

KAUNO TECHNOLOGIJOS UNIVERSITETAS

GINTARAS KETURAKIS

MEDIENOS FREZAVIMO ĮRANKIŲ DILIMO
IR POVEIKIO FREZUOTŲ PAVIRŠIŲ
KOKYBEI TYRIMAS

Daktaro disertacija
Technologijos mokslai, medžiagų inžinerija (08T)

2018, Kaunas

Disertacija rengta 1997–2001 ir 2017–2018 m. Kauno technologijos universiteto Mechanikos inžinerijos ir dizaino fakultete, Medžiagų inžinerijos katedroje.
Disertacija ginama eksternu.

Mokslinis konsultantas:

Doc. dr. Regita BENDIKIENĖ (Kauno technologijos universitetas, technologijos mokslai, medžiagų inžinerija, 08T).

Mokslinis vadovas:

Doc. dr. Justinas RUSECKAS (1997–2001, Kauno technologijos universitetas, technologijos mokslai, medžiagų inžinerija, 08T).

Redagavo: Aurelija Gražina Rukšaitė ir dr. Armandas Rumšas (leidykla „Technologija“)

Medžiagų inžinerijos mokslo krypties disertacijos gynimo taryba:

Prof. dr. Rimvydas MILAŠIUS (Kauno technologijos universitetas, technologijos mokslai, medžiagų inžinerija, 08T) – **pirmininkas**;

Doc. dr. Tomasz KRYSIOFIK (Poznanės gamtos mokslų universitetas, Lenkija, technologijos mokslai, medžiagų inžinerija, 08T);

Prof. dr. Daiva MIKUČIONIENĖ (Kauno technologijos universitetas, technologijos mokslai, medžiagų inžinerija, 08T);

Prof. dr. Juozas PADGURSKAS (Aleksandro Stulginskio universitetas, technologijos mokslai, mechanikos inžinerija, 09T);

Doc. dr. Kristina ŽUKIENĖ (Kauno technologijos universitetas, technologijos mokslai, medžiagų inžinerija, 08T).

Disertacija bus ginama viešame Medžiagų inžinerijos mokslo krypties disertacijos gynimo tarybos posėdyje 2018 m. lapkričio 30 d. 10.00 val. Kauno technologijos universiteto Disertacijų gynimo salėje.

Adresas: K. Donelaičio g. 73-403, 44249 Kaunas, Lietuva.

Tel. (370) 37 30 00 42; faksas (370) 37 32 41 44; el. paštas doktorantura@ktu.lt.

Disertacija išsiųsta 2018 m. spalio 30 d.

Su disertacija galima susipažinti internetinėje svetainėje <http://ktu.edu> ir Kauno technologijos universiteto bibliotekoje (K. Donelaičio g. 20, 44239 Kaunas).

© G. Keturakis, 2018

ISBN 978-609-02-1518-0

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

KAUNAS UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

GINTARAS KETURAKIS

RESEARCH ON WOOD MILLING TOOL
WEAR AND EVALUATION OF MILLED
SURFACE QUALITY

Summary of Doctoral Dissertation
Technological Science, Materials Engineering (08T)

Kaunas, 2018

This doctoral dissertation was prepared at Kaunas University of Technology, Faculty of Mechanical Engineering and Design, Department of Materials Engineering during the period of 1997–2001 and 2017–2018.

Dissertation was prepared externally.

Scientific Advisor:

Assoc. Prof. dr. Regita BENDIKIENĖ (Kaunas University of Technology, Materials Engineering, 08T).

Scientific Supervisor:

Assoc. Prof. dr. Justinas RUSECKAS (1997–2001, Kaunas University of Technology, Materials Engineering, 08T).

Edited by: Aurelija Gražina Rukšaitė and dr. Armandas Rumšas (Publishing Office “Technologija”).

Dissertation Defence Board of Materials Engineering Science Field:

Prof. Dr. Rimvydas MILAŠIUS (Kaunas University of Technology, Technological Science, Materials Engineering, 08T) – **chairman**;

Assoc. Prof. Dr. Tomasz KRYSZTOFIK (Poznań University of Life Science, Poland, Technological Science, Materials Engineering, 08T);

Prof. Dr. Daiva MIKUČIONIENĖ (Kaunas University of Technology, Technological Science, Materials Engineering, 08T);

Prof. Dr. Juozas PADGURSKAS (Aleksandras Stulginskis University, Technological Science, Mechanical Engineering, 09T);

Assoc. Prof. Dr. Kristina ŽUKIENĖ (Kaunas University of Technology, Technological Science, Materials Engineering, 08T).

The official defence of the dissertation will be held at 10 a.m. on 30 November, 2018 at the public meeting of Dissertation Defence Board of Materials Engineering Science Field in the Dissertation Defence Hall at Kaunas University of Technology.

Address: Donelaičio 73–403, Kaunas, LT-44249, Lithuania.

Phone: (+370) 37 30 00 42; fax: (+370) 37 32 41 44; e-mail : doktorantura@ktu.lt.

The summary of this doctoral dissertation was sent out on 30 October, 2018.

The doctoral dissertation is available on the internet at <http://ktu.edu> and at the library of Kaunas University of Technology (Donelaičio 20, Kaunas, LT-44239, Lithuania).

© G. Keturakis, 2018

ISBN 978-609-02-1518-0

The bibliographic information about the publication is available in the National Bibliographic Data Bank (NBDB) of Martynas Mažvydas National Library of Lithuania.

