

VILNIAUS GEDIMINO TECHNIKOS UNIVERSITETAS

Žilvinas JUCHNEVIČIUS

CIKLIŠKAI LENKIAMŲ SRIEGINIŲ JUNGČIŲ DEFORMAVIMAS IR STIPRUMAS

DAKTARO DISERTACIJA

TECHNOLOGIJOS MOKSLAI,
MECHANIKOS INŽINERIJA (09T)



LEIDYKLA
Vilnius TECHNIKA 2011

Disertacija rengta 2007–2011 metais Vilniaus Gedimino technikos universitete.

Mokslinis vadovas

doc. dr. Algimantas KRENEVIČIUS (Vilniaus Gedimino technikos universitetas, technologijos mokslai, mechanikos inžinerija – 09T).

VGTU leidyklos TECHNIKA 1969-M mokslo literatūros knyga
<http://leidykla.vgtu.lt>

ISBN 978-609-457-053-7

© VGTU leidykla TECHNIKA, 2011
© Žilvinas, Juchnevičius, 2011
Zilvinas.Juchnevicius@vgtu.lt

VILNIUS GEDIMINAS TECHNICAL UNIVERSITY

Žilvinas JUCHNEVIČIUS

DEFORMATION AND STRENGTH OF A CYCLICALLY BENT THREADED CONNECTION

DOCTORAL DISSERTATION

TECHNOLOGICAL SCIENCES,
MECHANICAL ENGINEERING (09T)



LEIDYKLA
Vilnius TECHNIKA 2011

Doctoral dissertation was prepared at Vilnius Gediminas Technical University in 2007–2011.

Scientific Supervisor

Assoc Prof Dr Algimantas KRENEVIČIUS (Vilnius Gediminas Technical University, Technological Sciences, Mechanical Engineering – 09T).

Reziumė

Disertacijoje, taikant apkrovų pasiskirstymo sriegio vijose modeliavimą, nagrinėjamos lenkiamų srieginių jungčių mažaciklio stiprumo problemos. Modernesnės daugiacyklio ir mažacyklio ilgaamžiškumo skaičiavimo metodikos detalieji kiekybiškai įvertina ašinės apkrovos pasiskirstymą vijose, kuris leidžia tiksliau įvertinti konstrukcijos ypatumų įtaką. Disertacijoje siekiama ir cikliškai lenkiamoms srieginėms jungtims sukurti apkrovos pasiskirstymo sriegyje skaičiavimo metodą ir pritaikyti jį ciklinio stiprumo skaičiavimui.

Sudaryta lenkiamos srieginės jungties elementų poslinkių darnos lygtis įgailino sukurti trijų ruožų ir daugiaruožį lenkimo apkrovos pasiskirstymo jungtyje modelius ir įdiegti juos į norminio mažacyklio ilgaamžiškumo skaičiavimo grandinę.

Pirmame skyriuje pateikta literatūros šaltinių analizė. Jame apžvelgiama sunkiai apkrautų srieginių jungčių taikymo sritis ir apkrovimo sąlygos, apžvelgiami ir analizuojami atlikti tyrimai, susiję su srieginių jungčių cikliniu stiprumu.

Antrame skyriuje pateikti sriegio vijų poros deformavimo savybių eksperimentinio tyrimo rezultatai ir anksčiau literatūroje nemintų nukraunamos ir pakartotinai apkraunamos vijų poros savybių analizė.

Trečiame skyriuje pateikta srieginės jungties elementų deformavimo schema, poslinkių darnos diferencialinės lygtys, diferencialinių lygčių analitiniai sprendiniai ir lenkiamos srieginės jungties modeliai – trijų ruožų ir daugiaruožis tamprieji modeliai lenkimo apkrovos pasiskirstymo skaičiavimui.

Ketvirtame skyriuje nustatyti smeigės lenkimo įrašos, vijų apkrovos bei vietinių įtempių ciklo parametrai. Palyginus skaičiavimo ir eksperimentinių tyrimų rezultatus, patikrinta galimybė modifikuoto norminio mažacyklio ilgaamžiškumo skaičiavimo metodikoje taikyti lenkimo apkrovos pasiskirstymo sriegyje duomenis.

Penktame skyriuje pateikti du nauji srieginių jungčių ciklinio ilgaamžiškumo padidinimo būdai ir jų matematiniai modeliai.

Disertacijos tema paskelbti 9 straipsniai: trys – žurnaluose, įtrauktuose į Thomson ISI Web of Science sąrašą ir šeši – konferencijų pranešimų medžiagoje. Disertacijos tema perskaityti 9 pranešimai Lietuvos ir užsienio šalių konferencijose ir seminaruose.

Abstract

Applying simulations of loads distribution in threads, the dissertation investigates the problems of low cycle strength of the threaded joints. More sophisticated high-cycle and low-cycle durability calculation methodologies already quantitatively assess the distribution of axial load among turns what enables a more accurate assessment of the influence of the constructional design particularities. This dissertation thesis aims to create a calculation methodology for the load distribution in the thread, intended for threaded connections cyclically bent too, and to apply this methodology for the calculation of cyclic strength. Created compatibility equation of the displacements of the elements of bent threaded connection enabled to construct the three-segmental and multi-segmental models of the distribution of bending load along turns and to introduce them in the range of the normative methodology for the fatigue calculation.

The dissertation consists of Introduction, 5 chapters, Conclusions, References and lists of published works and presentations in conferences of the author on the topic of dissertation. The introduction reveals the investigated problem, importance of the thesis and the object of research and describes the purpose and tasks of the paper, research methodology, scientific novelty, the practical significance of results examined in the paper and defended statements. The first chapter is dedicated to literature review. It covers the scope of heavily loaded threaded connections and load conditions, a review and analysis of research related to the cycle strength of threaded connections. In the second chapter is presented the results of the experimental investigation of thread turn pair deformation and previous in the literature not mentioned an unloaded turn pair characteristic analysis. The third chapter presents the deformation scheme of the threaded connection elements, created displacements compatibility equation, differential equations analytical solutions and models for bent threaded connection – three segments and multi-segmental elastic models of bending load distribution calculations. In the fourth chapter the stud's cycle parameters is established: for the turns load and internal bending moment and for the turns local stress also. Using comparison with experimental results, it was checked the possibility to use data of the bending load distribution in thread for calculation methodology of low-cycle durability of the stud. The fifth chapter presents two methods and mathematical models to increase cycle durability of the threaded connections. There are published 9 articles of the theme of dissertation: three in journals, which are included in Thomson ISI Web of Science list and six of conference materials. The theme of dissertation was represented in 9 reports during lithuanian and foreign conferences and seminars.

Žymėjimai

Simboliai

P	– sriegio žingsnis;
R	– sraigtinės linijos spindulys, atitinkantis sriegio vidurinį skersmenį;
R_v	– smeigės šerdies spindulys, atitinkantis sriegio įdubą;
LN	– neutralioji linija, einanti per centrą ir nustatyta vertinant tik lenkimą;
C	– koeficientas konvertuojantis sraigtinės linijos taško ilgio koordinatę į kampinę;
H	– srieginės jungties ilgis (veržlės aukštis);
i	– srieginės jungties ruožo eilės Nr. ($i=1; 2; 3$);
H_i	– srieginės jungties ruožo ilgis;
z	– nagrinėjamo skerspjuvio, esančio nagrinėjamame ruože i , koordinatė ($z=z_i$);
z_0	– pradinio skerspjuvio ruože i koordinatė ($z_0=z_{0i}$);
z_H	– galinio skerspjuvio ruože i koordinatė ($z_H=z_{Hi}$);
z_f	– sinusoidės pradinės fazės ilgis;
F_t	– išorinė ašinė įveržimo jėga;
M_f	– išorinis lenkimo momentas;
$Q_t(z)$	– vidinė ašinė įveržimo jėga smeigės ir veržlės skerspjuvyje z ;
$Q_b(z)$	– vidinė ašinė lenkimo jėga smeigės ir veržlės skerspjuvyje z ;
$Q(z)$	– visa vidinė ašinė jėga smeigės ir veržlės skerspjuvyje z ;
$M(z)$	– vidinis lenkimo momentas, smeigės ir veržlės skerspjuvyje z dėl lenkimo poveikio;
$q_t(z)$	– išskirstyta išilginė vijų poros apkrova ties koordinate z , dėl išorinės ašinės jėgos poveikio;
$q_b(z)$	– išskirstyta išilginė vijų poros apkrova ties koordinate z , dėl išorinio lenkimo momento poveikio;
$q(z)$	– visa vijų poros apkrova ties koordinate z ;
$m(z)$	– išskirstytas lenkimo momentas smeigės ir veržlės skerspjuvyje z ;
$\delta_s(z)$	– smeigės vijos įlinkis ties koordinate z , dėl ašinės išorinės jėgos;

- $\delta_m(z)$ – veržlės vijos įlinkis ties koordinate z , dėl ašinės išorinės jėgos;
 $\delta_l(z)$ – vijos poros įlinkis ties koordinate z , dėl ašinės išorinės jėgos;
 $\delta_{bs}(z)$ – smeigės vijos įlinkis ties koordinate z , dėl lenkimo;
 $\delta_{bm}(z)$ – veržlės vijos įlinkis ties koordinate z , dėl lenkimo;
 $\delta_b(z)$ – vijos poros įlinkis ties koordinate z , dėl lenkimo;
 $\varphi_s(z)$ – smeigės skerspjūvio z kampinis poslinkis;
 $\varphi_n(z)$ – veržlės skerspjūvio z kampinis poslinkis;
 $\chi(z)$ – ne visų profilių sukibusių vijų poros paslankumas ties koordinate z ;
 χ_f – visų profilių sukibusių vijų poros paslankumas;
 t_f – visų profilių sukibusių vijų sukibimo gylis;
 $t_p(z)$ – ne visų profilių sukibusių vijų sukibimo gylis ties jungties koordinate z ;
 E_s – smeigės medžiagos tamprumo modulis;
 E_n – veržlės medžiagos tamprumo modulis;
 I_s – smeigės šerdies inercijos momentas, apskaičiuotas pagal sriegio įdubos skersmenį;
 I_n – veržlės skerspjūvio inercijos momentas, apskaičiuotas pagal sriegio įdubos skersmenį;
 λ – lenkimo standumo koeficientas: $\lambda=1/(E_s I_s)+1/(E_n I_n)$;
 V – pastovusis koeficientas ne visų profilių sukibusių vijų paslankumo funkcijoje $\chi(z)$, nustatomas ruožams $i=1$ ir $i=3$;
 U – laipsnio rodiklis ne visų profilių sukibusių vijų paslankumo funkcijoje $\chi(z)$, nustatomas ruožams $i=1$ ir $i=3$;
 $y(z)$ – vijų poros įlinkio amplitudės funkcija;
 A – diferencialinės lygties lenkimui sprendinio pastovieji koeficientai, nustatomi ruožams $i=1, 2, 3$;
 B – pastovusis koeficientas ruožo $i=2$ vijų įlinkių diferencialinėje lygtyje;
 N – pastovusis koeficientas ruožo $i=2$ vijų įlinkių diferencialinės lygties sprendinyje;
 $f_{fA}(z)$ – kintamų daugiklių prie koeficientų A ir B žymenys diferencialinės lygties sprendinio išraiškoje, kai $i=2$;
 $F_{fB}(z)$ – kintamų daugiklių prie koeficientų A ir B žymenys vidinio lenkimo momento išraiškoje, kai $i=2$;
 $f_{pA}(z)$ – kintamų daugiklių prie koeficientų A ir B žymenys diferencialinės lygties sprendinio išraiškoje, kai $i=1$ ir $i=3$;
 $F_{pB}(z)$ – kintamų daugiklių prie koeficientų A ir B žymenys lenkimo momento išraiškoje, kai $i=1$ ir $i=3$;
 n_A – laipsnio rodiklis ir pastovioji išraiškoje $f_{pA}(z)$;
 W_A – laipsnio rodiklis ir pastovioji išraiškoje $f_{pB}(z)$;
 n_B – laipsnio rodiklis ir pastovioji išraiškoje $f_{pB}(z)$;
 W_B – laipsnio rodiklis ir pastovioji išraiškoje $f_{pB}(z)$;
 t_A – $t_A=n_A-u$, $p_A=t_A^2+4c^2$ – pažymėjimai daugiklio $F_{pA}(z)$ išraiškoje;
 p_A – $t_A=n_A-u$, $p_A=t_A^2+4c^2$ – pažymėjimai daugiklio $F_{pA}(z)$ išraiškoje;
 t_B – $t_B=n_B-u$, $p_B=t_B^2+4c^2$ – pažymėjimai daugiklio $F_{pB}(z)$ išraiškoje;
 p_B – $t_B=n_B-u$, $p_B=t_B^2+4c^2$ – pažymėjimai daugiklio $F_{pB}(z)$ išraiškoje.

Simboliai ir pažymėjimai ašinė jėga veikiamos jungties lygtyse

A_i	– pastovieji koeficientai, ašinės įrašos ir vijų apkrovos skaičiavimo išraiškose,
B_i	kai jungtį veikia ašinė įveržimo jėga (ruožams $i=1, 2, 3$);
$f_{iA}(z)$	– kintamų daugiklių prie koeficientų A_i ir B_i žymenys tempiamos jungties vijų
$f_{iB}(z)$	apkrovos išraiškoje, kai $i=2$;
$F_{iA}(z)$	– kintamų daugiklių prie koeficientų A_i ir B_i žymenys vidinės ašinės jėgos iš-
$F_{iB}(z)$	raiškoje, kai $i=2$;
$f_{ipA}(z)$	– kintamų daugiklių prie koeficientų A_i ir B_i žymenys tempiamos jungties vijų
$f_{ipB}(z)$	apkrovos išraiškoje, kai $i=1$ ir $i=3$;
$F_{ipA}(z)$	– kintamų daugiklių prie koeficientų A_i ir B_i žymenys vidinės ašinės jėgos iš-
$F_{ipB}(z)$	raiškoje, kai $i=1$ ir $i=3$;
A_s	– smeigės skerspjuvio plotas, apskaičiuotas pagal sriegio įdubos skersmenį;
A_n	– veržlės skerspjuvio plotas, apskaičiuotas pagal sriegio įdubos skersmenį;
β	– tempimo standumo koeficientas: $\beta=1/(E_s A_s)+1/(E_n A_n)$;
m_i	– $m_i=(\beta/\gamma)^{0,5}$;
C_i	– pastovieji koeficientai, tempiamos jungties vijų paslankumo išraiškoje, kai
n_i	$i=1$ ir $i=3$;
R_{sr}	– sriegio įdubos spindulys;
F	– vijos kontakto paviršiaus projekcija į statmeną smeigės ašiai plokštumą;
$p(z)$	– slėgis sukibusių vijų kontakto plote;
$K_{i,m}$	– įtempių koncentracijų koeficientas, įvertinantis vijos apkrovos q_i poveikį;
$K_{i,0}$	– įtempių koncentracijų koeficientas, įvertinantis smeigės šerdies nominalių
	ašinių įtempių poveikį;
$K_{b,m}$	– įtempių koncentracijų koeficientas, įvertinantis vijos apkrovos q_b poveikį;
$K_{b,0}$	– įtempių koncentracijų koeficientas, įvertinantis smeigės šerdies lenkimo no-
	minalių įtempių poveikį;
K_r	– vietinių įtempių sumažėjimą (dėl lenkimo) įvertinantis koeficientas;
$\sigma_i^*(z)$	– smeigės sriegio sąlyginiai vietiniai tamprieji įtempiai dėl ašinės jėgos;
$\sigma_{i,nom}$	– nominalūs ašiniai įtempiai smeigės šerdyje;
$\sigma_b^*(z)$	– smeigės sriegio sąlyginiai vietiniai tamprieji įtempiai dėl lenkimo ;
$\sigma_{b,nom}$	– nominalūs lenkimo įtempiai smeigės šerdyje;
$\sigma^*(z)$	– visas smeigės sriegio sąlyginis vietinis tamprusis įtempis.

Turinys

IIVADAS	1
Problemos formulavimas	1
Darbo aktualumas	2
Tyrimų objektas	3
Darbo tikslas	3
Darbo uždaviniai	3
Tyrimų metodika	4
Darbo mokslinis naujumas	4
Darbo rezultatų praktinė reikšmė	4
Ginamieji teiginiai	4
Darbo rezultatų aprobavimas	5
Disertacijos struktūra	5
1. SRIEGINIŲ JUNGČIŲ CIKLINIS STIPRUMAS IR DEFORMAVIMAS	7
1.1. Srieginių jungčių lenkimas inžinerinėse konstrukcijose	7
1.2. Apkrovos pasiskirstymas sriegyje	10
1.3. Įtempių koncentracija sriegio vijų pašaknyje	15
1.4. Srieginių jungčių ciklinis ilgaamžiškumas	19
1.5. Ciklinio ilgaamžiškumo padidinimas	23
1.6. Pirmojo skyriaus išvados ir disertacijos uždavinių formulavimas	24

2.	VIJŲ POROS DEFORMAVIMO SAVYBIŲ EKSPERIMENTINIS TYRIMAS	27
2.1.	Vijų poros tempimo bandymo metodas	27
2.2.	Vijų poros įlinkių diagramos aproksimavimas	31
2.3.	Nukrovimo įtaka sriegio vijų poros paslankumui	33
2.4.	Antrojo skyriaus išvados	35
3.	LENKIAMŲ SRIEGINIŲ JUNGČIŲ TAMPRIEJI MODELIAI	37
3.1.	Lenkiamos srieginės jungties trijų ruožų modelis	38
3.1.1.	Srieginės jungties deformavimo sritis	38
3.1.2.	Išorinės ir vidinės apkrovos	38
3.1.3.	Srieginės jungties diskretizavimas	40
3.1.4.	Lenkiamos jungties sriegio vijų įlinkiai	42
3.1.5.	Srieginės jungties elementų poslinkių darna	46
3.1.6.	Vijų įlinkių diferencialinės lygtys	49
3.1.7.	Trijų ruožų srieginės jungties kraštinės sąlygos	49
3.2.	Diferencialinių lygčių sprendiniai	50
3.2.1.	Pastovaus standumo vijų ruožo diferencialinės lygties sprendinys	50
3.2.2.	Kintamo standumo vijų ruožo diferencialinės lygties sprendinys	52
3.2.3.	Analitinio sprendinio lygčių visuma	54
3.2.4.	Lenkiamos jungties trijų ruožų kraštinės sąlygos	55
3.2.5.	Analitinių ir skaitinių sprendinių palyginimas	56
3.2.6.	Ašinės įrašos ir vijų apkrovos	57
3.3.	Įrašų, vijų apkrovų ir vietinių įtempių pasiskirstymas necentriškai tempiamose srieginėse jungtyse	60
3.3.1.	Įrašų ir vijų apkrovų pasiskirstymas	60
3.3.2.	Vietinių įtempių pasiskirstymas smeigės sriegyje	63
3.3.3.	Vietinių įtempių palyginimas su eksperimento duomenimis	66
3.3.4.	Konstruktinių faktorių įtaka	68
3.4.	Daugiaruožis lenkiamos srieginės jungties modelis	69
3.4.1.	Po įveržimo lenkiamos srieginės jungties diskretizavimas	70
3.4.2.	Pusvijų nukrovimo įtaka apkrovos pasiskirstymui	71
3.5.	Trečiojo skyriaus išvados	72
4.	CIKLIŠKAI LENKIAMŲ SRIEGINIŲ JUNGČIŲ ILGAAMŽIŠKUMAS	75
4.1.	Vijų paslankumo savybių įtaka	76
4.2.	Sriegio vijų ciklinio apkrovimo schemas	80
4.3.	Smeigės apkrovų ciklo parametrai	82
4.4.	Smeigės vietinių įtempių ciklo parametrai	83
4.5.	Modifikuoto norminio mažaciklio ilgaamžiškumo skaičiavimo taikymas lenkiamoms srieginėms jungtims	85
4.6.	Ketvirtojo skyriaus išvados	88
5.	SRIEGINIŲ JUNGČIŲ CIKLINIO ILGAAMŽIŠKUMO PADIDINIMAS	89
5.1.	Lenkiamos srieginės jungties pozicionavimo metodas	90
5.1.1.	Ciklinio ilgaamžiškumo padidinimo modelis	90
5.1.2.	Skaičiavimo rezultatai	93

5.2. Srieginės jungties išankstinio perkrovimo metodas.....	94
5.2.1. Tampraus išankstinio perkrovimo modelis	95
5.2.2. Plastiško išankstinio perkrovimo modelis	98
5.2.3. Skaičiavimo rezultatai	102
5.3. Penktojo skyriaus išvados	105
BENDROSIOS IŠVADOS	107
LITERATŪRA IR ŠALTINIAI.....	109
AUTORIAUS PUBLIKACIJŲ DISERTACIJOS TEMA SĄRAŠAS	115
PRIEDAI	117
A priedas. Vijų poros tempimo bandymo rezultatai	117
B priedas. Įvijų paslankumo funkcijos koeficientai	118
C priedas. Lenkimo momento funkcijų sankirtos	121

Contents

INTRODUCTION	1
Formulation of the problem	1
Importance of the thesis	2
The object of research	3
The goal of the thesis	3
The tasks of the thesis	3
Research methodology	4
Importance of the scientific novelty	4
Practical significance of achieved results	4
The defended statements	4
Approval of the results	5
Dissertation structure	5
1. CYCLIC STRENGTH AND DEFORMATION OF THE THREADED CONNECTIONS	7
1.1. Bent threaded connections in engineering structures	7
1.2. The loads distribution along thread	10
1.3. Stress concentration in thread root	15
1.4. Cyclic lifetime of the threaded connections	19
1.5. Increasing of the cyclic lifetime	23
1.6. Conclusions of the first chapter and formulation of dissertation task.....	24

2.	EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF THE TURN PAIR	
	DEFORMATION PROPERTIES	27
2.1.	Turn pair tension test's method	27
2.2.	Approximation of the diagram of the turn pair deflection	31
2.3.	Unloading influence to pliability of the turn pair	33
2.4.	Conclusions of the second chapter	35
3.	ELASTIC MODELS FOR THE BENT THREADED CONNECTIONS	37
3.1.	The model of bent threaded connection in three segments	38
3.1.1.	Deformation range of the threaded connection	38
3.1.2.	External and internal loads	38
3.1.3.	Discredit of the threaded connection	40
3.1.4.	Deflections of the turns in bent threaded connection	42
3.1.5.	Compatibility of the displacements of the connection elements	46
3.1.6.	Differential equations for the turns deflections	49
3.1.7.	Boundary conditions of the three-segmental connection	49
3.2.	Solutions of the differential equations	50
3.2.1.	Solutions for the segment of constant turn's pliability	50
3.2.2.	Solutions for the segment of variable turn's pliability	52
3.2.3.	Completeness of the equations of the analytical solution	54
3.2.4.	Boundary conditions of the bent three-segmental connection	55
3.2.5.	Comparison of the analytical and numerical solutions	56
3.2.6.	Axial forces and turn loads	57
3.3.	Distributions of internal forces, turn loads and local stresses at eccentric loading of the threaded connection	60
3.3.1.	Distributions of internal forces and turn loads	60
3.3.2.	Distributions of local stresses along threads	63
3.3.3.	Comparison of the local stresses with the experimental data	66
3.3.4.	Influence of the constructional factors	68
3.4.	Multi-segmental model of bent threaded connection	69
3.4.1.	Discredit of the threaded connection bent after tightening	70
3.4.2.	Influence of the semi-turns unloading	71
3.5.	Conclusions of the third chapter	72
4.	DURABILITY OF THE CYCLICALLY BENT THREADED CONNECTIONS	75
4.1.	Influence of the turn pliabilities	76
4.2.	Schemes of the turns cyclic loading	80
4.3.	Parameters of the stud's loading cycle	82
4.4.	Parameters of the stud's local stresses cycle	83
4.5.	Applying of the modified normative of low cycle durability calculation to cyclically bent threaded connection	85
4.6.	Conclusions of the fourth chapter	88

5. INCREASING OF THE CYCLIC DURABILITY OF THE THREADED CONNECTIONS.....	89
5.1. Positioning method for bent threaded connection	90
5.1.1. The model of increasing of cyclic durability	90
5.1.2. Calculation rezults	93
5.2. Method of pre-overloading of the threaded connection.....	94
5.2.1. Model of the elastic pre-overloading	95
5.2.2. Model of the plastic pre-overloading	98
5.2.3. Calculation rezults	102
5.3. Conclusions of the fifth chapter	105
GENERAL CONCLUSIONS	107
REFERENCES	109
LIST OF PUBLISHED WORKS ON THE TOPIC OF THE DISSERTATION	115
APENDIXESS	117
A appendix. Results of tests of the single turn pair tension	117
B appendix. Coefficients of the runout's pliability function	118
C appendix. Intersections of the bending moment functions.....	121

Ivadas

Problemos formulavimas

Įvairių gabaritų srieginės jungtys plačiai naudojamos mašinų gamybos, energetikos, transporto ir statybos pramonės inžinerinėse konstrukcijose, kurios dažnai patiria kintamas ciklines apkrovas dėl temperatūros, vidaus slėgio ir jungiamų detalių deformacijų kitimo. Dažnai smeiges ir varžtus veikia ne vien tik ašinė apkrova, bet ir lenkimo momentai.

Srieginės jungtys dažnai patiria ciklinių lenkimo apkrovų dėl temperatūros, vidaus slėgio ir jungiamų detalių deformacijų kitimo.

Srieginėms jungtims, kurios patiria ašinių ciklinių apkrovų, jau yra sukurtos modernesnės daugiacyklio ir mažacyklio ilgaamžiškumo skaičiavimo metodikos, kuriomis detaliam, kiekybiškai įvertinamas ašinės apkrovos tarp vijų pasiskirstymas. Apkrovos pasiskirstymo sriegyje kiekybiniai duomenys leidžia detaliam ir tiksliau įvertinti konstrukcijos ypatumų – jungties ilgio, medžiagos, veržlės ir vijų formos bei jungties elementų deformavimo stadijų – įtaką.

Tokios ilgaamžiškumo skaičiavimo metodikos cikliškai lenkiamoms srieginėms jungtims netaikomos, nes nėra lenkiamoms srieginėms jungtims sukurtų apkrovos pasiskirstymo vijose analitinių modelių, kuriuos tiktų taikyti praktikoje. Nėra šioje srityje sukurta ir modelių, kurie skaičiuojami baigtinių elementų metodu.

Kadangi srieginė jungtis yra kompleksinis mazgas, sudarytas iš deformuojamų elementų, tai apkrovos pasiskirstymą tarp vijų lemia jungties elementų deformacijų ir poslinkių suderinamumas. Matematiškai jungties deformuotam būviui aprašyti reikalingi teoriniai ir eksperimentiniai duomenys, atspindintys jungties elementų deformavimo specifinius ypatumus, pasireiškiančius veikiant lenkimui.

Disertacijoje siekiama sukurti cikliškai lenkiamų srieginių jungčių apkrovos pasiskirstymo sriegyje skaičiavimo metodą ir pritaikyti jį mažacikliam ilgaamžiškumui skaičiuoti.

Darbo aktualumas

Srieginės jungtys dažnai patiria ciklines lenkimo apkrovas dėl temperatūros, vidaus slėgio ir jungiamų detalių deformacijų kitimo.

Srieginėms jungtims, kurios patiria ašinės ciklines apkrovas jau yra sukurtos modernesnės daugiacyklio ir mažacyklio ilgaamžiškumo skaičiavimo metodikos, kuriose detaliam kiekybiškai yra įvertinamas ašinės apkrovos pasiskirstymas tarp vijų. Apkrovos pasiskirstymo sriegyje kiekybiniai duomenys leidžia detaliau ir tiksliau įvertinti konstrukcijos ypatumų (jungties ilgio, medžiagos, veržlės ir vijų formos) ir jungties elementų deformavimo stadijų įtaką.

Tokios ilgaamžiškumo skaičiavimo metodikos cikliškai lenkiamoms srieginėms jungtims netaikomos, kadangi lenkiamoms srieginėms jungtims nėra sukurtų apkrovos pasiskirstymo vijose analitinių modelių, tinkamų praktiniam naudojimui. Šioje srityje taip pat nėra sukurtų ir modelių, kurie skaičiuojami baigtinių elementų metodu.

Kadangi srieginė jungtis yra kompleksinis mazgas, kurį sudaro deformuojami elementai, tai apkrovos pasiskirstymą tarp vijų lemia jungties elementų deformacijų ir poslinkių suderinamumas. Matematiškai aprašant jungties deformuotą būvį, reikalingi teoriniai ir eksperimentiniai duomenys, kurie atspindėtų jungties elementų deformavimo specifinius ypatumus, pasireiškiančius veikiant lenkimui.

Disertacijoje siekiama cikliškai lenkiamoms srieginėms jungtims sukurti apkrovos pasiskirstymo sriegyje skaičiavimo metodą ir pritaikyti jį ciklinio stiprumo skaičiavimui.

Tyrimų objektas

Cikliškai lenkiamos srieginės jungtys.

Darbo tikslas

Lenkimo apkrovos pasiskirstymo sriegio vijose nustatymui sukurti cikliškai lenkiamos srieginės jungties modelius ir pritaikyti juos norminiam ciklinio ilgaamžiškumo skaičiavimui.

Darbo uždaviniai

Darbo tikslui pasiekti reikia spręsti šiuos uždavinius:

1. Eksperimentiškai nustatyti nukraunamų ir pakartotinai apkraunamų sriegio vijų porų paslankumo rodiklius.
2. Sudaryti lenkiamos srieginės jungties elementų tamprus deformavimo schemą ir vijų įlinkių, veržlės ir smeigės skerspjuvių kampinių poslinkių suderinamumą aprašančias diferencialines lygtis: a) kai sriegio vijos yra sukibusios visu profiliu, b) kai sriegio vijos yra sukibusios ne visu profiliu. Nustatyti diferencialinių lygčių apytikslius analitinius sprendinius ir patikrinti juos skaitiniais metodais.
3. Taikant diferencialinių lygčių analitinius sprendinius, sudaryti lenkimo apkrovos pasiskirstymo sriegio vijose modelius: a) trijų ruožų modelį necentriškai tempiamos jungties atvejui, b) daugiaruožį modelį atvejui, kai srieginė jungtis lenkiama po įveržimo.
4. Pritaikyti sudarytus apkrovos pasiskirstymo sriegio vijose modelius lenkiamų srieginių jungčių ciklinio ilgaamžiškumo (iki plyšio atsiradimo) norminiam skaičiavimui ir patikrinti skaičiavimo rezultatus remiantis eksperimentiniais duomenimis.
5. Pasiūlyti būdus srieginės jungties ilgaamžiškumo padidinimui ir vietinių įtempių sumažinimui pavojingoje srieginės jungties srityje. Sudaryti jų matematinius modelius.

Tyrimų metodika

Darbe taikomi analiziniai, skaitiniai ir eksperimentiniai tyrimų metodai.

Darbo mokslinis naujumas

Rengiant disertaciją buvo gauti šie mechanikos inžinerijos mokslui nauji rezultatai:

1. Lenkiamos srieginės jungties deformavimo apibūdinimui pasiūlyta originali deformavimo schema ir sudarytos vijų įlinkius su veržlės ir smeigės skerspjūvių kampiniais poslinkiais siejančios poslinkių suderinamumo diferencialinės lygtys: a) kai sriegio vijos yra sukibusios visu profiliu; b) kai sriegio vijos yra sukibusios ne visu profiliu.
2. Sudaryti lenkimo apkrovos pasiskirstymo srieginėje jungtyje modeliai: a) trijų ruožų necentriškai tempiamos srieginės jungties modelis, b) daugiaruožis po įveržimo lenkiamos srieginės jungties modelis.
3. Eksperimentiškai nustatyti pakartotinai apkraunamų sriegio vijų porų paslankumo rodikliai.
4. Sukurtas ciklinio ilgaamžiškumo padidavimo metodas, kuris įgyvendinamas periodiškai keičiant srieginės jungties padėtį lenkimo plokštumos atžvilgiu. Sukurtas išankstinio perkrovimo metodas vietinių įtempių sumažinimui smeigės sriegyje. Abiems metodams sudaryti matematiniai modeliai.

Darbo rezultatų praktinė reikšmė

Darbo rezultatai įgalina tiksliau įvertinti lenkimo apkrovos poveikį ir konstrukcinių veiksnių įtaką apkrovų pasiskirstymui sriegio vijose bei tiksliau prognozuoti lenkiamų srieginių jungčių ciklinį ilgaamžiškumą. Jungties ir lenkimo plokštumos tarpusavio padėties periodinio keitimo metodas leidžia padidinti cikliškai lenkiamos srieginės jungties ilgaamžiškumą.

Ginamieji teiginiai

1. Ženklus sriegio vijų poros paslankumo pokytis pasireiškia po pirmojo apkrovimo ją nukraunant ir pakartotinai apkraunant.

2. Sudaryti trijų ruožų ir daugiaruožis lenkiamos srieginės jungties modeliai įvertina vijų sukibties nevientisumą ir vijų apkrovimo pobūdį – apkrovimą arba nukrovimą – necentriškai tempiamų ir po įveržimo lenkiamų jungčių atvejais. Modelių taikymas patikslina cikliškai lenkiamų srieginių jungčių ilgaamžiškumo skaičiavimą.
3. Periodiški jungties padėties keitimai lenkimo plokštumos atžvilgiu padidina cikliškai lenkiamos srieginės jungties ilgaamžiškumą. Išankstinis jungties perkrovimas sumažina smeigės sriegio vietinius įtempius pavojingoje jungties srityje.

Darbo rezultatų aprobavimas

Disertacijos tema yra atspausdinti 9 moksliniai straipsniai: trys – mokslo žurnaluose, įtrauktuose į Thomson ISI sąrašą (Krenevičius 2009a, Krenevičius 2010a, Juchnevičius 2011a); šeši – recenzuojamoje tarptautinės konferencijos medžiagoje (Krenevičius 2008, Juchnevičius 2009b, Juchnevičius 2010b, Juchnevičius 2011b, Juchnevičius 2011c, Krenevičius 2011d).

Disertacijoje atliktų tyrimų rezultatai buvo paskelbti šiose mokslinėse konferencijose Lietuvoje ir užsienyje:

- Tarptautinėje konferencijoje „*Mechanika*“ 2008–2011 m. Kaune;
- Tarptautinėje konferencijoje „*Erin*“ 2011 m. High Tatras, Slovakija.

Disertacijos struktūra

Disertaciją sudaro: įvadas, penki skyriai, bendrosios išvados, literatūra ir šaltiniai, autoriaus publikacijų sąrašas ir trys priedai. Disertacijos apimtis yra 122 puslapiai, joje pateikta 64 paveikslai ir 8 lentelės. Disertacijoje panaudoti 86 literatūros šaltiniai.

Pirmame skyriuje pateikta literatūros šaltinių analizė. Jame apžvelgiama sunkiai apkrautų srieginių jungčių taikymo sritis ir apkrovimo sąlygos, apžvelgiami ir analizuojami atlikti tyrimai, susiję su srieginių jungčių cikliniu stiprumu.

Antrame skyriuje pateikti sriegio vijų poros deformavimo savybių eksperimentinio tyrimo rezultatai ir anksčiau literatūroje nemintų nukraunamos ir pakartotinai apkraunamos vijų poros savybių analizė.

Trečiame skyriuje pateikta srieginės jungties elementų deformavimo schema, poslinkių darnos diferencialinės lygtys, diferencialinių lygčių analitiniai

sprendiniai ir lenkiamos srieginės jungties modeliai – trijų ruožų ir daugiaruožis tamprieji modeliai lenkimo apkrovos pasiskirstymo skaičiavimui.

Ketvirtame skyriuje nustatyti smeigės lenkimo įrašos, vijų apkrovos bei vietinių įtempių ciklo parametrai. Palyginus skaičiavimo ir eksperimentinius rezultatus, patikrinta galimybė modifikuoto norminio mažaciklio ilgaamžiškumo skaičiavimo metodikoje taikyti lenkimo apkrovos pasiskirstymo sriegyje duomenis.

Penktame skyriuje pateikti du nauji srieginių jungčių ciklinio ilgaamžiškumo padidinimo būdai ir jų matematiniai modeliai.

Srieginių jungčių ciklinis stiprumas ir deformavimas

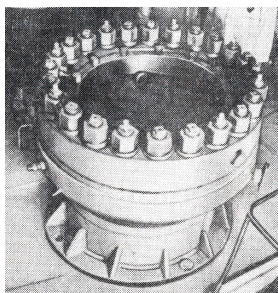
Šiame skyriuje pateikta literatūros šaltinių apie srieginių jungčių apkrovimo sąlygas ir jų lenkimo atvejus, pasitaikančius inžinerinėse konstrukcijose, analizė. Analizuojami modeliai, skirti apkrovų pasiskirstymo sriegio vijose skaičiavimams, kai sriegines jungtis veikia ašinė ir lenkimo apkrovos. Pateikta analizė apie sriegio įtempių koncentracijos koeficientus, nustatomus eksperimentiniais ir teoriniais metodais. Apžvelgti srieginių jungčių ciklinio ilgaamžiškumo skaičiavimo metodai ir jų taikymas, įvertinant lenkimo apkrovas. Nagrinėjami literatūroje pateikti eksperimentiniai jungčių nuovargio tyrimų rezultatai, nustatyti plyšio atsiradimo ir visiško suirimo stadijoms. Analizuoti darbai, kurie aprašo srieginių jungčių ciklinio ilgaamžiškumo padidinimo metodus.

1.1. Srieginių jungčių lenkimas inžinerinėse konstrukcijose

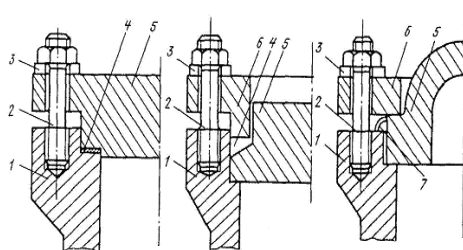
Atliekant atsakingų mazgų stiprumo skaičiavimus, svarbu teisingai įvertinti srieginių jungčių, veikiant statinėms ir ciklinėms apkrovoms, patikimumą. Sunkiai apkrautų įrenginių eksploataavimo patirtis rodo, kad srieginių jungčių nuovarginį

suirimą dažnai sukelia lenkimo apkrovos, kurių atsiradimas ne visada būna numatytas arba jo poveikis nepakankamai tiksliai įvertintas. Dažnai flanšinėse ir tvirtinimo jungtyse smeigių arba varžtų lenkimas neišvengiamas dėl konstrukcijos ypatumų arba dėl apkrovos krypties.

Atominių elektrinių įrenginiuose prie sunkiai apkraunamų ir atsakingų, priskiriamos srieginės jungtys, naudojamos aukšto slėgio induose sujungiamų elementų (pvz., dangčio ir korpuso) sandarumui užtikrinti (1.1 pav.), cirkuliacinių siurblių ir sklendžių tvirtinimui prie vamzdynų. Čia smeigių nominalūs įtempimai siekia arba viršija 380–450 MPa, o ciklų skaičius iki plyšio atsiradimo arba visiško suirimo yra mažaciklio irimo srityje – neviršija $5 \cdot 10^4$ – 10^5 ciklų (Махутов *et al.* 1987, RF normos 1989, ASME Code 1995). Smeigės patiria iki 10^3 – $5 \cdot 10^3$ ciklų apkrovos ciklų jas įveržiant, taip pat įrengimų hidraulinio išbandymo, paleidimo, stabdymo, pilno ar dalinio ataušinimo, našumo ir galingumo pakeitimo, perkrovos, avariniais ir remonto atvejais.



a



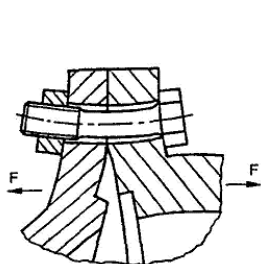
b

c

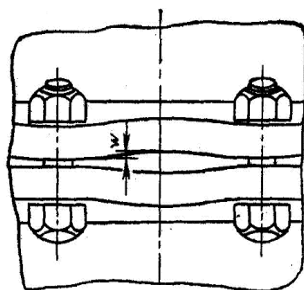
d

1.1 pav. Slėgio indo flanšinė jungtis (a), indo dangčio tvirtinimo konstrukcijos (b, c, d)

Fig. 1.1. Threaded connection in flange of vessel (a), fasteners of closure (b, c, d)



a

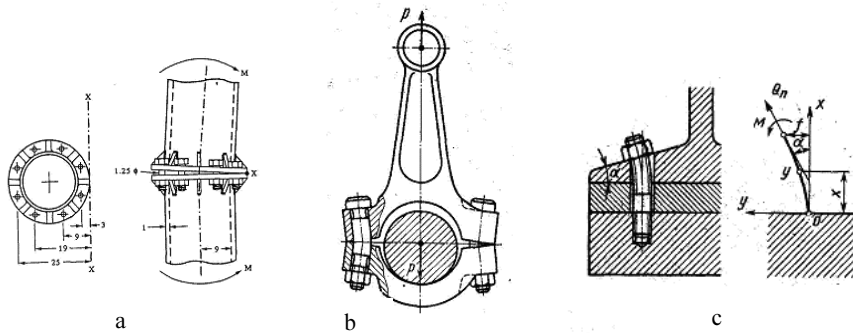


b

1.2 pav. Srieginės jungties lenkimas dėl flanšo deformacijų (a),
flanšų deformacija tarpuose tarp varžtų (b)

Fig. 1.2. Bending of threaded connection due to flange deformation (a),
flange deformation in the midst of bolts (b)

1.1 a paveiksle parodyta slėgio indo dangčio tvirtinimas smeigėmis. Induose naudojamos įvairios tarpinės ir įvairios jų prispaudimo konstrukcijos (1.1 b, c, d). Tarpas, kuris lieka tarp tarpinę prie korpuso prispaudžiančio žiedo ir korpuso sudaro galimybę nemažam smeigės lenkimui. 1.2 paveiksle parodyti flanšų lenkimas dviem kryptimis. Kai slėgio inde ratu išsidėsčiusios srieginės jungtys įveržtos nevienodai arba nevienodai atsipalaiduoja eksploatacijos metu, flanšų tarpusavio poslinkiai w (1.2 b) abipus smeigės tampa taip pat nevienodi. Dėl to srieginė jungtis apkraunama papildoma, kartais nenumatyta, lenkimo apkrova.



1.3 pav. Vamzdžio flanšo lenkimas (a), švaistiklio varžtų lenkimas (b), varžto lenkimas statybinėje konstrukcijoje (c)

Fig. 1.3. Bending of pipe (a), bending of connecting - rod bolt (b), bending of bolt of build structure (c)

Papildoma lenkimo apkrova srieginėms jungtims tenka ir tais atvejais, kai atsiradęs lenkimo momentas veikia visą konstrukciją. Toks cilindrinio bokšto lenkimas parodytas 1.3 a paveiksle (Bickford 1995). Mašinų gamybos srityje srieginių jungčių lenkimą gerai iliustruoja (1.3 b pav.) lenkiamos švaistiklio smeigės (Blaer 2007). Statybinėse konstrukcijose (1.3 c pav.) srieginių jungčių lenkimas atsiranda dėl veržlės atraminių plokštumų nestatmenumo srieginės kiaurymės, esančios vienoje iš jungiamųjų detalių, ašiai. Arba atvirkščiai, dėl netikslių suformuotų srieginės kiaurymės ašių, kai kreivai išgręžtos srieginės kiaurymės ašis nėra statmena atraminei veržlės plokštumai (Биргер, Иосилевич 1990). Statybinių konstrukcijų srieginės jungtys ir kniedės dažnai patiria lenkimą sąveikaudamos su jungiamaisiis strypiniais elementais (Daniūnas, Urbonas 2007, 2008).

Kalnakasybos pramonėje atsakingos srieginės jungtys naudojamos masyvioms mineralų malimo būgno dalims sujungti. Dėl labai masyvaus bei pripildyto mineraline žaliava būgno (jo skersmuo $D > 10$ m), sukimosi režimo pokyčių (sukimosi dažnis pasiekia 10 sūk/min), srieginės jungtys apkraunamos didelėmis ašinėmis ir lenkimo ciklinėmis apkrovomis (Leonavičius 1999).

1.2. Apkrovos pasiskirstymas sriegyje

Pirmasis apkrovos pasiskirstymo sriegio vijose teorinį sprendinį pateikė 1902 metais N. Žukovskis. Jis srieginę jungtį nagrinėjo, kaip strypinę diskretinę sistemą, kurioje veržlė turi n stačiakampės formos vijų, patiriančių kirpimą. Jis pirmasis nustatė, kad pirmajai vijai tenka didžiausia apkrova. Vėliau (apytikriai po 30 metų) analogiškus modelius su žiediniais elementais, schematizuojančiais atskiras vijas, kaip nurodyta darbe (Birger 1990), nagrinėjo Žake, E. Jacquet, L. Maduška, K. Kolenčiuk, Weber ir kiti. Šių autorių darbuose jau įvertinamas platesnis vijų formų ir deformacijų spektras, o sprendiniai gauti sprendžiant kanonines lygčių sistemas, siejančias gretimų vijų deformacijas. Šiuose darbuose nustatoma apkrova tenkanti kiekvienai vijai, nepaisant, kad ji netolygiai pasiskirsto ir vienos vijų ribose.

