosios kreivės dalies formą aprašantis koeficientas po pirmojo,  $N$ -ojo ir po  $k$ -ojo apkrovos ciklų skaičiaus;

$\alpha_e$  – armatūros ir betono tamprumo modulių santykis;

$\sigma_c$  – įtempiai betone;

$\sigma_s$  – įtempiai armatūroje;

$\sigma_{sr}$  – įtempiai armatūroje ties plyšiu;

$\epsilon_c$  – betono deformacijos;

$\epsilon_s$  – armatūros deformacijos;

$\epsilon_{cm}$  – vidutinės betono deformacijos tarp plyšių;

$\epsilon_{sm}$  – vidutinės armatūros deformacijos;

$\epsilon_{sh}$  – betono traukumo deformacijos;

$\epsilon_{s,N}$  – armatūros deformacijos veikiant ciklinei apkrovai;

$\epsilon_{sr}$  – didžiausios armatūros deformacijos ties plyšiu plyšių vystymosi stadijoje;

$\rho$  – armavimo koeficientas;

$\rho_{s,eff}$  – tempiamosios betono zonos efektyvusis armavimo koeficientas;

$\beta$  – empirinis koeficientas įvertinantis vidutines deformacijas;

$\nu$  – variacijos koeficientas;

$\phi$  – sukibties įtempių redukavimo koeficientas šalčio paveiktiems bandiniams;

$\omega$  – sukibties įtempių pilnumo koeficientas;

$\tau_1$  ir  $\tau_{1vid}$  – vieno lyno sukibties stipris ir vidutinis sukibties stipris;

$\tau_2$  ir  $\tau_{2vid}$  – sudvejintų lynų sukibties stipris ir vidutinis sukibties stipris;

$\tau_{1c}$  ir  $\tau_{1c,vid}$  – vieno lyno sukibties stipris ir vidutinis sukibties stipris po ciklinės apkrovos poveikio;

$\tau_{2c}$  ir  $\tau_{2c,vid}$  – sudvejintų lynų sukibties stipris ir vidutinis sukibties stipris po ciklinės apkrovos poveikio;

$\tau_f$  – liekamieji sukibties įtempiai, atsirandantys dėl trinties;

$\tau_{lt}$  – didžiausi sukibties įtempiai įtempių perdavimo ilgyje;

$\tau_{l1}$  ir  $\tau_{lN}$  – didžiausi sukibties įtempiai po pirmojo ir po  $N$ -ojo apkrovimų įtempių perdavimo ilgyje;

$\tau_m$  – vidutiniai sukibties įtempiai;

$\tau_{max}$  – didžiausi sukibties įtempiai;

$\tau_{max,c}$  ir  $\tau_{min,c}$  – atitinkamai viršutinė ir apatinė sukibties įtempių riba veikiant ciklinei apkrovai.

## Santrumpos

AES – antrinio etringito susidarymas (*angl. DEF – Delayed Ettringite Formation*);

EDS – energijos dispersinė spektroskopija;

ISP – išorinis sulfatų poveikis (*angl. ESA – External Sulphate Attack*);

SEM – skenuojantis elektroninis mikroskopas;

SŠR – silicio šarminė reakcija (*angl. ASR – Alkali Silica Reaction*);

UŠR – užpildų šarminė reakcija (*angl. AAR – Alkali Aggregate Reaction*);

VSP – vidinis sulfatų poveikis (*angl. ISA – Internal Sulphate Attack*).

---

# Turinys

ĮVADAS .....	1
Problemos formulavimas .....	1
Darbo aktualumas .....	2
Tyrimų objektas .....	2
Darbo tikslas .....	2
Darbo uždaviniai .....	3
Tyrimų metodika .....	3
Darbo mokslinis naujumas .....	4
Darbo rezultatų praktinė reikšmė .....	4
Ginamieji teiginiai .....	5
Darbo rezultatų aprobavimas .....	5
Disertacijos struktūra .....	6
1. ARMATŪROS INKARAVIMO ZONOS TYRIMŲ ANALIZĖ .....	7
1.1. Technologiniai ir aplinkos veiksniai, lemiantys armatūros inkaravimo zonos elgseną .....	7
1.2. Armatūros ir betono sukibtis .....	16
1.2.1. Armatūros sukibties įtempių ir slinkties priklausomybės .....	19
1.2.2. Armatūros slinkties ir apkrovos ciklų skaičiaus priklausomybė .....	23
1.3. Iš anksto įtemptojo gelžbetonio lenkiamųjų elementų plyšio pločio skaičiavimo metodai .....	26

1.3.1. Statinės apkrovos sukeliamas plyšio plotis .....	26
1.3.2. Ciklinės apkrovos sukeliamas plyšio plotis .....	30
1.4. Pirmojo skyriaus išvados ir disertacijos uždavinių formulavimas .....	32
<b>2. ARMATŪROS INKARAVIMO ZONOS EKSPERIMENTINIAI TYRIMAI .....</b>	<b>35</b>
2.1. Armatūros inkaravimo zonos eksperimentinė programa .....	36
2.1.1. Bandinių aprašymas .....	36
2.1.2. Bandymų metodika .....	39
2.2. Medžiagų savybės .....	44
2.3. Armatūros ir betono sukibties bandymų rezultatai .....	49
2.3.1. Statinės apkrovos poveikis armatūros ir betono sukibčiai .....	49
2.3.2. Ciklinės apkrovos poveikis armatūros ir betono sukibčiai .....	57
2.4. Iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių bėgvietės sekcijos betono deformacijų ir pleišėjimo rezultatai .....	64
2.4.1. Statinės apkrovos poveikis pabėgių pleišėjimui ir deformacijoms .....	64
2.4.2. Ciklinės apkrovos poveikis pabėgių pleišėjimui ir deformacijoms .....	68
2.4.3. Aplinkos poveikis pabėgių pleišėjimui .....	76
2.5. Antrojo skyriaus išvados .....	83
<b>3. PLYŠIO PLOČIO SKAIČIAVIMO METODAS IR EKSPERIMENTINIŲ BEI TEORINIŲ TYRIMŲ REZULTATŲ VERTINIMAS.....</b>	<b>87</b>
3.1. Pakoreguotos plyšio pločio skaičiavimo metodikos .....	87
3.1.1. Statinės apkrovos sukeliama plyšio pločio skaičiavimas.....	87
3.1.2. Ciklinės apkrovos sukeliama plyšio pločio skaičiavimas .....	89
3.2. Lyninės armatūros ir betono sukibties eksperimentiniai ir teoriniai rezultatai ....	95
3.2.1. Statinės apkrovos sukibties rezultatai .....	95
3.2.2. Ciklinės apkrovos sukibties rezultatai .....	98
3.3. Iš anksto įtemptojo gelžbetonio lenkiamųjų elementų plyšio pločio eksperimentiniai ir teoriniai rezultatai .....	102
3.4. Trečiojo skyriaus išvados .....	104
<b>BENDROSIOS IŠVADOS .....</b>	<b>107</b>
<b>LITERATŪRA IR ŠALTINIAI.....</b>	<b>111</b>
<b>AUTORIAUS MOKSLINIŲ PUBLIKACIJŲ DISERTACIJOS TEMA SĄRAŠAS .</b>	<b>121</b>
<b>SUMMARY IN ENGLISH.....</b>	<b>123</b>
<b>PRIEDAI* .....</b>	<b>139</b>
A priedas. Bendraautorių sutikimai teikti publikacijų medžiagą disertacijoje.....	140
B priedas. Autoriaus mokslinių publikacijų disertacijos tema kopijos.....	143

---

\*Priedai pateikiami kompaktiniame diske

---

# Contents

INTRODUCTION .....	1
Problem formulation.....	1
Relevance of the thesis .....	2
Research object .....	2
Aim of the thesis .....	2
Tasks of the thesis .....	3
Methodology of research .....	3
Scientific novelty of the thesis .....	4
Practical value of research findings .....	4
Defended statements .....	5
Approval of research findings .....	5
Structure of the thesis .....	6
1. ANALYSIS OF RESEARCH OF REINFORCEMENT ANCHORAGE ZONE .....	7
1.1. Influence of technological and environmental impacts on the behavior of reinforcement anchorage zone .....	7
1.2. Bond between reinforcement and concrete .....	16
1.2.1. Bond stress-slip relationship of reinforcement under static load .....	19
1.2.2. Relationship between slip of reinforcement and number of load cycles under cyclic load .....	23
1.3. Methods of crack width calculation for flexural prestressed concrete elements .....	26
1.3.1. Crack width under static load .....	26
1.3.2. Crack width under cyclic load .....	30
1.4. Conclusions of the first chapter and formulation of dissertation tasks .....	32
2. EXPERIMENTAL RESEARCH OF REINFORCEMENT ANCHORAGE ZONE .....	35
2.1. Experimental programme of reinforcement anchorage zone .....	36

2.1.1. Description of specimens .....	36
2.1.2. Research methods .....	39
2.2. Material properties .....	44
2.3. Results of bond between reinforcement and concrete .....	49
2.3.1. Influence of static loading on bond between reinforcement and concrete .	49
2.3.2. Influence of cyclic loading on bond between reinforcement and concrete	57
2.4. Deformation and cracking results of rail seat section of prestressed concrete	
sleepers .....	64
2.4.1. Influence of static loading on cracking and deformations of sleepers .....	64
2.4.2. Influence of cyclic loading on cracking and deformations of sleepers .....	68
2.4.3. Influence of environment on cracking of sleepers .....	76
2.5. Conclusions of the second chapter .....	83
3. METHOD OF CRACK WIDTH CALCULATION AND ASSESSMENT OF	
EXPERIMENTAL AND THEORETICAL RESEARCH RESULTS .....	87
3.1. Adapted methods of crack width calculation .....	87
3.1.1 Calculation of crack width under static load .....	87
3.1.2 Calculation of crack width under cyclic load .....	89
3.2. Experimental and theoretical results of bond between strand and concrete .....	95
3.2.1 Bond results under static load .....	95
3.2.2 Bond results under cyclic load .....	98
3.3. Experimental and theoretical results of crack width for flexural prestressed	
concrete elements .....	102
3.4. Conclusions of the third chapter .....	104
GENERAL CONCLUSIONS .....	107
REFERENCES .....	111
LIST OF THE AUTHOR'S SCIENTIFIC PUBLICATIONS ON THE TOPIC	
OF THE DISSERTATION .....	121
SUMMARY IN ENGLISH .....	123
ANNEXES* .....	139
Annex A. Agreements of co-authors to provide published materials in the	
dissertation .....	140
Annex B. Copies of scientific publications by the author on the topic of the	
dissertation .....	143

---

\*The annexes are supplied in the enclosed compact disc

---

# Įvadas

## Problemos formulavimas

Iš anksto įtemptojo gelžbetonio konstrukcijos šiuo metu plačiai naudojamos gyvenamuose, pramoniniuose ir inžineriniuose statiniuose. Išankstinis armatūros įtempimas stipriai pagerina konstrukcijos eksploatacines savybes, nes padidėja konstrukcijos atsparumas pleišėjimui ir sumažėja betono deformacijos. Įtemptiant armatūrą į atsparas, armatūros inkaravimo betone zona tampa labai svarbiu veiksniu, lemiančiu iš anksto įtemptojo gelžbetonio elemento darbą ir ilgaamžiškumą, todėl labai svarbu turėti tinkamą betono ir armatūros sukibtį aprašantį modelį.

Geležinkelio pabėgiai yra vieni iš gelžbetoninių elementų, kurie dažniausiai gaminami su iš anksto įtemptąja armatūra. Gelžbetoniniai pabėgiai sudaro daugiau kaip 50 % visų per metus pagaminamų pabėgių, todėl tai yra plačiausiai naudojami pabėgiai pasaulyje. Dėl nuolat didėjančio gelžbetoninių pabėgių poreikio būtina ištirti jų elgseną skirtingais naudojimo etapais (iki eksploatacijos ir eksploatacijos metu).

Iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgius veikia statinės ir dinaminės (ciklinė, smūginė) apkrovos, aplinkos poveikiai (šaltis, drėgmė, temperatūros svyravimai, agresyvios medžiagos) ir gamybos technologiniai procesai. Visi šie veiksniai kartu arba atskirai veikia pabėgį visą jo gyvavimo ciklą ir gali sukelti betono struktūros pažeidimus. Labiausiai pažeidžiama pabėgio zona yra bėgvietės sekcija.

Didžiausius pažeidimus sukelia dinaminės apkrovos ir aplinkos poveikiai, todėl būtina ištirti šių apkrovų ir poveikių įtaką pabėgių elgsenai.

Paskutiniaisiais dešimtmečiais projektuojama ir gaminama daug įvairaus tipo pabėgių. Pabėgių kokybė labai svarbi geležinkelio transporto saugumo užtikrinimui. Technologinių procesų tobulinimas, gerėjanti medžiagų kokybė ir taikomi nauji konstrukciniai sprendiniai užtikrina geresnę pabėgių kokybę. Vis dėlto dalis pabėgių eksploatacijos metu yra pažeidžiami ir neatlaiko numatytos eksploatacijos trukmės (apie 50 metų). Kiekvienais metais 2–5 % pabėgių reikia pakeisti. Pabėgio keitimas yra ilgai užtrunkantis ir brangus darbas, todėl ekonomiškai neefektyvus. Dėl šios priežasties svarbu kompleksiskai ištirti pabėgius ir nustatyti naudojamų pabėgių pažaidų tipus, jų dydį bei atsiradimo priežastis ir kokią įtaką tai turės pabėgio ilgaamžiškumui.

## **Darbo aktualumas**

Iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių eksploatacinėms savybėms didelę įtaką daro ciklinės apkrovos ir aplinkos poveikiai. Pabėgiuose, gamybos ir eksploataavimo stadijose dėl įvairių poveikių įtakos susidaro sudėtingas įtempių būvis. Kartu veikiant dideliems įtempiams ir aplinkos poveikiams gali pasireikšti betono pleišėjimas ir armatūros inkaravimo zonos pažaidos. Šių poveikių bendros įtakos įvertinimas reikalauja naujų tyrimų. Todėl, vertinant iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių pleišėjimą ir deformacijas, svarbu kompleksiskai įvertinti ciklinių apkrovų ir aplinkos poveikių įtaką armatūros ir betono sukibčiai bei elemento ilgaamžiškumui.

## **Tyrimų objektas**

Disertacijoje nagrinėjama statinės ir ciklinės apkrovų bei aplinkos poveikių įtaka iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių bėgvietės sekcijos elgsenai.

## **Darbo tikslas**

Nustatyti statinių ir ciklinių apkrovų bei aplinkos poveikių veikiamų iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių bėgvietės sekcijos pleišėjimo priežastis.



## Darbo uždaviniai

Darbo tikslui pasiekti keliami šie uždaviniai:

1. Atlikti iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių bėgvietės sekcijos pažeidimų ir jų atsiradimo priežasčių literatūros analizę.
2. Apžvelgti armatūros sukibties įtempių ir slinkties modelius bei plyšio pločio skaičiavimo metodus taikomus statinei ir ciklinei apkrovai.
3. Eksperimentiškai nustatyti trijų vijų plieninio lyno netiesinę sukibties įtempių ir armatūros slinkties priklausomybę aprašančius parametrus, ir dinaminį koeficientą.
4. Eksperimentiškai ištirti ir palyginti neeksploatuotų, neeksploatuotų laboratorijoje šaldytų ir geležinkelyje eksploatuotų iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių, veikiamų statinės ir ciklinės apkrovos, bėgvietės sekcijos pleišėjimą ir deformacijas.
5. Atlikus mikroskopinius pabėgių betono struktūros tyrimus nustatyti galimas armatūros sukibties su betonu pažeidimų priežastis.
6. Pasiūlyti trijų vijų plieninio lyno sukibtį su betonu aprašančius parametrus.
7. Pasiūlyti kintamos amplitudės ciklinės apkrovos sukeliama plyšio pločio skaičiavimo metodą.

## Tyrimų metodika

Darbe taikomi eksperimentiniai tyrimų metodai ir analitiniai skaičiavimai. Eksperimentiniai statiniai ir dinaminiai tyrimai skirti nustatyti iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių bėgvietės sekcijos pleišėjimą ir deformacijas bei trijų vijų plieninio lyno sukibties charakteristikas. Šalčio poveikio tyrimai yra skirti nustatyti šalčio ir drėgmės įtaką iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių bėgvietės sekcijos ir trijų vijų plieninio lyno sukibties su betonu elgsenai. Atviroje aplinkoje eksploatuotų pabėgių pažeidimų nustatymui panaudoti mikroskopiniai tyrimai. Cheminė analizė leidžia nustatyti pabėgių eksploatacijos metu betone susidariusių naujų medžiagų cheminę sudėtį. Analitiniais skaičiavimo metodais nustatytos statinės ir ciklinės apkrovų sukeltų teorinių plyšio pločių reikšmės.

## Darbo mokslinis naujumas

Rengiant disertaciją, gauti šie statybos inžinerijos mokslui nauji rezultatai:

1. Kompleksiškai ištirta ciklinių mechaninių ir temperatūrinių poveikių įtaka iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių bėgvietės sekcijos pleišėjimui ir deformacijoms.
2. Eksperimentiškai nustatyti ir pasiūlyti vieno ir sudvejintų trijų vijų plieninių lynų sukibtį su betonu aprašantys parametrai, apibūdinantys netiesinę sukibties įtempių ir armatūros slinkties priklausomybę. Šie parametrai pritaikyti statinės apkrovos veikiamų iš anksto įtemptojo gelžbetonio lenkiamųjų elementų plyšio pločio skaičiavimui.
3. Ištirtas ciklinės apkrovos poveikis vieno ir sudvejintų trijų vijų plieninių lynų sukibčiai bei nustatytos dinaminio koeficiento reikšmės. Šis koeficientas pritaikytas ciklinės apkrovos veikiamų iš anksto įtemptojo gelžbetonio lenkiamųjų elementų plyšio pločio skaičiavimui.
4. Pateiktas kintamos amplitudės vienos krypties ciklinės apkrovos sukeliama plyšio pločio skaičiavimo metodas, įvertinantis netiesinę sukibties įtempių ir slinkties priklausomybę bei dinaminio koeficiento reikšmę trijų vijų plieniniam lynui.

## Darbo rezultatų praktinė reikšmė

Iš anksto įtemptojo gelžbetonio neeksploatuotų, neeksploatuotų laboratorijoje šaldytų ir eksploatacijos metu pažeistų pabėgių eksperimentiniai tyrimų rezultatai yra naudingi pabėgių gamintojams ir eksploatuotojams gerinant pabėgių mechanines savybes ir ilgaamžiškumą.

Išanalizuota statinės ir ciklinės apkrovų bei šalčio ir drėgmės veikiamų vieno ir sudvejintų trijų vijų plieninių lynų sukibties su betonu elgsena ir pasiūlyti jų sukibties įtempių ir armatūros slinkties priklausomybę aprašantys parametrai bei dinaminio koeficiento reikšmė. Gauti rezultatai leidžia tiksliau vertinti iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementų armuotų trijų vijų lynais pleišėjimą ir standumą. Pasiūlyta plyšio pločio skaičiavimo metodika, veikiant vienos krypties kintamos amplitudės ciklinei apkrovai. Ši metodika įvertina naudojamos armatūros sukibties parametrus ir leidžia tiksliau apskaičiuoti iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementų plyšio plotį.

## Ginamieji teiginiai

1. Naudojant trijų vijų lynus ciklinės apkrovos sukeliamas sukibties įtempių intensyvumas, mažesnis arba lygus 0,7, kai apkrovos ciklų skaičius yra iki 10 000, gali būti laikomas saugiu.
2. Sudvejintų lynų naudojimas iš anksto įtemptojo gelžbetonio lenkiamuosiuose elementuose padidina sukibties stiprį, tačiau nevienoda abiejų lynų slinktis vienas kito atžvilgiu ir papildomos trinties jėgos, atsiradusios tarp lynų, lemia pavojingą armatūros inkaravimo zonos elgseną, ypač po ciklinės apkrovos poveikio.
3. Veikiant statinei ir ciklinei apkrovoms ciklinis šalčio ir vandens poveikis ardo armatūros inkaravimo zoną ir mažina vieno ir sudvejintų trijų vijų lynų sukibties stiprį.
4. Eksploatuotuose pabėgiuose pasireiškusios plastinės betono deformacijos, kurias lėmė geležinkelyje veikusių apkrovų ir agresyvios aplinkos poveikių sukeltos pažaidos, sukelia iki 44 % didesnius plyšio pločius nei neeksploatuotuose pabėgiuose.
5. Pasiūlytos naujos dinaminio koeficiento, įvertinančio šalčio nepaveiktų ir šalčio paveiktų vieno ir sudvejintų trijų vijų lynų sukibtį, reikšmės gali būti taikomos ciklinės apkrovos veikiamų lenkiamųjų iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementų, armuotų trijų vijų lynais, plyšio pločio nustatymui.
6. Pasiūlytas vienos krypties kintamos amplitudės ciklinės apkrovos sukeliama plyšio pločio skaičiavimo metodas leidžia įvertinti statinius ir dinامينius trijų vijų lyno sukibties parametrus ir gali būti taikomas iš anksto įtemptojo gelžbetonio lenkiamųjų elementų plyšio pločio skaičiavimui.

## Darbo rezultatų aprobavimas

Disertacijos tema paskelbti 6 moksliniai straipsniai: 2 – recenzuojamuose mokslo žurnaluose, įtrauktuose į *Thomson ISI* sąrašą, 3 – tarptautinių duomenų bazių mokslo žurnaluose, 1 – konferencijų pranešimų medžiagoje.

Disertacijoje atliktų tyrimų rezultatai paskelbti 3 mokslinėse konferencijose Lietuvoje ir užsienyje:

- 22-oji tarptautinė konferencija *22nd Concrete Days 2015*, Litomišlas, Čekijos Respublika, 2015.

- 6-oji Respublikinė konferencija *Statybinės konstrukcijos*, Vilnius, Lietuva, 2015.
- 16-oji Lietuvos jaunųjų mokslininkų konferencija *Mokslas – Lietuvos ateitis*, Vilnius, Lietuva, 2013.

## **Disertacijos struktūra**

Disertaciją sudaro įvadas, trys skyriai, bendrosios išvados, literatūros šaltinių bei autoriaus publikacijų disertacijos tema sąrašai, santrauka anglų kalba.

Disertacijos apimtis yra 122 puslapiai, neskaitant santraukos ir priedų. Tekste panaudota 61 numeruota formulė, 52 paveikslai, 25 lentelės ir 133 literatūros šaltiniai.

---

## Armatūros inkaravimo zonos tyrimų analizė

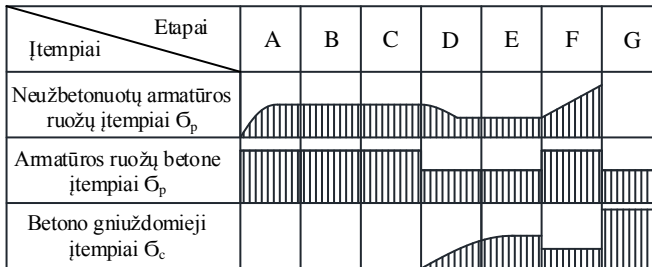
Šiame skyriuje pateikta medžiaga buvo paskelbta straipsniuose (Jokūbaitis *et al.* 2016a; Jokūbaitis *et al.* 2016b).

### 1.1. Technologiniai ir aplinkos veiksniai, lemiantys armatūros inkaravimo zonos elgseną

Iš anksto įtemptojo gelžbetonio konstrukcijos yra vienos iš efektyviausių statybinų konstrukcijų, naudojamų įvairios paskirties ir sudėtingumo statinių statyboje. Jos skiriasi kai kuriais technologiniais ypatumais: įtemptojo gelžbetonio gamybos būdu įtemptiant armatūrą į atsparas arba į betoną, betono kietinimu, armatūros atleidimu ir kt. Atsakingų konstrukcijų gamybai naudojamas aukštų klasių normalusis betonas ir didelio stiprio armatūra. Betono ir armatūros efektyvus išnaudojimas gamybos ir eksploatavimo metu yra pasiekiamas tik užtikrinus patikimą armatūros ir betono sukibtį, kurią užtikrina cheminių, fizinių ir mechaninių veiksnių visuma.

Gaminant iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementus, svarbu užtikrinti aukštą technologinių procesų kokybę. Tačiau tai įgyvendinti yra labai sunku, nes tarp

armatūros ir betono bei užpildų ir cementinio akmens, sudarančių gelžbetoninius elementus, vyksta sudėtingi fizikiniai ir cheminiai procesai. Dėl skirtingų medžiagų fizinių ir mechaninių charakteristikų ir gamybos procesų galimos technologinės gelžbetoninių elementų pažaidos. Iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementuose pavojingiausia yra armatūros inkaravimo zona. Iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementus kietinant terminio apdorojimo būdu, betono užpildų ir cementinio akmens bei armatūros ir betono kontakto zonose veikiantys tangentiniai ir normaliniai įtempiai gali sukelti mikroplyšius.



**1.1 pav.** Įtempių armatūroje  $\sigma_p$  ir betone  $\sigma_c$  kitimo gamybos metu schema:  
 A – armatūros įtempimas; B – betonavimas; C – betono išlaikymas normalioje aplinkoje; D – temperatūros didinimas; E – temperatūros išlaikymas;  
 F – atvėsimas, betono traukumas; G – armatūros atleidimas

**Fig. 1.1.** Scheme of variation of stresses in reinforcement  $\sigma_p$  and concrete  $\sigma_c$  during production: A – pretensioning of reinforcement; B – concreting; C – maintenance of concrete in normal environment; D – increase of temperature; E – temperature maintenance; F – cooling, shrinkage of concrete; G – release of reinforcement

Iš anksto įtemptojo gelžbetonio konstrukcijų gamybos technologijos analizė (Marčiukaitis ir Dulinskas 1975; Markarov 1984; Marčiukaitis 2013) rodo, kad pagrindiniai gamybos technologiniai procesai sukelia armatūros ir betono įtempių kitimą (1.1 pav.). Įtempiai armatūroje padidėja ją įtempiant į atsparas (1.1 pav. A etapas). Betonavimo ir betono išlaikymo normalioje aplinkoje metu įtempiai armatūroje išlieka pastovūs (1.1 pav. B ir C etapai). Betono kietėjimo metu tarp armatūros ir betono pasireiškia sukibtis. Sukibties stipris priklauso nuo betono sudėties, jo kietėjimo sąlygų, gaminio išlaikymo po sukietėjimo ir armatūros atleidimo būdo. Didžiausias įtempių pokytis armatūroje yra jos neapibetonuotuose ruožuose, ilgo stendo galuose. Gamybos metu, kai betonas yra pašildomas, dėl temperatūros skirtumo armatūros ir kietėjančio betono kontakto zonoje pasireiškia tangentiniai įtempiai. Šiame etape dėl armatūros pailgėjimo įtempiai joje sumažėja (1.1 pav. D ir E etapai). Įkaitęs betonas plečiasi, bet sukibtis su

įtemptą armatūrą varžo šias deformacijas ir betone atsiranda gniuždymo įtempiai (1.1 pav. D ir E etapai). Baigus kietinimą, gaminiui vėstant, jis traukiasi. Įtempiai betone dėl skirtingų traukumo ir temperatūrinių deformacijų F etape sumažėja (1.1 pav.), tačiau stipriai padidėja neapibetonuotoje armatūroje. Kraštinio elemento gale armatūra yra traukiama iš betono, todėl armatūros ir betono kontakto zonoje pasireiškia šlyties įtempiai. Atleidus armatūrą, ji yra traukiama į betoną (1.1 pav. G etapas).

Kuo mažesnis neapibetonuotos armatūros ilgis, tuo didesnės deformacijos pasireiškš šioje armatūros dalyje ir todėl padidės išankstinio įtempimo jėga prieš atleidžiant armatūrą. Atlikti eksperimentiniai tyrimai (Markarov 1984; Andersen 2011; Andersen *et al.* 2011) parodė, kad išankstinio įtempimo jėga armatūros atleidimo metu yra mažesnė tada, kai armatūra atleidžiama iki galo neatvėsus betonui. Kai armatūra atleidžiama atvėsus betonui, išankstinio įtempimo jėga smarkiai padidėja ir išauga armatūros trūkimo tikimybė.

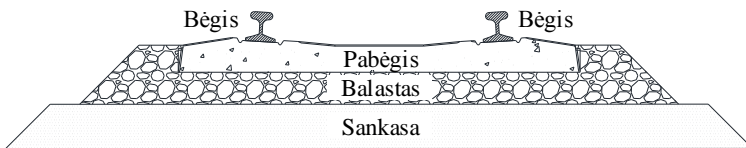
Iš anksto įtemptos armatūros atleidimo eiliškumas turi įtakos armatūros inkaravimo zonai. Dėl neteisingo armatūros atleidimo eiliškumo ar būdo gali būti pažeista armatūros inkaravimo zona ir supleišėti iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementų galai (Mirza *et al.* 1978; Kannel *et al.* 1997; Okumus *et al.* 2013). Kai armatūra yra atleidžiama paeiliui pjaunant strypus, vyksta išankstinio įtempimo jėgos persiskirstymas tarp įtemptų strypų. Atleidus vieną armatūros strypą, pradinę išankstinio įtempimo jėgą turi perimti likę nenujauti armatūros strypai, todėl kiekviename jų padidėja tempiamoji jėga. Atleidus kitus armatūros strypus, likusiems bus perduodama vis didesnė įtempimo jėga. Šios jėgos kitimas priklauso nuo armatūros atleidimo būdo ir eiliškumo.

Atleidžiant armatūrą, tempiamosios jėgos prieaugis turės neigiamos įtakos gelžbetoninių elementų armatūros inkaravimo zonai. Dėl padidėjusios jėgos padidės ir armatūros slinktis gelžbetoninio elemento gale bei įtempių perdavimo betonui ilgis, o betono ir armatūros kontakto zonoje ir aplink armatūrą atsivers didesni mikroplyšiai. Sukibties stipris tarp betono ir armatūros priklauso nuo daugelio gamybos technologinių veiksnių: betono sudėties bei stiprio atleidimo metu, jo kietėjimo sąlygų, gaminio išlaikymo, betonui pasiekus projekcinį stiprį, armatūros ir jos inkaravimo tipo bei atleidimo būdo (Stocker *et al.* 1970). Mikroplyšiai, atviros poros, kapiliarai, armatūros ir betono kontakto pažeidimas armatūros atleidimo metu ir kiti pažeidimai sudaro sąlygas į betono vidų iš aplinkos patekti agresyvioms medžiagoms ir vystyti įvairiems cheminiams procesams. Betono pažeidose susidarę naujadarai sukelia betone papildomus įtempius ir gali suardyti betono struktūrą (Tepponen *et al.* 1987; Collepardi 1999; Collepardi 2003; Sahu *et al.* 2004; Mehta 2006). Eksploatuojant konstrukcijas atviroje aplinkoje, padidėja išorinių aplinkos veiksnių įtaka elementų inkaravimo zonai ir ilgaamžiškumui.

Iš anksto įtemptojo gelžbetonio transporto statinių elementus veikia daugybė išorinių veiksnių. Ypač sudėtingomis sąlygomis yra eksploatuojami geležinkelių iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgiai.

Iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgiai gali atlaikyti didesnes apkrovas nei mediniai ar plieniniai pabėgiai ir gali būti eksploatuojami geležinkeliuose, skirtuose didesnio greičio traukiniams. Nustatyta, kad iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių laikomoji galia ir įlankiai yra mažiausi, palyginti su mediniais ir plieniniais pabėgiais (Sadeghi ir Barati 2012).

Gelžbetoniniai pabėgiai yra sluoksniuotos geležinkelio struktūros dalis. Ši struktūra susideda iš bėgių, per tamprų padėklą perduodančių traukinių sukeltas apkrovas pabėgiui, kuris toliau paskirsto apkrovas į balastą ir sankasą (TCRP Report 155 2012) (1.2 pav.). Kiekvienas geležinkelio struktūros sluoksnis sumažina apkrovos poveikį į po juo esantį sluoksnį ir tokiu būdu apkrova tarp sluoksnių paskirstoma tolygiai. Pabėgiai yra labiausiai paveikta geležinkelio dalis. Jie atlai ko traukinių sukeltas skirtingo tipo, krypties ir dydžio apkrovą yra veikiami balasto, į kurį remiasi pabėgiai, atraminių reakcijų.



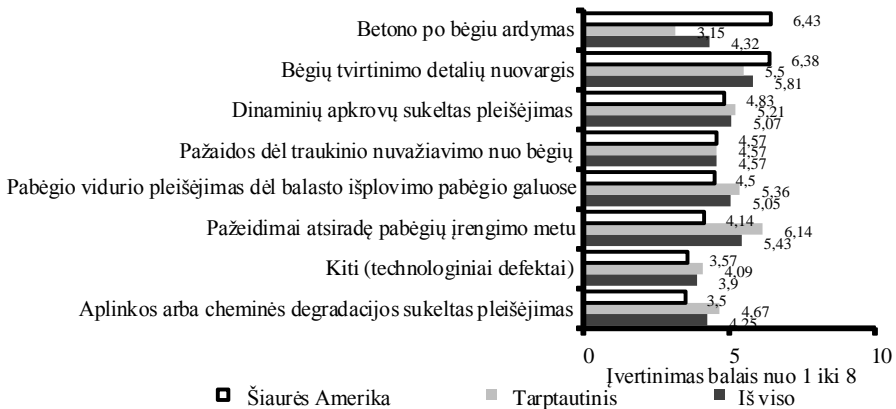
**1.2 pav.** Tipinio geležinkelio sandara  
**Fig. 1.2.** Structure of typical railway track

Geležinkelyje pabėgis turi užtikrinti tinkamą atstumą tarp bėgių; atlaikyti apkrovas, perduodamas bėgių, ir tolygiai jas paskirstyti balaste; išlaikyti tinkamą bėgių posvyrio kampą; dirbti kaip bėgio atrama; suvaržyti išilginį, vertikalų ir horizontalų bėgio poslinkį; būti atsparus dilimui ir atšiaurioms aplinkos sąlygoms (karščiui, šalčiui, drėgmei, temperatūros pokyčiams, cheminiams junginiams).

Paskutiniaisiais dešimtmečiais suprojektuota ir pagaminta daug įvairaus tipo pabėgių. Pabėgių kokybė ypač svarbi geležinkelio transporto saugumo užtikrinimui. Nepaisant pabėgių naujų konstrukcinių sprendinių ir medžiagų kokybės gerėjimo, dalis pabėgių eksploatacijos metu yra pažeidžiami ir neatlaiko numatytos eksploatacijos trukmės (Mielenz *et al.* 1995; Thun 2006; Remennikov ir Kaewunruen 2014). Kiekvienais metais 2–5 % pabėgių reikia pakeisti arba atnaujinti nusidėvėjusius jų elementus (Palomo *et al.* 2007). Pabėgio keitimas yra daug laiko užimantis ir brangus darbas, todėl ekonomiškai neefektyvus. Dėl šios priežasties svarbu nustatyti pabėgių pažeidimų tipą bei dydį ir nuspręsti, ar pabėgis yra tinkamas toliau eksploatuoti.



Įvairūs veiksniai sukelia skirtingų pabėgio vietų ardymą (Gonzalez-Nicieza *et al.* 2008; Zeman *et al.* 2009; Taherinezhad *et al.* 2013; Ferdous ir Manalo 2014; Bezgin 2015). Atlikus Šiaurės Amerikos, tarptautinių organizacijų ir geležinkelio pramonės specialistų apklausą, nustatytos pagrindinės gelžbetoninių pabėgių problemos (Dyk *et al.* 2012). Dažniausiai pasitaikančios pabėgių irimo priežastys yra bėgių tvirtinimo detalių nuovargis, pažeidimai, atsiradę pabėgių klojimo metu, ir ciklinių apkrovų sukeltas pleišėjimas (1.3 pav.). Tačiau pagrindinės pabėgių pažaidų priežastys yra skirtingos, priklausomai nuo šalies, kurioje jie yra eksploatuojami.



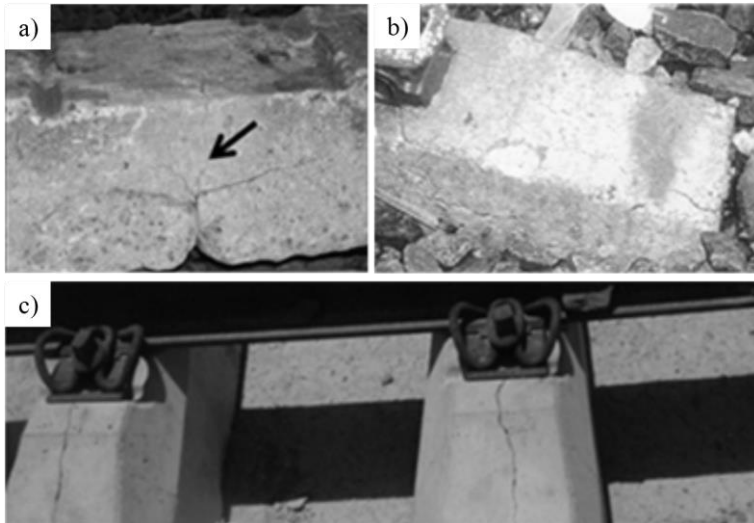
**1.3 pav.** Pagrindinės gelžbetoninių pabėgių irimo priežastys (Dyk *et al.* 2012)

**Fig. 1.3.** Main reasons of failure of concrete sleepers (Dyk *et al.* 2012)

Iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgiai jų gyvavimo cikle yra veikiami daugybės veiksnių. Gamybos metu dėl technologinių poveikių pabėgiuose pasireiškia pradiniai įtempiai. Iš anksto įtemptosios armatūros sukeltas slėgis aplink iš anksto suformuotas skylės bėgvietės sekcijoje, skirtas bėgio tvirtinimui, gali lemti plyšių atsivėrimą išilgai pabėgio (Ma *et al.* 2010; Rezaie *et al.* 2012; Hasheminezhad 2015; Rezaie *et al.* 2016). Pabėgių kokybė priklauso nuo betono sudėties, sutankinimo lygio, kietinimo režimo (temperatūra, trukmė, drėgmė), armatūros įtempimo jėgos, armatūros atleidimo būdo ir betono stiprio armatūros atleidimo metu. Mikroplyšių atsiradimas iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių gamybos metu yra neišvengiamas, tačiau labai svarbu užtikrinti technologinių procesų kokybę pabėgių gamybos metu ir sumažinti pradinių pažaidų atsiradimo tikimybę.

Betono defektai, atsiradę dėl technologinių veiksnių, gamybos metu beveik visiems cementiniams betonams yra neišvengiami. Jų įtaka pasireiškia konstrukcijų eksploatacijos metu. Atviros poros, kapiliarai, mikro- ir makro-plyšiai sudaro sąlygas tolimesniems betono struktūros pokyčiams ir ardymui, veikiant apkrovoms ir atviros aplinkos poveikiams. Iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių irtis dažniausiai prasideda pabėgių galuose (Mielenz *et al.* 1995; Sahu *et al.* 2004; Ferdous ir Manalo 2014), kuriuose pasireiškia didžiausi technologiniai defektai. Pagal Mechta *et al.* (2006), gelžbetonio pabėgių irimo mechanizmas gali būti skirstomas į fizikinį ir cheminį. Cheminį ardymą gali sukelti betono struktūroje susidarantys kieti naujadarai, o fizikinį – traukinių sukeltos apkrovos.

Eksploatuojami pabėgiai yra veikiami įvairaus dydžio, krypties (vertikalios, horizontalios, pasvirusios kampu) statinių, ciklinių ir smūginių apkrovų, kurias sukelia traukinių eismas (Thun 2006; Rezaie *et al.* 2012; Taherinezhad *et al.* 2013; Remennikov ir Kaewunruen 2014). Smūginių apkrovų atsiradimo dažnumas yra pakankamai mažas, tačiau smūginės apkrovos yra pavojingos ir sukelia betono pleišėjimą dėl traukinio ratuose atsiradusių plokštumų, bėgių nelygumų ir kitų ratų bei bėgių netobulumų (Kaewunruen ir Remennikov 2009; Kaewunruen ir Remennikov 2011). Pabėgius nuolat veikiančios ciklinės apkrovos gali sukelti betono nuovargį ir lemti betono pleišėjimą bei pabėgių standumo sumažėjimą (Sykorova *et al.* 2011).



**1.4 pav.** Pabėgių galų pleišėjimo pobūdis: a) Zeman 2010; b) Sahu ir Thaulow 2004; c) Rezaie *et al.* 2012

**Fig. 1.4.** Cracking character of sleepers ends: a) Zeman 2010; b) Sahu and Thaulow 2004; c) Rezaie *et al.* 2012

Tyrimai (Shayan *et al.* 1992; Mielenz *et al.* 1995; Colleprdi 1999) rodo, kad elementų, eksploatuojamų atviroje aplinkoje, betono korozija ir irimas labai priklauso nuo betono struktūros poringumo ir gamybos metu sukeltų mikroplyšių. Betono struktūra ir laidumas vandeniui daro didelę įtaką ilgaaamžiškumui, sukibčiai su armatūra, atsparumui šalčiui ir sulfatinei bei šarminėi korozijai. Pabėgių ilgaaamžiškumas taip pat priklauso nuo aplinkos sąlygų. Pabėgiai eksploatacijos metu yra veikiami įvairių atmosferos veiksnių: lietaus vandens, ciklinio vandens užšalimo ir atšilimo, temperatūros pokyčių, įvairių cheminių junginių, esančių grunte ir atmosferoje, kurie gali pažeisti betono struktūrą ir armatūrą ir taip pagreitinti pabėgio irimą (1.4 pav.). Vienas arba keli iš šių aplinkos veiksnių gali lemti antrinio etringito susiformavimą (AES – *antrinio etringito susidarymas*) (Mielenz *et al.* 1995; Collepari 1999; Sahu ir Thaulow 2004), šarminę užpildų reakciją (UŠR – *užpildų šarminė reakcija*) (Shayan ir Quick 1992; Shayan ir Quick 1994), šarminę silicio dioksido reakciją (SŠR – *silicio šarminė reakcija*) (Rogers ir Tharmabala 1990; Quinhua *et al.* 1997), armatūros koroziją (Mohammadzadeh ir Vahabi 2011), ciklinį vandens užšalimą ir atšilimą (Zi *et al.* 2012). Visi šie veiksniai daro neigiamą įtaką pabėgių ilgaaamžiškumui.

Cemente esantys sulfatai ir gipsas hidratacijos metu greitai ištirpsta ir jiems reaguojant su C<sub>3</sub>A susidaro etringitas. Pradiniame betono kietėjimo etape susidaręs etringitas vadinamas pirminiu etringitu, kuris kontroliuoja betono kietėjimo laiką. Šis etringitas susiformuoja, kai cementas yra nesukietėjęs, todėl nesukelia pavojingų įtempimų. Pirminis etringitas gali susiformuoti, kai pH lygis yra apie 13,0, naudojant įprastą portlancementą, turintį vidutinį kiekį šarmų (išskyrus mažo šarmingumo cementą). Kai pH yra apytiksliai nuo 9 iki 13,5 (Day 1992; Stark ir Bollmann 1999), etringitas išlieka stabilus. Vykstant cemento hidratacijai, pH lygis po vienos paros gali pakilti iki 13,6, o po 28 parų – iki 13,8 (Stark ir Bollmann 1999). Tokiomis sąlygomis pirminis etringitas tampa nestabilus ir gali susiskaidyti. Pirminio etringito irimą (skaidymąsi) lemia sulfatų trūkumas, kuris pasireiškia cemento hidratacijos metu dėl suvartojamo sulfatų kiekio. Etringito skaidymasis, kai betone yra didelis šarmų kiekis, vyksta anksčiau, nes, padidėjus šarmų kiekiui, etringito susiformavimui reikalingas didesnis sulfatų kiekis tirpale (Dmidot ir Glasser 1993). Jeigu pirminis etringitas iki galo nesuskaidomas, tuomet etringitas kartu su monosulfatais atsiranda sukietėjusiame betone.

Cemento hidratacijos pagreitinimas, veikiant aukštai temperatūrai, betono kietėjimo metu paspartina pH lygio didėjimą. Dažnas drėgmės pokytis arba nuolatinis jos poveikis, didelis betono laidumas vandeniui ir struktūros pažeidimai pagreitina šarmų išplovimą ir paskatina antrinio etringito susidarymą betone, todėl etringitas dideliais kiekiais yra aptinkamas labiausiai pažeistose betono vietose (Shamaa *et al.* 2015; Baquerizo *et al.* 2016). pH kitimas yra pirminė etringito susiskaidymo priežastis, o etringito nestabilumas, veikiant aukštomis temperatūroms, yra antrinė priežastis (Stark ir Bollmann 1999).

Po kurio laiko eksploatacijos metu iš naujo susikristalizuoja antrinis etringitas ( $3\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3\cdot 3\text{CaSO}_4\cdot 32\text{H}_2\text{O}$ ). Dažniausiai antrinis etringitas formuojasi betono paviršiuje ir aptinkamas betono porose, tuštumose, plyšiuose ir mikro-plyšiuose aplink užpildus.

Kiekvienos gelžbetoninės konstrukcijos betone galimi struktūros pažeidimai (poros, mikroplyšiai). Betono struktūros pažeidimus gali lemti betono kietėjimas, veikiant aukštomis temperatūroms, per greitas temperatūros kėlimas ar mažinimas arba per trumpas betono kietėjimo aplinkos temperatūroje laikas prieš kaitinimą, temperatūros ar drėgmės sukelti įtempiai, skirtingi betono komponentų temperatūriniai plėtimosi koeficientai, betono traukumas, mechaninių poveikių sukelti įtempiai, cheminių reakcijų sąlygota plėtra (SŠR, laisvasis CaO arba MgO), cikliškų aplinkos poveikių kitimas: drėkinimas ir džiuvimas, šaldymas ir atšildymas bei vietinių įtempių padidėjimas iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementuose. Įvairūs struktūros pažeidimai nebūtinai pablogina betono kokybę (stiprį, tampumo modulį), tačiau jie gali lemti drėgmės transportavimą ir naujų darinių susidarymą ir tokiu būdu padėti etringito susikristalizavimui.

Galimos dviejų rūšių pažeidos, sukeltos antrinio etringito: dėl išorinio arba vidinio sulfatų poveikio. Išorinio sulfatų poveikio (ISP – *išorinis sulfatų poveikis*) sukeltų pažeidų betone priežastis gali būti cheminė sąveika tarp cemento tešlos ir sulfatų prisotinto grunto (natrio, kalio, magnio ir kalcio sulfatai yra pagrindiniai sulfatų jonų šaltiniai grunte) arba vandens. Išoriniam sulfatų poveikiui atsirasti reikalingos trys sąlygos: betono laidumas vandeniui, sulfatų prisotinta aplinka ir vanduo. Jei bent viena iš šių sąlygų yra netenkinama, tuomet išorinis sulfatų poveikis nesukels betono struktūros ardymo. Vidinis sulfatų poveikis atsiranda aplinkoje, kurioje nėra sulfatų, kai betone naudojamas cementas, turintis daug sulfate, arba gipsu užteršti užpildai. Galimi du antrinio etringito formavimosi dėl vidinio sulfatų poveikio (VSP – *vidinis sulfatų poveikis*) mechanizmai: terminio etringito suskaidymas ir naujo susiformavimas drėgnoje aplinkoje; mechanizmas, susijęs su mikropleišėjimu, vėlesniu sulfatų išsiskyrimu ir vandens poveikiu (Collepari 1999; Collepari 2003).

Antrinio etringito formavimuisi reikalingas papildomas sulfatų šaltinis (vandens tirpalas, prisotintas jonais:  $\text{Ca}^{2+}$ ,  $\text{Al}(\text{OH})_4^-$ ,  $\text{SO}_4^{2-}$  ir  $\text{OH}^-$ ), kuris gali atsirasti dėl temperatūrinio poveikio arba šarmių išplovimo drėgnoje aplinkoje.

Antrinio etringito formavimasis gali būti nulemtas betono kietinimo aukštoje temperatūroje ( $>60\text{--}70\text{ }^\circ\text{C}$ ) arba aukštos temperatūros veikimo masyviose konstrukcijose (užtvankos, masyvios laikančiosios sienos) cemento hidratacijos metu bei aukštos temperatūros poveikio konstrukcijoms jų eksploataavimo metu. Vienas svarbiausių veiksnių, lemiančių etringito susidarymą yra betono terminis apdorojimas aukštesnėje nei  $60\text{--}70\text{ }^\circ\text{C}$  temperatūroje (Day 1992; Himme 1996; Scrivener 1996; Famy 1999; Taylor *et al.* 2001). Terminio apdorojimo metu svarbiausi faktoriai yra laikas nuo betono klojimo iki terminio apdorojimo pradžios,

temperatūros kėlimo greitis, didžiausios temperatūros išlaikymas ir temperatūros mažėjimo greitis. Veikiant aukštomis temperatūroms, kurios viršija etringito stabilumo ribą, etringitas susiskaido ir transformuojasi į monosulfatus ir sulfatus. Mažėjant temperatūrai, po terminio apdorojimo monosulfatai tampa santykinai stabilūs, tačiau eksploatacijos metu veikiant, drėgmei, vyksta lėtas sulfatų išskyrimas ir betone gali susidaryti etringito kristalai.