TURINYS

ŽYMĖJIMAI.....	7
ĮVADAS.....	9
1. LITERATŪROS APŽVALGA.....	12
1.2. Medienos ir medienos medžiagų frezavimas.....	12
1.2.1. Frezavimo atvejų klasifikacija ir technologinė paskirtis.....	12
1.2.2. Cilindrinio frezavimo kinematika.....	12
1.2.3. Išilginio frezavimo metu veikiančios jėgos.....	13
1.3. Įrankių medžiagos.....	14
1.3.1. Įrankių plienai.....	15
1.3.2. Greitapjoviai plienai.....	16
1.3.3. Stelitai.....	16
1.3.4. Kietlydiniai.....	17
1.3.5. Keraminės medžiagos.....	17
1.3.6. Polikristalinis deimantas.....	17
1.3.7. Monokristaliniai deimantai.....	18
1.3.8. Dangos.....	18
1.4. Medienos pjovimo įrankių dilimas.....	19
1.4.1. Pjovimo įrankių ašmenų dilimo mechanizmas.....	20
1.4.2. Šiluminiai ir temperatūriniai reiškiniai.....	23
1.4.3. Elektrocheminiai reiškiniai.....	24
1.4.4. Pjovimo įrankių paviršinių sluoksnių medžiagos cheminė sudėtis, struktūra ir fizikinės-mechaninės savybės.....	26
1.5. Pjovimo įrankių ašmenų išdilimo ir atšipimo įvertinimas.....	27
1.6. Pjovimo įrankių dilimo įtaka frezuotų paviršių kokybei.....	33
1.7. Literatūros duomenų apibendrinimas.....	37
1.8. Darbo tikslo suformulavimas.....	39
2. TYRIMO METODIKA IR ĮRANGA.....	40
2.1. Tyrimo objektas.....	40
2.2. Frezavimo įrankiai.....	40
2.3. Medienos bandiniai.....	42
2.4. Frezavimo stendas.....	43
2.5. Tyrimo metodika.....	44
2.5.1. Bandymų tinklelis.....	44
2.5.2. Peilių ašmenų mikrogeometrijos parametrų matavimai.....	44
2.5.3. Pjovimo galios matavimai.....	45
2.5.4. Frezuoto medienos paviršiaus šiurkštumo matavimai.....	46
2.5.5. Statistiniai skaičiavimai ir matematinis modeliavimas.....	46
3. ĮVAIRIŲ TECHNOLOGINIŲ VEIKSNIŲ ĮTAKA ĮRANKIO DILIMUI.....	49
3.1. Pjovimo kelio įtaka įrankio dilimui.....	49
3.1.1. Pjovimo kelio įtaka ašmenų mikrogeometrijos parametrams.....	49
3.1.2. Pjovimo kelio įtaka pjovimo galiai.....	53
3.2. Pjovimo greičio įtaka įrankio dilimui.....	54
3.2.1. Pjovimo greičio įtaka ašmenų mikrogeometrijos parametrams.....	54

3.2.2. Pjovimo greičio įtaka pjovimo galiai.....	60
3.3. Pastūmos vienam pjovikliui įtaka įrankio dilimui.....	63
3.3.1. Pastūmos vienam pjovikliui įtaka ašmenų mikrogeometrijos parametrams.....	63
3.3.2. Pastūmos vienam pjovikliui įtaka pjovimo galiai.....	67
3.4. Nusmailinimo kampo įtaka įrankio dilimui.....	70
3.4.1. Nusmailinimo kampo įtaka ašmenų suapvalinimo spinduliui.....	70
3.4.2. Nusmailinimo kampo įtaka pjovimo galiai.....	74
3.5. Plienų cheminės sudėties ir struktūros įtaka įrankio dilimui.....	77
3.5.1. Peilių plienų cheminės sudėtis ir struktūra.....	77
3.5.2. Plienų cheminės sudėties ir struktūros įtaka ašmenų mikrogeometrijos parametrams.....	79
3.5.3. Plienų cheminės sudėties ir struktūros įtaka pjovimo galiai.....	91
4. ĮRANKIO DILIMO ĮTAKA FREZUOTO PAVIRŠIAUS KOKYBEI.....	96
4.1. Įrankio dilimo įtaka beržo medienos frezuoto paviršiaus kokybei.....	96
4.2. Įrankio dilimo įtaka įvairių medienos rūšių frezuotų paviršių kokybei.....	99
4.3. Įrankio dilimo įtaka pušies ir juodalksnio medienos rūšių frezuotų paviršių kokybei.....	102
5. IŠVADOS.....	107
6. SUMMARY.....	109
7. LITERATŪRA.....	140
8. CURRICULUM VITAE.....	150
9. MOKSLINIŲ PUBLIKACIJŲ DISERTACIJOS TEMA SĄRAŠAS.....	151
10. PUBLIKACIJŲ KOPIJOS.....	156
PADĖKA.....	201
PRIEDAI.....	202

ŽYMĖJIMAI

- ω – kampinis greitis;
 φ_k – kontakto lanko kampas;
 θ – kinematinis kampas;
 ρ – ašmenų suapvalinimo spindulys;
 A_μ – ašmenų sutrumpėjimas pusiauakampinės kryptimi;
 $\Delta\alpha$ – užpakalinio kampo pokytis;
 $\Delta\gamma$ – priekinio kampo pokytis;
 ν – variacijos koeficientas;
 Δ – atsitiktinė matavimo paklaida;
 \mathcal{D} – santykinė matavimo paklaida;
 \bar{x} , *vid.* – aritmetinis vidurkis;
 a – drožlės storis;
 b – frezavimo plotis;
CVD – cheminiu būdu nusodintas polikristalinis deimantas;
 D – pjovimo skersmuo;
 F – drožlės skerspjūvio plotas;
 F_x – tangentinė pjovimo jėga;
 F_z – normalinė pjovimo jėga;
 h – nupjaunamo sluoksnio storis;
HL – legiruotas įrankių plienas;
HM – kietlydiniai;
HS, HSS – greitapjovis plienas;
HT – keraminės medžiagos;
 I_β – pasikliautinis intervalas;
 K – specifinis pjovimo slėgis;
 l – kontakto lanko ilgis;
 L – pjovimo kelias;
 l_p – išdilimo pagal priekinį paviršių nuožulnos ilgis;
 l_u – išdilimo pagal užpakalinį paviršių nuožulnos ilgis;
MDP – medienos drožlių plokštė;
MKD – monokristalinis deimantas;
 n – įrankio sukimosi dažnis;
 P – pjovimo galia;
PCD, DP – polikristalinis deimantas;
 Q – pasipriešinimo stūmimui jėga;
 R – pjovimo spindulys;
 R_a – vidutinė aritmetinė profilio nuokrypa;
 R_{max} – didžiausias profilio nelygumų aukštis;
 Rm_{max} – didžiausių nelygumų vidutinis aukštis;
 R_z – nelygumų aukštis – penkių profilio viršūnių ir penkių įdubų vidurkių suma;