Vėliau 1948 metais, praktiškai vienu metu Sopwith ir Birgeris, kaip nurodyta darbe (Birger 1990), pasiūlė modelius, kuriuose sriegis yra ne atskirų vijų visuma, bet yra nepertraukiamas sriegio paviršius tolygiai einantis į veržlės gilumą. Toks modelis yra arčiau tikrovės. Jis sudarė galimybę atsakyti baigtinių skirtumų metodo lygčių bei panaudoti lengvai išsprendžiamas diferencialines lygtis. Šie analitiniai modeliai yra labiausiai populiarūs ir literatūroje dažniausiai naudojami atliekant palyginimus su rezultatais gaunamais eksperimentiniais ir baigtinių elementų metodais.

D. G. Sopwith, nagrinėdamas sriegines jungtis, gavo sprendinį:

$$\frac{\omega}{\omega_m} = \frac{\theta_e e^{(1-x) \cdot \lambda \cdot \theta}}{\sinh \theta} (\cosh x\theta - \lambda \cdot \sinh x\theta), \quad (1.1)$$

čia ω , ω_m – vijų apkrovos intensyvumai: pirmasis ties normalizuota koordinate x , atskaitant ją nuo veržlės atramos, antrasis – vidutinė jo reikšmė (visos jėgos santykis su vijų kontakto ilgiu pagal sraigtinę liniją), θ_e , $\theta = \theta(h)$, λ – parametrai, kurie išreiškia tam tikrus jungties detalių geometrinių dydžių, jų standumo ir vijų paslankumo koeficientų derinius. Vijų paslankumo koeficientų išraiškos čia gautos nagrinėjant sriegį kaip trumpą ir labai plačią konsolę, turinčią ekvivalentišką sriegio profiliui kintamą skerspjūvį. Jėga ω pridedama lygia-grečiai jungties ašiai vijos nuolydžio viduryje.

Pagal D. G. Sopwith modelį nustatytą apkrovos pasiskirstymą srieginiai jungčiai su gniuždoma veržle Patterson ir Kenny (1986) lygino su rezultatais, gautais eksperimentais tiriant trimačius fototampriuosius modelius. Eksperimentai parodė, kad analitiniu būdu gautos pirmųjų vijų apkrovos pastebimai viršija atitinkamas eksperimentines apkrovų reikšmes. Buvo padaryta išvada, kad šis skirtumas atsirado dėl neįvertintos iš sukibimo išeinančių kraštinių jungties vijų įtakos, kur vijos yra sukibusios ne visu profiliu.

Norėdami įvertinti šią įtaką, Patterson ir Kenny (1986) baigtinių elementų metodu nustatė ir patikslino visu profiliu sukibusių vijų paslankumo koeficientą γ ir šio koeficiento kintamas reikšmes, kai jos yra sukibę ne visu profiliu. Norėdami patikslinti apkrovos pasiskirstymą vijose, diferencialinę D. G. Sopwith lygtį jie sprendė pasitelkę skaitinį Rungės – Kutto – Mersono iteracinį metodą. Taip gauti rezultatai pakankamai gerai atitiko minėtųosius eksperimentinius duomenis. Taip pat E. A. Patterson ir B. Kenny nustatė, kad visu profiliu sukibusių standartinių vijų paslankumo koeficiento γ reikšmė, nustatyta BE metodu visų jungties elementų tampraus deformavimo atveju, yra 3,5 kartus didesnė už apskaičiuotą pagal D. G. Sopwith teoriją.

Birgerio diferencialinės lygties sprendinys gniuždomos veržlės atveju išreiškiamas taip:

$$q(z) = \frac{Qm}{sh(mH)} ch(mz), \quad (1.2)$$

čia $q(z)$ – vijų apkrovos intensyvumas, z – pjūvio koordinatė, atskaitant nuo laisvojo veržlės galo, Q – visa ašinė jėga, tenkanti srieginei jungčiai, $m = \sqrt{\beta/\gamma}$ – koeficientas, įvertinantis kartu varžto šerdies, veržlės sienelės ir vijų standumus, γ – vijų poros paslankumas, H – veržlės aukštis.

Nustatant γ , Birgerio teorija grindžiama prielaida, kad įtempimų būvis vijose yra toks pat, kokį turi pleišto pavidalo strypas, kai jo vieną šoną (nuolydį) veikia tolygiai išskirstyta apkrova. Varžto ir veržlės vijų paslankumo išraiškas Birgeris gavo, pritaikęs Moro poslinkių skaičiavimo būdą.

Tam atvejui, kai įvertinamos varžto ir veržlės kūnų skersinės deformacijos, Birgeris pateikia sprendinį:

$$q(z) = e^{n(H-z)} \frac{Q}{sh(m_0 H)} [m_0 \cdot ch(m_0 z) - n \cdot sh(m_0 z)], \quad (1.3)$$

čia $m_0 = \sqrt{m^2 + n^2}$, $n = -\varepsilon/(2\gamma)$, ε – varžto šerdies ir veržlės sienelės skersinių deformacijų suma.

Skaičiavimai parodė, kad įvertinus varžto šerdies ir veržlės sienelės skersines deformacijas, apkrovos pasiskirstymas vijose standartinėje jungtyje pagerėja mažiau nei 1 %. Taigi praktiniam skaičiavimui gali būti naudojama paprastesnė (1.2) išraiška.

Shimotsuma (1973) deformacijų ir poslinkių darnos diferencialinės lygties sprendinį pateikia kintančios varžto ašinės įrašos $F(z)$ pavidalu:

$$F(z) = F_b \frac{\sinh(\lambda z)}{\sinh(\lambda L)}, \quad (1.4)$$

čia z – varžto skerspjūvio koordinatė, F_b – visa jėga, tenkanti varžtui, λ – srieginės jungties elementų kompleksinis standumo rodiklis, L – jungties ilgis. Nesunku pastebėti, kad (1.4) reiškiny yra labai panašus į (1.2) lygties integralą.

Čia galima paminėti dar keletą darbų (Hase 1980, Miller, Marshak *et al.* 1983), kuriuose taip pat pateikta analitinių apkrovos pasiskirstymo sriegio vijose modelių, sudarytų taikant srieginės jungties elementų tampriųjų deformacijų ir poslinkių darnos principą. Šiuose darbuose nenagrinėjama išeinančių iš sukibimo kraštinių srieginės jungties vijų įtaka, o didžiausia apkrova tenka pirmajai vijų porai, išsidėsčiusiai ties gniuždomos veržlės atrama. Pirmosios vijų poros apkrovos intensyvumo santykiai su vidutiniu intensyvumu $q_{\max}/q_m$ srieginėms jungtims M10 arba M12 apytikriai nustatyti pagal minėtuosiuose darbuose pateiktą grafinę medžiagą, yra šie: 2,93 – Sopwith, 2,64 – Birger, 2,4 – Hase, 2,35 – Shimotsuma, virš 2,55 – Miller. Baigtinių elementų metodu nustatytos pavojingųjų vijų apkrovos yra pastebimai mažesnės (Zao 1998, Malinovskij 2001, Liao *et al.* 2009). Santykio $q_{\max}/q_m$ reikšmių skirtumai yra susiję su skirtingais analitiniais būdais, kuriuos naudojant apskaičiuojami varžto (smeigės) ir veržlės vijų paslankumai. Visi minėtieji autoriai varžto šerdies ir veržlės sienelės deformacijas bei ašinius poslinkius skaičiuoja praktiškai vienodai, remdamiesi klasikiais medžiagų mechanikos metodais. Galima daryti prielaidą, kad sudarant analitinius modelius, didžiausių sunkumų atsiranda analitiškai aprašant mažos iškyšos – sriegio danties ašinius poslinkius. Visi žinomi analitiniai modeliai visai nepaiso deformacinių reiškinų, kurie atsiranda vijų kontakte ir paviršiniuose vijų kūgio sluoksniuose. Todėl, nustatant vijų paslankumą, atsiranda papildomos paklaidų.

Ašinės apkrovos pasiskirstymo vijose analitinis modelis, įvertinantis tampriai plastinių deformacijų atsiradimą vijose ir įvijų įtaką, pateiktas darbe (Selivonec, Krenevičius 2004). Įvijomis čia vadinamos ne visu profiliu sukibusių vijų poros, esančios jungties kraštuose. Šis modelis remiasi vienos vijų poros tempimo diagrama, kuri gaunama eksperimentiškai – tempiant specialią jungtį, turinčią vieną sukibusių vijų porą. Iš šios diagramos yra nustatomi vijų deformavimo rodikliai: vijų paslankumai, atitinkantys tiesinę ir netiesinę diagramos dalį, takumo jėgos intensyvumas q_y ir vijų nukirpimo jėgos intensyvumas q_u . Pasitelkus šiuos rodiklius, vijų įlinkiai aprašomi tiesinėmis lygtimis. Toliau remiantis šiomis lygtimis ir Birgerio teorija, darbe gaunama išraiška vijų apkrovos intensyvumui $q(z)$ skaičiuoti uždaroje formoje ir tuose jungties ruožuose, kuriuose visu profiliu sukibusios vijos deformuojamos tampriai plastiškai:

$$q(z) = m_p \cdot Q_v \cdot sh(m_p z) + q_y \cdot ch(m_p z), \quad (1.5)$$

čia $m_p = \sqrt{\beta/\gamma_p}$ – jungties elementų deformavimo rodiklis, β – varžto ir veržlės kūnų standumo koeficientas, γ_p – tampriai plastiškai deformuotų vijų poros paslankumas – tiesės, aproksimuojančios netiesinę vienos vijų poros tempimo diagramos pradinę dalį, pasvirimo kampo kotangentas, $Q_v = q_y \cdot th(m(H - H_2))/m$, m – tas pats kaip ir lygtyje (1.2), H – visas jungties aukštis, H_2 – tampriai plastiškai deformuotų vijų ruožo ilgis.

Tam atvejui, kai, be vijų, tampriai plastiškai pradeda deformuotis ir varžto šerdis, darbe (Krenevičius, Leonavičius 2008) pateiktas toks sprendinys:

$$q(z) = \left(\frac{m_p^2}{m_u} \right) \cdot Q_y \cdot sh(m_u z) + q_0 \cdot ch(m_u z), \quad (1.6)$$

$$q_0 = \frac{m_u^2 \cdot (Q - Q_y) + m_p^2 \cdot Q_y \cdot (1 - ch(m_u H_3))}{m_u \cdot sh(m_u H_3)}, \quad (1.7)$$

čia Q_y – jėga, kurią pasiekus, varžto šerdis pradeda deformuotis tampriai plastiškai, m_u – koeficientas, apimantis veržlės tampraus ir vijų bei varžto šerdies tampriai plastinio deformavimo rodiklius, kuriuos šie elementai turi ruože H_3 . Čia H_3 – ruožo ilgis, kuriame vijų poros ir smeigės šerdis yra deformuoti plastiškai.

Šių darbų (Selivonec, Krenevičius 2004, Krenevičius, Leonavičius 2008) privalumas yra tas, kad panaudojus labai paprastą eksperimentą vijų porų paslankumui nustatyti, išvengiama didelių paklaidų, kurios atsiranda skaičiuojant vijų paslankumo reikšmes analitiškai. Panaudojus nagrinėjamą analitinį modelį ir eksperimentines vijų paslankumo reikšmes, nustatytos santykio $q_{\max}/q_m$ reikšmės standartinėms jungtims M16, M20, M30 yra artimos 1,6 ir yra nedaug – apie 4 % mažesnės už reikšmes, kurias BEM metodais gavo Zao (1998) ir Malinovskij (2001). Reikia pastebėti, kad Zao ir Malinovskij metodikos įvertina netiesinius reiškinius vijų kontakto zonose ir plastinių deformacijų atsiradimą vijų paviršiaus sluoksniuose. Įvertindami plastinių deformacijų įtaką, labai panašių rezultatų baigtinių elementų metodu gavo ir Liao (2009). Iš čia matyti, kad eksperimentinių vijų paslankumo reikšmių panaudojimas (Selivonec 2004) analitiniame modelyje pasiteisino.

Literatūroje nerasta ašinės jėgos pasiskirstymo sriegyje analitinių modelių, kuriuose būtų nagrinėjamos sriegio vijų deformavimo savybės, pasireiškiančios veikiant kartotinei apkrova. Jeigu vijų savybės pasikeičia pakartojus apkrovimą, tas turi būti įvertinta nustatant jungties elementų ciklinio apkrovimo parametrus.

Apkrovos pasiskirstymas lenkiamos jungties sriegyje. Tenzometrijos metodu išilginių deformacijų kitimą tempiamų ir tempiamų – lenkiamų (necentriskai tempiamų) smeigių nuo M39 iki M110 šerdyse tyrė A. Speičys ir

M. Leonavičius (Speičys, Leonavičius 1999). Smeigės šerdies išorinio sluoksnio išilginės deformacijos matuojamos mažais tenzotutikliais (matavimo bazė 0,5–1 mm), įklijuotais išilginiame smeigės griovelyje taip, kad yra įmanoma užsukti varžlę. Išmatuota išorinio smeigės šerdies sluoksnio deformacija vijų sukibimo srityje, esant lenkimui, leidžia nustatyti smeigės šerdies nominalių maksimalių įtempių kitimą visame jungties ilgyje. Tačiau vijų apkrovos nėra matuojamos tiesiogiai. Kadangi vijų apkrovos ir nominalių smeigės šerdies kitimo dėsningumai yra skirtingi, ypač jungties kraštuose, tai tiksliai perskaiciuoti gautus rezultatus ir nustatyti vijų apkrovas yra keblu. Lenkimo atveju išilginis smeigės griovelis su tenzotutikliais yra lenkimo plokštumoje ir eliminuoja vijų sukibimą griovelio srityje per visą jungties ilgį, t. y. ten, kur nesant griovelio vijos turi ekstremalias apkrovas. Tai įneša papildomų paklaidų, kurių įvertinimo metodikos literatūroje nerasta. Gauti rezultatai parodė, kad lenkimo plokštumoje smeigės nominalūs ekstremalūs įtempiai priešingose smeigės pusėse yra labai skirtingi. Tuomet akivaizdu, kad zonose, kuriose nominalūs tempimo ir lenkimo įtempiai sumuojasi, vijų apkrovos intensyvumai taip pat yra didžiausi.

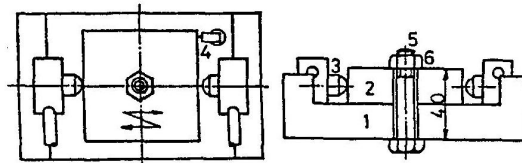
Analitiškai apkrovos pasiskirstymas tarp sriegio vijų, kai jungtį vienu metu veikia ašinė įvaržymo jėga ir skersinis jungiamų lakštų poslinkis nagrinėjamas darbe (Yazawa, Hongo 1988). Dėl skersinio jungiamų lakštų poslinkio varžtas patiria skersinę apkrovą ir lenkimą (1.4 pav.). Nominalus lenkimo momentas tenkantis varžtui nustatomas eksperimentais, pagal tenzotutiklio parodymus (1.5 pav.).

Apkrovos pasiskirstymo vijose funkcija p_z čia yra išreikšta laipsnine eilute:

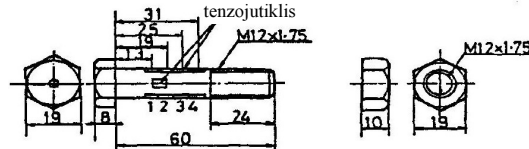
$$p_z = a_0 + a_1\theta + a_2\theta^2 + (b_0 + b_1\theta + b_2\theta^2)\cos\theta, \quad (1.8)$$

čia θ – sriegio sraigtinės linijos spindulio kampas arba išskirstytos vijos apkrovos pridėties koordinatė, a_i ir b_i ($i = 0, 1, 2$) – ieškomieji koeficientai, kurie atitinkamai įvertina įvaržymo ir lenkimo apkrovų poveikius.

Varžto vidiniai lenkimo momentai yra išreikšti algebros lygtimis per vijų apkrovas p_z . Yazawa ir Hongo lygindami varžto kampinius poslinkius su kampiniais poslinkiais, apskaičiuotais naudojant eksperimentais gautą lenkimo momento reikšmę, ir dar kraštinių sąlygų lygtis, nustatė laipsninės eilutės koeficientų reikšmes.



1.4 pav. Įvaržto varžto apkrovimas skersine jėga ir lenkimo momentu
Fig. 1.4. Loading of tight bolt by shearing force and bending moment



1.5 pav. Bandomasis važtas ir veržlė

Fig. 1.5. Testee bolt and nut

Tai empyrinis būdas, kurio didžiausias trūkumas yra tas, kad varžto šerdies kampiniai poslinkiai nėra susieti su vijų įlinkiais ir vijų deformavimo charakteristikomis. Veržlės sienelės lenkimas čia taip pat nevertinamas. Taigi šis modelis nėra paremtas srieginės jungties elementų deformacijų ir poslinkių suderinamumu.

Kiti analitiniai (Bulatović, Jovanović 2000, Sawa *et al.* 1987) ir baigtinių elementų metodai (Mathan, Prasad 2008), kurie įvertina ir aprašo srieginių jungčių lenkimą, iš esmės yra skirti išorinių mazgo apkrovų persiskirstymo tarp jungiamų detalių ir jas suspaudžiančios srieginės jungties įvertinimui. Tokio pobūdžio modeliai nagrinėja varžto ar smeigės stiebo įlinkių ir suspaudžiamų detalių deformacijų bei poslinkių suderinamumą, nepaisydami sriegio vijų deformacijų. Pagrindinis tikslas yra tinkamai suspausti jungiamas detales, neleidžiant vienai detalei pasislinkti kitos atžvilgiu, arba užtikrinti slėginių indų sandarumą. Šie modeliai dažniausiai yra tas šaltinis, kuris tiekia pradinis duomenis apie apkrovas tiesiogiai tenkančias srieginėms jungtims, kai atliekami jų stiprumo skaičiavimai.

1.3. Įtempių koncentracija sriegio vijų pašaknyje

Literatūroje dažniausiai nagrinėjamos konstrukcijose visų įveržtų ir lenkiamų arba necentriškai tempiamų smeigių nominalūs ašiniai įtempiai yra didesni už nominalius įtempius, atsirandančius dėl lenkimo. Todėl praktiškai visose analitinėse skaičiavimo metodikose vietiniai tamprieji įtempiai smeigių sriegio įdubose nustatomi, sudauginus suminius nominalius įtempius ir įtempių koncentracijos koeficientą, nustatytą tik ašinio tempimo atveju.

Vijų apkrovas ir tampriųjų įtempimų koncentracijos koeficientus α_σ jų įdubose tamprus deformavimo atveju, BE metodu srieginei jungčiai M24x3 ($H = 0,8 \cdot d$) apskaičiavo K. Maruyama (Maruyama 1974). Pirmajai vijai, esančiai ties gniuždomos veržlės atrama tenka didžiausias apkrovos intensyvumas, čia $q_{\max}/q_m \approx 2,3$ ir $\alpha_\sigma = 4,0-4,3$. K. Maruyama panaudodamas varinių dangų metodą eksperimentais patikrino skaičiavimo duomenis. Jis parodė, jog įtempimų

koncentracijai didelės įtakos turi sriegio vijos įdubos apvalinimas bei paklaidos, susijusios su sriegio žingsniu, o sriegio profilio kampo paklaidos daro nedidelę įtaką. Panašią reikšmę – 4,2 baigtinių elementų metodu gavo ir Muhammad – Tandur ir Magami (2008) ašinio jungties apkrovimo atveju.

Baigtinių elementų metodu standartinei jungčiai M30x3,5 ($H = 0,8 \cdot d$) E. Dragoni (Dragoni 1994) gavo $\alpha_\sigma = 5,15$. Darbuose (Dragoni 1994, 2011) ISO standarte numatytiems srieginėms jungtims gauta tampriojo įtempimų koncentracijos koeficiento α_σ priklausomybė nuo nominalaus skersmens ir žingsnio santykio d/P . Pagal šią priklausomybę, kuri pateikta grafiškai, didėjant d/P didėja ir α_σ . E. Dragoni (Dragoni 1997) efektyvųjį įtempimų koncentracijos koeficientą siūlo skaičiuoti pagal formulę:

$$k_{ef} = (d / d_3) \cdot [1 + q_p \cdot (\alpha_\sigma - 1)], \quad (1.9)$$

čia d ir d_3 – nominalus ir vidinis varžto sriegio skersmuo, q_p – medžiagos jautrumo ciklinei apkrovai koeficientas, α_σ – teorinis įtempimų koncentracijos koeficientas, randamas nomogramoje priklausomai nuo santykio d/P .

T. Fukuoka darbe (Fukuoka, Takaki 1998), taip pat ir kai kurie kiti autoriai, pvz. M. Leonavičius (1999), akcentuoja įtempimų būvio skirtumus, atsirandančius dėl skirtingo jungčių įveržimo būdo. Vienas iš būdų, kai įveržimas vykdomas hidrauliniiais įrengimais išstempiant smeigę arba ją pakaitinant. Kitas – kai veržlė įveržiama sukimo momentu. Antruoju atveju srieginėje jungtyje plastinės deformacijos gaunamos anksčiau ir plinta kitaip, nei pirmuoju atveju. Dėl trinties įveržimo sukimo momentu atveju plastinės deformacijos visose vijose iš esmės gaunamos tuo pat metu, vėliau apima visą srieginį sluoksnį ir per visą vijų sukibimo aukštį plinta smeigės centro link.

Šiuo metu srieginių jungčių mažacaklio ilgaamžiškumo skaičiavimo normos (ASME Code 1995), nustatant vietinius įtempimus varžtų arba smeigių sriegio įdubose, nenumato apkrovų pasiskirstymo vijose skaičiavimo stadijos. Normatyve (ASME Code 1995) bet kurios konstrukcijos jungčiai numatyta taikyti vieno didumo įtempimų koncentracijos koeficientą $\alpha_\sigma = 4$. Normose (RF normos 1989) tamprūsiai įtempimų koncentracijos koeficientas skaičiuojamas pagal formulę:

$$\alpha_\sigma = K_s K_w (1 + \bar{\gamma} \cdot \sqrt{P / R}), \quad (1.10)$$

čia $\bar{\gamma} = 1,57$, pagal (Birger 1990) rekomendaciją, P – sriegio žingsnis, R – įdubos apvalinimo spindulys. Koeficientai K_s ir K_w įvertina išorinės detalės tipą ir jungties aukštį. Standartinei ($H = 0,8 \cdot d$) gniuždomai veržlei $K_w = 1$ ir $K_s = 1$. Kai $H = 1,25 \cdot d$, tai $K_s = 0,90$. Tempiamai veržlei – kai $H = d$, tai $K_s = 0,75$. Jungtims smeigė – korpusas: $K_w = 0,7 - 1,0$, kai $R_{mk} / R_{ms} = 0,5 - 1,0$, kur R_{mk} ir R_{ms}

yra korpuso ir smeigės medžiagų stiprumo ribos. Normose (RF normos 1989) dar yra numatytas medžiagos jautrumo ciklinei apkrovai įvertinimas, kai vietinių įtempimų sriegio įduboje ciklo amplitudė yra mažesnė už medžiagos takumo ribą. G. Josilevičius (1981) remdamasis BEM skaičiavimais, siūlo taikyti formulėje (1.10) koeficientą $\bar{\gamma} = 1,10$. Tikrindami formulės (1.10) taikymo galimybes didelio gabarito smeigės M190x6 jungčiai su veržle ir su korpuso sriegiu BE metodu (Komarova, Kuzmin *et al.* 2007) nustatė, nedidelį (5–7) % įtempimų koncentracijos koeficientų reikšmių, nustatytų abiem metodais, skirtumus. (Knez, Glodez 2009) hidraulinio įrenginio stūmoklio koto sriegiui įtempimų koncentracijos koeficientus skaičiavo pagal tokią analitinę formulę

$$K = K_1 + K_2(2h/D) + K_3(2h/D)^2 + K_4(2h/D)^3, \quad (1.11)$$

čia K_1, K_2, K_3, K_4 , koeficientai, apskaičiuojami pagal pateiktas analitines išraiškas ir jų didumas priklauso nuo santykio h/R_r , h yra vijos aukštis, D nominalus skersmuo, R_r yra sriegio įdubos apvalinimo spindulys. Knez M. ir jo bendraautoriai nustatė ir patvirtino, naudodami baigtinių elementų metodą, kad mažesnio žingsnio sriegyje susidaro didesnė įtempimų koncentracija, lyginant su didesnio žingsnio atveju.

Visų nagrinėtųjų tyrimų autorių nuomonė dėl įtempimų sriegio įdubose sutampa – jie atsiranda dėl ašinės įrašos ir vijos lenkimo (kai įveržimui nenaudojamas sukimo momentas, o išorinė apkrova tik ašinė). R. Heywood (1969) vietiniams įtempimams varžto sriegio įduboje nustatyti pateikė formulę, įvertinančią minėtuosius du poveikius atskirai:

$$\sigma = \sigma_0 + \frac{\sigma_l}{1 + c(\sigma_0 / \sigma_l)}, \quad (1.12)$$

čia $\sigma_0 = \alpha_\sigma \sigma_n$ – maksimalus įtempis sriegio įduboje, atsirandantis dėl ašinės jėgos, σ_n – nominalus įtempis, α_σ – periodiškai suformuotų (sriegio žingsniu) negilių žiedinių griovelių įtempimų koncentracijos koeficientas, nustatomas panaudojus Neiberio formulę, $c = [(60 - \alpha/4)/44]^2$, α – sriegio profilio kampas (laipsniais), σ_l – maksimalus įtempis įduboje dėl vijos lenkimo, nustatomas pagal empyrinę formulę:

$$\sigma_l = \frac{F_v}{P} \left[1 + 0,26 \cdot \left(\frac{e}{R} \right)^{0,7} \right] \cdot \left(\frac{1,5a}{e^2} + \frac{0,45}{\sqrt{be}} + \frac{\sin \varphi}{2e} \right), \quad (1.13)$$

čia F_v – koncentruota jėga, pridėta vijos kūgio šoniniame paviršiuje; a, b ir e – geometriniai parametrai, kurie susieja jėgos kryptį su vijos kūgio geometrija (pateikti grafiškai), φ – kampas tarp jėgos krypties ir įdubos lanko liestinės ties

nagrinėjamoju tašku. Formulė (1.13) pagrįsta rezultatais, gautais tiriant krump-
liaračio dantų fototampriuosius modelius. Apskaičiuotos pagal (1.12) įtempimų
reikšmės yra šiek tiek didesnės už apskaičiuotąsias, panaudojant (1.10).

H. Neuber ir bendraautorai (Neuber, Schmidt 1975) savo darbe, bet kurio
sriegio įdubos taško vietinį įtempį gauna sumuodami jo dedamąsias:

$$\sigma(\varphi) = \frac{\sigma_{z,\max}}{1 + \sin^2 \varphi_r} + \frac{\sigma_{l,\max}}{1 + \sin^2(\varphi_r - \pi/6)}, \quad (1.14)$$

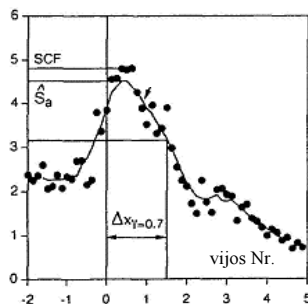
čia $\sigma_{z,\max}$ ir $\sigma_{l,\max}$ – didžiausieji įtempiai įduboje, kurie atsiranda dėl ašinės įr-
žos ir dėl vijos lenkimo pateikiamos išraiškos šiems įtempiams skaičiuoti, φ_r
nagrinėjamo įdubos taško kampinė koordinatė, kurios reikšmė pavojingajam
taškui nustatoma prilyginus nuliui formulės (1.14) išvestinę kampo atžvilgiu.
Apskaičiuotos pagal (1.14) įtempių reikšmės yra 10–15 %, didesnės už apskai-
čiuotąsias, panaudojant (1.10).

Įtempio dedamųjų sumavimo principas sąlyginių tampriųjų maksimalių
įtempių skaičiavimui pirmosios pavoingosios vijos įduboje taip pat panaudotas
darbe (Maxyтов, *et al.* 1987):

$$\sigma_{\max}^* = \sigma_o + \sigma_l = \frac{Q}{A_s} K_0 + \frac{q_{\max} \cdot P}{f} K_m, \quad (1.15)$$

čia Q – išorinė jėga, tenkanti smeigai, A_s – smeigės skerspjuvio plotas, apskai-
čiuotas pagal sriegio įdubą atitinkantį skersmenį, $q_{\max}$ – pirmosios vijos apkro-
vos intensyvumas, P – sriegio žingsnis, f – vijų kontakto ploto projekcija į
plokštumą, statmeną jungties ašiai, K_0 ir K_m – teoriniai įtempių koncentracijos
koeficientai dėl ašinės jėgos ir atitinkamai vijos lenkimo. Nagrinėjamame darbe
siūloma naudoti didžiausias koncentracijos koeficientų reikšmes, apskaičiuotas
panaudojus N. Muschelišvili tamprumo teoriją: $K_0 = 2,0$ ir $K_m = 1,95$, esant san-
tykiui $d/P = 23$. Šios reikšmės mažai kinta, esant minėtajam santykiui intervale
 $15 > d/P \geq 23$, o $\sigma_{\max}^*$ sumažėja iki 10–15 %, mažėjant d/P už nurodytojo inter-
valo ribų. Pasiremami dar ir eksperimentiniais duomenimis, (Maxyтов, *et al.*
1987, Maxyтов 2005) darbo autoriai gniuždomos veržlės atvejui nurodo, kad
bendrasis įtempių koncentracijos koeficientas (kuris gali būti palyginamas su
reikšmėmis gaunamomis pagal (1.10), yra intervale $3,8 \leq \alpha_\sigma \leq 4,3$, o tempiamos
veržlės atveju $\alpha_\sigma \leq 3,2$. Panaudoję savo sudarytą ašinių apkrovų pasiskirstymo
vijose modelį, Selivonec ir Krenevičius (2004) nustatė Q ir $q_{\max}$ reikšmes jung-
tims M20, M52 ir M110. Su šiomis reikšmėmis pagal formulę (1.15) apskaičiuo-
ti sriegio vietiniai sąlyginiai tamprieji įtempiai $\sigma_{\max}^*$ yra artimi (Zhao 1998)
baigtinių elementų metodu gautiems įtempiams.

Necentriškai tempiamoms jungtims M30x3 darbuose (Burgute, Patterson 1994, 1995, Fessler, Jiong – Hua 1984, Kloos, Schneider 1984) įtempių koncentracijos koeficientas buvo nustatytas eksperimentais fototamprumo metodu. Darbuose (Burgute, Patterson 1994) gauta maksimali įtempių koncentracijos koeficiento reikšmė pagal grafiką (1.6 pav.) yra $K \approx 4,5-4,8$. Taip pat čia yra nurodyta, kad šios reikšmės negalima laikyti vienintele galima reikšme, nes jos didumas gali keistis, kintant nominalių ašinių ir lenkimo įtempių santykiui bei apkrovų pasiskirstymui vijose.



1.6 pav. Įtempių koncentracija jungties M30 vijose, veikiant necentrinei apkrovai
Fig. 1.6. Stress concentration in threads of joint M30 due eccentric loading

Nagrinėjant literatūrą, susijusią su vietinių įtempių sriegyje skaičiavimais, pastebėta, kad įtempių koncentracijos koeficientų reikšmės priklauso nuo apkrovos pasiskirstymo vijose. Dažnai dėl skirtingo apkrovos pasiskirstymo atskiri autoriai gauna skirtingas šių koeficientų reikšmes. Analitinės formulės, kurios vietinių įtempių reikšmes nustato taikydami atskirus koncentracijos koeficientus smeigės vijos ir smeigės šerdies apkrovų poveikio įvertinimui, detaliau atspindi sriegio apkrovimo ypatumus.

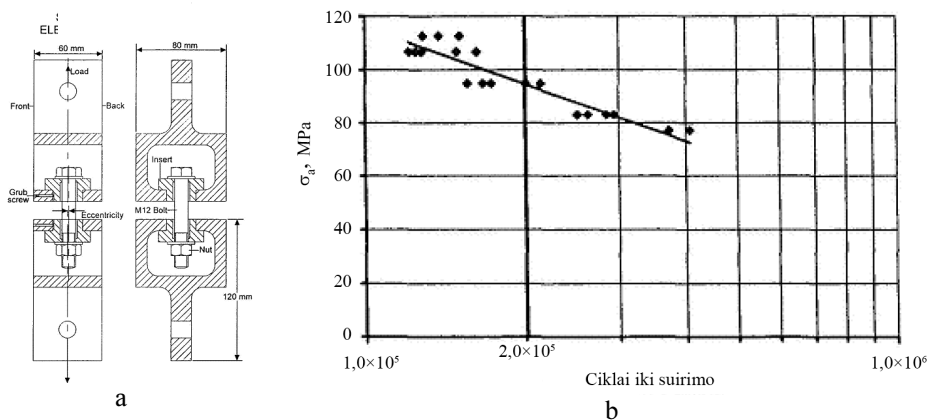
1.4. Srieginių jungčių ciklinis ilgaamžiškumas

Medžiagų ir elementų su įtempių koncentraciniais ciklinio stiprumo reiškiniai teoriškai ir eksperimentiškai plačiai nagrinėti L. F. Coffino, S. S. Manson, R. W. Landgrafo J. Polako, H. Mughrabi, B. Pyttel, M. F. Horstemeyer, A. Seweryn, N. Machutovo, M. Daunio, A. Braženo, H. Medekšos, A. Žiliuko, Ž. Bazaro, P. Krasausko darbuose. Šiuose darbuose nagrinėjami atominės ir struktūrinės sandaros, deformavimo savybių ir apkrovimo režimų įtaka nuovarginiam irimui, irimo kriterijai konstrukcijoms su plyšiais bei nuovargio statistiniai reiškiniai. Strypinių elementų ir srieginių jungčių deformavimą, ciklinį stiprumą, prisitaikomumą ir atsipalaidavimą teoriškai ir eksperimentiškai tyrė VGTU

mokslininkai A. Čyras, J. Atkočiūnas, A. Daniūnas, R. Kačianauskas, V. Kagan, M. Leonavičius, A. Speičys, A. Krenevičius, S. Stupak, M. Šukšta, J. Selivonec, K. Vislavičius.

Nemažai darbų yra atlikta srieginių jungčių nuovargio eksperimentinių tyrimų srityje, veikiant ašinei ciklinei apkrovai. Šiuose tyrimuose nustatoma įvairių faktorių įtaka cikliniam ilgaamžiškumui: pvz., sriegio žingsnio, medžiagos, sriegio formavimo metodų įtaka, srieginės jungties gabaritų. Beveik visuose nagrinėtuose darbuose eksperimentais nustatomas ciklinis ilgaamžiškumas iki visiško suirimo (Schmidt, Neuper 1997, Chen, Lee 1995, Якушев, Мустаев, *et al.* 1979, Majzooobi, Farrahi *et al.* 2005, Knez 2009;). Tačiau nagrinėtuose darbuose pateikti smeigių ir varžtų lūžiai rodo, kad iš tikrųjų egzistuoja dvi skirtingos ciklinio ilgaamžiškumo stadijos – iki plyšio atsiradimo smeigės sriegio ilduboje ir plyšiui augant iki visiško smeigės suirimo.

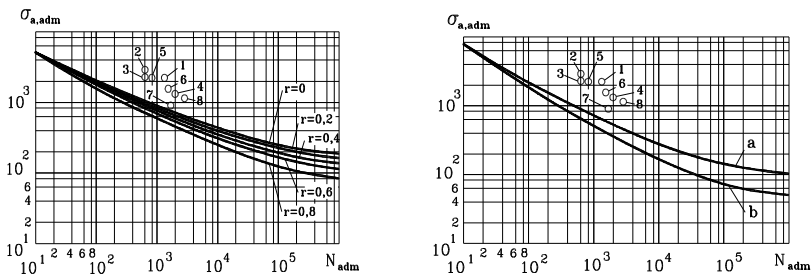
Kituose darbuose eksperimentiniai tyrimai buvo vykdomi, veikiant ciklinei ašinei ir lenkimo apkrovai – pridėdant tempiančią jėgą su ekscentrisitetu. Tokio bandymo schema parodyta 1.7 a paveiksle (Hobbs, Burgute 2000). Šiame darbe nustatomas tik apkrovimo ciklų skaičius iki visiško suirimo. Gauti rezultatai, išbandžius sriegines jungtis M12 jas tempiant su ekcentrisitetu, parodyti 1.7 b paveiksle.



1.7 pav. Srieginės jungties ciklinis necentrinis tempimas: bandymo schema (a), nuovargio kreivė ir eksperimentiniai duomenys (b)

Fig. 1.7. Eccentric cyclic loading of threaded joint: test scheme (a), fatigue curve (b)

Darbuose (Korin *et al.* 2011) ir (Krenevičius, Leonavičius 2008), be apkrovimo ciklų skaičiaus iki visiško suirimo, nustatomas ir srieginių jungčių (veikiamų ašine cikline apkrova) ciklinis ilgaamžiškumas iki plyšiui atsirandant. Leonavičiaus ir Krenevičiaus darbuose jis nustatomas magnetiniu liuminescenciniu miltelių metodu.



1.8 pav. Eksperimentinių duomenų palyginimas su normų nuovargio kreivėmis lenkiamai srieginei jungčiai M48×4: RF normos (a), ASME normos (b)

Fig. 1.8. Comparison experimental data with fatigue curves for bent threaded joint M48×4: standard of RF (a), standard of ASME (b)

Gauti rezultatai rodo, kad abi stadijos pagal trukmę yra ženklios, o irimo procesai yra gana skirtingi. Iki plyšio atsiradimo pažeidimai kaupiami sriegio įdubose, o jau esant plyšiui – pažeidimai kaupiami medžiagoje plyšio viršūnės aplinkoje ir plyšys lėtai plinta. Tokias pat stadijas šie autoriai eksperimentais nustatė ir tais atvejais, kai sriegines jungtis veikia vieno pusio ir dvipusio lenkimo ciklinė apkrova (Leonavičius, *et al.* 2006, Krenevičius, Leonavičius 1998). Ciklinio ilgaamžiškumo eksperimentiniai duomenys pagal plyšio atsiradimą ir visišką suirimą gauti srieginėms jungtims: M16×2, M48×4 ir M48×3(×4, ×5). Plyšio atsiradimo jungtyse M48 eksperimentinių duomenų palyginimas su normose (RF normos 1989) ir normose (ASME Code 1995) pateiktomis srieginių jungčių ciklinio ilgaamžiškumo kreivėmis atitinkamai parodytas 1.8 paveiksle. Iš pateiktų 1.8 paveikslų rezultatų matyti, kad eksperimentinės ciklinio ilgaamžiškumo reikšmės yra pastebimai didesnės (2–10 kartų) už reikšmes, kurias atspindi normų kreivės.

Darbe (Patterson 1990) pateiktas kelių skaičiavimo metodikų palyginimas, taikomų srieginių jungčių daugiacyklio stiprumo srityje. Bendras šių metodikų bruožas yra tas, kad srieginių jungčių patvarumo ribos nustatymas pradedamas apkrovų sriegio vijose pasiskirstymo skaičiavimais pagal Sopwith arba Birgerio formules. Šių skaičiavimų rezultatai toliau naudojami vietinių įtempių nustatymui pagal (1.12) ir (1.13) formules. Darbo pabaigoje šios metodikos įvertinamos, lyginant ilgaamžiškumo ir patvarumo ribos skaičiavimo rezultatus su eksperimentiniais duomenimis.

Norminėse metodikose, skirtose atominės energetikos įrenginiams, sunkiai apkrautų srieginių jungčių ir kitų konstrukcijų su koncentratoriais mažaciklis ilgaamžiškumas skaičiuojamas, naudojant Kofino, Mansono, Langerio tipo dvi-nares formules, kurios nariai išreiškia plastinę ir tampriąją deformacijos ampli-

tudės dedamąsias cikle. ASME Code (1995) srieginių jungčių mažaciklį ilgaamžiškumą nustato pagal skaičiuojamąsias ilgaamžiškumo kreives, kurios tikrinamos eksperimentiškai. Srieginėms jungtims šios kreivės apskaičiuotos, pagal Snow, Langer (1967) formulę:

$$\sigma_a^* = \frac{A \cdot E}{N_f \cdot C} + S_e, \quad (1.17)$$

čia σ_a^* – sąlyginių tamprųjų vietinių įtempimų ciklo amplitudė, E – tamprumo modulis, N_f – skaičiuojamasis ciklų skaičius, A , C , S_e – parametrai, kurie priklauso nuo mechaninių plieno savybių ir apkrovimo ciklo rodiklių. ASME Code, sudarant skaičiuojamąsias ilgaamžiškumo kreives, irimo stadijos neišskiriamos. Todėl čia yra gana dideli atsargos koeficientai: $n_N = 20$ ciklų skaičiui ir $n_\sigma = 2$ sąlyginiams tampriesiems įtempimams.

Rusijos Federacijos Normose (1989) srieginių jungčių mažaciklis ilgaamžiškumas nustatomas pagal skaičiuojamąsias ilgaamžiškumo kreives, arba, atliekant skaičiavimą pagal nustatytas formules. Šios formulės ir trumpas komentaras pateiktas šios disertacijos 4 skyriuje. Skaičiavimo rezultatams taikomi tokie atsargos koeficientai: $n_N = 3$ ir $n_\sigma = 1,5$. RF norminėje metodikoje mažaciklis ilgaamžiškumas nustatomas pagal pirmąją irimo stadiją – iki plyšio susidarymo įtempimų koncentracijos zonos. Plyšio plitimo stadija nevertinama dėl padidintų reikalavimų saugumui. VGTU stiprumo mechanikos laboratorijoje RF normose pateikta formulė jungčių ašinio mažaciklio apkrovimo atvejui buvo modifikuota, įdiegus į ilgaamžiškumo skaičiavimo grandinę ašinės apkrovos pasiskirstymo vijose modelį ir remiantis 294 jungčių bandymų (10^2 – 10^6 ciklų diapazone) rezultatais (Selivonec ir Krenevičius 2004, Krenevičius, Leonavičius 2008). Toks modifikavimas ženkliai priartino apskaičiuotas ciklinio ilgaamžiškumo reikšmes prie eksperimentinių rezultatų.

Disertaciniame darbe siekta lenkimo apkrovos pasiskirstymo modelio taikymo galimybę patikrinti, panaudojant tokią ilgaamžiškumo skaičiavimo metodiką, kuri jau būtų eksperimentiškai patikrinta srieginės jungties ašinio apkrovimo atvejui. Dėl šios priežasties lenkiamų jungčių mažaciklio ilgaamžiškumo skaičiavimui buvo pasirinkta modifikuota RF normų metodika (ketvirtas skyrius).

Nesunku pastebėti, kad norminės metodikos, ilgaamžiškumo skaičiavimo formulių pastoviųjų koeficientų, išreikštų per mechaninių savybių rodiklius, taikymo galimybes, grindžia pačių srieginių jungčių eksperimentiniais tyrimais. Tačiau bendru atveju konstrukcijų elementams su koncentratoriais (retkarčiais ir srieginėms jungtims) ciklinis ilgaamžiškumas tradiciškai nustatomas, taikant aprašančias dvinares formules, kurios aprašo medžiagos nuovargio kreives. Pastovieji koeficientai šiais atvejais nustatomi arba patikslinami standartinių glotnių

bandinių ciklinio apkrovimo tyrimais. Kaip argumentai į šias formules įstatomi vietiniai įtempiai arba vietinės deformacijos, kurie nustatomi atliekant tamprausplastinio būvio analizę pagal Neiberio, Glinkos, Machutovo, Daunio ar kitas atitinkamas taisykles. Srieginių jungčių atvejui tokį kelią formulių lygmenyje aprašė Honarmandi ir Behdinan (2005). Ilgaamžiškumo skaičiavimui jie panaudojo Smith – Topper – Watson vietinių deformacijų ir ciklų skaičiaus priklausomybę. Plastines vietines deformacijas ir tikruosius įtempius jie nustatė pagal Neiberio taisyklę, tam panaudoję tampriųjų vietinių deformacijų ir įtempių reikšmes, gautas baigtinių elementų metodu. Jų nustatytas tamprusis įtempių koncentracijos koeficientas varžto sriegiui yra 3,34. Šis ilgaamžiškumo skaičiavimas gerai atitiko eksperimentinius duomenis diapazone 10^5 – 10^6 ciklų. Tačiau apkrovų pasiskirstymo įtaka šiame skaičiavime liko tiesiogiai neišreikšta.

1.5. Ciklinio ilgaamžiškumo padidinimas

Literatūroje nagrinėjamus metodus, skirtus srieginių jungčių ciklinio ilgaamžiškumo padidinimui, galima suskirstyti į tris grupes: technologiniai sriegio formavimo ir apdorojimo metodai, konstrukciniai metodai ir metodai, susiję su jungčių eksplotavimo technologija. Daugelis tradicinių metodų yra aprašyti knygose (Биргер, Иосилевич 1990, Bickford 1995, Heywood 1962, Якушев *et al.* 1979). Dažniausiai čia aprašomi technologiniai būdai, kurie taikomi įtempių koncentracijos sumažinimui sriegio įduboje – didinant įdubos apvalinimo spindulį, suformuojant liekamuosius gniuždymo įtempius įduboje apspaudimu ritinėliais, naudojant šlifotą sriegį vietoj ištekinio, efektyvesnį terminį apdirbimą arba mažinant jautrumą koncentracijai įdubos paviršiaus sluoksnį paveikus lazerio spinduliais. Naujas technologinis būdas pasiūlytas darbe (Bergmann *et al.* 2010), kai smeigės skerspjūvyje suformuojama optimali metalo mikrostruktūros kaita taip, kad sriegio paviršiuje susidaro tāsūs sluoksnis, kuris sumažina įtempių koncentraciją.