Natūraliomis lauko sąlygomis eksploatuojamos konstrukcijos, tokios kaip iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgiai, vasaros metu gali būti veikiami aukštos temperatūros ( $>60\text{ }^{\circ}\text{C}$ ). Lietaus vandens ir saulės veikiami pabėgiai yra labiau pažeisti vidinio sulfatų poveikio, nei tie pabėgiai, kurie nuolat yra šešėlyje ir juos veikia tik lietaus vanduo (Thaulow *et al.* 1996; Collepardi 1999).

Šarmų reakcija pagreitina antrinio etringito vystymąsi dėl užpilduose ir vandenyje esančio vidinio sulfatų poveikio. Kai betone yra reaktyvių užpildų, terminio apdorojimo metu pasireiškia šarmų sukelta plėtra ir betone atsiranda mikroplyšiai. Šiuose betono kietėjimo metu atsiradusiuose plyšiuose formuojasi antrinis etringitas, kuris sukelia papildomą plėtimąsi ir didesnį betono pleišėjimą (Lawrence 2004). Antrinio etringito formavimasis nustatytas ir betone, kuriame buvo naudoti nereaktyvūs užpildai (Collepardi 1999).

Antrinio etringito susidarymas betono mikroplyšiuose ir porose gali sukelti papildomus įtempius ir ardyti betono struktūrą, veikiant cikliniam vandens užšalimui ir atšilimui. Dėl adatos formos etringito kristalų, susidariusių porose, gali padidėti vandens įgėris, todėl, veikiant užšalimo ir atšilimo ciklams, betone atsiranda didesnis kiekis drėgmės ir taip pat sumažėja porų tūris, kuriame gali pasireikšti plėtra. Dėl šios priežasties poros ir mikroplyšiai betone yra užpildyti didesniu vandens kiekiu ir užšalęs vanduo plėsdamasis sukelia didesnį slėgį į betono paviršių (Bollmann ir Stark 1996; Stark ir Bollmann 1997; Ouyangir Lane 1997), palyginti su betonu, kuriame nesusidaro etringitas.

Iš etringito gali susiformuoti tumasitai. Etringitas reaguoja su C-S-H, karbonatu,  $\text{Ca}^{2+}$  jonais ir vandeniui. Tumasitų formavimuisi reikalinga žemesnė nei  $15\text{ }^{\circ}\text{C}$  temperatūra (optimali temperatūra  $0\text{--}5\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) (Report 1999). Tokioje temperatūroje, esant vandens poveikiui, vyksta reakcija tarp etringito, silikatų (ypač C-S-H) ir karbonatų (su  $\text{CO}_3^{2-}$  jonais arba su atmosferoje esančiu  $\text{CO}_2$ ). Esant aukštesnei nei  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$  temperatūrai, tumasito kristalai taip pat formuojasi, tačiau procesas užtrunka ilgiau (Aguilera *et al.* 2003).

Cemente ir betone, kuriuose yra karbonatų, gali susiformuoti tumasitai ( $\text{CaSiO}_3 \cdot \text{CaCO}_3 \cdot \text{CaSO}_4 \cdot 15\text{H}_2\text{O}$ ). Tumasitų susiformavimui reikalingas kalcio silikatas ( $\text{Ca}_2\text{SiO}_4$ ), sulfatai, karbonatai (klintis, esančios cemente, betono užpildai, gruntiniai vandenys, gruntas arba ore esantis  $\text{CO}_2$ ) ir perteklinė drėgmė.

Nustatyta, kad šarminė aplinka ( $\text{pH} \geq 12,5$ ) pagreitina tumasitų formavimąsi, tuo tarpu vandeniui išplaukiant iš betono įvairias medžiagas, esant žemam pH

lygiui ( $\text{pH} \leq 8,0$ ), gipsas tampa vyraujančiu sulfatu ir tuomet tumasito kiekis mažėja. Tačiau galutinai susiformavus tumasitui, jis išlieka stabilus net ir tuomet, kai pH lygis yra žemas, t. y. 6–8 (Jallad *et al.* 2003).

Tumasitai formuojasi tik pakankamai sulfatų, kurie paverstų visą aliuminį į etringitą, turinčiame betone. Todėl gipso (Gaze 1997) arba sulfatų buvimas tirpale (Hartshorn *et al.* 2002) gali sukelti tumasitų formavimąsi karbonatų turinčiame cemente.

Vandens ciklinis užšalimas ir atšilimas betono mikroplyšiuose didina betono struktūros pažeidimus dėl vandens tūrio padidėjimo (iki 9 %) užšalant ir susidarancio hidraulinio slėgio plyšio viršūnėje. Pabėgių galuose esanti neapsaugota armatūra yra veikiamą atmosferos veiksnių (vanduo, cheminiai junginiai). Eksploatavimo metu armatūra koroduoja, o susidarę korozijos produktai ardo betono struktūrą ir pažeidžia armatūros ir betono kontakto zoną. Korozijos produktai pabėgių galuose sukelia papildomus įtempius, kurie ilgainiui gali sukelti pabėgio irtį.

## 1.2. Armatūros ir betono sukibtis

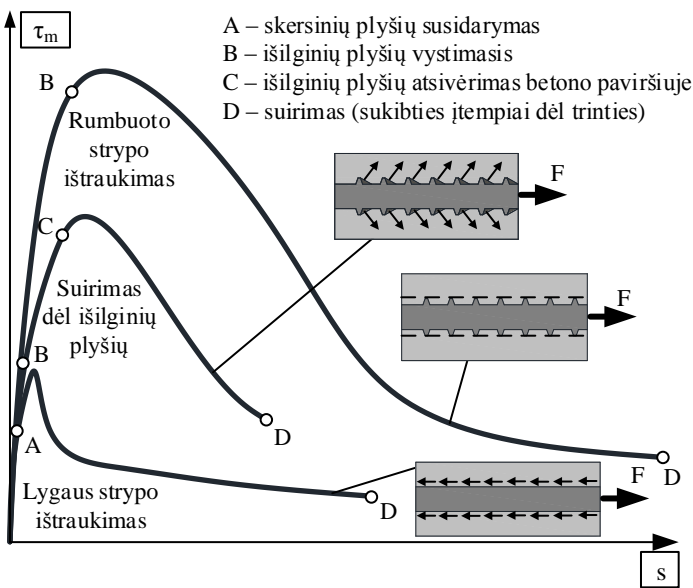
Sukibtį tarp armatūros ir betono užtikrina trys veiksniai: adhezinė sukibtis, trintis ir tarp betono bei armatūros nelygumų susiformavę betono sprausteliai (Bond of reinforcement in concrete 2000). Šiuos veiksnius lemia armatūros tipas, jos paviršius, betono stipris, betono amžius, strypų išdėstymas skerspjūvyje ir kt. Adhezija priklauso nuo cemento tešlos klijingumo, trintis priklauso nuo armatūros paviršiaus šiurkštumo, o mechaninė sukibtis priklauso nuo armatūros geometrinių parametrų ir nelygumų (rumbai, įspaudai, vijų suvijimas). Lygių strypų sukibtis labiausiai priklauso nuo adhezijos ir trinties. Adhezinė sukibtis ir plieno bei betono trintis neturi didelės įtakos rumbuotos armatūros ir lynų inkaravimui betone, todėl pagrindinis faktorius, užtikrinantis betono ir rumbuotos armatūros bei lynų bendrą darbą, yra mechaninė sukibtis. Visi trys sukibtį užtikrinantys veiksniai yra susiję tarpusavyje ir negali būti nagrinėjami atskirai.

Lygių strypų atveju sukibtis dėl adhezijos yra greitai pažeidžiama. Tuomet tempimo jėga yra perduodama per trintį ir priklauso nuo skersinio slėgio, betono traukumo ir strypo paviršiaus šiurkštumo.

Rumbuotos armatūros slinktis yra ribojama adhezijos ir mechaninės sukibties. Kai suardoma cheminė adhezija, strypas praslysta betono atžvilgiu, tačiau slinktį suvaržo strypo paviršiuje esantys rumbai ar įspaudai. Šiuo atveju trintis, kuri veikia lygių strypų slinkties atveju, nepasireiškia dėl armatūros paviršiuje esančių rumbų ar įspaudų.

Atliekant armatūros ištraukimo iš betono bandymą, esant mažai apkrovai (apkrovimo pradžioje), sukibties įtempiai yra maži, kol betonas nepleišėja ir nėra

armatūros slinkties. Cheminė adhezija apriboja armatūros slinktį, esant labai mažiems sukibties įtempiams, ir daugiausiai yra susikcentravusi rumbų viršūnėse. Sukibties stipris labai priklauso nuo betono ir jo cheminės reakcijos armatūros paviršiuje. Didėjant apkrovai, pažeidžiama cheminė adhezija, rumbų viršūnėse atsiveria antriniai skersiniai, arba radialiniai plyšiai, dėl kurių atsiranda armatūros slinktis, ir tuomet sukibtį tarp betono ir armatūros užtikrina mechaninė sukibtis (1.5 pav., taškas A). Pasiekus maksimalius šlyties įtempius, radialine kryptimi dėl pleišto efekto atsiveria išilginiai plyšiai (skėlimo plyšiai), kuriuos lemia glemžiamo betono sukeliama reakcija į rumbo šoninį paviršių (1.5 pav. taškas C). Plyšių atsiradimui priešinasi žiediniai įtempiai betone. Išilginiai plyšiai padalija elementą į betoninius spyrius, kurie remiasi į armatūros rumbus ir nepažeistą betono sluoksnį. Jei yra pakankamas betono apsauginis sluoksnis, išilginiai plyšiai nepasiekia bandinio išorinio sluoksnio ir neįvyksta irtis dėl betono skėlimo (1.5 pav., taškas B).



1.5 pav. Sukibties įtempių ir armatūros slinkties priklausomybės

(Bond of reinforcement in concrete 2000)

**Fig. 1.5.** Bond stress-slip relationships  
(Bond of reinforcement in concrete 2000)

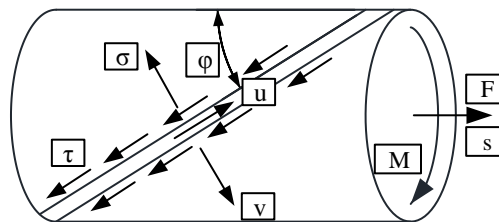
Rumbuotų strypų atveju, didėjant armatūros slinkčiai, sukibties įtempiai pasiekia maksimalią reikšmę ir pradeda mažėti, bet net ir esant didelei slinkčiai

sukibties įtempiai yra pakankamai dideli. Galiausiai sukibtis tarp betono ir armatūros pasireiškia tik dėl grynos trinties, kai tarp rumbų esantys betono sprausteliai yra visiškai suglemžiami arba nukerpami. Tuomet trintis pasireiškia tarp rumbų viršaus ir betono paviršiaus ties rumbų viršūnėmis. Šioje stadijoje sukibties įtempiai yra pastovūs ir nebedidėja (1.5 pav. taškas D).

Lynai gali būti sudaryti iš skirtingo kiekio (3, 4, 7) tarpusavyje suvytų vijų. Lynas yra apvalus strypas, kurio paviršiuje yra keletas rumbų. Šie rumbai yra išorėje esančios sraigto formos vijos, kurios pasvirusios  $\phi$  kampą išilginės lyno ašies atžvilgiu. Tempiant lyną, jis bando išsisukti ir šis mechanizmas gali būti aprašomas lyno slinktimi ( $s$ ) ir lyno pasisukimo kampą ( $\theta$ ). Tuomet išorinėse lyno vijose atsiranda šlyties ( $\tau$ ) ir normaliniai ( $\sigma$ ) įtempiai, kurie priklauso nuo lyno slinkties išilgine ( $u$ ) ir skersine ( $v$ ) kryptimis (1.6 pav.). Tokia lyno elgsena betone sukelia sukimo momentą. Tai nustatyta atliekant lyno ištraukimo iš betono bandymus (Stocker ir Sozen 1970; Cholmiansky 1997; Gustavson 2004). Sukimo momento įtaka betonui priklauso nuo bandinio įtvirtinimo sukibties bandymo metu. Yra galimi du lyno slinkties atvejai:

1. Kai betoninis bandinys yra nesuvaržytas ir gali laisvai sukstis tempiant lyną iš betono. Tuomet lyno sukamasis momentas nebus perduodamas betonui (Gustavson 2004).
2. Kai betoninis bandinys ir armatūra yra įtvirtinti ir suvaržytas jų pasisukimas, tuomet bandinyje atsiras sukamasis momentas, kuris priklauso nuo vijų suvijimo kampo, atstumo tarp vijų bangų, lyno skersmens ir tempimo jėgos sukeltų įtempių (Cholmiansky 1997).

Sukamasis momentas lyme sukelia normalinius įtempius, kurie padidina sukibties stiprį dėl atsiradusios papildomos trinties jėgos tarp lyno ir betono. Tačiau Stocker ir Sozen (1970) atlikti tyrimai parodė, kad sukibties stiprio padidėjimas dėl veikiančio sukamojo momento yra nedidelis.



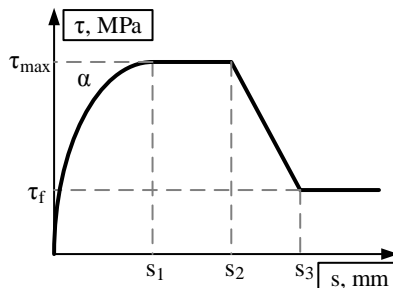
**1.6 pav.** Lyno sukibties modelis  
**Fig 1.6.** Model for bond of strand



Esant mažai armatūros slinkčiai, iki adhezinės sukibties suardymo lino ir lygios vielos ar lygaus strypo sukibties charakteristikos yra panašios. Tačiau didėjant apkrovai, adhezinė sukibtis yra suardoma, didėja lino slinktis ir pasireiškia didesni lino sukibties įtempiai, palyginti su lygios vielos arba lygaus strypo sukibties įtempiais. Tai gali būti paaiškinta lino išsisukimo metu betoną veikiančiais normaliniais įtempiais, kurie sukelia papildomą trinties jėgą, bei geometriniais netobulumais, t. y. nevisiškai vienodu lino skersmeniu, suvijimo žingsniu arba vijų suvijimo kampu lino inkaravimo ilgyje. Lynai turi nelygumų (Rehm 1961) (iki 0,025 mm), kurie gali padidinti sukibtį. Praktikoje yra naudojami šiurkštūs lynai, t. y. lyną sudarančios vijos yra su įspaudais (kurių gylis gali būti apie 0,06 mm). Geometriniai netobulumai ir vijų paviršiaus šiurkštumas bei papildomi įspaudai smarkiai padidina sukibties stiprį (Gustavson 2004) ir lynas pradeda inkaruotis betone, kai tik pasireiškia lino slinktis betono atžvilgiu. Dėl šio proceso lino ir strypinės rumbuotos armatūros sukibties įtempių ir slinkties mechanizmas tampa panašus. Dėl nestipriai padidėjusio plieninio lino skersmens atskiruose inkaravimo ilgio pjūviuose lino ir betono kontakto plokštumoje betonui perduodamos papildomos skersinės jėgos. Šios jėgos gali sukelti tokio dydžio tempiamuosius įtempius visu lino perimetru, kad betone aplink armatūrą iškart atsivers radialiniai plyšiai.

### 1.2.1. Armatūros sukibties įtempių ir slinkties priklausomybės

Statinės apkrovos veikiamų gelžbetoninių elementų sukibtis priklauso nuo betono stiprio, armatūros takumo ribos, armatūros skersmens, betono apsauginio sluoksnio storio, atstumo tarp armatūros strypų, armatūros paviršiaus charakteristikų, skersinės armatūros ir betonavimo krypties, temperatūros.



1.7 pav. Sukibties įtempių ir armatūros slinkties modelis (Model Code 2010)

Fig.1.7. Bond stress-slip model (Model Code 2010)

Yra pasiūlyta daug sukibties įtempius ir rumbuotos armatūros slinkčių aprašančių modelių (1.1 lentelė). Plačiausiai naudojamą sukibties įtempių armatūros slinkties modelį pasiūlė Ciampi *et al.* (1981) ir Eligehausen *et al.* (1983), o vėliau pradėtas taikyti Model Code 2010. Modelis aprašytas (1.1)–(1.4) formulėmis ir 1.7 paveikslu. (1.1) lygtis taikoma rumbuotai ir lygiai armatūrai, o (1.2)–(1.4) lygtys – rumbuotai armatūrai:

$$\tau = \tau_{\max} \cdot \left( \frac{s}{s_1} \right)^\alpha, \text{ kai } 0 \leq s \leq s_1; \quad (1.1)$$

$$\tau = \tau_{\max}, \text{ kai } s_1 \leq s \leq s_2; \quad (1.2)$$

$$\tau = \tau_{\max} - (\tau_{\max} - \tau_f) \cdot \frac{(s - s_2)}{(s_3 - s_2)}, \text{ kai } s_2 \leq s \leq s_3; \quad (1.3)$$

$$\tau = \tau_f, \text{ kai } s_3 < s, \quad (1.4)$$

čia  $\tau_{\max}$  – didžiausi sukibties įtempiai,  $s_1, s_2, s_3$  – armatūros slinktis veikiant didžiausiems sukibties įtempiams, pastoviosios įtempių dalies pradžioje, pabaigoje ir ties liekamaisiais sukibties įtempiais,  $\alpha$  – kylančiosios kreivės dalies formą aprašantis koeficientas,  $\tau_f$  – liekamieji sukibties įtempiai, atsirandantys dėl trinties.

Kai nagrinėjama konstrukcijos elgsena eksploataavimo periodu, svarbiausia yra kylančioji sukibties įtempių ir armatūros slinkties kreivės dalis, kuri yra netiesinio pobūdžio, kol pasiekiami didžiausi sukibties įtempiai. Empirinis koeficientas  $\alpha$  aprašo sukibties įtempių ir armatūros slinkties kreivės kylančiosios dalies formą ir priklauso nuo armatūros tipo bei betono stiprio. Jo reikšmės gali būti nuo  $\alpha = 0$ , kai sukibties įtempiai yra pastovūs, iki  $\alpha = 1$ , kai sukibties įtempių ir armatūros slinkties priklausomybė yra tiesiškai didėjančio pobūdžio. Lygaus paviršiaus armatūros strypų ir rumbuotų strypų koeficientas yra  $\alpha = 0,5$  ir  $\alpha = 0,4$  (Model Code 2010). Huang *et al.* (1996) pasiūlė šio koeficiento reikšmes rumbuotai armatūrai  $\alpha = 0,3$  stipriajame ir  $\alpha = 0,4$  normaliajame betone. Dažniausiai iš anksto įtemptojo gelžbetonio konstrukcijose yra naudojami septynių vijų plieniniai lynai. Dang *et al.* (2014, 2015), pasinaudodamas kitų autorių (Staton *et al.* 2009; Htami *et al.* 2011; Floyd 2012) atliktais septynių vijų lynų sukibties su betonu tyrimų rezultatais, pasiūlė koeficiento  $\alpha$  reikšmes. Gautos reikšmės kito  $\alpha = 0,122$ – $0,206$  ir vidutinė reikšmė  $\alpha = 0,167$ . Xue *et al.* (2008) atliko lygių anglies pluošto (CFRP) ir plieninių lynų ištraukimo iš betono tyrimus ir nustatė, kad koeficientas  $\alpha = 0,1$ . Tačiau projektavimo normose nėra rekomendacijų apie praktikoje naudojamų lynų su skirtingu vijų kiekiu bei skirtingomis paviršiaus savybėmis sukibties įtempių ir slinkties priklausomybę.

**1.1 lentelė.** Sukibties įtempčių ir rambuotos armatūros slinkties modeliai  
**Table 1.1.** Bond stress-slip models for deformed reinforcement

Autorius	Modelis	Parametrai
Cholmianskij (1959)	$\tau(s) = B \cdot \frac{\ln(1 + \alpha \cdot s)}{(1 + \alpha \cdot s)}$	$B$ ir $\alpha$ – empiriniai koeficientai
Rehm (1961)	$\tau = f_{c,cub} \cdot (\phi \cdot s^\alpha \pm \psi \cdot s)$	$f_c$ – kubelinis gniuždomasis betono stipris $\phi, \psi$ ir $\alpha$ – empiriniai koeficientai $s$ – armatūros slinktis
Mugurama ir Morita (1967)	$\tau = \tau_{max} \cdot e^{-\left[ \frac{\ln\left(\frac{(e-1) \cdot s}{s_{max}} + 1\right)}{\left(\frac{(e-1) \cdot s}{s_{max}} + 1\right)} \right]}$	$\tau_{max}$ – didžiausi sukibties įtempiai $s_{max}$ – armatūros slinktis veikianč didžiausiems sukibties įtempiams
Nilson (1968)	$\tau = 998,4 \cdot s - 58400 \cdot s^2 + 85220 \cdot s^3$	-
Mirza ir Houde (1979)	$\tau = 539,8 \cdot s - 25610 \cdot s^2 + 592200 \cdot s^3 - 5574000 \cdot s^4$	-
Martin (1973)	$\tau = \tau_0 + c \cdot s^b$	$\tau_0$ – adhezijos įtempiai $c$ ir $b$ – empiriniai koeficientai
Ciampi <i>et al.</i> (1981)	$\tau = \tau_{max} \cdot (s / s_1)^\alpha$	$\tau_{max}$ – didžiausi sukibties įtempiai $s_1$ – armatūros slinktis veikianč didžiausiems sukibties įtempiams $\alpha$ – empirinis koeficientas

1.1 lentelės pabaiga

Autoriaus	Modelis	Parametrai
Shima <i>et al.</i> (1987)	$\tau = f_c \cdot \frac{0,73 \cdot \left( \ln \left( 1 + 5000 \cdot \left( s / \varnothing_s \right) \right) \right)^3}{1 + \varepsilon_s \cdot 10^5}$	$\varepsilon_s$ – armatūros deformacijos $\varnothing_s$ – armatūros skersmuo
Hong ir Park (2012)	$\tau(s) = k \cdot f_c^3 \cdot \left( 1 - e^{\left( -4500 \cdot \left( \frac{s}{\varnothing_s} \right)^{1,45} \right)^{0,5}} \right) \cdot e^{\left( -5 \cdot \left( \frac{s}{\varnothing_s} \right)^{+5,5} \cdot f_c^{0,9} \right)}$	$f_c$ – armatūros sukibties indeksas $f_c$ – gniuždomasis betono stipris $k$ – koeficientas, kuriuo įvertinami technologiniai ir konstrukciniai veiksniai

1.2 lentelė. Sukibties įtempių ir rumbuotos armatūros slinkties modelio parametrai

Table 1.2. Parameters of bond stress-slip model for deformed reinforcement

	Modelis				$\alpha$
	$s_1$ , mm	$m_1$	$m_2$		
Noakowski (1988)	Geros sukibties sąlygos	0,95	0,66	0,12	
	Blogos sukibties sąlygos	0,8		0,2	
	Normalusis betonas	0,29	1	0,3	
Konig ir Bergner (1994)	Stiprusis betonas	0,16		0,2	
	Geros sukibties sąlygos	0,42		0,2	
Farra (1995)	Vidutinės sukibties sąlygos	0,4	0,95	0,3	
	Blogos sukibties sąlygos	0,3		0,35	
CEB (1995)	Geros sukibties sąlygos	0,22	1	0,21	
	Normalusis betonas	0,45		0,4	
Huang <i>et al.</i> (1996)	Blogos sukibties sąlygos	0,225	1		
	Geros sukibties sąlygos	0,45		0,3	
	Stiprusis betonas	0,225			
	Blogos sukibties sąlygos	1,04	2,5	0,6	0,32
Oh ir Kim (2007a)	Geros sukibties sąlygos	2,5	0,5	0,4	
	Blogos sukibties sąlygos	1,25			

Pertvarkius Model Code 2010 pateiktą (1.1) formulę rambuotai armatūrai, gauname:

$$\tau = m_1 \cdot f_{cm}^{m_2} \cdot (s / s_1)^\alpha, \quad (1.5)$$

čia  $m_1$  ir  $m_2$  – bedimensės konstantos,  $f_{cm}$  – vidutinis gniuždomasis betono stipris.

Daugelis autorių atliko rambuotos armatūros sukibties tyrimus ir nustatė koeficientų  $m_1$ ,  $m_2$  ir  $s_1$  reikšmes, jos pateiktos 1.2 lentelėje. Visi autoriai siūlė normaliojo betono  $s_1 = 1$  mm. Nustatyta, kad kuo geresnės sukibties sąlygos, tuo mažesnė koeficiento  $\alpha$  reikšmė ir tuo statesnė kylančioji kreivės dalis (didesnis standumas) (1.7 pav.).

### 1.2.2. Armatūros slinkties ir apkrovos ciklų skaičiaus priklausomybė

Sukibties tarp armatūros ir betono elgsena, veikiant ciklinei apkrovai, priklauso nuo tų pačių parametrų, kurie lemia armatūros sukibtį, veikiant statinei apkrovai. Taip pat sukibties elgsena priklauso nuo ciklinės apkrovos tipo ir dažnio bei įtempių lygio (amplitudės).

Ciklinės apkrovos skirstomos pagal apkrovos dydį, dažnį ir pagal įtempių tipą. Pagal apkrovos dydį ir dažnį ciklinė apkrova gali būti:

1. Mažaciklė apkrova, kuri sukelia didelius įtempius (amplitudę) ir pasireiškia mažas apkrovos ciklų skaičius (>100). Ši apkrova dažniausiai pasireiškia seismiškai aktyviose zonose.
2. Daugiaciklė, arba nuovargio apkrova, kuri sukelia mažus įtempius (amplitudę), tačiau jos metu veikia didelis apkrovos ciklų skaičius (tūkstančiai ar milijonai). Tipiniai šios apkrovos pasireiškimo pavyzdžiai gali būti greitkeliai, tiltai, geležinkeliai.

Pagal įtempių tipą ciklinė apkrova gali sukelti vienos krypties įtempius, kai armatūroje sukeliamas tik tempimas, ir keičiančius kryptį įtempius, kai jėgos veikimo metu armatūra paeiliui tempiama ir gniuždoma.

Atlikta daug armatūros ir betono sukibties tyrimų, veikiant kintamos krypties ciklinėms apkrovoms (Morita ir Kaku 1973; Tassios 1979; Viwathanatepa *et al.* 1979; Hawkins 1982; Ciampi 1982; Pochanart ir Harmon 1989; Balazs 1991; Li *et al.* 2007; Ashtiani *et al.* 2013), tačiau yra atlikta pakankamai nedaug tyrimų, veikiant vienos krypties ciklinei apkrovai. Kiti autoriai (Rehm ir Eligehausen 1979; Balazs 1991; Oh ir Kim 2007a) atliko didelės apimties rambuotos armatūros ir betono sukibties tyrimus, veikiant vienos krypties pastovios amplitudės ciklinei apkrovai. Ciklinė apkrova lemia blogėjančią sukibtį dėl betono mikropleišėjimo ir betono trupinimo armatūros rumbų priekyje

(CEB 1996; Bond of reinforcement in concrete 2000). Todėl buvo padaryta išvada, kad ciklinė apkrova gali lemti sukibties ardymą, veikiant mažesniems įtempių lygiams nei statinės apkrovos sukibties stipris. Tačiau Balazs (1991) nustatė, kad, veikiant vienos krypties ciklinei apkrovai, sukibties irtis nepasireiškė tol, kol armatūros slinktis nepasieks slinkties, atitinkančios sukibties stiprį, veikiant statinei apkrovai (statinį sukibties stiprį) (1.8 pav.).

Rehm ir Eligehausen (1979) atlikti tyrimai parodė, kad jei veikiant pastovios amplitudės ciklinei apkrovai nepasireiškia nuovargio sukelta irtis, tuomet prieš tai veikusi ciklinė apkrova neigiamai nepaveikia sukibties įtempių ir slinkties elgsenos po ciklinės apkrovos poveikio, veikiant statinėms apkrovoms, artimoms suirimo apkrovai. Šią išvadą taip pat patvirtino Oh ir Kim (2007a) atlikti armatūros sukibties tyrimai. Ištraukimo bandiniai, kurie nesuiro po ciklinės apkrovos poveikio, buvo išbandyti statine apkrova iki suirimo. Rehm ir Eligehausen (1979) nustatė, kad sukibties stipris po ciklinės apkrovos poveikio padidėjo 5 %, Balazs ir Koch (1992) – 12 %, o Oh ir Kim (2007a) nustatė, kad sukibties stipris po ciklinės apkrovos poveikio apytiksliai lygus sukibties stipriui, veikiant statinei apkrovai. Viena iš priežasčių, lėmusių padidėjusį statinį sukibties stiprį, po santykinai ilgo bandymo cikline apkrova, buvo padidėjęs betono stipris (Koch ir Blazs 1992).

Rehm ir Eligehausen (1979) pirmieji pasiūlė armatūros slinkties priklausomybę nuo apkrovos ciklų skaičiaus, veikiant vienos krypties pastovios amplitudės ciklinei apkrovai, kuri vėliau pritaikyta Model Code 2010 normose:

$$s_N = s_0 \cdot (1 + k_N), \quad (1.6)$$

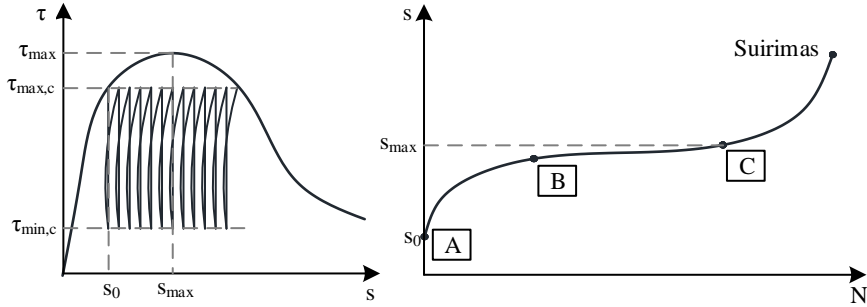
$$k_N = (1 + N)^b - 1, \quad (1.7)$$

$$s_N = s_0 \cdot (1 + N)^b, \quad (1.8)$$

čia  $s_N$  – armatūros slinktis po  $N$  apkrovos ciklų skaičiaus,  $s_0$  – pradinė armatūros slinktis prieš ciklinę apkrovą (po pirmojo apkrovimo),  $k_N$  ir  $b$  – armatūros slinkties dinaminiai koeficientai,  $N$  – apkrovos ciklų skaičius.

Veikiant vienos krypties pastovios amplitudės ciklinei apkrovai, armatūros slinkties priklausomybės nuo apkrovos ciklų skaičiaus grafikas turi tris stadijas (1.8 pav.): pirmojoje stadijoje pirmųjų apkrovos ciklų metu armatūros slinktis vystosi greičiau (A–B); antrojoje stadijoje armatūros slinkties didėjimas yra pastovus (B–C); trečiojoje stadijoje armatūros slinktis greitai didėja iki betono ir armatūros kontakto suardymo (strypo ištraukimo iš betono). Nustatyta, kad antrosios stadijos, kurioje armatūros slinkties didėjimas yra tiesinis, pabaigoje (taškas C) pasiekiami slinktis, atitinkanti statinio bandymo sukibties stiprį ( $\tau_{max}$ ) (Balazs 1991). Tokia elgsena pasireiškia nepriklausomai nuo ciklinės apkrovos intensyvumo ( $\eta = \tau_{max,c}/\tau_{max}$ ) ir apkrovos ciklų skaičiaus. Pasiekus armatūros

slinktį atitinkančią  $\tau_{max}$ , įvyksta suirimas, todėl ši riba yra saugi, veikiant ciklinei apkrovai.



**1.8 pav.** Armatūros slinktis, veikiant ciklinei apkrovai  
**Fig. 1.8.** Slip of reinforcement under cyclic loading

**1.3 lentelė.** Dinaminis koeficientas  $b$  rumbuotai armatūrai  
**Table 1.3.** Dynamic coefficient  $b$  for deformed bars

Autorius	Rezultatai
Rehm ir Eligehausen (1979), Model Code 2010	$b = 0,107$
Koch ir Balazs (1993)	$b = 0,131, \tau_{max,c} \leq 0,7\tau_{max}$ $b = 0,170, \tau_{max,c} \approx 0,8\tau_{max}$
Balazs <i>et al.</i> (1994)	$b = 0,119, \tau_{max,c} \leq 0,5\tau_{max}$
Sippel (1996)	$b = 0,110, \tau_{max,c} < 0,45\tau_{max}$ $b = 0,35(\tau_{max,c}/\tau_{max}) - 0,05, \tau_{max,c} \geq 0,45\tau_{max}$
Oh ir Kim (2007a)	$b = 0,098$ $b = 0,114, \tau_{max,c} \approx 0,75\tau_{max}$
Zanuy <i>et al.</i> (2010, 2013)	$b = 0,107, \tau_{max,c} < 0,51\tau_{max}$ $b = 0,447(\tau_{max,c}/\tau_{max})^{2,132}, \tau_{max,c} > 0,51\tau_{max}$

Literatūroje sutinkamos (Rehm ir Eligehausen 1979; Koch ir Balazs 1993; Balazs *et al.* 1994; Sippel 1996; Oh ir Kim 2007a; Zanuy *et al.* 2010, 2013) skirtingos dinaminio koeficiento ( $b$ ) reikšmės rumbuotos armatūros strypų slinkties nuo apkrovos ciklų skaičiaus priklausomybei aprašyti. Rehm ir Eligehausen (1979) pasiūlė bendrą koeficiento  $b = 0,107$  reikšmę, nepriklausomai nuo sukibties įtempimų intensyvumo ciklinės apkrovos veikimo metu, kuri buvo

pritaikyta Model Code 2010 normose. Kitų autorių pasiūlytos koeficiento  $b$  reikšmės rumbuotai armatūrai, priklausančios nuo sukibties įtempių lygio, pateiktos 1.3 lentelėje.

Dauguma armatūros sukibties tyrimų, veikiant ciklinei apkrovai, atlikti bandant lygius (Verderame *et al.* 2009) arba rumbuotus armatūros strypus (Rehm ir Eligehausen 1979; Balazs 1991; Oh ir Kim 2007a; Lindorf *et al.* 2009; Lindorf ir Curbach 2011). Literatūroje mažai sutinkama septynių vijų lynų sukibties tyrimų ir nėra atlikta trijų vijų lynų sukibties tyrimų, veikiant ciklinei apkrovai.

### 1.3. Iš anksto įtemptojo gelžbetonio lenkiamųjų elementų plyšio pločio skaičiavimo metodai

#### 1.3.1. Statinės apkrovos sukeltas plyšio plotis

Plyšio pločio skaičiavimas yra paremtas betono ir armatūros deformacijų tarp plyšių vertinimu:

$$w = \int_{l_t} (\varepsilon_s - \varepsilon_c) dx, \quad (1.9)$$

čia  $l_t$  – įtempių perdavimo ilgis,  $\varepsilon_s$  – armatūros deformacijos įtempių perdavimo ilgyje  $l_t$ ,  $\varepsilon_c$  – betono deformacijos.

Sukibties įtempių ir armatūros slinkties priklausomybė gali būti panaudota nagrinėjant gelžbetoninių konstrukcijų įtempių pasiskirstymą ir pleišėjimą. Tam sudaromos pusiausvyros ir darnos lygtys labai mažame tiriamo elemento ilgyje ir įvertinamos kraštinės sąlygos (1.9 pav.).

Armatūrą veikianti tempiamoji jėga per sukibtį palaipsniui perduodama ją supančiam betonui įtempių perdavimo ilgyje  $l_t$ . Įtempių perdavimo ilgio gale, atstumu  $l_t$  nuo plyšio ( $x = 0$ ), armatūros slinktis lygi nuliui ( $\varepsilon_s = \varepsilon_c$ ). Armatūros slinktis didėja įtempių perdavimo ilgyje ir plyšio vietoje pasiekia didžiausią reikšmę, todėl plyšio plotis gali būti apskaičiuojamas taip:

$$w = 2 \cdot s_{(x=l_t)}. \quad (1.10)$$

Nykstamai mažame tempiamojo elemento ilgyje  $dx$  pusiausvyra tarp betono ir armatūros aprašoma diferencialinėmis lygtimis:

$$\text{Armatūrai: } \tau \cdot U_s \cdot dx = d\sigma_s \cdot A_s,$$

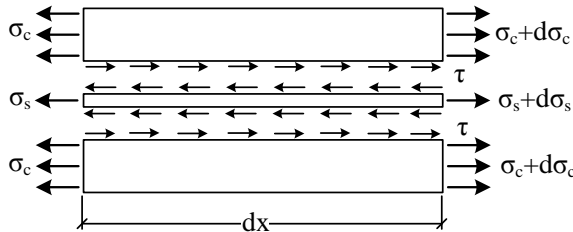
$$\frac{d\sigma_s}{dx} = \tau \cdot \frac{U_s}{A_s}. \quad (1.11)$$



Betonui:  $\tau \cdot U_s \cdot dx = -d\sigma_c \cdot A_c$ ,

$$\frac{d\sigma_c}{dx} = -\tau \cdot \frac{U_s}{A_c}, \quad (1.12)$$

čia  $U_s$  – armatūros skerspjūvio perimetras,  $\sigma_s$  ir  $\sigma_c$  – įtempiai armatūroje ir betone,  $A_s$  ir  $A_c$  – armatūros ir betono skerspjūvio plotai.



**1.9 pav.** Armatūros ir betono sukibtį apibūdinantis elementarusis ruožas  
**Fig. 1.9.** Elementary zone describing bond between reinforcement and concrete

Armatūros slinktis betono atžvilgiu yra išreiškiama skirtumu tarp armatūros ( $u_s$ ) ir betono ( $u_c$ ) poslinkių:

$$s = u_s - u_c. \quad (1.13)$$

Padarius prielaidą, kad betono tarp plyšių ir armatūros elgsena yra tampri, galima užrašyti poslinkių darnos lygtį betonui ir armatūrai:

$$\frac{ds}{dx} = \frac{du_s}{dx} - \frac{du_c}{dx} = \varepsilon_s - \varepsilon_c = \frac{\sigma_s}{E_s} - \frac{\sigma_c}{E_c}, \quad (1.14)$$

čia  $\varepsilon_s$  ir  $\varepsilon_c$  – armatūros ir betono deformacijos,  $E_s$  ir  $E_c$  – armatūros ir betono tampumo moduliai.

Toliau diferencijuojant ir į (1.14) lygtį įstačius (1.11) ir (1.12), gaunama antros eilės diferencialinė lygtis:

$$\frac{d^2s}{dx^2} = \tau \cdot \frac{U_s}{E_s \cdot A_s} + \tau \cdot \frac{U_s}{E_c \cdot A_c}. \quad (1.15)$$

Pertvarkius:

$$s'' = \frac{\tau \cdot U_s \cdot (1 + \alpha_e \cdot \rho)}{E_s \cdot A_s} = \frac{4 \cdot \tau \cdot (1 + \alpha_e \cdot \rho)}{\varnothing_n \cdot E_s}, \quad (1.16)$$

čia  $\varnothing_n$  – vardinis armatūros skersmuo,  $\alpha_e$  – armatūros ir betono tamprumo modulių santykis ( $E_s/E_c$ ),  $\rho$  – armavimo koeficientas ( $A_s/A_c$ ).

(1.16) lygtis yra vietinių sukibties įtempių ir vietinės armatūros slinkties diferencialinė lygtis (Balazs 1993). Iš šios lygties matyti, kad armatūros ir betono tamprumo moduliai, armavimo koeficientas ir armatūros skersmuo yra vieni iš faktorių, užtikrinančių sukibtį tarp betono ir armatūros.

Į (1.16) lygtį įstačius Model Code 2010 pateiktą sukibties įtempių ir armatūros slinkties priklausomybę (1.1), gauname tokią lygtį:

$$s'' = \frac{4 \cdot (1 + \alpha_e \cdot \rho)}{\varnothing_n \cdot E_s} \cdot \frac{\tau_{\max}}{s_1^\alpha} \cdot s^\alpha. \quad (1.17)$$

Kai armatūros ir betono deformacijos yra vienodos ( $\varepsilon_s = \varepsilon_c$ ), tuomet armatūros slinktis betono atžvilgiu nepasireiškia ir gali būti vertinamos tokios kraštinės sąlygos:  $s_{(x=0)} = s'_{(x=0)} = 0$  (1.10 pav.). Išsprendus (1.17) lygtį ir įvertinus kraštinės sąlygas, Balazs (1993) ir Farra (1995) gavo tokią plyšio pločio skaičiavimo išraišką:

$$w = 2 \cdot s_{(x=L_t)} = 2 \cdot \left( \frac{s_1^\alpha \cdot \varnothing_n \cdot (1 + \alpha) \cdot \sigma_{sr}^2}{8 \cdot (1 + \alpha_e \cdot \rho_{s,eff}) \cdot \tau_{\max} \cdot E_s} \right)^{\frac{1}{(1+\alpha)}}, \quad (1.18)$$

čia  $\sigma_{sr}$  – įtempiai armatūroje ties plyšiu.

Jei pirmoji armatūros slinkties išvestinė nelygi nuliui (stabilių plyšių stadijoje) arba įtempiai betone ties plyšiu yra nelygūs nuliui (dėl kontakto tarp plyšio paviršių), tuomet antros eilės diferencialinės lygties sprendinio nėra ir reikia taikyti sudėtingesnius skaitinius metodus.

Europos projektavimo normose, skaičiuojant plyšio plotį, armatūros sukibties įtempių ir slinkties priklausomybė neivertinama. Plyšio pločio skaičiavimo formulė paremta armatūros ir ją supančio betono vidutinių deformacijų skirtumu (LST EN 1992-1-1):

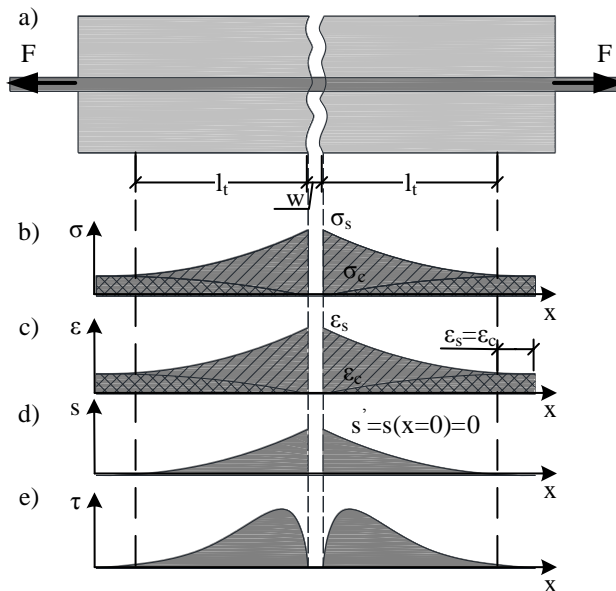
$$w = s_{r,max} \cdot (\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm}), \quad (1.19)$$

čia  $s_{r,max}$  – didžiausias atstumas tarp plyšių,  $\varepsilon_{sm}$  ir  $\varepsilon_{cm}$  – vidutinės armatūros ir betono deformacijos tarp plyšių.

Skirtumas tarp vidutinių armatūros ir jį supančio betono deformacijų:

$$\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm} = \frac{\sigma_s - k_t \cdot \frac{f_{ct,eff}}{\rho_{s,eff}} \cdot (1 + \alpha_e \cdot \rho_{s,eff})}{E_s} \geq 0,6 \cdot \frac{\sigma_s}{E_s}, \quad (1.20)$$

čia  $\sigma_s$  – įtempiai armatūroje,  $\alpha_e$  – armatūros ir betono tamprumo modulių santykis  $\alpha_e = E_s/E_c$ ,  $\rho_{s,eff}$  – tempiamosios betono zonos efektyvusis armavimo koeficientas  $\rho_{s,eff} = A_s/A_{c,eff}$ ,  $k_t$  – koeficientas priklausantis nuo apkrovos ilgalaikiškumo:  $k_t = 0,6$  trumpalaikiai apkrovai,  $k_t = 0,4$  ilgalaikiai apkrovai,  $f_{ct,eff}$  – betono tempiamasis stipris plyšio atsiradimo metu.



**1.10 pav.** Tempiamas elementas: a), įtempių b) ir deformacijų c) pasiskirstymas betone ir armatūroje, armatūros slinkties d) ir sukibties įtempių e) pasiskirstymas elemento ilgyje  
**Fig. 1.10.** Tension element a), stress b) and strain c) distribution in concrete and reinforcement, slip of reinforcement d) and bond stress e) distribution through element length

Didžiausias atstumas tarp plyšių:

$$s_{r,max} = k_3 \cdot c + k_1 \cdot k_2 \cdot k_4 \cdot \varnothing_n / \rho_{s,eff}, \quad (1.21)$$

čia  $c$  – betono apsauginio sluoksnio storis,  $k_1 = 0,8$  ir  $k_1 = 1,6$  – rumbuotiems ir lygiems strypams arba lynams,  $k_2 = 0,5$  ir  $k_2 = 1,0$  – lenkiamiesiems ir tempiamiesiems elementams,  $\emptyset_n$  – vardinis armatūros skersmuo,  $k_3 = 3,4$ ,  $k_4 = 0,425$ .

Model Code 2010 normose plyšio pločio skaičiavimas atliekamas įvertinant betono traukumo deformacijas ir įtempių perdavimo ilgį:

$$w = 2 \cdot l_{s,\max} \cdot (\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm} - \varepsilon_{sh}), \quad (1.22)$$

čia  $l_{s,\max}$  – ilgis, kuriame įvyksta armatūros slinktis,  $\varepsilon_{sh}$  – betono traukumo deformacijos.

Skirtumas tarp vidutinių armatūros deformacijų ir jų supančio betono deformacijų:

$$\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm} - \varepsilon_{sh} = \frac{\sigma_s - \beta \cdot \frac{f_{ctm}}{\rho_{s,eff}} \cdot (1 + \alpha_e \cdot \rho_{s,eff})}{E_s} + \eta_r \cdot \varepsilon_{sh}, \quad (1.23)$$

čia  $\beta = k_t$ ,  $f_{ctm} = f_{ct,eff}$ ,  $\eta_r$  – koeficientas, įvertinantis betono traukumą  $\eta_r = 0$ , kai apkrova yra trumpalaikė.

Ilgis, kuriame pasireiškia armatūros slinktis:

$$l_{s,\max} = k \cdot c + \frac{1}{4} \cdot \frac{f_{ctm}}{\tau_m} \cdot \frac{\emptyset_n}{\rho_{s,eff}}, \quad (1.24)$$

čia  $k$  – empirinis koeficientas, įvertinantis betono apsauginio sluoksnio poveikį  $k = 1,0$ ,  $\tau_m$  – vidutiniai sukibties įtempiai tarp betono ir armatūros  $\tau_m = 1,8 \cdot f_{ctm}(t)$  veikiant trumpalaikiai apkrovai.

### 1.3.2. Ciklinės apkrovos sukeltamas plyšio plotis

Yra pasiūlyta daug statinės apkrovos sukeltamo plyšio pločio skaičiavimo metodų, tačiau tik keletas iš jų yra pritaikyti ciklinės apkrovos sukeltam plyšio pločiui skaičiuoti.

Lovegrove ir Din (1982) pasiūlė empirinę plyšio pločio skaičiavimo išraišką, kuri yra pradinio plyšio pločio ir apkrovos ciklų skaičiaus funkcija:

$$w_N = w_1 \cdot (0,382 - 0,0227 \cdot \log N) \cdot \log N, \text{ kai } 10^5 \leq N \leq 10^8, \quad (1.25)$$

čia  $w_1$  – pradinis plyšio plotis po pirmo apkrovimo,  $N$  – apkrovos ciklų skaičius.

Balaguru ir Shah (1982) pasiūlė pusiau analitinę plyšio pločio skaičiavimo formulę, veikiant ciklinei apkrovai, kuri yra apkrovos ciklų skaičiaus ir skirtumo tarp armatūros ir betono deformacijų funkcija:

$$w_N = w_1 \cdot \frac{c_2 \cdot (\varepsilon_{s,N} - \varepsilon_{c,N}) \cdot \left( \frac{h - x_N}{d - x_N} \right)}{c_1 \cdot (\varepsilon_s - \varepsilon_c) \cdot \left( \frac{h - x}{d - x} \right)} =$$

$$= w_1 \cdot \frac{c_2}{c_1} \cdot \left( 1 + 1,22 \cdot \left( \frac{\log N}{7} \right)^2 \right) \cdot \frac{\left( \frac{h - x_N}{d - x_N} \right) \cdot \varepsilon_{s,N}}{\left( \frac{h - x}{d - x} \right) \cdot \varepsilon_s}, \quad (1.26)$$

čia  $c_1$  ir  $c_2$  – koeficientai, įvertinantys sukibties savybes,  $\varepsilon_s$  ir  $\varepsilon_{s,N}$  – armatūros deformacijos, veikiant statinei ir ciklinei apkrovoms,  $x$  ir  $x_N$  – gniuždomosios zonos aukštis, veikiant statinei ir ciklinei apkrovoms,  $h$  ir  $d$  – skerspjūvio ir naudingasis aukščiai. Gelžbetoniniams lenkiamiesiems elementams Balaguru ir Shah (1982) siūlo  $c_2/c_1 = 1,2$ . Tačiau priimant pastovų santykį ir veikiant mažam apkrovos ciklų skaičiui, gali būti gaunamas padidintas plyšio plotis.