- S – statmena stūmimui jėga;
- S – vidutinis kvadratinis nuokrypis;
- S^2 – dispersija;
- SP – mažai legiruotas įrankių plienas;
- ST – stelitai;
- u – pastūmos greitis;
- u_v – pastūma vienam įrankio apsisukimui;
- u_z – pastūma vienam pjovikliui;
- v – pjovimo greitis;
- WC – volframo karbidas;
- WS – nelegiruotas įrankių plienas;
- z – pjoviklių skaičius;
- δ_{ats} – santykinė atsitiktinė matavimo paklaida;
- δ_b – bendroji matavimo rezultato santykinė paklaida;
- δ – santykinė sisteminė matavimo paklaida.

ĮVADAS

Kuriant naujus medienos apdirbimo įrankius, būtina žinoti jų dilimo ir atšipimo procesą, kuris vyksta pjovimo metu. Dar nepakankamai ištirtas medienos pjovimo įrankių dilimo procesas ir jo dėsningumai. Kol kas nėra tikslių duomenų, paaiškinančių cheminių, elektrocheminių reiškinių įtaką įrankio atšipimui. Tokiais atvejais vartojamas dispergavimo terminas (išsisklaidymo, susmulkinimo). Dispergavimas yra konkrečių fizikinių procesų pasekmė. Jis gali vykti dėl mechaninių, šiluminių, elektrinių ir mechaninių-cheminių veiksnių. Kuris iš paminėtų veiksnių turi dominuojančią įtaką dilimui, priklauso nuo reiškinių, vykstančių pjovimo įrankio ir apdirbamos medžiagos kontakto zonoje bei nuo apdirbimo režimo.

Ašmenų zonoje yra sukoncentruota didžiulė mechaninė energija, todėl susidaro didelis slėgis, ir pjaunančioje įrankio dalyje susidaro dideli įtempiai. Kuo šioje zonoje yra didesnė mechaninės energijos koncentracija, tuo kryptingiau vyksta apdirbamos medžiagos ardymas, tuo lengviau valdyti pjovimo procesą, o apdirbtasis paviršius būna kokybiškesnis.

Pjovimo proceso metu visa mechaninė energija, išsiskirianti kontaktiniuose paviršiuose ir apdirbamos medžiagos deformacijos zonoje, virsta šiluma. Skirtingai nuo metalų, organinės medžiagos ir ypač poringa mediena yra mažai laidžios šilumai. Todėl šiluma iš kontakto zonos, nupjaunant drožlę, nepašalinama. Kontaktiniuose paviršiuose koncentruojasi daug šiluminės energijos. Šiluminės energijos kiekis priklauso nuo pjovimo greičio, kuris pjaunant medieną daug didesnis negu pjaunant metalą. Todėl šiluminių reiškinių, vykstančių pjovimo zonoje, tyrimai padeda tiksliau paaiškinti pjovimo įrankių dilimo procesą.

Yra žinoma, kad organinėse medžiagose, net ir palyginti neaukštoje temperatūroje, vyksta terminė destrukcija – susidaro nauji cheminiai junginiai, dažniausiai organinės rūgštys, agresyviai veikiančios metalą. Adsorbuojant agresyvias medžiagas, įrankio ašmenys gali chemiškai irti.

Pjovimo zonoje dėl trinties susidaro statiniai ir pjezoelektriniai krūviai, atsiranda elektros srovė, kuri gali būti elektroerozinio ir elektrocheminio dilimo priežastis. Pjovimo proceso metu į pjovimo zoną gali patekti dalelių, kurių kietis yra artimas įrankio medžiagos kiečiui. Šiuo atveju yra galimas abrazyvinis ašmenų dilimas.

Pjovimo įrankio atsparumas dilimui priklauso nuo įvairių veiksnių. Pirmoji grupė – tai veiksniai, priklausantys nuo pjovimo įrankio: įrankio medžiagos cheminė sudėtis, struktūra, kietis, ašmenų nusmailinimo kampas, darbinių paviršių šiurkštumas, po galandimo likę defektai. Antrąją grupę sudaro veiksniai, priklausantys nuo apdirbamos medžiagos: tankis ir struktūra, drėgnumas, klijų kiekis, gamybos būdas ir kiti. Trečiajai grupei priskiriami apdirbimo režimo veiksniai: pjovimo ir pastūmos greičiai, drožlės storis, pjovimo kelias, pjovimo kampas, pluošto kryptis ir kiti. Ketvirtoji grupė – tai išorinių aplinkos sąlygų veiksniai: pjovimo zonos temperatūra, santykinis oro drėgnis, aušinimas ir drožlių pašalinimas.

Apibendrinant galima teigti, kad pjovimo įrankių patvarumui, t. y. jų dilimo procesui ir jo dėsningumui, įtakos turi daugybė veiksnių, kurie, veikdami nevienodu intensyvumu, vienas su kitu sąveikauja.

Mokslinių tyrimų tikslas

Sukurti medienos frezavimo peilių ašmenų dilimo įvertinimo metodiką ir ištirti įvairių veiksnių įtaką jų dilimo intensyvumui bei ištirti peilio ašmenų dilimo poveikį frezuotų paviršių kokybei.

Šiam tikslui pasiekti buvo iškelti tokie uždaviniai:

1. Sukurti medienos frezavimo peilių dilimo tyrimo standą ir parinkti matavimo aparatūrą.
2. Įvertinti medienos frezavimo peilių ašmenų dilimo procesą ir jo dėsningumus.
3. Nustatyti frezavimo režimo technologinių veiksnių įtaką peilio ašmenų dilimo intensyvumui.
4. Nustatyti plienų cheminės sudėties ir struktūros įtaką peilio ašmenų dilimo intensyvumui.
5. Nustatyti peilio ašmenų dilimo ir režimo technologinių veiksnių įtaką frezuotų paviršių kokybei.