Konstrukciniais metodais siekiama pagerinti apkrovų pasiskirstymą vijose taip, kad sriegio vietiniai įtempiai visame jungties ilgyje būtų beveik vienodo didumo.

Šiam tikslui daugelyje atvejų siūlomos naujos veržlės arba sriegio vijos formos (Patterson, Kenny 1987, Venkatesan, Kinzel 2006, Honarmandi *et al.* 2005) arba siūlomi specialūs jungties detalių gamybai naudojamų medžiagų deriniai (Dragoni 1990, Motosh 1975). Tokiu būdu siekiama bent optimizuoti veržlės sienelės, smeigės šerdies ir vijų paslankumų santykius ir taip sumažinti pavojingųjų vijų apkrovas.

Kitais atvejais pavojingųjų pirmųjų vijų apkrovos sumažinamos, suformavus tarpelius tarp vijų taip, kad veržlės gilumoje jie mažėtų ir būtų didžiausi sri-

tyje ties veržlės atrama. Tuomet apkrovus jungtį, vijų apkrovos šioje srityje tampa mažesnėmis už apkrovas tenkančias vijoms, esančioms veržlės gilumoje. Todėl, smeigės šerdies ašinės įrašos didumas, (nuo kurio taip pat priklauso sriegio vietiniai įtempiai) šioje srityje lieka didžiausias. Tokiu būdu vietiniai įtempiai visame vijų sukibimo ilgyje įgauna panašias reikšmes. Vienais atvejais tarpeliai formuojami, naudojant veržles su kūginiu sriegiu, kuriose vidurinis sriegio skersmuo, tostant nuo atraminės veržlės plokštumos į veržlės gilumą, palaipsniui mažėja (Patterson, Kenny 1986). Kitais atvejais tarpelis atsiranda jungties apkrovimo procese besiplečiant veržlei, turinčiai specialią atraminės dalies formą, kuri ir priverčia ją plėstis (Fukuoka, Takaki 1998). Bendras konstrukcinių metodų trūkumas, kuris minimas literatūroje, yra tas, kad specialių detalių gamybos kaštai yra didesni, lyginant su standartinių detalių gamyba.

Metodams, susijusiems su tempiamų jungčių eksplotavimo technologija, pirmiausiai reikia priskirti smeigės įveržimo įtempių padidinimą (Bickford 1995). Juos padidinus, sumažėja smeigės apkrovimo ciklo amplitudė ir padidėja ciklinis ilgaamžiškumas. Kitas metodas, priskirtinas šiai kategorijai, leidžia padidinti smeigės ciklinį ilgaamžiškumą, periodiškai keičiant veržlės ir smeigės tarpusavio padėtį eksploatacijos eigoje (Krenevičius *et al.* 2004). Čia kiekvieno kito eksploatacijos periodo metu vis kita smeigės vija yra pavojingiausioje jungties srityje. Tokiu būdu smeigės sriegio įdubose sukauptų ciklinių pažeidimų kiekis išlyginamas, o bendras galimas jų kiekis ženkliai padidėja. Taip pat apie 2–3 kartus padidėja ir smeigės ciklinis ilgaamžiškumas.

1.6. Pirmojo skyriaus išvados

1. Įvairiose pramonės šakose taikomų įrenginių srieginės jungtys dažnai apkraunamos cikliniu lenkimu. Jų stiprumo skaičiavimo metodikos turi kuo tiksliau įvertinti lenkiamų jungčių deformavimo ypatumus.

2. Apkrovos ir įtempių pasiskirstymo vijose modelių taikymas skaičiuojant ilgaamžiškumą leidžia detalčiai įvertinti konstrukcinių veiksmų įtaką įtempių didumui sriegio vijų pašaknyje. Galima prognozuoti, kad pavojingųjų vijų apkrautų lenkimu apkrova gali keistis apie 10–30 % priklausomai nuo jungties konstrukcijos – taip, kai jungtį veikia vien tik ašinė apkrova. Todėl apkrovos ir vietinių įtempių pasiskirstymo modelių įdiegimas į cikliškai lenkiamų jungčių ilgaamžiškumo skaičiavimo grandinę yra aktualus.

3. Siekiant įvertinti apkrovos pasiskirstymą vijose skaičiuojant srieginių jungčių ilgaamžiškumą, tikslinga vietinius sriegio įtempius skaičiuoti, naudojant dvinares išraiškas.

4. Yazawos lenkiamos jungties apkrovos pasiskirstymo vijose analitiniame modelyje nėra įvertintas smeigės, veržlės ir sriegio vijų poslinkių suderinamu-

mas, o veržlės ir vijų deformavimo visai nepaisoma. Literatūroje nerasta lenkiamos srieginės jungties modelių, kurie grindžiami jungties elementų poslinkių suderinamumu.

5. Sriegio vijų deformavimo savybės pakartotinio apkrovimo atvejams nėra anksčiau tirtos.

6. Žinomi eksperimentai rodo, kad cikliška tempiamų – cikliška lenkiamų jungčių ilgaamžiškumas iki plyšio atsiradimo yra apie 2–10 kartų didesnis už apskaičiuotą pagal normines RF (1989) ir ASME (1995) metodikas. Cikliška tempiamų jungčių atveju, skaičiavimus ženkliai patikslina modifikuotos norminės mažaciklio ilgaamžiškumo skaičiavimo metodikos taikymas, kuri įvertina ašinės apkrovos pasiskirstymą vijose. Cikliška lenkiamos jungties atvejui toks skaičiavimas netaikomas, nes anksčiau nebuvo sukurtų tinkamų modelių lenkimo apkrovos pasiskirstymui apskaičiuoti.

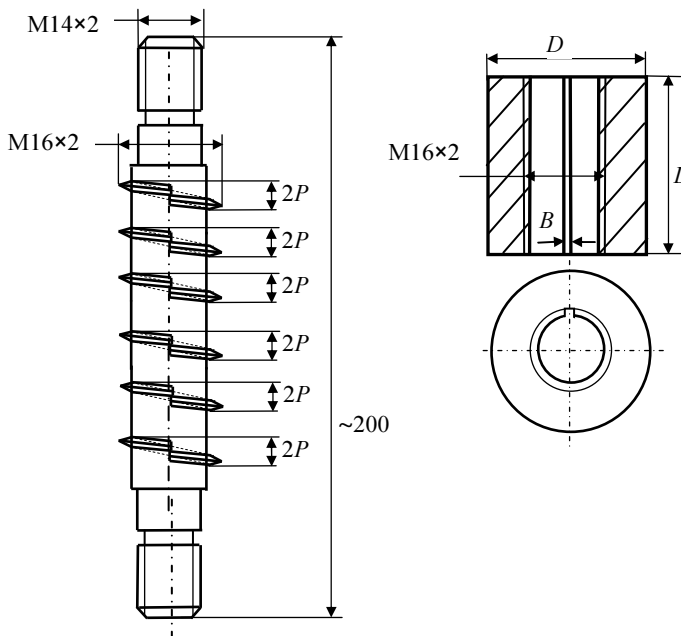
Vijų poros deformavimo savybių eksperimentinis tyrimas

Šiame skyriuje aprašoma sriegio vijų poros tempimo bandymo metodika, bandiniai, įranga ir vijų deformavimo rodiklių nustatymo tvarka. Aprašytas anksčiau literatūroje nenagrinėtas vijų poros deformavimo reiškiny, kuris pasireiškia vijų poros nukrovimo ir pakartotinio apkrovimo atvejais. Pateikiamos vijų porų paslankumo reikšmės nustatytos, atliekant jų nukrovimo ir pakartotinio apkrovimo bandymus. Skyriaus medžiaga panaudota atoriaus straipsnyje (Krenevičius, Juchnevičius *et al.* 2008).

2.1. Vijų poros tempimo bandymo metodas

Detalus srieginės jungties apkrovos pasiskirstymo vijose skaičiavimas negali apseiti be smeigės (varžto) ir veržlės medžiagų bei sriegio vijų deformavimo rodiklių. Tokiame skaičiavime, tai būtini pradiniai duomenys.

taip, kad bandant vieną iš jų, kitos nebūtų pažeistos. Po kiekvieno bandymo smeigė sutrumpinama, o jos naujame gale suformuojamas pagalbinis sriegis M14 pagalbinei veržlei ir šalia esantis cilindrinis paviršius centruojančiai įvori užmauti. Visos veržlės buvo gaminamos iš vienos paruošos tam, kad jų mechaninių savybių išsibarstymas būtų kuo mažesnis.

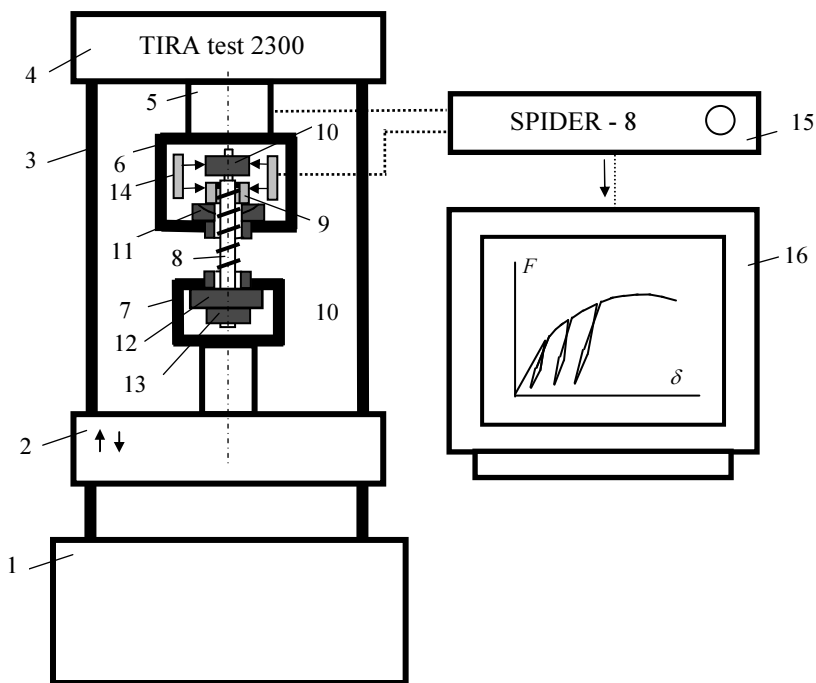


2.2 pav. Specialios srieginės jungties detalės
Fig. 2.2. Details of special threaded connection

Sriegio formavimas smeigėje buvo atliekamas tekiniu M16-6h, o veržlėje M16-6H – sriegiant sriegikliu.

Srieginės jungties elementų ir jų medžiagų stiprumo bei deformavimo rodiklių nustatymui buvo naudojama elektromechaninė bandymo mašina TIRA test 2300.

2.3 paveiksle parodyta bandymo mašinos schema su specialiąja vijų poros sriegine jungtimi, kuri tempiama su nukrovimais.



2.3 pav. Tempimo bandymo įranga

Fig. 2.3. Equipment for tension test

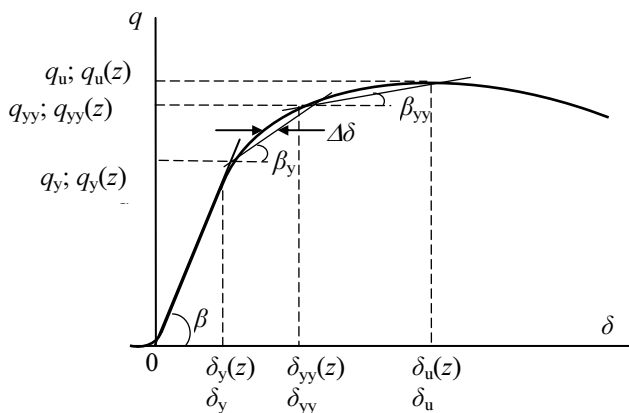
2.3 paveiksle yra parodytos tokios bandymų įrangos dalys: 1 – bandymo mašinos korpusas, 2 – paslanki traversa, 3 – kolonos (kreipiančios), 4 – stacionari traversa, 5 – dinamometras su indukcinio jutiklio (tamprusis elementas – 100 kN, $\pm 1\%$ tikslumas), 6 – viršutinis griebtas, 7 – apatinis griebtas, 8 – smeigė su atskiromis vijomis, 9 – bandinio veržlė, kurioje yra viena sukibusių vijų pora, 10 – pagalbinė veržlė, sutvirtinta su smeige, 11 – atrama su sfera, 12 – atrama, 13 – veržlė, 14 – dvipusis deformometras DD 25 ($\pm 1\%$ tikslumas), 15 – analoginis skaitmeninis keitiklis SPIDER-8, 16 – monitorius prie kompiuterio su įdiegta duomenų registravimo ir apdorojimo programa CATMAN 3.

Pateiktoje bandymo schemoje galima matyti, kad bandymo metu gaunami duomenys yra užrašomi skaitmeninėje formoje, todėl patogūs vykdant jų matematinį apdorojimą ir gali būti saugomi kompiuterinėse laikmenose.

2.2. Vijų poros įlinkių diagramos aproksimavimas

Nustatant vijų poros deformavimo rodiklius, efektyviausia naudoti tiesėmis aproksimuotą eksperimentinę vijų poros įlinkių diagramą, nes tiesiniai ryšiai ženkliai supaprastina matematinio modeliavimo uždavinius.

Reali eksperimentinė vijų poros įlinkių diagrama (2.4 pav.) pradiniam ruože turi tiesinį pobūdį, kur vyrauja tampriosios deformacijos. Toliau deformavimo pobūdis akivaizdžiai yra netiesinis. Čia vyrauja plastinės deformacijos.

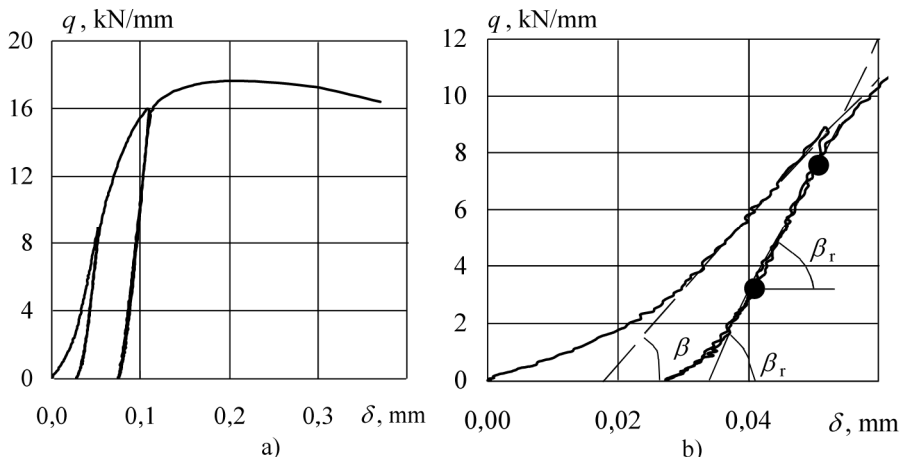


2.4 pav. Sriegio vijų poros deformavimo diagrama
Fig. 2.4. Turn pair deformation diagram

Aproksimavus vijų poros deformavimo diagramą tiesėmis, nustatomi vijų apkrovos intensyvumo rodikliai q_y , q_{yy} , q_u ir vijų poros paslankumai $\gamma_f = \text{ctg}\beta$, $\gamma_p = \text{ctg}\beta_y$, $\gamma_{pp} = \text{ctg}\beta_{yy}$. Vijų apkrovos intensyvumo riba q_y vadinama takumo jėgos intensyvumu. Kita ribinė reikšmė q_u vadinama stiprumo jėgos intensyvumu. Nepilnu profiliu sukibusių vijų (kurios yra srieginių jungčių kraštuose) deformavimo rodikliai priklauso nuo smeigės ir veržlės vijų sukibties gylio, kuris kinta besikeičiant jų kontakto padėties (realioje jungtyje) išilginei koordinatei z . Atitinkamai ir jų deformavimo rodikliai yra priklausomi nuo kontakto padėties (nuo z): $q_y(z)$, $q_{yy}(z)$, $q_u(z)$, $\gamma(z)$, $\gamma_p(z)$, $\gamma_{pp}(z)$ ir aprašomi atitinkamomis funkcijomis, kurios bus pateiktos kituose skyriuose.

Grafikas (2.5 pav.), kuris vaizduoja nustatytą ir anksčiau literatūroje nenagrinėtą vijų poros nukrovimo ir pakartotinio apkrovimo reiškinį rodo, kad vijų deformavimas šiuo atveju net pradinėje tiesinėje stadijoje akivaizdžiai nėra grįžtamasis, o vijų paslankumas ($\gamma_r = \text{ctg}\beta_r$) po nukrovimo kartotinai apkraunant ženkliai sumažėja ($\gamma_r < \gamma_f$).

2.5 a paveiksle yra parodyta diagrama, gauta išbandant su nukrovimais vieną sriegio M16×2 vijų porą, pagamintą iš plieno 25X1MΦ.



2.5 pav. Sriegio vijų poros M16×2 nukrovimai ir kartotiniai apkrovimai
Fig. 2.5. Unloading and reloading of turn pair M16×2

2.5 b paveiksle pirmojo nukrovimo ir kartotinio apkrovimo tiesinėje srityje yra parodyti du tamsūs taškai, kurių koordinatės naudojamos kampo β_r (ir atitinkamo paslankumo γ_r) nustatymui. 2.5 paveiksle matyti, kad nukrovimo ir kartotinio apkrovimo procesą vaizduojančios linijos turi gana ilgą praktiškai tiesinę sritį ir yra labai artimos, todėl gali būti aproksimuotos viena tiese.

Srieginių jungčių tyrimams panaudoti plienai 25X1MΦ, 45, 40X, kurie dažnai taikomi atominėje energetikoje. Jų mechaninių savybių rodikliai nustatyti tempiant standartinius glotnius cilindrinis bandinius. Pagrindiniai rodikliai buvo nustatomi pagal standartą LST EN ISO 6892-1:2009.

2.1 lentelė. Medžiagų mechaninių savybių rodikliai

Table 2.1. Mechanical properties of materials

Plienas	$R_{0,02}$	$R_{0,2}$	R_m	Z	E	Terminis apdirbimas
	MPa	MPa	MPa	%	GPa	–
25X1MΦ	860	920	1056	63,2	210	Grūd.+ atleid.
45	348	384	681	43.5	210	Grūd.+ atleid.
40X	593	614	825	63.8	200	Grūd.+ atleid.

Panaudotų medžiagų gamybos technologiją, cheminę sudėtį ir fizines savybes reglamentuoja standartai: plienui $25X1M\Phi$ – GOST 10500-73, plienui 45 – GOST 1050-70, plienui 40X – GOST 10500-73. Atitinkami šių plienų žymėjimai pagal EN 10083-3 yra: 21CrMoV5-7, C45 ir 41Cr4.

2.3. Nukrovimo įtaka sriegio vijų poros paslankumui

Vienos vijų poros mechaninių savybių rodikliai, kurie nustatyti tempiant be nukrovimų ir panaudoti skaičiavimuose, pateikti 2.2 lentelėje. Duomenys jungtims M52×4 ir M110×6 paimti iš straipsnio (Speičys, Krenevičius 1987).

2.2 lentelė. Tempiamos sriegio vijų poros deformavimo rodikliai

Table 2.2. Deformation properties of turn pair at tension

Srieginė jungtis	Plienas	q_y	q_u	γ_f	γ_p
		kN/mm		mm/(kN/mm)	
M16×2	25X1MΦ	12,5	17,5	$3,8 \times 10^{-3}$	$1,6 \times 10^{-2}$
M16×1,5	25X1MΦ	13,1	18,3	$4,4 \times 10^{-3}$	$1,4 \times 10^{-2}$
M16×1	25X1MΦ	13,5	18,8	$5,1 \times 10^{-3}$	$1,6 \times 10^{-2}$
M20×2,5	25X1MΦ	18,3	22,8	$3,8 \times 10^{-3}$	$1,3 \times 10^{-2}$
M20×1,5	25X1MΦ	18,9	23,5	$4,2 \times 10^{-3}$	$1,7 \times 10^{-2}$
M20×2,5	45	8,0	15,2	$4,3 \times 10^{-3}$	$1,7 \times 10^{-2}$
M16×2	25X1MΦ+40X	8,2	13,8	$4,1 \times 10^{-3}$	$1,3 \times 10^{-2}$
M52×4	25X1MΦ	47	65,2	$1,5 \times 10^{-3}$	$5,8 \times 10^{-3}$
M110×6	25X1MΦ	103	131	$3,3 \times 10^{-3}$	$8,5 \times 10^{-3}$

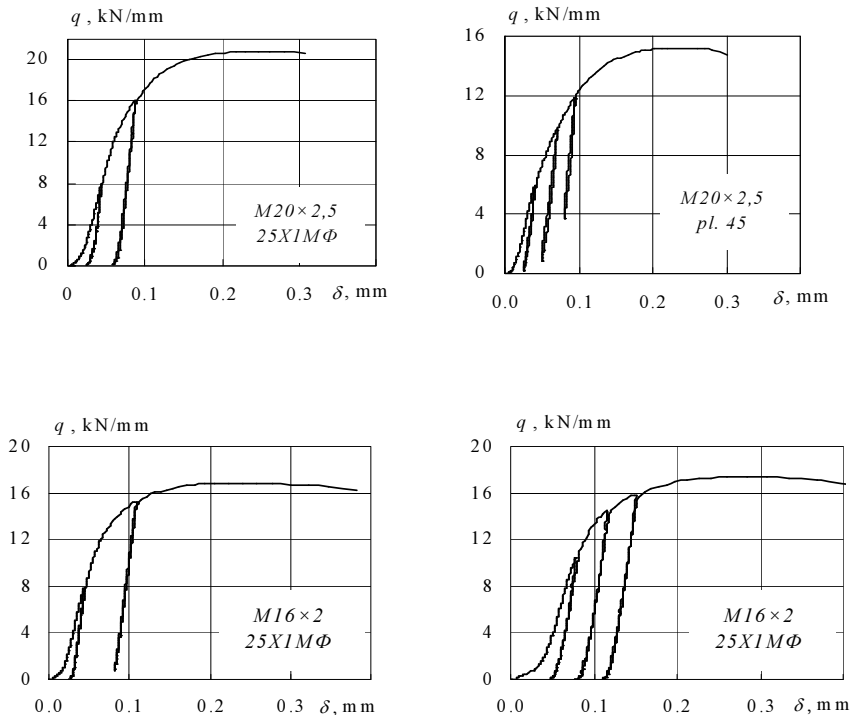
Pastaba: kai veržlės ir smeigės medžiaga skirtinga, tai po ženklų + veržlės medžiaga.

Vienos vijų poros mechaninių savybių rodikliai (vidurkiai), nustatyti tempiant su nukrovimais ir kartotiniais apkrovimais penkias kiekvienos rūšies specialias jungtis, pateikti 2.3 lentelėje, o jų diagramos 2.6 paveiksle.

Gautos vijų porų paslankumo reikšmės rodo, kad srieginės jungties nukrovimas visada nėra grįžtamasis reiškinys – ir kai vyksta pradinėje tiesinėje ir kai vyksta vėlesnėje netiesinėje deformavimo srityse. Kartotinis apkrovimas praktiškai vyksta tuo pačiu deformavimo dėsningumu kaip ir nukrovimas (tik priešinga kryptimi). Nukrovimas ir kartotinis apkrovimas beveik viso proceso metu vyksta praktiškai pagal tiesinį dėsni ir tik esant labai mažoms apkrovoms tampa akivaizdžiai netiesinis. Vijų poros paslankumo γ_f reikšmės, apskaičiuotos pagal tiesinę deformavimo (nukraunant) diagramos dalį, yra daugiau kaip 2 kartus didesnės (apytiksliai 2–2,4 karto) už vijų paslankumo γ_f reikšmes, nustatytas pagal pirmojo apkrovimo tiesinę vijų tempimo diagramos dalį.

2.3 lentelė. Kartotinai apkraunamos vijų poros paslankumo rodikliai**Table 2.3.** Pliabilities of turn pair at repeated loading

Srieginė jungtis	Plienas	γ_r	γ_r/γ_r	γ_r	γ_r/γ_r
		mm/(kN/mm)	—	mm/(kN/mm)	—
M16×2	25X1MΦ	$1,87 \times 10^{-3}$	2,13	$1,84 \times 10^{-3}$	2,16
M16×1,5	25X1MΦ	$1,83 \times 10^{-3}$	2,36	$1,98 \times 10^{-3}$	2,18
M16×1	25X1MΦ	$2,45 \times 10^{-3}$	2,23	$1,63 \times 10^{-3}$	3,52
M20×2,5	25X1MΦ	$1,58 \times 10^{-3}$	2,45	$1,23 \times 10^{-3}$	3,40
M20×1,5	25X1MΦ	$1,86 \times 10^{-3}$	2,4	$1,91 \times 10^{-3}$	2,34
M20×2,5	45	$2,30 \times 10^{-3}$	2,11	$2,25 \times 10^{-3}$	2,03
Pastabos:		pirmas nukrovimas tampriojoje srityje		antras nukrovimas tamp- riai plastinėje srityje	

**2.6 pav.** Sriegio vijų porų M20 ir M16 nukrovimai ir kartotinai apkrovimai**Fig. 2.6.** Unloading and reloading of turn pair M20

Anksčiau srieginių jungčių mechanikos tyrėjai analitiškai nustatinėjo tik vijų paslankumo γ_f reikšmes ir nustatinėjo jas remdamiesi tik tamprumo teorijos postulatais. Bet atlikti vijų porų tempimo bandymai su nukrovimais rodo, kad modeliuojant vijų deformavimą, būtina įvertinti ir plastinių deformacijų įtaką, atsirandančią vijų kontakto paviršiuose. Kitą vertus, pirmojo apkrovimo metu iš pradžių vijų poros deformavimas yra tiesinis ir galima teigti, kad šioje deformavimo stadijoje tamprusis deformavimas dominuoja. Šioje disertacijoje pagal literatūroje nusistovėjusią tradiciją pradinę tiesinę vijų deformavimo stadiją autorius toliau vadina tampriąja deformavimo stadija.

2.4 lentelėje ir A priede A.1 lentelėje pateikti 12 vijų porų M16×2 paslankumų duomenys. Vertinant paslankumų γ_f ir γ_r išsibarstymą galima pasakyti, kad jis priimtinas, nes pagal dvi vijų paslankumo γ_f reikšmes, kurios skyrėsi 10 %, apskaičiuotos maksimalios tampriai deformuotų vijų apkrovos q_{max} realioje tempiamoje jungtyje skiriasi 3,3 %. Esant γ_f nuokrypiui $3D$, vijų M16×2 apkrovos q_{max} realioje tempiamoje jungtyje nuo vidutinės reikšmės $q_{max,vid}$ skirtųsi apie 2,4 %.

2.4 lentelė. Sriegio vijų poros M16×2 deformavimo statistiniai rodikliai

Table 2.4. Statistical properties of deformation of turn pair M16×2

Rodiklis	Band. skaič.	Vidurkis	Dispersija	Standartinis nuokrypis	Variacijos koeficientas
J	n	$J^* = \frac{\sum J_i}{n}$	$D^2 = \frac{\sum (J_i - J^*)^2}{n-1}$	D	$V = \frac{D}{J^*} 100\%$
γ	12	$3,97 \times 10^{-3}$	$9,74 \times 10^{-9}$	$9,87 \times 10^{-5}$	2,5
γ_r	12	$1,87 \times 10^{-3}$	$1,68 \times 10^{-9}$	$4,10 \times 10^{-5}$	2,2
γ/γ_r	12	2,13	0,0061	0,078	3,7

2.4. Antrojo skyriaus išvados

1. Eksperimentinės vijų porų paslankumo γ_r reikšmės, nustatytos jas nukraunant ir kartotinai apkraunant, yra daugiau kaip 2 kartus didesnės (apytiksliai 2–2,4 karto) už vijų paslankumo γ_f reikšmes, nustatytas pagal pirmojo apkrovimo tiesinę vijų tempimo diagramos dalį.

2. Eksperimentinės vijų porų paslankumo γ_r reikšmės, nustatytos jas nukraunant ir kartotinai apkraunant plastinio deformavimo srityje, praktiškai nesisiskiria nuo atitinkamų reikšmių, nustatytų pagal pirmojo apkrovimo tiesinę vijų tempimo diagramos dalį.

Lenkiamų srieginių jungčių tamprieji modeliai

Šiame skyriuje aprašoma tiriamoji srieginė jungtis: jos apkrovos ir įrašos, nuo kurių didumo priklauso vietinių įtempių, atsirandačių smeigės vijų įdubose, didumas. Nurodyti srieginės jungties elementų deformatyvumo ypatumai ir išryškinti jos diskretizavimo principai. Sudaryta lenkiamos srieginės jungties elementų deformavimo ir poslinkių schema ir užrašyta šių poslinkių darnos integralinė lygtis. Pateiktos vijų įlinkių diferencialinės lygtys ir jų sprendiniai, kurių visuma sudaro necentriškai tempiamos srieginės jungties trijų ruožų modelio turinį. Palyginti skaičiavimo rezultatai, gauti, naudojant analitinius sprendinius ir Rungės – Kuto metodą. Analizuojamas smeigės ir veržlės įrašų, vijų apkrovų ir vietinių įtempių pasiskirstymas įveržtose ir lenkiamose srieginėse jungtyse. Skyriuje yra parodomos analitinio modelio galimybės atspindėti konstrukcinių faktorių įtaką. Pateiktas daugiaruožis apkrovos pasiskirstymo sriegyje modelis, skirtas po įveržimo lenkiamos jungties atvejams. Šio skyriaus medžiaga buvo paskelbta autoriaus straipsniuose (Krenevičius, Juchnevičius 2009a, Juchnevičius, *et al.* 2010a, 2010b, Juchnevičius, Krenevičius, 2011b, 2011c).

3.1. Lenkiamos srieginės jungties trijų ruožų modelis

3.1.1. Srieginės jungties deformavimo sritis

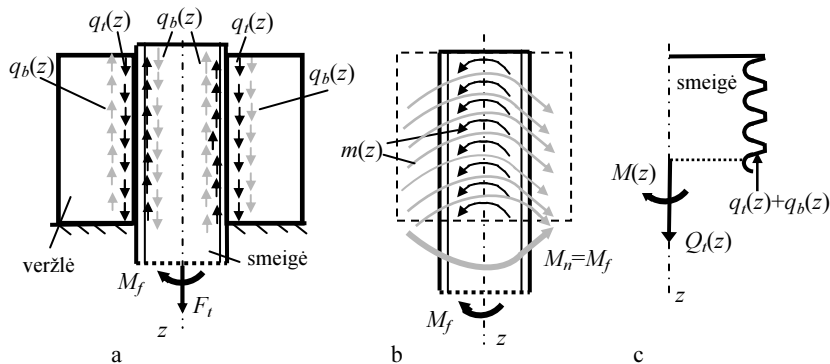
Sudarytame modelyje dėl išorinių apkrovų smeigės šerdis ir veržlės sienelė deformuojasi tik tampraus deformavimo srityje, o sukibusių vijų poros poslinkiai yra tiesiniai, nes jų kitimą lemia dominuojančios tampriosios vijų deformacijos.

Laikoma, kad srieginės jungties deformacijos, atsirandančios dėl ašinių ir lenkimo apkrovų, tarpusavio įtaka – nežymi. Todėl, modeliuojant srieginę jungtį, ašinių ir lenkimo apkrovų poveikiai matematinėmis formulėmis nagrinėjami atskirai, o gautų rezultatų suma yra šių apkrovų bendro poveikio išraiška.

3.1. skyriaus tyrimo objektas yra srieginė jungtis: smeigė su gniuždoma veržle (arba varžtas su gniuždoma veržle), kuri patiria necentrinį tempimą. Necentrinis tempimas gali pasireikšti jau įveržiant jungtį arba ją eksploatuojant po ašinio įveržimo. Ašinė apkrova yra dominuojanti, todėl veikiant lenkimui, abiėjose jungties pusėse pusvijų apkrova turi vienodą pobūdį – abiėjose pusėse jos apkraunamos arba nukraunamos.

3.1.2. Išorinės ir vidinės apkrovos

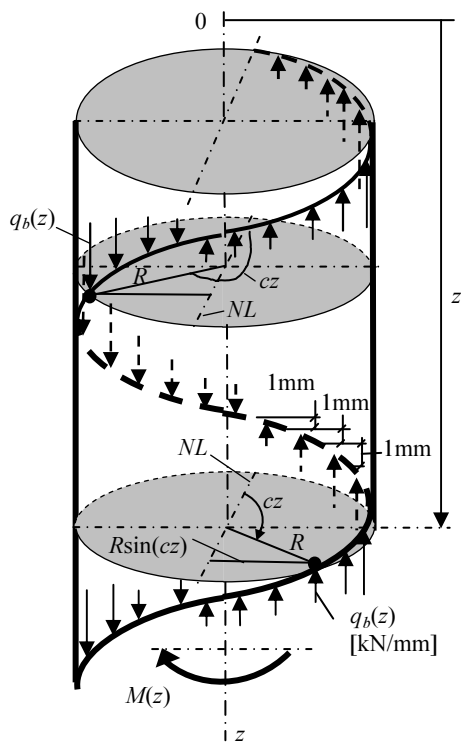
Bendru atveju srieginę jungtį veikia išorinė ašinė jėga F_t ir išorinis lenkimo momentas M_f (3.1 a pav.).



3.1 pav. Srieginės jungties išorinės apkrovos: tempimas ir lenkimas (a), lenkimas (b), apkrovos lemiančios vietinių įtempių atsiradimą smeigės sriegyje (c)

Fig. 3.1. External loads on threaded connection: tension and bending (a), bending (b), loads caused local stresses in stud's thread (c)

Ašinės jėgos F_t ir lenkimo momento M_f poveikis tenka smeigės šerdžiai ir sukibusias srieginės jungties vijas priverčia deformuotis. Vijose atsiradusios reakcijos jėgos schematizuojamos atitinkamomis išskirstytomis išilginėmis apkrovomis $q_t(z)$ ir $q_b(z)$, apkrovomis, išsidėsčiusiomis ant vijų sraigtinės linijos atitinkančios vidurinį sriegio skersmenį $2R$. Jų išsidėstymas smeigės sriegyje parodytas 3.1 a ir 3.2 paveiksluose. 3.2 Paveiksle parodyta, kad išskirstytos apkrovos $q_b(z)$, atsiradusios dėl lenkimo, abiejose pusėse nuo skerspjūvio neutraliosios linijos NL (NL , vertinant tik lenkimą) veikia priešinga kryptimi ir yra nutolusios nuo neutraliosios linijos atstumu $R\sin(cz)$, kur $c = 2\pi/P$, P – sriegio žingsnis.



3.2 pav. Smeigės vijos apkrova $q_b(z)$ ant sraigtinės linijos

Fig. 3.2. Turn loads $q_b(z)$ on stud's thread helix

Išskirstytos apkrovos $q_b(z)$, turėdamos petį $R\sin(cz)$, smeigės skerspjūvyje z (3.1 b ir 3.2 pav.) sukelia išorinį išskirstytą lenkimo momentą $m(z)$ ir atitinkamą vidinį lenkimo momentą (įrašą) $M(z)$:

$$m(z) = q_b(z)R \sin(cz), \quad (3.1)$$

$$M(z) = \int_0^z m(z) dz. \quad (3.2)$$

Sukibusios smeigės ir veržlės vijos besideformuodamos vienodai spaudžia viena kitą priešingomis kryptimis. Todėl, kaip ir smeigėje, tokio pat didumo išskirstytos apkrovos $q_l(z)$ ir $q_b(z)$ veikia ir veržlės vijas tik priešingomis kryptimis. Išskirstyta vijų apkrova $q_b(z)$, veikianti veržlės vijas, sukelia išskirstytą lenkimo momentą $m(z)$ ir veržlėje, kuris yra priešingas tokiam pat momentui, veikiančiam smeigėje. 3.1 b paveiksle išskirstytas lenkimo momentas $m(z)$, veikiantis veržlę, pavaizduotas šviesiais vektoriais. Su šiuo išskirstytu momentu pusiausvyrą sudaro reakcijos momentas $M_n = M_f$, atsirandantis veržlės ir atramos kontakto plokštumoje.

3.1 c paveiksle parodytos apkrovos, dėl kurių nagrinėjame skerspjuvyje smeigės vijos įduboje atsiranda vietinių įtempių, lemiančių nuovarginio plyšio atsiradimą. Tai smeigės skerspjuvyje z jos šerdį veikiančios apkrovos: ašinė įraša $Q(z)$ ir vidinis lenkimo momentas $M(z)$, bei smeigės viją veikianti suminė apkrova $q_l(z) + q_b(z)$.

Ašinėms įveržimo jėgoms $q_l(z)$ ir $Q(z)$ skaičiuoti disertacijoje yra panaudota Birgerio metodika (Birger, Josilevič 1990), patobulinta VGTU stiprumo mechanikos laboratorijoje (Selivonec, Krenevičius 2004).

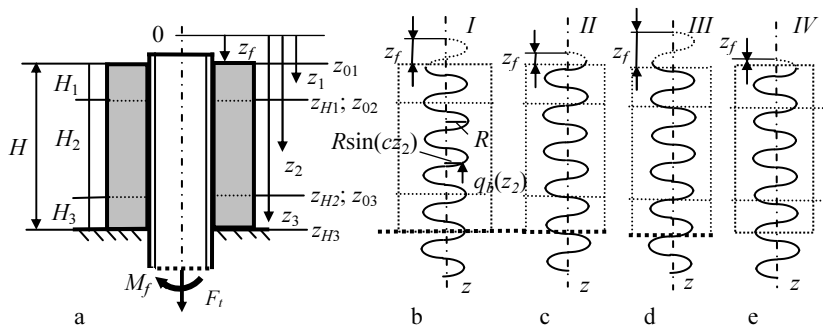
3.1.3. Srieginės jungties diskretizavimas

Sudarant lenkiamos srieginės jungties modelį turi būti įvertinti jos geometriniai ypatumai.

Žinoma, kad formuojant veržlės sriegį, abiejuose jos galuose susiformuoja vijų, kurių aukštis ir storis mažėja artėjant joms prie veržlės krašto. Dėl šios priežasties smeigės ir veržlės vijos srieginės jungties galuose yra sukibusios ne visu profiliu. Diskretiniame srieginės jungties modelyje jos sudaro du atskirus ruožus H_1 ir H_3 (3.3 a pav.), kurių ilgiai yra lygūs sriegio žingsniui P . Atitinkamas vijų poras toliau vadinsime jungties įvijomis. Viduriniame ruože H_2 smeigės ir veržlės vijos sukibusios visu profiliu. Visą jungties ilgį sudaro suma $H = H_1 + H_2 + H_3$.

Kitas lenkiamos jungties ypatumas yra tas, kad vijų sraigtinės linijos išsidėstymo padėčių atžvilgiu lenkimo plokštumos gali būti be galo daug. Tą svarbu įvertinti nagrinėjant vijų apkrovas pavojuose jungties zonoje – ruože H_3 ir ruožų H_3 ir H_2 sandūros aplinkoje. 3.2 ir 3.3 b paveiksluose parodyta, kad apkrovos $q_b(z)$ pridėties taško atstumas $R \sin(cz)$ iki neutraliosios linijos yra skirtingas, nes priklauso nuo sraigtinės linijos ir lenkimo plokštumos tarpusavio padėties. No-

rima sinusoidės $R\sin(cz)$ padėtis nustatoma naudojant (čia vadinamą) sinusoidės pradinės fazės ilgį z_f , kuris užduoda jungties skerspjūvių išilginės koordinatės z_i atskaitos pradžią.

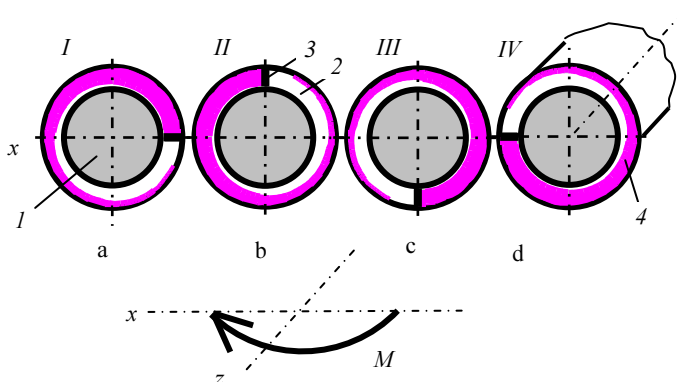


3.3 pav. Srieginės jungties diskretizavimas (a) ir sraigtinės vijų linijos padėtys (b, c, d, e)
Fig. 3.3. Segments of threaded connection (a) and particular helix positions (b, c, d, e)

Koordinačių sistemoje, kurios pradžia nutolusi nuo laisvojo veržlės galo atstumu z_f , bet kurio jungties skerspjūvio z_i , esančio ruože i , realus nuotolis nuo veržlės laisvojo galinio paviršiaus visada yra lygus $z_i - z_f$. Šioje koordinačių sistemoje nagrinėjamo ruožo pradinio ir galinio skerspjūvio koordinatės atitinkamai yra z_{0i} ir z_{Hi} (3.3 pav.).

3.3 paveiksle parodytos keturios ypatingos vijų sraigtinės linijos padėtys I, II, III, IV, kurios suponuoja ir atitinkamas smeigės skerspjūvio z_{H2} kampines padėtis lenkimo plokštumos atžvilgiu. Jos parodytos 3.4 paveiksle.

Jungties skerspjūvyje z_{H2} prasideda smeigės ir veržlės vijų sukibimas visu profiliu. Lenkimo atveju smeigės skerspjūvį z_{H2} reikia nagrinėti kaip vieną iš galimų pavojingųjų, nes žinoma, esant ašiniam tempimui šiame skerspjūvyje smeigės vijos įduboje atsiranda didžiausių vietinių įtempimų. Kai smeigė yra padėtyse I ir IV, šiame skerspjūvyje veikianti vijų apkrova $q_b(z_{H2})$ turi didžiausią petį atitinkamai tempiamoje ir gniuždomoje smeigės pusėse – didžiausią atstumą iki neutraliosios linijos $R\sin(cz_{H2}) = \pm R$. (Terminas „gniuždomoje smeigės pusėje“ čia pavartotas sąlyginai taip, kaip būtų vartojamas, jeigu smeigė būtų tik lenkiama). Tuomet momentas $m(z_{H2})$ čia įgauna didelę skaitinę reikšmę. Kai smeigė yra padėtyse II ir III, jėga $q_b(z_{H2})$ neturi peties, nes $R\sin(cz_{H2}) = 0$. Šiais atvejais $m(z_{H2}) = 0$.

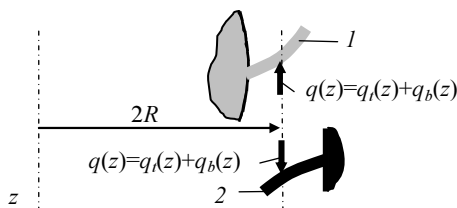


3.4 pav. Smeigės skerspjūvio z_{H2} ypatingosios padėties *I, II, III, IV* (a, b, c, d): smeigės šerdis (1), smeigės vija (2), vijos sankirta su skerspjūvio z_{H2} plokštuma (3), ne viso profilio vijų kontakto ruože H_3 projekcija skerspjūvio z_{H2} plokštumoje (4)

Fig. 3.4. Particular positions *I, II, III, IV* (a, b, c, d) of the stud's cross section z_{H2} : stud's core (1), stud's turn (2), intersection of the stud's turn with the plane of the cross section z_{H2} (3), projection of turns contact area in runout H_3 to the plane at z_{H2} (4)

3.1.4. Lenkiamos jungties sriegio vijų įlinkiai

Srieginės jungties detalių – smeigės ir veržlės – jungtį realizuoja sukibusios vijos.



3.5 pav. Sriegio vijų apkrova: smeigės vija (1), veržlės vija (2)

Fig. 3.5. Loads on thread turns: stud's turn (1), nut's turn (2)

Sukibusios vijos besideformuodamos vienodai spaudžia viena kitą priešingomis kryptimis. Laikome, kad lenkiamoje jungtyje, kaip ir tempiamoje ašine kryptimi, vijų apkrova veikia ta pačia – ašine kryptimi. Jėgos, deformuojančios smeigės ir veržlės vijas yra vienodo didumo ir priešingos krypties (3.5 pav.). Kaip aprašyta 3.1.2. skyrelyje, šios jėgos schematizuojamos išilginėmis išskirtytomis vijų apkrovomis $q_A(z)$ ir $q_b(z)$. Taigi visa apkrova, tenkanti vijoms yra $q(z) = q_A(z) + q_b(z)$.

Vijos įlinkiu lenkiamoje jungtyje, kaip ir tempiamos jungties atveju, vadiname ašinės krypties poslinkį, kurį įgauna vijų kontakto taškas, esantis ties viduriniu sriegio skersmeniu $2R$. Kadangi $q_b(z)$ veikia ta pačia kryptimi, kaip ir $q_l(z)$, tai galima laikyti, kad ir vijų poros deformavimas, atsirandantis dėl lenkimo t. y. dėl $q_b(z)$, vyksta pagal tą patį dėsnį, kaip ir tempiamos jungties atveju. Žinoma, kad vijų poros deformavimą – įlinkio didumą – lemia vijų poros paslankumas $\gamma(z)$ – vijų poros deformavimo charakteristika.