Skaičiuojant plyšio plotį pagal Model Code 2010, yra įvertinamos betono traukumo deformacijos bei skaičiuojamas įtempių perdavimo ilgis. Apkrovos ilgalaikiškumas įvertinamas koeficientu  $\beta$ , todėl plyšio plotis po ciklinės apkrovos poveikio apskaičiuojamas:

$$w_N = w_1 \cdot \left( \frac{\varepsilon_s - \beta_N \cdot \varepsilon_{sr} - \varepsilon_{sh}}{\varepsilon_s - \beta \cdot \varepsilon_{sr} - \varepsilon_{sh}} \right) = w_1 \cdot \left( \frac{\varepsilon_s - 0,4 \cdot \varepsilon_{sr} - \varepsilon_{sh}}{\varepsilon_s - 0,6 \cdot \varepsilon_{sr} - \varepsilon_{sh}} \right), \quad (1.27)$$

čia  $\beta$  – empirinis koeficientas, įvertinantis vidutines deformacijas:  $\beta = 0,6$  trumpalaikiai apkrovai,  $\beta = 0,4$  ilgalaikiai arba ciklinei apkrovai stabilių plyšių stadijoje,  $\varepsilon_s$  – armatūros deformacijos ties plyšiu,  $\varepsilon_{sr}$  – didžiausios armatūros deformacijos ties plyšiu plyšių vystymosi stadijoje.

Europos projektavimo normose (LST EN 1992-1-1) plyšio plotis skaičiuojamas panašiai kaip Model Code 2010, tik nevertinamas betono traukumas ir vertinamas atstumas tarp plyšių. Plyšio plotis po ciklinės apkrovos poveikio gali būti apskaičiuojamas pagal tokią formulę:

$$w_N = w_1 \cdot \left( \frac{\varepsilon_s - k_{t,N} \cdot \varepsilon_{sr}}{\varepsilon_s - k_t \cdot \varepsilon_{sr}} \right) = w_1 \cdot \left( \frac{\varepsilon_s - 0,4 \cdot \varepsilon_{sr}}{\varepsilon_s - 0,6 \cdot \varepsilon_{sr}} \right), \quad (1.28)$$

čia  $k_t$  – nuo apkrovimo trukmės priklausantis koeficientas:  $k_t = 0,6$  kai apkrova trumpalaikė,  $k_t = 0,4$  kai apkrova ilgalaikė,  $\varepsilon_{sr}$  – deformacijos armatūroje plyšio atsivėrimo metu.

Betono valkšnumo deformacijos dėl ciklinės apkrovos nevertinamos. Atstumas tarp plyšių priimamas pastovus ir nepriklausantis nuo apkrovos ciklų skaičiaus.

Oh ir Kim (2007b) pasiūlė ciklinės apkrovos sukeliama plyšio pločio skaičiavimo metodiką, įvertinančią armatūros sukibties įtempių ir slinkties priklausomybės kitimą.

Sukibties įtempiai, veikiant ciklinei apkrovai, vystosi tada, kai armatūros slinktis viršija liekamąjį poslinkį. Grynoji armatūros slinktis aprašoma bendros ( $s$ ) ir liekamosios ( $s_r$ ) slinkties skirtumu (slinkties pokytis):

$$\Delta s = s - s_r . \quad (1.29)$$

Plyšio plotis yra lygus suminei armatūros slinkčiai iš abiejų plyšio pusių, todėl pirmiausia reikia nustatyti armatūros poslinkio plyšyje prieaugį  $N$ -ajame apkrovimo cikle, kuris gali būti išreikštas:

$$\Delta s(l_{iN}) = s_1 \cdot \left( \frac{\tau_{l_i(N)}}{\tau_{\max}} \right)^{\alpha_N} , \quad (1.30)$$

čia  $\alpha_N$  – sukibties įtempių ir armatūros slinkties formos koeficientas po  $N$  apkrovos ciklų skaičiaus.

Po  $N$  apkrovos ciklų skaičiaus sumuojami kiekvieno apkrovos ciklo metu atsiradę armatūros poslinkių prieaugiai plyšyje. Armatūros poslinkių plyšyje prieaugių suma dauginama iš dviejų ir apskaičiuojamas plyšio plotis.

## 1.4. Pirmojo skyriaus išvados ir disertacijos uždavinių formulavimas

1. Rytų Europoje eksploatuojamų pabėgių dažniausiai pasitaikanti irimo vieta yra pabėgio bėgvietės sekcija ir armatūros inkaravimo zona. Vienas iš labai svarbių veiksnių yra temperatūros ir drėgmės svyravimai, todėl dažnai tenka įvertinti drėgmės bei šalčio poveikio įtaką pabėgių pažaidoms.
2. Atlikus literatūros analizę nustatyta, kad yra sukurta ir pasiūlyta nemažai sukibties įtempių ir armatūros slinkties priklausomybė

aprašančių modelių, kurie įvertina įvairius sukibtį lemiančius parametrus. Vienas iš paprasčiausių ir plačiausiai naudojamų yra Model Code 2010 pateiktas armatūros sukibtį aprašantis modelis. Kaip ir dauguma kitų modelių, jis aprašo rumbuotos armatūros sukibties įtempį ir slinkties priklausomybę, tačiau tyrimų apie plieniniams trijų vijų lynams taikomus sukibties parametrus nerasta.

3. Nustatyta, kad gelžbetoninių elementų, veikiamų ciklinės apkrovos, lynų ir betono sukibties tyrimų yra nedaug. Trijų vijų plieninių lynų, naudojamų iš anksto įtemptojo gelžbetonio konstrukcijose, sukibties tyrimų, veikiant ciklinei apkrovai ir šalčiui bei drėgmei, nerasta. Ciklinių apkrovų ir šalčio bei drėgmės įtaka labai svarbi iš anksto įtemptojo gelžbetonio lenkiamųjų elementų armatūros inkaravimo zonos elgsenai, ypač tai svarbu lyninės armatūros sukibčiai. Norint įvertinti armatūros inkaravimo zonos elgseną, būtina kuo tiksliau įvertinti armatūros sukibtį apibūdinančius parametrus (tangentiniai įtempiai, armatūros slinktis).
4. Vienas iš faktorių, labiausiai lemiančių gelžbetoninių elementų plyšio plotį, yra armatūros ir betono sukibtis, ypač tai svarbu lyninei armatūrai. Norint tiksliau apskaičiuoti plyšio plotį, reikia nustatyti naudojamos armatūros netiesinę sukibties įtempį ir slinkties priklausomybę aprašančius parametrus.

Remiantis atliktos literatūros analizės rezultatais, suplanuoti eksperimentiniai tyrimai, kurių pagrindinis tikslas – nustatyti statinės ir ciklinės apkrovų bei šalčio ir drėgmės poveikį trijų vijų plieninio lyno sukibčiai bei iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių pleišėjimui ir deformacijoms, taip pat nustatyti pabėgių eksploatuotų natūralioje aplinkoje pažaidų priežastis. Darbe numatoma pasiūlyti statinės ir ciklinės apkrovos veikiamų iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementų, armuotų trijų vijų plieniniais lynais, plyšio pločio skaičiavimo metodą.





---

## Armatūros inkaravimo zonos eksperimentiniai tyrimai

Šiame skyriuje aprašomi iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių bei juose naudojamų plieninių trijų vijų lynų eksperimentiniai tyrimai ir jų rezultatai. Pirmajame poskyryje aprašoma eksperimentinių tyrimų programa ir tirti bandiniai. Antrajame poskyryje pateiktos bandiniams naudotų medžiagų mechaninės savybės. Trečiajame poskyryje pateikiami trijų vijų plieninio lyno sukibties bandymų rezultatai, veikiant statinei ir ciklinei apkrovoms. Ketvirtajame poskyryje tirta statinės ir ciklinės apkrovų bei atmosferos poveikių įtaka iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių pleišėjimui ir deformacijoms.

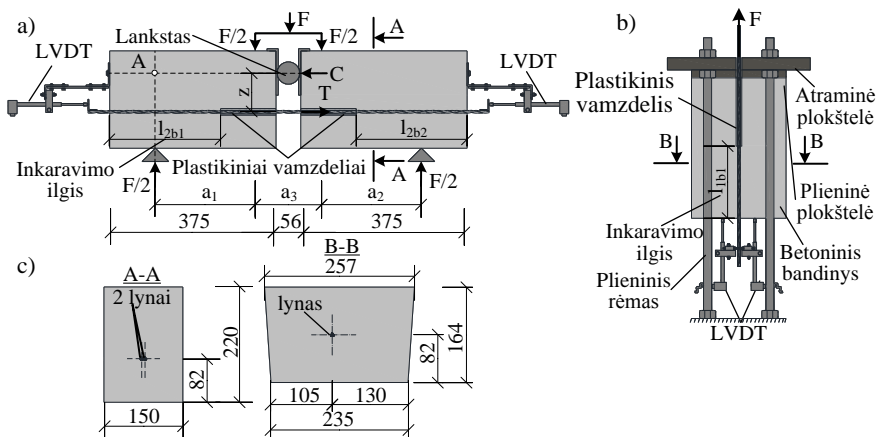
Šiame skyriuje pateikta medžiaga buvo paskelbta straipsniuose (Jokūbaitis *et al.* 2014; Jokūbaitis *et al.* 2016a; Jokūbaitis *et al.* 2016b; Jokūbaitis *et al.* 2016c).

## 2.1. Armatūros inkaravimo zonos eksperimentinė programa

### 2.1.1. Bandinių aprašymas

Laboratorijoje atlikti iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių, armuotų trijų vijų plieniniais lynais, tyrimai. Nustatytos trijų vijų lyno sukibties charakteristikos, atliekant ištraukimo iš betono ir lenkimo bandymus.

**Sukibties bandiniai.** Atlikti dviejų tipų sukibties bandinių tyrimai: bandinių su sudvejintais lynais lenkiant (2.1 pav., a) ir vieno lyno ištraukimo iš betono bandinių (2.1 pav., b). Armatūros ištraukimo iš betono bandiniai armuoti vienu 6,8 mm vardinio skersmens trijų vijų plieniniu lynu su įspaudais, kurio inkaravimo ilgis  $l_{1b} = 180$  mm. Bandinio aktyviajame gale eliminuota sukibties tarp lyno ir betono įdėjus 170 mm ilgio plastikinį vamzdelį. Bandiniai pagaminti gamykloje, ilgame stende, pabėgių formos klojiniuose, todėl bandinių su vienu lynu skerspjūvis yra trapecijos formos. Prieš bandinių betonavimą lynas įtemptas pradinė jėga, sudaranti 70 % lyno tempiamojo stiprio ( $0,7f_p$ ). Kiekvieno bandinio gale, kuriame eliminuota lyno sukibties su betonu (plastikinis vamzdelis), buvo plieninis inkaras, suvaržantis išankstinės įtempimo jėgos perdavimą bandiniui. Plieninis inkaras rėmėsi į 20 mm storio metalinę plokštelę. Bandinio gale, kuriame lynas sukibęs su betonu, išankstinio įtempimo jėga perduota bandiniui.

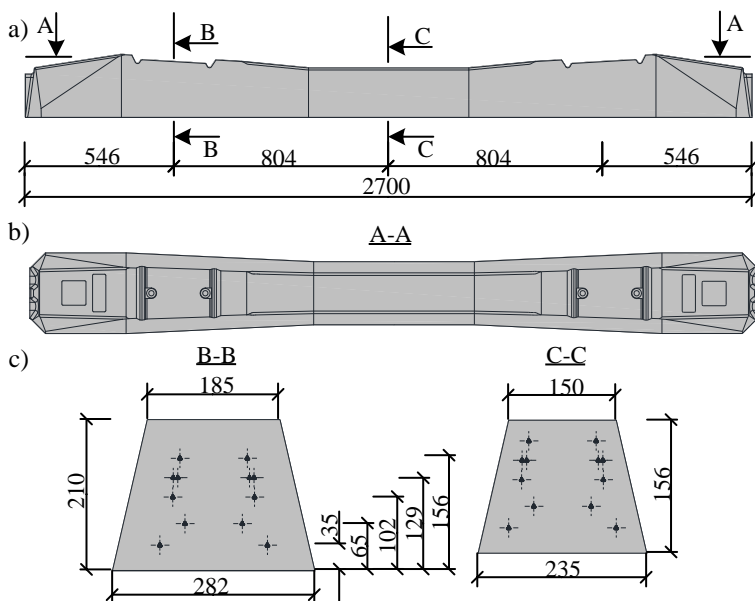


**2.1 pav.** Armatūros ir betono sukibties bandiniai: a) bandinys su sudvejintais lynais; b) bandinys su vienu lynu; c) bandinių skerspjūviai

**Fig. 2.1.** Specimens for the bond between reinforcement and concrete:

a) beam specimen; b) pullout specimen; c) cross-sections of the specimens

Bandiniai su sudvejintais lynais taip pat pagaminti pabėgių gamyloje. Šiam bandymui reikalinga taisyklinga bandinio forma, todėl pabėgių gamybos stende buvo sumontuoti laikini klojiniai, kurie leido pagaminti stačiakampio skerspjūvio bandinius. Bandiniai armuoti 3 mm skersmens lygios skersinės armatūros karkasu (tinkleliu) ir dviem 6,8 mm vardinio skersmens trijų vijų plieniniais lynais su įspaudais, kurie išdėstyti horizontaliai vienas šalia kito. Laisvuose bandinio galuose lynų inkaravimo ilgis –  $l_{2b1} = l_{2b2} = 250$  mm. Bandinio viduryje lynų sukibtis eliminuota 125 mm ilgio plastikiniais vamzdeliais. Šiuose bandiniuose abu lynai iš anksto įtempti pradine įtempimo jėga, sudarančia 70 % lyno tempiamojo stiprio ( $0,7f_p$ ). Betonui pasiekus reikiamą gniuždomąjį stiprį ( $f_c = 0,6f_{ck,cube}$ ), iš anksto įtempti lynai nupjauti ir išankstinio įtempimo jėga perduota elementu galuose. Sukibties bandiniai gaminti laikantis tų pačių gamybos technologinių procesų, kaip ir pabėgių gamybos metu.

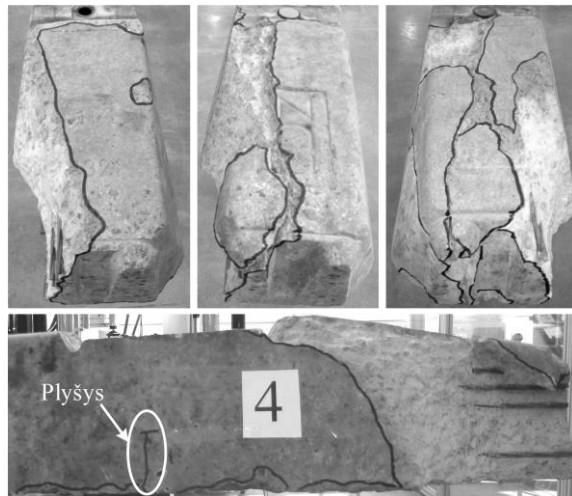


2.2 pav. Iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgiai: a) vaizdas iš šono; b) vaizdas iš viršaus; c) pabėgio skerspjūviai

Fig. 2.2. Prestressed concrete sleepers: a) side view; b) top view; c) cross-sections of the sleeper

**Pabėgiai.** Laboratorijoje atlikti neekspluatuotų ir ekspluatuotų (pažeistų) pabėgių tyrimai. Iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgiai pagaminti gamyloje

laikantis gamybos technologinių procesų. Pabėgiai armuoti dvylika iš anksto įtemptais trijų vijų plieniniais lynais su įspaudais (2.2 pav.). Pabėgių laikomoji galia, veikiant teigiamam ir neigiamam lenkimo momentui, turi būti užtikrinta tiek bėgvietės sekcijoje, tiek pabėgio viduryje, todėl lynai yra išdėstyti visame skerspjūvio aukštyje. Pabėgiai 129 mm nuo bėgvietės sekcijos apačios armuoti sudvejintais lynais (2.2 pav., c). Gamybos stende lynai įtempti pradine jėga, sudaranti 70 % lino tempiamojo stiprio ( $0,7f_p$ ). Tuomet automatizuota mašina į pabėgių formas klojinius pila betoną. Užpylus betoną, stendas iš apačios pakaitinamas ir pagreitinamas betono kietėjimo procesas. Kaitinimas vyksta palaiptams keliant temperatūrą (iki 40–45 °C) ir pasiekus aukščiausią tašką temperatūra yra išlaikoma. Pasiekus betono gniuždomąjį stiprį  $f_c = 0,6f_{ck,cube}$ , armatūra buvo nupjauta.



**2.3 pav.** Eksploatuotų pabėgių galų pažeidimas  
**Fig. 2.3.** Damaged ends of exploited sleepers

Visi pabėgiai pagaminti tuo pačiu metu, toje pačioje gamykloje, naudojant vienodą gamybos technologiją. Dalis tirtų pabėgių buvo trejus metus eksploatuoti geležinkelyje, kiti pabėgiai tiek pat laiko buvo sandėliuoti gamyklos teritorijoje. Atlikus vizualinę pabėgių apžiūrą, nustatyta, kad kai kurių eksploatuotų pabėgių armatūros inkaravimo zona yra pažeista: supleišęję pabėgių galai, nuskilęs betonas, atidengta armatūra (2.3 pav.). Kiekvieno pabėgio bėgvietės sekcijoje atsivėręs liekamasis plyšys, kuris vystosi nuo pabėgio apačios link bėgio tvirtinimo vietos. Pagal LST EN 13230-1:2011, liekamasis pabėgių plyšio plotis turi būti matuojamas 15 mm nuo bėgvietės skerspjūvio apačios. Liekamojo plyšio plotis bėgvietės sekcijos apačioje yra 0,02–0,06 mm, o 15 mm nuo

apačios – 0,005–0,03 mm. Plyšio aukštis apytiksliai lygus pusei pabėgio aukščio ties bėgvietės centru (2.3 pav.).

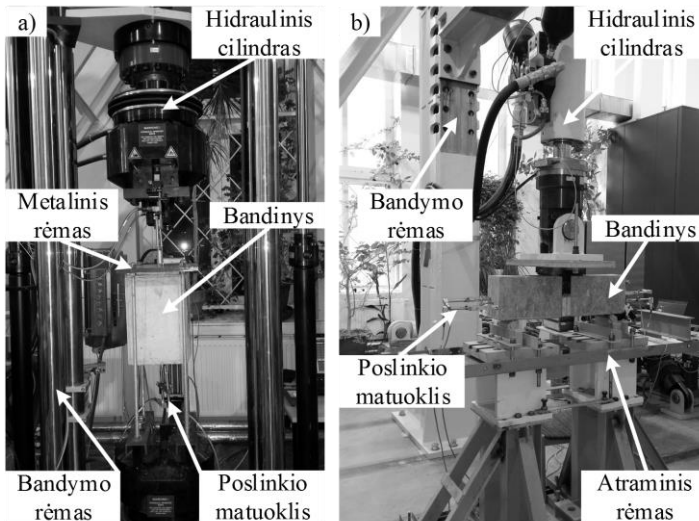
Iš anksto įtemptų gelžbetoninių elementų galuose, atleidžiant armatūrą, pasireiškia jos slinktis (įsitraukimas). Armatūros įsitraukimas gaminio galuose lemia sukibties tarp armatūros ir betono pažeidimo lygį ir armatūros inkaravimo zonos ilgį (Jokūbaitis *et al.* 2014). Neeksploatuotų pabėgių galuose buvo išmatuotas lynų įsitraukimas į betoną. Nustatyta, kad vidutinė lynų slinkties, atleidus armatūrą, reikšmė 0,40 mm ir didžiausia reikšmė 0,81 mm neviršija pagal LST EN 13369:2013 standarto rekomendacijas nustatytos ribinės slinkties 1,3 mm. Atlikus vizualinę ir mikroskopinę neeksploatuotų pabėgių apžiūrą, nustatyta, kad kai kurių pabėgių galuose aplink armatūrą yra mikroplyšiai. Panašių pažeidimų nebuvo aptikta eksploatuotų ir neeksploatuotų pabėgių vidurinėje dalyje, todėl buvo atlikti bėgių atraminės zonos tyrimai.

### 2.1.2. Bandymų metodika

**Armatūros sukibties su betonu bandymai.** Sukibties bandiniai (2.1 pav.) bandyti veikiant statinei ir vienos krypties ciklinei apkrovai. Bandinių su vienu lynu tyrimai atlikti naudojant servohidraulinę universalią bandymo mašiną LFV 600 HH tiesioginio tempimo būdu (2.1 pav., b ir 2.4 pav., a), o bandiniai su sudvejintais lynais bandyti naudojant universalų bandymo rėmą PLF 2MN pagal keturių taškų lenkimo schemą (2.1 pav., a ir 2.4 pav., b). Statinio bandymo metu bandinys apkraunamas kontroliuojant preso galvos poslinkį pastoviu 0,01 mm/s greičiu. Dinaminis bandymas atliktas kontroliuojant veikiančią jėgą:

- Pirmajame bandymo etape pastoviu 0,5 kN/s greičiu bandinys apkraunamas iki viršutinės ciklinės apkrovos ribos ( $F_{max.c}$ ).
- Antrajame etape tokiu pačiu greičiu bandinys nukraunamas iki apatinės ciklinės apkrovos ribos ( $F_{min.c}$ ).
- Trečiajame etape bandinys apkraunamas sinusoidės formos pastovios amplitudės cikline apkrova 2 Hz dažniu.
- Ketvirtajame etape, pasiekus tam tikrą apkrovos ciklų skaičių ( $N = 1\ 000, 10\ 000, 100\ 000$ ), bandinys nukraunamas pastoviu 0,5 kN/s greičiu ir išbandomas statine apkrova kontroliuojant poslinkį pastoviu 0,01 mm/s greičiu.

Laisvajame lyno gale slinktis betono atžvilgiu matuota skaitmeniniu poslinkio matuokliu (LVDT), kurio tikslumas – 0,001 mm. Bandiniuose su vienu lynu laisvojo galo slinktis matuota dviem LVDT matuokliais ir vertintas gauto poslinkio vidurkis. Bandiniuose su sudvejintais lynais kiekvieno lyno galo slinktis matuota vienu LVDT matuokliu.



**2.4 pav.** Sukibties bandymai: a) bandinio su vienu lynu; b) bandinio su sudvejintais lynais

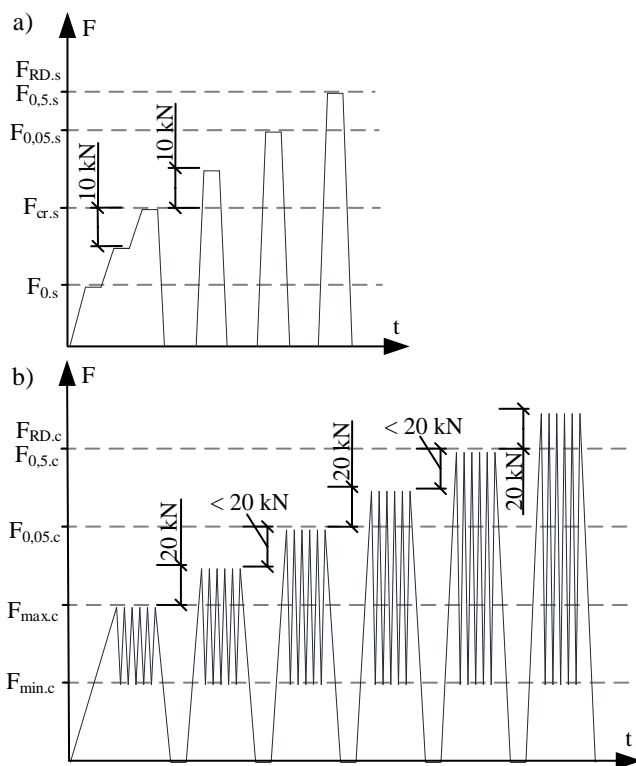
**Fig. 2.4.** Bond tests: a) pullout; b) bending

**Pabėgių bandymai.** Iš anksto įtemptojo gelžbetonio vienblokių pabėgių bandymai atlikti vadovaujantis LST EN 13230-1:2011 ir LST EN 13230-2:2010 standartais. Tyrimų objektas buvo bėgių atraminė zona (bėgvietės sekcija), todėl tikrinant pabėgių tinkamumą eksploatuoti, atliekami statiniai ir dinaminiai bandymai bėgvietės sekcijoje.

Atsižvelgiant į LST EN 13230 standarto nurodymus, statine apkrova bandomas vienblokis iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgis turi tenkinti tris kontrolines apkrovas:

- pleišėjimo apkrova ( $F_{cr}$ );
- didžiausioji bandymo apkrova, kai apatinėje bėgvietės sekcijoje, nukrovus lieka 0,05 mm pločio plyšys ( $F_{0,05.s}$ );
- didžiausioji bandymo apkrova, kai apatinėje bėgvietės sekcijoje nukrovus lieka 0,5 mm pločio plyšys ( $F_{0,5.s}$ ) arba suirimo apkrova ( $F_{RD.s}$ ).

Atliekant bandymą statine apkrova (2.5 pav., a), pabėgius veikianti apkrova pastoviu 2 kN/s greičiu didinama iki pradinės bėgvietės sekcijos apkrovos  $F_{0.s}$ . Toliau apkrova didinama pakopomis kas 10 kN, kol tempiamoje pabėgio bėgvietės sekcijos dalyje atsiveria pirmasis plyšys ( $F_{cr.s}$ ). Po pirmojo plyšio atsivėrimo pabėgis nukraunamas pastoviu 2 kN/s greičiu. Kitame bandymo etape pabėgis apkraunamas didinant pakopas kas 10 kN ir po kiekvienos apkrovos pakopos nukraunamas (2.5 pav., a). Taip bandymas yra tęsiamas iki elemento suirimo.



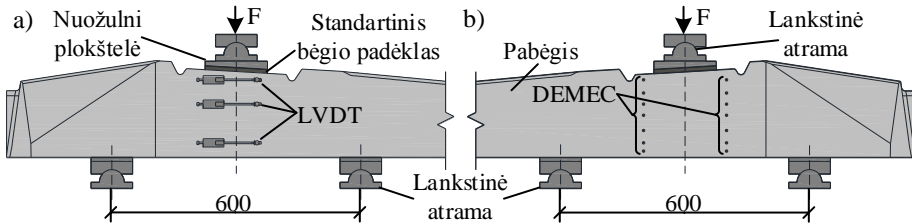
2.5 pav. Pabėgių bandymo bėgviėtės sekcijoje apkrovos veikimo schemas:  
a) statine apkrova; b) cikline apkrova

**Fig. 2.5.** Testing methods for rail seat section of sleeper: a) static loading test;  
b) cyclic loading test

Pabėgių bandymas cikline apkrova yra skirstomas į etapus (2.5 pav., b). Kiekviename etape pabėgis veikiamas 5 000 apkrovos ciklų. Apkrova yra sinusoidės tipo, o ciklinės apkrovos dažnis – 5 Hz. Pabėgio dinaminis bandymas pradedamas jį pastoviu 2 kN/s greičiu apkraunant iki pradinės bėgviėtės sekcijos apkrovos. Ši apkrova yra pirmojo etapo viršutinė apkrovos riba ( $F_{max,c}$ ). Pasiekus  $F_{max,c}$ , pabėgis nukraunamas pastoviu 2 kN/s greičiu iki apatinės ciklinės apkrovos ribos ( $F_{min,c}$ ) ir pradedamas dinaminis bandymas. Kiekviename kitame apkrovimo etape apkrova ( $F_{max,c}$ ) didinama pakopomis kas 20 kN, išlaikant pastovią apatinę apkrovos ribą ( $F_{min,c} = 50$  kN). Kiekvieno apkrovos etapo pradžioje ir pabaigoje yra matuojamas plyšio plotis ir deformacijos bėgviėtės skerspjūvio aukštyje.

Bandant pabėgius statine ir cikline apkrovomis (2.5 pav.), bėgviėtės sekcijoje matuota: plyšio plotis, veikiant apkrovai, liekamasis plyšio plotis, deformacijos

betono paviršiuje pabėgio bėgvietsės skerspjūvio aukštyje ir pabėgio tempiamosios skerspjūvio zonos apačioje esančios armatūros slinktis. Plyšio plotis visų bandymų metu matuotas 15 mm atstumu nuo pabėgio apačios optiniu mikroskopu MPB-3 0,01 mm tikslumu. Armatūros slinktis visuose bandiniuose matuota „Almemo“ matavimo sistema elektroniniais poslinkio matuokliais TR025 (LVDT), kurių tikslumas 0,001 mm.



2.6 pav. Bėgvietsės sekcijos bandymo statine ir cikline apkrovomis schema:

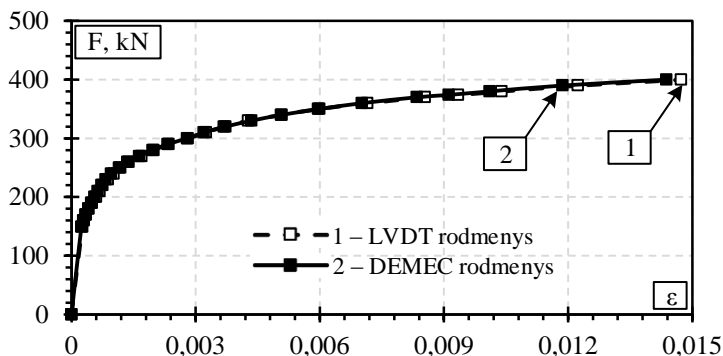
- a) deformacijų matavimas LVDT matuokliais;
- b) DEMEC metodu

Fig. 2.6. Test arrangement of the rail seat section for static and cyclic loadings:

- a) strain measurement with LVDT sensors;
- b) with DEMEC method

Statinio (2.5 pav., a) ir dinaminio (2.5 pav., b) bandymo metu apkrova per metalines plokšteles ir standartinį bėgio padėklą buvo perduodama pabėgio bėgvietsės sekcijos centre (2.6 pav.). Veikiant ciklinei arba statinei apkrovoms, bėgvietsės sekcijoje deformacijos betono paviršiuje matuotos dviem būdais. Vienoje pabėgio pusėje betono paviršiuje buvo matuota „Almemo“ matavimo sistema elektroniniais poslinkio matuokliais TR025 (LVDT), kurių tikslumas – 0,001 mm. 200 mm bazėje deformacijos matuotos apatinės tempiamosios armatūros lygyje (35 mm nuo skerspjūvio apačios), 100 mm bazėje – sudveintų lynų lygyje (129 mm nuo skerspjūvio apačios) ir bėgvietsės sekcijos gniuždomojoje skerspjūvio zonoje (20 mm nuo skerspjūvio viršaus) (2.6 pav.). Kitoje pabėgio skerspjūvio pusėje deformacijos betono paviršiuje matuotos skaitmeniniu matuokliu DEMEC. Deformacijų matavimo bazė 200 mm. Matavimai atlikti 15 mm nuo pabėgio apačios kiekvienos armatūros eilės lygyje (35 mm, 65 mm, 102 mm, 129 mm, 156 mm nuo skerspjūvio apačios) ir gniuždomojoje bėgvietsės sekcijos zonoje (20 mm nuo skerspjūvio viršaus). Abiem metodais matuotų deformacijų rezultatai pateikti 2.7 paveiksle. Tarp dviejų matavimo metodų gautas 0–10 % skirtumas. Gauti rezultatai rodo, kad deformacijų matavimas elektroniniais poslinkio matuokliais (LVDT) ir skaitmeniniu matuokliu yra pakankamai tikslūs.





2.7 pav. Pabėgių tempiamosios zonos betono deformacijų rezultatai  
 Fig. 2.7. Results of concrete deformations at tension zone of sleeper

**Šalčio ir drėgmės įtakos tyrimai.** Atlikti neeksploatuotų pabėgių šalčio ir drėgmės įtakos pleišėjimui, deformacijoms ir laikomajai galiai tyrimai. Tirta pabėgių armatūros inkaravimo zona ir bėgvietės sekcija. Pabėgiai buvo perpjauti pusiau. Taip buvo gauti du pusės pabėgio galai. Pabėgiuose ribojamas liekamajo plyšio plotis, kuris neturi viršyti 0,05 mm, veikiant kontrolinei apkrovai  $F_{0,05.c}$ . Todėl, prieš atliekant šalčio ir drėgmės poveikio tyrimus, dvi serijos neeksploatuotų pabėgių išbandytos cikline apkrova pagal 2.1.2 skirsnyje pateiktą bandymo metodiką (2.5 pav., b). Viena pabėgių serija (NŠD1) išbandyta iki 284,4 kN ciklinės apkrovos, sukeliančios 0,05 mm liekamąjį plyšį, kita (NŠD2) – iki 324,4 kN ciklinės apkrovos. Laikotarpiu (3 metai), kuriuo tirti pabėgiai buvo eksploatuojami geležinkelyje, aplinkos temperatūra apie 170 kartų svyravo tarp teigiamos ir neigiamos, todėl neeksploatuoti iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgiai laboratorijoje buvo paveikti 200 užšalimo ir atšilimo ciklų. Vieno užšalimo ir atšilimo ciklo trukmė – 6 h. Šaldymo kameroje pabėgiai 4 h šaldomi  $-17\text{ }^{\circ}\text{C}$  temperatūroje, tuomet 2 h atšildomi  $10\text{ }^{\circ}\text{C}$  temperatūros vandenyje. Pasiekus 200 užšalimo ir atšilimo ciklų, pabėgiai buvo palikti išdžiūti laboratorijoje ir po to tęsiamas bandymas cikline apkrova pagal 2.5 paveiksle b pateiktą bandymo metodiką iki suirimo.

Kartu su pabėgiais toje pačioje šaldymo kameroje atlikti ir sukibties bandinių šalčio ir drėgmės įtakos sukibčiai tyrimai. Bandiniai su vienu ir su sudvejintais lynais buvo užšaldomi ir atšildomi tokiomis pat sąlygomis kaip ir neeksploatuoti iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgiai. Po 200 užšalimo ir atšilimo ciklų bandiniai išbandyti veikiant statinei ir ciklinei apkrovoms pagal anksčiau aprašytas metodikas.

## 2.2. Medžiagų savybės

Visų tirtų bandinių gamybai naudotas tos pačios sudėties betono mišinys. Betono sudėtis pateikta 2.1 lentelėje.

Iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių gamybai naudojamas AB „Akmenės cementas“ gamyklos cementas. Užpildai: stambieji – granitinė skalda (fr. 8–16 mm) ir smulkieji – smėlis (fr. 0–4 mm). Užpildų granulimetrinė sudėtis pateikta 2.2 lentelėje.

Atviroje aplinkoje eksploatuojamų konstrukcijų ilgaamžiškumui didelę įtaką turi šarminė korozija, todėl tyrimų metu nustatytas betono šarmingumas. Šarmų kiekis betone priklauso nuo cemento ir užpildų šarmingumo ir jų kiekio bei santykio. Atsparumo šarminiai korozijai tyrimai atlikti remiantis RILEM AAR-0 metodu. Pagal šį dokumentą pirmiausia reikia nustatyti, ar užpilduose yra reaktyvių uolienu ir, jei jų yra, atlikti plėtros bandymus pagal RILEM AAR-2. Reaktyvių uolienu kiekis užpilduose nustatytas pagal LST 1974:2012.

**2.1 lentelė.** Betono mišinio sudėtis

**Table 2.1.** Composition of concrete mixture

Medžiagos pavadinimas, klasė, frakcija		Sausų medžiagų kiekis kg/m <sup>3</sup> betono
Cementas	Portlandcementis CEM I 52,5 R	380
Smulkusis užpildas	Smėlis fr. 0–4	773
Stambusis užpildas	Granitinė skalda fr. 5–8	406
	Granitinė skalda fr. 11–16	754
Priedai	Glenium Ace 30	0,5 %–cem
	Micro Air G (LP)	0,57 %–cem
Vanduo		140
Vandens cemento santykis V/C		0,37
Betono teorinis tankis		2453

Šarmų kiekis cemente nustatytas pagal LST EN 196-2. Atlikti tyrimai parodė, kad  $K_2O = 0,96\%$ ;  $Na_2O = 0,13\%$ ; ( $\%Na_2O_{ekv} = Na_2O + 0,658\%K_2O$ )  $Na_2O_{ekv} = 0,76\%$ , t. y. šarmų kiekis cemente neviršija leidžiamo kiekio (ne daugiau 0,8 %), kai naudojami Lietuvos telkinių užpildai (LST 1974:2012). Didesnis nei 3,8 kg/m<sup>3</sup> šarmų kiekis cemente sukelia plėtrą ir taip ardo betono struktūrą, tačiau kai šarmų kiekis cemente yra mažesnis nei 3 kg/m<sup>3</sup>, laikoma, kad šarminė korozija betone nesivysto (Newman ir Choo 2003; Li 2011). Ekvivalentinis šarmų

kiekis tirtame cemente yra  $2,89 < 3 \text{ kg/m}^3$  ir neviršija leistinos ribos. Daugelyje šalių iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių gamybai rekomenduojama naudoti mažesnio šarmingumo cementą.

**2.2 lentelė.** Betono užpildų granulimetrinė sudėtis

**Table 2.2.** Granulimetric composition of concrete aggregates

Medžiagos pavadinimas		Frakcija, mm	Procentinė dalis, %
Stambusis užpildas	Granitinė skalda	>16	15,0
		8/16	83,0
		<8	2,0
Smulkusis užpildas	Smėlis	>4	3,5
		2/4	11,8
		1/2	20,3
		0,5/1	27,1
		0,25/0,5	28,0
		<0,25	9,3

Kaip rodo laboratoriniai tyrimai, stambiajame užpilde (granite) esančių reaktyvių uolienuų kiekis nedidelis: labai reaktyvių – 0,64 % ir mažesnio reaktyvumo uolienuų kiekis – 0,62 %.

Susumavus 2.3 lentelėje atskirų frakcijų reaktyvių uolienuų kiekius (%), gaunama, kad smėlyje yra apie 4 % uolienuų, užterštų reaktyviomis priemaisomis, o granito užterštumas yra gerokai mažesnis (apie 1 %), todėl plėtros tyrimai atlikti naudojant tik smulkųjį užpildą – smėlį.

Šarminės reakcijos betone sukelia tempiamąsias deformacijas, todėl pagal jų dydį ir vystymosi greitį galima spręsti ir apie užpildų bei cemento šarmingumą ir jo įtaką betono šarminei korozijai. Šių deformacijų (plėtros) tyrimai atlikti pagal RILEM AAR-2 metodą. Tyrimui buvo naudotas pabėgių gamybai naudojamas cementas.

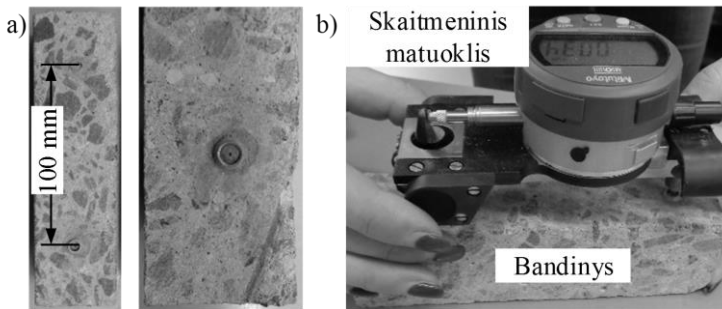
Šarmų plėtros tyrimas atliktas dviejų serijų bandiniams. Vienos serijos bandiniai (40x40x160 mm) pagaminti iš smėlio ir cemento santykiu 2,25:1. Vandens ir cemento santykis yra 0,37. Kitos serijos bandiniai (40x40x160 mm) išpjauti iš neekspluatuotų pabėgių ir šių bandinių betono sudėtis yra tokia pati, kaip pateikta 2.1 lentelėje. Bandiniai vienai parai pamerkami į vandenį ir laikomi 80 °C temperatūroje. Po vienos paros atliktas pradinis deformacijų matavimas (2.8 pav.). Matavimai atlikti skaitmeniniu matuokliu 0,001 mm tikslumu. Matavimo bazė – 100 mm. Po to bandiniai laikyti 80 °C temperatūros 1 M koncentracijos

(40 g/l) natrio šarmo (NaOH) tirpale ir periodiškai matuota bandinių plėtra. Tyrimų rezultatai pateikti 2.9 paveiksle.

### 2.3 lentelė. Smėlyje esančių reaktyvių uolienuų kiekis

**Table 2.3.** Amount of reactive particles in sand

Frakcija, mm	Bandinio masė, g	Labai reaktyvių uolienuų (opokos) kiekis, %		Mažesnio reaktyvumo uolienuų (titnago) kiekis, %	
		bandinyje	smėlyje, įvertinus frakcijos kiekį	bandinyje	smėlyje, įvertinus frakcijos kiekį
2/4	200	0,98	0,16	2,09	0,25
1/2	100	1,75	0,36	2,64	0,54
0,5/1	50	1,20	0,33	2,86	0,78
0,25/0,5	50	2,40	0,67	2,70	0,76
<0,25	50	0,44	0,04	3,74	0,35
Iš viso smėlyje *:			1,52		2,33
* Pagal LST 174 reikalavimus, frakcijoje <0,25 mm reaktyvių uolienuų kiekis nenustatomas ir apskaičiuojant užpilde esančių reaktyvių uolienuų kiekį nevertinamas.					



**2.8 pav.** Betono plėtros nustatymas: a) bandinio matavimo bazė; b) deformacijų matavimas

**Fig. 2.8.** Determination of concrete expansion: a) measurement base of the specimen; b) measurement of deformations

Pagal RILEM AAR-0 dokumento rekomendacijas, jei bandinių plėtra po 14 parų laikymo NaOH tirpale neviršija 0,10 %, šarminės korozijos pavojaus nėra. Atlikus tyrimus paaiškėjo, kad po 14 parų iš smėlio ir cement pagamintų prizmių

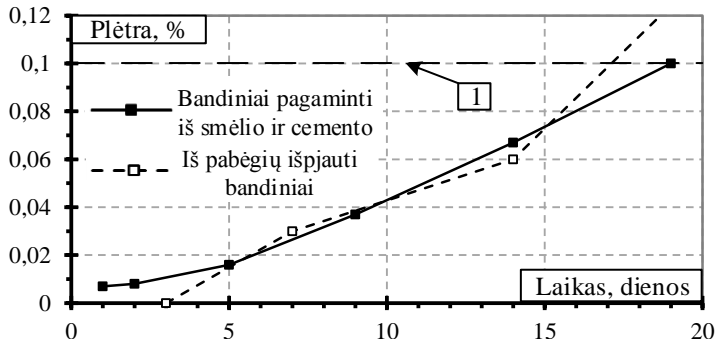
plėtra buvo 0,067 %, o iš pabėgių išpjautų prizmių – 0,060 % (2.9 pav.). Tai parodė, kad šarminės korozijos nėra.

**2.4 lentelė.** Bandinių, laikomų 80 °C temperatūros 1M NaOH tirpale, plėtra

**Table 2.4.** Expansion of specimens stored in 80 °C degrees 1M NaOH solution

Laikymo trukmė, paromis	Plėtra, %	Laikymo trukmė, paromis	Plėtra, %
pagamintų prizmių		iš pabėgių išpjautų prizmių	
1	0,007	3	0
2	0,008	7	0,030
5	0,016	14	0,060
9	0,037	21	0,150
14	0,067	–	–

2.4 lentelės ir 2.9 paveikslo duomenys rodo, kad betono, naudojamo pabėgių gamybai, visi užpildai (jų kiekiai) nesukelia pavojingos šarminės reakcijos.



**2.9 pav.** Bandinių, laikomų 80 °C temperatūros 1M NaOH tirpale, plėtra:

1 – ribinė plėtra po 14 parų (RILEM AAR-0)

**Fig. 2.9.** Expansion of specimens stored in 80 °C degrees 1M NaOH solution:

1 – limit of expansion after 14 days (RILEM AAR-0)

Iš pabėgių išpjautos betono prizmės buvo bandomos lenkiant. Lenkiamasis betono stipris nustatytas pagal LST EN 12390-5 standarto reikalavimus. Tyrimai atlikti bandymų mašina LFM100, kurios tikslumo klasė – 0,5, ir trijų taškų lenkimo rėmu. Bandiniai apkrauti statine apkrova pastoviu 21 N/s greičiu. Rezultatai

pateikti 2.5 lentelėje. Betono lenkiamasis stipris  $f_{cf}$  apskaičiuojamas pagal formulę:

$$f_{cf,m} = \frac{3 \cdot F \cdot l}{2 \cdot b \cdot h^2}, \quad (2.1)$$

čia  $F$  – ardančioji apkrova,  $l$  – atstumas tarp atramų,  $b$  ir  $h$  – bandinio plotis ir aukštis.

Betono lenkiamasis stipris gali būti perskaičiuotas į tempiamąjį pagal formulę (Model Code 2010):

$$f_{ct,m} = f_{cf,m} \cdot \frac{1,5 \cdot (h/h_0)^{0,7}}{1 + 1,5 \cdot (h/h_0)^{0,7}}, \quad (2.2)$$

čia  $h$  – bandinio aukštis,  $h_0=100$  mm.

**2.5 lentelė.** Betono prizmių bandymo lenkiant rezultatai

**Table 2.5.** Flexural tests results of concrete prisms

Bandiniai	Bandinių skaičius, vnt.	Vidutinis lenkiamasis stipris $f_{cf,m}$ , N/mm <sup>2</sup> ( $v$ , %)	Vidutinis tempiamasis stipris $f_{ct,m}$ , N/mm <sup>2</sup> ( $v$ , %)
Betoninės prizmės	4	7,71 (11,6)	3,46 (13,6)

$v$  – variacijos koeficientas.

**2.6 lentelė.** Betono mechaninės savybės

**Table 2.6.** Mechanical properties of concrete

Parametrai	Neeksploatuotų pabėgių	Bandinių su vienu lynu	Bandinių su sudvejintais lynais	Neeksploatuotų pabėgių	Bandinių su vienu lynu	Bandinių su sudvejintais lynais
	nešaldyti			šaldyti		
$f_{ck,cube}$ , MPa ( $v$ , %)	76,3 (3,2)	71,6 (8,1)	70,4 (7,1)	76,3 (4,1)	83,5 (4,6)	84,0 (4,4)
$f_{cm,cube}$ , MPa	80,6	82,6	79,6	81,7	90,3	90,5

$v$  – variacijos koeficientas,  $f_{ck,cube}$  – betono kubelinis gniuždomasis stipris,  $f_{cm,cube}$  – vidutinis kubelinis betono gniuždomasis stipris.

**2.7 lentelė.** Armatūros mechaninės savybės

**Table 2.7.** Mechanical properties of reinforcement

Parametrai	$f_p$ , MPa	$f_{p,0,1}$ , MPa	$E_p$ , GPa
Y1860S3	1935	1677	200,7

Iš bandinių buvo išpjauti kubeliai (100x100x100 mm) ir nustatytas standartinis kubinis (150x150x150 mm) gniuždomasis betono stipris, kuris yra gerokai didesnis už projektinį (C50/60). Tirtų bandinių betono mechaninės savybės pateiktos 2.6 lentelėje. Pabėgiuose naudoto betono tamprumo modulis –  $E_{cm} = 39$  GPa, vidutinis tempiamasis betono stipris –  $f_{cm} = 3,46$  MPa ir charakteristinis tempiamasis betono stipris  $f_{ctk} = 2,69$  MPa, kurio variacijos koeficientas yra 13,6 %.

Pabėgiuose naudojamos armatūros mechaninės savybės pateiktos 2.7 lentelėje. Pabėgiai buvo armuoti Y1860S3 klasės dvylika iš anksto įtemptais trijų vijų lynais, kurių vardinis skersmuo –  $\varnothing_n = 6,8$  mm. Lyno tamprumo modulis  $E_p$ , takumo riba, esant 0,1 % armatūros pailgėjimui,  $f_{p,0,1}$  ir stiprumo riba  $f_p$  nustatytos pagal gamintojų pateiktus lynų bandymo duomenis.

## 2.3. Armatūros ir betono sukibties bandymų rezultatai

Šiame poskyryje pateikti armatūros ir betono sukibties bandinių eksperimentinių tyrimų rezultatai. Trijų vijų lynai dažnai naudojami iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių gamyboje. Dažniausiai gaminio skerspjūvyje lynai yra išdėstyti atskirai visame skerspjūvio aukštyje, tačiau pasitaiko atvejų, kai lynai yra sudvejunami, t. y. gaminyje du lynai išdėstomi vienas šalia kito. Todėl analizuota iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgiuose naudojamų vieno trijų vijų lyno ir sudvejintų lynų sukibties savybės, veikiant statinei (2.3.1 skirsnis) ir ciklinei apkrovoms (2.3.2 skirsnis). 2.3.3 skirsnyje aprašyti šalčio paveiktų sukibties bandinių eksperimentinių tyrimų rezultatai.