Mokslinis naujumas

1. Sukurta metodika, skirta medienos frezavimo peilių atsparumui dilimui tirti pjovimo būdu. Keičiant įvairių technologinių veiksnių įtaką, galima imituoti įvairias frezavimo režimo sąlygas. Įvertinus peilio ašmenų mikrogeometrijos parametrų ir pjovimo galios pokyčius, galima nustatyti įrankio ašmenų dilimo dėsningumus, intensyvumą ir atsparumą dilimui. Įvertinus peilio ašmenų būklę, galima prognozuoti frezavimo režimo energijos sąnaudas ir frezuotų paviršių kokybę.
2. Nustatyta, kad, frezuojant medieną išilgai pluošto, pjovimo ir pastūmos greičių įtakos peilių dilimui yra skirtingos. Pjovimo greičiui padidėjus nuo 22 iki 41 m/s, frezavimo peilių dilimo intensyvumas sumažėjo. Tiriant pastūmos greičio įtaką, nustatyta priešinga priklausomybė, palyginti su pjovimo greičio įtaka. Padidėjus pastūmos greičiui, peilių ašmenų dilimas suintensyvėja.
3. Įvertinta peilio dilimo ir įvairių technologinių veiksnių įtaka frezuotų paviršių kokybei. Nustatyta, kad frezuotų paviršių kokybė priklauso nuo ašmenų būklės, medienos rūšies ir technologinių frezavimo režimo veiksnių.

Praktinė reikšmė

Sukurta tyrimų metodika ir įranga gali būti panaudota medienos frezavimo peilių atsparumui dilimui įvertinti. Ši metodika yra tinkama parenkant frezavimo peilius, kadangi daugelio gaminamų peilių plieno cheminė sudėtis yra žinoma, bet panašaus tipo atskirų gamintojų peilių kainos skiriasi kelis kartus.

Ši tyrimų metodika sudaro galimybes parinkti optimalius medienos frezavimo režimus, atsižvelgiant į įrankio cheminę sudėtį, terminį apdorojimą bei eksploatacines savybes. Keičiant įvairių technologinių veiksnių įtaką bei apdirbamos medienos rūšį arba medžiagos tipą, galima imituoti įvairias frezavimo sąlygas, siekiant įvertinti frezavimo peilių ašmenų elgseną, frezavimo režimo energijos sąnaudas ir frezuotų paviršių kokybę. Įvertinus kompleksinę ar kiekvieno veiksnio įtaką atskirai, galima parinkti optimalius frezavimo režimus, tenkinančius energijos sąnaudų ir frezuotų paviršių kokybės kriterijus.

Darbo aprobavimas ir publikavimas

Tiriamąjį darbo temą paskelbta 26 publikacijos; iš jų 6 straipsniai publikuoti tarptautiniuose mokslo žurnaluose, turinčiuose cituojamumo rodiklį *Clarivate Analytics Web of Science* („CA WoS“) duomenų bazėje. 4 publikacijos paskelbtos tarptautinės konferencijos „Mechanika“ (2007-2010) pranešimų medžiagoje. Darbo rezultatai pristatyti 7-iose tarptautinėse ir 9-iose respublikinėse konferencijose. Mokslinių publikacijų sąrašas pateikiamas disertacijos pabaigoje.

Disertacijos struktūra ir apimtis

Disertaciją sudaro įvadas, 4 dalys, darbo išvados, literatūros sąrašas iš 142 šaltinio, autoriaus mokslinių publikacijų disertacijos tema sąrašas, santrauka ir priedai. Disertacijos apimtis – 208 puslapiai, 77 iliustracijos, 5 lentelės ir 5 priedai.

1. LITERATŪROS APŽVALGA

1.2. Medienos ir medienos medžiagų frezavimas

1.2.1. Frezavimo atvejų klasifikacija ir technologinė paskirtis

Frezavimo procesas – tai baigiamasis apdirbamų detalių paviršių formavimas. Šis procesas naudojamas profiliniams ir neprofiliniams kreivaliniams paviršiams apdoroti kopijavimo būdu, dygiams ir kilpoms frezuoti, grioveliams ir lizdams frezuoti ir kitiems paviršiams sudaryti (Ettelt, Gittel, 2004; Staniszevska, Zakrzewski, 2006; Davim, 2011; Csanády, Magoss, 2013; Gok ir kt., 2014).

Frezavimą klasifikuojat pagal įrankio pjaunančiųjų briaunų padėtį jo sukimosi ašies atžvilgiu, galima išskirti cilindrinį (išilgai, skersai ir statmenai pluoštui), kūginį ir galinio frezavimo būdus. Šių pagrindinių būdų deriniai duoda sudėtingesnius frezavimo atvejus (Csanády, Magoss, 2013).

Klasifikuojant pagal pastūmos judesio kryptį pluošto atžvilgiu, galimi šie atvejai: išilgai, skersai ir statmenai pluoštui (Csanády, Magoss, 2013).

Klasifikuojant pagal ruošinio pastūmos kryptį ir įrankio sukimosi kryptį, galimas: priešpriešinis arba tos pačios krypties (Goli ir kt., 2009; Goli ir kt., 2010; Csanády, Magoss, 2013). Priešpriešinis frezavimas retai sutinkamas, nes sunaudojama daugiau energijos (Goli ir kt., 2009).

Klasifikuojant pagal pjaunančių briaunų skaičių būna: atviras, pusiau uždaras ir uždaras frezavimas (Csanády, Magoss, 2013).

1.2.2. Cilindrinio frezavimo kinematika

Išilginis frezavimas dažniausiai taikomas plokštiesiems ir profiliniams paviršiams sudaryti (Csanády, Magoss, 2013). Šis apdirbimo būdas užtikrina gana gerą paviršiaus kokybę, reikiamą tikslumą ir šiurkštumą (Hernández, Cool, 2008; Malkocoglu, 2007; Hernández ir kt., 2014a, Kvietková ir kt., 2015; Rolleri ir kt., 2016).