Vijų pora iki tam tikros ribos deformuojasi tiesiškai. Todėl vijų poros įlinkis aprašomas tiesine lygtimi:

$$\delta(z) = \gamma(z)q(z) = \gamma(z)[q_l(z) + q_b(z)]. \quad (3.3)$$

Išraiškoje (3.3) galima išskirti dvi vijų įlinkio dedamąsias. Vijų poros įlinkio dedamoji, atsirandanti dėl jungtį veikiančios ašinės jėgos (įveržimo), yra:

$$\delta_l(z) = \gamma(z)q_l(z). \quad (3.4)$$

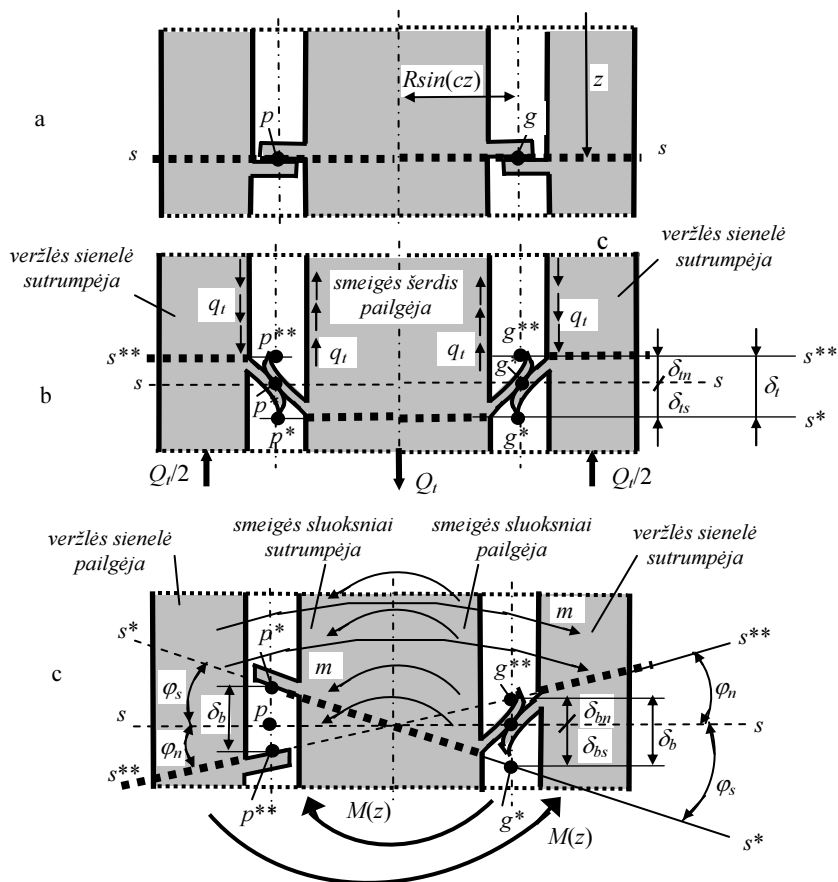
Vijų poros įlinkio dedamoji, atsirandanti dėl jungties lenkimo, yra:

$$\delta_b(z) = \gamma(z)q_b(z). \quad (3.5)$$

Poslinkių schema pateikta 3.6 paveiksle rodo, kokia darna lieka tarp smeigės šerdies ir veržlės sienelės skerspjuvių kampinių poslinkių bei vijų įlinkių deformuotoje jungtyje (vaizdai supaprastinti 3.6 paveiksle parodytos žiedinės vijos).

Anksčiau ašinė jėga tempiamų jungčių atvejams sudarytuose analitiniuose modeliuose smeigės vijos arba veržlės vijos įlinkiu (linijiniu poslinkiu) yra laikomas kelias, kurį nueina vidurinis vijos taškas (taškai g ir p 3.6 a paveiksle) ašinė kryptimi. Jungtyje, kurią veikia tik ašinė išorinė jėga, smeigės ir veržlės įlinkiai δ_s ir δ_m yra parodyti 3.6 b paveiksle. Tai atstumas tarp taškų g ir g^* smeigės vijai ir atstumas tarp taškų g ir g^{**} veržlės vijai. (Kitoje jungties pusėje viskas analogiška taško p atžvilgiu).

Tempiamų jungčių modeliuose, taškų g^* ir g^{**} (ir taškų p^* ir p^{**}) padėtis nustatoma pagal įsivaizduojamą jungties būvį. Šio būvio smeigės ir veržlės kūnai yra deformuoti, o vijos nedeformuotos, neįlinkusios. Tuomet, taikant plokščiųjų pjūvių hipotezę laikoma, kad po smeigės deformavimo įsivaizduojamoji smeigės vijos viduriniojo taško padėtis g^* lieka pasislinkusioje smeigės šerdies plokštumoje s^* . Po veržlės deformavimo įsivaizduojamoji vijos viduriniojo taško padėtis g^{**} lieka pasislinkusioje veržlės sienelės plokštumoje s^{**} . Tuomet vijų poros įlinkis $\delta_l = \delta_s + \delta_m$ yra lygus atstumui tarp smeigės ir veržlės skerspjuvių, dėl deformacijų pasislinkusių ašine kryptimi ir atsiradusių plokštumose s^* ir s^{**} .



3.6 pav. Sriegio vijų įlinkiai: neapkrauta vijų pora (a), vijų poros įlinkiai tempiamoje jungtyje (b), vijų poros įlinkiai, atsiradę dėl jungties lenkimo (c)

Fig. 3.6. Deflections of the thread turns: no loaded turns pair (a), deflection of turns pair at axial tension (b), deflection of turns pair due to bending (c)

Šiame darbe, taikant plokščiųjų pjūvių hipotezę lenkiamai jungčiai, laikoma, kad po smeigės deformavimo lenkimo išvaizduojamoji smeigės vijos viduriniojo taško padėtis g^* lieka kampu φ_s pasisukusioje smeigės šerdies plokštumoje s^* (3.6 c pav.). Po veržlės deformavimo lenkimo pradinė išvaizduojamoji veržlės vijos viduriniojo taško padėtis g^{**} lieka kampu φ_n pasisukusioje veržlės sienelės plokštumoje s^{**} . Tuomet vijų įlinkiai δ_{bs} ir δ_{bn} , parodyti 3.6 c paveiksle, su atitinkamais smeigės ir veržlės skerspjuvių posūkio kampais φ_s ir φ_n , atsiradusiais ties koordinate z , gali būti susieti šiomis lygtimis:

$$\varphi_s(z) \approx \tan \varphi_s(z) = \frac{\delta_{bs}(z)}{R \sin(cz)}, \quad (3.6)$$

$$\varphi_n(z) \approx \tan \varphi_n(z) = \frac{\delta_{bn}(z)}{R \sin(cz)}. \quad (3.7)$$

3.6 c paveiksle galima pastebėti, kad, jungtį veikiant tik lenkimo momentu, smeigės ir veržlės skerspjūviai pasisuka priešingomis kryptimis. Todėl toje pusėje nuo NL , kurioje smeigės sluoksniai ilgėja, didėjant skerspjūvių pasisukimo kampams, kontaktą patiriančios smeigės ir veržlės vijos vis daugiau spaudžia viena kitą. Todėl vijų poros įlinkis $\delta_b = \delta_{bs} + \delta_{bn}$ čia didėja. Kitoje pusėje nuo NL smeigės ir veržlės vijos viena nuo kitos tolsta. Įveržtos jungties atveju, vijoms tolstant vienai nuo kitos, įveržimo metu įgytas vijų poros įlinkis mažėja.

3.7 a paveiksle parodyta, kad srieginės jungties viduriniame ruože H_2 vijos sukibusios visu profiliu. Jų sukibimo gylis t_f visame šio ruožo ilgyje nesikeičia. Todėl nesikeičia ir vijų paslankumo reikšmė (3.7 b pav.):

$$\gamma(z_2) = \gamma_f = \text{const}. \quad (3.8)$$

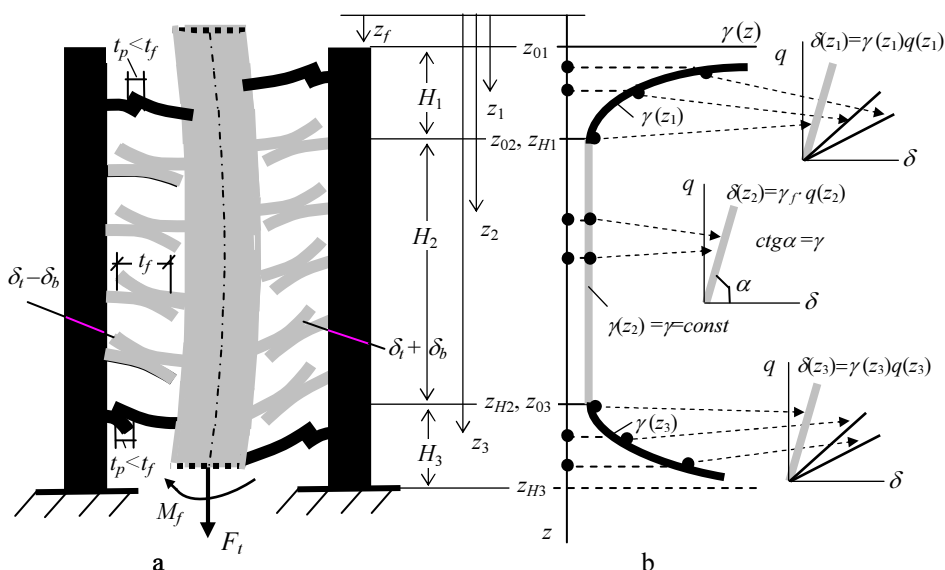
Kraštiniuose jungties ruožuose H_1 ir H_3 vijų sukibimo gylis $t_p(z)$ mažėja nuo t_f reikšmės iki nulio, sekant jį veržlės galinių plokštumų kryptimi. Todėl šiuose ruožuose atitinkamai kinta ir vijų paslankumai $\gamma(z_1)$ ir $\gamma(z_3)$.

Paslankumo kitimo ruožuose H_1 ir H_3 aprašymui nagrinėjamame modelyje yra panaudota funkcija, aproksimuojanti visu ir ne visu profiliu sukibusių vijų poros deformavimo eksperimentinius duomenis (Selivonec, Krenevičius 2004). Abiem ruožams, kai $i = 1$ arba $i = 3$, šios funkcijos pavidalas yra vienodas:

$$\gamma(z_i) = V_i e^{u_i z_i}. \quad (3.9)$$

Koeficientai V_i ir u_i yra nustatomi, parašius nagrinėjamam ruožui dvi lygtis (atskirai, kai $i = 1$ arba $i = 3$), kurios gaunamos į formulę (3.9) įstačius dvi žinomas paslankumo reikšmes. Tai vijų paslankumo reikšmės, kurias vijų poros turi viename ruožo krašte ir to paties ruožo viduryje. Viename ruožo krašte vijos sukibusios visu profiliu, todėl čia $\gamma(z_{H1}) = \gamma_f$ ir $\gamma(z_{03}) = \gamma_f$ (B priedas). Eksperimentiniai duomenys rodo, kad jungties kraštinių ruožų viduryje paslankumo reikšmė yra 1,67 karto didesnė už γ_f reikšmę, nustatytą visu profiliu sukibusių vijų porai. Tuomet $\gamma(z_{H1}-P/2) = 1,67\gamma_f$ ir $\gamma(z_{03}+P/2) = 1,67\gamma_f$.

3.7 a paveiksle parodyta, kad vijų įlinkiai padidėja ir igauna dydį $\delta_i(z) + \delta_b(z)$ toje pusėje, kur dėl lenkimo smeigės šerdies sluoksniai pailgėja. Kitoje pusėje nuo neutraliosios plokštumos, įveržimo metu įgytą vijų įlinkio didumą $\delta_i(z)$, lenkimas sumažina iki $\delta_i(z) - \delta_b(z)$.



3.7 pav. Sriegio vijų įlinkiai (a), vijų poros paslankumai (b)

Fig. 3.7. Deflections of turns (a), pliabilities of turn pairs (b)

Realiai ašinę vidinę jėgą $Q(z)$, veikiančią smeigės skerspjūvyje z , sudaro dvi dedamosios – viena $Q_l(z)$ atsiranda dėl įveržimo, o kita $Q_b(z)$ atsiranda dėl lenkimo

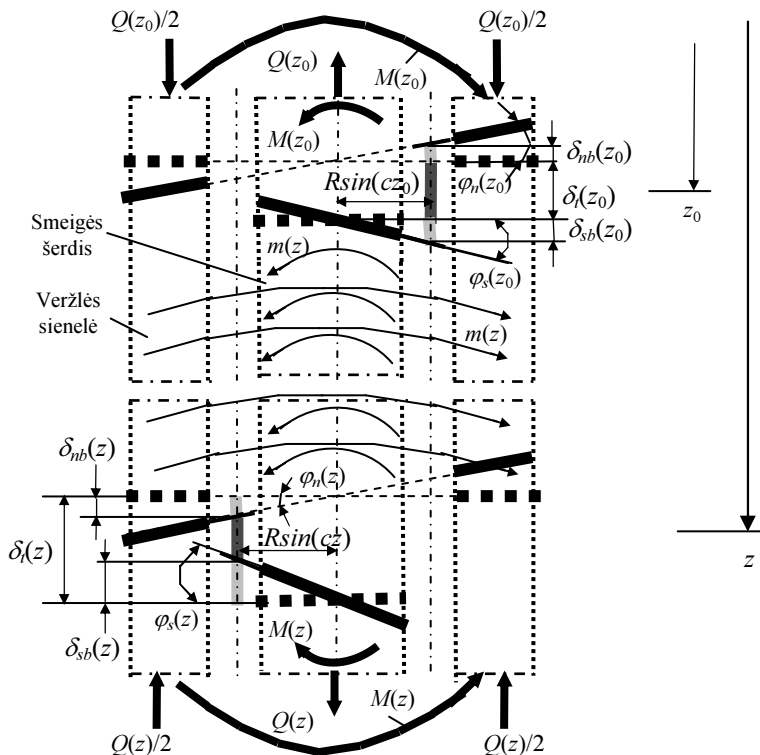
$$Q(z) = Q_l(z) + Q_b(z) = \int_0^z q_l(z) dz + \int_0^z q_b(z) dz. \quad (3.10)$$

Iš lygties (3.10) matyti, kad jėga $Q_b(z)$ daro poveikį įveržimui, tačiau labai nežymų. Toliau pateikti skaičiavimai parodė, kad jos kryptis keičiasi, besikeičiant smeigės ilgio koordinatei z kas pusę sriegio žingsnio, o jos didumas svyruoja arti nulio. Todėl įveržtos ir lenkiamos jungties modelyje jos poveikio įveržimui nepaisoma.

Kitame skyriuje nagrinėjami srieginės jungties elementų poslinkių pokyčiai, kurie dėl lenkimo jungtyje atsiranda tarp dviejų skerspjūvių.

3.1.5. Srieginės jungties elementų poslinkių darna

Nagrinėjimui pasirinktoji jungties dalis yra kurio nors vieno ruožo dalis iš trijų, įvardytų 3.3 paveiksle. Nagrinėjamosios dalies pradžia yra ties koordinate z_0 , o pabaiga ties koordinate z (3.8 pav.).



3.8 pav. Srieginės jungties elementų poslinkių pokyčiai

Fig. 3.8. Variations of displacements in threaded connection

Smeigės ir veržlės skerspjūvių z kampiniai poslinkiai atžvilgiu atitinkamų skerspjūvių, esančių nagrinėjamos dalies pradžioje ties z_0 , užrašyti, panaudojant ryšius (3.6) ir (3.7), atrodo taip:

$$\varphi_s(z) - \varphi_s(z_0) = \frac{\delta_{bs}(z)}{R \sin(cz)} - \frac{\delta_{bs}(z_0)}{R \sin(cz_0)}, \quad (3.11)$$

$$\varphi_n(z) - \varphi_n(z_0) = \frac{\delta_{bn}(z)}{R \sin(cz)} - \frac{\delta_{bn}(z_0)}{R \sin(cz_0)}. \quad (3.12)$$

Pažymėjus $\Delta\varphi_s(z) = \varphi_s(z) - \varphi_s(z_0)$, $\Delta\varphi_n(z) = \varphi_n(z) - \varphi_n(z_0)$, prisiminus, kad vijų poros įlinkiai yra $\delta_b(z) = \delta_{bs}(z) + \delta_{bn}(z)$, $\delta_b(z_0) = \delta_{bs}(z_0) + \delta_{bn}(z_0)$, ir sudėjus lygtis (3.11) su (3.12), yra gaunamas smeigės ir veržlės skerspjūvių tarpusavio posūkio (kampinio poslinkio) pokytis srieginės jungties ilgyje ($z - z_0$):

$$\Delta\varphi_s(z) + \Delta\varphi_n(z) = \frac{\delta_b(z)}{R \sin(cz)} - \frac{\delta_b(z_0)}{R \sin(cz_0)}. \quad (3.13)$$

Smeigės ir veržlės skerspjūvių z posūkiai atžvilgiu atitinkamų skerspjūvių, esančių ties z_0 , priklauso nuo dėsnio, kuriuo vidinis lenkimo momentas kinta jungties atkarpoje ($z-z_0$). Jo didumas skerspjūvyje z yra

$$M(z) = M(z_0) + \int_{z_0}^z m(z) dz. \quad (3.14)$$

Minėtieji skerspjūvių posūkiai išreiškiami smeigės ir veržlės kūnų įlinkio diferencialinių lygčių integralais:

$$\Delta\varphi_s(z) = \int_{z_0}^z \frac{M(z)}{E_s I_s} dz = \int_{z_0}^z \frac{M(z_0) + \int_{z_0}^z m(z) dz}{E_s I_s} dz, \quad (3.15)$$

$$\Delta\varphi_n(z) = \int_{z_0}^z \frac{M(z)}{E_n I_n} dz = \int_{z_0}^z \frac{M(z_0) + \int_{z_0}^z m(z) dz}{E_n I_n} dz, \quad (3.16)$$

čia E_s , E_n ir I_s , I_n – smeigės ir veržlės skerspjūvių tamprumo moduliai ir ašiniai inercijos momentai.

Panaudojus lygtis (3.1) ir (3.5), išskirstytą lenkimo momentą galima išreikšti per vijų poros įlinkį tokiu pavidalu:

$$m(z) = q_b(z) R \sin(cz) = \frac{\delta_b(z)}{\gamma(z)} R \sin(cz). \quad (3.17)$$

Išraišką (3.17) įstačius į lygtis (3.15) ir (3.16), o abi pastarąsias lygtis įstačius į (3.13), yra gauta lenkiamos srieginės jungties elementų poslinkių darnos integralinė lygtis:

$$\lambda \int_{z_0}^z M(z_0) dz + R \lambda \int_{z_0}^z \int_{z_0}^z \frac{\delta_b(z)}{\gamma(z)} \sin(cz) dz = \frac{\delta_b(z)}{R \sin(cz)} - \frac{\delta_b(z_0)}{R \sin(cz_0)}, \quad (3.18)$$

čia

$$\lambda = \frac{1}{E_s I_s} + \frac{1}{E_n I_n}. \quad (3.19)$$

3.1.6. Vijų įlinkių diferencialinės lygtys

Sprendžiant lygtį (3.18), reikia ją du kartus diferencijuoti ir gauti diferencialinę lygtį. Sprendimui supaprastinti buvo panaudotas pažymėjimas:

$$y(z) = \frac{\delta_b(z)}{\sin(cz)}. \quad (3.20)$$

Funkcija (3.20) išreiškia vijų poros įlinkio, kintančio pagal netaisyklingą sinusoidę, amplitudės kitimo dėsninę sąryšį. Po lygties (3.18) diferencijavimo ir ieškomosios funkcijos $\delta_b(z)$ pakeitimo išraiška $\delta_b(z) = y(z)\sin(cz)$, kurią duoda lygybė (3.20), lieka tokia lygtis:

$$R\lambda M(z_0) + R^2\lambda \int_{z_0}^z \frac{y(z)}{\gamma(z)} \sin^2(cz) d(z) = y'(z). \quad (3.21)$$

Po lygybės (3.21) diferencijavimo gauta diferencialinė lygtis turi tokį pavidalą:

$$y''(z) - R^2\lambda \frac{y(z)}{\gamma(z)} \sin^2(cz) = 0. \quad (3.22)$$

Vijų įlinkių diferencialinė lygtis (3.22) yra tinkama, kai nagrinėjami srieginės jungties kraštiniai ruožai ($i = 1$ arba $i = 3$), kur vijų porų paslankumo kitimą aprašo funkcija $\gamma(z_1)$ arba $\gamma(z_3)$. Lygtyje (3.22) ši funkcija išreiškia kintamąjį koeficientą prie ieškomojo $y(z)$.

Viduriniame srieginės jungties ruože ($i = 2$), vijų porų paslankumas nekinta ir $\gamma(z_2) = \gamma_f = \text{const}$. Todėl, nagrinėjant antrąjį ruožą, lygtį (3.22) naudinga perrašyti su pastoviuoju koeficientu prie ieškomojo $y(z)$:

$$y''(z) - \frac{R^2\lambda}{\gamma_f} y(z) \sin^2(cz) = 0. \quad (3.23)$$

Taigi, išsprendus diferencialines lygtis (3.22) ir (3.23), atitinkamiems ruožams gali būti nustatytos vijų įlinkių amplitudės funkcijos $y(z)$ ir vijų įlinkiai iš lygybės (3.20).

3.1.7. Trijų ruožų srieginės jungties kraštinės sąlygos

Tolesniam sprendimui reikia turėti vidinį lenkimo momentą, išreikštą per funkciją $y(z)$. Tokia jo išraiška yra gauta pertvarkius lygtį (3.14), naudojant lygybes (3.20) ir (3.17). Atliekant veiksmus, paėiliui atsiranda tokios lygtys:

$$M(z) = M(z_0) + \int_{z_0}^z \frac{\delta_b(z)}{\gamma(z)} R \sin(cz) d(z). \quad (3.24)$$

$$M(z) = M(z_0) + R \int_{z_0}^z \frac{y(z)}{\gamma(z)} \sin^2(cz) d(z). \quad (3.25)$$

Lygties (3.21) kairiojoje lygybės pusėje už skliaustų iškelus $R\lambda$, apskliaustas lieka reiškiny (3.25). Tą pastebėjus, iš lygties (3.21) galima gauti vidinio lenkimo momento išraišką, kuri naudinga, nustatant kraštines sąlygas:

$$M(z) = \frac{1}{R\lambda} y'(z). \quad (3.26)$$

Dabar galima užrašyti kraštinių sąlygų bendras išraiškas, tinkamas visiems trims srieginės jungties ruožams (3.3 pav. ir 3.7 pav.):

$$M(z_0) = \frac{1}{R\lambda} y'(z_0), \quad (3.27)$$

$$M(z_H) = \frac{1}{R\lambda} y'(z_H). \quad (3.28)$$

Šioje disertacijoje kraštinių sąlygų išraiškos (3.27) ir (3.28) buvo panaudotos, sprendžiant diferencialines lygtis (3.22) ir (3.23) Rungės – Kuto metodu.

3.2. Diferencialinių lygčių sprendiniai

3.2.1. Pastovaus standumo vijų ruožo diferencialinės lygties sprendinys

Srieginės jungties ruože H_2 vijų paslankumas nekinta $\gamma(z_2) = \gamma_f = \text{const}$. Įvedus į diferencialinę lygtį (3.23) pažymėjimą $b = R\lambda/\gamma_f$, jos pavidalas atrodo taip:

$$y''(z) - by(z) \sin^2(cz) = 0. \quad (3.29)$$

Pasirinkto diferencialinės lygties (3.29) apytikrio analitinio sprendinio forma yra tokia:

$$y(z) = A \sinh(nz) + B \cosh(nz) = Af_{fA}(z) + Bf_{fB}(z). \quad (3.30)$$

Žinant, kad antrajame jungties ruože $i = 2$, lygtyje (3.30) ir kitose šio skyriaus formulėse naudojami tokie sutrumpinimai: $z = z_2$, $z_0 = z_{02}$, $A = A_2$ ir $B = B_2$. Sprendiniui (3.30) reikia nustatyti pastoviojo koeficiento n išraišką. Pirmiausiai lygties (3.30) išvestinė $y'(z)$ įstatoma į lygtį (3.26) ir gaunamas (toliau vadina-mojo) vidutiniojo momento pavidalas:

$$\begin{aligned}
 M_m(z) &= \frac{1}{R\lambda} y'(z) = \frac{An}{R\lambda} \cosh(nz) + \frac{Bn}{R\lambda} \sinh(nz) = \\
 &= A \frac{f'_{fA}(z)}{R\lambda} + B \frac{f'_{fB}(z)}{R\lambda}.
 \end{aligned} \tag{3.31}$$

Kita lenkimo momento išraiška gauta (prisiminus, kad vijų paslankumas viduriniame jungties ruože yra $\gamma(z_2) = \gamma_f$), lygtį (3.30) ištačius į (3.25) ir gautąjį rezultatą integravus:

$$\begin{aligned}
 M(z) &= M(z_0) + \frac{R}{\gamma_f} \int_{z_0}^z y(z) \sin^2(cz) dz = \\
 &= M(z_0) + \frac{R}{\gamma_f} \int_{z_0}^z A \sinh(nz) \sin^2(cz) dz + \frac{R}{\gamma_f} \int_{z_0}^z B \cosh(nz) \sin^2(cz) dz = \\
 &= AF_{fA}(z) + BF_{fB}(z).
 \end{aligned} \tag{3.32}$$

Daugikliai $F_{fA}(z)$ ir $F_{fB}(z)$ prie pastoviųjų koeficientų A ir B lygtyje (3.32) yra tokie:

$$F_{fA}(z) = \frac{R}{\gamma_f} \cdot \frac{1}{n^2 + 4c^2} \left[n \cdot \cosh(nz) \sin^2(cz) - c \cdot \sinh(nz) \sin(2cz) + \frac{2c^2}{n} \cosh(nz) \right], \tag{3.33}$$

$$F_{fB}(z) = \frac{R}{\gamma_f} \cdot \frac{1}{n^2 + 4c^2} \left[n \cdot \sinh(nz) \sin^2(cz) - c \cdot \cosh(nz) \sin(2cz) + \frac{2c^2}{n} \sinh(nz) \right]. \tag{3.34}$$

Išnagrinėjus funkcijų (3.31) ir (3.33) kitimo pobūdį, paaiškėjo, kad esant tam tikroms kintamojo reikšmėms $z = z^*$, galioja lygybė $M(z^*) = M_m(z^*)$, kuri iliustruojama pavyzdžiu C priede. Ši lygybė galioja, kai lygčių (3.31) ir (3.32) daugikliai prie A ir B yra lygūs.

Kai $cz^* = k_1(\pi/4)$ ir kai $k_1 = 0, 1, 3, 5, 7, \dots$, $\sin(2cz^*) = 0$ ir $\sin(cz^*) = 1$, lygčių (3.31) ir (3.32) daugiklių prie A ir prie B lygybės yra tokios:

$$\frac{R}{\gamma_f} \cdot \frac{1}{n^2 + 4c^2} \left[n \cdot \cosh(nz) + (2c^2 / n) \cosh(nz) \right] = \frac{n}{R\lambda} \cosh(nz), \tag{3.35}$$

$$\frac{R}{\gamma_f} \cdot \frac{1}{n^2 + 4c^2} \left[n \cdot \sinh(nz) + (2c^2 / n) \sinh(nz) \right] = \frac{n}{R\lambda} \sinh(nz). \tag{3.36}$$

Atlikę suprastinimus lygtyse (3.35) ir (3.36), gauname vienodą išraišką:

$$n^4 + n^2(4c^2 - b) - 2bc^2 = 0. \quad (3.37)$$

Lygties (3.37) sprendinys yra:

$$n = \sqrt{0.5 \left[-(4c^2 - b) + \sqrt{16c^4 + b^2} \right]}. \quad (3.38)$$

Kitu atveju, kai $z^* = k_2(\pi/2)$ ir kai $k_2 = 0, 1, 2, 3, 4, 5, \dots$, $\sin(2cz^*) = 0$ ir $\sin(cz^*) = 0$, lygčių (3.31) ir (3.32) daugiklių prie A ir prie B lygybės yra tokios:

$$\frac{R}{\gamma_f} \cdot \frac{1}{n^2 + 4c^2} \left[(2c^2 / n) \cosh(nz) \right] = \frac{n}{R\lambda} \cosh(nz), \quad (3.39)$$

$$\frac{R}{\gamma_f} \cdot \frac{1}{n^2 + 4c^2} \left[(2c^2 / n) \sinh(nz) \right] = \frac{n}{R\lambda} \sinh(nz). \quad (3.40)$$

Atlikę suprastinimus lygtyse (3.39) ir (3.40), gauname vėl vienodą išraišką:

$$n^4 + 4c^2 n^2 - 2bc^2 = 0. \quad (3.41)$$

Lygties (3.41) sprendinys yra:

$$n = \sqrt{-2c^2 + c\sqrt{4c^2 + 2b}}. \quad (3.42)$$

Išraiškos (3.38) ir (3.42) duoda praktiškai vienodas koeficiento n reikšmes. Pavyzdžiui, jungčiai M16×2, pagal šias formules apskaičiuotos atitinkamos n reikšmės yra $n = 0,15640$ ir $n = 0,15630$. Geras diferencialinės lygties (3.29) skaitinio sprendinio (Rungės – Kuto metodas) sutapimas su skaičiavimų rezultatais, gautais taikant čia pateiktą analitinį modelį, parodė, kad koeficiento n reikšmė, nustatyta pagal (3.38) formulę (arba pagal (3.42)), tinka ir tuomet, kai $z \neq z^*$. Skaičiavimo rezultatų palyginimas yra pateiktas skyriuje 3.2.5.

Taigi, analitinį sprendinį ruožui H_2 sudaro vijų poros įlinkio amplitudės funkcija (3.30) ir vidinio lenkimo momento išraiška (3.32). Funkcijos $y(z_2)$ apytikslės išraiškos (3.30) išvestinė negali būti taikoma vidiniam lenkimo momentui $M(z_2)$ skaičiuoti pagal formulę (3.26).

3.2.2. Kintamo standumo vijų ruožo diferencialinės lygties sprendinys

Srieginės jungties ruožuose H_1 ir H_3 vijų paslankumas kinta $\chi(z) \neq const$, kai $i = 1$ arba $i = 3$. Šių ruožų atvejams skirtą diferencialinę lygtį (3.22) perrašome tokiu pavidalu:

$$\gamma(z)y''(z) - R^2\lambda y(z)\sin^2(cz) = 0. \quad (3.43)$$

Diferencialinės lygties (3.43) apytikris sprendinys ieškomas tokioje formoje:

$$y(z) = Ae^{n_A z}(n_A z + W_A) + Be^{n_B z}(-n_B z + W_B) = Af_{pA}(z) + Bf_{pB}(z), \quad (3.44)$$

čia n_A , W_A , n_B ir W_B yra koeficientai, kuriuos dar reikia nustatyti, $f_{pA}(z)$ ir $f_{pB}(z)$ yra kintamų daugiklių prie A ir B pažymėjimai.

Koeficientai n_A , W_A , n_B ir W_B nustatomi sudėjęs dvi lenkimo momento išraiškas. Pirmoji išraiška gaunama lygties (3.44) išvestinę $y'(z)$ įstačius į lygtį (3.26):

$$\begin{aligned} M^*(z) &= \frac{y'(z)}{R\lambda} = A \frac{f'_{pA}(z)}{R\lambda} + B \frac{f'_{pB}(z)}{R\lambda} = \\ &= A \frac{n_A e^{n_A z}(n_A z + W_A + 1)}{R\lambda} + B \frac{n_B e^{n_B z}(-n_B z + W_B - 1)}{R\lambda}. \end{aligned} \quad (3.45)$$

Kita lenkimo momento išraiška gaunama (prisiminus, kad vijų paslankumai kraštinių jungties ruožų atveju aprašomi lygtimi (3.9)) išraišką (3.44) įstačius į lygtį (3.25) ir gautą rezultatą integravus:

$$M(z) = M(z_0) + \int_{z_0}^z \frac{[Af_{pA}(z) + Bf_{pB}(z)]}{Ve^{uz}} R \sin^2(cz) dz = AF_{pA}(z) + BF_{pB}(z). \quad (3.46)$$

Pažymėjus $t_A = n_A - u$, $p_A = t_A^2 + 4c^2$ ir $t_B = n_B - u$, $p_B = t_B^2 + 4c^2$ lygties (3.46) atitinkami daugikliai $F_{pA}(z)$ ir $F_{pB}(z)$ prie pastoviųjų koeficientų A ir B yra tokie:

$$\begin{aligned} F_{pA}(z) &= \frac{\operatorname{Re}^{t_A z}}{2V} \left[+ \frac{n_A(t_A z - 1)}{t_A^2} - n_A \left(\left(t_A z - \frac{t_A^2 - 4c^2}{p_A} \right) \frac{\cos(2cz)}{p_A} - \right. \right. \\ &\quad \left. \left. - \left(\frac{4ct_A}{p_A} - 2cz \right) \frac{\sin(2cz)}{p_A} \right) - \frac{W_A}{p_A} (t_A \cos(2cz) + 2c \sin(2cz)) + \frac{W_A}{t_A} \right], \end{aligned} \quad (3.47)$$

$$\begin{aligned} F_{pB}(z) &= \frac{\operatorname{Re}^{t_B z}}{2V} \left[- \frac{n_B(t_B z - 1)}{t_B^2} + n_B \left(\left(t_B z - \frac{t_B^2 - 4c^2}{p_B} \right) \frac{\cos(2cz)}{p_B} - \right. \right. \\ &\quad \left. \left. - \left(\frac{4ct_B}{p_B} - 2cz \right) \frac{\sin(2cz)}{p_B} \right) - \frac{W_B}{p_B} (t_B \cos(2cz) + 2c \sin(2cz)) + \frac{W_B}{t_B} \right]. \end{aligned} \quad (3.48)$$

Koeficientų n_A , W_A , n_B ir W_B reikšmės nustatomos laikant, kad momentų lygybė $M^*(z^*) = M(z^*)$ t. y. lygčių (3.45) ir (3.46) lygybė galioja dviejuose nagrinėjamo kraštinio jungties ruožų taškuose: $z^* = z_0 + P/4$ ir $z^* = z_H - P/4$. Ši lygybė galioja

tik tada, kai lygčių (3.45) ir (3.46) daugikliai prie A ir B yra lygūs. Tuomet koeficientų n_A ir W_A reikšmės gaunamos išsprendus tokią lygčių sistemą:

$$\frac{f'_{pA}(z_0 + P/4)}{R\lambda} = F_{pA}(z_0 + P/4), \quad \frac{f'_{pA}(z_H - P/4)}{R\lambda} = F_{pA}(z_H - P/4). \quad (3.49)$$

Koeficientų n_B ir W_B reikšmės gaunamos išsprendus analogišką lygčių sistemą:

$$\frac{f'_{pB}(z_0 + P/4)}{R\lambda} = F_{pB}(z_0 + P/4), \quad \frac{f'_{pB}(z_H - P/4)}{R\lambda} = F_{pB}(z_H - P/4). \quad (3.50)$$

Lygčių sistemos (3.49) ir (3.50) buvo sprendžiamos naudojant matematinį pake-
tą Maple-9. Atliekant skaitinį eksperimentą, buvo įsitikinta, kad funkcijų $M^*(z^*)$
ir $M(z^*)$ sutapimą pakanka pasiekti tik dviejuose taškuose ir kad parinktos šių
taškų koordinatės z^* duoda geriausią diferencialinės lygties (3.43) analitinio
sprendinio atitiktį skaitiniams rezultatams, gautiems Rungės – Kuto metodu. Šis
palyginimas pateiktas 3.2.5. skyriuje. Funkcijų, nurodytų lygybėse (3.49) ir
(3.50), sankirtų iliustracijos parodytos C priede.

Taigi analitinį sprendinį ruožams H_1 ir H_3 sudaro vijų poros įlinkio applitudės
funkcija (3.44) ir vidinio lenkimo momento išraiška (3.46). Funkcijų $y(z_1)$ ir
 $y(z_3)$, nustatytų pagal (3.44), išvestinės $y'(z_1)$ ir $y'(z_3)$ negali būti taikomos vidi-
niams lenkimo momentams $M(z_1)$ ir $M(z_3)$ skaičiuoti pagal formulę (3.26).

3.2.3. Analitinio sprendinio lygčių visuma

Trijų ruožų srieginės jungties sprendinį, įvertinantį tik lenkimo poveikį, sudaro
visuma lygčių, aprašančių vijų apkrovų $q_b(z_i)$ ir vidinio lenkimo momento $q_b(z_i)$
 $M(z_i)$ pasiskirstymą jungties ilgyje. Vijų apkrovos ir lenkimo momentas tiesio-
giai naudojami vietinių įtempių, atsirandančių sriegio įdubose, skaičiuoti. Todėl,
prisiminus ryšius (3.5), (3.8) ir (3.9), minėtąją visumą galima aprašyti tokiomis
lygtimis:

$$q_b(z_1) = \delta_b(z_1) / \gamma(z_1) = V_1^{-1} e^{-u_1 z_1} [A_1 f_{pA}(z_1) + B_1 f_{pB}(z_1)] \sin(cz_1), \quad (3.51)$$

$$M(z_1) = A_1 F_{pA}(z_1) + B_1 F_{pB}(z_1), \quad (3.52)$$

$$q_b(z_2) = \delta_b(z_2) / \gamma(z_2) = \gamma_f^{-1} [A_2 f_{fA}(z_2) + B_2 f_{fB}(z_2)] \sin(cz_2), \quad (3.53)$$

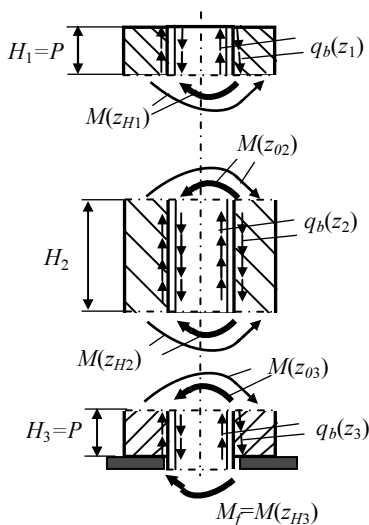
$$M(z_2) = A_2 F_{fA}(z_2) + B_2 F_{fB}(z_2), \quad (3.54)$$

$$q_b(z_3) = \delta_b(z_3) / \gamma(z_3) = V_3^{-1} e^{-u_3 z_3} [A_3 f_{pA}(z_3) + B_3 f_{pB}(z_3)] \sin(cz_3), \quad (3.55)$$

$$M(z_3) = A_3 F_{pA}(z_3) + B_3 F_{pB}(z_3). \quad (3.56)$$

3.2.4. Lenkiamos jungties trijų ruožų kraštinės sąlygos

Trijų ruožų lenkiamos jungties sprendinio lygtyse esantiems pastoviesiems koeficientams A_i ir B_i nustatyti reikia panaudoti žinomas kraštines sąlygas, susidarancias jungties ruožų sandūrose. Kraštinės sąlygos, susidarancias jungties ruožų sandūrose parodytos 3.9 paveiksle.



3.9 pav. Lenkiamos srieginės jungties kraštinės sąlygos
Fig. 3.9. Boundary conditions in bent threaded connection

3.9 paveiksle storesnėmis linijomis yra pažymėti lenkimo momentai, kurie veikia smeigės šerdį, o plonesni vektoriai lenkia veržlės vamzdinį skerspjūvį. Jungties ruožų sandūrose, gretimų ruožų smeigės ir veržlės skerspjūvių vidiniai lenkimo momentai, vijų apkrova ir jai proporcingi vijų porų įlinkiai yra lygūs. Todėl kraštinės sąlygas galima išreikšti lygčių (3.57–3.62) sistema:

$$M(z_{01}) = 0, \quad \text{arba} \quad A_1 F_{pA}(z_{01}) + B_1 F_{pB}(z_{01}) = 0, \quad (3.57)$$

$$M(z_{H1}) = M(z_{O2}), \quad \text{arba} \quad A_1 F_{pA}(z_{H1}) + B_1 F_{pB}(z_{H1}) = A_2 F_{fA}(z_{O2}) + B_2 F_{fB}(z_{O2}), \quad (3.58)$$

$$M(z_{H2}) = M(z_{O3}), \quad \text{arba} \quad A_2 F_{fA}(z_{H2}) + B_2 F_{fB}(z_{H2}) = A_3 F_{pA}(z_{O3}) + B_3 F_{pB}(z_{O3}), \quad (3.59)$$

$$M(z_{H3}) = M_f, \quad \text{arba} \quad A_3 F_{pA}(z_{H3}) + B_3 F_{pB}(z_{H3}) = M_f, \quad (3.60)$$

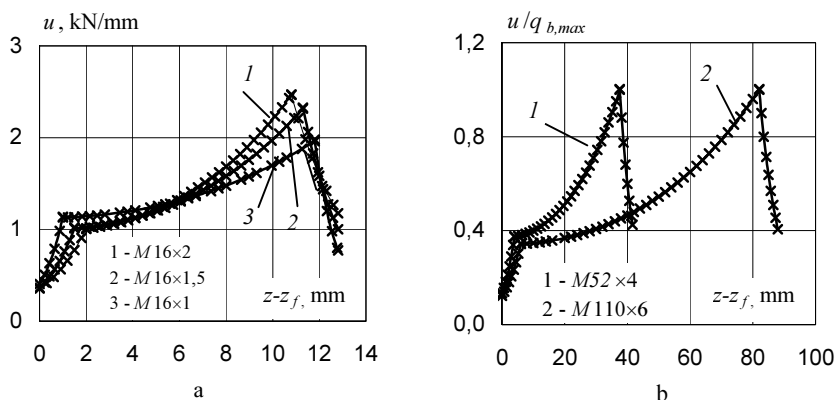
$$\delta_b(z_{H1}) = \delta_b(z_{O2}), \quad \text{arba} \quad A_1 f_{pA}(z_{H1}) + B_1 f_{pB}(z_{H1}) = A_2 f_{fA}(z_{O2}) + B_2 f_{fB}(z_{O2}), \quad (3.61)$$

$$\delta_b(z_{H2}) = \delta_b(z_{O3}), \quad \text{arba} \quad A_2 f_{fA}(z_{H2}) + B_2 f_{fB}(z_{H2}) = A_3 f_{pA}(z_{O3}) + B_3 f_{pB}(z_{O3}). \quad (3.62)$$

Išsprendus pateiktą šešių lygčių sistemą, nustatomos šešių koeficientų (A_1 , B_1 , A_2 , B_2 , A_3 , B_3) reikšmės.

3.2.5. Analitinių ir skaitinių sprendinių palyginimas

Diferencialinių lygčių (3.29) ir (3.43) apytikslių analitinių sprendinių tikslumo patikrinimas buvo atliktas, lyginant analitiniu ir skaitiniu (Rungės – Kutto metodus) metodais gautus skaičiavimo rezultatus (3.10 pav.).



3.10 pav. Analitiniu ir Rungės – Kutto metodais apskaičiuotų rezultatų palyginimas: sriegio žingsnio įtaka (a); srieginės jungties didumo įtaka (b);

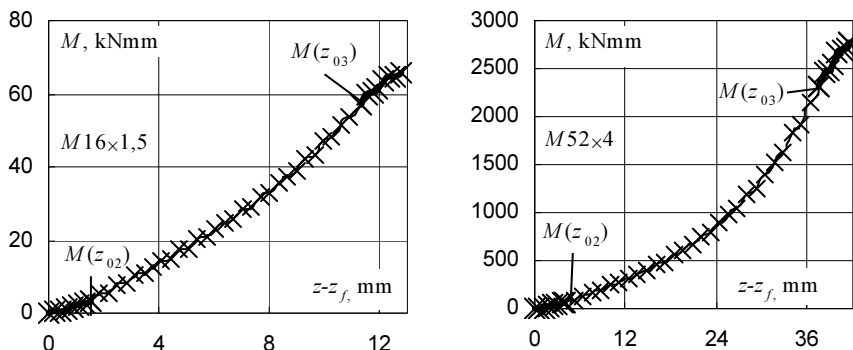
ištisinės kreivės – analitinis metodas, kryžiuokai – Rungės – Kutto metodas

Fig. 3.10. Comparing of the results calculated by analytical and Runge-Kutta methods: thread pitch influence (a); influence of the overall dimensions (b); solid curves – analytical method, points by criss cross – Runge-Kutta method

Kadangi srieginės jungties modelį sudaro trys ruožai, kuriuos aprašo atskiros diferencialinės lygtys, tai Rungės – Kutto metodas nagrinėjamo uždavinio atveju gali būti taikomas tik atskirai kiekvienam ruožui. Sprendžiant kiekvieną diferencialinę lygtį atskirai, būtinos nagrinėjamo ruožo kraštinės sąlygos, kurios iš anksto nėra žinomos. Todėl iš pradžių buvo atliekamas skaičiavimas remiantis analitinius sprendinius, kur kraštinės sąlygos nustatomos iš lygčių sistemos (3.57–3.62). Toliau, taikant žinomus momentus $M(z_{01}) = 0$, $M(z_{H3}) = M_f$ ir analitiniu būdu gautas kraštinių sąlygų reikšmės $M(z_{02})$, $M(z_{03})$, pagal formulę (3.54) kiekvieno ruožo kraštams nustatomos įlinkių amplitudės funkcijos išvestinės $y'(z_{01})$, $y'(z_{02})$, $y'(z_{03})$, $y'(z_{H3})$. Šių išvestinių reikšmės tiesiogiai naudojamos sprendžiant diferencialines lygtis Rungės – Kutto metodu. Sprendiniai gauti, taikant matematinį paketą Maple-9.