### 2.3.1. Statinės apkrovos poveikis armatūros ir betono sukibčiai

Atlikti dviejų tipų bandinių armatūros ir betono sukibties tyrimai. Apdorojant rezultatus, padaryta prielaida, kad sukibties įtempiai armatūros inkaravimo ilgyje yra pastovūs, todėl sudarytos vidutinių sukibties įtempių ir armatūros slinkties priklausomybės. Vidutiniai sukibties įtempiai nustatyti pagal armatūrą veikiančios tempiamosios jėgos ir armatūros ir betono sąlyčio plotą. Bandiniuose su vienu lynu vidutiniai sukibties įtempiai apskaičiuoti:

$$\tau_m = \frac{F_p}{\pi \cdot \varnothing \cdot l_b}, \quad (2.3)$$

čia  $F_p$  – lyną veikianti tempiamoji jėga,  $\varnothing$  – lyno skersmuo,  $l_b$  – inkaravimo ilgis.

Bandiniuose su sudvejintais lynais keturių taškų bandymo metu veikianti jėga  $F$  armatūroje sukelia tempiamąją jėgą  $T$ , kuri apskaičiuojama iš lenkimo momentų pusiausvyros sąlygos apie tašką  $A$  (2.1 pav., a):

$$T = \frac{F \cdot a}{2 \cdot z}, \quad (2.4)$$

čia  $F$  – jėga veikianti bandinį,  $a$  – atstumas nuo jėgos pridėjimo vietos iki atramos,  $z$  – gniuždomosios ( $C$ ) ir tempiamosios ( $T$ ) jėgų atstojamosios.

Tuomet lenkiamojo elemento vidutiniai sukibties įtempiai apskaičiuojami:

$$\tau_m = \frac{T}{\pi \cdot \varnothing \cdot l_b} = \frac{F \cdot a}{2 \cdot z \cdot \pi \cdot \varnothing \cdot l_b}. \quad (2.5)$$

Apskaičiuojant vidutinius sukibties įtempius tarp lyno ir betono, svarbu teisingai įvertinti lyno skersmenį. Trijų vijų lyno skersmuo gali būti nustatytas keliais būdais. Gali būti vertinamas vardinis lyno skersmuo  $\varnothing = 6,8$  mm. Pagal LST EN 1992-1-1 6.8.2 skirsnį įtemptosios armatūros lynų grupėms lygiavertis skersmuo:

$$\varnothing_p = 1,6 \sqrt{A_p}. \quad (2.6)$$

Trijų vijų lynui lygiavertis skersmuo:

$$\varnothing_p = 1,2 \cdot \varnothing_{wire}, \quad (2.7)$$

čia  $A_p$  – iš anksto įtemptosios armatūros skerspjūvio plotas,  $\varnothing_{wire}$  – vielos skersmuo.

Kai elemente yra grupė strypų, jie pakeičiami tariamuoju strypu, kurio skerspjūvio plotas ir svorio centras yra tokie patys, kaip grupės. Tariamojo strypo vardinis skersmuo nustatomas pagal LST EN 1992-1-1:

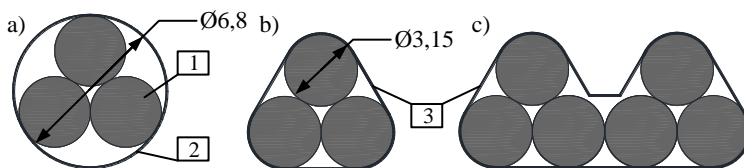
$$\varnothing_n = \varnothing \sqrt{n_b}, \quad (2.8)$$

čia  $\varnothing$  – strypo skersmuo,  $n_b$  – strypų skaičius grupėje.

Taip pat lyno skersmuo gali būti nustatomas įvertinant jo kontakto su betono paviršiumi perimetrą. 2.10 paveiksle pateikti trijų vijų lyno ir sudvejintų trijų vijų lynų skerspjūviai ir kontakto su betonu paviršiai. Vieno lyno kontakto su betonu paviršius atitinka 6,2 mm vardinį trijų vijų lyno skersmenį, o sudvejinto lyno – 11,0 mm. Šie lynų skersmenys naudoti vidutinių sukibties įtempių tarp betono ir



armatūros apskaičiavimui. Visų aprašytų vardinio lyno skersmens nustatymo būdų rezultatai patekti 2.8 lentelėje. Iš rezultatų, pateiktų 2.8 lentelėje, matyti, kad santykis tarp vieno lyno inkaravimo ilgio ( $l_{1b}$ ) ir skersmens ( $\emptyset_1$ ) bei tarp sudvejintų lynų inkaravimo ilgio ( $l_{2b}$ ) ir skersmens ( $\emptyset_2$ ) yra apytiksliai lygus, kai vardinis lyno skersmuo nustatomas pagal tą patį metodą (2.6) ir (2.8). Tačiau lynų (2.6) ar strypų (2.8) grupėms skirtas vardinio skersmens nustatymo metodas negali būti taikomas vieno lyno vardinio skersmens nustatymui, nes lyną sudarančios vijos yra suvytos tarpusavyje ir dirba kartu, o ne kiekviena vija atskirai. Vardinis vieno lyno skersmuo  $\emptyset_1 = 6,8$  mm yra padidintas, o apskaičiuotas pagal (2.7) išraišką yra labai mažas ( $\emptyset_1 = 3,8$  mm) ir net artimas vienos vijos skersmeniui ( $\emptyset_{wire} = 3,15$  mm). Santykiai tarp lynų inkaravimo ilgių ir skersmenų, nustatyti įvertinant kontakto su betono paviršiumi perimetrą, skiriasi ir yra lygūs 29,0 vieno ir 22,8 sudvejintų lynų. Tačiau vardiniai lynų skersmenys, nustatyti įvertinant sąlyčio su betonu perimetrą, yra tiksliausiai atspindintys realią situaciją lynų ir betono kontakto plokštumoje.



**2.10 pav.** Trijų vijų lynų sukibties paviršiai: a) vieno trijų vijų (1) lyno vardinis skersmuo (2); b) vieno trijų vijų lyno ir c) sudvejintų trijų vijų lynų sukibties paviršiai (3)

**Fig. 2.10.** Bond surfaces of three-wire strand: a) nominal diameter (2) of one three-wire (1) strand; bond surfaces (3) of b) one three-wire strand and c) two bundled strands

**2.8 lentelė.** Trijų vijų lynų geometrinių parametų rezultatai

**Table 2.8.** Results of the geometrical parameters of three-wire strands

Skaičiavimo metodas	$\emptyset_{wire}$ , mm	$\emptyset_1$ , mm	$\emptyset_2$ , mm	$l_{1b}/\emptyset_1$	$l_{2b}/\emptyset_2$
Vardinis skersmuo	3,15	6,8	–	26,5	–
(2.6)		7,7	10,9	23,3	22,9
(2.7)		3,8	–	47,6	–
(2.8)		5,5	7,7	33,0	32,4
Pagal perimetrą		6,2	11,0	29,0	22,8

$\emptyset_{wire}$  – vienos vijos skersmuo,  $\emptyset_1$  ir  $\emptyset_2$  – vieno ir sudvejintų lynų skersmenys,  $l_{1b}$  ir  $l_{2b}$  – vieno ir sudvejintų lynų inkaravimo ilgiai.

Statinė apkrova išbandytos dvi serijos bandinių su vienu lynu. Pagrindiniai bandymų rezultatai pateikti 2.9 lentelėje.

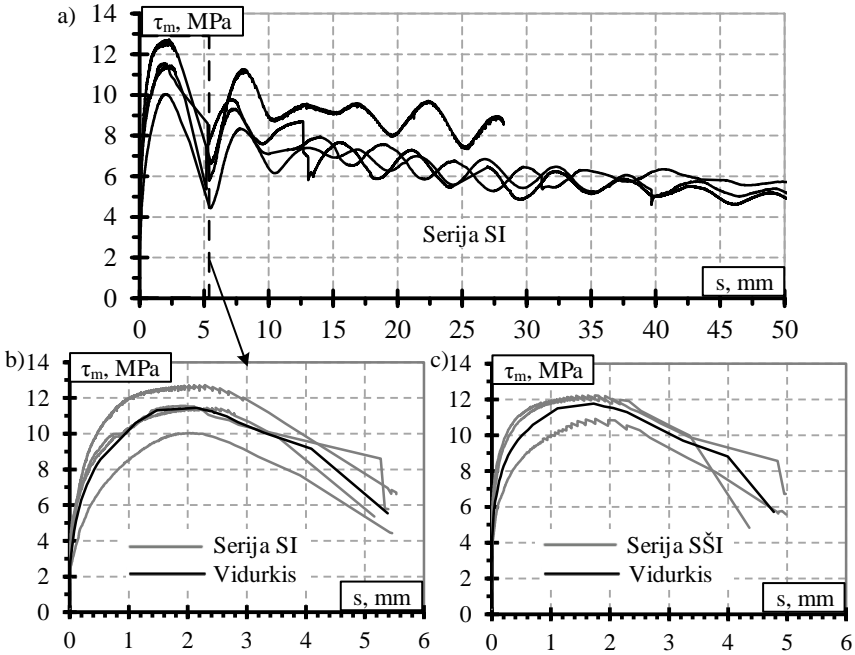
**2.9 lentelė.** Pagrindiniai vieno lino sukibties bandymų rezultatai  
**Table 2.9.** Main tests results of bond of one strand

Serija	Bandinys	$\varnothing_1$	$l_{1b}$	$F_1$	$\tau_1$	$\tau_{1vid}$
		mm		kN	MPa	
SI	SI1	6,2	186	41,49	11,46	11,45
	SI2		180	40,53	11,57	
	SI3		180	35,17	10,04	
	SI4		176	43,62	12,73	
SŠI	SŠI1	6,2	180	42,85	12,23	11,77
	SŠI2		180	42,60	12,16	
	SŠI3		180	38,27	10,92	

$\varnothing_1$  – vardinis vieno trijų vijų lino skersmuo,  $l_{1b}$  – vieno lino inkaravimo ilgis,  $F_1$  – jėga veikianti bandinį su vienu lynu,  $\tau_1$  ir  $\tau_{1vid}$  – vieno lino sukibties stipris ir vidutinis sukibties stipris, S – statinė apkrova, Š – šalčio poveikis, I – bandiniai su vienu lynu.

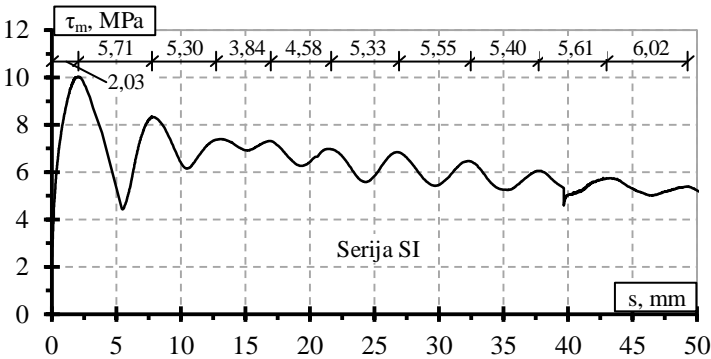
Atliekant armatūros ištraukimo iš betono bandymus, elemente pasireiškia atraminių reakcijų sukelti gniuždomieji įtempiai. Norint išvengti ištraukimo bandiniuose gniuždomųjų įtempių įtakos, lynas apvelkamas ilgesniu plastikiniu vamzdeliu. Gautos vieno lino vidutinių sukibties įtempių ir armatūros slinkties diagramos, bandant statinė apkrova, pateiktos 2.11 paveiksle, o 2.12 paveiksle pateikta charakteringa kreivė. Pastebėta, kad iki maksimalių sukibties įtempių armatūros slinktis tolygiai didėja. Vieno lino ištraukimo iš betono metu jį sudarančios vijos bando išsisukti ir sukelia skersinę jėgą, veikiančią lyną supantį betoną. Ši jėga kartu su lino geometriniais netobulumais ir paviršiaus nelygumais didina sukibties įtempius. Sukibties stipris pasiektas armatūros laisvajam galui pasislinkus 2–2,3 mm. Po to pasireiškė sukibties įtempių ir slinkties kreivės kritimas, kuris baigiasi armatūrai pasislinkus apytiksliai 5,2–5,5 mm (2.11 pav.). Toliau sukibties įtempių ir slinkties kreivės kitimas yra „banguojančio“ pobūdžio. Pateiktoje charakteringoje kreivėje matyti, kad atstumai tarp bangų viršūnių šiek tiek skiriasi (3,84–6,02 mm), tačiau vidutinė reikšmė yra apytiksliai lygi tarp vijoje esančių įspaudų atstumui, kuris lygus 5 mm (2.12 pav.). Tokia pati tendencija pastebima tarp kreivės bangų mažiausių sukibties įtempių reikšmių. Tai rodo, kad, suglemžus tarp lino įspaudų ir nelygumų esantį betoną, sukibties įtempiai sumažėja. Tačiau atsiradusios papildomos skersinės jėgos ir lino slinktis lemia tolesnį lino

užsiinkaravimą betone ir „banguojanti“ sukibties įtempių ir slinkties pobūdį. Sukibties įtempiai palaipsniui mažėja dėl vis didėjančio suglemžto betono ploto, supančio lyną.



**2.11 pav.** Vieno lyno sukibties bandymo rezultatai: a) charakteringos kreivės; b) šalčio nepaveiktų bandinių; c) šalčio paveiktų bandinių

**Fig. 2.11.** Results of bond of one strand: a) typical curve; b) specimens unaffected by frost; c) specimens affected by frost



**2.12 pav.** Charakteringa vieno lyno sukibties įtempių slinkties kreivė  
**Fig. 2.12.** Typical bond stress-slip curve of pullout specimens

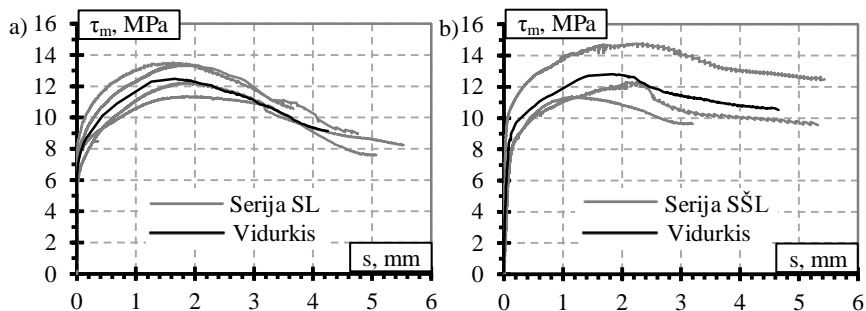
**2.10 lentelė.** Pagrindiniai sudvejtųjų lynų sukibties bandymų rezultatai  
**Table 2.10.** Main test results of bond of two bundled strands

Se-rija	Ban-dinys	$\emptyset_2$	$a_1$	$a_2$	$a_3$	$z$	$l_{2b}$	$F_2$	$\tau_2$	$\tau_{2vid}$
		mm						kN	MPa	
SL	SL1	11,0	225	225	157	88	270,5	98,67	13,51	12,48
	SL2		228	224	157	88,9	241,5	74,94	11,35	
	SL3		223, 5	223	156,5	93,6	247	84,77	12,26	
	SL4		220, 5	226, 5	155,5	88,1	254	94,18	13,42	
	SL5		221, 5	223, 5	155,5	90,6	242	82,42	11,88	
SŠL	SŠL1	11,0	227	227, 5	154	87,5	250,5	83,71	12,30	12,82
	SŠL2		224, 5	227	154	85	246	94,56	14,78	
	SŠL3		225, 5	225, 5	153,5	89	264	81,82	11,37	

$\emptyset_2$  – vardinis sudvejtųjų lynų skersmuo,  $l_{2b}$  – sudvejtųjų lynų inkaravimo ilgis,  $F_2$  – jėga veikianti bandinį su sudvejintais lynais,  $a_1$  ir  $a_2$  – atstumas nuo atramos iki apkrovos pridėjimo vietos,  $a_3$  – atstumas tarp apkrovos pridėjimo taškų,  $\tau_2$  ir  $\tau_{2vid}$  – sudvejtųjų lynų sukibties stipris ir vidutinis sukibties stipris, L – bandiniai su sudvejintais lynais.

Statine apkrova išbandytos dvi serijos bandinių su sudvejintais lynais. Pagrindiniai bandymų rezultatai pateikti 2.10 lentelėje. Sudėtinga užtikrinti dviejų lynų kokybišką įtvirtinimą apkrovos pridėjimo vietoje, atliekant armatūros ištraukimo iš betono bandymą, todėl pasirinktas sudvejintais lynais armuotų bandinių bandymas lenkiant. Bandiniai su sudvejintais lynais atitinka realų lenkiamųjų elementų būvį, kai tiek armatūroje, tiek betone veikia apkrovos sukelti tempiamieji įtempiai. Armatūros inkaravimo ilgis priklauso nuo armatūros skersmens, todėl sudvejtųjų lynų inkaravimo ilgis buvo didesnis nei vieno lyno. Sudvejtųjų lynų atveju pradinės slinkties metu vienas lynas praslysta labiau nei kitas. Tokiu būdu sukibtį tarp betono ir armatūros lemia ne tik sąlyčio tarp armatūros ir betono ruožai, tačiau ir sąlytis tarp lynų. Kitaip tariant, netolygi sudvejtųjų lynų slinkties sukelia trintį tarp lynų paviršiaus nelygumų (suvijimų, įspaudų) ir padidina sukibtį tarp lyno ir betono. Veikiant tempiamajai jėgai, vijos lyne bando išsisukti ir atsiradusi papildoma skersinė jėga pagerina lynų sukibtį. Kita vertus, sudvejtųjų lynų

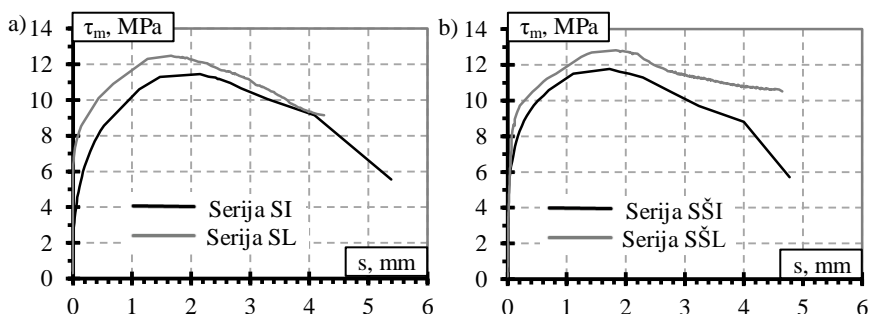
kontakto su betonu plotas yra mažesnis, palyginti su dviejų atskirų lynų. Sudvejetainų lynų sukibties įtempių ir slinkties charakteringos kreivės pateiktos 2.13 paveiksle.



**2.13 pav.** Sudvejetainų lynų sukibties bandymų rezultatai: a) šalčio nepaveiktų bandinių; b) šalčio paveiktų bandinių

**Fig. 2.13.** Results of bond of two bundled strands: a) specimens unaffected by frost; b) specimens affected by frost

Eksperimentinių tyrimų rezultatai rodo, kad šalčio nepaveiktų ir šalčio paveiktų sudvejetainų lynų vidutinis sukibties stipris yra 9 % didesnis, palyginti su šalčio nepaveikto ir paveikto vieno lyno bandymo rezultatais (2.14 pav.). Sudvejetainų lynų atveju dėl lynų išsisukimo, taip pat kaip ir vieno lyno atveju, atsiranda skersinė jėga, veikianti lyną supantį betoną, kuri lemia papildomą trinties jėgą tarp lynų, todėl sudvejetainų lynų sukibties stipris yra didesnis, palyginti su vieno lyno sukibties stipriu.

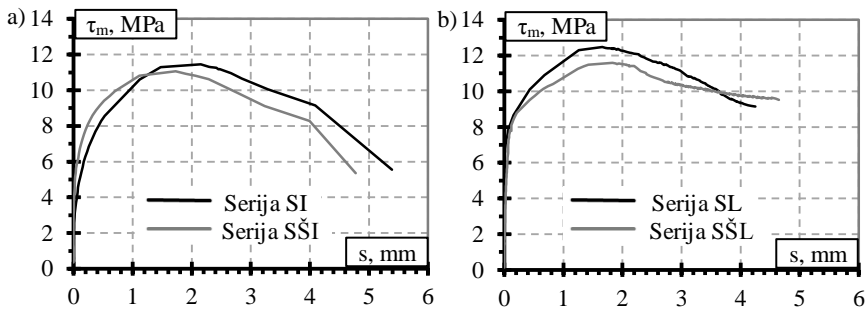


**2.14 pav.** Sukibties įtempių slinkties kreivės: a) nešaldytų bandinių; b) šaldytų bandinių

**Fig. 2.14.** Bond stress-slip curves: a) specimens unaffected by frost; b) specimens affected by frost

Atsižvelgiant į 2.2 poskyryje pateiktas betono mechanines savybes, matyti, kad skiriasi šalčio nepaveiktų ir šaldytų sukibties bandinių betono gniuždomasis stipris. Gauti rezultatai rodo, kad dėl pakankamai ilgo bandymo (4–5 mėnesiai), veikiant šaldymo ir atšildymo ciklams, padidėjo sukibties bandinių gniuždomasis betono stipris. Kaip žinoma, armatūros sukibties įtempiai tiesiogiai priklauso nuo gniuždomojo betono stiprio (Bond of reinforcement in concrete 2000), todėl lyginant tirtų bandinių sukibties įtempių ir armatūros slinkties priklausomybes, būtina įvertinti betono gniuždomąjį stiprį. Sukibties įtempių ir betono gniuždomojo stiprio santykis šalčio nepaveiktiems ir paveiktiems bandiniams su vienu lynu  $\phi_{S1} = \tau_{S1}/f_{cm,S1}$  ir  $\phi_{SS1} = \tau_{SS1}/f_{cm,SS1}$  bei bandiniams su sudvejintais lynais  $\phi_{S2} = \tau_{S2}/f_{cm,S2}$  ir  $\phi_{SS2} = \tau_{SS2}/f_{cm,SS2}$ . Turint šiuos duomenis, gauti koeficientai, įvertinantys betono gniuždomąjį stiprį: vienam lynui  $\phi_1 = \phi_{SS1}/\phi_{S1} = 0,940$  ir sudvejintiems lynams –  $\phi_2 = \phi_{SS2}/\phi_{S2} = 0,904$ . Taikant šiuos koeficientus, šalčio paveiktų bandinių sukibties įtempiai yra redukuojami į šalčio nepaveiktų bandinių sukibties įtempius.

2.15 paveiksle pateikiami šalčio nepaveiktų ir šalčio paveiktų sukibties bandinių eksperimentinių tyrimų rezultatų palyginimai, įvertinus gniuždomojo betono stiprį. Gauti rezultatai rodo, kad vieno lyno (SI) vidutinis sukibties stipris yra 4 % didesnis, palyginti su šalčio paveiktų bandinių su vienu lynu (SŠI) vidutiniu sukibties stipriu. Sudvejintų lynų (SL) vidutinis sukibties stipris yra 8 % didesnis, nei šalčio paveiktų bandinių su sudvejintais lynais (SŠL). Įvertinus nevienodus betono stiprius, gauta, kad dėl šalčio ir drėgmės poveikio sumažėjo trijų vijų lyno ir sudvejintų lynų sukibties stipriai.



2.15 pav. Pakoreguotos sukibties įtempių slinkties kreivės: a) vieno lyno; b) sudvejintų lynų

Fig. 2.15. Adjusted bond stress-slip curves: a) for one strand; b) for two bundled strands

### 2.3.2. Ciklinės apkrovos poveikis armatūros ir betono sukibčiai

Geležinkelyje veikia ciklinės apkrovos, kurios daro didelę įtaką pabėgių laikomajai galiai ir standumui, todėl buvo atlikti eksperimentiniai vieno trijų vijų lyno ir sudvejintų lynų sukibties tyrimai, veikiant ciklinei apkrovai. Bandymai atlikti pagal 2.1.2 skirsnyje aprašytą bandymo metodiką. Bandiniai su vienu lynu bandyti skirtingais intensyvumais ( $\tau_{max,c}/\tau_{1vid} = 0,5-0,7$ ) ir juos veikė skirtingas apkrovos ciklų skaičius ( $N = 1\,000, 10\,000, 30\,000$ ). Dalis bandinių prieš dinaminį bandymą buvo paveikti 200 užšalimo ir atšilimo ciklų. Pagrindiniai vieno lyno sukibties bandymų cikline apkrova rezultatai pateikti 2.11 lentelėje.

**2.11 lentelė.** Pagrindiniai vieno lyno sukibties bandymų rezultatai

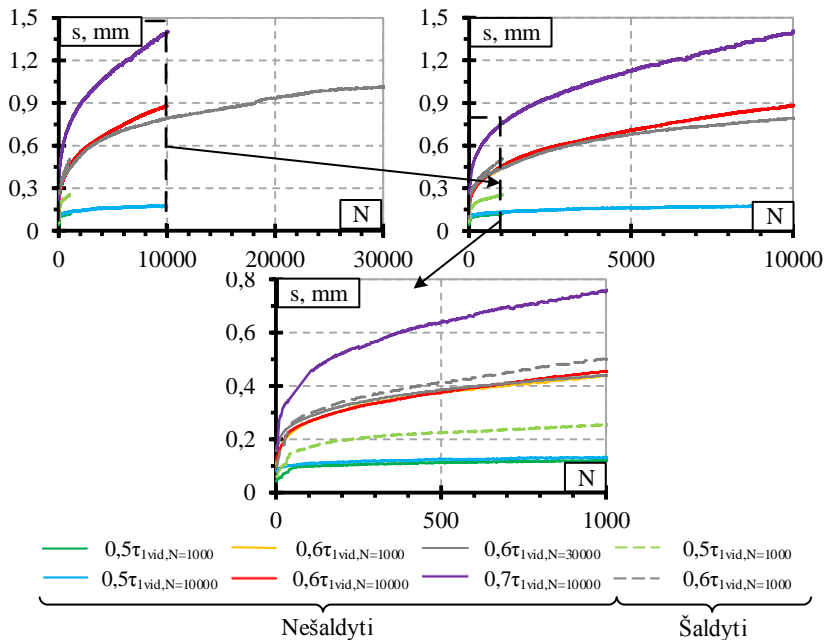
**Table 2.11.** Main test results of bond of pullout specimens

Serija	Bandinys	$\frac{\tau_{max,c}}{\tau_{1vid}}$	Apkrovos ciklai (N)	$\emptyset_1$	$l_{lb}$	$F_{1c}$	$\tau_{1c}$	$\tau_{1c,vid}$
				mm		kN	MPa	
CI	CI1	0,5	$10^3$	6,2	175	42,11	12,36	12,53
	CI2				174	42,99	12,69	
	CI3		$10^4$		178	44,79	12,92	12,65
	CI4	177			42,67	12,38		
	CI5	0,6	$10^3$		180,75	43,40	12,33	12,39
	CI6				179	43,37	12,45	
	CI7		$10^4$		177,5	42,01	12,16	11,99
	CI8				181	41,62	11,81	
	CI9		$3 \cdot 10^4$		175,5	41,83	12,24	12,24
	CI10	180			–	–		
	CI11	0,7	$10^4$		176	39,13	11,42	11,42
CŠI	CŠI1	0,5	$10^3$	6,2	172	36,53	10,91	10,91
	CŠI2	0,6	$10^3$		177	38,42	11,15	11,15

$\tau_{max,c}$ ,  $\tau_{1c}$  ir  $\tau_{1c,vid}$  – viršutinė sukibties įtempimų riba, veikiant ciklinei apkrovai, vieno lyno sukibties stipris po ciklinės apkrovos poveikio ir vieno lyno vidutinis sukibties stipris po ciklinės apkrovos poveikio,  $F_{1c}$  – didžiausia statinė jėga, veikianti vieną lyną po ciklinės apkrovos poveikio, C – ciklinė apkrova.

2.17 paveiksle pateiktos vieno lyno slinkties nuo apkrovos ciklų skaičiaus priklausomybės. Didėjant sukibties įtempimų intensyvumui nuo 0,5 iki 0,7, stipriai

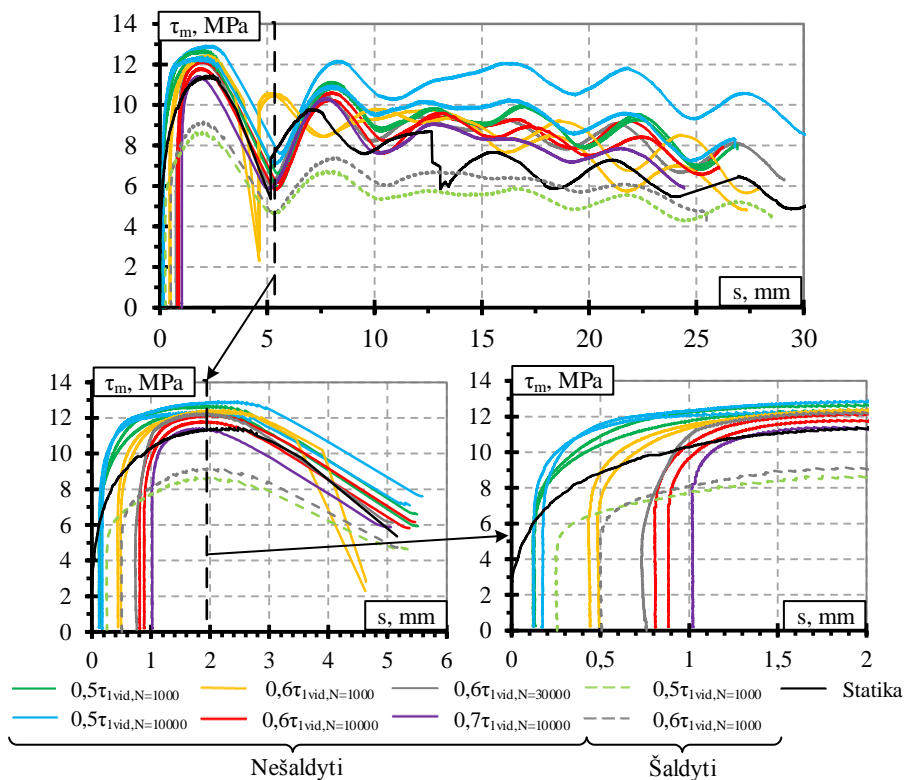
didėja armatūros slinktis (2.16 pav.). Po 1 000 apkrovos ciklų trijų vijų lyno slinktis, veikiant 0,5 sukibties įtempių intensyvumui, buvo 73 % mažesnė, palyginti su 0,6 sukibties įtempių intensyvumu. Po 10 000 apkrovos ciklų armatūros slinktis, veikiant 0,5 sukibties įtempių intensyvumui, buvo 82 % ir 86 % mažesnė, nei veikiant atitinkamai 0,6 ir 0,7 sukibties įtempių intensyvumams. Bandinius veikiant mažam sukibties įtempių intensyvumui (0,5), armatūros slinktis, esant skirtingam apkrovos ciklų skaičiui ( $N = 1\,000, 10\,000$ ), didėja nestipriai. Atlikus 1 000 ir 10 000 apkrovos ciklų, nustatyta, kad vidutinis armatūros slinkties skirtumas buvo apie 17 %. Kai sukibties įtempių intensyvumas yra 0,6, tuomet, didėjant apkrovos ciklų skaičiui, armatūros slinktis didėja sparčiau. Bandinių, apkrautų iki 1 000 apkrovos ciklų, lyno slinktis yra 45 % ir 47 % mažesnė palyginti su bandiniais, kurie apkrauti iki 10 000 ir 30 000 apkrovos ciklų. Didėjant sukibties įtempių intensyvumui, didėja reakcijos, veikiančios betoną, esantį tarp lyno nelygumų ir įspaudų. Tokiu būdu betoną veikia didesnė glemžimo jėga ir pasireiškia didesnė lyno slinktis betono atžvilgiu. Lyno slinkties didėjimą, didėjant apkrovos ciklų skaičiui, lemia nuolatinis ir pasikartojantis betono, esančio tarp lyno nelygumų ir įspaudų, trupinimas ir glemžimas, veikiant ciklinei apkrovai.



2.16 pav. Vieno lyno slinkties ir apkrovos ciklų skaičiaus priklausomybės  
**Fig. 2.16.** Relationships between strand slip and number of load cycles



Lyno sukibčiai įtakos turi šalčio poveikis. Po 1 000 apkrovos ciklų šaldytų bandinių lyno slinktis, veikiant 0,5 sukibties įtempių intensyvumui, buvo 2 kartus mažesnė, palyginti su 0,6 sukibties įtempių intensyvumu. Po 1 000 apkrovos ciklų, veikiant 0,5 ir 0,6 sukibties įtempių intensyvumams, šalčio paveiktų bandinių lyno slinktis yra 51 % ir 7 % didesnė, nei šalčio nepaveiktų bandinių. Cikliška užšalantis ir atšylantis vanduo pažeidžia armatūros ir betono kontakto zoną, todėl šalčio paveiktų bandinių lyno slinktis buvo didesnė.

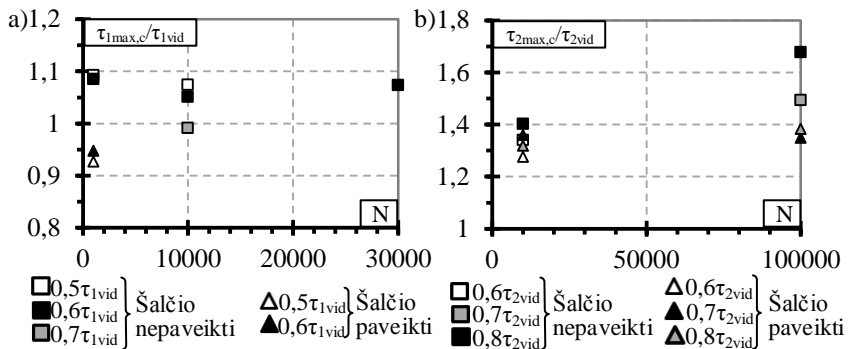


2.17 pav. Vieno lyno sukibties įtempių ir slinkties kreivės po ciklinės apkrovos poveikio

Fig. 2.17. Bond stress-slip curves of pullout specimens after the influence of cyclic loading

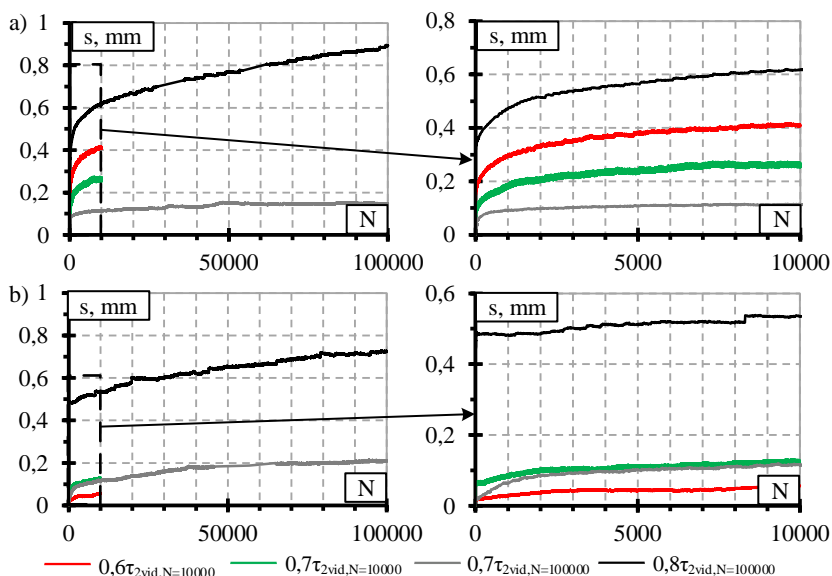
Visi bandiniai su vienu lynu po skirtingo ciklinės apkrovos poveikio bandyti statine apkrova iki suirimo ir nustatytas sukibties stipris (2.17 pav.). Charakteringos sukibties įtempių ir slinkties kreivės, taip pat kaip ir statinės apkrovos atveju,

yra „banguojančio“ pobūdžio, atspindinčio trijų vijų lyno geometrinius parametrus (2.17 pav., a). Gauti rezultatai parodė, kad, veikiant 0,5 ir 0,6 sukibties įtempių intensyvumams, vidutinis sukibties stipris padidėjo 9 %, palyginti su statine apkrova bandytų bandinių vidutiniu sukibties stipriu (2.18 pav., a). Sukibties stiprio padidėjimas po ciklinės apkrovos poveikio gali būti paaiškintas betono sutankinimu tarp armatūros nelygumų (rumbų, įspaudo, suvijimų), užpildų tarpusavio sąveikos vidiniuose plyšiuose, atsirandančiuose aplink armatūrą, bei užpildų sąveikos su armatūros paviršiumi. Bandinių sukibties stipris, veikiant 0,7 sukibties įtempių intensyvumui, apytiksliai lygus statinės apkrovos sukeliama vidutiniam sukibties stipriui (statiniam sukibties stipriui). Tyrimai parodė, kad, veikiant sukibties įtempių intensyvumui  $\leq 0,7$ , ciklinė apkrova nedaro neigiamos įtakos armatūros sukibties stipriui, kai apkrovos ciklų skaičius  $\leq 10\,000$ . Šalčio paveiktų bandinių su vienu lynu sukibties stipris po ciklinės apkrovos poveikio yra 5–7 % mažesnis, nei statine apkrova veikiamo šalčio paveikto vieno lyno sukibties stipris (2.18 pav., a). Pagal 2.3.1 skirsnyje pateiktą metodiką nustatomi sukibties įtempių redukavimo koeficientai ( $\phi$ ) šalčio paveiktiems bandiniams su vienu lynu po ciklinės apkrovos poveikio. Šie koeficientai, veikiant 0,5 ir 0,6 sukibties įtempių intensyvumams, atitinkamai yra 0,797 ir 0,823. Įvertinus sukibties įtempių redukavimo koeficientus, šalčio poveikio tyrimai parodė, kad veikiant 0,5 ir 0,6 sukibties įtempių intensyvumams, po 1 000 apkrovos ciklų šalčio paveikto vieno lyno sukibties stipris sumažėjo 20 % ir 18 % palyginti su šalčio nepaveikto lyno sukibties stipriu. Tai rodo, kad šalčio ir ciklinės apkrovos poveikis sukėlė sukibties stiprio sumažėjimą.



**2.18 pav.** Priklausomybės tarp sukibties stiprio po ciklinės apkrovos ir statinio sukibties stiprio santykio ir apkrovos ciklų skaičiaus: a) bandinių su vienu lynu; b) bandinių su sudvejintais lynais

**Fig. 2.18.** Relationship between ratio of maximum bond stress after cyclic loading to static loading and number of cycles: a) pullout specimens; b) beam specimen



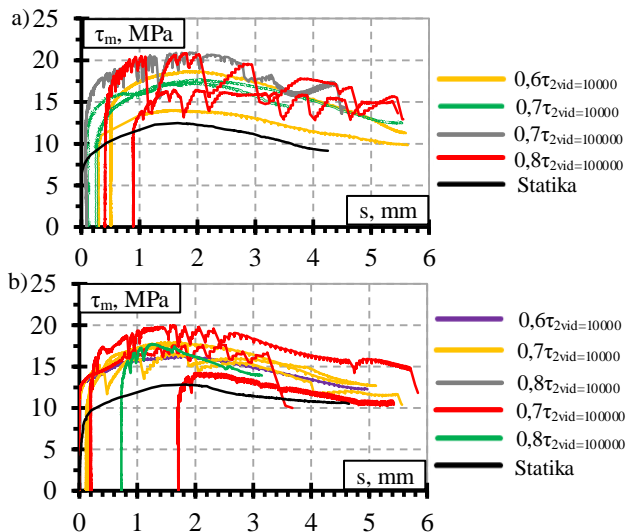
**2.19 pav.** Sudvejintų lynų slinkties nuo ciklų skaičiaus priklausomybės:  
a) šalčio nepaveiktų bandinių; b) šalčio paveiktų bandinių

**Fig. 2.19.** Relationship between reinforcement slip and number of load cycles for beam specimens: a) samples unaffected by frost; b) samples affected by frost

Sudvejintų lynų sukibties bandymai, veikiant ciklinei apkrovai atlikti pagal 2.1.2 skirsnyje aprašytą bandymo metodiką. Bandiniai su sudvejintais lynais bandyti skirtingais intensyvumais ( $\tau_{max,c}/\tau_{2vid} = 0,6-0,8$ ) ir juos veikė skirtingas apkrovos ciklų skaičius ( $N = 10\,000, 100\,000$ ). Dalis bandinių prieš dinaminį bandymą buvo paveikti 200 užšalimo ir atšilimo ciklų. Pagrindiniai sudvejintų lynų sukibties bandymų cikline apkrova rezultatai pateikti 2.12 lentelėje ir 2.19 paveiksle. Pateiktos šalčio nepaveiktų (2.19 pav., a) ir šalčio paveiktų (2.19 pav., b) bandinių su sudvejintais lynais slinkties ir apkrovos ciklų skaičiaus priklausomybės. Tyrimų rezultatai parodė, kad šalčio nepaveiktų bandinių su sudvejintais lynais po 100 000 apkrovos ciklų, veikiant 0,7 sukibties įtempimų intensyvumui, lino slinktis buvo 5 kartus mažesnė, nei veikiant 0,8 sukibties įtempimų intensyvumui. Kuo didesnis sukibties įtempimų intensyvumas ir apkrovos ciklų skaičius, tuo didesnė lynų slinktis šalčio paveiktuose bandiniuose su sudvejintais lynais (2.19 pav., b). Lino slinktis po šalčio poveikio ir po 100 000 apkrovos ciklų, veikiant 0,7 sukibties įtempimų intensyvumui, buvo 8 % mažesnė, nei veikiant 0,8 sukibties įtempimų intensyvumui. Tuo tarpu veikiant tam pačiam sukibties įtempimų intensyvumui (0,7), po 10 000 apkrovos ciklų lino slinktis buvo 4,4 karto mažesnė nei po 100 000 apkrovos ciklų. Šalčio nepaveiktų bandinių su sudvejintais lynais armatūros slinktis po 100 000 apkrovos ciklų, veikiant 0,7 ir

0,8 sukibties įtempių intensyvumams, yra atitinkamai 5,1 karto ir 10 % mažesnė, palyginti su šalčio nepaveiktais bandiniais. Sudvejintų lynų sukibtį lemia ne tik geras kontaktas su betonu, tačiau ir tarp lynų atsirandanti trintis. Šiuos rezultatus lemia sudėtinga lyno geometrija (įspaudai, suvijimai) elemento ilgyje bei dviejų lynų tarpusavio sąveika.

Ciklinės apkrovos poveikis turėjo įtakos sudvejintų lynų sukibties stipriui. Šalčio nepaveiktų bandinių su sudvejintais lynais sukibties stipris po ciklinės apkrovos poveikio yra 34–68 % didesnis, nei statine apkrova veikiamų šalčio nepaveiktų sudvejintų lynų vidutinis sukibties stipris. Šalčio paveiktų bandinių su sudvejintais lynais sukibties stipris po ciklinės apkrovos poveikio yra 28–38 % didesnis, nei statine apkrova veikiamų šalčio paveiktų sudvejintų lynų vidutinis sukibties stipris (2.18 pav., b). Pagal 2.3.1 skirsnyje pateiktą metodiką nustatomi sukibties įtempių redukavimo koeficientai ( $\phi$ ) šalčio paveiktiems bandiniams su sudvejintais lynais po ciklinės apkrovos poveikio. Šie koeficientai, veikiant 0,6, 0,7 ir 0,8 sukibties įtempių intensyvumams, atitinkamai yra 0,860, 0,819 ir 0,836. Įvedus sukibties įtempių pataisos koeficientą, įvertinantį betono gniuždomąjį stiprį, gauta, kad šalčio paveiktų bandinių su sudvejintais lynais sukibties stipris po ciklinės apkrovos poveikio yra 19–21 % mažesnis, nei šalčio nepaveiktų bandinių su sudvejintais lynais. Tai rodo, kad šalčio poveikis lėmė armatūros ir betono kontakto zonos pažeidimą.



**2.20 pav.** Sudvejintų lynų sukibties įtempių slinkties kreivės po ciklinės apkrovos poveikio: a) šalčio nepaveiktų bandinių; b) šalčio paveiktų bandinių

**Fig. 2.20.** Bond stress-slip curves of beam specimens after cyclic loading:

a) samples unaffected by frost; b) samples affected by frost

**2.12 lentelė.** Pagrindiniai sudvejintų lynų sukibties bandymų rezultatai  
**Table 2.12.** Main test result of two bundled strands

Serija	Bandinys	$\tau_{max,c}/\tau_{2,vid}$	Apkrovos ciklų skaičius (N)	$\emptyset_2$	mm								$F_{2,c}$ kN	$\tau_{2,c}$ MPa	
					$a_1$	$a_2$	$a_3$	$z$	$l_{2b}$	$\tau_{2,c}$	$\tau_{2,c,vid}$				
CL	CL1	0,6	$10^4$	11,0	228	227	155	87,5	261	80,95	18,70	16,37			
	CL2				228	229,5	156	89,5	245	98,23	14,03				
	CL3	0,7	$10^4$		226	226	156	92	240,5	119,99	17,73	17,52			
	CL4				229,5	228	155,5	88,25	241,5	113,14	17,30				
	CL5				228,75	229,75	155	88,75	251	140,91	20,94		20,94		
	CL6	0,8	$10^5$		230	230	155	88,5	223	97,64	16,47	18,65			
	CL7				230,75	230,25	155	88,5	256	138,99	20,83				
CŠL	CŠL1	0,6	$10^4$		227,75	230,5	155,25	88	251,5	108,80	16,36	16,36			
	CŠL2				232	228	155	88	230,5	109,32	17,97				
	CŠL3	0,7	$10^4$		230,5	229,5	155	85	245	110,82	17,74	17,43			
	CŠL4				229,5	227,5	154,5	88,5	234	104,29	16,58				
	CŠL5				228,75	230	153	88,25	254,5	119,55	17,72				
	CŠL6	0,8	$10^5$		228,75	226,25	155	85	245	90,63	14,23	17,29			
	CŠL7				229,25	231	154,5	89	261,5	139,15	19,91				
	CŠL8	228,25	228,75	155	83,25	265,5	118,45	17,72	17,72						

Šalčio paveiktų ir nepaveiktų bandinių sukibties įtempių ir armatūros slinkties kreivėse atsispindi pasikartojantis sukibties įtempių staigus sumažėjimas ir po jo einantis didėjimas (pjūklo formos kreivės) (2.20 pav.). Toks kreivių pobūdis atsiranda dėl skirtingos abiejų lynų slinkties vienas kito atžvilgiu. Kai tik vieno lyno slinktis tampa didesnė už kito, t. y. vienas lynas praslysta daugiau nei šalia esantis, tuomet tarp abiejų lynų paviršių atsiranda papildoma trinties jėga išilgai sudvejintų lynų. Lyną tempiant jie bando išsisukti, todėl atsiranda papildoma skersinė apgniuždymo jėga, kuri padidina trinties jėgą. Nugalėjus trinties jėgą, įvyksta antrojo lyno staigus praslydimas, o tuo pačiu ir sukibties įtempių sumažėjimas. Atsiradusią papildomą trinties jėgą tarp sudvejintų lynų dar labiau didina lynų išpaudai, kurie padidina paviršiaus šiurkštumą.

Sudvejintų lynų sukibties stiprio didelis padidėjimas po ciklinės apkrovos poveikio, kaip ir vieno lyno atveju, gali būti paaiškintas betono sutankinimu tarp armatūros nelygumų, užpildų tarpusavio sąveikos vidiniuose plyšiuose, užpildų sąveikos su armatūros paviršiumi bei papildoma trinties jėga, atsirandančia dėl sąveikos tarp dviejų lynų.

## **2.4. Iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių bėgvietės sekcijos betono deformacijų ir pleišėjimo rezultatai**

Šiame poskyryje pateikiami neeksploatuotų, neeksploatuotų laboratorijoje šaldytų ir trejus metus geležinkelyje eksploatuotų iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių eksperimentinių tyrimų rezultatai ir jų analizė. Iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgiai yra veikiami įvairių apkrovų, kurias sukelia skirtingo tipo ir svorio traukiniai (krovininiai, keleiviniai), todėl 2.4.1 skirsnyje analizuojami statinės apkrovos, o 2.4.2 skirsnyje – ciklinių apkrovų eksperimentinių tyrimų rezultatai. Iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgiai eksploatuojami atviroje aplinkoje atšiauriais sąlygomis, todėl 2.4.3 skirsnyje analizuojama eksploatuotų pabėgių betono struktūra ir pažaidos bei jų įtaka pabėgių ilgaamžiškumui.

### **2.4.1. Statinės apkrovos poveikis pabėgių pleišėjimui ir deformacijoms**

Tyrimų objektas – iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgiai (2.2 pav.). Atlikti trejus metus eksploatuotų geležinkelyje ir tiek pat laiko gamyklos teritorijoje sandėliuotų neeksploatuotų pabėgių eksperimentiniai tyrimai, veikiant statine apkrova.

Pabėgių tyrimai, veikiant statinei apkrovai, atliekami pagal 2.1.1 skirsnyje pateiktą metodiką. Visi tirti pabėgiai buvo vienodų geometrinių charakteristikų. Pabėgiai suskirstyti į dvi serijas: 2 vnt. neeksploatuotų pabėgių (NS) ir 5 vnt. eksploatuotų pabėgių (ES).