Cilindrinis frezavimas – tai medienos pjovimo procesas, kurio metu besisukančiame įrankyje įtvirtinti pjovikliai nupjauna nuo apdirbamo paviršiaus cikloidinę drožlę (Medič, Hlebanja, 1995; Röbenack ir kt., 2013). Šis procesas vyksta tik esant pjovimo ir pastūmos judesiams. Bet kuris frezavimo įrankis, charakterizuojamas pjovimo spinduliu R , atlieka pastovų sukimosi judesį, kuris aprašomas kampiniu greičiu ω arba linijiniu greičiu v . Pastūmos judesiu u aprašomas pastovus ruošinio slenkamasis judesys link pjovimo zonos. Tik išimtiniais atvejais pjovimo įrankis tuo pat metu atlieka pjovimo ir pastūmos judesius (Medič, Hlebanja, 1995; Csanády, Magoss, 2013). Daugeliu atvejų pastūmos judesys suteikiamas ruošiniui. Frezavimo procesas gali būti dvejopas: prieš ir pagal pastūmos kryptį (Goli ir kt., 2009; Goli ir kt., 2010). Frezuojant pagal pastumą, pjoviklio kontakto su mediena trajektorija trumpesnė (Medič, Hlebanja, 1995; Goli ir kt., 2009; Röbenack ir kt., 2013). Nuo pjovimo trajektorijos priklauso apdirbto paviršiaus kokybė (Csanády, Magoss, 2013).

Frezavimo zonoje skiriami trys pagrindiniai paviršiai: apdirbamasis, apdirbtasis ir pjovimo (Csanády, Magoss, 2013).

Bet kurį frezavimo režimą apibūdina šie dydžiai: nupjaunamojo sluoksnio storis h , frezavimo plotis b , pastūma vienam pjovikliui u_z , pjovimo greitis v (Medič, Hlebanja, 1995).

Nupjaunamojo sluoksnio storiu h vadinamas vienu ėjimu pašalintos medienos sluoksnis. Sudarant plokščius paviršius, nupjaunamo sluoksnio storis per visą ruošinio plotį vienodas. Frezuojant profilius, nupjaunamo sluoksnio storis gali keistis (Staniszewska, Zakrzewski, 2006; Csanády, Magoss, 2013).

Frezavimo plotis b visuomet yra lygus apdirbamo ruošinio pločiui (Csanády, Magoss, 2013). Dažniausiai ši charakteristika vadinama apdirbimo pločiu.

Pastūma vienam pjovikliui u_z – tai atstumas tarp dviejų gretimų pjovimo trajektorijų, išmatuotas lygiagrečiai su pastūmos greičio vektoriumi. Tai viena iš svarbiausių frezavimo režimo charakteristikų. Pastūma vienam pjovikliui u_z ir peilių skaičius z nulemia pastūmos vienam apsisukimui u_v dydį (Medič, Hlebanja, 1995).

Žinant pastūmą vienam pjovikliui u_z arba vienam apsisukimui u_v , apskaičiuojamas pastūmos (stūmimo) greitis u .

Pjovimo greitis v – tai pagrindinė pjovimo proceso charakteristika. Matematiškai pjovimo greitis v – tai geometrinė pjovimo greičio vektoriaus v_0 ir pastūmos greičio u vektoriaus suma (Medič, Hlebanja, 1995; Grinevich ir kt., 2012).

Pjaunant medieną, pastūmos greitis u daug mažesnis už pjovimo įrankio linijinį greitį v_0 (Medič, Hlebanja, 1995).

Nupjaudamas drožlę, pjoviklis su mediena kontaktuoja tam tikra trajektorija. Šios trajektorijos ilgį priimta vadinti pjovimo kontakto lanko ilgiu l . Cilindrinio frezavimo atveju drožlės šoninis paviršius yra pjautuvo formos (Medič, Hlebanja, 1995). Drožlės storiu a vadinamas trumpiausias atstumas tarp dviejų gretimų pjovimo trajektorijų, išmatuotas statmenai pjovimo greičio kryptčiai. Tai kintantis atstumas tarp dviejų puslankių. Drožlės storis mažiausias kontakto pradžioje ir didžiausias pjoviklio išėjimo iš medienos metu. Tačiau jis priklauso nuo nupjaunamo sluoksnio storio h ir pastūmos pjovikliui u_z (Čiuprinas, 1970; Krauss ir kt., 2016).

Apskaičiuojant jėgų ir pjovimo energijos sąnaudas, būtina žinoti vidutinį drožlės storį. Tai universalesnė charakteristika, kuri susijusi su pastūma vienam pjovikliui u_z , nupjaunamo sluoksnio storiu h , pjovimo spinduliu R ir konstrukciniais staklių parametrais (Medič, Hlebanja, 1995; Goli ir kt., 2009; Krauss ir kt., 2016).

1.2.3. Išilginio frezavimo metu veikiančios jėgos

Frezuojant mediena priešinasi pjovimui (Chuchala ir kt., 2014). Pasipriešinimas pjovimui vyksta per visą kontakto lanko ilgį (Čiuprinas, 1970; Medič, Hlebanja, 1995; Medič, Fajdiga, 1996; Cristovao ir kt., 2012). Paprastai frezavimo įrankyje yra keli pjovikliai, išdėstyti tam tikrais intervalais. Todėl pjovimo procesas vyksta periodiškai, pasikartodamas su tuščiosios eigos judesiais (Medič, Hlebanja, 1995; Medič, Fajdiga, 1996).

Kai frezuojama pagal pastūmos kryptį, drožlės storis didžiausias kontakto pradžioje, o prieš pastūmą – kontakto pabaigoje. Pjovimo apkrovos dydį bet kuriam pjovikliui priimta apskaičiuoti įvertinant nupjaunamos drožlės skerspjūvio plotą.