Duomenų, apskaičiuotų analitiniu ir Rungės – Kutto metodais, palyginimas atliktas atsižvelgiant į srieginės jungtims būdingus faktorius: sriegio žingsnį ir jungties gabaritų (3.10 pav. ir 3.11 pav.).

Skaičiavimai buvo atlikti jungtims M16×1, M16×1,5, M16×2, M52×4 ir M110×6. Jungčiai M16×2 skaičiavimai buvo atlikti, esant keturioms skirtingoms sraigtinės linijos padėtimis I, II, III ir IV.



3.11 pav. Analitiniu ir Rungės – Kutto metodais apskaičiuotų lenkimo momentų palyginimas: ištisinės kreivės – analitinis metodas, kryžiukai – Rungės – Kutto metodas
Fig. 3.11. Comparing of the bending moments calculated by analytical and Runge-Kutta methods: solid curves – analytical method, points by criss cross – Runge-Kutta method

Skaitinės funkcijų $u(z_i)$ ir $M(z_i)$ reikšmės, nustatytos analitiniu ir Runge-Kutta metodais, skiriasi nežymiai, ne daugiau kaip 1 %. Tas liečia kraštinius srieginės jungties ruožus H_1 , H_3 ir vidurinę ruožą H_2 .

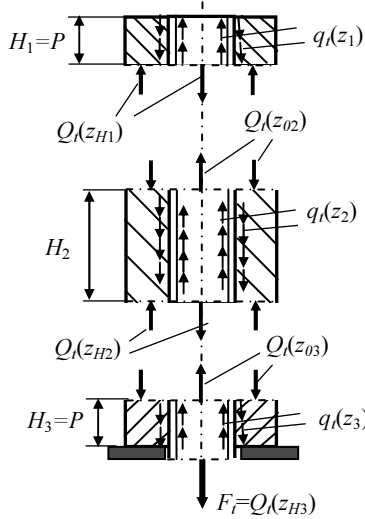
3.2.6. Ašinės įrašos ir sriegio vijų apkrovos

Ašinėms įrašoms $Q_i(z_i)$ ir vijų apkrovoms $q_i(z_i)$, kurios atsiranda necentriškai tempiant srieginę jungtį (3.12 pav.), skaičiuoti šiame darbe taikoma VGTU stiprumo mechanikos mokslo laboratorijoje sudaryta metodika (Selivonec, *et al.* 2004). Ašinės įrašos ir vijų apkrovos tiesiogiai yra naudojamos vietinių įtempių, atsirandančių smeigės sriegio įdubose, skaičiavimui. Ašinių įrašų ir vijų apkrovų ryšį su vijų įlinkiais $\delta_i(z_i)$ išreiškia tokios lygtys:

$$q_i(z_i) = \frac{\delta_i(z_i)}{\gamma(z_i)}, \quad (3.63)$$

$$Q_i(z_i) = \frac{\delta'_i(z_i)}{\beta}, \quad (3.64)$$

čia $\beta = 1/(E_s A_s) + 1/(E_n A_n)$, A_s ir A_n yra smeigės šerdies ir veržlės sienelės skerspjūvių plotai



3.12 pav. Tempiamos srieginės jungties kraštinės sąlygos

Fig. 3.12. Boundary conditions at tension of the threaded connection

Trijų ruožų jungčiai lygčių visuma, kuri reikalinga vijų apkrovų ir vidinių ašinių jėgų skaičiavimui, yra tokia

$$q_i(z_i) = \delta_i(z_i) / \gamma(z_i) = [A_{i1} f_{ipA}(z_i) + B_{i1} f_{ipB}(z_i)] / \gamma(z_i), \quad (3.65)$$

$$Q_i(z_i) = A_{i1} F_{ipA}(z_i) + B_{i1} F_{ipB}(z_i), \quad (3.66)$$

$$q_i(z_2) = \delta_i(z_2) / \gamma_f = [A_{i2} f_{ifA}(z_2) + B_{i2} f_{ifB}(z_2)] / \gamma, \quad (3.67)$$

$$Q_i(z_2) = A_{i2} F_{ifA}(z_2) + B_{i2} F_{ifB}(z_2), \quad (3.68)$$

$$q_i(z_3) = \delta_i(z_3) / \gamma(z_3) = [A_{i3} f_{ipA}(z_3) + B_{i3} f_{ipB}(z_3)] / \gamma(z_3), \quad (3.69)$$

$$Q_i(z_3) = A_{i3} F_{ipA}(z_3) + B_{i3} F_{ipB}(z_3). \quad (3.70)$$

Išeinančių iš sukibimo vijų ruožams ($i = 1$ ir $i = 3$) skirtose lygtyse (3.66, 3.67 ir 3.42, 3.71) kintamąjį vijų paslankumą $\gamma(z_i)$ ir kintamuosius daugiklius prie pastoviųjų A_{ii} ir B_{ii} išreiškia lygybės:

$$\gamma(z_i) = \frac{\beta}{C_{ii}^2 e^{2n_{ii}z_i} + C_{ii} n_{ii} e^{n_{ii}z_i}}, \quad (3.71)$$

$$f_{ipA}(z_i) = e^{-\frac{\tau_i}{2}}, \quad f_{ipB}(z_i) = \frac{1}{n_{ii}} e^{-\frac{\tau_i}{2}} \left(\ln \tau_i + \frac{\tau_i}{1 \cdot 1!} + \frac{\tau_i^2}{2 \cdot 2!} + \dots \right), \quad (3.72)$$

$$F_{ipA}(z_i) = -\tau_i n_{ii} e^{-\tau_i/2},$$

$$F_{ipB}(z_i) = \left(-\tau_i e^{-\tau_i/2} \left(\ln \tau_i + \frac{\tau_i}{1 \cdot 1!} + \frac{\tau_i^2}{2 \cdot 2!} + \dots \right) + e^{\tau_i/2} \right), \quad (3.73)$$

čia $\tau_i = -2 \frac{C_{ii}}{n_{ii}} e^{n_{ii}z_i}$, C_{ii} ir n_{ii} yra pastovieji koeficientai.

Viduriniajam jungties ruožui ($i = 2$) skirtose lygtyse (3.67 ir 3.68) vijų paslankumas γ yra nekintamas dydis, o kintamieji daugikliai prie pastoviųjų A_{i2} ir B_{i2} išreiškiami lygybėmis:

$$f_{ipA}(z_2) = \sinh(m_i z_2), \quad f_{ipB}(z_2) = \cosh(m_i z_2), \quad (3.74)$$

$$F_{ipA}(z_2) = m_i \cosh(m_i z_2), \quad F_{ipB}(z_2) = m_i \sinh(m_i z_2), \quad (3.75)$$

čia $m_i = (\beta/\gamma)^{0,5}$.

Trijų ruožų įverttos jungties sprendinio lygtyse esantiems šešiams pastoviesiems koeficientams A_i ir B_i nustatyti reikia pasinaudoti žinomomis kraštinėmis sąlygomis, susidarančiomis jungties ruožų sandūrose. Jungties ruožų sandūrose, gretimų ruožų smeigės ir veržlės skerspjuvių vidinės ašinės jėgos, vijų apkrova ir jai proporcingi vijų porų įlinkiai yra lygūs. Todėl kraštinės sąlygas galima išreikšti tokiomis lygybėmis:

$$Q(z_{01}) = 0, \quad Q(z_{H1}) = Q(z_{02}), \quad Q(z_{H2}) = Q(z_{03}), \quad Q(z_{H3}) = F_t, \quad (3.76)$$

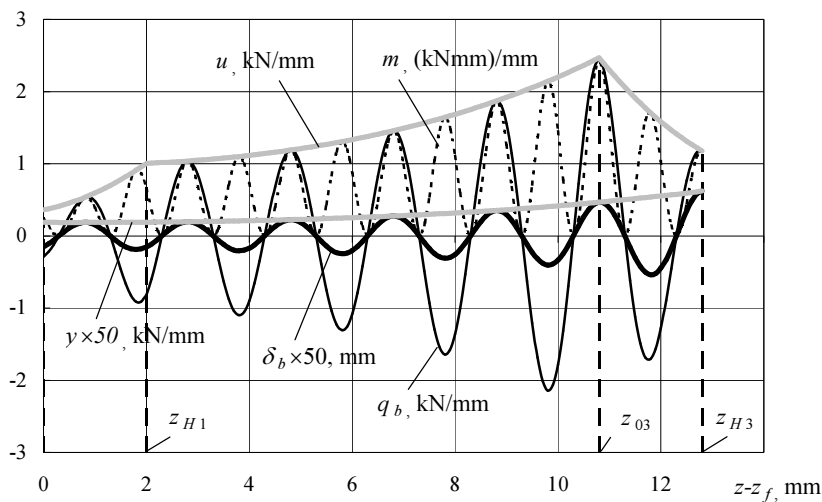
$$q_t(z_{H1}) = q_t(z_{02}), \quad q_t(z_{H2}) = q_t(z_{03}). \quad (3.77)$$

Ašinė jėga apkrautos srieginės jungties modelis įvertina vijų paslankumo savybes, kurias vijų poros turi kraštinuose ir viduriniajame jungties ruožuose. Todėl šis modelis tinka įverttos ir lenkiamos srieginės jungties ašinių įrašų ir atitinkamų vijų apkrovų skaičiavimui.

3.3. Įrašų, vijų apkrovų ir vietinių įtempių pasiskirstymas necentriškai tempiamose srieginėse jungtyse

3.3.1. Įrašų ir vijų apkrovų pasiskirstymas

Įrašų ir vijų apkrovų skaičiavimo galimybės, kurias duoda analitinis lenkiamos jungties modelis, šiame skyriuje iliustruojamas skaičiavimo pavyzdžiais srieginei jungčiai M16×2. Veržlės ilgis yra $H = 0,8d = 12,8$ mm. Jungtis pagaminta iš plieno 25X1MΦ. Nominalūs įveržimo ir lenkimo įtempiai smeigės šerdyje yra $\sigma_{t,nom}/R_{p0.02} = 0,6$ ir atitinkamai $\sigma_{b,nom,max}/R_{p0.02} = 0,31$. Ašinė išorinė jėga yra $F_t = 74,5$ kN. Išorinis lenkimo momentas $M_f = 66$ kNmm. Formulės, pasitelktos skaičiuojant, pateiktos 3.2. skyriuje.

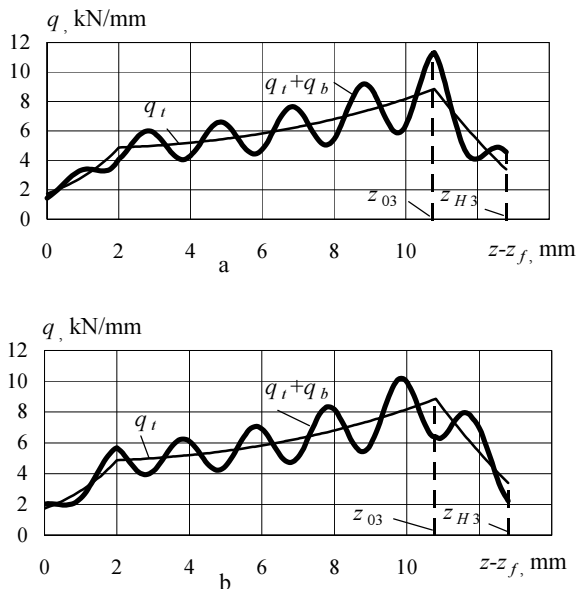


3.13 pav. Vijų porų M16×2 įlinkiai, išskirstytos apkrovos ir išskirstyti momentai
Fig. 3.13. Deflections, load and moment intensities of turn pairs M16×2

3.13 paveiksle parodyta, kaip srieginėje jungtyje M16×2 kinta vijų įlinkiai δ_b , ir vijų įlinkių amplitudės funkcija y , vijų apkrova q_b ir vijų apkrovos amplitudžių funkcija u , bei išskirstytas lenkimo momentas m .

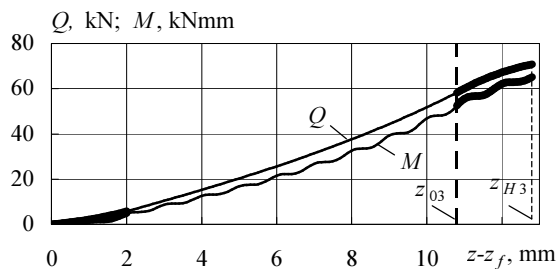
3.14, 3.15 ir 3.16 paveiksluose parodyti grafikai iliustruoja dėsningumus, pagal kuriuos kinta vijų apkrovų $q_f(z)$ ir $q_b(z)$, bei įrašų $Q(z)$ ir $M(z)$ reikšmės,

kurios taikomos vietiniam įtempiams, atsirandantiems smeigės sriegyje, apskaičiuoti.



3.14 pav. Išskirstyta vijų M16×2 apkrova: sraigtinės linijos fazė I (a), fazė IV (b)

Fig. 3.14. Load intensity of turns M16×2: helix phase I (a), phase IV (b)

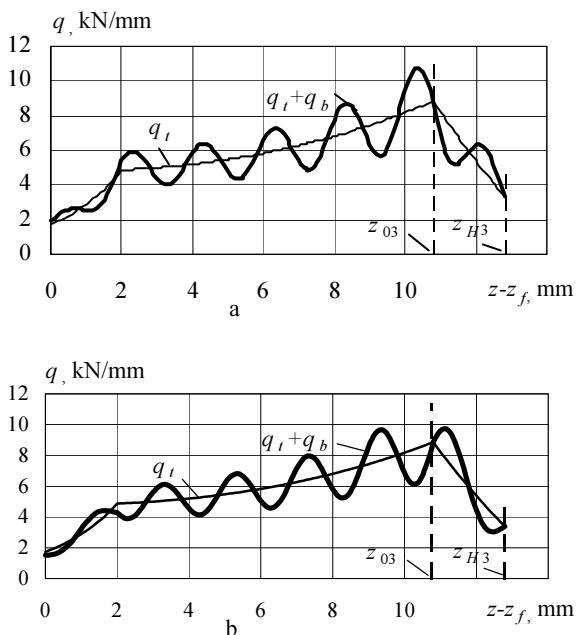


3.15 pav. Smeigės skerspjūvio ašinė vidinė jėga ir vidinis lenkimo momentas

Fig. 3.15. Internal axial force and internal bending moment of the stud cross-sections

3.14 ir 3.16 paveiksluose matyti, kad maksimalios vijų apkrovos $q_t(z)$ ir $q_b(z)$, atsirandančios dėl jungties įveržimo ir lenkimo, gali susidaryti tame pačiame jungties skerspjūvyje (3.17 a pav.) arba skirtinguose jos skerspjūviuose (3.14 b pav., 3.16 pav.). Tai priklauso nuo sraigtinės linijos išsidėstymo (fazės) lenkimo plokštumos atžvilgiu. Nuo šio faktoriaus priklauso ir jungties skerspjū-

vio vieta, kurioje veikia didžiausia suminė vijų apkrova $q_t(z)+q_b(z)$. Didžiausios vijų apkrovos $q_t(z)$ ir $q_b(z)$ kartu veikia jungties įvijos pradžioje ties koordinate z_{03} , kai jungties padėtį lenkimo plokštumos atžvilgiu nusako sraigtinės linijos fazė *I*. Šiuo atveju suminė vijų apkrova turi didžiausią reikšmę, lyginant su kitais sraigtinės linijos padėties atvejais.



3.16 pav. Išskirstyta vijų M16×2 apkrova: sraigtinės linijos fazė *II* (a), fazė *III* (b)

Fig. 3.16. Load intensity of turns M16×2: helix phase *II* (a), phase *III* (b)

Mažiausią suminės vijų apkrovos $q_t(z)+q_b(z)$ reikšmę jungtis turi, kai jungties padėtį lenkimo plokštumos atžvilgiu nusako vijų sraigtinės linijos fazė *III*. Ši reikšmė lyginant su maksimalia reikšme, kurią turi jungtis su *I*-mos fazės vijų sraigine linija, yra 12 % mažesnė.

3.15 paveiksle parodyta, kad vidinė ašinė jėga, atsirandanti dėl įveržimo, ir vidinis lenkimo momentas, kurie veikia visų trijų ruožų jungties skerspjuvniuose, palaipsniui didėja, artėjant prie veržlės atramos (prie z_{H3}). Esant įvairioms sriegio sraigtinės linijos fazėms, lenkimo momento $M(z)$ reikšmės svyruoja, išlaikydamos tą patį didėjimo dėsningumą, ir išlieka tarpusavyje labai artimos.

3.3.2. Vietinių įtempių pasiskirstymas smeigės sriegyje

Atominės energetikos įrengimų stiprumo skaičiavimo normos (RF normos 1989) įtempių koncentracijos zonoze ciklinį stiprumą įvertina pagal vietinius sąlyginius tampriuosius įtempius σ^* .

3.1 paveiksle parodyta, kad vietinių įtempių didumas smeigės sriegio įduboje įvertžtos ir lenkiamos jungties atveju priklauso nuo įrašų $Q_t(z)$ bei $M(z)$ ir nuo vijos apkrovų $q_t(z)$ bei $q_b(z)$. Šių įrašų ir vijų apkrovų didumą lemia išorinės apkrovos pasiskirstymas jungties sriegyje. Vietiniams įtempiams skaičiuoti remiantis pradiniais duomenimis, nustatomais iš apkrovų pasiskirstymo vijose, tiksliau įvertinami visi faktoriai, kurie daro įtaką vietinių įtempių didumui. Mažesnes galimybes tokiems faktoriams įvertinti turi tos metodikos, kuriose vietiniai įtempiai apskaičiuojami pagal nominalius smeigės įtempius, taikant vieną bendrą įtempių koncentracijos koeficientą.

Smeigėi, kurios skerspjūvyje z veikia ašinė jėga $Q_t(z)$ ir vijos apkrova $q_t(z)$, maksimalūs vietiniai sąlyginiai tamprieji įtempiai sriegio įdubos kontūre apskaičiuojami pagal Machutovo formulę (Machutov *et al.* 1987), kuri išreiškia tokią sumą

$$\sigma_t^*(z) = K_{t,m} p(z) + K_{t,0} \sigma_{t,nom}, \quad (3.78)$$

čia $K_{t,m}$ – įtempių koncentracijų koeficientas, įvertinantis vietinės vijos apkrovos poveikį, $K_{t,0}$ – įtempių koncentracijų koeficientas, įvertinantis smeigės šerdies nominalių ašinių įtempių poveikį, $p(z)$ – slėgis sukibusių vijų kontakto plote, $\sigma_{t,nom}$ – nominalūs ašiniai įtempiai smeigės šerdyje.

Detali formulės (3.85) išraiška yra tokia:

$$\sigma_t^*(z) = K_{t,m} \frac{q_t(z) \cdot P}{f} + K_{t,0} \frac{Q_t(z)}{A_s}, \quad (3.79)$$

čia f – vijos kontakto paviršiaus projekcija į statmeną smeigės ašiai plokštumą.

Tampriųjų įtempių koncentracijos koeficientų reikšmės yra $K_{t,m} = 1,95$ ir $K_{t,0} = 2$. Šios reikšmės apskaičiuotos metriniam varžto sriegiui, kurio žingsnio ir įdubos spindulio santykis yra $R_{st}/P = 0,144$ (Machutov *et al.* 1987).

Kai įvertžtą srieginę jungtį veikia lenkimas, atsiranda dar viena vietinių įtempių dedamoji $\sigma_b^*(z)$. Jų susidarymo fizinė prigimtis yra tokia pati, kokia būna veikiant smeigę ašine jėga: viena dalis atsiranda dėl vijų apkrovos, veikiančios jų kontakto plote, o kita dalis susidaro dėl nominalių smeigės šerdį veikiančių lenkimo normalinių įtempių. Todėl bendresnė vietinių įtempių skaičiavimo formulė, įvertinanti lenkimo įtaką, yra analogiška išraiškai (3.85):

$$\sigma_b^*(z) = K_{b,m} p(z) + K_{b,0} \sigma_{b,nom}, \quad (3.80)$$

čia $K_{b,m}$ – įtempių koncentracijų koeficientas, įvertinantis vietinės vijos apkrovos $q_b(z)$ poveikį, atsirandantį dėl jungties lenkimo, $K_{t,0}$ – įtempių koncentracijų koeficientas, įvertinantis smeigės šerdyje veikiančio lenkimo momento $M(z)$ poveikį, $\sigma_{b,nom}$ – nominalūs normaliniai lenkimo įtempiai.

Detalesnė formulės (3.87) išraiška turi tokį pavidalą:

$$\sigma_b^*(z) = K_{b,m} \frac{q_b(z) \cdot P}{f} + K_{b,0} \frac{M(z)}{I_s} R_v \sin(cz), \quad (3.81)$$

čia $R_v \sin(cz)$ – atstumas nuo lenkimo plokštumos iki smeigės sriegio įdubos taško, kuriam nustatomas įtempis, R_v – smeigės šerdies spindulys, atitinkantis sriegio įdubą.

Vijų apkrovos $q_t(z)$ ir $q_b(z)$, atsirandančios smeigėje dėl ašinės įveržimo jėgos ir dėl lenkimo, veikia viją ta pačia kryptimi, todėl $K_{b,m} = K_{t,m}$. Įtempių koncentracija, susidaranti dėl smeigės šerdyje veikiančio vidinio lenkimo momento $M(z)$, yra šiek tiek mažesnė, negu tuo atveju, kai smeigės šerdį veikia ašinė jėga $Q(z)$. Šį reiškinį sąlygoja lenkimo nominalių normalinių įtempių gradientas. Įvertinus šį reiškinį, galima parašyti taip:

$$K_{b,0} = K_r K_{t,0}, \quad (3.82)$$

čia K_r – vietinių įtempių sumažėjimą (dėl lenkimo) įvertinantis koeficientas.

Lenkiamų ir tempiamų strypų su žiedine įpjova teorinių koncentracijos koeficientų santykis apytiksliai yra lygus 0,9 kai žiedinės įpjovos gylis yra panašaus didumo, kokį turi sriegio profilio aukštis (Pilkey, Walter 1997). Todėl skaičiavimui imame $K_r = 0,9$.

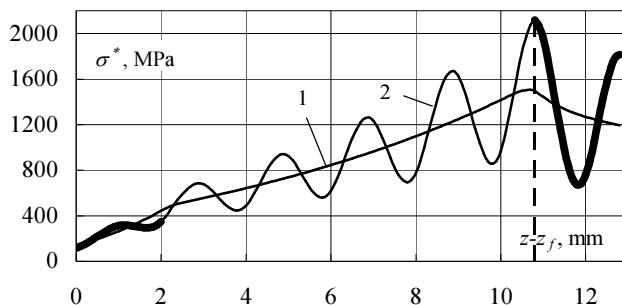
Taigi, visas vietinis sąlyginis tamprusis įtempis smeigės sriegio įduboje yra tokio didumo:

$$\sigma_\Sigma^*(z) = \sigma_t^*(z) + \sigma_b^*(z). \quad (3.83)$$

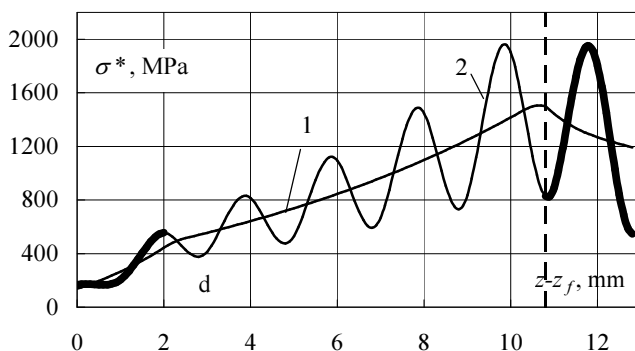
3.17 ir 3.20 paveiksluose parodytas sąlyginių vietinių įtempių pasiskirstymas smeigėje M16×2, kai $\sigma_{t,nom}/R_{p0,02} = 0,6$ ir $\sigma_{b,nom,max}/R_{p0,02} = 0,31$. Šiuose paveiksluose linija 1 išreiškia įtempius, atsirandančius dėl išorinės ašinės jėgos poveikio ir apskaičiuotus pagal formulę (3.79). Linija 2 išreiškia suminius vietinius įtempius, atsirandančius dėl jungties tempimo ir lenkimo (3.83). Kai jos sraigtinė linija randasi I ir IV fazėje (3.17 ir 3.18 pav.), tuomet jungties įvijos pradžioje ties koordinate z_{03} (paveiksluose ties punktyrine linija) sriegio įdubos taškas nuo neutraliosios plokštumos yra nutolęs didžiausiu atstumu R (čia $\sin(cz_{03}) = 1$) ir maksimalūs sąlyginiai įtempiai, kurie susidaro dėl įveržimo ir lenkimo, yra sumuojami.

3.19 ir 3.20 paveiksluose parodytas sąlyginių vietinių įtempių pasiskirstymas smeigėje M16×2, kai jos sraigtinė linija yra II ir III fazėje. Tuomet

jungties įvijos pradžioje ties koordinate z_{03} smeigės sriegio įdubos taškas yra neutraliojoje plokštumoje (čia $\sin(cz_{03}) = 0$). Todėl sąlyginių vietinių įtempių, atsirandančių dėl lenkimo, čia nėra.

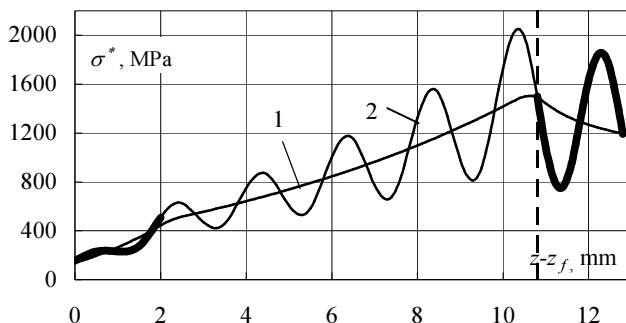


3.17 pav. Sąlyginiai įtempiai smeigės sriegyje M16×2; sraigtinės linijos padėtis *I*
Fig. 3.17. Alternating elastic stresses in stud threads M16×2 at helix phase *I*

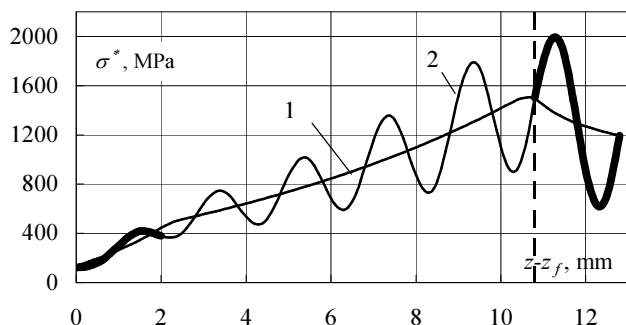


3.18 pav. Sąlyginiai įtempiai smeigės sriegyje M16×2; sraigtinės linijos padėtis *IV*
Fig. 3.18. Alternating elastic stresses in stud threads M16×2 at helix phase *IV*

Didžiausi sąlyginiai vietiniai įtempiai smeigėje atsiranda, kai vijų sraigtinė linija yra fazėje *I*. Šie įtempiai maksimalių sąlyginių vietinių įtempių reikšmės, kurios nustatytos visiems kitiems atvejams, viršija daugiausiai 8 %. Maksimalios ir artimos maksimalioms vietinių įtempių reikšmės, esant įvairioms vijų sraigtinės linijos fazėms, susidaro skirtinguose smeigės skerspjūviuose jungties įvijos srityje ir giliau jungtyje arti skerspjūvio z_{03} .



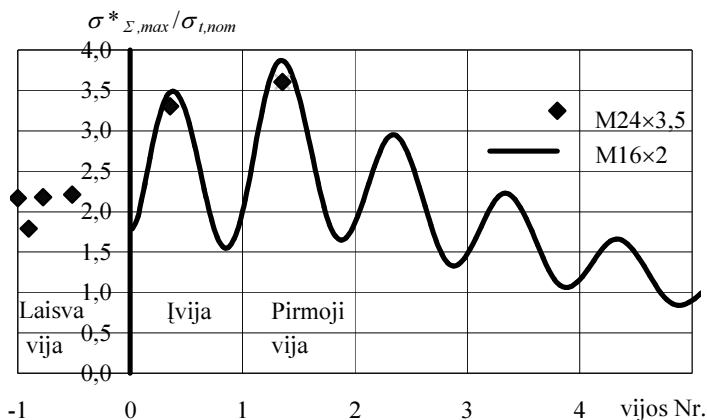
3.19 pav. Sąlyginiai įtempiai smeigės sriegyje M16×2; sraigtinės linijos padėtis *II*
Fig. 3.19. Alternating elastic stresses in stud threads M16×2 at helix phase *II*



3.20 pav. Sąlyginiai įtempiai smeigės sriegyje M16×2; sraigtinės linijos padėtis *III*
Fig. 3.20. Alternating elastic stresses in stud threads M16×2 at helix phase *III*

3.3.3. Vietinių įtempių palyginimas su eksperimento duomenimis

Duomenų apie apkrovų pasiskirstymą vijose po įveržimo lenkiamoje arba necentriškai tempiamoje jungtyje, nustatytų eksperimentiškai arba BE metodu literatūroje nerasta. Straipsnyje (Burgute, Patterson 1994) iš karto pateikti eksperimentiniai duomenys apie įtempių koncentraciją necentriškai tempiamoje jungtyje M24×3,5, gauti fototamprumo metodu. Šie duomenys panaudoti palyginimui su duomenimis, apskaičiuotais pagal šiame darbe sudarytą trijų ruožų srieginės jungties modelį.



3.21 pav. Teorinių ir eksperimentinių smeigės sriegio vietinių įtempimų palyginimas
Fig. 3.21. Comparison of theoretical and experimental local stresses of stud thread

3.21 paveiksle parodyti duomenys, taip pat, kaip ir Burgute ir Patterson straipsnyje, yra išreikšti smeigės maksimalių vietinių tempriųjų įtempimų $\sigma_{\Sigma, \max}^*$ santykiu su nominaliais tempimo įtempiais $\sigma_{t, \text{nom}}$ smeigėje. Eksperimentiniai maksimalūs vietiniai įtempiai $\sigma_{\Sigma, \max}^*$, išmatuoti fototamprumo metodu smeigėje M24x3,5, kuri buvo necentriškai tempiama, esant apskaičiuotam smeigės nominalių lenkimo ir temimo įtempimų santykiui $R_{\sigma} = \frac{\sigma_{b, \text{nom}}}{\sigma_{t, \text{nom}}} = 0,48$. Toks pat šių

įtempimų santykis buvo taikomas ir analitiniu metodu apskaičiuojant vietinių ir nominalių smeigės įtempimų santykio kreivę jungčiai M16x2 (3.27 pav.). 3.27 paveiksle matyti, kad eksperimentiniai taškai išsidėstę šiek tiek žemiau kreivės, apskaičiuotos analitiniu metodu. Jungties įvijos srityje eksperimentinė santykio $\sigma_{\Sigma, \max}^* / \sigma_{t, \text{nom}}$ reikšmė yra 4,3 % mažesnė už analitiškai nustatytą reikšmę. Pirmosios pavojingosios jungties vijos srityje eksperimentinė santykio $\sigma_{\Sigma, \max}^* / \sigma_{t, \text{nom}}$ reikšmė yra 5,5 % mažesnė už analitiškai nustatytą nagrinėjamo santykio reikšmę. Toks teorinės kreivės nuokrypis nuo eksperimento duomenų yra priimtinas, nes paklaida, kuri atsirastų dėl šio nuokrypio, skaičiuojant srieginės jungties ciklinį stiprumą duoda nedidelę atsargą.

Reikia nepamiršti, kad tam tikrų paklaidų šaltinis, taikant fototamprumo metodą yra realių metalinių (plieninių) ir fototampriųjų medžiagų (šviesai jautrių epoksidinių dervų) mechaninių savybių skirtumas bei duomenų perskaičiavimo būtinybė. Antra vertus – apkrovos pasiskirstymo sriegyje ir įtempimų skaičiavimas

yra atliktas, naudojant analitinį metodą, kuris remiasi tamprumo teorijos prielaidomis.

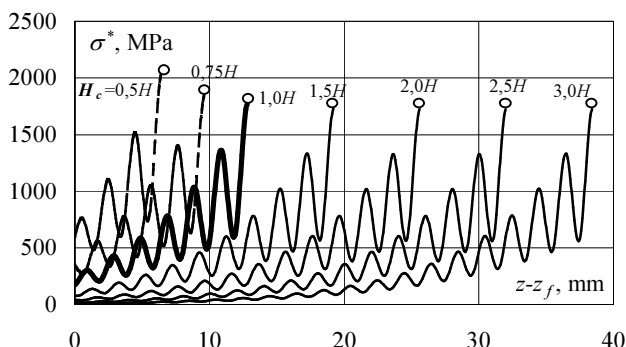
3.3.4. Konstrukcinių faktorių įtaka

Pagrindiniai konstrukciniai faktoriai, kurie gali daryti įtaką vietiniams įtempiams pasiskirstyti įveržtos ir lenkiamos smeigės sriegyje yra tokie: veržlės ilgis, sriegio žingsnis ir sriegio sraigtinės linijos padėtis lenkimo plokštumos atžvilgiu. Įtaka, kurią daro sraigtinės linijos padėtis lenkimo plokštumos atžvilgiu išnagrinėta 3.3.2. poskyryje.

Veržlės ilgio ir sriegio žingsnio įtaka vietinių įtempių pasiskirstymui jungtyje M16×2 nagrinėta, remiantis vieno ruožo jungties skaičiavimo rezultatus, kur įviių įtakos nepaisoma.

Standartinis normalus srieginės jungties aukštis yra $H = 0,8d$. Žinoma, kad tais atvejais, kai srieginę jungtį veikia tik ašinė apkrova, naudojant ilgesnes veržles, vietinius įtempius smeigės sriegyje galima sumažinti apytiksliai iki 6 %. Naudojant ketvirčiu trumpesnes veržles vietiniai įtempiai smeigės sriegyje padidėja apie 8 % (Bickford 1995). Nesukaupta tokių atvejų duomenų, kai įveržtą srieginę jungtį veikia lenkimas. Veržlių ilgis, kuris skiriasi nuo normalios veržlės ilgio čia žymimas H_c .

3.22 paveiksle yra parodyta vietinių smeigės įtempių priklausomybė nuo nagrinėjamos ir standartinės veržlės ilgių santykio H_c/H , kai $\sigma_{t,nom}/\sigma_{0,02} = 0,4$ ir $\sigma_{b,nom}/\sigma_{0,02} = 0,23$. Naudojantis trumpesnėmis veržlėmis $0,75H$ ir $0,5H$, vietinis įtempis smeigėje padidėja 3,8 % ir 14,2 %, o naudojantis ilgesnėmis veržlėmis vietinis įtempis smeigėje sumažėja, bet nežymiai – iki 2,9 %.

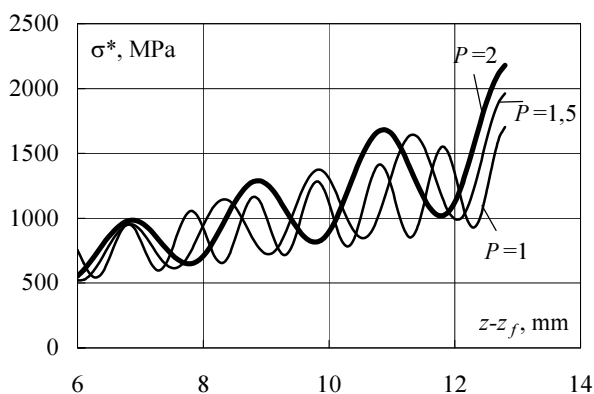


3.22 pav. Smeigės M16×2 vietinių įtempių priklausomybė nuo veržlės ilgio

Fig. 3.22. Influence of nut length to local stresses in stud threads M16×2

3.23 paveiksle yra parodyta smeigės M16 su veržle $H = 12,8$ mm vietinių įtempių priklausomybė nuo sriegio žingsnio, kai $\sigma_{t,nom}/\sigma_{0,02} = 0,55$ ir $\sigma_{b,nom}/\sigma_{0,02} = 0,34$. Smulkaus žingsnio atveju, kai $P = 1$ mm, vietinis įtempis smeigėje yra 21,8 % mažesnis, negu stambaus žingsnio atveju, kai $P = 2$ mm.

Atliktų skaičiavimų rezultatai rodo, kad veržlės ilgio padidinimas neduoda žymesnio lenkiamos smeigės vietinių įtempių sumažėjimo. Vietinių įtempių sumažėjimo efektas yra apie du kartus mažesnis negu tik ašine apkrova veikiamos jungties atveju. Smulkaus žingsnio naudojimas įverttos ir lenkiamos smeigės atveju duoda pastebimą efektą.



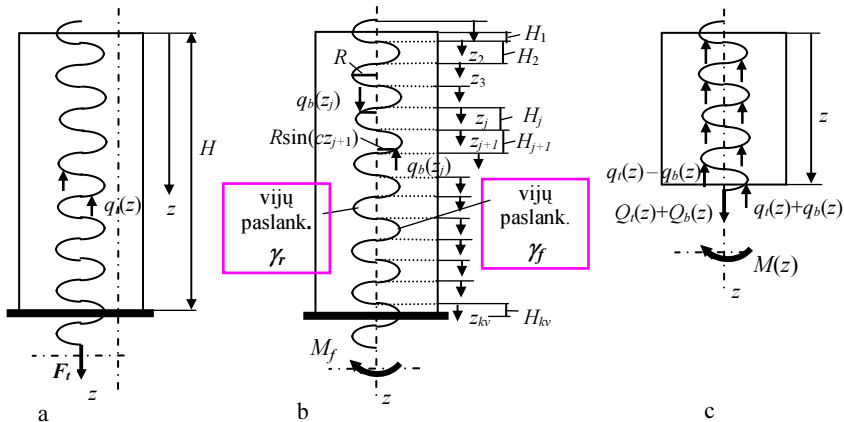
3.23 pav. Smeigės M16 vietinių įtempių priklausomybė nuo sriegio žingsnio
Fig. 3.23. Influence of thread pitch to local stresses in stud threads M16

3.4. Daugiaruožis lenkiamos srieginės jungties modelis

Pagal antrame skyriuje pateiktus eksperimentinius duomenis nustatyta, kad vijų paslankumo reikšmė pirmą kartą jas apkraunant ir nukraunant skiriasi apie 2–2,4 kartus. Šią savybę reikia įvertinti, kai jungtis po įveržimo yra tik lenkiama. Kai įveržta jungtis patiria lenkimą į vieną pusę pirmą kartą, vienoje pusėje nuo neutraliosios plokštumos sriegio pusvijų apkrova padidėja, o kitoje sumažėja – čia pusvijos nukraunamos ir įveržimo metu įgyta apkrova mažėja. Skaičiavime apkraunamoms pusvijoms reikia taikyti paslankumo reikšmę γ_p , o nukraunamoms pusvijoms – apie 2–2,4 kartus mažesnę paslankumo reikšmę γ_r . Ciklinio lenkimo atveju toki deformavimą įveržta jungtis patiria pirmame lenkimo pusciklyje. Apkrovos pasiskirstymui vijose po įveržimo lenkiamos jungties atveju skaičiuoti buvo sudarytas daugiaruožis srieginės jungties modelis.

3.4.1. Po įveržimo lenkiamos srieginės jungties diskretizavimas

Srieginė jungtis iš pradžių yra įveržiama. Jungtį įveržiant pirmą kartą, visame sriegio perimetre vijų apkrova pirmą kartą didėja. Išilginė išskirstyta vijų apkrova $q_i(z)$, atsirandanti dėl įveržimo jėgos F_t (3.24 a pav.), turi būti apskaičiuota, taikant vijų paslankumo reikšmę γ_f visame vijų perimetre.



3.24 pav. Diskretizuota srieginė jungtis: įveržimas (a), jungties ruožai (b), įrašos (c)
Fig. 3.24. Segmented threaded joint: tightening (a), segments (b), internal forces (c)

Dėl lenkimo momento M_f poveikio atsirandančios išskirstytos vijų apkrovos $q_b(z_j)$ skaičiavimui po įveržimo lenkiama srieginė jungtis suskaidoma į j ($j = 1, 2, \dots, k_v$) ruožų (3.24 b pav.). Ruožus sudaro pakaitomis abiejose pusėse nuo neutraliosios plokštumos išsidėsčiusios pusvijos arba dar mažesnės jų dalys jungties galuose. Ruožuose vijų paslankumo reikšmė pakaitomis keičiasi. Apkraunamos pusvijos turi reikšmę γ_f , o nukraunamos γ_r . Atitinkamos reikšmės suteikiamos ir įvijų dalims, kurios yra priešingose pusėse nuo NL . Daugumos ruožų ilgį H_j sudaro sriegio žingsnio pusės ilgis $P/2$. Kraštuose esančių ruožų ilgiai lengvai nustatomi skaidant jungtį. Ruožo skerspjūvio koordinatės z_j pradžia ir pabaiga sutampa su atitinkamos pusvijos pradžia ir pabaiga, o jungties kraštuose dar gali būti ten, kur prasideda arba baigiasi įvija.

Pusvijų ar jų dalių ilkiniai, apkrovos ir vidinis lenkimo momentas apskaičiuojami, taikant tas pačias lygtis, kurios pasitelkiamos ir trijų ruožų srieginės jungties atveju, pakaitomis jose įstatant skirtingas paslankumo reikšmes: apkraunamoms pusvijoms reikšmę γ_f , o nukraunamoms – γ_r . Ruožų, kuriuose vijos sukibusios visu profiliu, vidiniams momentams ir vijų apkrovoms apskaičiuoti reikia naudotis išraiškomis (3.32), (3.30), (3.20) ir (3.5). Ruožų, kuriuos sudaro įvijų dalys, vidiniams momentams ir vijų apkrovoms apskaičiuoti reikia pasi-

naudoti išraiškomis (3.46), (3.44), (3.20) ir (3.5). Šių lygčių koeficientai A_j , B_j ir A_{j-1} , B_{j-1} daugiaruožei jungčiai nustatomi iš lygčių sistemos, kuri gaunama sulyginus tokias jungties ruožų kraštines sąlygas:

$$y(z_{j+1} = 0) = y(z_j = H_j), \quad j = 1 \dots k_v \quad (3.84)$$

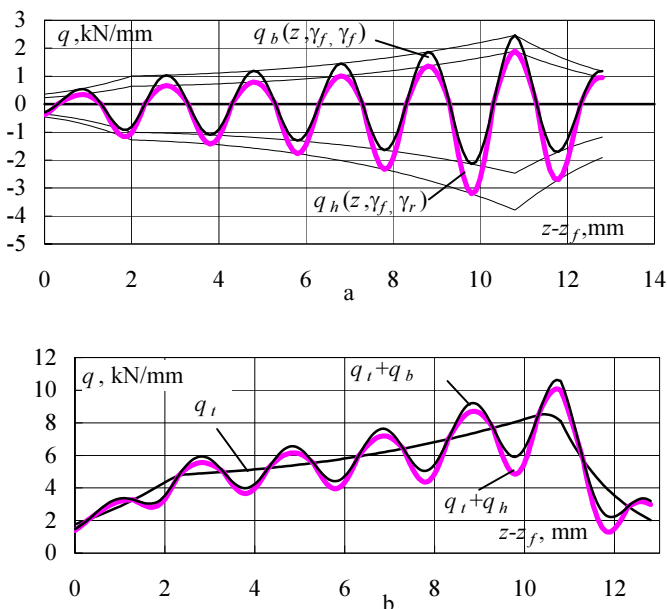
$$M(z_1 = z_f) = 0, \quad (3.85)$$

$$M(z_{j+1} = 0) = M(z_j = H_j), \quad j = 1 \dots k_v \quad (3.86)$$

$$M(H_{k_v}) = M_f. \quad (3.87)$$

3.4.2. Pusvijų nukrovimo įtaka apkrovos pasiskirstymui

Po įveržimo lenkiamos jungties vijų apkrovos $q_h(z_j)$ buvo apskaičiuotos jungties M16×2, pagamintos iš plieno 25X1MΦ, atveju. Veržlės ilgis yra $H = 0,8d = 12,8$ mm. Sraigtinės linijos padėtis lenkimo plokštumos atžvilgiu nustatyta pagal fazę I . Todėl jungtį prireikė suskaidyti į 15 ruožų. Nominalūs tempimo ir lenkimo įtempiai smeigės šerdyje yra $\sigma_{t,nom}/R_{p0,02} = 0,6$ ir atitinkamai $\sigma_{b,nom,max}/R_{p0,02} = 0,31$. Vijų apkrova $q_t(z_j)$, atsiradusi dėl įveržimo, apskaičiuota pagal 3.2.6. skyriuje pateiktas formules. 3.25 paveiksle yra pateiktas palyginimas skaičiavimo



3.25 pav. Sriegio vijų apkrovos: lenkimo jungtis (a), jungties lenkimas ir tempimas (b)
Fig. 3.25. Loads of joint threads: bent joint (a), tension and bending of joint (b)

rezultatų, gautų taikant daugiariožį ir trijų ruožų jungties modelius. Taikant trijų ruožų modelį buvo nustatyta vijų apkrova $q_b(z)$, suderinus, kad veikiant necentriniam tempimui, ašinės jėgos didumas pasiektų tą pačią reikšmę, kurią daugiariožę jungtis turi dėl įveržimo.