**2.13 lentelė.** Pabėgių veikiamų statine apkrova tyrimų rezultatai

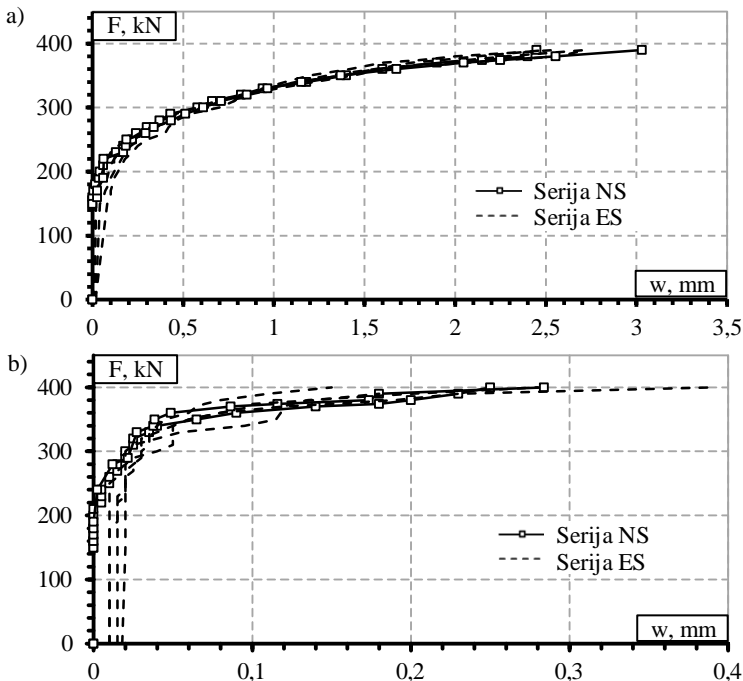
**Table 2.13.** Test results of sleepers under static loading

Serija	Bandinys	$F_{0s}$	$F_{cr}$	$F_{0,05s}$	$F_{0,5s}$	$F_{rBs}$	$F_{RDs}$
		( $M_{0s}$ )	( $M_{cr}$ )	( $M_{0,05s}$ )	( $M_{0,5s}$ )	( $M_{rBs}$ )	( $M_{RDs}$ )
		>149,6 (19,8)		>269,3 (35,7)	>374 (49,6)		
kN (kNm)							
NS	NS 330_1	149,6 (19,8)	190 (25,2)	320 (42,4)	–	390 (51,7)	400 (53,0)
	NS 432_1		170 (22,5)	320 (42,4)	–	420 (55,7)	430 (57,0)
ES	ES 2_1		–	330 (43,7)	420 (55,7)	430 (57,0)	438,9 (58,2)
	ES 5_1		–	360 (47,7)	430 (57,0)	430 (57,0)	440 (58,3)
	ES 6_1		–	340 (45,1)	420 (55,7)	420 (55,7)	430 (57,0)
	ES 7_1	–	310 (41,1)	420 (55,7)	420 (55,7)	420 (55,7)	
	ES 8_1	–	320 (42,4)	–	420 (55,7)	443,4 (58,8)	

$F_{0s}$  – pradinė bėgvietsės sekcijos bandymo statinė apkrova,  $F_{cr}$  – pleišėjimo apkrova,  $F_{0,05s}$  ir  $F_{0,5s}$  – didžiausioji statinė bandymo apkrova, kai apatinėje bėgvietsės sekcijoje, neveikiant jos apkrova, lieka 0,05 mm ir 0,5 mm pločio plyšys,  $F_{rBs}$  – didžiausia bandymo statinė apkrova, kurios nebegalima didinti,  $F_{RDs}$  – statinė suirimo apkrova.

Pagal LST EN 13230 reikalavimus bandyti pabėgiai turi tenkinti tris kontrolines statines apkrovas ( $F_{cr}$ ,  $F_{0,05s}$ ,  $F_{0,5s}$  arba  $F_{rBs}$ ). Jei bent viena iš šių apkrovų yra netenkinama, pabėgis laikomas netinkamu eksploatuoti. Eksperimentiniai pabėgių, veikiamų statine apkrova, bėgvietsės sekcijos tyrimų rezultatai pateikti 2.13 lentelėje. Eksperimentinių tyrimų metu gauti rezultatai rodo, kad eksperimentinės apkrovos yra didesnės, nei pabėgių statinė kontrolinė pleišėjimo apkrova  $F_{cr} = 149,6$  kN ir kontrolinės liekamojo plyšio apkrovos  $F_{0,05s} = 269,3$  kN ir

$F_{0,5s} = 374 \text{ kN}$ , todėl visi tirti pabėgiai tenkina statinio bandymo kontrolines apkrovas (2.13 lentelė). Visų eksploatuotų pabėgių bėgvietės sekcijoje prieš bandymą buvo liekamasis plyšys, todėl pleišėjimo apkrova nenustatyta. Eksploatuotų pabėgių kontrolinė liekamojo plyšio apkrova  $F_{0,05s}$  yra iki 12 % didesnė, palyginti su neeksploatuotais pabėgiais. Tai rodo, kad liekamasis plyšys iki 0,05 mm pločio eksploatuotuose pabėgiuose vystosi lėčiau. Neeksploatuotų pabėgių liekamasis plyšys nepasiekė 0,5 mm pločio iki suirimo. Tuo tarpu beveik visuose tirtuose eksploatuotuose pabėgiuose atsivėrė 0,5 mm pločio liekamasis plyšys ir laikomoji galia buvo 0–11 % didesnė nei neeksploatuotų pabėgių.



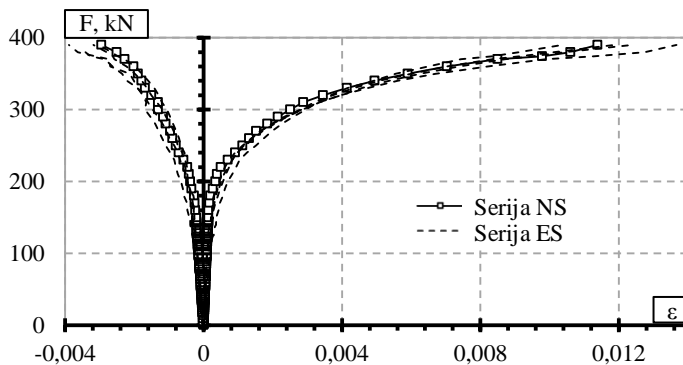
**2.21 pav.** Apkrovos ir plyšio pločio priklausomybės: a) plyšio plotis veikiant statinei apkrovai; b) liekamasis plyšio plotis

**Fig. 2.21.** Relationship between load and crack width: a) crack width under static loading ; b) residual crack width

Plyšio pločio vystymasis priklauso nuo armatūros ir betono bendro darbo. Sukibties tyrimų rezultatai po ciklinės apkrovos poveikio parodė, kad padidėjo armatūros sukibties stipris. Kadangi pabėgių eksploatavimo geležinkelyje metu



juos veikė ciklinės apkrovos, todėl dėl padidėjusios sukibties plyšio pločiai vystėsi lėčiau nei neeksploatuotų pabėgių. Tai lėmė nedidelį eksploatuotų pabėgių laikomosios galios padidėjimą, palyginti su neeksploatuotais pabėgiais.



**2.22 pav.** Apkrovos ir pabėgių bėgvietės sekcijos gniuždomųjų ir tempiamųjų betono deformacijų priklausomybės

**Fig. 2.22.** Relationship between load and compressive and tensile deformations of rail seat section of concrete sleepers

Eksperimentinių tyrimų rezultatai parodė, kad eksploatuotų pabėgių plyšių pločiai yra didesni arba apytiksliai lygūs, palyginti su neeksploatuotu pabėgiu NS 432\_1 (2.21 pav., a). Pabėgio NS 330\_1 laikomoji galia buvo mažesnė nei pabėgio NS 432\_1 ir plyšio plotis vystėsi greičiau, veikiant apkrovoms, artimoms suirimo apkrovai. Todėl pabėgio NS 330\_1 plyšio plotis, veikiant  $F_{rBs} = 390$  kN apkrovai, buvo 11–24 % didesnis nei pabėgio NS 432\_1. Iki 0,5 mm plyšio pločio eksploatuotų pabėgių plyšiai vystėsi greičiau dėl pradinio bėgvietės sekcijos supleišėjimo, o nuo 0,5 mm apkrovos plyšio pločio kreivių pobūdis yra panašus į neeksploatuotų pabėgių (2.21 pav., a). Veikiant pirmoms apkrovimo pakopoms, eksploatuotų pabėgių liekamasis plyšys nesivystė, bet pradėjo didėti veikiant 190–280 kN apkrovoms (2.21 pav., b). Tai rodo, kad eksploatavimo metu geležinkelėje pabėgius galėjo veikti tokio lygio apkrovos, dėl kurių pabėgio bėgvietės sekcijos tempiamosioje zonoje atsivėrė plyšiai. Skirtumas tarp eksploatuotų ir neeksploatuotų pabėgių liekamojo plyšio pločio yra nuo 1,4 iki 2,6 karto. Rezultatų sklaida galima dėl užpildų ir atskilusio betono gabaliukų padėties kitimo plyšyje bandinio apkrovimo ir nukrovimo metu.

**2.14 lentelė.** Pabėgių suirimo pobūdis**Table 2.14.** Character of sleeper failure

Serija	Bandinys	Suirimo pobūdis
NS	NS 330_1	Armatūros trūkimas
	NS 432_1	Armatūros trūkimas
ES	ES 2_1	Armatūros trūkimas
	ES 5_1	Armatūros trūkimas
	ES 6_1	Gniuždoma betono zona
	ES 7_1	Gniuždoma betono zona
	ES 8_1	Armatūros trūkimas

Ekspluatuotų ir neeksploatuotų pabėgių bėgvietės sekcijos tempiamųjų ir gniuždomųjų deformacijų pasiskirstymo pobūdis yra panašus (2.22 pav.). Tačiau skirtumas tarp eksploatuotų ir neeksploatuotų pabėgių tempiamųjų ir gniuždomųjų deformacijų yra iki 17 % ir iki 24 %. Didžiausios gniuždomosios zonos deformacijos pasireiškė eksploatuotuose pabėgiuose ES 6\_1 ir ES 7\_1 – 0,00389 ir 0,00342. Šį skirtumą lėmė suirimo charakteris (2.14 lentelė). Šie pabėgiai suiro bėgvietės sekcijos gniuždomojoje zonoje. Kiti bandiniai suiro dėl armatūros trūkimo tempiamojame zonoje ir gniuždomosios betono deformacijos buvo mažesnės.

**2.4.2. Ciklinės apkrovos poveikis pabėgių pleišėjimui ir deformacijoms**

Pabėgių tyrimai, veikiant ciklinėms apkrovoms, atlikti pagal 2.1.1 skirsnyje pateiktą bandymų metodiką. Betono deformacijos bėgvietės sekcijos betono paviršiuje ir plyšio plotis matuoti kiekvienoje apkrovimo pakopoje kas 5 000 apkrovos ciklų. Matavimai atlikti vienuolikoje pakopų nuo 0 iki 55 000 apkrovos ciklų. Eksperimentinių tyrimų programa pateikta 2.15 lentelėje. Cikline apkrova bandyti bandiniai suskirstyti į tris serijas: neeksploatuoti pabėgiai (NC), eksploatuoti pabėgiai (EC) ir neeksploatuoti šalčio paveikti pabėgiai (NŠC). Eksperimentinių tyrimų rezultatai pateikti 2.16 lentelėje.

**2.15 lentelė.** Eksperimentinių tyrimų programa, veikiant ciklinėms apkrovoms**Table 2.15.** Programme of experimental research under cyclic loadings

Bandymo tipas	Neeksploatuoti pabėgiai (NC)	Ekspluatuoti pabėgiai (EC)	Šalčio paveikti pabėgiai (NŠC)
Ciklinė apkrova	3	5	5

**2.16 lentelė.** Pabėgių, veikiamų cikline apkrova, tyrimų rezultatai**Table 2.16.** Test results of sleepers under cyclic loading

Serija	Bandinys	$F_{0c}$	$F_{cr}$	$F_{0,05c}$	$F_{0,5c}$	$F_{rBc}$	$F_{RDc}$
		( $M_{0c}$ )	( $M_{cr}$ )	( $M_{0,05c}$ )	( $M_{0,5c}$ )	( $M_{rBc}$ )	( $M_{RDc}$ )
		>149,6 (19,8)		>224,4 (29,7)	>329,1 (43,6)		
kN (kNm)							
NC	NC 328_1	149,6 (19,8)	169,6 (22,5)	284,4 (37,7)	–	349,1 (46,3)	369,7 (49,0)
	NC 330_2		169,6 (22,5)	284,4 (37,7)	–	349,1 (46,3)	370,1 (49,0)
	NC 800_2		169,6 (22,5)	284,4 (37,7)	–	349,1 (46,3)	377,3 (50,0)
EC	EC 2_2		–	244,4 (32,4)	–	329,1 (43,6)	349,8 (46,3)
	EC 5_2		–	284,4 (37,7)	–	329,1 (43,6)	351,8 (46,6)
	EC 6_2		–	264,4 (35,0)	–	329,1 (43,6)	349,9 (46,4)
	EC 7_2		–	244,4 (32,4)	–	329,1 (43,6)	349,5 (46,3)
	EC 8_2		–	284,4 (37,7)	–	329,1 (43,6)	350,3 (46,4)
NŠC1	NŠC1 327_1		169,6 (22,5)	284,4 (37,7)	–	349,1 (46,3)	369,1 (48,9)
	NŠC1 800_1		169,6 (22,5)	284,4 (37,7)	–	349,1 (46,3)	369,1 (48,9)
NŠC2	NŠC2 9	189,6 (25,1)	284,4 (37,7)	–	349,1 (46,3)	369,1 (48,9)	
	NŠC2 10	189,6 (25,1)	284,4 (37,7)	–	369,1 (48,9)	389,1 (48,9)	
	NŠC2 431_1	169,6 (22,5)	284,4 (37,7)	–	349,1 (46,3)	369,1 (48,9)	

$F_{0c}$  – pradinė bėgvietsės sekcijos bandymo ciklinė apkrova,  $F_{cr}$  – pleišėjimo apkrova,  $F_{0,05c}$  ir  $F_{0,5c}$  – didžiausioji ciklinė bandymo apkrova, kai apatinėje bėgvietsės sekcijoje, neveikiant jos apkrova, lieka atitinkamai 0,05 mm ir 0,5 mm pločio plyšys,  $F_{rBc}$  – didžiausia bandymo ciklinė apkrova, kurios nebegalima didinti,  $F_{RDc}$  – ciklinė surimo apkrova

Atliekant ciklinės apkrovos eksperimentinius bandymus pagal LST EN 13230 rekomendacijas (2.1.1 skirsnis), pabėgis turi tenkinti tam tikrus pleišėjimo reikalavimus, kuriuos apibrėžia kontrolinės apkrovos ( $F_{cr} = 149,6$  kN,  $F_{0,05c} = 224,4$  kN,  $F_{0,5c} = 329,1$  kN arba  $F_{rBc} = 329,1$  kN). Bandymo cikline apkrova rezultatai rodo, kad visos kontrolinės apkrovos yra tenkinamos ir eksperimentinės apkrovos yra didesnės, nei nustatytos pagal LST EN 13230 rekomendacijas (2.16 lentelė).

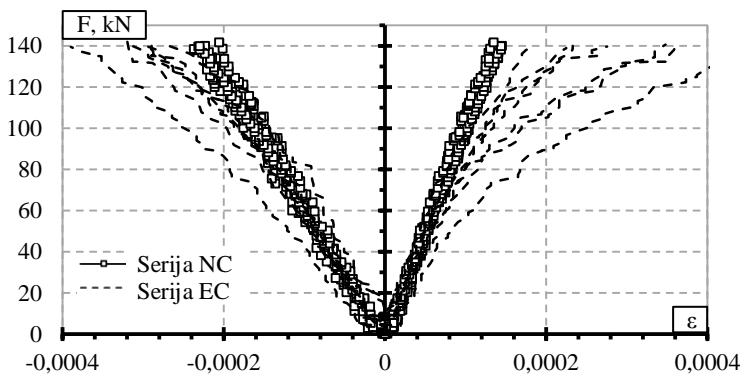
Ciklinė apkrova atverianti 0,05 mm liekamąjį plyšio plotį, eksploatuotuose pabėgiuose yra 0–16 % mažesnė, palyginti su neeksploatuotais pabėgiais (2.16 lentelė). Tai rodo, kad pradinės eksploatuotų pabėgių pažaidos daro neišvengiamą įtaką pabėgio pleišėjimui, veikiant ciklinei apkrovai. Greitesnis liekamųjų plyšių vystymasis ir ciklinės apkrovos poveikis lemia laikomosios galios sumažėjimą iki 8 %, t. y. eksploatuoti pabėgiai suiro viena apkrovos pakopa anksčiau (po 55 000 ciklų) nei neeksploatuoti pabėgiai (po 60 000 ciklų). Ciklinė apkrova pagreitina liekamojo plyšio pločio didėjimą, palyginti su statine apkrova.

### 2.17 lentelė. Pabėgių suirimo pobūdis

**Table 2.17.** Character of sleepers failure

Serija	Bandinys	Apkrovos ciklai iki suirimo	Suirimo pobūdis
NC	NC 328_1	63 249	Armatūros trūkimas
	NC 330_2	60 947	Armatūros trūkimas
	NC 800_2	64 024	Armatūros trūkimas
EC	EC 2_2	59 641	Armatūros trūkimas
	EC 5_2	59 181	Armatūros slinktis ir trūkimas
	EC 6_2	59 259	Armatūros slinktis ir gniuždomosios zonos irtis
	EC 7_2	57 318	Armatūros trūkimas
	EC 8_2	57 705	Armatūros trūkimas
NŠC1	NŠC1 327_1	62 670	Armatūros slinktis ir trūkimas
	NŠC1 800_1	62 008	Gniuždomoji betono zona
NŠC2	NŠC2 9	62 963	Armatūros slinktis ir trūkimas
	NŠC2 10	65 959	Armatūros slinktis ir trūkimas
	NŠC2 431_1	64 999	Armatūros slinktis ir trūkimas

Pradinės eksploatuotų pabėgių pažaidos neigiamai paveikė betono deformacijų vystymąsi bėgvietsės sekcijoje. 2.23 paveiksle pateiktos tempiamųjų ir gniuždomųjų betono deformacijų bėgvietsės sekcijoje vystymosi kreivės, veikiant apkrovoms, mažesnėms nei pleišėjimo apkrova. Neeksploatuotuose pabėgiuose deformacijos pasiskirsto apytiksliai tiesiškai ir betonas dirba tamprioje stadijoje. Eksploatuotuose pabėgiuose deformacijų kreivės yra nukrypusios nuo tiesiško pasiskirstymo ir pasireiškia plastinės betono deformacijos. Tai lėmė pradinės eksploatuotų pabėgių pažaidos, kurios pagreitino betono savybių blogėjimą.

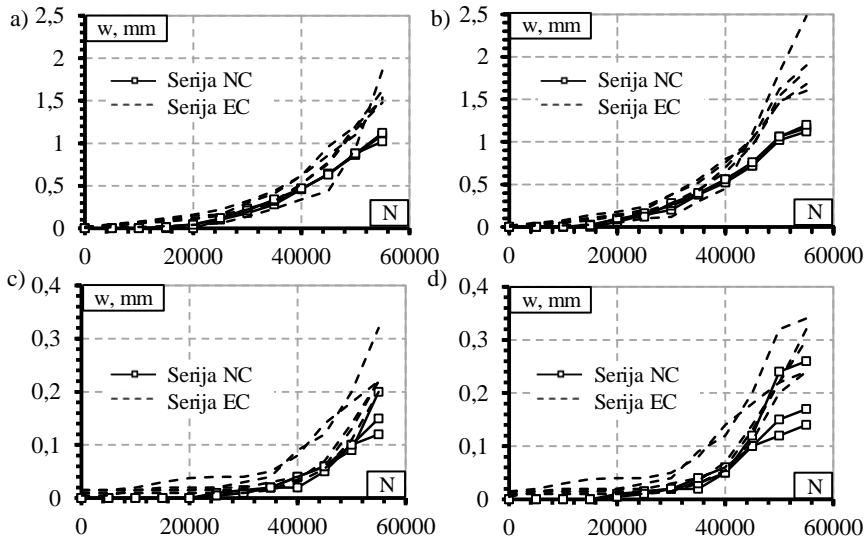


**2.23 pav.** Pabėgių bėgvietsės sekcijos apkrovos ir deformacijų priklausomybės iki pleišėjimo apkrovos

**Fig. 2.23.** Load–deformation relationship of rail seat section of concrete sleepers before cracking load

2.24 paveiksle pateiktos neeksploatuotų ir eksploatuotų pabėgių plyšio pločio ( $w$ ) priklausomybės nuo apkrovos ciklų skaičiaus ( $N$ ). Eksperimentiniai tyrimų rezultatai rodo, kad eksploatuotų pabėgių ciklinės apkrovos sukeltas plyšys vystosi greičiau ir yra didesnis nei neeksploatuotų pabėgių. Dėl pradinių eksploatuotų pabėgių pažaidų (plyšys bėgvietsės sekcijoje), atsiradusių eksploatacijos metu geležinkelyje, jau pirmose ciklinės apkrovos pakopose atsiranda skirtumas tarp eksploatuotų ir neeksploatuotų pabėgių plyšio pločių. Eksploatuotų pabėgių plyšio plotis iki 20 000 apkrovos ciklų didėjo greičiau. Tarp 25 000 ir 40 000 apkrovos ciklų skirtumas tarp eksploatuotų ir neeksploatuotų pabėgių plyšio pločių sumažėjo arba tapo lygus. Veikiant didesnėms apkrovoms amplitudėms, apytiksliai nuo 40 000 apkrovos ciklų sparčiau mažėja eksploatuotų pabėgių bėgvietsės sekcijos standumas ir didėja plyšio plotis. Eksploatuotų pabėgių plyšio plotis, veikiant apkrovoms, artimoms suirimo apkrovai, buvo 25–44 % didesnis nei neeksploatuotuose pabėgiuose. Eksploatuoto pabėgio EC 5\_2 plyšio plotis iki 2,3 karto

didesnis už neeksploatuoto pabėgio. Liekamojo plyšio rezultatų sklaida yra didesnė ir skirtumas tarp eksploatuotų ir neeksploatuotų pabėgių plyšio pločių yra iki 2,7 karto. Didesnius eksploatuotų pabėgių plyšio pločius lėmė pradinės pabėgių pažaidos, kurios sukėlė betono plastines deformacijas (2.23 pav.).

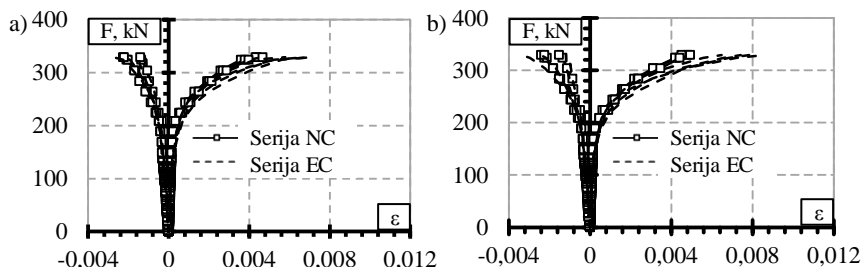


**2.24 pav.** Plyšio pločio vystymosi rezultatai: plyšio plotis a) prieš ciklinę apkrovą; b) po ciklinės apkrovos; liekamasis plyšio plotis c) prieš ciklinę apkrovą; d) po ciklinės apkrovos

**Fig. 2.24.** Results of crack width development: crack width a) before cyclic loading; b) after cyclic loading; residual crack width c) before cyclic loading; d) after cyclic loading

Eksploatuotų ir neeksploatuotų pabėgių bėgvietės sekcijos plyšio pločio ir apkrovos ciklų skaičiaus kreivių pobūdis (2.24 pav.) atitinka apkrovos ir betono tempiamųjų deformacijų kreivių pobūdį (2.25 pav.). Eksploatuotų pabėgių betono tempiamosios deformacijos yra ženkliai didesnės nei neeksploatuotų pabėgių ir skirtumas sudaro nuo 1,5 iki 2 kartų. Tai lėmė plastinių betono deformacijų vystymasis dėl pradinio pabėgio bėgvietės sekcijos supleišėjimo. Dėl skirtingo eksploatuotų pabėgių suirimo pobūdžio ir skirtingo pažeidimų lygio gautas gniuždomųjų betono deformacijų skirtumas. Pabėgio EC6\_2 suirimas prasidėjo dėl armatūros praslydimo ir po to sekusio jos trūkimo. Toks suirimo pobūdis lėmė 1,8 karto mažesnes gniuždomąsias ir 1,5 karto didesnes tempiamąsias betono deformacijas lyginant su neeksploatuotais pabėgiais. Kitų eksploatuotų pabėgių betono gniuždomosios deformacijos apytiksliai lygios arba 1,5 karto didesnės nei neeksploatuotų pabėgių. Eksploatuotų pabėgių bėgvietės

sekcijoje eksploatacijos metu buvo atsivėrę liekamieji plyšiai, kurie sukėlė liekamąsias deformacijas ir tai lėmė, kad tempiamosios betono deformacijos didėjo greičiau nei neeksploatuotų pabėgių (2.25 pav.).



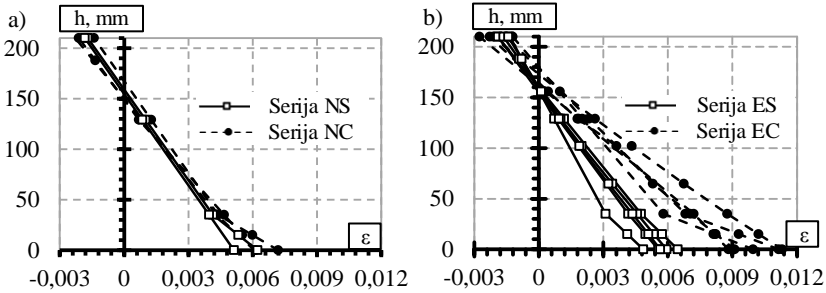
**2.25 pav.** Pabėgių betono deformacijų ir veikiančios apkrovos priklausomybės: a) prieš ciklinę apkrovą; b) po ciklinės apkrovos

**Fig. 2.25.** Relationship between concrete deformations of sleepers and applied load: a) before cyclic loading; b) after cyclic loading

2.26 paveiksle pateiktas statinės ir ciklinės apkrovų sukeltų betono deformacijų pabėgio bėgvietės skerspjūvio aukštyje pasiskirstymas. Statinės ir ciklinės apkrovų sukeltų pabėgių betono deformacijų rezultatai palyginti iki 330 kN ciklinės apkrovos, kuriai veikiant buvo atlikti paskutiniai deformacijų matavimai. Neeksploatuotų pabėgių statinės ir ciklinės apkrovų sukeltos tempiamosios ir gniuždomosios deformacijos yra apytiksliai lygios (2.26 pav., a). Priešingai, eksploatuotų pabėgių ciklinės apkrovos sukeltos tempiamosios betono deformacijos yra iki 2,3 karto didesnės, nei statinės apkrovos sukeltos deformacijos. Ciklinė apkrova turėjo papildomą neigiamą poveikį pabėgio bėgvietės sekcijos degradavimui. Plyšio atsivėrimo vietoje ciklinė apkrova sukėlė įtempių koncentraciją. Šalia statmenojimo plyšio, armatūros ir betono kontakto zonoje, atsiranda horizontalūs plyšiai ir šioje vietoje suardoma sukibtis. Tuomet tempiamojoje bėgvietės sekcijos zonoje tarp plyšio plokštumos ir armatūros atsiranda trintis ir armatūra yra varginama dėl ciklinės apkrovos poveikio (cikliško apkrovimo ir nukrovimo). Plyšyje ties betono kraštais armatūra lenkiama šiek tiek didesniu kampu. Kuo mažesnis pabėgio standumas, tuo didesniu kampu yra lankstoma armatūra ciklinio apkrovimo metu. Armatūros dalis, esanti plyšyje arčiausiai apkrovos veikimo linijos, varginama labiau nei nesupleišėjusioje pabėgio dalyje.

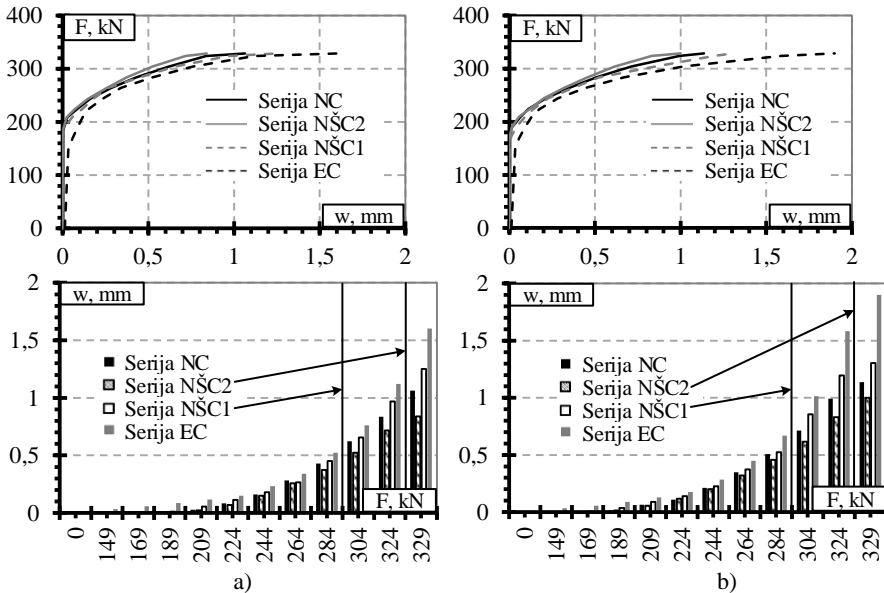
Kai kuriuose pabėgiuose deformacijų pasiskirstymas bėgvietės sekcijos aukštyje yra netiesinis (2.26 pav.). Betono tempiamosios deformacijos yra gerokai didesnės betono apsauginiame sluoksnyje. Šis efektas gali būti paaiškintas betono pleišėjimo įtaka. Pabėgiuose vystėsi vienas pagrindinis plyšys, kuris padalijo betoną į atskirus blokus. Vystantis pagrindiniam plyšiui betono blokuose, atsivėrė antriniai nedideli plyšiai, kurių aukštis buvo žemesnis už tempiamosios armatūros

lygi. Papildomi antriniai plyšiai padidino tempiamąsias betono deformacijas apsauginiame betono sluoksnyje ir lėmė deformacijų nukrypimą nuo tiesinio pasiskirstymo. Betono tempiamųjų deformacijų padidėjimas apsauginiame betono sluoksnyje taip pat gali atsirasti dėl armatūros ir betono sukibties pažeidimo šalia plyšio.



2.26 pav. Betono deformacijos bėgvietsės skerspjūvyje: a) neekspluatuoti pabėgiai; b) ekspluatuoti pabėgiai

Fig. 2.26. Concrete deformations at the cross-section of the rail seat: a) unexploited sleepers; b) exploited sleepers



2.27 pav. Pabėgių plyšio pločio palyginamieji grafikai: a) prieš ciklinę apkrovą; b) po ciklinės apkrovos

Fig. 2.27. Comparable graphics of sleepers crack width: a) before cyclic loading; b) after cyclic loading



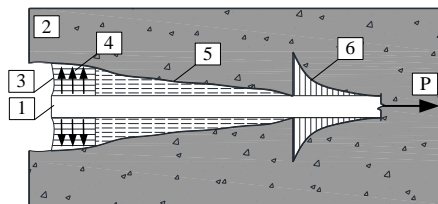
Ekspimentinių tyrimų rezultatai parodė, kad mažesnis bėgvietės gniuždomosios zonos aukštis buvo eksploatuotuose pabėgiuose, veikiant ciklinei apkrovai (2.26 pav., b). Kuo mažesnis lenkiamojo elemento gniuždomosios zonos aukštis, tuo didesni įtempiai pasireiškia tempiamosios zonos armatūroje. Tai lemia spartesnę bėgvietės sekcijos tempiamosios zonos plyšio pločio vystymąsi ir pabėgio standumo mažėjimą, veikiant ciklinei apkrovai. Todėl ciklinė apkrova sukelia didesnes pabėgių pažaidas ir yra pavojingesnė nei statinė apkrova.

Atliekant tyrimus, dalis neeksploatuotų pabėgių (NŠC1, NŠC2) buvo paveikti 200 šaldymo ir atšildymo ciklų ir palyginta, kokią įtaką šaltis daro pabėgio pleišėjimui. Iš neeksploatuotų, neeksloatuotų laboratorijoje šaldytų ir eksploatuotų pabėgių pleišėjimo rezultatų (2.27 pav.) matyti, kad didžiausi plyšiai atsirė eksploatuotuose pabėgiuose. Šalčio paveiktų pabėgių, kurie pirmajame etape buvo apkrauti iki 324,4 kN (NŠC1) ir 284,4 kN (NŠC2) ciklinių apkrovų, plyšio pločiai buvo mažesni iki 48 % ir 31 %, palyginti su eksploatuotais pabėgiais. Didesnė įtaką plyšio pločio didėjimui turėjo mažesnis apkrovos intensyvumas (284,4 kN) šalčio paveiktuose pabėgiuose. Šalčio paveiktų pabėgių, kuriuos veikė mažesnis apkrovos intensyvumas (284,4 kN) (NŠC1), plyšio plotis iki 49 % ir 20 % didesnis už šalčio paveiktų pabėgių, kuriuos veikė didesnis apkrovos intensyvumas (324,4 kN) (NŠC2), ir neeksploatuotų šalčio nepaveiktų pabėgių plyšio pločius. Geležinkelyje eksploatuoti pabėgiai buvo veikiami ne tik statinių ir ciklinių apkrovų, tačiau ir įvairių atmosferos poveikių (saulės, lietaus, temperatūros pokyčių, cheminių komponentų iš oro ir grunto), todėl jų pažaidos ir plyšio pločiai buvo didesni už neeksploatuotų ir tik šalčio paveiktų neeksploatuotų pabėgių plyšio pločius. Nors šaldymo ir atšildymo ciklai neturėjo didelės įtakos liekamajam plyšio pločiui (2.16 lentelė), tačiau pasikeitė pabėgių suirimo pobūdis ir plyšio plotis, veikiant apkrovai, palyginti su neeksploatuotais pabėgiais. 2.17 lentelėje pateikti visų serijų pabėgių (NC, EC, NŠC1, NŠC2), bandytų cikline apkrova, suirimo pobūdis. Neeksploatuotų pabėgių (NC) suirimas įvyko dėl armatūros trūkimo, o kai kurie šalčio paveikti ir eksploatuoti pabėgiai suiro dėl armatūros slinkties ir po to sekusio armatūros trūkimo. Pasikeitęs suirimo pobūdis rodo, kad šalčio ir vandens poveikis lėmė armatūros inkaravimo zonos susilpnėjimą. Neeksploatuotų pabėgių plyšio plotis iki 17 % ir 40 % mažesnis už neeksploatuotų šalčio paveiktų pabėgių, kuriuos veikė mažesnis apkrovos intensyvumas (NŠC1), ir eksploatuotų pabėgių plyšio pločius. Tai rodo, kad šaldymo ir atšildymo ciklai paspartina pabėgio pleišėjimą bei armatūros inkaravimo zonos pažaidas, tačiau natūralioje aplinkoje eksploatuotų pabėgių pleišėjimas vyksta dar sparčiau dėl statinių ir ciklinių apkrovų bei įvairių atmosferos poveikių (lietaus, temperatūros pokyčių, cheminių medžiagų iš oro ir grunto).

### 2.4.3. Aplinkos poveikis pabėgių pleišėjimui

Iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementus, eksploatuojamus natūralioje aplinkoje, veikia ne tik mechaninės apkrovos, tačiau ir įvairūs aplinkos poveikiai (drėgmė, temperatūros pokyčiai, šaltis), sukeldami tempiamuosius įtempius betone.

Įrodyta, kad betono mikro- ir makro-pleišėjimas yra pradinės pažeidos, lemiančios tolimesnį betono struktūros ardymą (Mielez ir Marusin 1995; Collepari 1999; Collepari 2003; Mehta 2006). Pradiniai betono įtempiai atsiranda pabėgių gamybos metu. Technologinių procesų įvairovė (betono kietinimas, temperatūros pokytis, armatūros atleidimas) sukelia sudėtingą įtempių būvį, kuris gali lemti betono pleišėjimą bei sudaryti sąlygas tolimesniam betono struktūros ardymui. Iš anksto įtemptojo gelžbetonio gamybos technologija rodo, kad armatūros atleidimo metu vyksta jos įsitraukimas. Todėl iš anksto įtemptojo gelžbetonio gaminio gale betono ir armatūros kontakto zona pažeidžiama, sudaromos sąlygos drėgmei ir užterštam orui (CO<sub>2</sub>) patekti į armatūros ir betono kontakte esančius mikroplyšius. Tai paspartina cheminių procesų vystymąsi ir naujų cheminių darinių, sukeliančių plėtrą, formavimąsi betono pažeistose zonose ir tolimesnį betono ardymą. Betono struktūros ardymą taip pat paspartina statinių ir ciklinių apkrovų poveikis.



**2.28 pav.** Technologinio plyšio vystymosi užšalant vandeniui schema:

- 1 – armatūra; 2 – betonas; 3 – plyšys; 4 – užšalęs vanduo (ledas);  
5 – neužšalęs vanduo; 6 – įtempių koncentracija nuo užšalancio vandens slėgio

**Fig 2.28.** Propagation of technological crack during freezing of water:

- 1 – reinforcement; 2 – concrete; 3 – crack; 4 – frozen water (ice);  
5 – unfrozen water; 6 – stress concentration due to prepressure of frozen water

Į betono paviršiuje esančius mikro- ir makro-plyšius prasiskverbusi drėgmė ir vanduo užšalant sukelia įtempius betone arba armatūros ir betono kontakto zonoje (2.28 pav.). Užšalęs vanduo plyšio pradžioje sukelia slėgį į betono sienelės ir giliau plyšyje esantį neužšalusį vandenį. Neužšalęs vanduo plyšio gale sudaro hidraulinį slėgį ir sukelia papildomų įtempių koncentraciją. Šie įtempiai ardo armatūros ir betono kontaktinę zoną. Tam, kad būtų sukeltas technologinių ir prie armatūros esančių plyšių vystymasis, jie turi būti užpildyti vandeniu beveik iki 90 % (Bažant *et al.* 1988). Neužšalęs vanduo padeda vystytis kitiems cheminiams

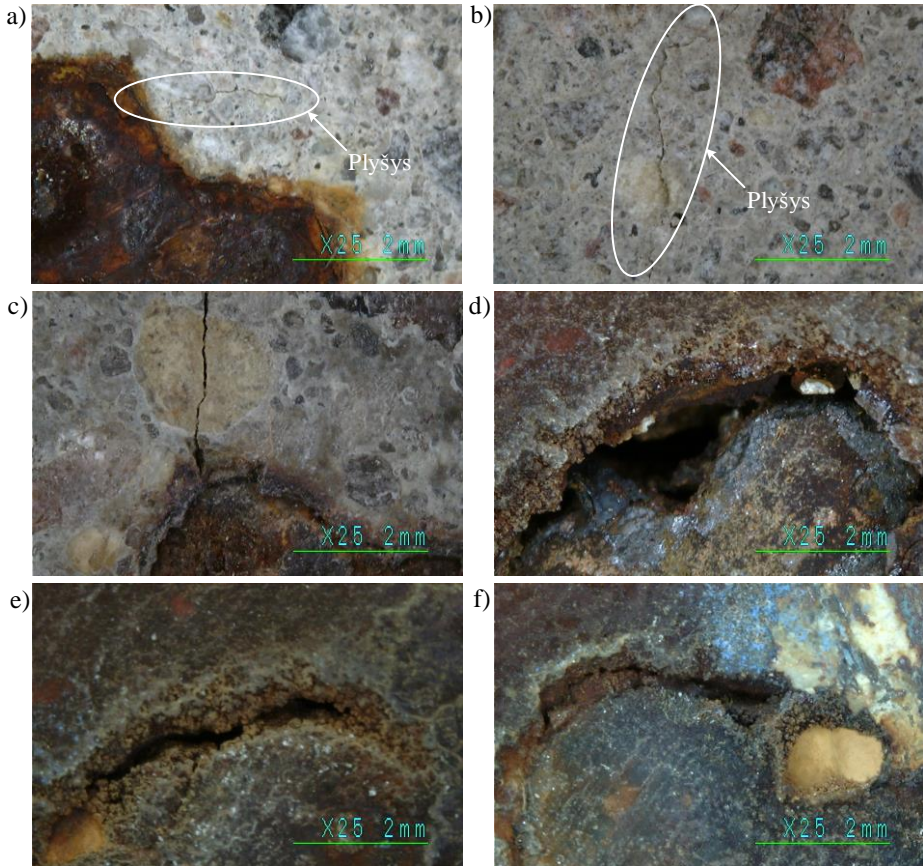
ir fiziniams procesams betono mikroplyšiuose (2.28 pav. (5) ir (6)). Iš aplinkos patekusių cheminių medžiagų, esant drėgmei, gali susiformuoti besiplečiantys kieti naujadarai, kurie sukelia didelius tempiamuosius įtempius ir ardo konstrukcijų paviršius panašiai kaip užšalęs vanduo (Jonaitis *et al.* 2013).

Visų arba kelių poveikių sukeltų tempiamųjų įtempių suma gali viršyti betono tempiamąjį stiprį ir ardyti betono struktūrą. Nors betono pleišėjimas gali įvykti dėl kurios nors vienos iš priežasčių, tačiau prieš tai pasireiškę įtempiai taip pat turi įtakos.

Atlikta trejus metus geležinkelyje eksploatuotų pažeistų pabėgių ir tiek pat laiko saugotų gamyklos teritorijoje neeksploatuotų pabėgių mikroskopinė apžiūra. Nustatyta, kad eksploatuotų pabėgių galuose yra atsivėrę plyšiai betone ir aplink armatūrą (2.29 pav., b). Mikroplyšiai pastebėti ir kai kuriuose neeksploatuotų pabėgių galuose (2.29 pav., a). Apžiūra parodė, kad eksploatuotų pabėgių galuose (2.29 pav., b) betono pažaidos ir plyšiai aplink armatūrą yra didesni nei neeksploatuotuose pabėgiuose (2.29 pav., a). Tai rodo, kad pradinės betono struktūros pažaidos, atsiradusios dėl technologinių poveikių, didėja pabėgių eksploatavimo natūralioje aplinkoje metu. Kontakto zona tarp armatūros ir betono yra pažeidžiama ir pasiekus tam tikrą supleišėjimo lygį betonas gali atskilti (nutrupėti) ir prasidėti pabėgių ardyimas.

Atlikti penkių neeksploatuotų pabėgių šaldymo ir atšildymo eksperimentiniai tyrimai. Neeksploatuotų (saugotų gamyklos teritorijoje) pabėgių gale atidengus armatūrą nustatyta, kad armatūros paviršius yra korodavęs iki 5 mm ilgio. Po 200 šaldymo ir atšildymo ciklų pabėgiai buvo apžiūrėti ir išanalizuotos pabėgių galų betono apie armatūrą pažaidos (2.29 pav., c). Nustatyta, kad armatūros paviršius yra korodavęs iki 23 mm ilgio. Tai patvirtina pradinio įtempių būvio įtaką pabėgių elgsenai, veikiant šalčiui ir drėgmei. Drėgnoje aplinkoje vanduo patenka į betono mikroplyšius bei armatūros ir betono kontakto zoną. Armatūrą veikianti drėgmė sukelia jos koroziją. Susidarę korozijos produktai plečiasi ir ardo betono ir armatūros kontakto zoną. Į susidariusias pažaidas patenka daugiau vandens, kuris užšaldamas sukelia papildomus įtempius ir kartu su korozijos sukelta plėtra dar labiau ardo betono ir armatūros kontakto zoną. Todėl neeksploatuotų šalčio paveiktų pabėgių galuose tarp armatūros ir betono susidarė didesni mikroplyšiai vandens skverbimuisi gilyn, nei neeksploatuotų šalčio nepaveiktų pabėgių galuose (2.29 pav.). Natūralioje aplinkoje eksploatuotų pabėgių galuose, kuriuose betonas nėra atskilęs, armatūra taip pat pažeista korozijos (2.29 pav., b). Kai kurių pažeistų strypų korozijos gylis yra iki 40 mm. Pabėgių eksploatavimo metu juos veikė ne tik šaltis ir drėgmė, tačiau ir grunte bei ore esančios agresyvios medžiagos (sulfatai, CO<sub>2</sub>). Šios medžiagos kartu su vandeniu dalyvauja cheminiuose procesuose, kurie lemia naujų darinių susidarymą betono pažaidose. Tai paspartina

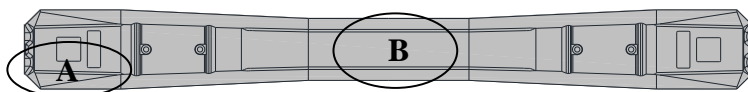
armatūros koroziją bei betono mikroplyšių vystymąsi. Todėl eksploatuotų pabėgių galuose tarp armatūros ir betono susidarė didesni mikroplyšiai nei neeksploatuotuose pabėgiuose.



**2.29 pav.** Armatūros ir betono kontakto pažaidų vaizdai pabėgio gale: a), b) neeksploatuotų; c), d) eksploatuotų; e), f) neeksploatuotų šalčio paveiktų  
**Fig 2.29.** Images of damages of interface between reinforcement and concrete at the end of sleeper: a), b) unexploited; c), d) exploited; e), f) unexploited affected by frost

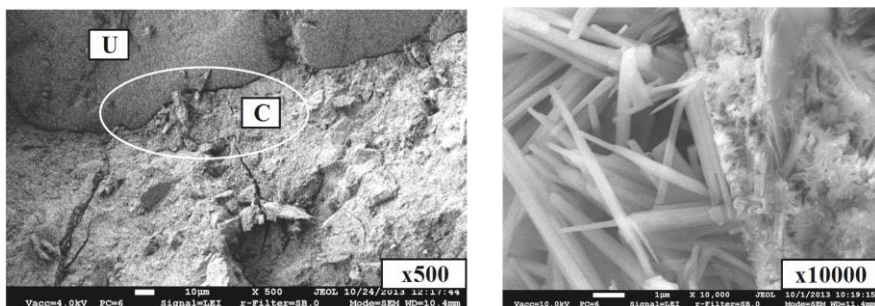
Eksploatuojant pabėgius, armatūros ir betono supleišėjusio kontakto zonoje formuojasi nauji cheminiai dariniai. Atsižvelgiant į kitų autorių atliktus tyrimus (Thomas *et al.* 2008; Collepari 1999), antrinio etringito susidarymas yra viena iš priežasčių, lemianti pabėgių pažaidas. Pagal sudarytą programą, Vilniaus Gedimino technikos universitete, Termoizoliacijos mokslo institute, Statybinių

dirbinių technologijos laboratorijoje atlikti neeksploatuotų ir eksploatuotų pabėgių betono struktūros tyrimai. Betono struktūros tyrimui bandiniai paimti iš kelių neeksploatuotų ir eksploatuotų pabėgių zonų (2.30 pav.). Bandiniai imti armatūros ir betono kontakto zonose bei tarp armatūrų. Bandinių struktūra stebėta lauko emisijos skenuojančiu elektroniniu mikroskopu (SEM) JEOL JSM-7600 F. SEM tyrimų metu atlikta medžiagų rentgeno spindulių energijos dispersinė spektroskopinė (EDS) bei cheminės sudėties analizė ir nustatytas neeksploatuotų ir eksploatuotų pabėgių betono struktūros mikrosupleišėjimas.