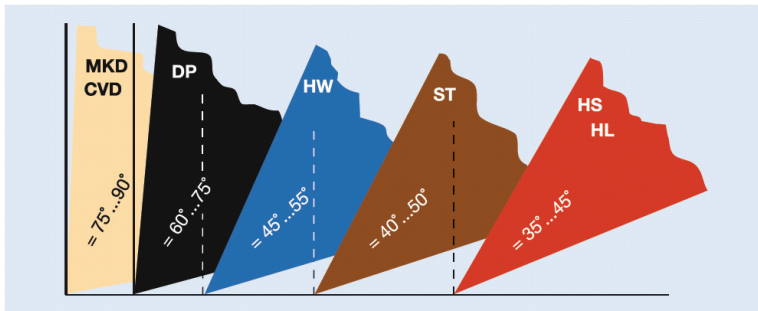
Pasipriešinimą pjovimui apibūdina specifinis pjovimo darbas, kuris skaitine reikšme yra lygus specifiniam pjovimo slėgiui.

Ties kontakto lanko ribomis su mediena veikia kintamos (momentinės) jėgos: tangentinė F_x (lygiagreti \vec{v}) ir normalinė F_z (statmena \vec{v}) (Medič, Hlebanja, 1995; Medič, Fajdiga, 1996; Gok ir kt., 2014; Krauss ir kt., 2016).

1.3. Įrankių medžiagos

Masyviajai medienai ir jos medžiagoms apdirbti naudojami įrankiai, kurių ašmenys pagaminti iš įrankių ar greitapjovio plieno, stelitų, kietlydinių, keraminių medžiagų, polikristalinių ir monokristalinių deimantų (Ettelt, Gittel, 2004). Siekiant padidinti ašmenų atsparumą dilimui, jų paviršiai padengiami įvairiomis dilimui atspariomis dangomis (Ettelt, Gittel, 2004; Kanefusa, 2015; Leitz, 2015; Leuco 2015; Oertli 2015; Tigra, 2015).

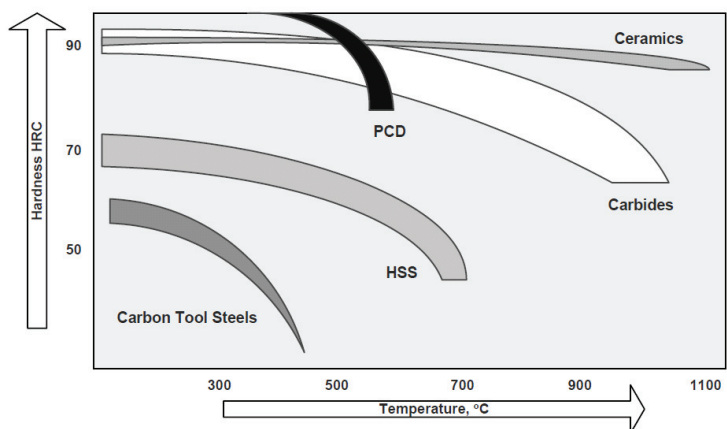
Visos ašmenims gaminti naudojamos medžiagos yra klasifikuojamos pagal jų kietumą, tąsumą, stiprumą ir atsparumą dilimui (Ettelt, Gittel, 2004). Taip pat svarbus yra įvairių medžiagų gebėjimas išlaikyti kietumą aukštoje temperatūroje (Stewart, 1998; Astakhov, Davim, 2008). Šios savybės turi įtakos medžiagų taikymo sričiai, ašmenų formai ir jų parametrams (Kanefusa, 2015; Leitz, 2015; Leuco 2015; Oertli 2015; Tigra, 2015).



1.3.1 pav. Medienos apdirbimo įrankių nusmailinimo kampai:

HL – legiruotas įrankių plienas; HS – greitapjovis plienas; ST – stelitas; HW – volframo karbidas; DP – polikristalinis deimantas; MKD – monokristalinis deimantas; CVD – cheminiu būdu nusodintas polikristalinis deimantas (Leitz, 2015)

Didėjant medžiagų kietumui, sumažėja medžiagų tąsumas (Ettelt, Gittel, 2004; Kanefusa, 2015; Leitz, 2015; Astakhov, Davim, 2008). Todėl, gaminant įrankius, atsižvelgiama į šias medžiagų savybes, kurios turi įtakos ašmenų geometrijai. Didėjant medžiagų kietumui, didėja nusmailinimo kampų skaitinės vertės. Medienos apdirbimo įrankiams (1.3.1 pav.), kurių ašmenys pagaminti iš mažai legiruotų įrankių (SP) plienų, rekomenduojamas nusmailinimo kampas $\beta \geq 20^\circ$, iš legiruotų įrankių (HL) ir greitapjovių (HS) plienų – $\beta = 35\text{--}45^\circ$, iš stelitų (ST) – $\beta = 40\text{--}50^\circ$, volframo karbidų (HM) – $\beta = 45\text{--}55^\circ$, polikristalinių deimantų (PCD) – $\beta = 60\text{--}75^\circ$, monokristalinių deimantų (MCD) arba padengtų polikristalinių deimantų (CVD) sluoksniais – $\beta = 75\text{--}90^\circ$ (Ettelt, Gittel, 2004; Kanefusa, 2015; Leitz, 2015; Kowaluk ir kt., 2009).



1.3.2 pav. Temperatūros įtaka įrankių ašmenų medžiagų kietumui:

Carbon Tool Steels – įrankių plienai; *HSS* – greitapjoviai plienai; *Carbides* – karbidai; *Ceramics* – keraminės medžiagos; *PCD* – polikristaliniai deimantai; *Hardness* – kietis; *Temperature* – temperatūra (Astakhov, Davim, 2008)

Darbe (Astakhov, Davim, 2008) teigiama, kad, didėjant įrankio ašmenų temperatūrai (1.3.2 pav.), įvairių įrankių medžiagų kietis sumažėja. Mažėjant įrankio ašmenų kiečiui, sumažėja ir atsparumas dilimui. Daugelio autorių darbuose pastebėta, kad įvairių įrankių plienų kietis smarkiai sumažėja esant 500–600°C temperatūrai (Stewart, 1998; Astakhov, Davim, 2008; Csanády, Magoss, 2013; Horman ir kt., 2014). SP plienų kietis pradeda mažėti įkaitus daugiau nei iki 200 °C, HS plieno – daugiau nei iki 500 °C. Įvairių kietlydinių (HM) kietis mažėja esant didesnei nei 600 °C temperatūrai. PCD kietis pakinta nuo 400 °C. Keraminių medžiagų kietis pakinta mažiausiai, ir tai vyksta, kai ašmenų temperatūra pakyla iki daugiau kaip 1000 °C (Astakhov, Davim, 2008).