Lyginant skaičiavimo rezultatus reikia prisiminti, kad necentrinio tempimo atveju abiejose jungties pusėse visu profiliu sukibusių vijų paslankumo reikšmės yra vienodos – γ_f , o lenkiant po įveržimo skirtingos – γ_f ir γ_r . Įvijų viduryje atitinkamai – $1,67\gamma_f$, o lenkiant po įveržimo – $1,67\gamma_f$ ir $1,67\gamma_r$.

Pagal 3.25 a paveiksle pateiktus rezultatus, nustatyta, kad vijų apkrovos q_h , atsiradusios pavojingoje jungties srityje lenkiant ją po įveržimo, vienoje jungties pusėje yra 14,2 % mažesnės, o kitoje 48,3 % didesnės už vijų apkrovas q_b , atsiradusias tik dėl lenkimo jungties necentrinio tempimo atveju.

Naudojantis 3.25 b paveiksle pateiktais rezultatais, kur įvertinta ir dėl ašinės jėgos atsiradusi vijų apkrova q_t , nustatyta, kad po įveržimo lenkiamos jungties atveju, vienoje pusėje nuo NL suminė pusvijų apkrova q_t+q_h yra mažesnė apie 6 %, o kitoje – 11 %, lyginant su apkrovomis q_t+q_b , kurios veikia jungties necentrinio tempimo atveju.

3.5. Trečiojo skyriaus išvados

1. Lenkiamos srieginės jungties būviui apibūdinti sudaryta deformavimo schema ir pasiūlytas matematinis modelis susieja vijų įlinkius su veržlės ir smeigės skerspjuvių kampiniais poslinkiais poslinkių darnos lygtimi geometriškai, taip pat ir matematiškai:

- a) kai sriegio vijos yra sukibusios visu profiliu,
- b) kai sriegio vijos yra sukibusios ne visu profiliu.

2. Diferencialinių lygčių sprendinių – vijų apkrovų ir vidinių lenkimo momentų – skaitinės reikšmės, nustatytos analitiniu ir Rungės – Kutto metodais visame srieginės jungties ilgyje, skiriasi nežymiai, ne daugiau kaip 1 %.

3. Lyginant necentriškai tempiamos smeigės sriegio maksimalių vietinių įtempių reikšmes, apskaičiuotas taikant sudarytą analitinį modelį, su eksperimentinėmis reikšmėmis, gautomis fototamprumo metodu (Burguete ir Patterson, 1994), nustatytas šių reikšmių skirtumas sudaro apie 5 %.

4. Sudarytas trijų ruožų srieginės jungties modelis yra tinkamas necentrinio apkrovimo ir nukrovimo atvejams, kai pusvijų poros, esančios priešingose jungties pusėse, deformuojamos viena kryptimi – apkraunamos arba nukraunamos ir apriešingose jungties pusėse turi tą pačią paslankumo reikšmę.

5. Daugiariožis srieginės jungties modelis yra tinkamas ir po įveržimo lenkiamų jungčių atvejui, kai pusvijų poros, esančios priešingose jungties pusėse, deformuojamos priešingomis kryptimis ir turi skirtingus paslankumus.

6. Skaičiavimai, atlikti naudojant sudarytus modelius jungčiai M16, pagaminti iš plieno 25X1MΦ, su apkrova $\sigma_{t,nom}/R_{p0,02} = 0,6$ ir $\sigma_{b,nom,max}/R_{p0,02} = 0,31$ davė tokius rezultatus:

a) nustatyta, kad vijų apkrovos q_h , atsiradusios pavojingoje jungties srityje lenkiant ją po įveržimo, vienoje jungties pusėje yra 14,2 % mažesnės, o kitoje 48,3 % didesnės už vijų apkrovą q_b , atsiradusias tik dėl lenkimo jungties necentrinio tempimo atveju.

b) nustatyta, kad po įveržimo lenkiamos jungties atveju, vienoje pusėje nuo NL suminė pusvijų apkrova $q_t + q_h$ yra mažesnė apie 6 %, o kitoje – 11 %, lyginant su apkrovomis $q_t + q_b$, kurios veikia jungties necentrinio tempimo atveju.

c) maksimalios vietinių įtempių reikšmės, esant įvairioms vijų sraigtinės linijos fazėms, susidaro skirtinguose lenkiamos smeigės skerspjūviuose. Didžiausių vietinių įtempių smeigėje atsiranda, kai vijų sraigtinė linija yra fazėje I , ir jie daugiausiai 8% viršija vietinių įtempių reikšmes, nustatytas visiems kitiems atvejams.

d) smulkaus žingsnio atveju, kai $P = 1$ mm, vietinis įtempis smeigėje yra 21,8 % mažesnis, negu stambaus žingsnio atveju, kai $P = 2$ mm.

Cikliškai lenkiamų srieginių jungčių ilgaamžiškumas

Šiame skyriuje nustatyti smeigės lenkimo įrašos, vijų apkrovos bei vietinių įtempių ciklo parametrai, įvertinant vijų paslankumo savybių įtaką apkrovos sriegio vijose pasiskirstymui. Remiantis palyginimu su eksperimentiniais rezultatais, patikrinta galimybė taikyti lenkimo apkrovos pasiskirstymo sriegyje duomenis modifikuoto norminio mažaciklio ilgaamžiškumo skaičiavimo metodikoje. Šiam palyginimui atlikti skaičiavimai pagal norminę metodiką (RF normos 1989), nevertinant apkrovos pasiskirstymo vijose, ir skaičiavimai pagal modifikuotą norminę metodiką, anksčiau patikrintą, naudojant cikliškai tempiamų srieginių jungčių ilgaamžiškumo eksperimentinius duomenis. Skyriuje pateiktas po įveržimo lenkiamų srieginių jungčių M16 mažaciklio ilgaamžiškumo skaičiavimo duomenų palyginimas su eksperimentiniais rezultatais, anksčiau gautais VGTU stiprumo mechanikos laboratorijoje. Skyriaus medžiaga paskelbta atoriaus straipsniuose (Juchnevičius, Krenevičius 2011a), (Ž. Juchnevičius, A. Krenevičius 2011b).

4.1. Vijų paslankumo savybių įtaka

Antrame skyriuje pateikti eksperimentiniai vijų poros tempimo bandymai parodė, kad vijų poros paslankumo reikšmė apkraunant pirmą kartą yra apie 2–2,4 kartus didesnė už tą, kurią ji turi nukraunant ir po to pakartotinai apkraunant–nukraunant. Į šią vijų paslankumo savybę turi būti atsižvelgta, nustatant visų smeigę veikiančių apkrovų ciklo parametrus, kai nagrinėjamas ciklinis stiprumas.

Pagal vijų deformavimo krypties požymius lenkiamos jungties apkrovimo būvių klasifikacija pateikta žemiau.

1. Įveržimas – centriškas arba necentriškas tempimas. Necentriškas tempimas įveržiant galimas tik toks, kai abiejose pusėse nuo NL (NL – atsižvelgiant tik lenkimą) suminė vijų apkrova didėja.

2. Necentrinis tempimas pirmajame pusciklyje:

2a, kai abiejose pusėse nuo NL suminė pusvijų apkrova didėja (skirtingu greičiu) – tinka trijų ruožų ir daugiaruožis modeliai;

2b, kai visos pusvijos, esančios vienoje pusėje nuo NL, suminė apkrova didėja, o kitoje mažėja – tinka daugiaruožis modelis;

2c, kai mažesnėje pusvijos dalyje, esančioje vienoje pusėje nuo NL, suminė apkrova mažėja, o likusioje vijos dalyje didėja; – tinka daugiaruožis modelis su papildomais nežinomaisiais z_{0j} ir z_{Hj} (disertacijoje šis atvejis nenagrinėjamas).

3. Lenkimas po įveržimo pirmajame pusciklyje:

3a, vienpusis ciklinis lenkimas – tinka daugiaruožis modelis;

3b, dvipusis simetrinis ciklinis lenkimas – tinka daugiaruožis modelis;

3c, dvipusis asimetrinis ciklinis lenkimas – tinka daugiaruožis modelis.

4. Kartotinis lenkimas:

4a, veikiant necentriniam cikliniam tempimui;

4b, veikiant cikliniam lenkimui po įveržimo;

4a ir 4b atvejams tinka trijų ruožų ir daugiaruožis modeliai.

Tais atvejais, kai apkrovimo būvių klasifikacijoje nurodyti trijų ruožų ir daugiaruožis modeliai, racionaliau yra naudoti trijų ruožų modelį, dėl mažesnės matematinių veiksmų apimtys. Visais atvejais ten, kur suminė vijų apkrova didėja pirmą kartą, imama vijų poros paslankumo reikšmė yra γ_f . Visais kitais atvejais reikia vartoti reikšmę γ_r .

Kai srieginė jungtis necentriškai tempiama pirmą kartą – tempiama ir lenkiama pirmame apkrovimo pusciklyje – tuomet abiejose pusėse nuo neutraliosios plokštumos sriegio pusvijų apkrova palaipsniui didėja, bet skirtingu greičiu. Abiejose jungties pusėse pusvijų porų paslankumas yra vienodas, o jo reikšmė, pirmą kartą apkraunant, yra γ_f .

Kai įveržta jungtis pirmą kartą patiria tik lenkimą, tuomet vienoje pusėje nuo neutraliosios plokštumos sriegio pusvijų apkrova padidėja ir jų deformavimą lemia paslankumas, kurio reikšmė yra γ_f . Kitoje pusėje pusvijų paslankumas γ_r yra apie du kartus mažesnis, nes čia jos nukraunamos. Tokį apkrovimą įveržta jungtis patiria pirmame lenkimo pusciklyje.

Kai vyksta įveržtos jungties ciklinis lenkimas arba necentrinis ciklinis tempimas, tuomet abiejose pusėse nuo neutraliosios plokštumos pusvijos cikliškai apkraunamos arba nukraunamos. Šiuo atveju, nusistovėjusiame apkrovimo cikle, abiejose jungties pusėse pusvijų porų paslankumo reikšmė yra vienoda – γ_r .

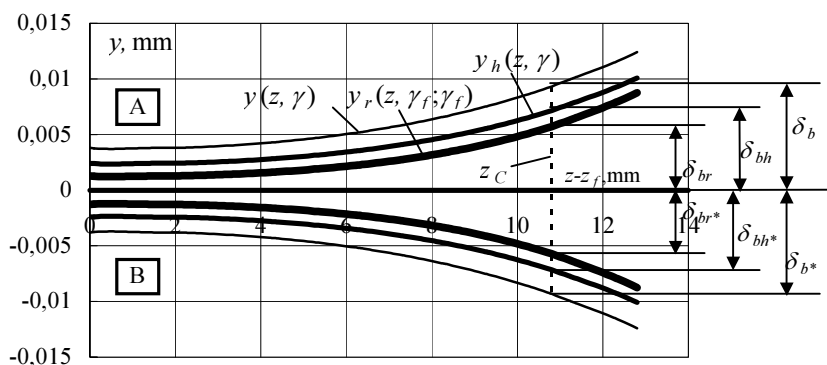
Sriegio vijų paslankumo savybių įtaką, atspindi vijų įlinkių ir vijų apkrovų pasiskirstymo jungtyje M16×2 grafikai (4.1 pav.). Skaiciavimui buvo panaudotos tokios išorinės apkrovos, kad smeigės nominalaus maksimalaus įtempio santykis su medžiagos takumo įtempio, kuris susidaro dėl jėgos F_t poveikio, būtų $\sigma_{t,nom,max}/R_{p0,02} = 0,6$, o smeigės nominalaus maksimalaus įtempio santykis su medžiagos takumo įtempio, kuris susidaro dėl lenkimo momento M_f poveikio, būtų $\sigma_{b,nom,max}/R_{p0,02} = 0,31$.

4.1 a paveiksle jungties A ir B pusėms parodyti tokie vijų įlinkių amplitudžių funkcijų grafikai: $y_r(z)$ – įveržtai jungčiai nusistovėjusio lenkimo ciklo atvejui, $y_h(z)$ ir $y_{h*}(z)$ – įveržtai jungčiai, kuri lenkiama pirmajame pusciklyje, $y(z)$ – pirmą kartą necentriškai tempiamai jungčiai (tempiamai ir lenkiamai pirmajame pusciklyje). Visos vijų įlinkių amplitudžių funkcijos, esančios A ir B jungties pusėse, turi lygiagretaus išsidėstymo pobūdį ir yra simetriškos. Tai atitinka tamprųjų smeigės šerdies ir veržlės sienelės deformavimą, atsirandantį lenkiant. Smeigės šerdies ir veržlės sienelės sluoksniai jungties A ir B pusėse turi simetriškas – vienodo didumo deformacijas ir poslinkius su priešingais ženklais. Simetriškai besideformuodamos šios detalės verčia ir vijas deformuoti simetriškai, net ir tuo atveju, kai vijų paslankumas abiejose jungties pusėse yra skirtingas ($y_h(z) = -y_{h*}(z)$).

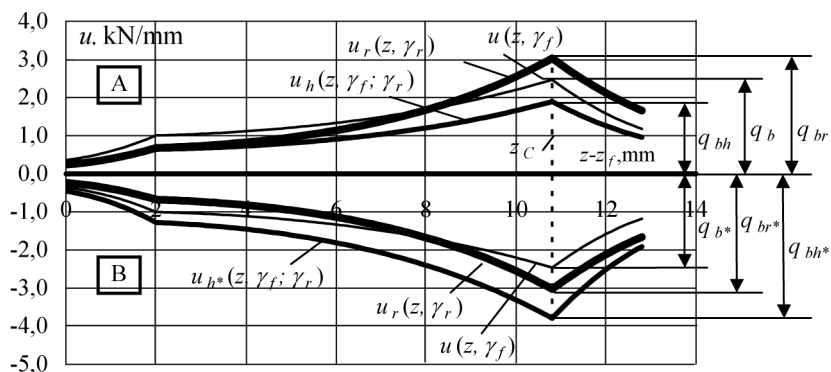
4.1 a paveiksle parodytų grafikų jungties A pusei palyginimas parodė, kad vijų įlinkių amplitudžių funkcijos reikšmė $y_r(z = z_c)$ ties veržlės atrama, nustatyta įveržtai jungčiai nusistovėjusio lenkimo ciklo atvejui, yra 0,86 karto mažesnė už reikšmę $y_h(z = z_c)$, nustatytą atvejui, kai įveržta jungtis lenkiama pirmajame pusciklyje. Vijų įlinkių amplitudžių funkcijos reikšmė $y(z = z_c)$, nustatyta pirmą kartą necentriškai tempiamos jungties atvejui, yra didesnė už $y_h(z = z_c)$ 1,25 karto.

Jungties B pusėje, kur vijų įlinkiai neigiami, vijų įlinkių amplitudžių funkcijos yra tokio pat didumo, kaip jungties A pusėje.

4.1 b paveiksle jungties A ir B pusėms parodyti tokie vijų apkrovų amplitudžių funkcijų grafikai: $u_r(z)$ – įveržtai jungčiai nusistovėjusio lenkimo ciklo atvejui, $u_h(z)$ ir $u_{h*}(z)$ – įveržtai jungčiai, kuri lenkiama pirmajame pusciklyje, $u(z)$ – pirmą kartą necentriškai tempiamai jungčiai. Šių grafikų išsidėstymą lemia vijų porų paslankumo reikšmės, kurias vijos turi jungties A ir B pusėse, nepamirštant kad $\gamma_f > \gamma_r$.



a



b

4.1 pav. Jungties M16×2 vijų įlinkių (a) ir vijų apkrovų (b) amplitudžių funkcijos

Fig. 4.1. Amplitude functions of turn pair loads (a) and of deflections (b)

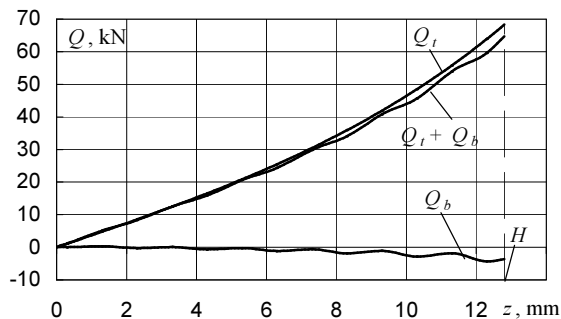
Kai abiejose jungties pusėse vijų paslankumas vienodas, vijų apkrovų amplitudžių funkcijų grafikai ($u_r(z)$ ir $u(z)$) yra simetriški. Tais atvejais, kai abiejose jungties pusėse vijų paslankumas nėra vienodas, vijų apkrovų amplitudžių funkcijų grafikai ($u_h(z)$ ir $u_h^*(z)$) išsidėsto nesimetriškai. Pavojingoje jungties srityje, ties veržlės atrama, vijų apkrovų amplitudžių funkcijų reikšmės A pusėje išsidėsto tokia tvarka: $u_r(z_c) > u(z_c) > u_h(z_c)$. Jungties B pusėje atitinkamų reikšmių absoliutiniai dydžiai sudaro seką: $u_h^*(z_c) > u_r(z_c) > u(z_c)$. Kadangi funkcijos $u_h(z)$ ir $u_h^*(z)$ aprašo vijų būvį tik pirmajame lenkimo pusciklyje ir $u_r(z) > u(z)$, tai tikrinant ciklinį jungties stiprumą pagal nusistovėjusį ciklą, vijų apkrovos amplitudę reikia skaičiuoti taikant funkciją $u_r(z_c)$ ir vijų paslankumo reikšmę γ_r abiem jungties pusėms. Turėtume pastebėti, kad cikliniam skaičiavimui abiejose

jungties pusėse vartojant vijų paslankumo reikšmę γ_f ir vijų apkrovos amplitudės funkciją $u(z)$, atsiranda žymi paklaida. Ties jungties atrama $u(z_c)$ reikšmė yra 27 % mažesnė už $u_r(z_c)$ reikšmę.

4.1 b paveikslėlyje matyti, kad jungtis, kuri po įveržimo lenkiama pirmą kartą, tempiamoje pusėje (jungties pusėje A) turi gerokai mažesnes vijų apkrovų reikšmes, lyginant su vijų apkrovomis jungties „gniuždomoje“ pusėje (jungties pusėje B). Šių apkrovų santykis yra tokio pat didumo, kokį turi paslankumų γ_f ir γ_r santykis. Kadangi $\gamma_f/\gamma_r \approx 2$, tai $u_{h*}(z_c)/u_h(z_c) \approx 2$. Šie rezultatai leidžia manyti, kad jungties skerspjūviuose ir jungties gale atsiranda papildoma ašinė jėga $Q_b(z_j)$, kuri veikia priešinga įveržimui kryptimi ir jį mažina. Formulės šios jėgos ir jos prieauglio ruože j skaičiavimui yra gautos tokiu būdu:

$$\begin{aligned} \Delta Q_b(z_j) &= \int_0^{z_j} q_b(z_j) dz_j = \frac{1}{\gamma} \int_0^{z_j} [A_j \sinh(n_j z_j) + B_j \cosh(n_j z_j)] \cdot \sin(cz_j) dz_j = \\ &= \frac{A_j}{\gamma(n_j^2 + c^2)} [n_j \cosh(n_j z_j) \sin(cz_j) - c \cdot \sinh(n_j z_j) \cos(cz_j)] + \\ &+ \frac{B_j}{\gamma(n_j^2 + c^2)} [n_j \sinh(n_j z_j) \sin(cz_j) - c \cdot \cosh(n_j z_j) \cos(cz_j)], \end{aligned} \quad (4.1)$$

$$Q_b(z_j) = \sum_{j=1}^{j-1} \Delta Q_b(H_j) + \Delta Q_b(z_j). \quad (4.2)$$



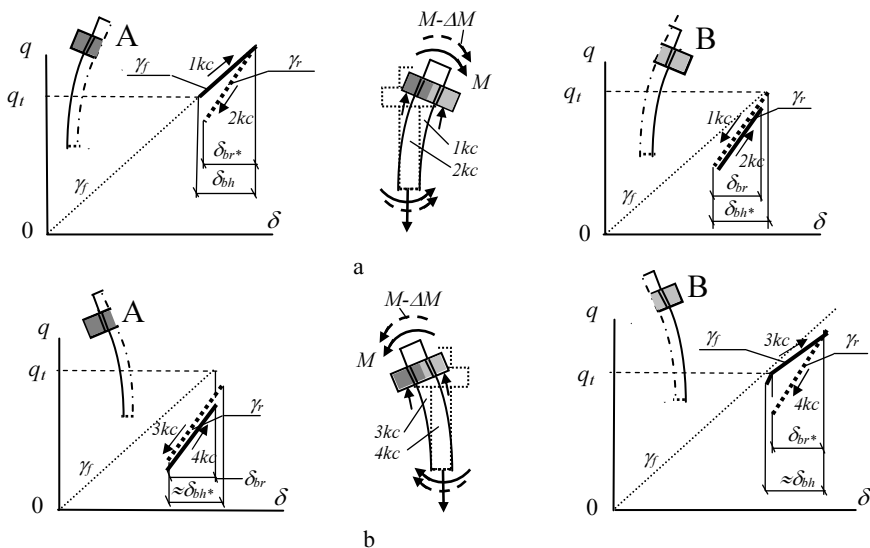
4.2 pav. Įveržimo jėgos sumažėjimas dėl lenkimo jungtyje M16×2

Fig. 4.2. Decrease of the force of tightening due to bending in joint M16×2

Apkrovus įveržtą jungtį M16×2 lenkimu įveržimo jėga ties koordinate $z = H$ sumažėja apie 5% (pav. 4.2).

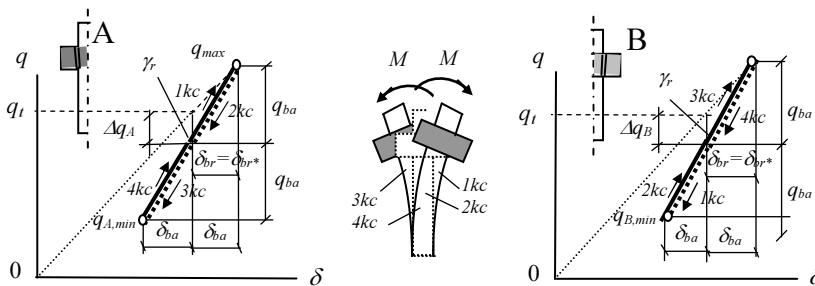
4.2. Sriegio vijų ciklinio apkrovimo schemas

4.3–4.7 paveiksluose parodytos vijų poros apkrovimo schemas jungties lenkimo pradžioje ir pasikartojančio lenkimo cikle. 4.1 paveiksle ir visuose šio skyriaus paveiksluose vijų ilminių ir vijų apkrovų žymenys atitinka 4.1 paveiksle naudojamus žymėjimus. Srieginės jungties dalis, esanti vienoje neutraliosios plokštumos pusėje, kurioje vyksta vijų apkrovos padidėjimas 1-ame ciklo ketvirtyje (paveiksluose – $1kc$) arba 1-ame pusciklyje (paveiksluose – $1pc$), pažymėta simboliu A. Kita pusė pažymėta simboliu B.



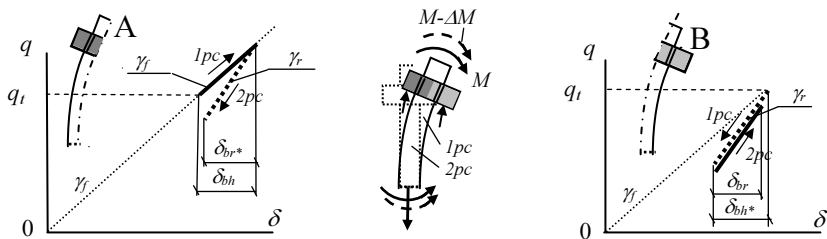
4.3 pav. Srieginės jungties dvipusis lenkimas: vijų poros apkrovimas pirmajame (a) ir antrajame (b) lenkimo pusciklyje

Fig. 4.3. Two-side bending of the threaded connection: turn pair loading in the first (a) and in the second (b) bending semicycle



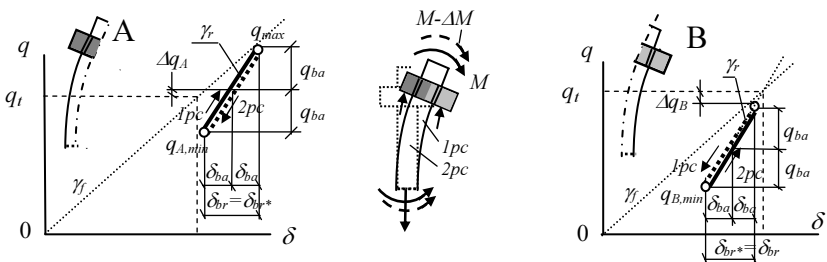
4.4 pav. Jungties vijų poros apkrovimas pasikartojančiame dvipusio lenkimo cikle

Fig. 4.4. Turn pair loading in the repetitive two-sided bending cycle of joint



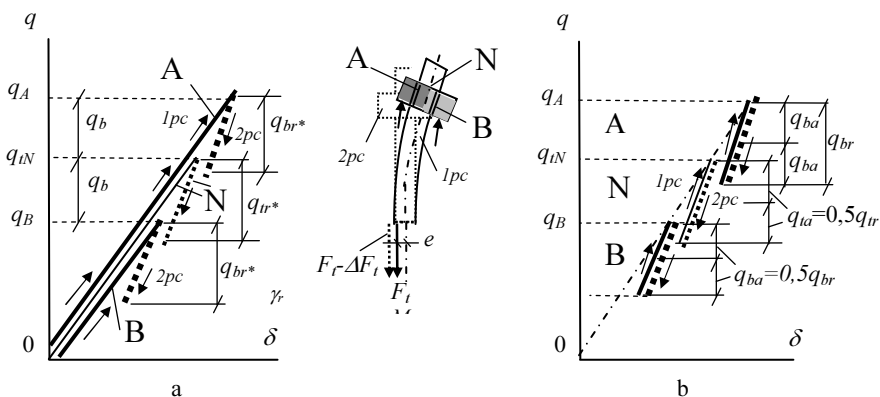
4.5 pav. Srieginės jungties vienpusis lenkimas: vijų poros apkrovimas pirmajame ir antrajame lenkimo pusciklyje

Fig. 4.5. Single-side bending of the threaded connection: turn pair loading in the first and in the second bending semicycle



4.6 pav. Jungties vijų poros apkrovimas pasikartojančiame vienpusio lenkimo cikle

Fig. 4.6. Turn pair loading in the repetitive single-sided bending cycle of joint



4.7 pav. Srieginės jungties necentrinis tempimas: vijų poros pirmas apkrovimo ciklas (a), vijų poros pasikartojantis apkrovimo ciklas (b)

Fig. 4.7. Eccentric tension of threaded connection: first loading cycle of the turn pair(a), repetitive loading cycle of the turn pair (b)

4.7 b paveiksle ciklinės vijų apkrovos parodytos tokiam atvejui, kai jungtis įveržiant yra necentriškai tempiama ir eksploatavimo metu dar patiria necentrišką ciklinį apkrovimą.

4.3. Smeigės apkrovų ciklo parametrai

Remiantis vijų porų apkrovimo schemomis, kurios pateiktos paveiksluose 4.3–4.6, galima matematinėmis formulėmis išreikšti pagrindinius vijų ciklinio apkrovimo parametrus. Toliau pateiktos formulės necentrinio tempimo ciklo vijų apkrovų ir smeigės įrašų parametrams apskaičiuoti:

$$q_{\max}(z) = q_{ll}(z) + q_{l,1}(z) + q_{b,1}(z), \quad q_{\min}(z) = q_{\max}(z) - 2q_{rb,a}(z), \quad (4.3)$$

$$q_{b,1}(z) = u(z) \sin(cz), \quad (4.4)$$

$$q_a(z) = q_{rl,a}(z) + q_{rb,a}(z), \quad q_{rb,a}(z) = \frac{1}{2} u_r(z) \sin(cz), \quad (4.5)$$

$$M_{\max}(z) = M_{ll}(z) + R \int_{z_0}^z u(z) \sin^2(cz) dz, \quad M_{\min}(z) = M_{\max}(z) - 2M_{r,a}(z), \quad (4.6)$$

$$M_{r,a}(z) = \frac{1}{2} \left[R \int_{z_0}^z u_r(z) \sin^2(cz) dz \right], \quad (4.7)$$

$$Q_{\max}(z) = Q_{ll}(z) + \int_{z_0}^z q_{ll}(z) dz, \quad Q_{\min}(z) = Q_{\max}(z) - 2Q_a(z), \quad (4.8)$$

$$Q_{r,a}(z) = \frac{1}{2} \left[\int_{z_0}^z q_{rl}(z) dz \right]. \quad (4.9)$$

Vijų apkrovų ir smeigės įrašų parametrai simetrinio dvipusio lenkimo ciklui yra tokie:

$$q_{\max}(z) = q_{ll}(z) + q_{b,1}(z) = q_{ll}(z) + u_h(z) \sin(cz), \quad (4.10)$$

$$q_{\min}(z) = q_{\max}(z) - 2q_{rb,a}(z), \quad q_{rb,a}(z) = u_r(z) \sin(cz), \quad (4.11)$$

$$M_{\max}(z) = R \int_{z_0}^z u_h(z) \sin^2(cz) dz, \quad M_{\min}(z) = M_{\max}(z) - 2M_{r,a}(z), \quad (4.12)$$

$$M_{r,a}(z) = R \int_{z_0}^z u_r(z) \sin^2(cz) dz . \quad (4.13)$$

Vijų apkrovų ir smeigės įrašų parametrai vienpusio lenkimo ciklui yra tokie:

$$q_{\max}(z) = q_{tt}(z) + q_{b,1}(z) = q_{tt}(z) + u_h(z) \sin(cz) , \quad (4.14)$$

$$q_{\min}(z) = q_{\max}(z) - 2q_{rb,a}(z) , \quad q_{rb,a}(z) = \frac{1}{2} u_r(z) \sin(cz) , \quad (4.15)$$

$$M_{\max}(z) = R \int_{z_0}^z u_h(z) \sin^2(cz) dz , \quad M_{\min}(z) = M_{\max}(z) - 2M_{r,a}(z) , \quad (4.16)$$

$$M_{r,a}(z) = \frac{1}{2} R \int_{z_0}^z u_r(z) \sin^2(cz) dz . \quad (4.17)$$

Šiame skyriuje pateiktose formulėse ašinės apkrovos ir ašiniai įtempiai, kurie smeigėje atsiranda įveržimo metu, pažymėti indeksu tt . Ciklo maksimalus ir minimalus parametrai bei amplitudė atitinkamai pažymėti su indeksais – max , min , a . Bet kurių parametru pokytis po pirmojo apkrovimo pirmajame pusciklyje turi indeksą – 1. Apkrovimo ciklo parametrai, kurie kinta dėl ašinės jėgos pokyčio, pažymėti indeksu t .

4.4. Smeigės vietinių įtempių ciklo parametrai

Atominės energetikos pramonėje įrengimų skaičiavimo normos (RF normos 1989) įtempių koncentracijos zonose sriegio įdubos ciklinis stiprumas įvertinamas pagal vietinius sąlyginius tampriuosius įtempius σ^* . Šiose normose vietiniai sąlyginiai tamprieji įtempiai smeigėi apskaičiuojami nepaisant apkrovos pasiskirstymo vijose ir taikant vieną įtempių koncentracijos koeficientą. Šiame darbe smeigės vietiniai sąlyginiai tamprieji įtempiai, kuriais remiamasi skaičiuojant norminį srieginių jungčių ciklinį ilgąamžiškumą, nustatomi pagal įveržimo ir lenkimo apkrovų pasiskirstymo sriegyje duomenis.

Cikliškai lenkiamos srieginės jungties mažaciklis ilgąamžiškumas nustatomas pasitelkiant pavojingą smeigės skerspjūvio vietinių įtempių ciklo parametrus. Pavojinguoju skerspjūviu laikomas didžiausią įtempių kitimo amplitudę patiriantis smeigės skerspjūvis, kurio koordinatė žymima z_C . Smeigės sriegio vietinių įtempių ciklo parametrai nustatomi pagal vijų apkrovos ir vidinio lenkimo momento pasiskirstymą, kuris atsiranda vijų sraigtinei linijai esant fazėje I .

Lyginant su kitų fazių atvejais, pirmos (I) vijų sraigtinės linijos fazės atveju smeigė pavojingajame skerspjūvyje turi didžiausią maksimalių vietinių įtempių reikšmę.

Vietinių įtempių parametrai necentrinio tempimo cikle yra tokie:

$$\sigma_{\max}^*(z) = \sigma_{II}^*(z) + \sigma_{I,1}^*(z) + \sigma_{b,1}^*(z), \quad \sigma_{\min}^*(z) = \sigma_{\max}^*(z) - 2\sigma_a^*(z), \quad (4.18)$$

$$\sigma_{II}^*(z) = K_{I,m} \frac{q_{II}(z) \cdot P}{f} + K_{I,0} \frac{Q_{II}(z)}{A_s}, \quad (4.19)$$

$$\sigma_{I,1}^*(z) = K_{I,m} \frac{q_{I,1}(z) \cdot P}{f} + K_{I,0} \frac{Q_{I,1}(z)}{A_s}, \quad (4.20)$$

$$\sigma_{b,1}^*(z) = K_{b,m} \frac{q_{b,1}(z) \cdot P}{f} + K_{b,0} \frac{M_1(z)}{I_s} R_v \sin(cz), \quad (4.21)$$

$$\sigma_a^*(z) = \sigma_{I,a}^*(z) + \sigma_{b,a}^*(z), \quad \sigma_{I,a}^*(z) = K_{I,m} \frac{q_{I,a}(z) \cdot P}{f} + K_{I,0} \frac{Q_{I,a}(z)}{A_s}, \quad (4.22)$$

$$\sigma_{ba}^*(z) = K_{b,m} \frac{q_{rb,a}(z) \cdot P}{f} + K_{b,0} \frac{M_{r,a}(z)}{I_s} R_v \sin(cz). \quad (4.23)$$

Vietinių įtempių parametrai dvipusio ir vienpusio lenkimo cikle yra tokie:

$$\sigma_{\max}^*(z) = \sigma_{II}^*(z) + \sigma_{b,1}^*(z), \quad \sigma_{\min}^*(z) = \sigma_{\max}^*(z) - 2\sigma_a^*(z), \quad (4.24)$$

$$\sigma_{II}^*(z) = K_{I,m} \frac{q_{II}(z) \cdot P}{f} + K_{I,0} \frac{Q_{II}(z)}{A_s}, \quad (4.25)$$

$$\sigma_{b,1}^*(z) = K_{b,m} \frac{q_{b,1}(z) \cdot P}{f} + K_{b,0} \frac{M_1(z)}{I_s} R_v \sin(cz), \quad (4.26)$$

$$\sigma_a^*(z) = K_{b,m} \frac{q_{rb,a}(z) \cdot P}{f} + K_{b,0} \frac{M_{r,a}(z)}{I_s} R_v \sin(cz). \quad (4.27)$$

4.5. Modifikuoto norminio mažaciklio ilgaamžiškumo skaičiavimo taikymas cikliškai lenkiamoms srieginėms jungtims

Šiame skyriuje pateiktas norminio ir modifikuoto norminio lenkiamų jungčių mažaciklio ilgaamžiškumo skaičiavimo rezultatų palyginimas su eksperimentiniais duomenimis.

Normose cikliniam ilgaamžiškumui skaičiuoti yra pateiktos dvi Kofino – Mensono – Langerio tipo formulės. Mažesnioji apkrovimo ciklų skaičiaus iki plyšio atsiradimo smeigėje N_0 reikšmė, nustatyta iš dviejų apskaičiuotų pagal šias formules, laikoma skaičiavimo rezultatu. Šių formulių išraiškos yra tokios:

$$\sigma_a^* = \frac{E_{1s}e_c}{(4N_0)^m} + \frac{R_{-1}}{1 + (R_{-1}/R_m)[(1+r_c)/(1-r_c)]}, \quad (4.28)$$

$$\sigma_a^* = \frac{E_{1s}e_c}{(4N_0)^m} + \frac{R_c}{(4N_0)^{m_e} + [(1+r_c)/(1-r_c)]}, \quad (4.29)$$

čia R_{-1} yra medžiagos patvarumo riba, e_c yra medžiagos plastiškumo rodiklis, nustatomas įvertinant standartinio tempiamo cilindrinio bandinio skerspjūvio ploto pokytį Z , R_c yra medžiagos stiprumo rodiklis, nustatomas įvertinant stiprumo ribos R_m reikšmę, m ir m_e laipsnio rodikliai ($m_e = 0,132 \lg[(R_m/R_{-1})(1+4 \cdot 10^{-2}Z)]$), r_c yra sriegio vietinių įtempių asimetrijos koeficientas, σ_a^* yra sąlyginių tamprųjų vietinių įtempių amplitudė, kuri normose nustatoma pagal formules: $\sigma_a^* = K_\sigma \sigma_{a,nom}$ ir $K_\sigma = 1 + 1,57\sqrt{P/R_r}$, kuriose K_σ yra smeigės sriegio įtempių koncentracijos koeficientas, $\sigma_{a,nom}^*$ yra smeigės nominalaus įtempio amplitudė, R_r yra sriegio įdubos apvalinimo spindulys.

Pasitelkus cikliškai lenkiamos smeigės sriegyje pasiskirsčiusių įtempių $\sigma_{ba}^*(z)$ reikšmes galima apskaičiuoti ciklų skaičių iki plyšio atsiradimo $N_0(z)$ bet kuriai sriegio įdubai, kurios padėtį apibrėžia koordinatė z , taip pat ir pavojingajai sriegio įdubai su koordinate z_C . Anksčiau tokia galimybė cikliškai tempiamos jungties atvejui patikrinta taikant modifikuotą norminę formulę (Krenevičius, Leonavičius 2008), kurios išraiška yra tokia:

$$\sigma_a^*(z_C) = \frac{E_{1s}e_c}{[4N_0(z_C)]^m} + \frac{R_c}{[4N_0(z_C)]^{\bar{m}_e} + \frac{1+r_c}{1-r_c}}, \quad (4.30)$$

čia $\bar{m}_e = 0,78(Z10^{-2}) - 0,26(R_m10^{-3})$ yra koreguotas norminės formulės (4.29) laipsnio rodiklis, kurio taikymo galimybė įsitikinta, sulyginus 294 cikliškai tem-

piamų srieginių jungčių M16, M20 ir M42 ilgaamžiškumo eksperimentinius duomenis su atitinkamais ciklinio ilgaamžiškumo skaičiavimo rezultatais.

Cikliškai lenkiamos jungties atvejui norminių formulių (4.28) bei (4.29) ir modifikuotos norminės formulės (4.18) taikymas patikrintas sulyginus cikliškai lenkiamų jungčių M16×2 ilgaamžiškumą iki plyšio atsiradimo $N_{0,exp}(z_C)$ su atitinkamais ciklinio ilgaamžiškumo skaičiavimo rezultatais, su $N_{0,skaič}(z_C)$ reikšmėmis.

Palyginimui remtasi cikliškai lenkiamų jungčių M16×2 (pagamintų iš plieno 25X1MF) ilgaamžiškumo tyrimo rezultatais, anksčiau atliktais VGTU stiprumo mechanikos bandymų laboratorijoje. Eksperimentinis 3–6 mm ilgio makroplyšio atsiradimas (sriegio įdubos perimetre) buvo nustatomas magnetiniu liuminescenciniu metodu. Plyšio ilgio matavimai atliekami bandymo pertraukose periodiškai išardžius srieginę jungtį. Atlikus matavimą, ji surenkama į pradinį būvį tolesniam bandymui.

Eksperimentais tirtų ir skaičiavimais tikrintų srieginių jungčių (veržlė – smeigė – veržlė) M16 ciklinio apkrovimo parametrai pateikti 4.1 lentelėje.

4.1 lentelė. Srieginių jungčių Ciklinio apkrovimo parametrai

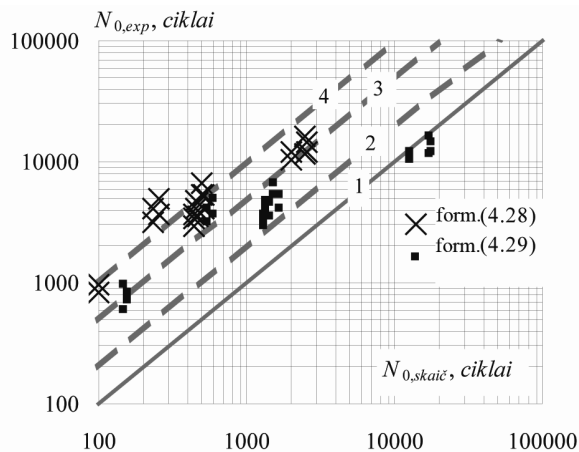
Table 4.1. Parameters of cyclical loading of the threaded connections

Bandinio Nr.	$\frac{\sigma_{t,nom}}{R_{p0,02}}$	$\frac{\sigma_{b,nom}}{R_{p0,02}}$	$r = \frac{\sigma_{min,nom}}{\sigma_{max,nom}}$	Lekimo pobūdis
1	0,74	0,4	0,30	dvipusis
2	0,72	0,38	0,30	dvipusis
3	0,69	0,64	0,04	dvipusis
4	0,68	0,62	0,05	dvipusis
5	0,61	0,57	0,52	vienpusis
6	0,64	0,59	0,52	vienpusis
7	0,43	0,294	0,19	dvipusis
8	0,437	0,308	0,19	dvipusis
9	0,59	0,175	0,54	dvipusis
10	0,543	0,162	0,54	dvipusis
11	0,547	0,164	0,54	dvipusis
12	0,65	0,31	0,36	dvipusis
13	0,57	0,31	0,31	dvipusis

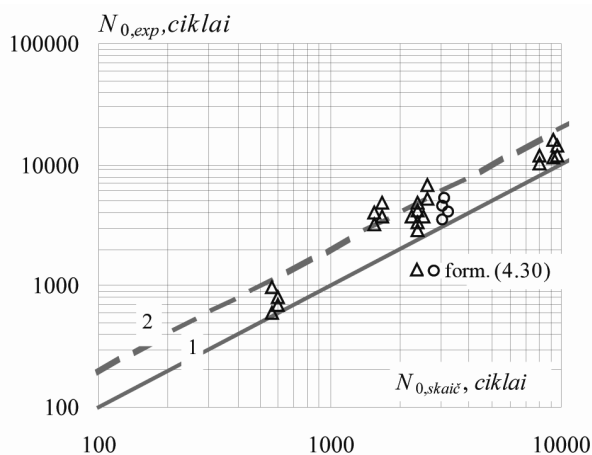
4.8 ir 4.9 paveiksluose parodyta eksperimentinių duomenų ir skaičiavimų, atliktų pagal normų formules (4.28), (4.29) ir (4.30), rezultatų palyginimas. 4.8 ir 4.9 paveiksluose linijos 1, 2, 3, 4 paeiliui išreiškia tokius ciklų skaičių santykius: $N_{0,exp}/N_{0,calc} = 1, 2, 5, 10$. Eksperimentiniai taškai išsidėstę linijoje 1, rodo eksperimentinių ir apskaičiuotų ilgaamžiškumų sutapimą. Pagal visas tris formu-

les beveik visi apskaičiuotieji ilgaamžiškumai yra atsargos pusėje nuo linijos 1. Apskaičiuotos $N_{0,calc}$ reikšmės pagal normų formulę (4.28) ir dauguma reikšmių $N_{0,calc}$, apskaičiuotų pagal formulę (4.29), yra 5–15 ir 2–10 kartų atitinkamai didesnės už eksperimentines $N_{0,exp}$ reikšmes (4.8 pav.). Penki apskaičiuotieji pagal normų formulę (4.29) taškai, kurie atspindi ilgaamžiškumą iki plyšio atsiradimo viršijantį 10^4 ciklų, yra ant linijos 1 arba labai arti jos (4.8 pav.).

Pagal modifikuotą norminę formulę (4.30) apskaičiuotų $N_{0,calc}$ reikšmių išsibarstymas yra gerokai mažesnis. Jos didesnės už eksperimentines $N_{0,exp}$ reikšmes, bet viršija jas daugiausiai apie du kartus (4.9 pav.).



4.8 pav. Jungties M16×2 ciklinio ilgaamžiškumo rezultatų palyginimas
Fig. 4.8. Comparison of cyclic lifetimes for stud-nut connections M16×2



4.9 pav. Plyšio atsiradimas jungties M16×2 smeigės sriegyje
Fig. 4.9. Crack initiation in thread of stud M16×2

Žinant, kad įprastas plieninių glotnių bandinių ir bandinių su koncentratoriais eksperimentinių ciklinio ilgaamžiškumo reikšmių išsibarstymas yra panašaus lygio, galima laikyti, kad skaičiavimas pagal modifikuotą norminę formulę (4.30) yra priimtinas.

4.6. Ketvirtojo skyriaus išvados

1. Kai srieginė jungtis po įveržimo pirmajame pusciklyje necentriškai tempiama taip, kad visame vijų perimetre jų apkrova didėja, tai abiejose jungties pusėse nuo neutraliosios plokštumos pusvijų porų paslankumo reikšmė yra vienoda – γ_f .

2. Kai įveržta jungtis pirmą kartą patiria tik lenkimo apkrovą, tuomet vienoje pusėje nuo neutraliosios plokštumos sriegio pusvijų paslankumo reikšmė yra γ_f , kitoje – γ_r .