2.30 pav. Pabėgis ir bandinių paėmimo zonos: A – pabėgio gale;  
B – pabėgio viduryje

Fig. 2.30. Sleeper and the sampling zones: A – at the end of the sleeper;  
B – in the middle of the sleeper

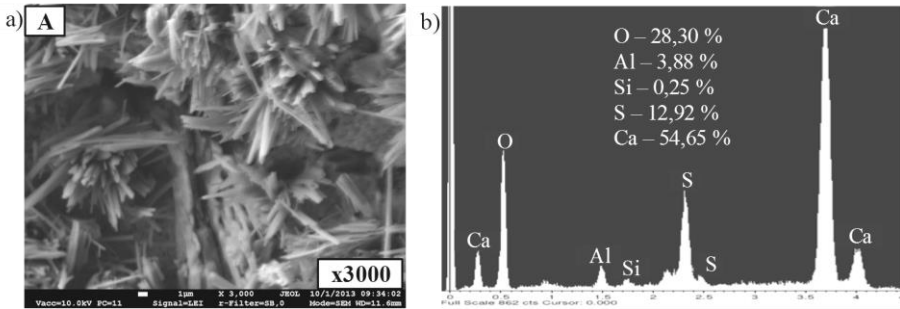


2.31 pav. Bandinio iš eksploatuoto pabėgio mikrostruktūra: U – užpildas;  
C – cementinis akmuo

Fig. 2.31. Microstructure of specimen from the end of the exploited sleeper:  
U – aggregate, C – cement stone

Mikroplyšių atsiradimo priežastis gali būti cementinio akmens ir užpildų nevienodos temperatūrinės ir traukumo deformacijos, kurias sukelia gamybos metu kintanti drėgmė ir temperatūra. Cementinio akmens drėgminės traukumo deformacijos pasiekia ir net viršija savo ribines tempiamąsias deformacijas. Šias deformacijas varžo nesitraukiantys užpildai, todėl aplink užpildus veikia dideli tempiamieji ir radialiniai įtempiai, sukeltys mikroplyšius. Kaip rodo 2.31 paveiksle pateiktą nuotraukų analizė, mikroplyšiai atsiveria cementinio akmens (C) ir užpildų (U) kontakto zonoje. Tai lemia skirtingos cementinio akmens ir užpildų temperatūrinės deformacijos. Vadinasi, mikroplyšių atsiradimas, gaminant pabėgius,

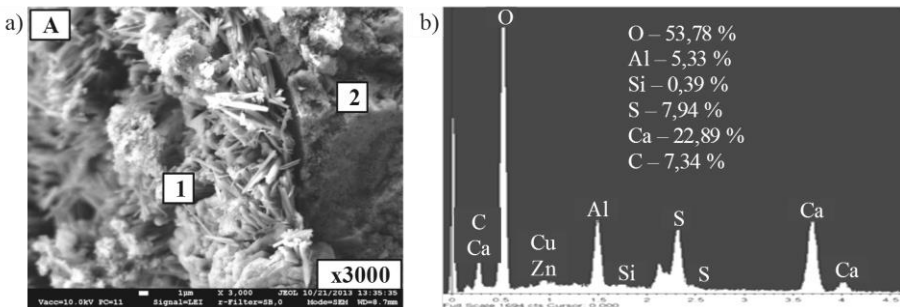
yra neišvengiamas, o jų įtaka pabėgiamas priklauso nuo eksploatacinių sąlygų: drėgmės, temperatūros pokyčių, šalčio poveikio, veikiančių apkrovų.



**2.32 pav.** Bandinio iš eksploatuoto pabėgio galo struktūros analizės rezultatai:

- rentgeno spindulių energijos dispersinės spektroskopinės analizės;
- cheminės sudėties analizės

**Fig. 2.32.** Results of analysis of specimen structure from the end of exploited sleeper: a) analysis of energy dispersive X-ray spectroscopy; b) analysis of chemical composition

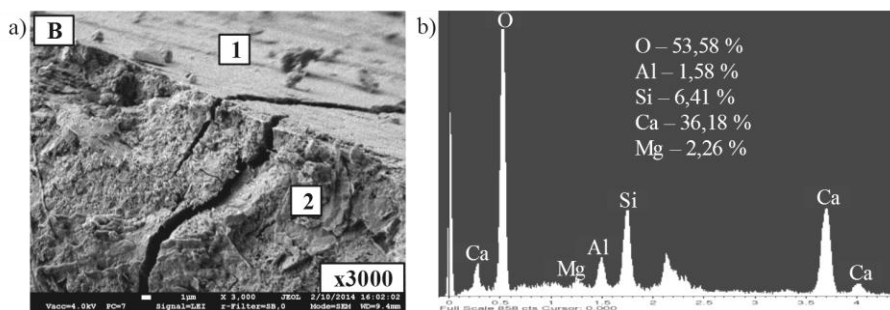


**2.33 pav.** Bandinio iš eksploatuoto pabėgio galo armatūros ir betono kontakto paviršiaus analizės rezultatai: a) rentgeno spindulių energijos dispersinės spektroskopinės analizės; b) cheminės sudėties analizės; 1 – armatūros ir betono kontakto paviršius; 2 – betonas

**Fig. 2.33.** Results of analysis of specimen from the end of exploited sleeper at the interface between reinforcement and concrete: a) analysis of energy dispersive X-ray spectroscopy; b) analysis of chemical composition; 1 – interface between reinforcement and concrete; 2 – concrete

Detalesnė betono struktūros analizė parodė, kad mikroplyšiuose ir atvirose porose armatūros ir betono kontakto plokštumoje (2.33 pav.) ir apie 50 mm nuo armatūros (2.32 pav.) susidarė kieti kristalo formos dariniai. Cheminės sudėties

analizė parodė, kad naujų darinių cheminė sudėtis atitinka antrinį etringitą  $3\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3\cdot 3\text{CaSO}_4\cdot 32\text{H}_2\text{O}$ . Eksploatuotų pabėgių galuose susidarę antrinio etringito kristalai užpildo mikroplyšius ir poras bei sukelia papildomus vidinius įtempius betone.



**2.34 pav.** Bandinio iš eksploatuoto pabėgio vidurinės dalies armatūros ir betono kontakto paviršiaus analizės rezultatai: a) rentgeno spindulių energijos dispersinės spektroskopinės analizės; b) cheminės sudėties analizės;

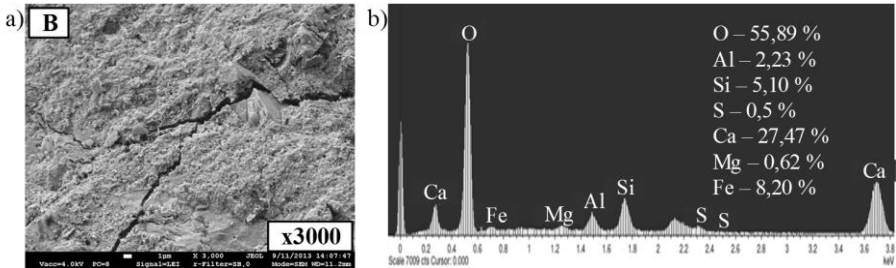
1 – armatūros ir betono kontakto paviršius; 2 – betonas

**Fig. 2.34.** Results of analysis of specimen from the middle of exploited sleeper at the interface between reinforcement and concrete: a) analysis of energy dispersive X-ray spectroscopy; b) analysis of chemical composition; 1 – interface between reinforcement and concrete; 2 – concrete

Antrinio etringito formavimasis betono mikroplyšiuose ir porose rodo, kad eksploatuotų pabėgių galuose prasidėjo betono sulfatinė korozija. Eksploatuotų pabėgių bandiniuose, imtuose iš pabėgio vidurinės dalies, sulfatinės korozijos produktų neaptikta (2.34 pav.). Neeksploatuotų pabėgių vidurinėje dalyje betono struktūroje naujų darinių susidarymas nenustatytas (2.35 pav.). Atliekant SEM tyrimą, nustatyta, kad neeksploatuotuose pabėgiuose tarp užpildų ir cementinio akmens atsivėrė 0,2–0,8  $\mu\text{m}$  pločio plyšiai.

Cheminės sudėties betono bandinių, paimtų iš pabėgių, analizės rezultatai pateikti 2.18 lentelėje. Atlikta betono bandinių cheminės sudėties analizė parodė, kad eksploatuotų pabėgių galuose yra sumažėjęs Si kiekis. Tai rodo, kad eksploatacijos metu veikianti drėgmė ir vanduo (lietaus, gruntinis) išplauna iš betono jame esančius šarmus. Tokiu būdu betone mažėja šarmų kiekis ir iš išorės veikiant rūgštinei aplinkai (lietaus vanduo, atmosferoje esanti  $\text{CO}_2$ ) betone mažėja pH lygis. Mažėjant pH lygiui, betone susidaro palankios sąlygos antrinio etringito formavimuisi. Eksploatuotų pabėgių galuose yra padidėjęs sulfatų (S ir Al) kiekis (2.18 lentelė). Šie cheminiai elementai su betone esančiu O ir iš išorės veikiančiu vandeniu sudaro sulfatų junginius, kuriems esant susikristalizuoja antrinio etringito kristalai. Vanduo transportuojamas betone esančiais kapiliarais, tarp kurių yra

įvairių betono netobulumų (poros, tuštumos, plyšiai, kontakto paviršiai tarp užpildų ir cementinio akmens). Šiose vietose pasireiškia vandens perneštų medžiagų praturtinimas (didesnė koncentracija) ir tuo gali būti paašškintas antrinio etringito susidarymas tuštumose, kurios anksčiau buvo užpildytos oru arba vandeniu.



**2.35 pav.** Bandinio iš neekspluatuoto pabėgio vidurinės dalies struktūros analizės rezultatai: a) rentgeno spindulių energijos dispersinės spektroskopinės analizės; b) cheminės sudėties analizės

**Fig. 2.35.** Results of analysis of concrete specimen structure from the middle of unexploited sleeper: a) analysis of energy dispersive X-ray spectroscopy; b) analysis of chemical composition

## 2.18 lentelė. Cheminės betono bandinių analizės rezultatai

**Table 2.18.** Results of the chemical analysis of concrete specimens

Tiriama pabėgio zona		O, %	Al, %	Si, %	S, %	Ca, %	Cu, %	C, %	Mg, %	Fe, %
Ekspluatuoto pabėgio galas	betonas	28,30	3,88	0,25	12,92	54,65	–	–	–	–
	kontakto zona	53,78	5,33	0,39	7,94	22,89	2,33	7,34	–	–
Ekspluatuoto pabėgio vidurys	kontakto zona	53,58	1,58	6,41	–	36,18	–	–	2,26	–
Neekspluatuoto pabėgio vidurys	betonas	55,89	2,23	5,10	0,50	27,47	–	–	0,62	8,20

Cheminės sudėties betono bandinių, paimtų iš pabėgių, analizės rezultatai pateikti 2.18 lentelėje. Atlikta betono bandinių cheminės sudėties analizė parodė,



kad eksploatuotų pabėgių galuose yra sumažėjęs Si kiekis. Tai rodo, kad eksploatacijos metu veikianti drėgmė ir vanduo (lietaus, gruntinis) išplauna iš betono jame esančius šarmus. Tokiu būdu betone mažėja šarmų kiekis ir iš išorės veikiant rūgštinei aplinkai (lietaus vanduo, atmosferoje esanti CO<sub>2</sub>) betone mažėja pH lygis. Mažėjant pH lygiui, betone susidaro palankios sąlygos antrinio etringito formavimuisi. Eksploatuotų pabėgių galuose yra padidėjęs sulfatų (S ir Al) kiekis (2.18 lentelė). Šie cheminiai elementai su betone esančiu O ir iš išorės veikiančiu vandeniu sudaro sulfatų junginius, kuriems esant susikristalizuoja antrinio etringito kristalai. Vanduo transportuojamas betone esančiais kapiliarais, tarp kurių yra įvairių betono netobulumų (poros, tuštumos, plyšiai, kontakto paviršiai tarp užpildų ir cementinio akmens). Šiose vietose pasireiškia vandens perneštų medžiagų praturtinimas (didesnė koncentracija) ir tuo gali būti paaiškintas antrinio etringito susidarymas tuštumose, kurios anksčiau buvo užpildytos oru arba vandeniu.

Drėgna aplinka ir vandens poveikis sukelia armatūros koroziją. Armatūros ir betono kontakto zonoje susidaręs antrinis etringitas ir padidėjusi sulfatų koncentracija sudaro armatūrai agresyvią aplinką ir paspartina korozijos vystymąsi. Korozijos produktai ir užšalantis vanduo sukelia plėtrą betone. Iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgiai, eksploatuojami atviroje aplinkoje, yra veikiami šių poveikių. Jų visuma sukelia tempiamuosius įtempius betone, kuriuos padidina mechaninės apkrovos, ir lemia mikroplyšių betone vystymąsi ir didėjimą.

## 2.5. Antrojo skyriaus išvados

1. Eksperimentinių tyrimų rezultatai rodo, kad šalčio ir drėgmės poveikis mažina trijų vijų plieninio lyno ir sudvejintų lynų sukibties su betonu stiprį. Nešaldyto vieno trijų vijų plieninio lyno vidutinis sukibties stipris yra 4 % didesnis, lyginant su šaldytu. Nešaldytų sudvejintų trijų vijų plieninių lynų vidutinis sukibties stipris yra 8 % didesnis nei šaldytų.
2. Trijų vijų plieninio lyno sukibties stipris po ciklinės apkrovos poveikio apytiksliai lygus vidutiniam statiniam sukibties stipriui, kai veikia 0,7 sukibties įtempių intensyvumas. Šis sukibties įtempių intensyvumas nesukelia trijų vijų plieninio lyno sukibties stiprio sumažėjimo, kai apkrovos ciklą skaičius neviršija 10 000, ir gali būti laikomas saugiu.
3. Sudvejintų lynų sukibties stipris po ciklinės apkrovos poveikio, kai apkrovos intensyvumas yra iki 0,7 ir apkrovos ciklą skaičius iki 100 000, gerokai padidėja ir skirtumas su statiniu sukibties stipriu

sudaro iki 68 %. Tačiau ciklinės apkrovos poveikis lemia neprognozuojamą abiejų lynų slinktį ir staigų sukibties įtempį sumažėjimą, esant mažai armatūros slinkčiams.

4. Vieno lyno sukibties stiprio padidėjimą iki 9 % po ciklinės apkrovos poveikio lemia betono sutankinimas tarp armatūros nelygumų, užpildų tarpusavio sąveika vidiniuose plyšiuose, atsirandančiuose aplink armatūrą, bei užpildų sąveika su armatūros paviršiumi. Sudvejintų lynų sukibties stiprio padidėjimą iki 68 % lemia tie patys veiksniai, kaip ir vienam lynui, bei papildoma trinties jėga, atsirandanti dėl sąveikos tarp dviejų lynų.
5. 200 šaldymo ir atšildymo ciklų paveiktų bandinių su vienu ir su sudvejintais lynais po ciklinės apkrovos poveikio vidutinis sukibties stipris yra iki 20 % ir 21 % mažesnis, palyginti su šalčio nepaveiktais bandiniais. Tai rodo, kad ciklinės apkrovos ir ciklinis šalčio ir vandens poveikis ardo armatūros ir betono kontakto zoną ir pažeidžia sukibtį.
6. Atlikti unikalūs tuo pačiu metu pagamintų neekspluatuotų (saugotų gamyklos teritorijoje), neekspluatuotų laboratorijoje šaldytų ir trejus metus geležinkelyje eksploatuotų (pažeistų) pabėgių pleišėjimo ir deformacijų tyrimai. Bandymai parodė, kad, veikiant ciklinei apkrovai, neekspluatuotų pabėgių plyšio plotis yra iki 17 % ir 40 % mažesnis už neekspluatuotų 200 šaldymo ir atšildymo ciklų paveiktų pabėgių, kuriuos veikė mažesnis apkrovos intensyvumas, ir eksploatuotų pabėgių plyšio pločius.
7. Nustatytas skirtingas eksploatuotų ir neekspluatuotų pabėgių bėgvietės sekcijos gniuždomosios ir tempiamosios zonų deformacijų pasiskirstymas, kintant apkrovai iki kontrolinės pleišėjimo apkrovos. Eksploatuotuose pabėgiuose iki kontrolinės pleišėjimo apkrovos betone pasireiškia plastinės deformacijos. Betono deformacijų netiesiškumą eksploatuotuose pabėgiuose lemia geležinkelyje veikusių apkrovų ir agresyvios aplinkos poveikių sukeltos pažaidos. Tai lemia didesnius eksploatuotų pabėgių plyšio pločius, veikiant ciklinei apkrovai.
8. Atlikti mikroskopiniai ir cheminės sudėties eksploatuotų pabėgių betono struktūros tyrimai parodė, kad betono porose ir mikroplyšiuose yra susidaręs antrinis etringitas. Betone padidėjusi sieros koncentracija sukelia armatūros ir betono sulfatinę koroziją, kuri prisideda prie pabėgio armatūros ir betono kontakto zonos ardymo.
9. Atlikti tyrimai parodė, kad armatūrą pabėgių galuose reikia apsaugoti nuo drėgmės ir kitų aplinkos poveikių. Pabėgiai gali supleišėti po kelių

eksploatavimo geležinkelyje metų, todėl rekomenduojama atlikti reguliarias pabėgių patikras (kas 1–2 metus).

10. Atviroje aplinkoje eksploatuojamų gelžbetoninių konstrukcijų šarminės reakcijos sukelta betono plėtra priklauso nuo cemento šarmingumo ir bendro užpildų reaktyvumo, todėl reikia naudoti mažesnio šarmingumo cementą (iki 0,8 %) ir mažesnio reaktyvumo užpildus. Rekomenduojama atlikti betonui naudojamam cemento šarmingumo ir užpildų reaktyvumo tyrimus kiekvieną kartą, kai keičiasi medžiagų gavybos vieta. Kai medžiagos vežamos iš tų pačių karjerų, kontrolę reikia atlikti reguliariai (kas 1–2 metus).



# 3

---

## **Plyšio pločio skaičiavimo metodas ir eksperimentinių bei teorinių tyrimų rezultatų vertinimas**

Šiame skyriuje pasiūlyti trijų vijų lyno sukibtį su betonu aprašantys statiniai ir dinaminiai parametrai. Gauti sukibties parametrai pritaikomi skaičiuojant iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementų plyšio plotį. Pasiūlyta vienos krypties kintamos amplitudės ciklinės apkrovos sukeliama plyšio pločio skaičiavimo metodika. Gauti teorinių skaičiavimų rezultatai palyginami su eksperimentiniais pabėgių plyšio pločio rezultatais. Šio skyriaus medžiaga buvo paskelbta straipsniuose (Jokūbaitis *et al.* 2016b).

### **3.1. Pakoreguotos plyšio pločio skaičiavimo metodikos**

#### **3.1.1. Statinės apkrovos sukeliama plyšio pločio skaičiavimas**

Plyšio plotis tiksliau apskaičiuojamas įvertinant netiesinį  $\tau$ - $s$  modelį (Balazs 1993; Oh ir Kim 2007b; ). Turint  $\tau$ - $s$  kreivės parametrus, toliau aptariamas plyšio pločio

skaičiavimo metodas gali būti taikomas įvairaus tipo armatūra armuotiems lenkiamiesiems iš anksto įtemptiems ir įprastiems tempiamiesiems ar lenkiamiesiems gelžbetoniniams elementams. Todėl šiame darbe pateiktas plyšio pločio skaičiavimo modelis pritaikytas trijų vijų lynais armuotiems iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementams.

Išsprendus 1.3.1 skirsnyje aprašytą antros eilės diferencialinę lygtį (1.17), galima gauti armatūros slinkties išraišką:

$$s = \left( \frac{2 \cdot (1 - \alpha)^2 \cdot (1 + \alpha_e \cdot \rho_{s,eff}) \cdot \tau_{max}}{(1 + \alpha) \cdot E_s} \cdot \frac{x^2}{s_1^\alpha \cdot \emptyset} \right)^{\frac{1}{(1-\alpha)}}. \quad (3.1)$$

Iš (1.1) ir (3.1) lygčių gaunama įtempių iš anksto įtemptojoje armatūroje pasiskirstymą aprašanti išraiška:

$$\Delta \sigma_{sx} = \Delta \sigma_s + K \cdot \left( \frac{x^{(1+\alpha)}}{s_1^\alpha \cdot \emptyset} \right)^{\frac{1}{(1-\alpha)}}, \quad (3.2)$$

$$K = \tau_{max} \cdot \frac{4 \cdot (1 - \alpha)}{1 + \alpha} \cdot \left( \frac{2 \cdot (1 - \alpha)^2 \cdot (1 + \alpha_e \cdot \rho_{s,eff}) \cdot \tau_{max}}{(1 + \alpha) \cdot E_s} \right)^{\frac{\alpha}{(1-\alpha)}}. \quad (3.3)$$

Įtempiai iš anksto įtemptojoje armatūroje pjūvyje, kuriame  $\varepsilon_s = \varepsilon_c$ :

$$\Delta \sigma_s = \alpha_e \cdot \rho_{s,eff} \cdot \Delta \sigma_{sr} / (1 + \alpha_e \cdot \rho_{s,eff}), \quad (3.4)$$

čia  $\Delta \sigma_{sr}$  – iš anksto įtemptosios armatūros įtempių pokytis pjūvyje ties plyšiu pradinę reikšmę imant nuo tada, kai labiausiai tempiamojoje armatūroje įtempiai lygūs nuliui (dekompresija).

Įtempių perdavimo ilgis pjūvyje ties plyšiu gali būti nustatytas:

$$l_t = \left( \frac{\left( \frac{1}{s_1^\alpha \cdot \emptyset} \right)^{\frac{1}{(1-\alpha)}} \cdot \Delta \sigma_{sr}}{(1 + \alpha_e \cdot \rho_{s,eff}) \cdot K} \right)^{(1+\alpha)}. \quad (3.5)$$

Darant prielaidą, kad plyšio vietoje  $x = l_t$  ir  $\sigma_{sx} = \sigma_{sr} = \Delta \sigma_{sr}$ , iš (3.1) ir (3.2) lygčių galima gauti plyšio pločio skaičiavimo išraišką tempiamiesiems iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementams:

$$w = 2 \cdot \left( \frac{s_1^\alpha \cdot \varnothing \cdot (1 + \alpha)}{8 \cdot (1 + \alpha_e \cdot \rho_{s,eff})} \cdot \frac{\Delta \sigma_{sr}^2}{\tau_{max} \cdot E_s} \right)^{\frac{1}{(1+\alpha)}}. \quad (3.6)$$

(3.6) lygtis aprašo plyšio plotį ties armatūra ašinės jėgos veikiamame armuotame tempiamajame elemente. Simetriškai armuotuose tempiamuosiuose elementuose plyšio plotis yra lygus armatūros slinkčiai, pasireiškiančiai abiejuose plyšio pusėse (1.10).

Plyšio plotis lenkiamuosiuose elementuose ties armatūra ir apatiniuose tempiamuosiuose betono sluoksniuose skiriasi dėl elemento kreivio. Dažnai iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementuose armatūra yra išdėstoma keliais lygiais. Kai kuriuose iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementuose konstrukciniai reikalavimai nurodo plyšio plotį apskaičiuoti fiksuotame skerspjūvio lygyje. Darant prielaidą, kad plyšio plotis ties lenkiamojo elemento neutralia ašimi yra lygus nuliui ir tiesiškai didėja link labiausiai tempiamųjų elemento sluoksnių, iš trikampių panašumo galima apskaičiuoti plyšio plotį bet kuriame elemento tempiamosios zonos aukštyje:

$$w = 2 \cdot \left( \frac{s_1^\alpha \cdot \varnothing \cdot (1 + \alpha)}{8 \cdot (1 + \alpha_e \cdot \rho_{s,eff})} \cdot \frac{\Delta \sigma_{sr}^2}{\tau_{max} \cdot E_s} \right)^{\frac{1}{(1+\alpha)}} \cdot \frac{(h - x)}{(d - x)}, \quad (3.7)$$

čia  $h$  – lenkiamojo elemento skerspjūvio aukštis,  $d$  – naudingasis skerspjūvio aukštis,  $x$  – gniuždomosios zonos aukštis.

### 3.1.2. Ciklinės apkrovos sukeliama plyšio pločio skaičiavimas

Oh ir Kim (2007b), remdamiesi Balazs (1993) pasiūlyta ciklinės apkrovos sukeliama plyšio pločio skaičiavimo metodika ir rumbuotos armatūros sukibties tyrimais (Rehm ir Eligehausen 1979; Balazs 1991; Oh ir Kim 2007a), pasiūlė ciklinės apkrovos veikiamo lenkiamojo gelžbetonio elemento plyšio pločio skaičiavimo metodiką. Tačiau ši plyšio pločio skaičiavimo metodika netiksliai įvertina iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementų, armuotų trijų vijų lynais, plyšio plotį. Norint pakankamai tiksliai nustatyti iš anksto įtemptojo gelžbetonio elementų, armuotų trijų vijų lynais, plyšio plotį, sukeltą ciklinių apkrovų, reikia įvertinti sukibties įtempių ir trijų vijų lyno slinkties priklausomybę bei trijų vijų lyno slinkties priklausomybę nuo ciklų skaičiaus. Atlikti eksperimentiniai rumbuotų strypų (Oh ir Kim 2007a) sukibties tyrimai parodė, kad po ciklinės apkrovos poveikio  $\tau$ - $s$  diagrama yra tokio pat pobūdžio kaip statinės apkrovos atveju. Tai patvirtino ir autorius atlikti tyrimai su trijų vijų lynais. Todėl bendruoju atveju  $\tau$ - $s$  diagrama po pirmojo apkrovos ciklo gali būti aprašoma išraiška:

$$\tau_1 = \tau_{\max} \cdot \left( \frac{s - s_{r0}}{s_1} \right)^{\alpha_1}. \quad (3.8)$$

Po  $(N-1)$  apkrovos ciklų:

$$\tau_N = \tau_{\max} \cdot \left( \frac{s_N - s_{r(N-1)}}{s_1} \right)^{\alpha_N}, \quad (3.9)$$

čia  $s_{r0}$  ir  $s_{r(N-1)}$  – liekamoji slinktis prieš pirmąją apkrovimą ir po  $(N-1)$  apkrovos ciklų skaičiaus,  $\alpha_1$  ir  $\alpha_N$  –  $\tau$ -s priklausomybės kylančiosios kreivės dalies formos koeficientas po pirmojo ir po  $N$ -ojo apkrovos ciklo.

Skaičiuojant gelžbetoninių elementų, armuotų strypine armatūra, plyšio plotį, sukeltą ciklinių apkrovų, įvertinama armatūros slinkties priklausomybė nuo ciklų skaičiaus pateikta Model Code 2010:

$$s_N = s_1 \cdot N^b. \quad (3.10)$$

Oh ir Kim (2007a) nustatė, kad liekamoji rumbuotos armatūros slinktis neveikiant ciklinei apkrovai yra mažesnė nei apkrovus cikline apkrova, tačiau koeficientas  $b_r \approx b$ .

Šiame darbe atlikti trijų vijų lyno sukibties tyrimai parodė, kad iki galo nukrovus bandinio ciklinės apkrovos metu  $s_r \approx s$  ir  $b_r \approx b$ , todėl liekamosios armatūros slinkties priklausomybė nuo apkrovos ciklų skaičiaus yra panaši į ciklinės apkrovos sukeltą armatūros slinkties priklausomybę nuo apkrovos ciklų skaičiaus:

$$s_{rN} = s_{r1} \cdot N^{b_r}, \quad (3.11)$$

čia  $b_r = b$ .

Armatūros liekamosios slinkties priklausomybė nuo pradinės armatūros slinkties ir ciklinės apkrovos sukeltų įtempių lygio buvo pasiūlyta Oh ir Kim (2007a):

$$s_{r1} = s_1 \cdot \left( 2 \cdot \left( \tau_{\max,c} / \tau_{\max} \right) - \left( \tau_{\max,c} / \tau_{\max} \right)^2 \right), \quad (3.12)$$

čia  $\tau_{\max,c} / \tau_{\max}$  – santykinis sukibties įtempių lygis, veikiant ciklinei apkrovai,  $s_{r1}$  – liekamoji armatūros slinktis po pirmojo apkrovos nukrovimo.

Sukibties įtempiai, veikiant ciklinei apkrovai, vystosi tada, kai armatūros slinktis viršija liekamąją slinktį. Grynoji armatūros slinktis aprašoma bendros ir liekamosios slinkties skirtumu:

$$\Delta s = s - s_r. \quad (3.13)$$



Įvertinus ciklinės apkrovos poveikį ir  $\tau$ -s, modelį gaunama antros eilės diferencialinė lygtis:

$$\Delta s^n - \frac{4 \cdot (1 + \alpha_e \cdot \rho_{s,eff}) \cdot \tau_{max}}{\varnothing_n \cdot E_s \cdot s_1^{\alpha_N}} \cdot \Delta s^{\alpha_N} = 0. \quad (3.14)$$

Išsprendus (3.14) lygtį gaunama armatūros slinkties pokyčio išraiška:

$$\Delta s = \left( \frac{2 \cdot (1 - \alpha_N)^2 \cdot (1 + \alpha_e \cdot \rho_{s,eff}) \cdot \tau_{max} \cdot x^2}{(1 + \alpha_N) \cdot E_s \cdot \varnothing_n \cdot s_1^{\alpha_N}} \right)^{\frac{1}{(1 - \alpha_N)}}, \quad (3.15)$$

čia  $\alpha_N$  –  $\tau$ -s priklausomybės kylančiosios kreivės dalies formą apibūdinantis koeficientas po  $N$  apkrovos ciklų skaičiaus.

Iš (3.15) ir (1.1) lygčių gaunama sukibties įtempių pasiskirstymą aprašanti išraiška:

$$\tau(x) = C \cdot x^{\frac{2\alpha}{(1-\alpha)}} = \tau_{l_t} \cdot \left( \frac{x}{l_t} \right)^{\frac{2\alpha}{(1-\alpha)}}, \quad (3.16)$$

čia  $C$  – konstanta,  $\tau_{l_t}$  – didžiausi sukibties įtempiai įtempių perdavimo ilgyje.

Iš anksto įtemptos armatūros įtempių skirtumas įtempių perdavimo ilgio pradžioje ( $x = l_t$ ) ir gale ( $x = 0$ ):

$$\Delta \sigma_{sr,rep} - \Delta \sigma_s = \frac{\Delta \sigma_{sr,rep}}{1 + \alpha_e \cdot \rho_{s,eff}} = \int_0^{l_t} \frac{\pi \cdot \varnothing_n}{A_s} \cdot \tau(x) dx. \quad (3.17)$$

Atsižvelgiant į (3.16) ir (3.17) lygtis sukibties įtempiai įtempių perdavimo ilgio pradžioje ( $x = l_t$ ) (ties plyšiu) gali būti apskaičiuojami:

$$\tau_{l_t} = \left( \frac{1}{1 + \alpha_e \cdot \rho_{s,eff}} \right) \cdot \left( \frac{\varnothing_n}{4} \right) \cdot \left( \frac{1 + \alpha}{1 - \alpha} \right) \cdot \left( \frac{1}{l_t} \right) \cdot \Delta \sigma_{sr,rep}, \quad (3.18)$$

čia  $l_t$  – įtempių perdavimo ilgis,  $\Delta \sigma_{sr,rep}$  – iš anksto įtemptosios armatūros įtempių pokytis pjūvyje ties plyšiu dėl ciklinės apkrovos poveikio, pradinę reikšmę imant nuo tada, kai labiausiai tempiamojoje armatūroje įtempiai lygūs nuliui (dekompresija).

Atlikti trijų vijų lyno sukibties tyrimai parodė, kad armatūros sukibties stipris po vienos krypties ciklinės apkrovos poveikio nesumažėja, jei neįvyksta sukibties suirimas dėl ciklinės apkrovos. Todėl galima daryti prielaidą, kad sukibties įtempiai įtempių perdavimo ilgio pradžioje ( $x = l_t$ ) yra pastovūs, t. y.  $\tau_{l_t} = \tau_{l_tN}$ . Tuomet

koeficientas, apibūdinantis sukibties įtempių ir armatūros slinkties kreivės kylančiosios dalies formą po  $N$  ciklų skaičiaus:

$$\alpha_N = \frac{\left(\frac{1+\alpha_k}{1-\alpha_k}\right) \cdot \left(\frac{l_{tN}}{l_{tk}}\right) - 1}{\left(\frac{1+\alpha_k}{1-\alpha_k}\right) \cdot \left(\frac{l_{tN}}{l_{tk}}\right) + 1}, \quad (3.19)$$

čia  $\alpha_k - \tau$ -s priklausomybės kylančiosios kreivės dalies formą apibūdinantis koeficientas po  $k$  apkrovos ciklų skaičiaus,  $l_{tk}$ ,  $l_{tN}$  – įtempių perdavimo ilgis, po  $k$  ir po  $N$  apkrovos ciklų skaičiaus.

Atsižvelgiant į tai, kad plyšio plotis yra lygus armatūros slinkčiai abiejose plyšio pusėse, pirmiausia reikia nustatyti armatūros slinkties plyšyje prieaugį  $N$ -ajame apkrovimo cikle, kuris gali būti išreiškiamas iš (3.9) lygties:

$$\Delta s(l_{tN}) = s_1 \cdot \left(\frac{\tau_{l_{tN}}}{\tau_{\max}}\right)^{\frac{1}{\alpha_N}}. \quad (3.20)$$

Įtempių perdavimo ilgis po  $(N-1)$  apkrovos ciklų gali būti nustatytas iš įtempių perdavimo ilgio po pirmojo apkrovimo, atėmus bendrą liekamąją armatūros slinktį:

$$l_{tN} = l_{t1} - \int_0^{l_{t1}} s_{r(N-1)} dx. \quad (3.21)$$

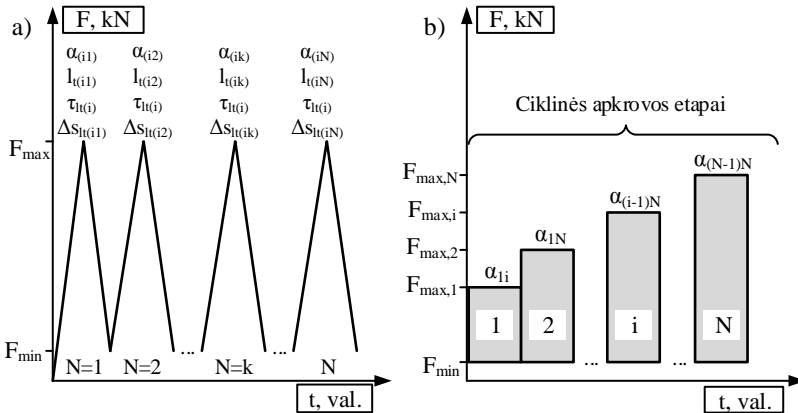
Armatūros slinkties pokytis po kiekvieno apkrovos ciklo sumuojasi su prieš tai pasireiškusia armatūros slinktimi. Įtempių perdavimo ilgis  $l_{r(N)}$  po  $N$  apkrovos ciklų skaičiaus žingsnyje tarp  $k$ -ojo ir  $N$ -ojo apkrovimų gali būti apskaičiuojamas:

$$l_{tN} = l_{tk} - \int_0^{l_{tk}} s_{r(N-1)} dx = l_{tk} - s_1 \cdot \left(\frac{N-1}{k}\right)^{b_r} \cdot \left(\frac{\tau_{l_{tk}}}{\tau_{\max}}\right)^{\frac{1}{\alpha_k}} \cdot \left[ \left(\frac{1-\alpha_k}{3+\alpha_k}\right) \cdot \left(\frac{\tau_{l_{tk}}}{\tau_{\max}}\right) - \left(\frac{1-\alpha_k}{3 \cdot (1+\alpha_k)}\right) \cdot \left(\frac{\tau_{l_{tk}}}{\tau_{\max}}\right)^2 \right] \cdot l_{tk}. \quad (3.22)$$

Sumuojant kiekvieno ciklo metu atsiradusį armatūros slinkties pokytį apskaičiuojamas plyšio plotis po  $N$  ciklų skaičiaus:

$$w_N = 2 \cdot s_{lN} \cdot \left( \frac{h-x}{d-x} \right) = 2 \cdot \left( \Delta s_{l_{t1}} + \Delta s_{l_{t1}} \cdot \left( \left( \frac{2}{1} \right)^b - 1 \right) + \Delta s_{l_{t2}} \cdot \left( \left( \frac{3}{2} \right)^b - 1 \right) + \dots + \Delta s_{l_{t(N-1)}} \cdot \left( \left( \frac{N}{N-1} \right)^b - 1 \right) \right) \cdot \left( \frac{h-x}{d-x} \right), \quad (3.23)$$

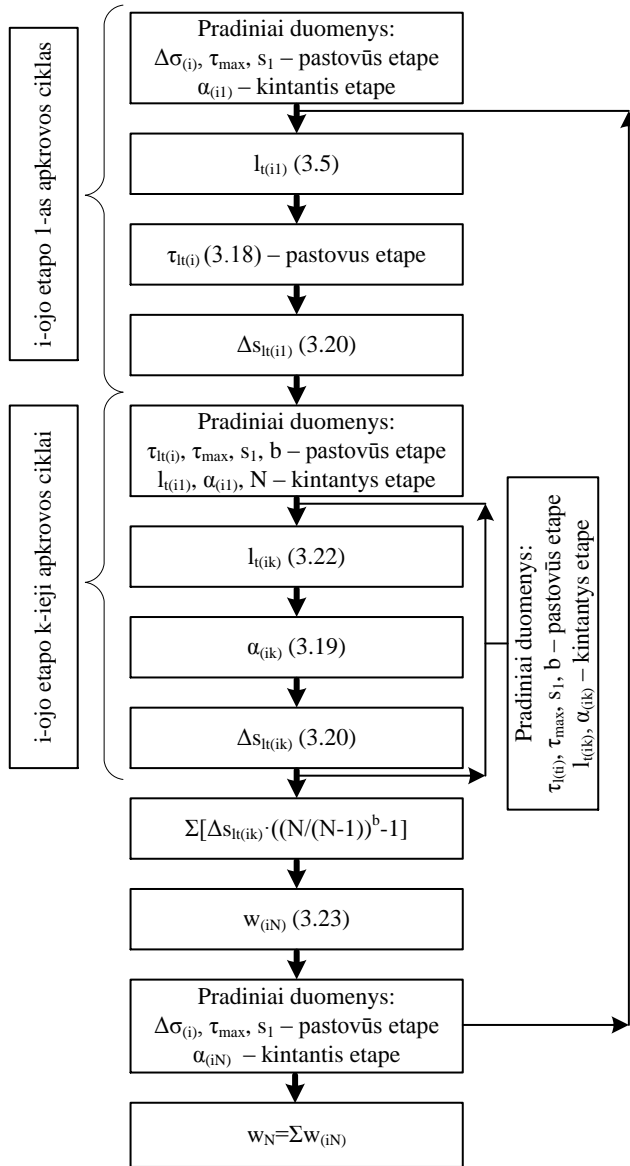
čia  $s_{lN}$  – armatūros slinktis plyšyje po  $N$  apkrovos ciklų skaičiaus,  $h$  – elemento skerspjūvio aukštis,  $d$  – elemento naudingasis skerspjūvio aukštis,  $x$  – elemento skerspjūvio gniuždomosios zonos aukštis.



**3.1 pav.** Plyšio pločio skaičiavimo grafinis vaizdas: a) viename apkrovimo etape; b) visuose apkrovimo etapuose

**Fig. 3.1.** Graphical view of crack width calculation: a) in one load stage; b) in all load stages

Anksčiau aprašyta vienos krypties pastovios amplitudės ciklinės apkrovos (nuovargio) sukeliama plyšio pločio skaičiavimo metodika autoriaus buvo pritaikyta vienos krypties kintamos amplitudės ciklinės apkrovos sukeliama plyšio pločio skaičiavimui. Autoriaus pasiūlytoje plyšio pločio skaičiavimo metodikoje įvertinti eksperimentiniais tyrimais nustatyti ir pasiūlyti trijų vijų plieninio lyno statiniai ir dinaminis sukibties parametrai, kurie pateikti 3.2 poskyryje. Atsižvelgiant į pabėgių bandymo cikline apkrova metodiką (2.6 pav., b), pasiūlytas vienos krypties kintamos amplitudės ciklinės apkrovos sukeliama plyšio pločio skaičiavimo algoritmas (3.1 ir 3.2 pav.). Šis algoritmas gali būti taikomas ir kitokiai ciklinės apkrovos apkrovimo schemai.



3.2 pav. Kintamos amplitudės ciklinės apkrovos sukeliama plyšio pločio skaičiavimo algoritmas

Fig. 3.2. Algorithm of crack width calculation for variable amplitude cyclic loading

Pabėgių bandymo cikline apkrova schema pateikta 2.6 paveiksle b. Bandymo schema padalyta į ciklinės apkrovos etapus, kurie pagal apkrovos veikimo trukmę yra vienodi, nes pastoviu dažniu kiekviename etape veikia 5 000 apkrovos ciklų. Apkrovimo etape apkrovos amplitudė yra pastovi, tačiau kas 5 000 apkrovos ciklų ji didėja. Pasiūlytas plyšio pločio skaičiavimo algoritmas (3.2 pav.) taikomas vienos krypties kintamos amplitudės ciklinei apkrovai. Remiantis pabėgių bandymo cikline apkrova apkrovimo schema (2.6 pav., b), kiekviename apkrovimo etape sprendžiamas atskiras uždavinys (3.1 pav.). Tuomet plyšio pločio skaičiavimo eiliškumas kiekviename apkrovimo etape (3.1 pav., a):

1. Žinant  $\tau$ - $s$  modelio parametrus ( $\alpha$ ,  $\tau_{max}$ ,  $s_1$ ), nustatyti įtempių perdavimo ilgį pirmam apkrovimui  $l_t = l_{t(i)}$  pagal (3.5) lygtį.
2. Apskaičiuoti sukibties įtempius įtempių perdavimo ilgio gale  $\tau_{l(i)}$  pagal (3.18) lygtį.
3. Nustatyti armatūros slinkties pokytį po pirmojo apkrovimo  $\Delta s_{l(i)}$  pagal (3.20) lygtį.
4. Apskaičiuoti įtempių perdavimo ilgį  $l_{t(ik)}$  po kiekvienos ciklinės apkrovos pagal (3.22) lygtį.
5. Pagal (3.19) lygtį nustatyti  $\alpha_{(ik)}$  po kiekvienos ciklinės apkrovos.
6. Naudojantis (3.20) ir (3.23) lygtimis apskaičiuoti armatūros slinkties pokytį po kiekvienos ciklinės apkrovos  $\Delta s_{l(ik)} \cdot ((N/(N-1))^b - 1)$ .
7. Sumuojant kiekvieno apkrovos ciklo armatūros slinkties pokyčius, apskaičiuoti plyšio plotį pagal (3.23) formulę pirmam apkrovimo etapui.

Antrojo ir kitų apkrovimo etapų skaičiavimas atliekamas taip pat kaip ir pirmojo, tik kito etapo pirmajam ciklui pradiniai duomenys ( $\alpha_{iN}$ ) imamai iš prieš tai buvusio etapo paskutinio apkrovos ciklo (3.2 pav., b). Kiekviename apkrovos etape padidėja apkrovos amplitudė, sukelti didesnius įtempius armatūroje ( $\Delta \sigma_{(i)}$ ), todėl reikia perskaičiuoti sukibties įtempius ( $\tau_{l(i)}$ ). Norint apskaičiuoti plyšio plotį po  $N$  apkrovos etapų, reikia sudėti visų prieš tai buvusių apkrovos etapų plyšių pločius.

## 3.2. Lyninės armatūros ir betono sukibties eksperimentiniai ir teoriniai rezultatai

### 3.2.1. Statinės apkrovos sukibties rezultatai

Sukibties įtempių ir armatūros slinkties modelį (1.7 pav.) aprašantys parametrai trijų vijų lynui ir sudvejintiems lynams pateikti 3.1 lentelėje. 3.3 paveiksle pateiktas eksperimentinių ir teorinių  $\tau$ - $s$  kreivių, atitinkančių Model Code 2010 pateiktą sukibties modelį (1.7 pav.), palyginimas šalčio nepaveiktiems ir paveiktiems

vienam ir sudvejintiems trijų vijų lynams. Atlikti statinės apkrovos veikiamų bandinių su vienu lynu eksperimentiniai tyrimai parodė, kad trijų vijų lyno sukibties parametrai skiriasi nuo rumbuotiems ir lygiems armatūros strypams Model Code 2010 pateiktų parametru.  $\tau$ -s kreivės kylančiosios dalies formą aprašantis koeficientas  $\alpha$  trijų vijų lynams yra 0,245 ir skiriasi nuo Model Code 2010 pasiūlyto rumbuotiems ir lygiems strypams. Lyno slinktis  $\tau$ -s kreivės kylančiosios dalies gale ( $s_1$ ) ir pastoviosios dalies pabaigoje ( $s_2$ ) yra 1,5 mm ir 2,5 mm (1.7 pav.). Model Code 2010 pasiūlytos rambuotos armatūros strypų slinkties reikšmės lygios 1,0 mm ir 2,0 mm. Darbe nustatyta, kad lyno slinktis  $\tau$ -s kreivės krentančiosios dalies pabaigoje ( $s_3$ ) apytiksliai lygi atstumui tarp lyno įspaudų. Šis atstumas tirtuose lynuose buvo lygus 5 mm. Armatūros sukibties stipris tiesiogiai proporcingas  $\sqrt{f_{cm}}$ . Darbe nustatyta, kad ši išraiška trijų vijų lynui yra du kartus mažesnė, nei projektavimo normose (Model Code 2010) pasiūlyta rambuotai armatūrai ( $2,5\sqrt{f_{cm}}$ ) ir lygi  $1,25\sqrt{f_{cm}}$ .

Sudvejintų lynų slinkties atveju tarp jų pasireiškia sudėtingas mechanizmas, sukiantis papildomas trinties jėgas tarp lynų. Tokiu būdu padidėja sukibties įtempiai, palyginti su vienu lynu (3.1 lentelė). Geresnė sukibties lėmė mažesnę sudvejintų lynų slinktį ( $s_1, s_2, s_3$ ) ir statesnę  $\tau$ -s kreivės kylančiąją dalį.  $\tau$ -s kreivės kylančiąją dalį vertina koeficientas  $\alpha$ , kuris sudvejintiems lynams yra beveik dvigubai mažesnis nei vieno lyno atveju (3.1 lentelė).

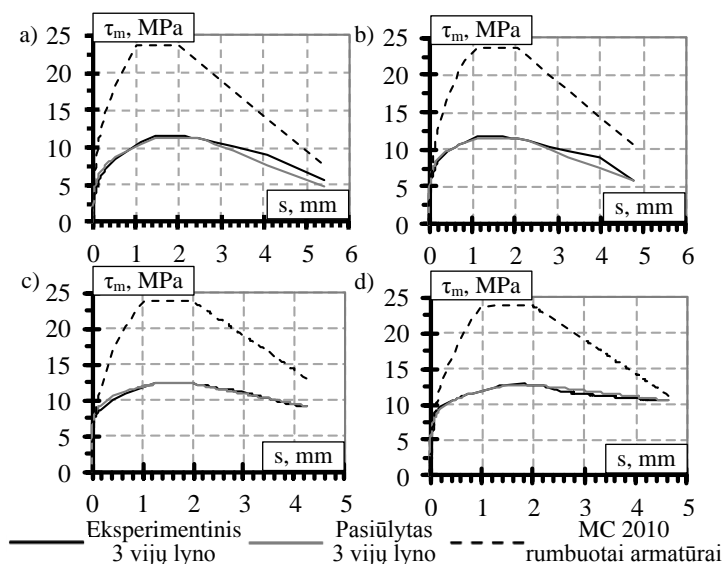
**3.1 lentelė.** Šalčio nepaveiktų ir paveiktų bandinių su vienu lynu ir su sudvejintais lynais suvestinė rezultatų lentelė

**Table 3.1.** Summary table of results of pullout and beam specimens affected and not affected by frost

Parametrai	MC2010	Eksperimentiniai duomenys			
		šalčio nepaveikti		šalčio paveikti	
		vieno lyno	sudvejintų lynų	vieno lyno	sudvejintų lynų
$s_1$ , mm	1,0	1,5	1,34	1,2	1,46
$s_2$ , mm	2,0	2,5	1,92	2,1	2,24
$s_3$ , mm	$c_{clear}$	5,4	4,25	4,8	4,65
$\tau_{max}$ , MPa	$2,5\sqrt{f_{cm}}$	$1,25\sqrt{f_{cm}}$	$1,39\sqrt{f_{cm}}$	$1,21\sqrt{f_{cm}}$	$1,32\sqrt{f_{cm}}$
$\tau_f$ , MPa	$0,4\tau_{max}$	$0,5\tau_{max}$	$0,74\tau_{max}$	$0,5\tau_{max}$	$0,84\tau_{max}$
$\alpha$	0,4	0,245	0,136	0,152	0,146

$c_{clear}$  – atstumas tarp rambu

Šalčio poveikis lėmė sumažėjusią vieno lyno slinktį ( $s_1, s_2, s_3$ ) ir gerokai sumažėjusią koeficiento  $\alpha$  reikšmę. Tai lėmė padidėjęs betono gniuždomasis stipris. Šalčio poveikis pavojingesnis sudvejintų lynų atveju, nes padidėjo lynų slinktis bei koeficientas  $\alpha$  ir sumažėjo sukibties stipris, palyginti su šalčio nepaveiktais sudvejintais lynais. Sudvejintų lynų atveju vanduo lengviau patenka tarp dviejų lynų ir į armatūros ir betono kontakto zoną, nei vieno lyno atveju. Todėl drėgmės sukelta armatūros korozija kartu su užšalančiu vandeniu sukelia kontakto tarp armatūros ir betono pažeidimus. Tai lėmė blogesnę bendrą sąveiką tarp sudvejintų lynų ir betono.