1.3.1. Įrankių plienai

Pagal LST EN ISO 4957 standartą (2003), įrankių plienas – tai specialus plienas, tinkamas medžiagoms apdirbti arba perdirtinti bei pasižymintis dideliu kietumu, atsparumu dilimui ir (arba) standumu. Įrankių plienai pagal cheminę sudėtį skirstomi į dvi grupes: nelegiruotuosius ir legiruotuosius. Pagal DIN – EN 847 – 1 standartą (2011), šie plienai skirstomi į tris grupes: nelegiruotus (WS), mažai legiruotus (SP) ir legiruotus (HL) (LST EN 847-1, 2005).

Nelegiruotuosius plienus sudaro 0,65–1,35 proc. anglies (C), 0,17–0,33 proc. silicio (Si), 0,17–0,33 proc. mangano (Mn), ne daugiau kaip 0,035 proc. sieros (S) ir fosforo (P) priemaišų (Ettelt, Gittel, 2004). Kai kuriuose plienuose gali būti 0,12–0,40 proc. chromo (Cr), 0,12–0,25 proc. nikelio (Ni) ir 0,20–0,25 proc. vario (Cu). Terminiškai apdorotų nelegiruotų plienų kietis yra 62–63 HRC. Iš nelegiruotų plienų gaminami šalto medienos apdirbimo mašininiai ir rankiniai įrankiai, kurie negali įkaisti daugiau nei iki 200 °C temperatūros. Iš šių plienų gaminami tekimo peiliai (C 100, 100 Cr 6), įvairių pjūklų juostos bei diskai (C80), kirviai, skeltuvai, frezos, gilintuvai, grąžtai ir įvairių įrankių korpusai (Ettelt, Gittel, 2004). Šie plienai (75 Cr 1

ir 80 CrV 2) naudojami diskinių pjūklų korpusams, prie kurių prilituojami kietlydinio (HM) arba polikristalinio deimanto (PCD) ašmenys, gaminti (Ettelt, Gittel, 2004).

Legiruotuosius plienus sudaro 0,27–2,20 proc. C, 0,10–1,60 proc. Si, 0,15–0,23 proc. Mn, 0,20–13 proc. Cr, 0–8,50 proc. volframo (W), 0,05–2,80 vanadžio (V), 0,15–3,0 molibdeno (Mo) ir kitų specialiųjų priemaišų. Legiruotų plienų kietis po grūdinimo yra 48–66 HRC. Iš legiruotų plienų gaminami įvairūs mašininio apdirbimo įrankiai, kurių ašmenys įkaista daugiau nei iki 300 °C. Iš šių plienų gaminami gaterių, juostiniai ir diskiniai pjūklai. Taip pat gražtai, įvairių konstrukcijų frezos, frezavimo, lukštinimo ir kirpimo peiliai (Ettelt, Gittel, 2004).

1.3.2. Greitapjoviai plienai

Greitapjoviai plienai skirti darbo metu įkaistantiems pjovimo įrankiams gaminti (LST EN ISO 4957:2003). Šie plienai dėl savo cheminės sudėties pasižymi didžiausiu aukštatemperatūrinio kietumo ir kaitrinio patvarumu iki 600 °C temperatūros (Ettelt, Gittel, 2004; Csanády, Magoss, 2013). Greitapjovio plieno (HS) įrankiais ruošinius galima apdoroti 3–5 kartus greičiau, palyginti su nelegiruoto plieno įrankiais. Greitapjoviai plienai 30–40 proc. stipresni, palyginti su nelegiruotais ir legiruotais plienais (Astakhov, Davim, 2013).

HS plienai pagal cheminę sudėtį skirstomi į keturias grupes. Visų grupių plienai turi 0,7–1,4 proc. C, 3,5–4,5 proc. Cr ir kartais 5–10 proc. kobalto (Co). Tačiau skiriasi kitų legiravimo elementų kiekiai. Pirmajai grupei priklauso plienai, turintys 18 proc. volframo (W) ir 1–2 proc. vanadžio (V), antrajai grupei priklauso plienai, turintys 12 proc. W ir apie 4 proc. V, trečiajai grupei priklauso 6 proc. W, 5 proc. Mo ir 1–2 proc. V turintys plienai, ketvirtajai grupei priklauso 9 proc. W, 2 proc. Mo ir 1–2 proc. V turintys plienai (Ettelt, Gittel, 2004). W ir Mo yra pagrindiniai legiruojantys elementai, kurie padidina plienų kietį (> 60 HRC) iki 560–600 °C temperatūros. Termiškai apdorotų HSS plienų kietis siekia 66–70 HRC (Ettelt, Gittel, 2004).

Iš HS plienų gaminami įvairūs frezavimo ir obliavimo peiliai, įvairios konstrukcijos frezos ir gražtai.

1.3.3. Stelitai

Stelitai (ST) yra kieti kobalto (Co) ir chromo (Cr) lydiniai su dideliu kiekiu volframo (W) ir (arba) molibdeno (Mo) (Ettelt, Gittel, 2004). ST pasižymi didesniu kietumu, atsparumu dilimui, kavitacijai, korozijai ir laidumu temperatūrai, palyginti su greitapjoviais plienais (Ettelt, Gittel, 2004). ST gaminami liejimo būdu. Pagaminti įvairių formų ašmenys prilituojami prie pjūklų juostų ir diskų, frezų ir įvairių peilių korpusų (Siklienka ir kt., 2015).