3. Kai vyksta įveržtos jungties ciklinis lenkimas arba necentrinis ciklinis tempimas, tuomet abiejose pusėse nuo neutraliosios plokštumos pusvijų porų paslankumo reikšmė yra vienoda – γ . Taikant šią reikšmę, nustatomos pasikartojančio apkrovimo ciklo amplitudės – $q_a(z)$, $M_a(z)$ ir $\sigma_a(z)$.

4. Cikliškai lenkiamų srieginių jungčių pakartotinio ciklo maksimalios apkrovų ir įtempių reikšmės – $q_{max}(z)$, $M_{max}(z)$ ir $\sigma_{max}(z)$ – yra lygios atitinkamoms reikšmėms, nustatytoms pirmojo apkrovimo pusciklio atvejui, įvertinus pusvijų apkrovimo pobūdį ir taikant joms šį pobūdį atitinkančias vijų paslankumo reikšmes.

5. Sudarytas trijų ruožų srieginės jungties modelis yra racionalesnis už daugiaruožį modelį, taikant juos ciklinio necentrinio tempimo atvejams, kai pusvijų, esančių priešingose jungties pusėse, apkrovimo pobūdis yra visuomet vienodas – jos apkraunamos arba nukraunamos.

6. Daugiaruožis srieginės jungties modelis, sudarytas po įveržimo lenkiamų jungčių atvejui, įvertina skirtingą pusvijų, esančių priešingose nuo NL jungties pusėse, apkrovimo pobūdį pirmajame pusciklyje, kai vienoje pusėje jos apkraunamos, o kitoje nukraunamos, ir vienodą pusvijų apkrovimo pobūdį pasikartojančiuose puscikliuose, kai jos apkraunamos arba nukraunamos.

7. Cikliškai lenkiamų srieginių jungčių apkrovos pasiskirstymo sriegio vijose duomenų taikymas mažaciklio ilgaamžiškumo skaičiavimuose gali būti realizuotas naudojant modifikuotą norminę formulę (4.30).

8. Mažaciklis cikliškai lenkiamų srieginių jungčių ilgaamžiškumas (pagal plyšio atsiradimą) iki $2 \cdot 10^4$ ciklų, nustatytas pagal modifikuotą norminę formulę (4.30), yra 2–5 kartus didesnis už ilgaamžiškumo reikšmes, apskaičiuotas pagal normas (RF normos 1989). Jos yra artimos eksperimentinėms ilgaamžiškumo reikšmėms ir jų neviršija.

Srieginių jungčių ciklinio ilgaamžiškumo padidinimas

Šiame skyriuje pateikti du būdai skirti srieginių jungčių cikliniam ilgaamžiškumui padidinti.

Pirmas būdas skirtas cikliškai lenkiamos jungties ilgaamžiškumui padidinti taikant jungties pozicionavimo metodą. Jungties pozicionavimo būdas realizuojamas eksploatavimo metu periodiškai keičiant jungties padėtį lenkimo plokštumos atžvilgiu. Periodiškai sukeičiant vietomis jėgų ir neutraliąją plokštumas, keičiama ir didžiausių ciklinių pažeidimų kaupimo vieta smeigėje. Tokiu būdu smeigės ciklinis ilgaamžiškumas gali būti padidintas iki 2 kartų.

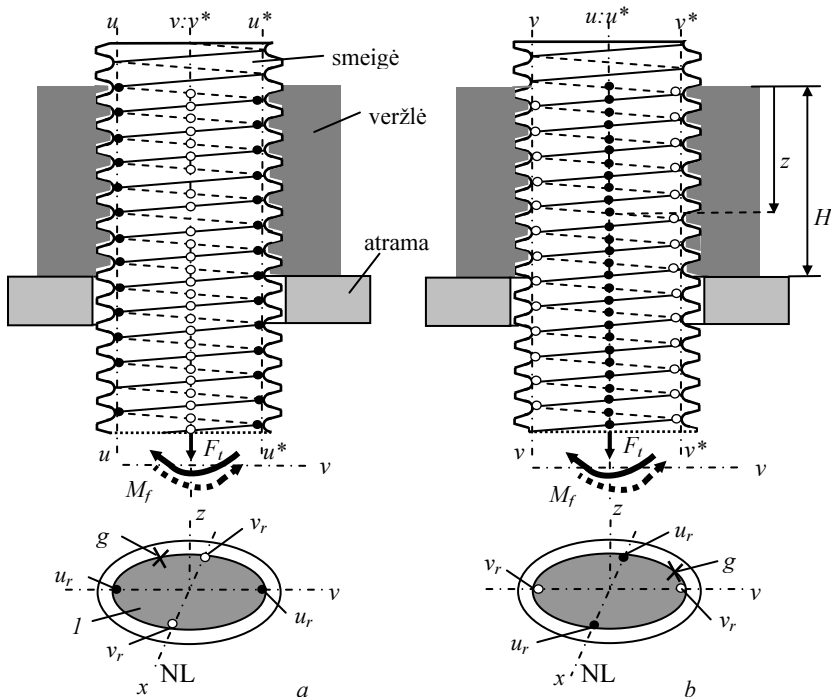
Antras būdas skirtas ašine cikline apkrova veikiamos jungties ilgaamžiškumo padidinimui, kuris yra paremtas smeigės sriegio maksimalių vietinių įtempių sumažinimu. Šis būdas realizuojamas, panaudojant išankstinį srieginės jungties perkrovimą, dėl kurio vijos įgauna liekamuosius įlinkius. Po perkrovimo nukrovus jungtį dėl liekamųjų įlinkių tarp smeigės ir veržlės vijų atsiranda tarpelių. Antrą kartą apkrovus jungtį mažesne jėga, dėl esamų tarpelių jėgos sriegyje persiskirsto ir pirmųjų pavojingųjų vijų apkrova bei vietiniai įtempiai sumažėja.

Skyriaus medžiaga publikuota atoriaus straipsniuose (Krenevičius, Juchnevičius *et al.* 2008, Juchnevičius *et al.* 2009, Krenevičius, Juchnevičius *et al.* 2011d).

5.1. Lenkiamos srieginės jungties pozicionavimo metodas

5.1.1. Ciklinio ilgaamžiškumo padidinimo modelis

Srieginės jungties ilgaamžiškumo padidinimo modelis remiasi sukauptų nuovarginių pažeidimų išlyginimu labiausiai apkrautų vijų įdubose – visame šių vijų perimetre. Metodas realizuojamas eksploataavimo metu periodiškai keičiant jungties padėtį lenkimo plokštumos atžvilgiu. Šiam tikslui nuo įveržimo jėgos F_l atpalaiduota smeigė prieš pradedant kitą apkrovimo periodą pasukama 90° laipsnių kampu apie savo ašį ir vėl įveržiama. 5.1 a ir b paveiksluose yra parodytos dvi jungties padėties *I* ir *II*, kuriose smeigė pakaitomis patiria ciklinę lenkimo apkrovą M_f .



5.1 pav. Jungties ir lenkimo plokštumos tarpusavio padėties: padėtis *I* (a), padėtis *II* (b)
Fig. 5.1. Positions of connection respect to bending plane: position *I* (a), position *II* (b)

Padėtyje *I* ekstremalių nominalių ir maksimalių vietinių įtempių dėl lenkimo atsiranda smeigės sriegio įdubose, kurias liečia linijos u ir u^* (juodi taškai

5.1 pav.). Kiekviena įduba, kurią žymi baltas taškas, yra ant atitinkamos neutraliosios skerspjūvio linijos, kur įtempių dėl lenkimo neatsiranda. Visus šiuos taškus jungia vertikalios linijos v ir v^* . Kai jungtis eksploatuojama padėtyje II , vijų įdubos, kurios yra linijose u , u^* , yra susikeitusios vietomis su vijų įdubomis, kurios yra linijose v , v^* . Padėtyje II ekstremalių įtempių dėl lenkimo atsiranda smeigės sriegio įdubose, kurias liečia linijos v ir v^* . Taigi, padėtyje I cikliniai pažeidimai intensyviausiai yra kaupiami taškuose u ir u^* , jų neatsiranda taškuose v ir v^* . Padėtyje II (priešingai negu padėtyje I) cikliniai pažeidimai intensyviausiai yra kaupiami smeigės taškuose v ir v^* ir jų neatsiranda taškuose u ir u^* . Bet kuriame tarpiniame taške g (5.1 pav.) cikliniai pažeidimai kaupiami eksploatuojant jungtį abiejose srieginės jungties padėtyse.

Tarkime, kad plyšio atsiradimas smeigės sriegyje priklauso tik nuo sukaupėtų ciklinių pažeidimų pavojinguose taškuose u_r ir v_r , kurie yra išeinančių iš sukibimo vijų srityje ties veržlės atrama. Jeigu jungtis būtų eksploatuojama tik padėtyje I , tai plyšys anksčiausiai atsirastų įduboje u_r , tarkime, po $N_{I,0}$ apkrovimo ciklų. Kitu atveju, jeigu jungtis būtų eksploatuojama tik padėtyje II , tai plyšys anksčiausiai atsirastų įduboje v_r , tarkime, po $N_{II,0}$ apkrovimo ciklų. Kai srieginė jungtis eksploatuojama periodiškai keičiant jos padėtį lenkimo plokštumos atžvilgiu, t. y. pakaitomis padėtyse I ir II , tai pažeidimai kaupiami taškuose u_r ir v_r vyksta tik jiems esant vienoje padėtyje: taške u_r , esant jungties padėčiai I ir taške v_r , esant jungties padėčiai II . Tuomet (nesvarbu, koks būtų apkrovimo periodų skaičius) visa ciklinio apkrovimo trukmė, išreikšta ciklais yra lygi $N_{\Sigma} = N_{I,0} + N_{II,0}$.

Trečiame skyriuje parodyta, kad lenkimo atveju pavojingasis taškas yra išeinančios iš sukibimo smeigės vijos, esančios arti atramos, įduboje (5.1 pav.). Tiksliai jo vieta priklauso nuo vijų sraigtinės linijos padėties lenkimo plokštumos atžvilgiu. Tačiau, nesvarbu, kur būtų šio taško padėtis – truputį arčiau ar toliau nuo veržlės atramos – vietinių įtempių reikšmė praktiškai lieka vienoda t. y. $N_{I,0} \approx N_{II,0} = N_0$. Tuomet visa ciklinio apkrovimo trukmė iki plyšio atsiradimo yra lygi $N_{\Sigma} = N_{I,0} + N_{II,0} \approx 2N_0$. Toliau tokį pat rezultatą gausime, pritaikę Mainerio tiesinio pažeidimų sumavimo principą.

Tiesinio pažeidimų sumavimo lygtys, užrašytos pavojingiesiems taškams u_r , ir v_r , kurie kas antro apkrovimo periodo metu yra ant neutraliosios linijos, o kitų periodų metu yra toliausiai nutolę nuo jos, turi tokius pavidalus:

$$\frac{N_1}{N_{I,0}(z_{ur})} + \frac{N_2}{\infty} + \frac{N_3}{N_{I,0}(z_{ur})} + \frac{N_4}{\infty} + \dots + \frac{N_{j-1}}{N_{I,0}(z_{ur})} + \frac{N_j}{\infty} = \omega_{ur}, \quad (5.1)$$

$$\frac{N_1}{\infty} + \frac{N_2}{N_{II,0}(z_{vr})} + \frac{N_3}{\infty} + \frac{N_4}{N_{II,0}(z_{vr})} + \dots + \frac{N_{j-1}}{\infty} + \frac{N_j}{N_{II,0}(z_{vr})} = \omega_{vr}, \quad (5.2)$$

čia z_{ur} ir z_{vr} yra pavojingųjų taškų u_r , ir v_r koordinatės; $N_{I,0}(z_{ur})$ ir $N_{II,0}(z_{vr})$ yra ciklų skaičius iki plyšio atsiradimo I ir II jungties apkrovimo padėtyse, kai jungties padėtis (I arba II atitinkamai) eksploataavimo eigoje nekeičiama, $N_{II,0}(z_{ur}) = \infty$ ir $N_{I,0}(z_{vr}) = \infty$, kai atitinkami taškai u_r ir v_r yra ant neutraliosios linijos; $N_1, N_3, \dots, N_{j-1}$ yra ciklinio apkrovimo periodų trukmė (ciklais), kurių metu srieginė jungtis yra padėtyje I ; $N_2, N_4, \dots, N_j$ yra ciklinio apkrovimo periodų trukmė (ciklais), kurių metu srieginė jungtis yra padėtyje II , j yra paskutinio periodo eilės numeris, ω_{ur} ir ω_{vr} sukauptų pažeidimų suma pavojinguosiuose taškuose u_r , ir v_r .

Pagal Mainerio principą medžiagoje plyšys atsiranda, kai ciklinių pažeidimų suma $\omega = 1$. Tuomet optimaliam atvejui, kai $\omega_{ur} = \omega_{vr}$, $\omega_{ur} = 1$ ir $\omega_{vr} = 1$, panaudojant lygtis (5.1) ir (5.2), srieginės jungties visą ciklinį ilgaamžiškumą galima nustatyti tokia tvarka:

$$N_{I,\Sigma} = N_1 + N_3 + N_5 + \dots + N_{j-1} = N_{I,0}(z_{ur}) = N_0, \quad (5.3)$$

$$N_{II,\Sigma} = N_2 + N_4 + N_6 + \dots + N_j = N_{II,0}(z_{vr}) = N_0, \quad (5.4)$$

$$N_{I,\Sigma} = N_{II,\Sigma}, \quad N_{\Sigma,u,v} = N_{I,\Sigma} + N_{II,\Sigma} = 2N_0. \quad (5.5)$$

Tokiu būdu apskaičiuotas optimalus suminis ciklinis ilgaamžiškumas $N_{\Sigma,u,v} = 2N_0$ yra priimtinas, jeigu leidžiama, kad srieginė jungtis paskutiniojo apkrovimo periodo N_j metu būtų eksploatuojama su vos atsiradusiu plyšiu, kuris šio apkrovimo periodo metu yra ant neutraliosios skerspjūvio linijos ir ciklinės apkrovos nepatiria (plyšys nesivysto ir yra nepavojingas). Šiuo atveju smeigė su plyšiu patiria tik statinę ašinę įveržimo jėgą. Tačiau dėl plyšio atsiranda smeigės traukos suirimo grėsmė, todėl, naudojant irimo mechanikos taisykles, šiuo atveju turi būti patikrinta ir plyšio stabilumo sąlyga. Kitu atveju konstrukcijoje, kuriai nustatyti saugumo reikalavimai yra dideli, tas gali būti nepriimtina (nes, kaip buvo paminėta, smeigės skerspjūvis su plyšiu patiria statinę ašinę apkrovą dėl įveržimo). Todėl antruoju atveju srieginės jungties visas ciklinis ilgaamžiškumas turi būti apskaičiuotas tokiu būdu:

$$N_{\Sigma,u,v}^* = 2N_0 - N_j. \quad (5.6)$$

Šiuo atveju N_j toliau bus vadinamas fiktyviuoju paskutiniuoju apkrovimo periodu. Tikroji reali paskutiniojo periodo trukmė šiuo atveju yra N_{j-1} .

Akivaizdu, kad rezultatas išreikštas lygtimi (5.5) (arba lygtimi (5.6)), yra tinkamas tik tuo atveju, jeigu visuose tarpiniuose taškuose g (pagal 5.1 pav.) ciklinių pažeidimų suma $\omega_g \leq 1$. Tiesinio pažeidimų sumavimo lygtis, užrašyta bet kuriam smeigės sriegio įdubos taškui (ir tarpiniam) su koordinate z , turi tokią išraišką:

$$\frac{N_1}{N_{I,0}(z)} + \frac{N_2}{N_{II,0}(z)} + \frac{N_3}{N_{I,0}(z)} + \frac{N_4}{N_{II,0}(z)} + \dots + \frac{N_j}{N_{II,0}(z)} = \omega_g, \quad (5.7)$$

čia $N_{I,0}(z)$ ir $N_{II,0}(z)$ yra ciklų skaičius iki plyšio atsiradimo nagrinėjamame taške, esant jungčiai apkrovimo padėtyse I ir atitinkamai II , kai jungties padėtis (I arba II) eksploataavimo eigoje nekeičiama.

Toliau, panaudojant tarpinių taškų g optimalumo sąlygas, reikia vėl apskaičiuoti suminio ciklinio ilgaamžiškumo $N_\Sigma(z)$ reikšmę ir palyginti ją su reikšmę $N_{\Sigma,u,v} = 2N_0$, kuri jau nustatyta pagal taškų u_r , ir v_r optimalumo sąlygas. Vieną optimalumo sąlygą imame iš lygčių (5.5) t. y. $N_{I,\Sigma} = N_{II,\Sigma}$. Kita sąlyga yra $\omega_g = 1$. Tuomet žinant, kad tarpiniuose taškuose g galioja nelygybė $N_{I,0}(z) \neq N_{II,0}(z) \neq N_0$, suminio ilgaamžiškumo $N_\Sigma(z)$ reikšmę gali būti nustatyta iš lygties (5.7) tokiu būdu:

$$\begin{aligned} \frac{N_{I,\Sigma}}{N_{I,0}(z)} + \frac{N_{II,\Sigma}}{N_{II,0}(z)} &= 1, \quad N_{I,\Sigma} = N_{II,\Sigma}, \\ N_\Sigma(z) &= N_{I,\Sigma} + N_{II,\Sigma} = 2 \frac{N_{I,0}(z) \cdot N_{II,0}(z)}{N_{I,0}(z) + N_{II,0}(z)}. \end{aligned} \quad (5.8)$$

Mažiausioji reikšmė iš visų nustatytųjų pagal formules (5.5) ir (5.8) t. y. iš $N_{\Sigma,u,v}$ ir $N_\Sigma(z)$, yra ieškomoji smeigės suminio ciklinio ilgaamžiškumo reikšmė, kai naudojami periodiški jungties padėties pakeitimai lenkimo plokštumos atžvilgiu.

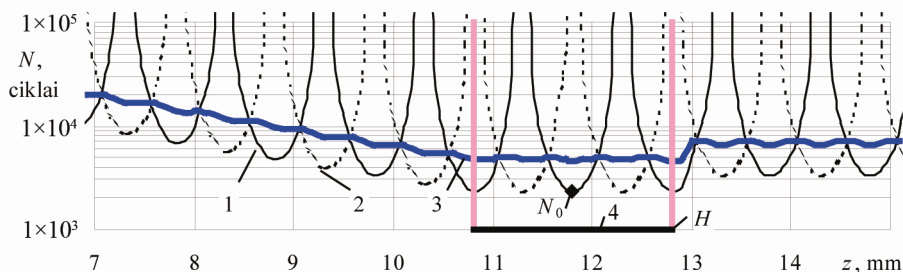
5.1.2. Skaiciavimo rezultatai

Suminis ciklinis ilgaamžiškumas buvo apskaičiuotas jungčiai M16×2 (5.1 pav.), pagamintai iš plieno 25X1MF, kurią veikia dvipusis simetriškas lenkimas. Veržlės aukštis $H = 12,8$ mm. Smeigės santykiniai nominalūs ašiniai įtempiai dėl įveržimo (vidutiniai įtempiai cikle) yra $\sigma_{nom,t}/R_{p0,2} = 0,57$. Smeigės nominalių įtempių ciklo amplitudė, atsirandanti dėl kintamo lenkimo momento, yra $\sigma_{nom,b}/R_{p0,2} = 0,31$. Apkrovų pasiskirstymas ir vietiniai įtempiai smeigės sriegyje buvo apskaičiuoti pagal metodiką pateiktą trečiame skyriuje, o ciklinis ilgaamžiškumas apskaičiuotas pagal metodiką pateiktą ketvirtame skyriuje.

5.2 paveiksle matyti, kad jungties M16×2 suminis ciklinis ilgaamžiškumas N_Σ pavojingiojoje zonoje t. y. visame išeinančių iš sukibimo vijų ruože yra beveik vienodas – mažiausioji reikšmė yra lygi $2N_0$, o kitos nedaug iki 6 % didesnės.

Taigi cikliškai lenkiamos srieginės jungties ilgaamžiškumą iki plyšio atsiradimo galima padidinti iki 2 kartų, periodiškai keičiant jungties padėtį lenkimo

plokštumos atžvilgiu – periodiškai vietomis sukeičiant jėgų ir neutraliąją plokštumą, jeigu plyšys atsiranda, kai $\omega_{ur} = 1$ ir $\omega_{vr} = 1$. Nustatant srieginės jungties kiekvieno apkrovimo periodo trukmę, sukaupti cikliniai pažeidimai neturi viršyti leistinosios reikšmės visame išeinančių iš sukibimo vijų ruože.



5.2 pav. Srieginės jungties M16×2 ciklinis ilgaamžiškumas nekeičiant ir periodiškai keičiant jungties padėtį: $N_{I,0}(z)$ (1), $N_{II,0}(z)$ (2), $N_{\Sigma}(z)$ (3), išeinančių iš sukibimo vijų ruožo ilgis (4)

Fig. 5.2. Fatigue life of threaded connection M16×2:

$N_{I,0}(z)$ (1), $N_{II,0}(z)$ (2), $N_{\Sigma}(z)$ (3), length of the runout (4)

Ciklinio apkrovimo periodų visa trukmė abejose jungties padėtyse turi būti vienoda $N_{I,\Sigma} = N_{II,\Sigma}$, arba beveik vienoda – $N_{I,\Sigma}$ ir $N_{II,\Sigma} - N_{j+1}$. Kuo mažesnė yra fiktyvaus paskutiniojo apkrovimo periodo trukmė N_j , tuo didesnis yra visas ciklinis ilgaamžiškumas.

5.2. Srieginės jungties išankstinio perkrovimo metodas

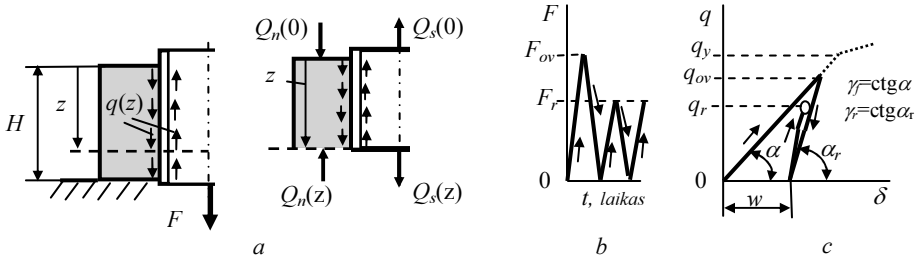
Šiame skyriuje pristatoma optimaliausio apkrovos pasiskirstymo sriegio vijose galimybė, kuri įgyvendinama taikant išankstinį jungties perkrovimą. Atlikus pirmąjį apkrovimą – perkrovimą ir po to nukrovimą, dėl vijų plastinių deformacijų jungtyje tarp vijų susidaro tarpeliai. Antrą kartą apkrovus jungtį mažesne jėga, dėl esamų tarpelių jėgos pasiskirstymas vijose pagerėja. Pirmųjų pavojingųjų vijų apkrova sumažėja, palyginus su šių vijų apkrova, veikiant tai pačiai išorinei jėgai, kai perkrovimas netaikomas. Taip atsitinka dėl palankaus tarpelių dėsningumo. Didesni tarpeliai susidaro pirmųjų pavojingųjų vijų srityje, o mažesni jungties gilumoje.

5.2.1. Tampraus išankstinio perkrovimo modelis

Šiame skyriuje nagrinėjamas paprasčiausias atvejis, kai vijų nukrovimas ir kartotinis apkrovimas pasireiškia ašine jėga tempiamoje srieginėje jungtyje. Gautos išvados yra svarbios ne vien tik cikliškai tempiamoms jungtims. Tam tikru laipsniu jomis galima pasiremti nagrinėjant ir cikliškai lenkiamas sriegines jungtis.

Nagrinėjant kartotinai apkrautą tempiamą jungtį, reikia išsiaiškinti kaip pasikeičia vijų apkrova $q(z)$, pakartojus apkrovimą. Vijų apkrovos pasikeitimo galima tikėtis dėl ženklaus vijų poros paslankumo reikšmių skirtumo, kurias vijos turi apkraunant pirmą kartą ir kartojant apkrovimą.

Matematinio modelio supaprastinimui, nagrinėjama tempiama srieginė jungtis, kurioje vijos sukibusios visu profiliu visame jungties ilgyje H t. y. jungties įvijų įtakos nepaisoma (5.3 a pav.). Srieginę jungtį sudaro vienas ruožas.



5.3 pav. Tempiamos srieginės jungties kartotinis apkrovimas

Fig. 5.3. Repeated axial loading of the threaded connection

Srieginė jungtis pirmą kartą apkraunama ašine jėga $F = F_{ov}$. Po nukrovimo, antrą kartą srieginė jungtis apkauta iki $F = F_r$ (5.3 b pav.). Atitinkamos vijų apkrovos pirmojo ir antrojo apkrovimų pabaigoje yra $q_{ov}(z)$ ir $q_r(z)$. Šiame poskyryje nagrinėjamas atvejis, kai jėga F_{ov} nėra labai didelė ir todėl yra tenkinama sąlyga $q_{ov,max}(z = H) < q_y$. Liekamasis vijų poros įlinkis w atsiranda dėl skirtingų vijų poros paslankumo reikšmių γ_f ir γ_r , kurias vijos turi apkraunant ir nukraunant (5.3 c pav.). Čia $\gamma_f = \text{ctg} \alpha$ ir $\gamma_r = \text{ctg} \alpha_r$. Jungties pjūvyje z vijų poros liekamasis įlinkis yra toks:

$$w(z) = (\gamma_f - \gamma_r) q_{ov}(z). \quad (5.9)$$

Apkrovos pasiskirstymą vieno ruožo sriegio vijose, apkrovus jungtį jėga F_{ov} , aprašo tokia išraiška (Birger 1990):

$$q_{ov}(z) = U_i \sinh(m_i z) + V_i \cosh(m_i z), \quad m_i^2 = \beta / \gamma_f. \quad (5.10)$$

Įvertinus tai, kad vieno ruožo jungčiai lygties (8.10) pastovieji koeficientai yra $U_i = 0$ ir $V_i = (m_i F_{ov}) / \sinh(m_i H)$, ją naudinga perrašyti tokiu pavidalu:

$$q_{ov}(z) = \frac{m_t F_{ov}}{\sinh(m_t H)} \cosh(m_t z). \quad (5.11)$$

Tam, kad būtų gauta išraiška, parodanti, kaip pasikeičia vijų apkrova $q_r(z)$ po antrojo apkrovimo, yra pasinaudota papildyta Birgerio srieginės jungties elementų išilginių poslinkių darnos lygtimi, kurioje įvertintas vijų liekamųjų įlinkių didumas. Šios lygties bendriausias pavidalas yra toks:

$$\Delta z_s + |\Delta z_n| = [\delta(z) - \delta(0)] + [w(z) - w(0)], \quad (5.12)$$

čia $\Delta z_s, |\Delta z_n|$ – smeigės šerdies ir veržlės sienelės skerspjūvių z išilginiai poslinkiai.

Detaliau išreikšta išilginių poslinkių darnos lygtis yra tokia:

$$\int_0^z \left[\frac{Q_s(0) + \int_0^z q_r(z) dz}{E_s A_s} \right] dz + \int_0^z \left[\frac{Q_n(0) + \int_0^z q_r(z) dz}{E_n A_n} \right] dz = [\gamma_r q_r(z) + w(z)] - [\gamma_r q_r(0) + w(0)]. \quad (5.13)$$

Žinant, kad vieno ruožo jungties atveju $Q_s(0) = Q_n(0) = 0$, ir panaudojus formules (5.9) bei (5.10), po lygties (5.13) dviejų diferencijavimų paeiliui gaunamos tokios išraiškos:

$$\beta \int q_r(z) = \gamma_r q'_r(z) + w'(z), \quad (5.14)$$

$$q''_r(z) - m_r^2 q_r(z) = (m_t^2 - m_r^2) [V_t \cosh(m_t z)], \quad m_r^2 = \beta / \gamma_r. \quad (5.15)$$

Diferencialinės lygties (5.15) sprendinį $q_r(z)$ sudaro bendrasis ir atskiras sprendiniai. Bendrojo sprendinio $\bar{q}_r(z)$ forma yra tokia pat, kokią turi lygtį (5.15) atitinkančios homogeninės lygties sprendinys. Atskiras sprendinys $\bar{\bar{q}}_r(z)$ turi būti ieškomas formoje, kuri atitinka dešinę diferencialinės lygties (5.15) pusę. Užrašyti šie sprendiniai atrodo taip:

$$\bar{q}_r(z) = C_r \sinh(m_r z) + D_r \cosh(m_r z), \quad (5.16)$$

$$\bar{\bar{q}}_r(z) = A_t \sinh(m_t z) + B_t \cosh(m_t z). \quad (5.17)$$

Atskiuro sprendinio pastovieji koeficientai A_t ir B_t nustatomi, į lygtį (5.15) įstačius atskiurojo sprendinio (5.17) pirmąją ir antrąją išvestines ir atskirai sulyginus narius, turinčius A_t ir B_t . Šių koeficientų gautos išraiškos yra tokios:

$$A_t = 0, \quad B_t = \frac{F_{ov} m_t}{\sinh(m_t H)}. \quad (5.18)$$

Tolesniam sprendimui naudosime viso lygties (5.15) sprendinio išraišką, kuri, įvertinus (5.18), šioje sprendimo stadijoje atrodo taip:

$$q_r(z) = C_r \sinh(m_r z) + D_r \cosh(m_r z) + \frac{F_{ov} m_t}{\sinh(m_t H)} \cosh(m_t z). \quad (5.19)$$

Lygties (5.19) koeficientams C_r ir D_r nustatyti reikia panaudoti lygtį (5.14), tiksliau jos išraiškas, kai $z = 0$ ir $z = H$. Taigi reikia įvertinti, kad, esant šioms z reikšmėms, integralai esantys lygtyje (5.14), įgauna konkrečias reikšmes (Birger 1990):

$$\int_0^0 q_r(z) dz = 0, \quad \int_0^H q_r(z) dz = F_r. \quad (5.20)$$

Panaudojus (5.20), iš lygties (5.14) gauname:

$$q'_r(0) = 0, \quad q'_r(H) = m_r^2 F_r + (m_t^2 - m_r^2) F_{ov}. \quad (5.21)$$

Sulyginus pirmosios išvestinės $q'_r(z)$ išraiškas, nustatytas iš (5.19), kai $z = 0$ ir $z = H$, su atitinkamomis išraiškomis (5.21), gaunamos dvi lygtys. Iš šių lygčių nustatyti koeficientai C_r ir D_r yra tokie:

$$C_r = 0, \quad D_r = \frac{m_r(F_r - F_{ov})}{\sinh(m_r H)}. \quad (5.22)$$

Diferencialinės lygties (5.15) sprendinio galutinė išraiška atrodo taip:

$$q_r(z) = \frac{m_r(F_r - F_{ov})}{\sinh(m_r H)} \cosh(m_r z) + \frac{m_t F_{ov}}{\sinh(m_t H)} \cosh(m_t z). \quad (5.23)$$

Veikiant išorinei jėgai F_r , smeigės šerdies ašinės jėgos pasiskirstymo išraiška gaunama integruojant:

$$Q_r(z) = \int_0^z q_r(z) dz = \frac{m_r(F_r - F_{ov})}{\sinh(m_r H)} \sinh(m_r z) + \frac{m_t F_{ov}}{\sinh(m_t H)} \sinh(m_t z). \quad (5.24)$$

Lygties (5.23) galiojimą riboja sąlyga $F_r \leq F_{ov}$, nes jėgai F_r viršijus F_{ov} reikšmę, vijų deformavimas tęsiasi pagal pirmąją tiesę (punktą 5.3 c pav.) ir jį sąlygoja paslankumas γ_f .

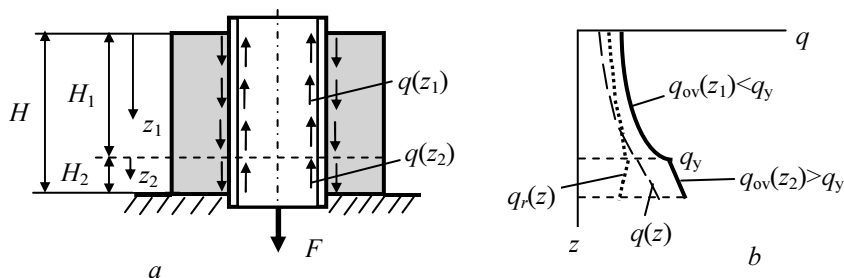
Pirmasis sumos narys lygtyje (5.23) yra neigiamas ir jo didumas priklauso nuo paslankumo γ_r reikšmės. Antrasis sumos narys lygtyje (5.23) yra tapatus lygčiai (5.11), o jo didumas priklauso nuo paslankumo γ_f reikšmės. Kadangi $\gamma_r < \gamma_f$, didėjant z reikšmei, neigiamas narys didėja greičiau už teigiamo nario reikšmes. Iš viso to seka: kol sąlyga $F_r < F_{ov}$ tenkinama, vijų apkrova pavojuose zonoje, ties veržlės atrama gerokai sumažėja palyginus su vijų apkrovomis šioje zonoje, kurios čia veikia tuo atveju, kai pirmojo jungties apkrovimo nebūna.

Lygtis (5.23) rodo, kad esant jėgų lygybei $F_r = F_{ov}$, pirmasis jos narys yra lygus nuliui ir vijų apkrovos išraiška įgauna tą patį pavidalą (5.11), kuris nustato vijų apkrovas, kurios atsiranda jungtį apkraunant pirmą kartą. Iš čia seka išvada apie vijų apkrovos grįžtamumą, kuri sako, kad tuo atveju, kai maksimalios ašinės jėgos apkraunant jungtį pirmąjį ir antrąjį kartą yra vienodo didumo ($F_r = F_{ov}$), apkrovus jungtį antrąjį kartą, apkrovos pasiskirstymas vijose grįžta į tą patį lygį, kurį vijos turėjo apkraunant pirmą kartą.

Cikliškai lenkiamos jungties atveju, vijų nukrovimas ir kartotinis apkrovimas yra neatsiejama proceso dalis. Todėl, esant tam tikroms sąlygoms, vijų apkrovos grįžtamumo galima tikėtis ir kartotinai lenkiamoje jungtyje.

5.2.2. Plastiško išankstinio perkrovimo modelis

Matematiniam modeliui supaprastinti nagrinėjama tempiama srieginė jungtis, kurioje vijos sukibusios visu profiliu visame jungties ilgyje H t. y. jungties įvijų įtakos nepaisoma. Srieginė jungtis pirmą kartą apkraunama ašine jėga $F = F_{ov}$. Po nukrovimo, antrą kartą srieginė jungtis apkrauta iki $F = F_r < F_{ov}$. Srieginę jungtį sudaro du ruožai: H_1 ir H_2 (5.4 pav.).

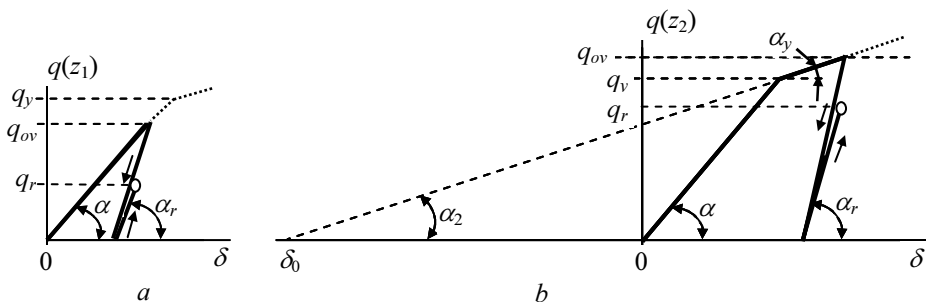


5.4 pav. Srieginės jungties perkrovimas

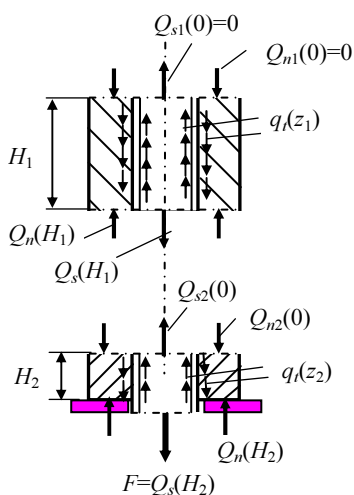
Fig. 5.4. Overloading of threaded connection

Vijų deformavimo pirmame ir antrame ruože schemas, veikiant perkrovimo jėgai F_{ov} ir kartotinei jėgai $F_r < F_{ov}$, parodytos 5.5 paveiksle.

Atliekant išankstinį perkrovimą, pirmajame ruože vijų apkrova neviršija vijų takumo jėgos intensyvumo reikšmės – $q_{ov}(z_1) \leq q_y$, o antrajame ruože vijų apkrova šią reikšmę viršija – $q_{ov}(z_2) \geq q_y$ (4.1 pav.). Po perkrovimo antrą kartą apkrovus jungtį (iki $F_r < F_{ov}$), susidariusį vijų apkrovų pasiskirstymą 5.4 paveiksle vaizduoja kreivė $q_r(z)$. Jeigu jungtis apkraunama įprastu būdu iki F_r – be išankstinio perkrovimo, vijų apkrovų pasiskirstymą 5.4 paveiksle vaizduoja kreivė $q(z)$, kurios reikšmės pavojoingoje jungties srityje (ties atrama) yra mažesnės už $q_r(z)$ reikšmes.



5.5 pav. Sriegio vijų deformavimo schema: ruože H_1 (a), ruože H_2 (b)
Fig. 5.5. Deflection schemes of thread turns: in segment H_1 (a), in segment H_2 (b)



5.6 pav. Srieginės jungties kraštinės sąlygos
Fig. 5.6. Boundary conditions of threaded connection

Modeliavimui reikalingos dviejų ruožų jungties kraštinės sąlygos parodytos 5.6 paveiksle ir detaliau 5.1 lentelėje.

5.1 lentelė. Dviejų ruožų jungties kraštinės sąlygos**Table 5.1.** Boundary conditions

Išorinė apkrova F	$Q_s(H_1) = Q_n(H_1)$	$Q_{s2}(0) = Q_{n2}(0)$	$Q_s(H_2) = Q_n(H_2) = F$
F_{ov}	$Q_{sov}(H_1)$	$Q_{sov,2}(0)$	$Q_{sov}(H_2) = F_{ov}$
F_r	$Q_{sr}(H_1)$	$Q_{sr,2}(0)$	$Q_{sr}(H_2) = F_r$

Vijų apkrovų pasiskirstymo pirmajame ruože H_1 skaičiavimui, veikiant jėgai F_r po išankstinio perkrovimo jėga F_{ov} , tinka lygtis (5.23). Taikant kraštinių sąlygų žymėjimus, pateiktus 5.1 lentelėje, ši lygtis įgauna tokį pavidalą:

$$q_r(z_1) = \frac{m_r [Q_{sr}(H_1) - Q_{sov}(H_1)]}{\sinh(m_r H_1)} \cosh(m_r z_1) + \frac{m_r Q_{sov}(H_1)}{\sinh(m_r H_1)} \cosh(m_r z_1). \quad (5.25)$$

Antrajame jungties ruože H_2 (kuriame galioja $\gamma_y = \text{ctg} \alpha_y$) vijų apkrovos pasiskirstymas, kuris susidaro po išankstinio perkrovimo jėga F_{ov} , skaičiuojamas pagal tokią formulę (Speičys, Krenevičius 1987)

$$q_{ov}(z_2) = [U_2 \sinh(m_y z_2) + V_2 \cosh(m_y z_2)], \quad m_y^2 = \beta / \gamma_y, \quad (5.26)$$

$$U_2 = m_y Q_{sov,2}(0), \quad V_2 = q_y. \quad (5.27)$$

Nežinomieji $H_2 = H - H_1$ ir $Q_{sov,2}(0)$ randami iš lygčių sistemos:

$$Q_{sov,2}(0) = q_y \frac{\tanh[m_t(H - H_2)]}{m_t}, \quad q_y = \frac{m_y [F_{ov} - Q_{sov,2}(0) \cosh(m_y H_2)]}{\sinh(m_y H_2)}. \quad (5.28)$$

Antrajame jungties ruože H_2 liekamieji vijų įlinkiai, kurie atsiranda po išankstinio perkrovimo, yra didesni už atitinkamus įlinkius ruože H_1 . Naudojant vijų deformavimo schemą (5.5 b pav.), liekamieji vijų įlinkiai aprašomi tokia lygtimi:

$$\begin{aligned} w(z_2) &= (\gamma_y - \gamma_r) q_{ov}(z_2) - \delta_0 = \\ &= (\gamma_y - \gamma_r) [U_2 \sinh(m_y z_2) + V_2 \cosh(m_y z_2)] - \delta_0 \end{aligned} \quad (5.29)$$

Tam, kad gauti išraišką aprašančią, kaip pasikeičia vijų apkrova $q_r(z_2)$ po antrojo apkrovimo, yra panaudota papildyta Birgerio srieginės jungties elementų išilginių poslinkių darnos lygtis, kurioje įvertintas vijų liekamųjų įlinkių didumas. Šios lygties bendriausias pavidalas yra toks:

$$\Delta z_{s,2} + |\Delta z_{n,2}| = [\delta(z_2) - \delta_2(0)] + [w(z_2) - w_2(0)], \quad (5.30)$$

čia $\Delta z_{s,2}; |\Delta z_{n,2}|$ – smeigės šerdies ir veržlės sienelės skerspjūvių z_2 išilginiai poslinkiai.

Detaliau išreikšta išilginių poslinkių darnos lygtis yra tokia:

$$\int_0^z \left[\frac{Q_{sr,2}(0) + \int_0^z q_r(z_2) dz_2}{E_s A_s} \right] dz_2 + \int_0^z \left[\frac{Q_{nr,2}(0) + \int_0^z q_r(z_2) dz_2}{E_n A_n} \right] dz_2 =$$

$$= [\gamma_r q_r(z_2) + w(z_2)] - [\gamma_r q_{r,2}(0) + w_2(0)] \quad (5.31)$$

Po lygties (5.31) dviejų diferencijavimų pačiamui gaunamos tokios išraiškos:

$$\beta \int_0^z q_r(z_2) = \gamma_r q'_r(z_2) + w'(z_2), \quad (5.32)$$

$$q''_r(z_2) - m_r^2 q_r(z_2) = (m_y^2 - m_r^2) [U_2 \sinh(m_y z_2) + V_2 \cosh(m_y z_2)]. \quad (5.33)$$

Diferencialinės lygties (5.33) sprendinį $q_r(z_2)$ sudaro bendrasis ir atskiras sprendiniai. Bendrojo sprendinio $\bar{q}_r(z_2)$ forma yra tokia pati, kokią turi lygtį (5.33) atitinkančios homogeninės lygties sprendinys. Atskiras sprendinys $\bar{\bar{q}}_r(z_2)$ turi būti ieškomas formoje, kuri atitinka dešinę diferencialinės lygties (5.33) pusę. Užrašyti šie sprendiniai atrodo taip

$$q_r(z_2) = \bar{q}_r(z_2) + \bar{\bar{q}}_r(z_2), \quad (5.34)$$

$$\bar{q}_r(z_2) = C_{r,2} \sinh(m_r z_2) + D_{r,2} \cosh(m_r z_2), \quad (5.35)$$

$$\bar{\bar{q}}_r(z_2) = A_2 \sinh(m_y z_2) + B_2 \cosh(m_y z_2). \quad (5.36)$$

Pagal diferencialinių lygčių sprendimo taisyklės funkcijai $q_r(z_2)$ nustatytų koeficientų išraiškos yra tokios:

$$A_2 = m_y Q_{sov,2}(0), \quad B_2 = q_y, \quad (5.37)$$

$$C_{r,2} = m_r [Q_{sr,2}(0) - Q_{sov,2}(0)], \quad (5.38)$$

$$D_{r,2} = \{m_r F_r - m_r Q_{sov,2}(0) [\cosh(m_y H_2) + \cosh(m_r H_2)] -$$

$$- (m_r / m_y) q_y \sinh(m_y H_2) - m_r Q_{sr,2}(0) \cdot \cosh(m_r H_2)\} / \sinh(m_r H_2) \quad (5.39)$$

Veikiant išorinei jėgai F_r , smeigės šerdies ašinės jėgos pasiskirstymo ruožė H_2 išraiška gaunama integruojant:

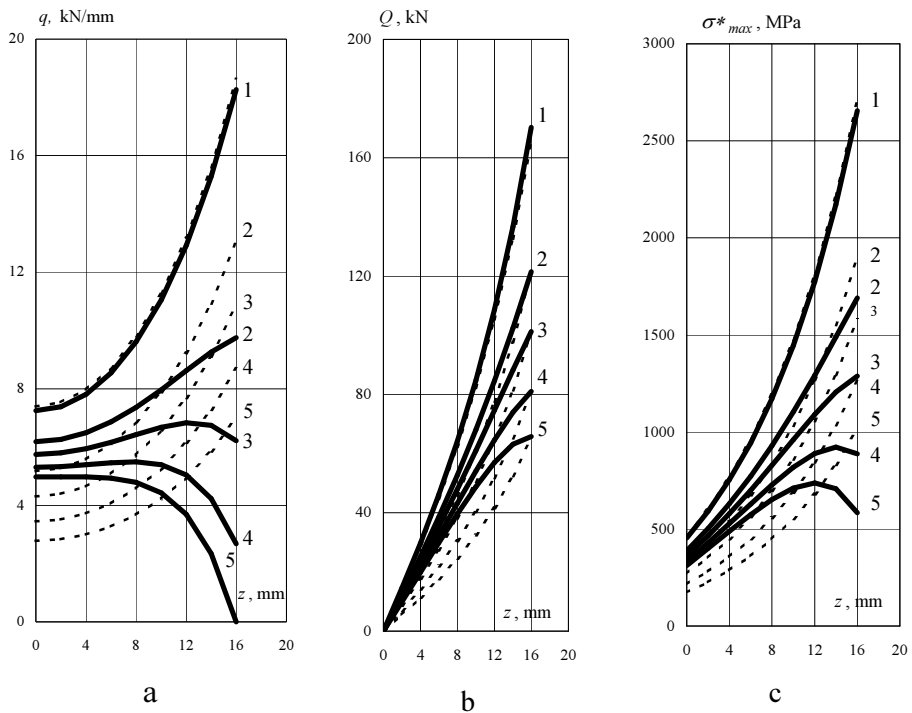
$$Q_r(z_2) = Q_{sr,2}(0) + \int_0^z q(z_2) dz_2 =$$

$$= [A_2 \cosh(m_y z_2) + B_2 \sinh(m_y z_2)] / m_y + [C_{r,2} \cosh(m_r z_2) + D_{r,2} \sinh(m_r z_2)] / m_r \quad (5.40)$$

Vietiniai įtempiai smeigės vijų įdubose, esančiose abiejuose jungties ruožuose, apskaičiuojami pagal formulę (3.86), kuri pateikta trečiame skyriuje.