**3.3 pav.**  $\tau$ - $s$  modelio palyginimas su eksperimentiniais rezultatais: a) vieno lyno; b) šalčio paveikto vieno lyno; c) sudvejintų lynų; d) šalčio paveiktų sudvejintų lynų

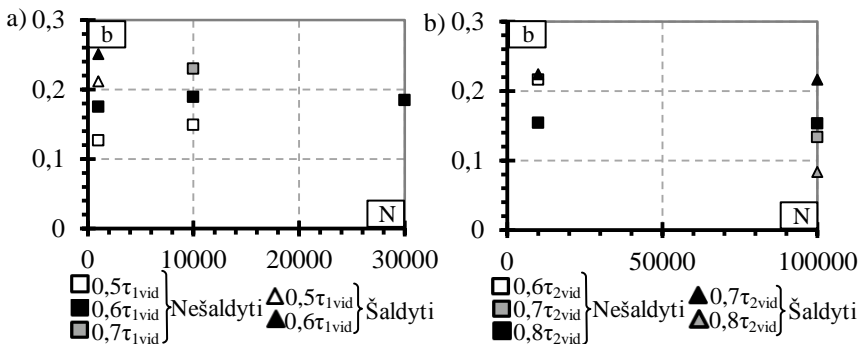
**Fig. 3.3.** Comparison of  $\tau$ - $s$  model and experimental results: a) one strand; b) one strand affected by frost; c) two bundled strands; d) two bundled strands affected by frost

Eksperimentinių ir teorinių rezultatų palyginimas rodo, kad Model Code 2010 pasiūlyti rumbuotos armatūros  $\tau$ - $s$  modelį aprašantys parametrai netinkami trijų vijų lynams. Gauti rezultatai gerokai pervertina armatūros sukibties stiprį (3.3 pav.). Trijų vijų lynams pasiūlyti  $\tau$ - $s$  modelį aprašantys parametrai duoda gerą eksperimentinių ir teorinių rezultatų sutapimą.

### 3.2.2. Ciklinės apkrovos sukibties rezultatai

Armatūros slinkties ir apkrovos ciklų skaičiaus priklausomybė, veikiant ciklinei apkrovai, charakterizuojama: armatūros slinktimi po pirmojo apkrovimo ( $s_1$ ), apkrovos ciklų skaičiumi ( $N$ ) ir dinaminio koeficientu ( $b$ ). Dinaminis koeficientas įvertina armatūros sukibties pažaidų intensyvumą. Skirtingi autoriai (Rehm ir Eligehausen 1979; Koch ir Balazs 1993; Balazs *et al.* 1994; Sippel 1996; Oh ir Kim 2007a; Zanuy *et al.* 2010, 2013) yra pasiūlę rumbuotos armatūros strypams skirtingas dinaminio koeficiento  $b$  reikšmes, kurio reikšmės svyruoja tarp 0,098–0,131, kai veikia įtempiai  $\leq 0,7\tau_u$ .

Pasinaudojant eksperimentinių tyrimų metu gautais sukibties rezultatais ir pritaikius (1.8) formulę, priartėjimo keliu nustatytos dinaminio koeficiento  $b$  reikšmės šalčio nepaveiktiems ir paveiktiems trijų vijų lynui ir sudvejintiems lynams. Dinaminio koeficiento  $b$  reikšmės, priklausomai nuo apkrovos ciklų skaičiaus ir sukibties įtempčių intensyvumo, pateiktos 3.4 paveiksle.



3.4 pav. Dinaminio koeficiento  $b$  rezultatai: a) bandinių su vienu lynu; b) bandinių su sudvejintais lynais

Fig 3.4. Results of dynamic coefficient  $b$ : a) for specimens with one strand; b) for specimens two bundled strands

Šalčio nepaveiktuose ir paveiktuose bandiniuose vieno lyno ištraukimo iš betono atveju koeficiento  $b$  reikšmės didėja didėjant apkrovos ciklų skaičiui ir sukibties įtempčių lygiui (3.4 pav., a). Tai rodo, kad didėjant apkrovos ciklų skaičiui ir sukibties įtempčių lygiui greičiau vystosi sukibties pažaidos ir mažėja sukibties stipris. Šalčio paveiktų bandinių su vienu lynu vidutinė dinaminio koeficiento  $b$  reikšmė padidėjo 36 %, palyginti su šalčio nepaveiktais bandiniais.

Šalčio nepaveiktų ir paveiktų bandinių su sudvejintais lynais atveju dinaminis koeficientas  $b$  mažėja didėjant sukibties įtempčių lygiui (3.4 pav., b). Tai reiškia, kad sukibties pažaidos vystosi lėčiau ir sukibties stipris padidėja. Tokią sudvejintų



lynų sukibties elgseną lemia nevienoda lynų slinktis ir papildoma trinties jėga, atsirandanti tarp lynų. Kuo didesnis įtempių lygis veikia lynus, tuo labiau vijos bando išsisukti, sukeldamos papildomus įtempius statmena lynui kryptimi ir tokiu būdu padidindamos trintį tarp lynų. Lynų paviršiuje esantys nelygumai dar labiau padidina trinties jėgą. Šių veiksnių visuma lemia padidėjusį sukibties stiprį, veikiant ciklinei apkrovai. Nustatyta, kad vidutinės dinaminio koeficiento  $b$  reikšmės yra panašios vienam ir sudvejintiems lynams. Vienam lynui  $b = 0,171$  ir sudvejintiems lynams  $b = 0,179$ , kai sukibties įtempių intensyvumas  $\leq 0,7$ . Šalčio paveiktų bandinių su sudvejintais lynais vidutinė koeficiento  $b$  reikšmė padidėjo 8 %, palyginti su šalčio nepaveiktais bandiniais (3.2 lentelė). Tai reiškia, kad šalčio paveiktų bandinių sukibtis, veikiant ciklinei apkrovai, pažeidžiama labiau ir sukibties tarp lyno ir betono pažaidos vystosi greičiau, nei šalčio nepaveiktuose bandiniuose.

**3.2 lentelė.** Dinaminio koeficiento  $b$  reikšmės trijų vijų lynui

**Table 3.2.** Values of dynamic coefficient  $b$  for three wire strand

Bandiniai su vienu lynu						
Ciklų skaičius (N)	šalčio nepaveikti			šalčio paveikti		
	$0,5\tau_{1vid}$	$0,6\tau_{1vid}$	$0,7\tau_{1vid}$	$0,5\tau_{1vid}$	$0,6\tau_{1vid}$	$0,7\tau_{1vid}$
1 000	0,127	0,176	–	0,212	0,251	–
10 000	0,150	0,190	0,230	–	–	–
30 000	–	0,185	–	–	–	–
Vidurkis	0,171			0,232		
Bandiniai su sudvejintais lynais						
Ciklų skaičius (N)	šalčio nepaveikti			šalčio paveikti		
	$0,6\tau_{2vid}$	$0,7\tau_{2vid}$	$0,8\tau_{2vid}$	$0,6\tau_{2vid}$	$0,7\tau_{2vid}$	$0,8\tau_{2vid}$
10 000	0,216	0,154	–	–	0,224	–
100 000	–	0,154	0,134	–	0,216	0,084
Vidurkis	0,168			0,181		

Šaldyti ir nešaldyti sukibties bandiniai su vienu lynu po ciklinės apkrovos poveikio išbandyti statine apkrova iki suirimo. Pagal tyrimų rezultatus, vieno trijų vijų lyno sukibtį apibūdinantys parametrai pateikti 3.3 lentelėje. Pagrindinis faktorius, nusakantis ciklinės apkrovos poveikį po  $N$  apkrovos ciklų skaičiaus  $\tau$ -s kreivei, yra koeficientas  $\alpha_N$ .  $\tau$ -s kreivės pobūdis po ciklinės apkrovos poveikio atitinka statinės apkrovos  $\tau$ -s kreivių pobūdį (2.18 pav.). Bandinių su vienu lynu

tyrimų rezultatai rodo, kad kuo didesnis sukibties įtempių intensyvumas ciklinės apkrovos metu, tuo statesnė  $\tau$ - $s$  kylančioji kreivės dalis (greičiau pasiekiamas sukibties stipris) ir mažesnė koeficiento  $\alpha_N$  reikšmė (3.5 pav., a). Mažėjant koeficientui  $\alpha_N$ , ciklinės apkrovos sukelta armatūros slinktis artėja prie statinės apkrovos ribinės slinkties, kurią pasiekus suardoma sukibtis. Koeficiento  $\alpha_N$  reikšmė, veikiant 0,5 sukibties įtempių intensyvumui, yra 10 % ir 55 % didesnė, palyginti su 0,6 ir 0,7 sukibties įtempių intensyvumais. Šalčio paveiktuose bandiniuose su vienu lynu vidutinė koeficiento  $\alpha_N$  reikšmė 28 % didesnė, nei šalčio nepaveiktuose bandiniuose. Ciklinės apkrovos paveiktuose bandiniuose su vienu lynu vidutinė koeficiento  $\alpha_N$  reikšmė yra 0,106, o ciklinės apkrovos nepaveiktuose bandiniuose  $\alpha = 0,245$ . Tai rodo, kad koeficiento  $\alpha$  vidutinė reikšmė ciklinės apkrovos paveiktuose bandiniuose yra dvigubai mažesnė, nei ciklinės apkrovos nepaveiktuose bandiniuose.

**3.3 lentelė.** Bandinių su vienu lynu statinės apkrovos bandymo rezultatai po ciklinės apkrovos poveikio

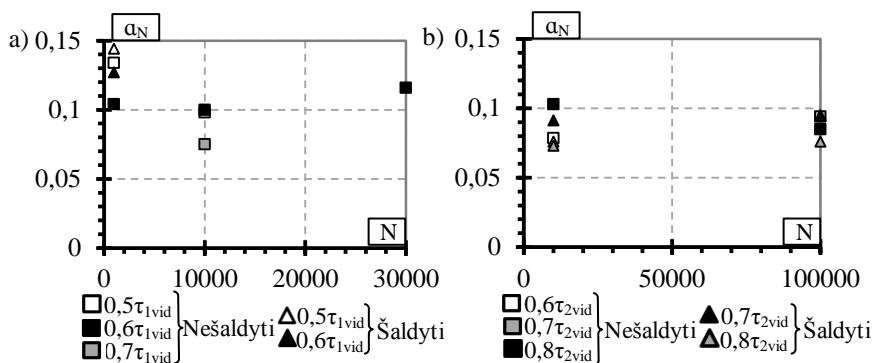
**Table 3.3.** Results of static test of pullout specimens after the influence of cyclic loading

Bandiniai su vienu lynu (šalčio nepaveikti)							
Parametrai	0,5 $\tau_{1vid}$		0,6 $\tau_{1vid}$			0,7 $\tau_{1vid}$	Vidurkis
	$N = 1\ 000$	$N = 10\ 000$	$N = 1\ 000$	$N = 10\ 000$	$N = 30\ 000$	$N = 10\ 000$	
$s_1, \text{ mm}$	1,172	0,745	1,538	1,497	1,433	1,416	1,275
$s_2, \text{ mm}$	2,504	2,892	2,633	2,391	2,329	2,221	2,539
$s_3, \text{ mm}$	5,507	5,449	4,629	5,423	5,089	5,057	5,216
$\tau_{max}, \text{ MPa}$	12,222	12,019	12,140	11,755	12,008	11,091	11,937
$\tau_f, \text{ MPa}$	6,261	7,349	2,545	5,985	6,124	5,870	5,627
$\alpha_N$	0,134	0,098	0,104	0,100	0,116	0,075	0,106
	0,116		0,105			0,075	
Bandiniai su vienu lynu (šalčio paveikti)							
Parametrai	$N = 1\ 000$	$N = 10\ 000$	$N = 1\ 000$	$N = 10\ 000$	$N = 20\ 000$	$N = 10\ 000$	Vidurkis
$\alpha_N$	0,144	–	0,127	–	–	–	0,136

**3.4 lentelė.** Bandinius su sudvejintais lynais statinės apkrovos bandymo rezultatai po ciklinės apkrovos poveikio

**Table. 3.4.** Results of static test of beam specimens after the influence of cyclic loading

Bandiniai su sudvejintais lynais (šalčio nepaveikti)					
Parametrai	0,6 $\tau_{2vid}$	0,7 $\tau_{2vid}$		0,8 $\tau_{2vid}$	Vidurkis
	$N = 10\ 000$	$N = 10\ 000$	$N = 100\ 000$	$N = 100\ 000$	
$s_1$ , mm	1,562	1,632	1,585	1,308	1,522
$s_2$ , mm	1,970	2,128	2,482	2,009	2,147
$s_3$ , mm	5,612	4,544	4,644	5,502	5,076
$\tau_{max}$ , MPa	16,297	17,376	20,571	18,378	18,156
$\tau_f$ , MPa	10,554	13,443	14,221	13,283	12,875
$\alpha_N$	0,079	0,103	0,085	0,094	0,091
	0,079	0,097		0,094	
Bandiniai su sudvejintais lynais (šalčio paveikti)					
Parametrai	$N = 10\ 000$	$N = 10\ 000$	$N = 100\ 000$	$N = 100\ 000$	Vidurkis
$\alpha_N$	0,076	0,091	0,095	0,076	0,087
	0,076	0,093		0,076	



**3.5 pav.** Koefficiento  $\alpha$  priklausomybės nuo apkrovos ciklų skaičiaus:

a) bandiniams su vienu lynu; b) bandiniams su sudvejintais lynais

**Fig 3.5.** Relationship between coefficient  $\alpha$  and number of load cycles:

a) for pullout specimens; b) for beam specimens

Armavimui naudojant sudvejintus lynus, koefficiento  $\alpha_N$  reikšmė, veikiant 0,6 sukibties įtempimų intensyvumui, yra 19 % mažesnė, nei veikiant 0,7 sukibties

įtempių intensyvumui. Veikiant 0,7 ir 0,8 sukibties įtempių intensyvumams, koeficiento  $\alpha_N$  reikšmės yra apytiksliai lygios. Tyrimai parodė, kad šalčio ir vandens poveikis sudvejintų lynų armavimo atveju koeficientui  $\alpha_N$  įtakos neturėjo (3.4 lentelė). Po ciklinės apkrovos poveikio šalčio nepaveiktų bandinių su sudvejintais lynais koeficientas  $\alpha_N = 0,091$  sumažėjo, palyginti su ciklinės apkrovos nepaveiktais bandiniais  $\alpha = 0,136$ . Ciklinės apkrovos metu pasireiškusi lynų slinktis lėmė statesnę  $\tau$ -s kreivės kylančią dalį ir mažesnę koeficiento  $\alpha_N$  reikšmę.

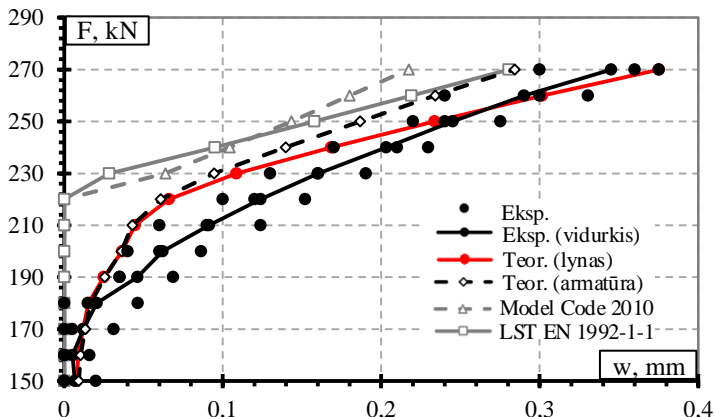
### 3.3. Iš anksto įtemptojo gelžbetonio lenkiamųjų elementų plyšio pločio eksperimentiniai ir teoriniai rezultatai

Gelžbetoniniame elemente sukibties įtempių pasiskirstymas armatūros inkaravimo ilgyje yra netiesinis (1.10 pav.), todėl plyšio pločio skaičiavimuose, vertinant didžiausius sukibties įtempius ( $\tau_{max}$ ), įvestas sukibties įtempių pilnumo koeficientas ( $\omega$ ) (Abrishami 1994). Priklausomai nuo sukibties įtempių pasiskirstymo formos  $\omega$  gali būti:  $\omega = 1$ , kai įtempiai inkaravimo ilgyje yra pastovūs,  $\omega = 0,5$ , kai įtempiai yra trikampio formos, ir  $\omega = 2/3$ , kai įtempiai yra apytiksliai parabolės formos. Nustatyta, kad tempiamuose elementuose sukibties įtempių pasiskirstymas armatūros inkaravimo ilgyje yra panašus į parabolės formą (Jiang *et al.* 1984), todėl plyšio pločio skaičiavimuose, vertinant didžiausius sukibties įtempius, įvestas įtempių formos koeficientas  $\omega = 2/3$ .

Atlikti pabėgių plyšio pločio skaičiavimai. Pabėgių statinės apkrovos sukeliama plyšio pločio skaičiavimas atliktas iki apkrovos, lygios 60 % nuo suirimo apkrovos ( $0,6F_{stat,u}$ ). Plyšio pločio kitimas, didėjant statinei apkrovai, apskaičiuotas pagal 3.1.1 skirsnyje pateiktą metodiką, įvertinančią netiesinę  $\tau$ -s kreivės dalį. Palyginimui skaičiavimai atlikti įvertinant trijų vijų lyno sukibties parametrus pagal šiame darbe atliktų tyrimų rezultatus ir pagal Model Code 2010 rumbuotai armatūrai pasiūlytus  $\tau$ -s kreivę aprašančius parametrus. Taip pat plyšio plotis apskaičiuotas pagal Model Code 2010 ir LST EN 1992-1-1 metodikas.

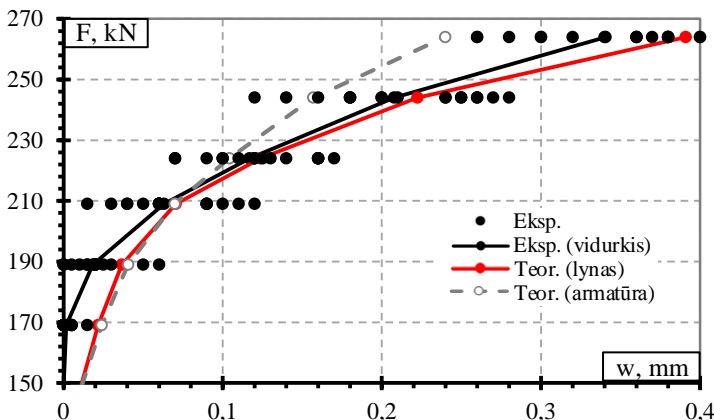
Eksperimentiškai ir teoriškai nustatytų plyšio pločių palyginimas pateiktas 3.6 paveiksle. Rezultatų palyginimas parodė, kad geriausią teorinių ir eksperimentinių rezultatų sutapimą davė plyšio pločio skaičiavimo metodika, įvertinanti pasiūlytus trijų vijų lyno sukibtį su betonu apibūdinančius parametrus. Šiuo atveju teoriškai apskaičiuotas plyšio plotis buvo 4 % didesnis, palyginti su statinės apkrovos, lygios  $0,6F_{stat,u}$ , sukeltu vidutiniu eksperimentiniu plyšio pločiu. Įvertinus Model Code 2010 sukibties parametrus rumbuotai armatūrai, teorinis plyšio plotis buvo 19 % mažesnis, nei vidutinis eksperimentinis plyšio plotis. Plyšio plotį

skaičiuojant pagal LST EN 1992-1-1 ir Model Code 2010 plyšių skaičiavimo metodikas, teoriniai rezultatai buvo 25 % ir 38 % mažesni, palyginti su vidutiniu eksperimentiniu plyšio pločiu.



3.6 pav. Statinės apkrovos sukiamas plyšio plotis

Fig. 3.6. Crack width under static loading



3.7 pav. Ciklinės apkrovos sukiamas plyšio plotis

Fig. 3.7. Crack width under cyclic loading

Pagal autoriaus pasiūlytą metodiką apskaičiuotas vienos krypties kintamos amplitudės ciklinės apkrovos sukiamas plyšio plotis. Plyšio plotis skaičiuotas iki 70 % nuo ciklinės suirimo apkrovos ( $F_{cycl,u}$ ). Išbandytų devynių iš anksto įtemptų gelžbetoninių pabėgių armuotų trijų vijų lynais eksperimentiniai plyšio

pločių rezultatai ir pagal pasiūlytą metodiką teoriškai apskaičiuoti rezultatai pateikti 3.7 paveiksle. Skaičiavimuose įvertinus pasiūlytus trijų vijų lyno  $\tau$ -s kreivę apibūdinančius parametrus ir dinaminį koeficientą ( $b$ ), gautas geras sutapimas su eksperimentiniais rezultatais. Teoriškai apskaičiuotas ciklinės apkrovos, lygios  $0,6F_{cycl,u}$ , sukeltas plyšio plotis buvo 6 % didesnis nei vidutinis eksperimentinis plyšio plotis. Teoriškai apskaičiuotas plyšio plotis buvo 15 % didesnis nei ciklinės apkrovos, lygios  $0,7F_{cycl,u}$ , sukeltas vidutinis eksperimentinis plyšio plotis trijų vijų lynams. Gauti rezultatai rodo, kad teoriškai apskaičiuotas plyšio plotis, skaičiavimuose vertinant Model Code 2010 pasiūlytus sukibties parametrus rumbuotai armatūrai yra 11 % ir 30 % mažesnis už ciklinės apkrovos, lygios  $0,6F_{cycl,u}$  ir  $0,7F_{cycl,u}$ , sukeltą vidutinį eksperimentinį plyšio plotį.

Gautas geras eksperimentinių ir teorinių plyšio plokčių sutapimas rodo, kad eksperimentiniais tyrimais nustatyti trijų vijų lyno statiniai ir dinaminiai sukibties parametrai yra pakankamai tikslūs. Darbe pateikti plyšio pločio skaičiavimo metodai gali būti taikomi statinės ir ciklinės apkrovų veikiamų iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių pleišėjimo vertinimui.

### 3.4. Trečiojo skyriaus išvados

1. Atlikus sukibties eksperimentinių tyrimų rezultatų analizę, pasiūlytos trijų vijų plieninio lyno sukibties įtempių ir jo slinkties modelį aprašančių parametrų ( $s_1$ ,  $\alpha$ ,  $\tau_{max}$ ) reikšmės.
2. Pirmą kartą pasiūlytas trijų vijų plieninio lyno slinktį nuo apkrovos ciklų skaičiaus aprašantis koeficientas  $b$ , kuris lygus 0,171. Šis koeficientas skiriasi nuo rumbuotai armatūrai literatūroje siūlomų koeficiento reikšmių (0,098–0,131). Tai rodo, kad gelžbetoninius elementus veikiant ciklinei apkrovai, trijų vijų lyno sukibties pažaidos vystosi greičiau nei elementuose su plienine rumbuota armatūra.
3. Atlikti plyšio pločio analitiniai skaičiavimai parodė, kad tiksliausiai plyšio plotis apskaičiuojamas įvertinant netiesinį sukibties įtempių ir slinkties modelį. Skaičiuojant plyšio plotį, įvertinti ir eksperimentiškai nustatyti trijų vijų plieninio lyno netiesinį sukibties įtempių ir slinkties modelį aprašantys parametrai ( $s_1$ ,  $\alpha$ ,  $\tau_{max}$ ). Atlikus rezultatų palyginimą gauta, kad apskaičiuotasis plyšio plotis yra 4 % didesnis, nei vidutinis eksperimentinis plyšio plotis, veikiant 60 % statinei apkrovai nuo laikomosios galios. Gauti rezultatai rodo, kad darbe pasiūlyti trijų vijų sukibties parametrai yra pakankamai tikslūs.
4. Pasiūlytas vienos krypties kintamos amplitudės ciklinės apkrovos veikiamų iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių plyšio pločio skaičiavimo

metodas. Eksperimentinių ir pagal pasiūlytą metodą apskaičiuotų plyšio pločių rezultatai yra pakankamai tikslūs. Pagal pasiūlytą metodą apskaičiuoti plyšio pločiai yra 6 % ir 15 % didesni už ciklinės apkrovos, lygios 60 % ir 70 % nuo laikomosios galios, sukeltus vidutinius eksperimentinius plyšio pločius. Todėl darbe pasiūlytas plyšio pločio skaičiavimo metodas gali būti taikomas analizuojant vienos krypties kintamos amplitudės ciklinės apkrovos veikiamų iš anksto įtemptojo gelžbetonio lenkiamųjų elementų pleišėjimą ir standumą.





---

## Bendrosios išvados

1. Literatūros šaltinių analizė parodė, kad labiausiai pažeidžiama iš anksto įtemptojo gelžbetonio pabėgių vieta yra bėgviėtės sekcija ir armatūros inkaravimo zona. Pabėgių galų pleišėjimą lemia įvairūs veiksniai, veikiantys pabėgio gamybos ir eksploataavimo stadijose. Pleišėjimo priežastis dažniausiai būna keli veiksniai, priklausantys vienas nuo kito, todėl pabėgių irimo priežasčių nustatymas yra sudėtingas kompleksinis uždavinys.
2. Vienas iš faktorių, labiausiai lemiančių gelžbetoninių elementų plyšio plotį, yra armatūros ir betono sukibtis. Literatūroje pateikti armatūros sukibtį aprašantys modeliai ir jų parametrai kai naudojama rumbuota arba lygi armatūra. Iš anksto įtemptose konstrukcijose plačiai naudojami įvairaus tipo lynai. Tačiau nėra duomenų apie trijų vijų plieninių lynų statinius ir dinامينius parametrus, aprašančius šių lynų sukibtį.
3. Statinių ir dinامينių armatūros sukibties tyrimų rezultatai parodė, kad ciklinis šalčio ir vandens poveikis mažina vieno ir sudvejintų trijų vijų lynų sukibties stiprį. Tai rodo, kad šaldymo ir atšildymo ciklai ardo armatūros ir betono kontakto zoną ir pažeidžia sukibtį.
4. Vieno lyno sukibties stiprio padidėjimą iki 9 % po ciklinės apkrovos poveikio lemia betono sutankinimas tarp armatūros nelygumų, užpildų

tarpusavio sąveika vidiniuose plyšiuose, atsirandančiuose aplink armatūrą, bei užpildų sąveika su armatūros paviršiumi. Sudvejintų lynų sukibties stiprio padidėjimą iki 68 % lemia tie patys veiksniai, kaip ir vienam lynui, bei papildoma trinties jėga, atsirandanti dėl sąveikos tarp dviejų lynų. Nors sukibties stipris padidėja, tačiau sudvejintų plieninių lynų elgsena dėl nevienodos jų slinkties ir tarp lynų atsiradusių papildomų trinties jėgų yra pavojinga, ypač veikiant ciklinei apkrovai.

5. Šiame darbe atlikti unikalūs tuo pačiu metu pagamintų neeksploatuotų (gamyklos teritorijoje saugotų), neeksploatuotų laboratorijoje šaldytų ir trejus metus geležinkelyje eksploatuotų (pažeistų) pabėgių pleišėjimo ir deformacijų tyrimai. Dinaminiai tyrimai parodė, kad šalčio poveikis nepadaro neigiamos įtakos pabėgių laikomajai galiai, tačiau lemia didesnę pleišėjimą. Neeksploatuotų pabėgių plyšio plotis yra iki 17 % mažesnis už neeksploatuotų 200 šaldymo ir atšildymo ciklų paveiktų pabėgių, kuriuos veikė mažesnis apkrovos intensyvumas, plyšio pločius ir iki 40 % mažesnis už eksploatuotų pabėgių plyšio pločius.
6. Eksperimentinių tyrimų rezultatai parodė, kad ciklinės apkrovos veikiamų eksploatuotų pabėgių plyšio pločiai yra 25–44 % didesni nei neeksploatuotų pabėgių. Didesnius eksploatuotų pabėgių plyšio pločius lemia atsiradusios plastinės betono deformacijos, kurias lemia geležinkelyje veikusių apkrovų ir agresyvios aplinkos poveikių sukelti pažeidimai.
7. Betono struktūros mikroskopiniai ir cheminės sudėties tyrimų rezultatai parodė, kad eksploatuotų pabėgių galuose yra prasidėjusi armatūros ir betono sulfatinė korozija. Antrinio etringito susidarymas ir padidėjusi sulfatų koncentracija armatūros ir betono kontakto zonoje sudaro armatūrai agresyvią aplinką ir kartu su kitais aplinkos poveikiais (drėgmė, šaltis) prisideda prie šios zonos ardymo.
8. Atlikti tyrimai parodė, kad armatūrą pabėgių galuose reikia apsaugoti nuo drėgmės ir kitų aplinkos poveikių, vykdyti reguliarias pabėgių patikras (kas 1–2 metus), atlikti betonui naudojamo cemento šarminumo ir užpildų reaktyvumo tyrimus kiekvieną kartą, kai keičiasi medžiagų gavybos vieta ir reguliariai (kas 1–2 metus) – kai medžiagos vežamos iš tų pačių karjerų.
9. Eksperimentiškai nustatyti ir pasiūlyti trijų vijų plieninio lino sukibtį aprašantys statiniai parametrai, kurie pritaikyti normose taikomame sukibties įtempių ir slinkties priklausomybę aprašančiame modelyje.

Pasiūlyta dinaminio koeficiento, kuris apibūdina trijų vijų lyno slinkties ir apkrovos ciklų skaičiaus priklausomybę, reikšmė.

10. Pasiūlytas vienos krypties kintamos amplitudės ciklinės apkrovos sukeliama plyšio pločio skaičiavimo metodas. Skaičiavimuose įvertinami trijų vijų lyno statiniai ir dinaminiai sukibtį aprašantys parametrai. Gauti rezultatai pakankamai gerai sutapo su eksperimentinių rezultatų duomenimis ir skirtumas sudarė 6–15 %. Todėl darbe pasiūlytas plyšio pločio skaičiavimo metodas gali būti taikomas analizuojant vienos krypties kintamos amplitudės ciklinės apkrovos veikiamų iš anksto įtemtojo gelžbetonio lenkiamųjų elementų pleišėjimą ir standumą.



---

## Literatūra ir šaltiniai

Abrishami, H. H. 1994. *Studies on bond and cracking of structural concrete*: PhD Thesis. McGill University. Montreal, Canada.

Aguilera, J.; Martinez-Ramirez, S.; Pajares, I.; Blanco-Varela, M. T. 2003. Formation of thaumasite in carbonates mortars, *Cement and Concrete Composites* 25(8): 991–996.

Andersen, M. 2011. *Monitoring of the Sleeper Production in Marijampolė - Prestress Losses and Temperature in Concrete*, Abetong AB, Växjö, Sweden.

Andersen, M.; Bolmsvik, R. 2011. *Measuring of Prestress Losses in Vislanda 2010*, Abetong AB, Växjö, Sweden.

Ashtiani, M. S.; Dhakal, R. P.; Scott, A. N.; Bull, D. K. 2013. Cyclic beam bending test for assessment of bond-slip behavior, *Engineering Structures* 56: 1684–1697.

Awad, M. E.; Hilsdorf, H. K. 1971. *Strength and deformation characteristics of plain concrete subjected to high repeated and sustained loads*, Report, University of Illinois Urbana, Illinois, USA.

Balaguru, P.; Shah, S. P. 1982. A method of predicting crack widths and deflections for fatigue loading, *ACI Special Publication* 75: 153–175.

Balazs, G. L. 1991. Fatigue of bond, *ACI Materials Journal* 88(6): 620–629.

Balazs, G. L.; Koch, R. 1992. Influence of load history on bond behavior, *Proceedings of the bond in concrete conference Riga*, 7: 1–10.

Balazs, G. L. 1993. Cracking analysis based on slip and bond stresses, *ACI Materials Journal* 90(4): 340–348.

Balazs, G. L.; Koch, R.; Harre, W. 1994. Verbund von stahl in beton unter betriebsbeanspruchung, *Detscher ausschuss für stahlbeton-30*, Forschungskolloquium, Stuttgart, Germany, 167–176 (in German).

Ballatore, E.; Bocca, P. 1997. Variations in the mechanical properties of concrete subjected to low cyclic loads, *Cement and Concrete Research* 27(3): 453–462.

Baquerizo, L. G.; Matschei, T.; Scrivener, K. L. 2016. Impact of water activity on the stability of ettringite, *Cement and Concrete Research* 79: 31–44.

Bažant, Z. P.; Chern, J. C.; Rosenberg, A. M.; Gaidis, J. M. 1988. Mathematical model for freeze-thaw durability of concrete, *Journal of American Ceramic Society* 71(9): 776–783.

Bennet, E. W.; Muir, S. E. 1967. Some fatigue tests of high-strength concrete in axial compression, *Magazine Concrete Research* 19(59): 113–117.

Bennet, E. W.; Raju, N. K. 1971. Cumulative fatigue damage of plain concrete in compression, *Proceedings on the International Conference on Structure, Solid Mechanics and Engineering Design in Civil Engineering Materials*, Southampton, London, 1089–1102.

Bezgin, N. Ö. 2015. Climate effects on the shoulder width measurements of prestressed concrete high speed railway sleepers of ballasted tracks, *Measurement* 75: 201–209.

Bollmann, K.; Stark, J. 1996. Ettringitbildung im erhärteten beton und frost-tausalz-widerstand, *Wissenschaftliche Zeitschrift der Bauhaus-Universität Weimar Jahrgang 42 Heft 4/5*, S. 9–16 4/5, 9–16.

*Bond of reinforcement in concrete. State of the art report, fib bulletin No. 10.* Federation internationale du beton. Lausanne. 2000. 427 p.

Cholmianskij, M. M. 1959. *General tasks of calculation of bond between concrete and deformed bars in centrally reinforced prismatic specimens.* Report AN SSSR, 229 No 1 (in Russian).

Cholmianskij, M. M. 1997. *Concrete and reinforced concrete. Deformability and strength.* Moscow: Stoiizdat, 568 p.(in Russian).

Ciampi, V.; Eligehausen, R.; Bertero, V. V.; Popov, E. P. 1981. Analytical model for deformed –bar bond under generalized excitation, *Trans. IABSE Colloquium on Advanced Mechanics of Reinforced Concrete*, Delft, Netherlands.

Ciampi, V.; Eligehausen, R.; Bertero, V. V.; Popov, E. P. 1982. *Analytical model for concrete anchorages of reinforcing bars under generalized excitations.* Report No. EERC82–83. Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, California, 111 p.

*CEB 1995 High performance concrete – Recommended extensions to the Model Code 90 – Research needs.* CEB Bulletin 228.

CEB 1996 RC elements under cyclic loading. State of the art report. London: Thomas Telford.

Collepari, M. 1999. Damage by delayed ettringite formation, *Concrete International* 21(1): 69–74.

Collepari, M. 2003. A state-of-art review on delayed ettringite attack on concrete, *Cement and concrete Composites* 25(4-5): 401–407.

Dang, C. N.; Murray, C. D.; Floyd, R. W.; Hale, W. M.; Marti-Vargas, J. R. 2014. Analysis of bond stress distribution for prestressing strand by Standard Test for Strand Bond, *Engineering Structures* 72: 152–159.

Dang, C. N.; Floyd, R. W.; Murray, C. D.; Hale, W. M.; Marti-Vargas, J. R. 2015. Bond stress-slip model for 0,6 in. (15,2 mm) diameter strand, *ACI Structural Journal*, 112(5): 625–634.

Day, R. L. 1992. *The effect of secondary ettringite formation on the durability of concrete: a literature analysis*. RD108, Portland Cement Association, Skokie, Illinois.

Dmidot, D.; Glasser, F. P. 1993. Thermodynamic investigation of the CaO-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-CaSO<sub>4</sub>-K<sub>2</sub>O-H<sub>2</sub>O system at 25 °C, *Cement and Concrete Research* 23(5): 1195–1204.

Eligehausen, R.; Popov, E. P.; Bertero, V. V. 1983. *Local bond stress-slip relationships of deformed bars under generalized excitations*. Report No. UCB/EERC 83–23, University of California, Berkeley, USA.

Famy, C. 1999. *Expansion of heat-cured mortars*: PhD Thesis. Department of Materials, Imperial College of Science, Technology, and Medicine, University of London.

Farra, B. 1995. *Influence de la resistance du beton et de son adherence avec l'armature sur la fissuration*: PhD Thesis. Departement de Genie Civil, Ecole Polytechnique Federale de Lausanne (in French).

Ferdous, W.; Manalo, A. 2014. Failures of mainline railway sleepers and suggested remedies – Review of current practice, *Engineering failure analysis* 44: 17–35.

Floyd, R. W. 2012. *Investigating the bond of prestressing strands in lightweight self-consolidating concrete*: PhD thesis. University of Arkansas, USA.

Gaze, M. E. 1997. The effects of varying gypsum content on thaumasite formation in a cement:Lime:Sand mortar at 5 °C, *Cement Concrete Research* 27(2): 259–265.

Gonzalez-Nicieza, C.; Alvarez-Fernández, M. I.; Menendez-Díaz, A.; Alvarez-Vigil, A. E.; Ariznavarreta-Fernandez, F. 2008. Failure analysis of concrete sleepers in heavy haul railway tracks, *Engineering Failure Analysis* 15(1–2): 90–117.

Gustavson, R. 2004. Experimental studies of the bond response of three-wire strands and some influencing parameters, *Materials and Structures* 37: 96–106.

Hartshorn, S. A.; Sharp, J. H.; Swamy, R. N. 2002. The thaumasite form of sulfate attack in Portland-limestone cement mortars stored in magnesium sulfate solution, *Cement Concrete Composites* 24(3–4): 351–359.

- Hasenkamp, C. J.; Badie, S. S.; Hanna, K. E.; Tadros, M. K. 2012. Proposed evaluation and repair procedures for precast, prestressed concrete girders with end-zone cracking, *PCI Journal* 57(2): 94–119.
- Hasheminezhad, A. 2015. Analytical study on longitudinal crack control for B70 mono-block pre-stressed concrete sleepers, *Engineering Failure Analysis* 49: 1–10.
- Hatami, A.; Morcous, G.; Hanna, K. E.; Tadros, M. K. 2011. *Evaluating the bond of 0,7 in. diameter prestressing strands for concrete bridge girders*. TRB 11-2104: 1–13.
- Hawkins, N. M.; Lin, I. J.; Jeang, F. L. 1982. Local bond strength of concrete for cyclic reversed actions, *Proceedings, Bond in Concrete*, Applied Science Publishers London, 151–161.
- Hime, W. G. 1996. Delayed ettringite formation – a concern for precast concrete?, *PCI Journal* 41(4): 26–30.
- Hong, S.; Park, S. K. 2012. Uniaxial bond stress-slip relationship of reinforcing bars in concrete, *Advances in Materials Science and Engineering* 2012: 1–12.
- Hoyer, E.; Friedrichy, E. 1939. Beitrag zur frage der haftspannung in eisenbetonbauteilen (Contribution to the question of bond stress in reinforced concrete elements), *Beton und Eisen*, 38 (in German).
- Huang, Z.; Engstrom, B.; Magnusson, J. 1996. Experimental and analytical studies of the bond behavior of deformed bars in high strength concrete, *In 4<sup>th</sup> International Symposium on Utilization of High-strength/High-performance concrete*, Paris.
- Jallad, K. N.; Santhanam, M.; Cohen, M. D. 2003. Stability and reactivity of thaumasite at different pH levels, *Cement Concrete Research* 33(3): 433–437.
- Jiang, D. H.; Shah, S. P.; Andonian, A. T. 1984. Study of the transfer of tensile forces by bond, *ACI Journal*, 83(3): 251–259.
- Jonaitis, B., Marčiukaitis G., Valivonis J., 2013. Analysis of the mechanics of carbamide induced destruction of concrete and ceramic bricks, *Construction and building materials*, 48:917–924.
- Kannel, J.; French, C.; Stolarski, H. 1997. Release methodology of strands to reduce end cracking in pretensioned concrete girders, *PCI Journal* 42(1): 42–54.
- Kaewunruen, S.; Remennikov, A. M. 2009. Impact capacity of railway prestressed concrete sleepers, *Engineering Failure Analysis* 16(5): 1520–1532.
- Kaewunruen, S.; Remennikov, A. M. 2011. Experiments into impact behaviour of railway prestressed concrete sleepers, *Engineering Failure Analysis* 18(8): 2305–2315.
- Koch, R.; Balazs, G. L. 1992. Influence of cyclic loading on bond strength and related slip, *Proceedings of the bond in concrete conference Riga*, 7: 11–20.
- Koch, R.; Balazs, G. L. 1993. Slip increase under cyclic and long term loads, *Otto Graf Journal* 12(1): 4160–4191.



Konig, G.; Bergner, H.; Grimm, R.; Held, M.; Rimmel, G.; Simsch, G. 1994. Hochfester Beton – Teil 2: Bemessung und Konstruktion, Heft 438. Berlin. *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton* (in German).

Lantsoght, E. O. L. 2014. *Fatigue of concrete under compression: database and proposal for high strength concrete*. Report nr. 25.5–14–04.

Lawrence, C. D. 2004. *Physicochemical and Mechanical Properties of Portland Cements*. In: Hewlett, P.C. (Eds.), *Lea's Chemistry of Cement and Concrete*. Elsevier Science & Technology Books, 345–419 p.

Li, J.; Gao, X.; Zhang, P. 2007. Experimental investigation on the bond of reinforcing bars in high performance concrete under cyclic loading, *Materials and Structures* 40: 1027–1044.

Li, Z. 2011. *Advanced concrete technology*. New Jersey: John Wiley and sons inc. 506 p.

Lindorf, A.; Lemnitzer, L.; Curbach, M. 2009. Experimental investigations on bond behaviour of reinforced concrete under transverse tension and repeated loading, *Engineering Structures* 31: 1469–1476.

Lindorf, A.; Curbach, M. 2011. Slip behaviour at cyclic pullout tests under transverse tension, *Construction and Building Materials* 25: 3617–3624.

Lovegrove, J. M.; Din, S. E. 1982. Deflection and cracking of reinforced concrete under repeated loading and fatigue, *ACI Special Publication* 75: 133–152.

LST 1974. *LST EN 206-1 taikymo taisyklės ir papildomieji nacionaliniai reikalavimai*. Vilnius, 2012. 44 p.

LST EN 1992-1-1. *Eurokodas 2. Gelžbetoninių konstrukcijų projektavimas. 1–1 dalis. Bendrosios ir pastatų taisyklės*. Vilnius, 2004. 232 p.

LST EN 13230-2. *Geležinkelio taikmenys. Geležinkelio kelias. Gelžbetoniniai pabėgiai. 2 dalis. Įtemptieji vienblokliai pabėgiai*. Vilnius, 2010. 26 p.

LST EN 12390-5. *Sukietėjusio betono bandymai. 5 dalis. Bandinių lenkimo stipris*. Vilnius, 2011. 8 p.

LST EN 13230-1. *Geležinkelio taikmenys. Geležinkelio kelias. Gelžbetoniniai pabėgiai. Dalis. Bendrieji reikalavimai*. Vilnius, 2011. 34 p.

LST EN 196-2. *Cemento bandymo metodai. 2 dalis. Cemento cheminė analizė*. Vilnius, 2013. 73 p.

LST EN 13369:2013. *Common rules for precast concrete products (Bendrosios surenkamųjų betoninių gaminių taisyklės)*. Vilnius, 2013. 75 p.

Ma, C.; Li, X.; Bu, J. 2010. Cause and Modification Measures of Longitudinal Cracks from Bolt Hole of the PC Sleepers II, *ICCTP 2010 Conference Proceedings*, 4–8 August 2010, Beijing, China, 731–737.

Marčiukaitis, G.; Dulinskas, E. 1975. *The Stress and Strain State of Prestressed Reinforced Concrete Members During Steam Curing*. Ministry of higher and special technical

education of Lithuania SSR, Vilnius Civil Engineering Institute, Vilnius, Lithuania 122 p. (in Russian).

Marčiukaitis, G. 2013. *Influence of Technological Factors on the Behavior of Concrete and Reinforced Concrete*. Vilnius: Technika. 248 p. (in Lithuanian).

Markarov, N. A., 1984. *Improving the Quality of Pretressed Concrete Structures*. Stroizdat. 212 p. (in Russian).

Martin, H. 1973. On the interrelation among surface roughness, bond and bar stiffness in the reinforcement subject to short-term loading, *Deutscher Ausschuss Stahlbeton* 228: 1–50 (in German).

Mehta, P. K. 2006. *Concrete: Microstructure, Properties and Materials*. McGraw-Hill. 660 p.

Mielenz, R. C.; Marusin, S. L.; Hime, W. G.; Jugovic, Z. T. 1995. Investigation of prestressed concrete railway tie distress, *Concrete international* 17(12): 62–68.

Mirza, J. F.; Tawfik, M. E. 1978. End cracking in prestressed members during detensioning, *PCI Journal* 23(2): 66–78.

Mirza, S. M.; Houde, J. 1979. Study of bond stress-slip relationship in reinforced concrete, *ACI Journal* 76(1): 19–46.

*Model Code 2010: Final draft*. Bulletin 66, CEB-FIP, 2012.

Mohammadzadeh, S.; Vahabi, E. 2011. Time-dependent analysis of B70 pre-stressed concrete sleeper subject to deterioration, *Engineering Failure Analysis* 18: 421–432.

Morita, S.; Kaku, T. 1973. Local bond stress-slip relationship under repeated loading, *Proceedings, Resistance and Ultimate Deformability of Structures Acted on by Well Defined Repeated Loads*, Lisboa, 221–227.

Mugurama, H.; Morita, S. 1967. Fundamental study on bond between steel and concrete - part 1: basic laws of bond stress distribution I, *Journal of Structural Construction Engineering* 131: 1–8.

Newman, J.; Choo, B. S. 2003. *Advanced concrete technology. Concrete properties*. Butterworth-Heinemann, Great Britain: Elsevier. 349 p.

Nilson, A. H. 1968. Nonlinear analysis of reinforced concrete by the finite element method, *ACI Journal* 65(9): 757–766.

Noakowski, P. 1988. Kontinuierliche Theorie der Mitwirkung des Betons auf Zug Rechenhilfen fuer die Praxis, *Deutscher Ausschuss fur Stahlbeton* (in German)

Oh, B. H.; Kim, S. H. 2007a. Realistic models for local bond stress-slip of reinforced concrete under repeated loading, *Journal of Structural Engineering* 133(2): 216–224.

Oh, B. H., Kim, S. H. 2007b. Advanced crack width analysis of reinforced concrete beams under repeated loads, *Journal of Structural Engineering* 133(3): 411–420.

Okumus, P.; Oliva, M. G. 2013. Evaluation of crack control methods for end zone cracking in prestressed concrete bridge girders, *PCI Journal* 58(2): 91–105.

Ouyang, C.; Lane, J. 1997. Freeze-thaw durability of concretes with infilling of ettringite in voids, *ACI Spring Convention*, Seattle, 44.

Palomo, A.; Jimenez, A. F.; Hombrados, C. L.; Lleyda, J. L. 2007. Railway sleepers made of alkali activated fly ash concrete, *Revista Ingenieria de Construccion* 22(2): 75–80

Pochanart, S.; Harmon, T. 1989. Bond-slip model for generalized excitation including fatigue, *ACI Materials Journal* 86(5): 465–476.

Quinhua, J.; Weiqing, L. 1997. Investigations on concrete railway ties suffering from alkali-silica reaction, *Cement and Concrete Research* 27(1): 107–113.

Rehm, G. 1961. On the fundamentals of steel-concrete bond, *Deutscher Ausschuss fur Stahlbeton, Heft 138*: 1–59, Berlin (in German).

Rehm, G.; Eligehausen, R. 1979. Bond of ribbed bars under high cycle repeated loads, *ACI Journal* 76(2): 297–310.

Remennikov, A. M., Kaewunruen, S. 2014. Experimental load rating of aged railway concrete sleepers, *Engineering Structures* 76: 147–162.

Report of the Thaumassite Expert Group. 1999. *The thaumasite form of sulphate attack: risks, diagnosis, remedial works and guidance on new construction*. London: Her Majesty's Stationery Office.

Rezaie, F.; Shiri, M. R.; Farnam, S. M. 2012. Experimental and numerical studies of longitudinal crack control for pre-stressed concrete sleepers, *Engineering Failure Analysis* 26: 21–30.

Rezaie, F.; Bayat M. A.; Farnam, S.M. 2016. Sensitivity analysis of pre-stressed concrete sleepers for longitudinal crack propagation effective factors, *Engineering Failure Analysis* 66: 385–397.

RILEM Recommended Test Method AAR-2. 2000. Detection of potential alkali-reactivity of aggregates – the ultra-accelerated mortar-bar test, *Materials and Structures* 33(229): 283–289.

RILEM TC 191-ARP. 2003. RILEM recommended test method AAR-0. Detection of potential alkali-reactivity in concrete. Outline guide to the use of RILEM methods in assessments of alkali-reactivity potential, *Materials and Structures* 36(261): 472–479.

Rogers, C. A.; Tharmabala, T. 1990. Prestressed concrete members affected by alkali-silica reaction, *Concrete International* 12(8): 35–39

Sadeghi, J.; Barati, P. 2012. Comparisons of the mechanical properties of timber, steel and concrete sleepers, *Structure and Infrastructure Engineering* 8(12): 1151–1159.

Sahu, S.; Thaulow, N. 2004. Delayed ettringite formation in Swedish concrete railroad ties, *Cement and Concrete Research* 34(9): 1675–1681

Scrivener, K. L. 1996. Delayed ettringite formation and concrete railroad ties, *18th ICMA*, Illinois, USA, 375–377.

Shamaa, M. A.; Lavaud, S.; Divet, L.; Nahas, G.; Torrenti, J. M. 2015. Influence of relative humidity on delayed ettringite formation, *Cement and Concrete Composites* 58: 14–22.

Shayan, A.; Quick, G. W. 1992. Microscopic features of cracked and uncracked concrete railway sleepers, *ACI Materials journal* 89(4): 348–360.

Shayan, A.; Quick, G. W. 1994. Alkali-aggregate reaction in concrete railway sleepers from Finland, *16th International Conference on Cement Microscopy* 11-14 April 1994, Richmond, USA, 69-79

Shima, H.; Chou, L.; Okamura, H. 1987. Micro and macro models for bond in reinforced concrete, *Journal of the Faculty of Engineering* 39(2): 133–194.

Sippel, T. 1996. *Zum trag- und verformungsverhalten von stahlbetontragwerken unter betriebsbelastung*: PhD. Thesis. Technische Universitarät Stuttgart (in German).

Stark, J.; Bollmann, K. 1997. Ettringite formation – a durability problem of concrete pavements, *Proceedings of the 10th International Congress of the Chemistry of Cement*, Goteborg, Gothenburg, Schweden 4, 4iv062, 8.

Stark, J.; Bollmann, K. 1999. Delayed ettringite formation in concrete, *Nordic Concrete Research* 23(2): 4–28.

Staton, B. W.; Do, N. H.; Ruiz, E. D.; Hale, W. M. 2009. Transfer lengths of prestressed beams cast with self-consolidating concrete, *PCI Journal* 54(2): 64–83.

Stocker, M. F.; Sozen, M. A. 1970. *Investigation of Prestressed Reinforced Concrete for Highway Bridges, Part V: Bond Characteristics of Prestressing Strand*. Bulletin 503. University of Illinois, USA. 119 p.

Sykorova, J.; Bartova, J.; Štemberk, P. 2011. Analysis of prestressed concrete sleeper under extreme loading conditions, *16th International Conference Mechanika 2011 Proceedings*, 7–8 April 2011, Kaunas, Lithuania, 282–286

Taherinezhad, J.; Sofi, M.; Mendis, P. A.; Ngo, T. 2013. A review of behaviour of prestressed concrete sleepers, *Electronic journal of structural engineering* 13(1): 1–16.

Taylor, H. P. J. 1993. The railway sleeper: years of pretensioned, prestressed concrete, *The Structural Engineer* 71(16): 281–295

Taylor, H. F. W.; Famy, C.; Scrivener, K. L. 2001. Delayed ettringite formation. Review, *Cement and Concrete Research* 31: 683–693.

Tassios, T. P. 1979. Properties of bond between concrete and steel under load cycles idealizing seismic actions, *AICAP-CEB Symposium: Structural Concrete Under Seismic Action*, Rome: CEB Bulletin d' Information 131(1).

TCRP Report 155. 2012. Track design handbook for light rail transit. Second edition. Transportation research board, Washington, D.C.

Tepponen, P.; Eriksson, B. E. 1987. Damages in concrete railway sleepers in Finland, *Nordic Concrete research journal* 6: 199–209.

- Thaulow, N.; Johansen, V.; Jakobsen, U. H. 1997. *What Causes Delayed Ettringite Formation?* In: Scrivener, K., Young, F. (Eds.), *Mechanism of Chemical Degradation of Cement-based Systems*. London: E & FN Spon. 219–226 p.
- Thomas, M.; Folliard, K.; Drimalas, T.; Ramlochan, T. 2008. Diagnosing delayed ettringite formation in concrete structures, *Cement and Concrete Research* 38: 841–847.
- Thun, H. 2006. *Assessment of fatigue resistance and strength in existing concrete structures*: PhD Thesis. Lulea University of Technology, Lulea, Sweden.
- Verderame, G. M.; Ricci, P.; Carlo, G. D.; Manfredi, G. 2009. Cyclic bond behaviour of plain bars. Part I: experimental investigation, *Construction and Building Materials* 23: 3499–3511.
- Viwathanatepa, S.; Popov, E. P.; Bertero, V. V. 1979. Effects of generalized loadings on bond of reinforcing bars embedded in confined concrete blocks, *Earthquake Engineering Research Center, Report UCB/EERC-79/22*.
- Xue, W.; Wang, X.; Zhang, S. 2008. Bond properties of high-strength carbon fiber-reinforced polymer strands, *ACI Materials Journal* 105(1): 11–19.
- Zanuy, C.; Albajar, L.; de la Fuente, P. 2010. On the cracking behaviour of the reinforced concrete tension chord under repeated loading, *Materials and Structures* 43: 611–632.
- Zanuy, C.; Albajar, L.; de la Fuente, P. 2013. Evaluation of fatigue bond strength of anchorage zones with a mechanical model, *Journal of Structural Engineering* 139: 28–38.
- Zeman, J. C. 2010. 1988. *Hydraulic mechanisms of concrete-tie rail seat deterioration*: Master Thesis. University of Illinois at Urbana-Champaign, USA.
- Zeman, J. C.; Edwards, J. R.; Barkan, C. P. L.; Lange, D. A. 2009. Failure mode and effect analysis of concrete ties in North America, *9th International Heavy Haul Conference Proceedings*, 22–25 June 2009, Shanghai, China, 270–277.
- Zi, G.; Moon, D. Y.; Lee, S. J.; Jang, S. Y.; Yang, S. C.; Kim S. S. 2012. Investigation of a concrete railway sleeper failed by ice expansion, *Engineering Failure Analysis* 26: 151–163.



---

## Autoriaus mokslinių publikacijų disertacijos tema sąrašas

### Straipsniai recenzuojamuose mokslo žurnaluose

Jokūbaitis, A.; Marčiukaitis, G.; Valivonis, J. 2016a. Influence of technological and environmental factors on the behaviour of the reinforcement anchorage zone of prestressed concrete sleepers, *Construction and Building Materials* 121: 507–518. ISSN 0950-0618. (ISI Web of Science). IF<sub>2015</sub>=2,421. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.06.025>.

Jokūbaitis, A.; Valivonis, J.; Marčiukaitis, G. 2016b. Analysis of strain state and cracking of concrete sleepers, *Journal of Civil Engineering and Management* 22(4): 564–572. Vilnius: Technika. ISSN 1392-3730. (ISI Web of Science). IF<sub>2015</sub>=1,530. <http://dx.doi.org/10.3846/13923730.2016.1147494>.

Jokūbaitis, A.; Valivonis, J.; Zubrus, A. 2014. The influence of prestress losses on the anchorage zone of prestressed concrete member, *Engineering Structures and Technologies* 6(1): 25–32. Vilnius: Technika. ISSN 2029-882X. <http://dx.doi.org/10.3846/2029882X.2014.957902>.

Jokūbaitis, A. 2013. Armatūros išankstinių įtempių įtaka gelžbetoninių lenkiamųjų elementų elgsenai [The influence of the prestress of reinforced steel on the behavior of the flexural elements of reinforced concrete], *Mokslas – Lietuvos ateitis* 5(5): 474–480. Vilnius: Technika. ISSN 2029-2341. <http://dx.doi.org/10.3846/mla.2013.74>.

**Straipsniai kituose leidiniuose**

Jokūbaitis, A.; Valivonis, J.; Marčiukaitis, G. 2016c. Influence of static and dynamic loads on the behaviour of prestressed concrete railway sleepers, *Solid State Phenomena. Proceedings from 22<sup>nd</sup> Czech Concrete Day 2015* 249: 278–283. ISSN 1662-9779. <http://dx.doi.org/10.4028/www.scientific.net/SSP.249.278>

Jokūbaitis, A. 2013. Iš anksto įtemptų elementų įtempių nuostolių ir jų įtakos pleišėjimui analizė [Prestressed elements prestress losses and its influence on cracking analysis], *Mokslas – Lietuvos ateitis teminės konferencijos Statyba 2013 m. kovo 20–22 d. straipsnių rinkinys*: 1–6. Vilnius: Technika. ISSN 2029-7149. ISBN 978-609-457-536-5. <http://jmk.statyba.vgtu.lt>.



---

# Summary in English

## Introduction

### Problem formulation

The prestressed concrete structures are currently used in civilian, industrial, and engineering buildings to a great extent. Pretensioning significantly improves the properties of structural performance. Therefore, a resistance to cracking increases and the concrete deformations decrease. Reinforcement anchorage zone becomes a very important factor which determines the behavior and the durability of prestressed concrete element during pretensioning. Therefore, it is very important to have an appropriate model which describes the bond between reinforcement and concrete.

The railway sleepers are the reinforced concrete elements which usually are manufactured with pretensioned reinforcement. The prestressed concrete sleepers account for more than 50% of annual production of sleepers. These sleepers are the most used sleepers in the world. It is necessary to investigate the behavior of prestressed concrete sleepers at different stages (before and during exploitation) due to the constant demand.

Prestressed concrete sleepers are affected by static and cyclic loadings, environmental impacts (frost, humidity, temperature variation, aggressive substances), and technological processes during production. Aforementioned factors either separately or together affect sleeper during its entire life cycle and can cause damage to the concrete structure.

Rail seat section of the sleepers is the most vulnerable area. Cyclic loading and environmental impact may cause major damage, therefore it is necessary to investigate the influence of this loading and impact on the sleeper behavior.

In recent decades, many different types of sleepers are designed and produced. The quality of sleepers is very important in order to ensure the safety of railway transport. The higher quality of sleepers is ensured by improvement of technological processes, the quality of materials and application of new structural solutions. However, part of the sleepers are damaged during exploitation and do not withstand the expected exploitation time (approximately 50 years). Every year 2–5% of sleepers need to be replaced. A replacement of the sleeper is an expensive and time-consuming work, therefore not cost-effective. Therefore, it is important to perform complex investigation of sleepers and determine types, sizes and causes of appearance of damage of used sleepers, and what impact the damage will have on durability of sleeper.

### **Relevance of the thesis**

Cyclic loading and environmental impacts have a significant impact on the performance of prestressed concrete sleepers. The formation of complex stress state in sleepers during the production and service stages is conditioned by the influence of various factors. Concrete cracking and damages of reinforcement anchorage zone can occur due to combined action of high stresses and environmental impacts. The general assessment of influence of these impacts requires a new research. Therefore, during an assessment of cracking and deformations of prestressed concrete sleepers it is important to evaluate an influence of cyclic loading and environmental impacts on bond between reinforcement and concrete, and a durability of element.

### **Research object**

The thesis analyses the influence of static and cyclic loading and environmental impacts on the behavior of rail seat section of prestressed concrete sleepers.

### **Aim of the thesis**

Determine causes of cracking of rail seat section of sleepers under the influence of static and cyclic loadings and environmental impacts.

### **Tasks of the thesis**

In order to achieve the aim of the thesis, the following tasks have to be carried out:

1. Perform a literature review of damages of rail seat section of prestressed concrete sleepers and causes of their appearance.
2. Review bond stress-slip models of reinforcement and methods of calculation of crack width for static and cyclic loadings.
3. Experimentally determine the parameters describing nonlinear bond stress-slip relationship and dynamic coefficient for the three wire steel strand.
4. Experimentally investigate and compare cracking and deformations of rail seat section of unexploited, unexploited frozen and thawed in laboratory, and exploited in railway prestressed concrete sleepers under static and cyclic loadings.

5. Perform research at a microscopic level of concrete structure of sleepers and determine the causes of damage of bond between reinforcement and concrete.
6. Propose the parameters describing bond between three wire steel strand and concrete.
7. Propose a method for crack width calculation for variable amplitude cyclic loading.

### **Methodology of research**

Experimental research and analytical calculations are presented in this work. Experimental research of static and cyclic loadings was made to determine the cracking and deformations of rail seat section of prestressed concrete sleepers and bond characteristics of three wire steel strand. Research of frost impact was made to determine the influence of frost and humidity on the behavior of pre-stressed concrete sleepers and bond between three wire steel strand and concrete. The research at a microscopic level is used to determine the damages in prestressed concrete sleepers exploited in an open environment. A chemical analysis allows determine the chemical composition of new materials which were formed in concrete during the exploitation of sleepers. Theoretical crack widths for static and cyclic loadings were determined by analytical calculation methods.

### **Scientific novelty of the thesis**

The research revealed results new to the science of engineering:

1. Influence of cyclic mechanical and thermal impacts on cracking and deformations of rail seat section of prestressed concrete sleepers were investigated in complex.
2. Bond parameters which describe nonlinear bond stress-slip relationship of one and two bundled three wire steel strands were experimentally determined and proposed. These parameters were applied for the crack width calculation of prestressed concrete flexural elements for static loading.
3. Influence of cyclic loading on the bond of one and two bundled three wire steel strands was investigated and the values of dynamic coefficient were determined. This coefficient was applied for the crack width calculation of prestressed concrete flexural elements for cyclic loading.
4. Method of crack width calculation to assess nonlinear bond stress-slip relationship and dynamic coefficient for three wire steel strand for variable amplitude unidirectional cyclic loading was proposed.

### **Practical value of research findings**

Results of experimental research of unexploited, unexploited freezed and thawed in laboratory, and damaged during exploitation prestressed concrete sleepers are valuable for sleepers manufacturers and operators for improving mechanical properties and durability of sleepers.

Analysis of bond of one and two bundled three wire steel strands under the influence of static and cyclic loadings, frost and humidity was performed and parameters which describe their bond stress-slip relationship and the value of dynamic coefficient were determined. The results allow assess cracking and stiffness of prestressed concrete sleepers

reinforced with three wire strands more accurately. Method of crack width calculation which assesses determined bond parameters of three wire strand under variable amplitude unidirectional cyclic loading was proposed. This method assesses bond parameters of used reinforcement and allows calculate crack width of prestressed concrete elements more accurately.

### **Defended statements**

1. Bond stress intensity lower or equal to 0.7 caused by cyclic loading can be considered safe when three wire strands are used.
2. Use of two bundled strands in prestressed concrete flexural elements increases the bond strength. However, a dangerous behavior of reinforcement anchorage zone, especially under the influence of cyclic loading, is conditioned upon a uneven slip of two bundled strands in respect to each other and appearance of additional frictional force between two strands.
3. Cyclic impact of frost and water destroys reinforcement anchorage zone and decreases the bond strength of one and two bundled three wire strands under the influence of static and cyclic loadings.
4. The concrete plastic deformations have appeared in the exploited sleepers due to damages caused by the loads operated in a railway and the impacts of an aggressive environment – all this contributed to up to 44% wider cracks comparing to unexploited sleepers.
5. There were proposed the new values of a dynamic coefficient which allows assess the bond strength of frost affected and frost unaffected one and two bundled three wire strands. The values may be applied to calculate the crack width of prestressed concrete flexural elements reinforced with three wire strands and affected by cyclic loading.
6. The method of crack width calculation for variable amplitude unidirectional cyclic loading is proposed. It can assess static and dynamic bond parameters of three wire strand and can be applied for the crack width calculation of prestressed concrete elements.

### **Approval of research findings**

The dissertation topic was discussed in six articles: 2 – in *ISI Web of Science* databases, 3 – in scientific journal of international databases, one – in conference proceedings.

Three presentations on the dissertation topic were delivered at the national and international conferences:

- 22nd International Conference *22nd Concrete Days 2015*, Lytomyśl, Czech Republic, 2015.
- 6th Republic Conference *Building Construction*, Vilnius, Lithuania, 2015.
- 16th Conference of Young Lithuanian Scientists *Science – the Future of Lithuania*, Vilnius, Lithuania, 2013.

### **Structure of the thesis**

The thesis consists of introduction, three chapters, general conclusions, list of references and publications of the author on the topic of the dissertation, abstract in English.

The volume of the thesis is 122 pages, excluding summary in English and annexes. There are 61 equations, 52 figures, 25 tables and 133 references in the thesis.

## 1. Analysis of research of reinforcement anchorage zone

Main causes of deterioration of prestressed concrete sleepers, models describing bond between reinforcement and concrete and methods for crack width calculation of prestressed concrete elements for static and cyclic loadings are discussed in chapter 1.

Research of the other authors (Shayan *et al.* 1992; Mielenz *et al.* 1995; Colleprdi 1999) shows that corrosion and deterioration of concrete exploited in an open environment are highly dependent on the porosity of concrete structure and the microcracks emerged during production. The most common deterioration zone in sleepers exploited in Eastern Europe is rail seat section and anchorage zone of reinforcement. One of the very important factors is a variation of temperature and humidity, therefore it is often necessary to assess the influence of frost and humidity on the sleepers' damage. However, there is little research of frost impact on sleepers.

In order to assess the behavior of reinforcement anchorage zone it is necessary to assess the parameters (shear stress, slip of reinforcement) describing the bond of reinforcement more accurately. Analysis of the literature showed that there are some created and proposed models describing bond stress-slip relationship which assess various parameters influencing bond (Cholmianskij 1959; Rehm 1961; Mugurama and Morita 1967; Nilson 1968; Mirza and Houde 1979; Martin 1973; Ciampi *et al.* 1981; Shima *et al.* 1987; Hong and Park 2012). One of the conventional and commonly used bond stress-slip models is proposed by Ciampi *et al.* (1981) and Eligehausen *et al.* (1983) and later adapted in Model Code 2010. Like most of the other models, this model describes the bond stress-slip relationship of deformed bars. However, there are no researches about bond parameters for three wire strands.

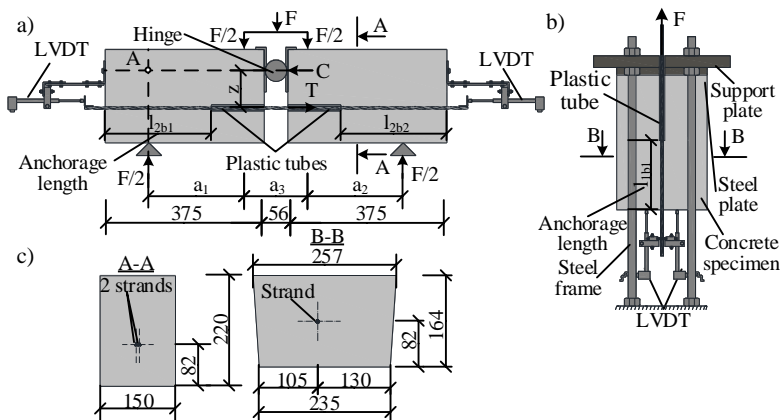
Most of the researches of reinforcement bond under cyclic loading were performed for plain (Verderame *et al.* 2009) or deformed bars (Rehm and Eligehausen 1979; Balazs 1991; Oh and Kim 2007; Lindorf *et al.* 2009; Lindorf and Curbach 2011). There is little research of bond between strands and concrete under cyclic loading and there are no researches of bond of three wire steel strands used in prestressed concrete elements under the influence of cyclic loading, frost and humidity.

One of the most influencing factors of crack width of reinforced concrete elements is a bond between reinforcement and concrete. Especially it is important for the strands. In order to calculate the crack width more accurately it is necessary to determine the parameters describing the nonlinear bond stress-slip relationship for used reinforcement.

## 2. Experimental research of reinforcement anchorage zone

A program of experimental research and characteristics of materials used in research of prestressed concrete sleepers and bond specimens reinforced with three wire steel strands, which are used in sleepers, are described in this chapter. Research results of bond of three wire steel strands under static and cyclic loadings are presented and the influence of static and cyclic loadings, and atmospheric impacts on cracking and deformations of prestressed concrete sleepers are investigated.

The bond specimens with three wire strands were produced in a factory of sleepers according to the production technology of sleepers. The research of two types of bond specimens was performed: beam specimens (Fig. S2.1 a) and pull out specimens (Fig. S2.1 b) were tested. Pull out specimens were reinforced with one indented three wire steel strand with 6.8 mm nominal diameter which anchorage length was  $l_{1b} = 180$  mm. The bond between strand and concrete was eliminated by introducing a 170 mm long plastic tube at the active end of the specimen. The beam specimens were reinforced with the two bundled indented three wire steel strands with 6.8 mm nominal diameter which were arranged next to each other in horizontal position. The anchorage length was  $l_{2b1} = l_{2b2} = 250$  mm at the free ends of the specimens. The bond was eliminated by the 125 mm long plastic tubes in the middle of the specimens. The strands were pretensioned by a force equal to 70% of strand tensile strength ( $0.7f_p$ ) before concreting of specimens.

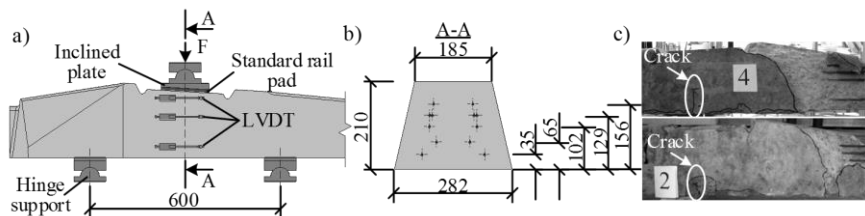


**Fig. S2.1.** Bond specimens: a) beam specimen; b) pullout specimen; c) cross-sections of the specimens

The bond specimens (Fig. S2.1) were tested under static and unidirectional cyclic loadings. Displacement controlled static loading test and load controlled dynamic test were performed. The specimens were loaded under sinusoidal constant amplitude cyclic loading with frequency of 2 Hz. The tests were performed under different bond stress intensities (0.5, 0.6, 0.7 and 0.8). The specimen was unloaded after a certain number of load cycles ( $N = 1\ 000, 10\ 000, 100\ 000$ ) and displacement control static loading test was performed. Free end slip of the strand in regard to concrete was measured with digital displacement transducer (LVDT).

The research of unexploited and exploited (damaged) sleepers was performed in the laboratory. All sleepers were produced at the same time in the same factory using the same production technology. The sleepers were reinforced with twelve pretensioned indented three wire steel strands (Fig. S2.2) and with two bundled strands at 129 mm height from the bottom of cross-section of rail seat section as well. The strands were pretensioned by a force equal to 70% of strand tensile strength ( $0.7f_p$ ). The reinforcement was released when the concrete compressive strength has reached  $f_c = 0.6f_{ck.cube}$ .

Part of the sleepers was exploited in railways for three years, and the other sleepers were stored in a factory territory for the same time. After a visual inspection it was determined that anchorage zone of some of exploited sleepers was damaged: cracked sleepers ends, spall of concrete, uncovered reinforcement were visible (Fig. S2.2 c). There was a residual crack in every rail seat section of exploited sleepers. After visual and microscopical inspection it was determined that there were microcracks around reinforcement at the end of some unexploited sleepers. There were no similar damages found in the middle parts of unexploited and exploited sleepers. Therefore, the research of rail support area was performed.



**Fig. S2.2.** Sleeper: a) test arrangement of the rail seat section under static and cyclic loadings; b) cross-section of the rail seat section; c) damaged end of used sleepers

Research of monoblock prestressed concrete sleepers was performed in accordance to LST EN 13230-1:2011 and LST EN 13230-2:2010. Object of the research was rail seat of the sleeper, therefore serviceability of the sleeper was monitored during static and dynamic tests at the rail seat section.

Crack width, deformations at the surface of concrete and slip of reinforcement at the bottom of tension zone of cross-section were measured at the rail seat section of sleeper during the static and cyclic loading tests.

The research of influence of frost and humidity on the cracking and deformations of unexploited sleepers and bond of specimens with three wire strands were performed. The sleepers of one series (NŠC1) were tested up to 284.4 kN cyclic loading, which induces a residual crack width of 0.05 mm, the sleepers of the other series (NŠC2) – up to 304.4 kN before the research of influence of frost and humidity. All tested specimens were affected by 200 freezing and thawing cycles in laboratory. The duration of one freezing and thawing cycle was 6 h. The specimens were kept for 4 h in a freezing chamber under the temperature of  $-17\text{ }^{\circ}\text{C}$ , after that they were thawed for 2 h in the  $10\text{ }^{\circ}\text{C}$  water. The specimens were tested up to failure when 200 freezing and thawing cycles were completed.

The concrete mix of the same composition was used to produce the all tested specimens.

The alkaline corrosion has a great impact on durability of structures exploited in an open environment. Therefore, the concrete alkalinity was determined and the research of concrete expansion in alkaline solution was performed. The research has showed that  $\text{K}_2\text{O} = 0.96\%$ ;  $\text{Na}_2\text{O} = 0.13\%$ ;  $(\% \text{Na}_2\text{O}_{\text{ekv}} = \text{Na}_2\text{O} + 0.658 \cdot \% \text{K}_2\text{O})$   $\text{Na}_2\text{O}_{\text{ekv}} = 0.76\%$ , i.e. the alkali content in cement does not exceed the allowable amount (less than 0.8%) when the aggregates from Lithuanian mines are used. The equivalent alkali content was  $2.89 < 3\text{ kg/m}^3$  in investigated cement and did not exceed the allowable limit.

The reactivity of aggregates was investigated, and the total amount of reactive particles in sand was equal to approximately 4%, and in granite it was considerably lower (approximately 1%). The research results have showed that there was no alkaline corrosion in concrete.

The mechanical properties of investigated specimens are provided in Table S2.1. Modulus of elasticity and average tensile strength of concrete used for a sleeper was  $E_{cm} = 39$  GPa and  $f_{ctm} = 3.46$  MPa respectively.

**Table S2.1.** Mechanical properties of concrete

Parameters	Unexploited sleepers	Pull out specimens	Beam specimens	Unexploited sleepers	Pull out specimens	Beam specimens
	Unaffected by frost			Affected by frost		
$f_{ck.cube}$ , MPa ( $v$ , %)	76.3 (3.2)	71.6 (8.1)	70.4 (7.1)	76.3 (4.1)	83.5 (4.6)	84.0 (4.4)
$f_{cm.cube}$ , MPa	80.6	82.6	79.6	81.7	90.3	90.5

$v$  – coefficient of variation,  $f_{ck.cube}$  – cubic concrete compressive strength,  $f_{cm.cube}$  – mean cubic concrete compressive strength.

The sleepers were reinforced with twelve pretensioned three wire strands (Y1860S3 class) with  $\varnothing_n = 6.8$  mm nominal diameter. Modulus of elasticity  $E_p = 200.7$  GPa, proof-stress  $f_{p,0.1} = 1677$  MPa and tensile strength  $f_p = 1935$  MPa of pretensioned strand were determined according to test data provided by manufacturer.

**Table S2.2.** Composition of research program of bond specimens

Series	SI	SŠI	SL	SŠL	CI	CŠI	CL	CŠL
Amount of specimens	4	3	5	3	11	2	7	8

S – static loading, C – cyclic loading, Š – frost impact, I – pull out specimens, L – beam specimens.

Experimental research program of bond specimens is provided in Table S2.2.

The results of experimental research show that the average bond strength of frost unaffected and frost affected beam specimens is higher by 9% comparing to frost affected and frost unaffected pull out specimens. Transverse force acting on concrete surrounding the strand induces additional friction force between two strands in beam specimens due to unwinding of the wires. Friction between two bundled strands also appears due to surface roughness (winding, indentations) of strand and due to an uneven slip of the strands in respect to each other, therefore, the bond strength between reinforcement and concrete increases. Therefore, the bond strength of two bundled strands is larger comparing to the bond strength of one strand.

The results of experimental research of frost unaffected and frost affected bond specimens while assessing the different concrete compressive strength of specimens (Table S2.1) show that the average bond strength of one strand (SI) and two bundled strands (SL) is 4% and 8% higher respectively comparing to the average bond strength of frost affected pull out specimens (SŠI) and beam specimens (SŠL).

The dynamic test results of pull out specimens under the influence of bond stress intensity of 0.5 and 0.6 showed that the average bond strength increased by 9% comparing



to the average bond strength of pull out specimens tested under static loading. The research has showed that the cyclic loading does not negatively influence the bond of reinforcement under the influence of bond stress intensity of  $\leq 0.7$  up to 10 000 load cycles. The bond strength of frost affected pull out specimens after the influence of cyclic loading was 5–7% less than the static bond strength of frost affected pull out specimens. The research of frost impact has showed that the bond strength of pull out specimens under the influence of bond stress intensity of 0.5 and 0.6 and up to 1 000 load cycles decreased by 20% and 18% respectively comparing to the frost unaffected pull out specimens. It has showed that the decrease of bond strength is induced by frost and cyclic loading impact.

The bond strength of two bundled strands was affected by the cyclic loading. The bond strength of frost unaffected beam specimens after the influence of cyclic loading was 34–68% higher than the average bond strength of frost unaffected beam specimens tested under the static loading. The bond strength of frost affected beam specimens after the influence of cyclic loading was 28–38% higher than the average bond strength of frost affected beam specimens tested under the static loading. By introducing bond stress correction coefficient to assess the different compressive strength of concrete the results were obtained showing that the bond strength of frost affected beam specimens after the influence of cyclic loading was 19–21% lower than for the frost unaffected beam specimens. The cracking of interface between reinforcement and concrete was conditioned upon the frost impact. Repetitive sudden drops of bond stress followed by increase (saw-shaped curves) appear in bond stress-slip curves of frost affected and unaffected beam specimens. Such character of curves appears due to the difference between slip of two bundled strands in respect to each other.

A significant increase of bond strength of two bundled strands, as in the case of one strand, can be explained by the concrete compaction between rough places at the surface of reinforcement, aggregate interlock effect in internal cracks, interaction between aggregates and reinforcement surface, and interaction between two strands.

Research program of unexploited, unexploited freezed and thawed in laboratory and exploited in railway for three years prestressed concrete sleepers is presented in Table S2.3.

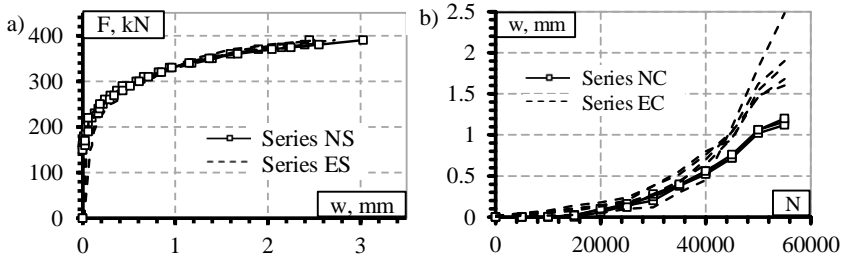
**Table S2.3.** Research program of sleepers

Series	NS	ES	NC	EC	NŠC1	NŠC2
Amount of specimens	2	5	3	5	2	3

N – unexploited, E – exploited, 1 ir 2 – load intensity 284.4 kN and 304.4 kN respectively.

The results of experimental research have showed that the development of cracks in exploited sleepers was faster up to crack width of 0.5 mm due to the initial cracking of rail seat section, and from crack width of 0.5 mm the load crack width relationships were similar to unexploited sleepers (Fig. S2.3 a). The residual crack width of exploited sleepers did not develop during the first load steps, but it started to increase under 190–280 kN loads. This shows that cracks at tension zone of rail seat section could be induced by such load levels during the sleepers' exploitation in railway. The difference between residual crack widths of unexploited and exploited sleepers was in the range of 14 up to 2.6 times.

Scatter of the results is possible due to the changing position of aggregates and spalls of concrete in crack during the loading and unloading process.



**Fig. S2.3.** Results of crack width development: a) relationship between load and crack width under static load; b) relationship of crack width and number of load cycles

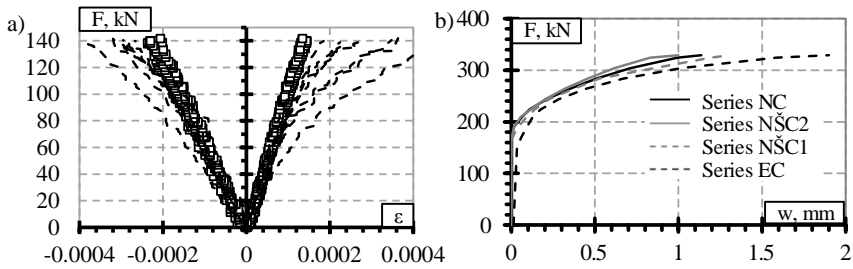
The character of distribution of tensile and compressive deformations is similar at the rail seat section of sleepers. However, the difference between tensile and compressive deformations of exploited and unexploited sleepers is up to 17% and up to 24% respectively.

The development of crack width depends on the bond between reinforcement and concrete. The results of bond research after the influence of cyclic loading have showed that the bond strength between reinforcement and concrete has increased. It follows that the cyclic loadings have affected the sleepers during exploitation in railway, and the development of crack widths was slower due to the increased bond comparing to the unexploited sleepers. This resulted in increase of bearing capacity of exploited sleepers by 0–11% comparing to the unexploited sleepers tested under static loading.

The decrease of bearing capacity of exploited sleepers up to 8% is conditioned upon the faster development of residual crack width and by the influence of cyclic loading. The cyclic loading accelerates the development of residual crack width comparing to the static loading.

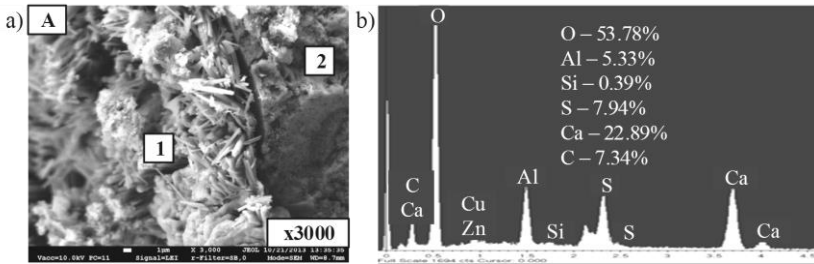
The relationships between crack width ( $w$ ) and number of load cycles ( $N$ ) of unexploited and exploited sleepers are provided in Figure S2.3 b. The results of experimental research of cyclic loading show that the crack widths of exploited sleepers are bigger and develop faster than the crack widths of unexploited sleepers. The crack width of exploited sleepers was 25–44% higher than the crack width of unexploited sleepers under the loads close to failure load. The scatter of results of residual crack width for the specimens of the same series is bigger and the difference between residual crack widths of exploited and unexploited sleepers is up to 2.7 times. The higher crack widths therefore were observed in exploited sleepers under the influence of cyclic loading.

The tensile deformations of exploited sleepers are significantly higher than of unexploited sleepers and the difference is from 1.5 up to 2 times. This is conditioned upon the nonlinearity of concrete deformations caused by the initial cracking of rail seat section of sleeper (Fig. S2.4 a). The difference between concrete compressive deformations of unexploited and exploited sleepers appeared due to the different type of failure and the different level of damage of exploited sleepers.



**Fig. S2.4.** Results of deformations and cracking of sleepers: a) relationship between sleepers concrete deformations and applied load lower than cracking load; b) comparable graphics of sleepers crack width

The unique research of cracking and deformations of unexploited (stored in factory territory), unexploited frozen and thawed in laboratory and exploited (damaged) in railway for three years sleepers was performed. All sleepers were produced at the same time and tested at the same age. The research has showed that the crack width of unexploited sleepers under the influence of cyclic loading is up to 17% lower than the crack width of unexploited sleepers affected by 200 freezing and thawing cycles and tested under lower intensity of cyclic loading, and up to 40% lower than crack width in exploited sleepers respectively (Fig. S2.4 b). It shows that cracking of sleepers and damages of reinforcement anchorage zone are accelerated by freezing and thawing cycles. However, cracking of sleepers which were exploited in natural environment develops even faster due to static and cyclic loadings and various environmental impacts (rain, variation of temperature, chemical substances from air and soil).



**Fig. S2.5.** Results of analysis of specimen from the end of exploited sleeper at the interface between reinforcement and concrete: a) analysis of energy dispersive X-ray spectroscopy; b) analysis of chemical composition; 1 – interface between reinforcement and concrete; 2 – concrete

Inspection at a microscopic level of exploited (damaged) in railway for three years and unexploited stored in factory territory for the same time and unexploited frozen and thawed in laboratory sleepers was performed. It was determined that corrosion depth of reinforcement at the end of unexploited (stored in factory territory) sleepers was up to 5 mm. After 200 freezing and thawing cycles corrosion depth of reinforcement was up to 23 mm. This confirms influence of initial stress state on the behavior of sleeper affected

by frost and humidity. At the ends of sleepers exploited in natural environment the reinforcement was damaged by corrosion in the places where concrete has not been spalled. In some places of damaged reinforcement the corrosion depth was up to 40 mm.

The research of concrete structure of unexploited and exploited sleepers and the analysis of chemical composition was performed. The structural analysis of concrete showed that solid crystalline derivatives have formed in microcracks and open pores at the interface between reinforcement and concrete (Fig. S2.5) and about 50 mm from reinforcement at the ends of exploited sleepers. The analysis of chemical composition showed that the chemical composition of new derivatives matches secondary ettringite  $3\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3\cdot 3\text{CaSO}_4\cdot 32\text{H}_2\text{O}$ . Sulfate attack of reinforcement and concrete is induced by increased concentration of sulphates and it damages interface between reinforcement and concrete under the influence of frost and water. The products of sulfate attack (secondary ettringite) were not detected in samples taken from the middle of exploited sleepers. The new derivatives were not detected in the middle of unexploited sleepers.

### **3. Method of crack width calculation and assessment of experimental and theoretical research results**

The parameters describing the bond between three wire strand and concrete under the influence of static and cyclic loadings are proposed in this chapter. The bond parameters were obtained and applied to the crack width calculations of prestressed concrete elements. The method of calculation of crack width for unidirectional variable-amplitude loading was proposed. The results of theoretical calculations were compared with experimental results of sleepers crack widths.

The method of crack width calculation for static loading which assesses the parameters of bond stress-slip curve is described in this work. The model of crack width calculation presented in this work is applied for prestressed concrete elements reinforced with three wire strands.

The method of crack width calculation for unidirectional constant amplitude cyclic loading (fatigue loading) proposed by Oh and Kim (2007) was adapted by the author for the calculation of crack width for unidirectional variable amplitude cyclic loading. The static and dynamic parameters of bond were experimentally determined and proposed for three wire strand and they were applied for the method of crack width calculation proposed by the author. The algorithm of crack width calculation for unidirectional variable amplitude cyclic loading is proposed according to the dynamic test method for sleepers. This algorithm can be applied for different schemes of cyclic loading.

The analysis of experimental research results was performed and according to them the values of bond parameters of three wire steel strand in bond stress-slip model (Fig. S3.1) were proposed (Table S3.1).

The comparison of experimental and theoretical results shows that the parameters describing the bond stress-slip model of deformed reinforcement presented in Model Code 2010 are not suitable for three wire strands. The bond strength of reinforcement is significantly overestimated according to the obtained results. The parameters of the bond stress-slip model for three wire strands give good agreement between theoretical and experimental results.

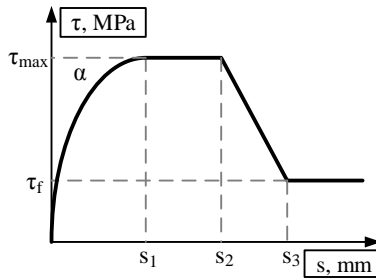


Fig. S3.1. Bond stress-slip model (Model Code 2010)

Table S3.1. Summary table of results of pull out and beam specimens affected and not affected by frost

Parameters	MC2010	Experimental results			
		Frost unaffected specimens		Frost affected specimens	
		Pull out specimens	Beam specimens	Pull out specimens	Beam specimens
$s_1, \text{ mm}$	1.0	1.5	1.34	1.2	1.46
$s_2, \text{ mm}$	2.0	2.5	1.92	2.1	2.24
$s_3, \text{ mm}$	$c_{clear}$	5.4	4.25	4.8	4.65
$\tau_{max}, \text{ MPa}$	$2.5\sqrt{f_{cm}}$	$1.25\sqrt{f_{cm}}$	$1.39\sqrt{f_{cm}}$	$1.21\sqrt{f_{cm}}$	$1.32\sqrt{f_{cm}}$
$\tau_f, \text{ MPa}$	$0.4\tau_{max}$	$0.5\tau_{max}$	$0.74\tau_{max}$	$0.5\tau_{max}$	$0.84\tau_{max}$
$\alpha$	0.4	0.245	0.136	0.152	0.146

$c_{clear}$  – clear distance between ribs

The relationship between slip of reinforcement and number of load cycles under cyclic loading is characterized by slip of reinforcement after first loading ( $s_1$ ), number of load cycles ( $N$ ) and dynamic coefficient ( $b$ ). The intensity of bond damages is assessed by applying the dynamic coefficient. According to the results of experiment, the values of dynamic coefficient  $b$  were determined and average value was  $b = 0.171$ . This coefficient significantly differs from the values proposed for deformed bars 0.098–0.131 (Rehm and Eligehausen 1979; Koch and Balazs 1993; Balazs *et al.* 1994; Sippel 1996; Oh and Kim 2007; Zanuy *et al.* 2010, 2013). It shows that the bond damages of three wire strands develop faster than in case of deformed bars in reinforced concrete elements under cyclic loading.

It is determined that the average values of dynamic coefficient  $b$  are similar for one and two bundled strands. The average value of coefficient  $b$  for frost affected specimens has increased by 8% comparing to frost unaffected specimens. It means that the bond damage of frost affected specimens under cyclic loading is greater and the damage of bond between strand and concrete develops faster than in frost unaffected specimens.

The frost affected and unaffected pull out and beam specimens after the influence of cyclic loading were tested under static loading up to failure. The coefficient  $\alpha_N$  describing the shape of ascending branch of nonlinear bond stress-slip curve after  $N$  number of load cycles was determined. The average value of coefficient  $\alpha$  for pull out specimens affected

by cyclic loading is two times lower than in pull out specimens unaffected by cyclic loading. The character of bond stress-slip curve after the influence of cyclic loading corresponds to the character of static bond stress-slip curve. Research results showed that impact of frost and water on beam specimens had no influence on the coefficient  $a_N$ .

The variation of crack width under static loading is determined according to the method of crack width calculation with parameters describing nonlinear bond stress-slip for deformed bars presented in Model Code 2010 and three wire strands determined in this work. The crack width also was calculated according to the Model Code 2010 and LST EN 1992-1-1.

The analytical calculation was performed and the results have showed that the assessment of nonlinear bond stress-slip model gives the most accurate results of crack width (Fig. S3.2 a). The experimentally determined parameters describing the nonlinear bond stress-slip model for three wire strand were assessed in calculations of crack width. The comparison of the results showed that the theoretical crack width is 4% higher than the average width of experimental crack under the static loading which is equal to 60% from failure load. The theoretical crack width was 19% lower than the average experimental crack width when the bond parameters for deformed bars presented in Model Code 2010 were assessed. The theoretical results of crack width calculations according to LST EN 1992-1-1 and Model Code 2010 were 25% and 38% lower comparing to the average experimental crack width respectively.

The experimental crack widths of nine tested prestressed concrete sleepers reinforced with three wire strands and theoretically calculated according to the method proposed in the thesis are presented in Figure S3.2 b. Good agreement between theoretical and experimental results is obtained by assessing the proposed bond parameters describing the nonlinear bond stress-slip model and the dynamic coefficient  $b$  for three wire strand in theoretical crack width calculations. The crack widths calculated according to the proposed method were 6% and 15% higher than the average experimental crack width (Fig. S3.2 b). The widths of cracks for cyclic loading intensity which was equal to 60% and 70% from failure loading respectively were calculated. The theoretically calculated crack width assessing bond parameters of deformed bars presented in Model Code 2010 for cyclic loading intensity of 60% and 70% from failure load was 11% and 30% lower than the average experimental crack width respectively.

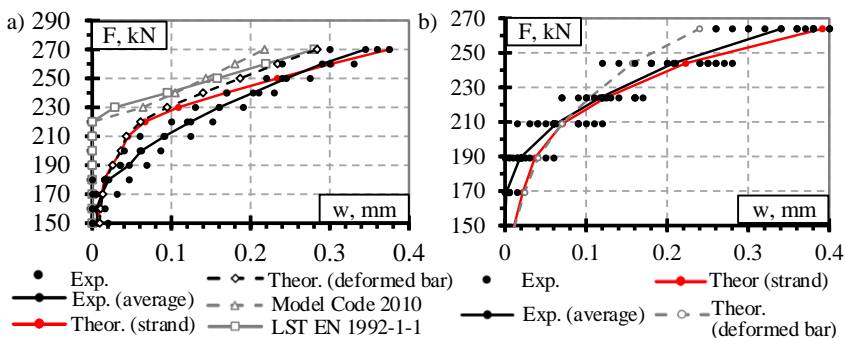


Fig. S3.2. Crack width: a) under static loading; b) under cyclic loading

The good agreement between experimental and theoretical crack widths shows that the experimentally determined static and dynamic bond parameters for three wire strand are accurate enough. The method for crack width calculations presented in this work can be applied for the cracking evaluation of prestressed concrete sleepers for static and cyclic loadings.

## General conclusions

1. The analysis of the literature showed that the most vulnerable zones of prestressed concrete sleepers are the rail seat section and the reinforcement anchorage zone. The end cracking of sleepers is conditioned upon various impacts acting during sleeper production and exploitation stages. Several mutually dependent impacts are usually the cause of cracking, therefore the determination of failure causes of sleepers is a complex task.
2. The bond between reinforcement and concrete is one of the factors which influence crack width of reinforced concrete elements the most. Models describing bond of reinforcement and its parameters are provided in literature for deformed or plain bars. Strands are widely used in the prestressed concrete structures. However, there is no data about static and dynamic parameters describing bond of three wire steel strand.
3. The results of static and dynamic research of bond of reinforcement showed that the bond strength of one and two bundled three wire strands decreases due to the cyclic impact of frost and water. They show that a deterioration of interface between reinforcement and concrete and bond damage is caused by freezing and thawing cycles.
4. The results of bond between reinforcement and concrete under cyclic loading have showed that the bond strength of one and two bundled strands after the influence of cyclic loading has increased compared to the static bond strength. The bond strength increase of one strand by 9% is conditioned upon the influence of concrete compaction between irregularities of reinforcement surface, aggregate interlock effect in internal crack and interaction between aggregates and reinforcement surface. The bond strength increase of two bundled strands by 67% is conditioned upon the same factors as in the case of one strand and the additional friction force conditioned upon the interaction between two strands. Though bond strength has increased, but the behavior of two bundled steel strands is dangerous especially under the influence of cyclic loading due to uneven slip of the strands and additional friction force between the strands.
5. Usually research of unexploited and for some time in railway exploited sleepers are performed separately. Unique research of cracking and deformations of unexploited, unexploited freezed and thawed in laboratory and exploited (damaged) for three years in railway sleepers produced at the same time is presented in this work. All sleepers tested were of the same age. The dynamic research showed that the frost impact did not make negative influence on bearing capacity of sleepers, but it resulted in increased crack widths. The crack width of unexploited sleepers was up to 17% lower than crack width of unexploited

- frozen and thawed for 200 cycles and preloaded by lower cyclic loading intensity and up to 40% lower than crack width of exploited sleepers.
6. The results of experimental research have showed that the crack widths of exploited sleepers were bigger than of unexploited sleepers under the influence of cyclic loading. The difference between crack widths was 25–44%. Plastic concrete deformations caused by damages induced by loads acting in railway and impacts of aggressive environment resulted in bigger crack widths of exploited sleepers.
  7. The results of research at microscopic level of chemical composition of concrete structure showed that sulphate corrosion in reinforcement and concrete has started at the ends of exploited sleepers. Delayed ettringite formation and an increase of sulphate concentration at the interface between reinforcement and concrete create aggressive environment for reinforcement and together with other environmental impacts (water, frost) contributes to deterioration of this zone.
  8. The research have revealed that reinforcement at the ends of the sleepers must be protected from the humidity and other environmental impacts, regular inspection of the sleepers (every 1– years) should be performed, research of cement alkalinity and aggregates reactivity which were used for concrete should be performed every time when mining site of materials is changing and regularly (every 1–2 years) – when materials are transported from the same quarries.
  9. The static parameters which describe bond of three wire steel strand were experimentally determined and applied to the bond stress-slip model described in a design code. The dynamic coefficient which describes relationship between slip of three wire strand and number of load cycles was proposed.
  10. The method for crack width calculation for variable amplitude unidirectional cyclic loading was proposed. Static and dynamic parameters describing the bond of three wire strand were assessed in calculations. Good agreement between theoretical and experimental results was obtained and difference was 6–15%. Therefore, method of crack width calculation for unidirectional variable amplitude cyclic loading, proposed in this dissertation, can be applied for the cracking and stiffness analysis of prestressed concrete flexural elements.



---

## Priedai\*

**A priedas.** Bendraautorių sutikimai teikti publikacijų medžiagą disertacijoje.

**B priedas.** Autoriaus mokslinių publikacijų disertacijos tema kopijos.

Aidas JOKŪBAITIS

CIKLINĖS APKROVOS, ŠALČIO IR DRĖGMĖS ĮTAKA  
IŠ ANKSTO ĮTEMPTOJO GELŽBETONIO PABĖGIŲ  
ARMATŪROS INKARAVIMO ZONOS ELGSENAI

Daktaro disertacija

Technologijos mokslai,  
Statybos inžinerija (02T)

INFLUENCE OF CYCLIC LOAD, FROST AND HUMIDITY  
ON REINFORCEMENT ANCHORAGE ZONE BEHAVIOR  
OF PRESTRESSED CONCRETE SLEEPERS

Doctoral Dissertation

Technological Sciences,  
Civil Engineering (02T)

2016 11 14. 12,75 sp. l. Tiražas 20 egz.  
Vilniaus Gedimino technikos universiteto  
leidykla „Technika“, Saulėtekio al. 11,  
10223 Vilnius,  
<http://leidykla.vgtu.lt>  
Spausdino UAB „BMK leidykla“  
J. Jasinskio g. 16, 01112 Vilnius