5.2.3. Skaičiavimo rezultatai

Vijų apkrovų, ašinių įrašų ir vietinių įtempių persiskirtymo po jungties išankstinio perkrovimo skaičiavimas atliktas jungčiai M20×2,5 pagamintai iš plieno 25X1MΦ. Skaičiavimai rezultatai gauti naudojant dvi perkrovimo jėgos reikšmes: $F_{ov} = 0,84R_y \cdot A_s = 0,84F_y$ (8.7 pav.) ir $F_{ov} = R_y \cdot A_s = F_y$. (8.8 pav.). Plieno ir vijų deformavimo rodiklių reikšmės yra pateiktos 1 skyriuje.

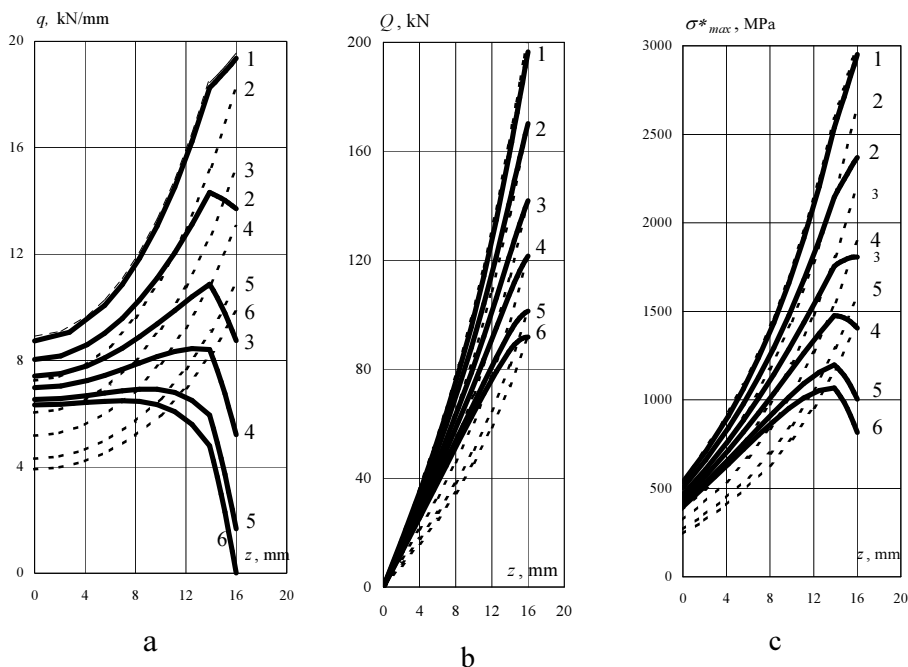


5.7 pav. Vijų apkrovų (a), ašinių įrašų (b) ir vietinių įtempių (c) persiskirstymas smeigėje M20×2,5, veikiant jėgai F_r po išankstinio perkrovimo jėga $F_{ov} = 0,84F_y$; — su perkrovimu, - - - be perkrovimo

Fig. 5.7. Load intensities on turns (a) axial loads (b) and alternating local stresses (c) in stud M20×2.5 at F_r after overloading by force $F_{ov} = 0,84F_y$; — with overloading, - - - without overloading

Tuo atveju, kai jungtį veikia jėga F_r po perkrovimo su $F_{ov} = 0,84F_y$, pavojingosios vijos plastiškai nesideformuoja (jungtį sudaro vienas ruožas). Šiuo atveju skaičiavimai atlikti pagal metodiką pateiktą 5.2.1. skyriuje. Kitu atveju, kai $F_{ov} = F_y$, skaičiavimai atlikti pagal metodiką pateiktą 5.2.2. skyriuje.

5.7 paveiksle skaitinės nuorodos žymi antrojo apkrovimo jėgos F_r (pridėtos po perkrovimo) reikšmes: 1 – $F_r = F_{ov} = 0,84F_y$, 2 – $F_r = 0,6F_y$, 3 – $F_r = 0,5F_y$, 4 – $F_r = 0,4F_y$, 5 – $F_r = 0,32F_y$. 5.7 ir 5.8 paveiksluose punktyrinėmis linijomis parodyti jėga F veikiamos jungties apkrovų ir vietinių įtempių pasiskirstymai, kurie susidarytų jungtyje, kuri išankstinio perkrovimo nepatyrė. Jėgų F reikšmės yra lygios panaudotoms jėgų F_r reikšmėms. 5.7 paveiksle jėgos F reikšmės yra tokios: 1 – $F = 0,84F_y$, 2 – $F = 0,6F_y$, 3 – $F = 0,5F_y$, 4 – $F = 0,4F_y$, 5 – $F = 0,32F_y$.



5.8 pav. Vijų apkrovų (a), ašinių įrašų (b) ir vietinių įtempių (c) persiskirstymas smeigėje M20×2,5, veikiant jėgai F_r po išankstinio perkrovimo jėga $F_{ov} = F_y$;

— su perkrovimu, - - - be perkrovimo

Fig. 5.8. Load intensities on turns (a) axial loads (b) and alternating local stresses (c)

in stud M20×2.5 at F_r after overloading by force $F_{ov} = F_y$;

— with overloading, - - - without overloading

5.8 paveiksle skaitinės nuorodos, žyminčios antrojo apkrovimo jėgos F_r (pridėtos po perkrovimo) reikšmės, yra tokios: 1 – $F_r = F_{ov} = F_y$, 2 – $F_r = 0,84F_y$, 3 – $F_r = 0,7F_y$, 4 – $F_r = 0,6F_y$, 5 – $F_r = 0,5F_y$, 6 – $F_r = 0,45F_y$. Jėgų F reikšmės (atitinkamos punktyrines linijas) 5.8 paveiksle yra lygios panaudotoms jėgų F_r reikšmėms.

Skaičiavimų rezultatai rodo, kad naudojant išankstinį srieginės jungties perkrovimą, vijų apkrovos ir vietiniai įtempiai sriegyje pavojingoje smeigės srityje (arti jungties atramos) sumažėja. Šis efektas yra didesnis, kai jungtis iš anksto perkraunama didesne jėga, dėl kurios pradinės vijų poros (esančios arti atramos) deformuojasi plastiškai. Kuo mažesnė pakartotinė jėga F_r yra už perkrovimo jėgą F_{ov} , tuo daugiau sumažėja vietiniai įtempiai smeigės sriegyje pavojingoje jungties srityje.

Čia reikia pastebėti, kad perkrovimo jėga F_{ov} neturėtų viršyti smeigės takumą sukeliančios jėgos F_y , nes tokiu atveju smeigės šerdis pradeda deformuotis plastiškai ir smeigės pavojingųjų vijų vietiniai įtempiai didėja.

Dėl išankstinio perkrovimo atsirandančio smeigės sriegio (M20×2,5) vietinių įtempių sumažėjimo rodikliai pateikti 5.2 lentelėje.

5.2 lentelė. Maksimalių vietinių sąlyginių įtempių sumažėjimas smeigės sriegyje
Table 5.2. Decreasing of maximum local stresses in stud's thread

Be išankstinio perkrovimo		Išankstinio perkrovimo jėga $F_{ov} = 0,84F_y$			
$\frac{F}{F_y}$	σ_s^*	$\frac{F_r}{F_y}$	$\frac{F_{ov}}{F_r}$	$\sigma_{s,r}^*$	$\frac{\sigma_s^* - \sigma_{s,r}^*}{\sigma_s^*} 100$
–	Mpa	–	–	Mpa	%
0,84	2655	0,84	1	2655	0
0,6	1896	0,6	1,4	1690	10,9
0,5	1580	0,5	1,68	1289	18,4
0,4	1264	0,4	2,1	922	27,1
0,32	1017	0,32	2,625	738	27,4
Be išankstinio perkrovimo		Išankstinio perkrovimo jėga $F_{ov} = F_y$			
$\frac{F}{F_y}$	σ_s^*	$\frac{F_r}{F_y}$	$\frac{F_{ov}}{F_r}$	$\sigma_{s,r}^*$	$\frac{\sigma_s^* - \sigma_{s,r}^*}{\sigma_s^*} 100$
–	MPa	–	–	MPa	%
1	3012	1	1	3012	0
0,84	2654	0,84	1,19	2370	10,7
0,7	2212	0,7	1,43	1807	18,3
0,6	1896	0,6	1,67	1463	22,8
0,5	1580	0,5	2	1198	24,2
0,45	1432	0,45	2,22	1067	25,5

Iš 5.2 lentelės duomenų matyti, kad naudojant išankstinį perkrovimą maksimalius vietinius įtempius smeigės sriegyje galima sumažinti 10–25 %.

5.3. Penktojo skyriaus išvados

1. Pasiūlytas cikliška lenkiamos jungties ilgaamžiškumo padidinimo būdas (jungties pozicionavimo būdas) realizuojamas eksploatavimo metu periodiškai keičiant jungties padėtį lenkimo plokštumos atžvilgiu.

2. Naudojant jungties pozicionavimo būdą, cikliška lenkiamos srieginės jungties ilgaamžiškumą iki plyšio atsiradimo galima padidinti iki 2 kartų.

3. Pasiūlytas smeigės sriegio maksimalių vietinių įtempių sumažinimo būdas realizuojamas išankstiniu srieginės jungties perkrovimu, kuris remiasi eksperimentiškai nustatytu žymių liekamųjų vijų įlinkių atsiradimo faktu, pasireiškiančiu po srieginės jungties nukrovimo.

4. Naudojant jungties išankstinį perkrovimą maksimalius sąlyginius vietinius įtempius smeigės sriegyje galima sumažinti 10–25 %.

5. Smeigės sriegio vietinių įtempių sumažėjimas yra didesnis, kai jungtis iš anksto perkraunama tokio didumo jėga, dėl kurios pradinės vijų poros (esančios arti jungties atramos) deformuojasi plastiškai.

Bendrosios išvados

1. Literatūros šaltinių analizė rodo, kad skaičiuojant lenkiamų srieginių jungčių mažaciklį ilgaamžiškumą vietiniai įtempiai smeigės sriegio įdubose nustatomi nevertinant apkrovos pasiskirstymo sriegio vijose ir neanalizuojant pavojingojo skerspjuvio apkrovimo.

2. Eksperimentinės vijų paslankumo γ_r reikšmės, nustatytos atlikus vienos vijų poros tempimo bandymus ją nukraunant ir kartotinai apkraunant, yra daugiau kaip 2 kartus didesnės (apytiksliai 2–2,4 karto) už vijų paslankumo γ_f reikšmes, nustatytas pagal pirmojo apkrovimo tiesinę vijų deformavimo diagramos dalį.

3. Sudarytos lenkiamos srieginės jungties elementų poslinkių suderinamumo diferencialinės lygtys susieja smeigės šerdies, veržlės sienelės ir sukibusių vijų porų poslinkius.

4. Diferencialinių lygčių sprendinių – vijų apkrovų ir vidinių lenkimo momentų – skaitinės reikšmės, nustatytos analitiniu ir Rungės – Kutto metodais visame srieginės jungties ilgyje, skiriasi nežymiai, ne daugiau kaip 1 %.

5. Sudarytas trijų ruožų srieginės jungties modelis yra matematiškai racionalesnis už daugiaruožį modelį, taikant juos ciklinio necentrinio tempimo atvejams, kai pusvijų, esančių priešingose jungties pusėse, apkrovimo pobūdis visuomet yra vienodas – jos apkraunamos arba nukraunamos. Daugiaruožis srieginės jungties modelis, sudarytas po įveržimo lenkiamų jungčių atvejui, įver-

tina skirtingą pusvijų, esančių priešingose nuo neutraliosios plokštumos jungties pusėse, apkrovimo pobūdį pirmajame pusciklyje, kai vienoje pusėje jos apkraunamos, o kitoje nukraunamos ir vienodą šių pusvijų apkrovimo pobūdį pasikartojančiuose puscikliuose.

6. Lyginant necentriškai tempiamos smeigės sriegio maksimalių vietinių įtempių reikšmės, apskaičiuotas taikant sudarytą analitinį modelį, su eksperimentinėmis reikšmėmis, gautomis fototamprumo metodu (Burguete ir Patterson, 1994), nustatytas šių reikšmių skirtumas sudaro apie 5 %.

7. Lenkiamų srieginių jungčių mažaciklio ilgaamžiškumo reikšmės, apskaičiuotos pagal modifikuotą norminę formulę, taikant apkrovos pasiskirstymo sriegyje duomenis, yra 2–5 kartus didesnės už ilgaamžiškumo reikšmės, apskaičiuotas pagal normas (RF stiprumo skaičiavimo normos 1989). Jos yra artimesnės eksperimentinėms ilgaamžiškumo reikšmėms ir jų neviršija.

8. Taikant periodiškų jungties padėties pakeitimus lenkimo plokštumos atžvilgiu, cikliška lenkiamos srieginės jungties ilgaamžiškumą iki plyšio atsiradimo galima padidinti iki 2 kartų. Naudojant jungties išankstinį perkrovimą maksimalius sąlyginius vietinius įtempius smeigės sriegyje galima sumažinti apie 10–25 %.

Literatūra ir šaltiniai

ASME Code. 1995. ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. III, Rules for construction of Nuclear Power Plant Components, Div. I., Subsec. NB. 87–92.

ASME Code. 1995. ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. III, Rules for construction of Nuclear Power Plant Components, Div. I., Appendices. 6–12.

Atkočiūnas, J.; Nagevičius, J. 2004. Tamprumo teorijos pagrindai. Vadovėlis. Vilnius : Technika. 528.

Bazaras, Ž. Investigation of the construction of probabilistic low cycle fatigue design curves at strain cycling. Transport Vol. XX, No 5. 195–203.

Barauskas, R.; Kačianauskas, R., Belevičius, R. 2004. Baigtinių elementų metodo pagrindai : vadovėlis. Vilnius: Technika. 612.

Bulatović, R.; Jovanović, J. 2000. An Analysis of the Mathematical Models in the Deformation Process of Eccentrically Loaded Bolts. FACTA UNIVERSITATIS Series: Mechanical Engineering Vol. 1, No 7. 789.

Bražėnas, A. Strength and low cycle fatigue life of mechanically heterogeneous welded joints. Kaunas: Technologija. 50.

Bražėnas, A. 1999. Damage accumulation under low cycle loading when strains are constrained. Mechanika No 4(19). Kaunas: Technologija. 5–11.

Bergmann, M.; Bruzek, B.; Lang, H. 2010. Numerical studies of microstructurally optimized bolts with graded grain size. Materials and Design 31. 1438–1443

Burguete, R. L.; Patterson, E. A. 1994. The effect of bending on the normalized stress at roots of threaded connectors. *J. OMAE, ASME* 116(3): 163–166.

Burguete, R. L.; Patterson E. A. 1995. The effect of eccentric loading on the stress distribution in thread roots. *Fatigue Fracture. Engineering Materials. Structures*. Vol. 18, No. 11. 1333–1341.

Биргер, И.А.; Иосилевич, Г.Б. 1973. Резьбовые соединения. М. Машиностроение. 256.

Blaer, I. L. 2007. Threaded joints. *Russian Engineering Research*. Vol. 27, No. 10. 661–668.

Bickford, J. H. 1995. *An Introduction to the Design and Behavior of Bolted Joints*. Marcel Dekker. New York. 565–601.

Биргер, И. А.; Иосилевич, Г. Б. 1990. Резьбовые и фланцевые соединения. Москва: Машиностроение. 365.

Chen, H. W.; Lee, S. S. 1995. Numerical and experimental failure analysis of composite laminates with bolted joints under bending loads, *J. Composite Mater.*, Vol. 29, No. 1, pp. 15–36.

Cook, R.; Climent, W. 1962. The influence of screw forming methods on the fatigue strength of large bolts. *Machinery*, No. 21. 86–90.

Daniūnas, A.; Urbonas, K. 2007. Characteristics of the semi-rigid bolted steel joints under bending and axial forces and its influence on the frame behaviour. The 9th int. conf. May 16–18, 2007, Vilnius. Selected papers "Modern building materials, structures and techniques": Vol. 2. Vilnius: Technika, 512–516.

Daniūnas, A.; Urbonas, K. 2008. Analysis of the steel frames with the semi-rigid beam-to-beam and beam-to-column knee joints under bending and axial forces. *Engineering Structures* Vol. 30, 11. Oxford : Elsevier. 3114–3118.

Daunys, M. 1989. Influence of Low Cycle Nonstationary Loading to Strength and Durability. 256.

Daunys, M.; Rimovskis, S. 2002. Analysis of low cycle loading characteristics at pure bending. *Mechanika* No 5(37). Kaunas. Technologija. 5–9.

Dragoni, E. 1997. Effect of thread pitch on the fatigue strength of steel. *Proc. Imech. E.*, 211. 591–600.

Dragoni, E. 2011. Castagnetti D. Concentration of shear stresses in shallow periodic notches. *Journal of Strain Analysis*, Vol. 46. 1–8.

Dragoni, E. 1994. Effect of Thread Pitch and Frictional Coefficient on the Stress Concentration in Metric Nut-Bolt Connections. *Journal of Mechanics and Arctic Engineering*, Vol. 116. 21–27.

Dragoni, E. 1990. Effect of Nut Compliance on Screw Thread Load Distribution. *Journal of Strain Analysis*, Vol. 25. 147–150.

Fessler, H.; Jiong-Hua, Wang 1984. Stress analysis of some unsymmetric screwed connections. *J. Strain Anal.* 19, 111–119.

Fukuoka, T.; Takaki, T. 1998. Mechanical Behaviors of Bolted Joint in Various Clamping Configurations. *Journal of Pressure Vessel Technology*. August, Vol. 120. 226–231.

Hael Mughrabi. 2010. Fatigue, an everlasting materials problem - still en vogue. *Procedia Engineering* 2. 3–26.

Hobbs, J.W.; Burguete, R.L.; Patterson, E.A. 2003. Investigation into the effect of the nut thread run-out on the stress distribution in a bolt using the finite element method. *Journal of Mechanical Design* Vol. 125. 527–532.

Hase, R. 1980. Die beanspruchung der gewindegänge im eingriff einer gewindeverbindung. *Werkstatt und Betr.* No. 4. 225–231.

Hobbs, J. W.; Burguete, R. L.; Heyes, P. F. 2000. The effect of eccentric loading on the fatigue performance of hightensile bolts. *Internacional Jornal of Fatigue* 22. 531 – 538.

Honarmandi, P.; Zu, J. W.; Behdinan, K. 2005. Elasto-plastic fatigue life improvement of bolted joints and introducing FBI method. *Mechanics Based Design of Structures and Mashines*, 33. 311–330.

Horstemeyer, M.; Farkas, D.; Kim, S.; Tang, T.; Portiriche, G. 2010. Nanostructurally small cracks (NSC): A review on atomistic modeling of fatigue. *International Journal of Fatigue* 32. 1473–1502.

Izumi, S.; Yokoyama, T.; Iwasaki, A.; Sakai, S. 2005. Three-Dimensional Finite Element Analysis of Tightening and Loosening Mechanism of Threaded Fastener. *Engineering Failure Analysis*, Vol. 12. 604–615.

Иосилевич, Г. Б. 1981. Концентрация напряжений и деформаций в деталях машин. *М. Машиностроение*. 224.

Yoshimoto, I.; Maruyama, K.; Hongo, K.; Sasaki, T. 1979. On improvement of fatigue strength on high strength bolts. *Bull. P.M.E. (T.L.T.)*, No. 43. 9–17.

Yazawa, S.; Hongo, K. 1988. Distribution of load in screw thread of a bolt-nut connection subjected to tangential forces and bending moments. *JSME International Journal, Series I*, Vol. 31, No. 2. 174–180.

Krenevičius, A.; Leonavičius, M. 1998. Srieginių jungčių M16 įveržimas ir atsparumas mažacikliam lenkimui. *Statyba*. ISSN 1392-1525, No. 2(14). Vilnius: Technika. 117–123.

Krenevičius, A.; Leonavičius, M. 2008. Fatigue life prediction for threaded joint. *Mechanika*. ISSN 1392-1207, No 3(71). Kaunas: Technologija. 5–11.

Krenevičius, A.; Vislavičius, K.; Selivonec, J. 2004. *Mechanika* No. 6(50). Kaunas. Technologija. 5–11.

Knez, M.; Glodez, S.; Kramberger, J. 2009. Fatigue assesment of piston rod threaded end. *Engineering Falure Analysis* 16. 1977–1982.

- Kloos, K. H.; Schneider, W. 1984. Service durability of eccentrically stressed screw connections. VDI-Z 126(19). 741–750.
- Korin I., Perez Ipiña J. 2011. Experimental evaluation of fatigue life and fatigue crack growth in a tension bolt–nut threaded connection. *International Journal of Fatigue* 33. 166–175.
- Komarova, T.; Kuzmin, Y.; Fedosov, V. 2007. Numerical investigation of stress concentration in a large-diameter threaded connection. *Chemical and Petroleum Engineering*, Vol. 43 No. 5–6. 243–248.
- Leonavičius, M.; Krenevičius, A. 1995. Prisitaikomumo ir atsparumo mažacikliam irimui varžtinėse jungtyse skaičiavimas. *Mechanika*. ISSN 1392-1207, No 1. Kaunas: Technologija. 30–32.
- Leonavičius, M. 2000. Įveržtų ir cikliškai lenkiamų srieginių jungčių atsipalaidavimo analizė. *Mechanika*. ISSN 1392-1207, No 1(21). 5–9.
- Leonavičius, M.; Krenevičius, A.; Šukšta, M.; Stupak, S.; Bazaras, Ž. 2006. Experimental and analytical investigation of loosening and shakedown of the threaded joints. *Indian Journal of Engineering, Materials Sciences*. Vol. 13 October. 411–416.
- Leonavičius, M. K. 1999. Srieginių jungčių ir jungiamų elementų atsparumas cikliniam irimui ir prisitaikomumas. Habilitacinis darbas. Vilnius: Technika. 96.
- Liao, R.; Sun, Y.; Zhang, W. 2009. Nonlinear analysis of axial-load stress distribution for threaded connection. *Chinese journal of mechanical engineering*. Vol. 22, No. 6. 869–875.
- Manson S., Halford G. 1981. Practical implementation of the double linear damage approach for treating cumulative fatigue damage. *International Journal of Fracture*. 17. 169–192.
- Medekšas, H.; Balina, V. S. 2006. Assessment of low cycle fatigue strength of nothed components. *Materials and design*, No. 27. 132–140.
- Mathan G., N Siva Prasad. 2008. A study on the sealing performance of flange joints with gaskets under external bending using finite-element analysis. *Proc. ImechE J. Process Mechanical Engineering, Part E*: Vol., 222, 21–29.
- Miner, M. 1945. Cumulative fatigue damage.— *Journal of Applied Mechanics*. 1945, Vol. 67, No. 12. 159–164.
- Makhutov, N. A. 1981. *et al.* Initiation and propagation mechanics of low cycle fatigue cracks in bolt. 5-th International Conference of Fracture Conues, Oxford, vol. 2. 605–612.
- Majzoobi, G. H.; Farrahi, G. H.; Habibi N. 2005. Experimental evaluation of the effect of thread pitch on fatigue life of bolts. *Int. Journal of fatigue*, No. 27. 189–196.
- Махутов, Н. А.; Фролов, К. В.; Пригоровский, Н. И.; Стекольников, В. В. и др. 1987. Конструкции и методы расчёта водо-водяных энергетических реакторов. Москва: Наука. 232 с.

- Махутов, Н. А. 2005. Конструкционная прочность ресурс и техногенная безопасность, 2 ч. Новосибирск: Наука. 610.
- Maruyama, K. 1974. Stress analysis of a nut-bolt joint by the finite element method and the copper electroplating method. *Bull. Japan Soc. Mech. Engrs.*, 17. 442–450.
- Malinowski, J. Z.; Ostapkowicz, J. 2001. On the behavior of a bolt-nut joint with plastically deformed thread.-*Engineering Transactions V.* 49, No 4. 189–196.
- Motosh, N. I. 1975. Load Distribution on Threads of Titanium Tension Nuts and Steel Bolts. *Journal of Engineering for Industry*, February. 162–166.
- Miller, D. L.; Marshek, K. M.; Naji, R. M. 1983. Determination of Load Distribution in a Threaded Connection, *Mech. Mach. Theory* 18(b). 421–431.
- Muhammad-Tandur K. H., Magami I. A. 2008. Computing the stress concentration factor in bolted joint using FEM. *International Journal of Applied Engineering Research*. Vol. 3. 369–387.
- Neuber, H.; Schmidt J.; Heckel H. 1975. Ein dauerschwingfestes Gewindeprofil. *Konstruktion*, 27, No. 11. 419–421.
- Noda, Nao-Aki; XIAO, Yang; Kuhara, Masahiro 2011. The Reduction of Stress Concentration by Tapering Threads. *Journal of Solid Mechanics and Materials. Engineering*, Vol. 5, No. 8. 397–408.
- Patterson, E. A.; Kenny, B. 1986. A Modification to the Theory for the Load Distribution in Conventional Nuts and Bolts. *Strain Anal.* 17–23.
- Patterson, E.; Kenny, B. 1987. Stress analysis of some nut-bolt connections with modifications to the external shape of the nut. *Journal of strain analysis* Vol. 22, No 4. 187–193.
- Patterson, E.; Kenny, B. 1986. The optimisation of the design of nuts with partly tapered threads. *Journal of strain analysis* Vol. 21, No 2. 77–84.
- Peterson's Stress Concentration Factors. (1997). Edited by Pilkey, Walter D. John Wiley & Sons Copyright. Knovel. 544.
- Pyttel, B.; Schwerdt, D.; Berger, C. 2011. Very high cycle fatigue – Is there a fatigue limit? *International Journal of Fatigue* 33. 49–58.
- RF norms. 1985. Нормы расчёта на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. Москва: Энергоатомиздат. 525.
- Sopwith, D. G. 1948. The Distribution of Load in Screw Threads. *Inst. Mech. Engrs. Appl. Mech. Proc.* 373–383.
- Shimotsuma, Y.; Inoue, H. 1973. Studies on screw-fastener on the static characteristics of screw-threaded connections. *Repts Kansai Univ.*, No. 14. 25–36.
- Selivonec, J.; Krenevičius, A. 2004. Distribution of load in the threads. *Mechanika*. ISSN 1392-1207, No 2(46). Kaunas: Technologija. 21–26.

- Sawa, T.; Morohoshi, T.; Yamamoto, K. 1987. The characteristics of bolted joints subjected to external bending moments. *JSME Int. J.*, 30(270). 2018–2026.
- Sawa, T.; Morohoshi, T.; Yamamoto, K. 1987. The characteristics of bolted joints subjected to external bending moments. *JSME Int. J.*, 30(270). 2018–2026.
- Schmidt, H.; Neuper, M. 1997. On the elastostatic behaviour of an eccentrically tensioned L-joint with prestressed bolts, *Stahlbau*, Vol. 66, No. 3, pp. 163–168.
- Snow, A. L.; Langer, B. F. 1967. Low cycle fatigue of large diameter bolts. Пер. с англ. Конструирование и технология машиностроения, Труды АОИМ, No 1. 63–74.
- Seweryn, A.; Buczynski, A.; Szusta, J. 2008. Damage accumulation model for low cycle fatigue. *International Journal of Fatigue* 30. 756–765.
- Venkatesan, S.; Kinzel, G. 2006. Reduction of stress concentration in bolt-nut connectors. *Journal of mechanical design* Vol. 128. 1337–1342.
- Zhao, H. 1998. Stress Concentration Factors Within Bolt-Nut Connectors under Elasto-Plastic Deformation.-*Int. J. Fatigue.*, Vol. 20, No 9. 651–659.
- Žiliukas, A. 1998. Two parametric elastic-plastic fracture criteria. *ECF12: Fracture from Defects*. Vol., I–III. 847–851.
- Биргер, И. А.; Иосилевич, Г. Б. 1973. Резьбовые соединения. Москва: Машиностроение. 256 с.
- Иосилевич, Г. Б. 1981. Концентрация напряжений и деформаций в деталях машин. М. Машиностроение. 224.
- Спейчис, А. А.; Кренявичюс, А. И. 1987. Распределение нагрузок по виткам резьбы с учетом пластических деформаций. Москва: Машиноведение. № 2, с. 87–92.
- Хейвуд, Р. Б. 1969. Проектирование с учетом усталости. Пер. с англ. Машиностроение. 504.
- Якушев, А. И.; Мустаев, Р. Х.; Мавлютов, Р. Р. 1979. Повышение прочности и надежности резьбовых соединений. М. Машиностроение. 215.

Autoriaus publikacijų disertacijos tema sąrašas

Straipsniai recenzuojamuose mokslo žurnaluose

Krenevičius, A., Juchnevičius, Ž. 2009. Load distribution in the threaded joint subjected to bending, *Mechanika* 4(78): 12–16. ISSN 1392-1207 (Thomson ISI WEB of Science).

Krenevičius, A., Juchnevičius, Ž., Leonavičius, M. 2010. The model of bent threaded connection in three segments, *Mechanika* 4(84): 5–11. ISSN 1392-1207 (Thomson ISI WEB of Science).

Juchnevičius, Ž. Krenevičius, A. 2011. Fatigue life prediction for cyclically bent threaded connections, *Mechanika* 17(2): 113–119. ISSN 1392-1207 (Thomson ISI WEB of Science).

Straipsniai kituose leidiniuose

Krenevičius, A., Juchnevičius, Ž., Selivonec, J. 2008. Influence of reloading to load distribution in threaded connection, in Proceedings of the 13th international conference “*MECHANIKA-2008*”, Kaunas, Lithuania, 2008. Kaunas: Technologija, 172–175. ISSN 1822-2951 (Thomson ISI Proceedings).

Juchnevičius, Ž., Krenevičius, A., Šukšta, M. 2009. The optimal distribution of loads between thread turns, in Proceedings of the 14th international conference “*MECHANIKA-2009*”, Kaunas, Lithuania, 2009. Kaunas: Technologija, 166–170. ISSN 1822-2951 (Thomson ISI Proceedings).

Juchnevičius, Ž., Krenevičius, A., Šukšta, M., Selivonec, J. 2010. Influence of constructional factors upon load distribution on turns at bending of threaded connection, in Proceedings of the 15th international conference “*MECHANIKA-2010*”, Kaunas, Lithuania, 2010. Kaunas: Technologija, 204–209. ISSN 1822-2951 (Thomson ISI Proceedings).

Juchnevičius, Ž., Krenevičius, A. 2011. Analysis of load distribution and low cycle fatigue for bent threaded connections, in Proceedings of the 5th Annual International Traveling conference “*ERIN – 2011*”, Tatranska Kotlina-High Tatras-Slovakia, 2011. Slovakia, Prešov: Harmony Apeiron Non-profit Civic Association, 243–256. ISBN 978-80-89347-04-9.

Juchnevičius, Ž., Krenevičius, A. 2011. Influence of turns deformation features at unloading upon load distribution on turns at bending of the threaded connection, in Proceedings of the 16th international conference “*MECHANIKA-2011*”, Kaunas, Lithuania, 2011. Kaunas: Technologija, 153–157. ISSN 1822-2951.

Krenevičius, A., Juchnevičius, Ž., Šukšta, M., Selivonec, J. 2011. Fatigue life increasing method for cyclically bent threaded connection, in Proceedings of the 16th international conference “*MECHANIKA-2011*”, Kaunas, Lithuania, 2011. Kaunas: Technologija, 187–189. ISSN 1822-2951.

Priedai

A priedas. Vijų poros tempimo bandymo rezultatai

A.1 lentelė. Sniego vijų poros M16×2 deformavimo su nukrovimu rodikliai
Table A.1. Deformation properties of turn pair at tension with unloading

Eil. Nr	γ_f	γ_r	γ/γ_r
	mm/(kN/mm)	mm/(kN/mm)	—
1	$3,98 \times 10^{-3}$	$1,87 \times 10^{-3}$	2,12
2	$4,01 \times 10^{-3}$	$1,93 \times 10^{-3}$	2,08
3	$4,00 \times 10^{-3}$	$1,90 \times 10^{-3}$	2,11
4	$3,84 \times 10^{-3}$	$1,90 \times 10^{-3}$	2,02
5	$4,09 \times 10^{-3}$	$1,85 \times 10^{-3}$	2,22
6	$3,93 \times 10^{-3}$	$1,81 \times 10^{-3}$	2,17
7	$3,95 \times 10^{-3}$	$1,82 \times 10^{-3}$	2,17
8	$4,12 \times 10^{-3}$	$1,83 \times 10^{-3}$	2,25
9	$3,90 \times 10^{-3}$	$1,81 \times 10^{-3}$	2,15
10	$3,87 \times 10^{-3}$	$1,89 \times 10^{-3}$	2,05
11	$4,07 \times 10^{-3}$	$1,86 \times 10^{-3}$	2,18
12	$3,82 \times 10^{-3}$	$1,91 \times 10^{-3}$	1,99
Pastaba:	pirmas nukrovimas tampriojoje srityje		

B priedas. Įvijų paslankumo funkcijos koeficientai

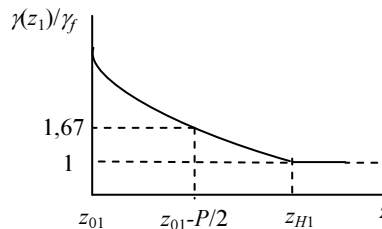
Skaičiuojant vijų apkrovų ir įrašų pasiskirstymą lenkiamoje jungtyje, turi būti matematiškai aprašytas vijų poros paslankumo kitimo dėsnis jungties kraštiniuose ruožuose H_1 ir H_3 . Čia veržlės ir smeigės vijos yra sukibusios ne visu profiliu ir jų sukibimo gylis kinta. Tokia vijų pora toliau vadinama srieginės jungties įvija. Jungties įvijos paslankumas lenkiamai jungčiai aprašomas rodikline funkcija (3.9). Tai funkcija aproksimuojanti eksperimentinius duomenis (Selivonec, *et al.* 2004). Taikant ją srieginės jungties ruožams H_1 ir H_3 , atitinkamų jungties įvijų paslankumų išraiškas galima užrašyti taip:

$$\gamma(z_1) = V_1 e^{u_1 z_1}, \quad (\text{B.1})$$

$$\gamma(z_3) = V_3 e^{u_3 z_3}. \quad (\text{B.2})$$

Funkcijų (B.1) ir (B.2) pastovieji koeficientai nustatomi parašius nagrinėjamam ruožui dvi lygtis, kuriose naudojamos dvi žinomos paslankumo reikšmės. Viename ruožo krašte vijos sukibusios visu profiliu, todėl paslankumo reikšmė čia yra lygi γ_f . Pagal eksperimentinius duomenis ruožo H_1 arba H_3 viduryje paslankumas lygus $1,67\gamma_f$.

Jungties įvijos paslankumo kitimas ruože $H_1 = P$ schematiškai parodytas B.1 paveiksle.



B1 pav. Jungties įvijos paslankumas ruože H_1

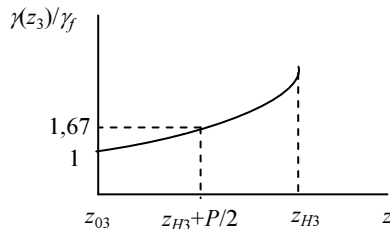
Fig. B1. Turn pair pliability in segment H_1 of threaded connection

Dvi lygtys, kurias reikia užrašyti ruožui H_1 , panaudojant išraišką (B.1), yra tokios:

$$\gamma(z_{H1}) = V_1 e^{u_1 z_{H1}} = \gamma_f, \quad \gamma(z_{H1} - P/2) = V_1 e^{u_1 (z_{H1} - P/2)} = 1,67\gamma_f. \quad (\text{B.3})$$

Tuomet:

$$u_1 = -\frac{\ln 1,67}{P/2}, \quad V_1 = \gamma_f \cdot e^{\frac{\ln 1,67}{P/2} z_{H1}}. \quad (\text{B.4})$$



B.2 pav. Jungties įvijos paslankumas ruože H_3
Fig. B.2. Turn pair pliability in segment H_3 of threaded connection

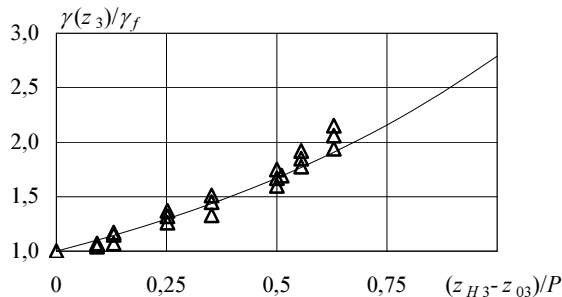
Jungties įvijos paslankumo kitimas ruože $H_3 = P$ schematiškai parodytas B.2 paveiksle. Dvi lygtys, kurias reikia užrašyti ruožui H_3 , panaudojant išraišką (B.2), yra tokios:

$$\gamma(z_{03}) = V_3 e^{u_3 z_{03}} = \gamma_f, \quad \gamma(z_{03} + P/2) = V_3 e^{u_3 (z_{03} + P/2)} = 1.67 \gamma_f. \quad (\text{B.5})$$

Tuomet:

$$u_3 = \frac{\ln 1.67}{P/2}, \quad V_3 = \gamma_f \cdot e^{-\frac{\ln 1.67}{P/2} z_{03}}. \quad (\text{B.6})$$

Apskaičiuotų ir eksperimentinių jungties M20×2,5 įvijos paslankumų palyginimas ruožui H_3 parodytas B.3 paveiksle.

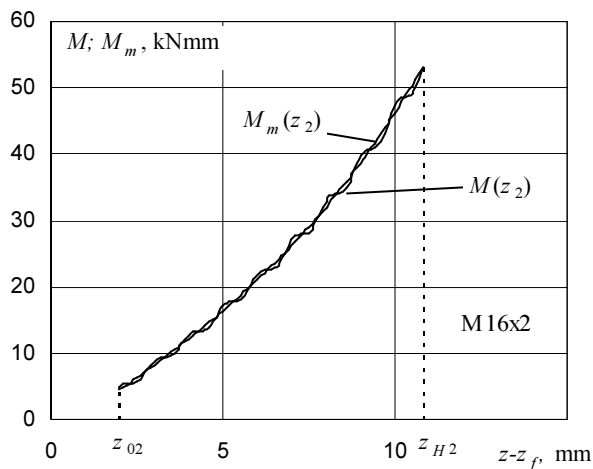


B.3 pav. Apskaičiuotų ir eksperimentinių jungties įvijos paslankumų palyginimas ruožui H_3

Fig. B.3. Comparison of the calculated and experimental turn pair pliabilitys for segment H_3

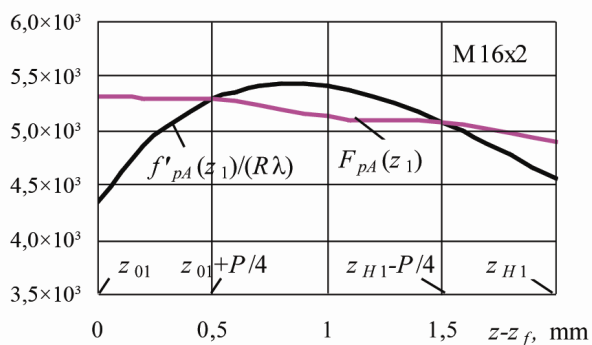
B.3 Paveiksle matyti, kad funkcijos (B.2) kreivė geriau aprašo eksperimentinius duomenis (taškus) svarbesnėje pirmojoje jungties įvijos pusėje, kur vijų sukibimo gylis yra didesnis ir veržlės vija storesnė. Žinoma, kad realioje jungtyje antrajai jungties įvijos pusei tenka nedidelė apkrovos dalis, lyginant su apkrovomis, kurios tenka visu profiliu sukibusioms vijoms. Todėl jungties įvijos paslankumo reikšmių paklaidos, kurios atsiranda matematiškai aprašant paslankumą antrojoje „ploniausioje” jungties įvijos dalyje, daro labai nedidelę įtaką apkrovų pasiskirstymo vijose skaičiavimo rezultatams.

C priedas. Lenkimo momento funkcijų sankirtos



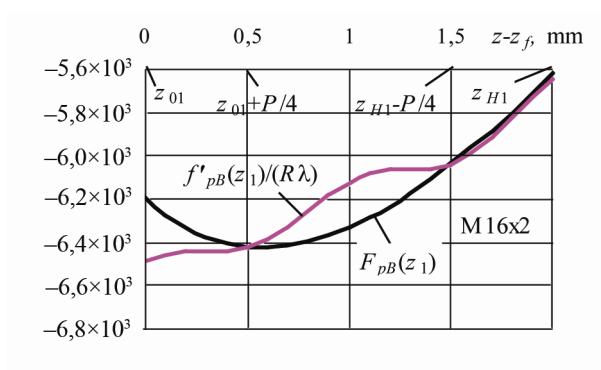
C.1 pav. Lenkimo momentų funkcijų sankirtos ruože H_2

Fig. C.1. Intersections of bending moment's functions in segment H_2



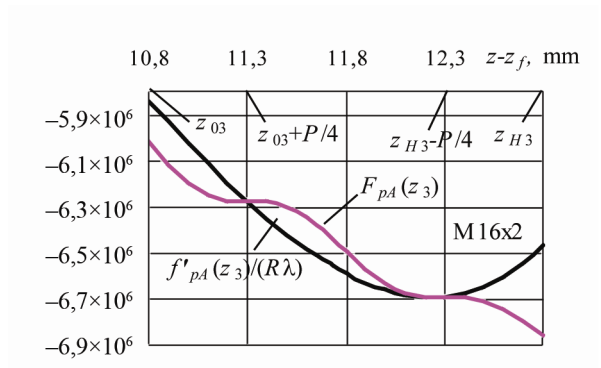
C.2 pav. Funkcijų F_{pA} ir $f'_{pA}/(R\lambda)$ sankirtos ruože H_1

Fig. C.2. Intersections of the functions F_{pA} ir $f'_{pA}/(R\lambda)$ in segment H_1



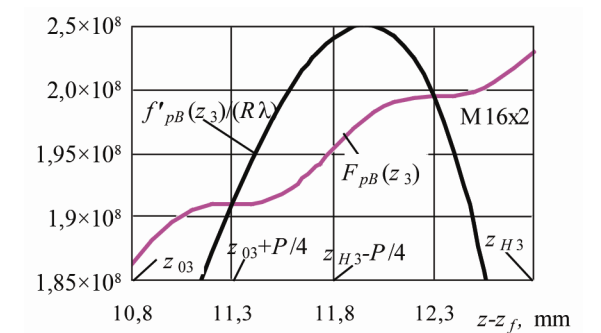
C.3 pav. Funkcijų F_{pB} ir $f'_{pB}/(R\lambda)$ sankirtos ruože H_1

Fig. C.3. Intersections of the functions F_{pB} ir $f'_{pB}/(R\lambda)$ in segment H_1



C.4 pav. Funkcijų F_{pA} ir $f'_{pA}/(R\lambda)$ sankirtos ruože H_3

Fig. C.4. Intersections of the functions F_{pA} ir $f'_{pA}/(R\lambda)$ in segment H_3



C.5 pav. Funkcijų F_{pB} ir $f'_{pB}/(R\lambda)$ sankirtos ruože H_3

Fig. C.5. Intersections of the functions F_{pB} ir $f'_{pB}/(R\lambda)$ in segment H_3

Žilvinas JUCHNEVIČIUS

CIKLIŠKAI LENKIAMŲ SRIEGINIŲ JUNGČIŲ
DEFORMAVIMAS IR STIPRUMAS

Daktaro disertacija

Technologijos mokslai,
mechanikos inžinerija (09T)

DEFORMATION AND STRENGTH OF A CYCLICALLY BENT
THREADED CONNECTION

Doctoral Dissertation

Technological Sciences,
Mechanical Engineering (09T)

2011 12 19. 10,75 sp. l. Tiražas 20 egz.
Vilniaus Gedimino technikos universiteto
leidykla „Technika“,
Saulėtekio al. 11, 10223 Vilnius,
<http://leidykla.vgtu.lt>
Spausdino UAB „Ciklonas“
J. Jasinskio g. 15, 01111 Vilnius