Dėl atsparumo dilimui ir korozijai įrankiai su ST ašmenimis daugiausia naudojami atliekant pirminį drėgnos medienos apdirbimą, t. y. lentpjūvių sektoriuje (Okai, ir kt., 2006; Siklienka ir kt., 2015). ST ašmenys, palyginti su kietlydiniais, prilituoti prie pjūklų juostų, diskų ar kitos konstrukcijos korpusų, sudaro tvirtesnį sujungimą. Išlūžus pjūklo dančiui ar kitokio įrankio pjovikliui, ašmenis galima sutaisyti, prilituojant naujus (Ettelt, Gittel, 2004; Okai et. al., 2006).

1.3.4. Kietlydiniai

Kietlydiniai (HM) – tai metalų pagrindu sudarytos labai kietos ir atsparios dilimui medžiagos, kurios neminkštėja įkaitusios iki 800–1000 °C temperatūros (Astakhov, Davim, 2013). Įrankių ašmenims gaminti naudojami sukepintieji milteliniai kietlydiniai (Porankiewicz ir kt., 2015; Sz wajka, Trzepieciński, 2016). Medienai ir medienos medžiagoms apdirbti dažniausiai naudojami volframo karbido (WC) kietlydiniai, kurie gaunami 1400–1500 °C temperatūroje, sukepinant supresuotus volframo (W), titano (Ti) bei tantalio (Ta) karbidų miltelius su rišamąja medžiaga – kobalto (Co) milteliais (Ettelt, Gittel, 2004). Šie HM turi 3–15 proc. Co, likusią dalį sudaro WC grūdėliai, kurių dydis 1–1,5 μm (Tigra, 2015). Šių HM kietumas būna nuo 85 iki 93 HRC (Tigra, 2015).

Iš HM gaminamos įvairios plokštelės – pjovimo įrankių darbinės dalys, taip pat smulkūs vientisi įrankiai – gražtai, gilintuvai, kotinės frezos ir kiti. Plokštelės prilituojamos prie įrankių korpusų. Tiksli ašmenų forma ir matmenys gaunami HM plokšteles šlifuojant (Ettelt, Gittel, 2004). Įrankiai su HM ašmenimis naudojami apdirbant džiovintą įvairių rūšių masyviąją medieną, įvairias klijuotas medienos medžiagas ir medienos plastikus (Guo ir kt., 2015; Kminiak ir kt., 2016; Porankiewicz ir kt., 2016).

1.3.5. Keraminės medžiagos

Keraminės medžiagos (HT) gaminamos iš dirbtinai sukurtų medžiagų, kurių pagrindą sudaro oksidai, druskos ir kt. cheminiai junginiai (Ettelt, Gittel, 2004; Astakhov, Davim, 2008; Zhu ir kt., 2017). Įrankiams gaminti dažniausiai naudojama baltoji aliuminio oksido (Al_2O_3) bei juodoji aliuminio oksido (Al_2O_3) ir titano karbido (TiC) keramika (Astakhov, Davim, 2008; Gogolewski ir kt., 2009; Zhu ir kt., 2017a; Wei ir kt., 2018). Taip pat silicio nitrido (Si_3N_4) pagrindu pagaminta keraminė medžiaga – silinitas. Juodosios keramikos kietumas būna 92–94 HRA, o silinito – 94–96 HRA (Astakhov, Davim, 2008).

Įrankių ašmenys, kurie naudojami įvairioms medienos plokštėms ir plastikams apdirbti, gaminami ir iš kermetų (Cermet) (Zhu ir kt., 2017a; Zhu ir kt., 2017b; Wei ir kt., 2018). Tam dažniausiai naudojamos titano karbido (TiC) ir titano nitrido (TiN) dalelės, sujungtos nikelio molibdeno lydiniu. Kermetai yra tankūs, termiškai atsparūs, stiprūs aukštose temperatūrose, tamprūs, atsparūs dilimui ir korozijai. Kermetams gaminti naudojami oksidai, nitridai, karbidai, boridai, silicidai ir metalai (Astakhov, 2008).

Keraminių medžiagų plokštelės lituojamos prie diskinių pjūklų, vientisų maunamųjų bei kotinių frezų ir smulkintuvų korpusų, kurie naudojami įvairioms medienos medžiagoms ir plastikams apdirbti (Zhu ir kt., 2017a; Wei ir kt., 2018).

1.3.6. Polikristalinis deimantas

Polikristalinis deimantas (PCD) yra sintetinė medžiaga, kurią sudaro deimanto kristalai (apie 90 proc.), 1450 °C temperatūroje ir 60 000 bar slėgyje sukepinti su legiravimo elementais (Astakhov, Davim, 2008). Kristalų grūdelių dydžiui didėjant nuo 2 iki 25 μm, legiravimo elementų kiekis gali mažėti nuo 14 iki 6 proc. PCD kietumas siekia 3500–8000 HV. PCD plokštelės – ašmenys, dažniausiai prilituojamos

prie kietlydinio plokštelių, kurios jau būna prilituotos prie įrankio korpuso. Galutinė PCD ašmenų geometrinė forma ir matmenys suformuojami elektroeroziniu pjaustymo arba šlifavimo būdu. PCD ašmenims suteikiamas ne mažesnis kaip 60–70° nusmailinimo kampas (Leitz, 2015).

Įrankiai su PCD ašmenimis naudojami apdirbant įvairaus tankio medienos drožles, medienos plaušų plokštes ir kitas klijuotas ar presuotas medienos medžiagas bei kompozitus (Miklaszewski ir kt., 2000; Bai ir kt. 2002; Bai ir kt. 2004; Boucher ir kt., 2007; Leitz, 2015; Leuco, 2015). Šios medžiagos pasižymi vienaalyte struktūra. PCD įrankių nerekomenduojama naudoti apdirbant šakotą masyviają medieną. Dėl apdirbamos medžiagos struktūros staigių pokyčių PCD ašmenys ištrupa.

1.3.7. Monokristaliniai deimantai

Medienos kompozitams ir plastikams apdirbti naudojami įrankiai su monokristaliniu deimanto (MCD) ašmenimis. Įrankių ašmenims gaminti naudojami sintetiniai deimantai: elboras P, belboras ir heksanitas P. Elboras P ir belboras gaunami sintezės būdu iš heksagoninio boro nitrido. Heksanitas P gaunamas sintezės būdu iš viurcitinės boro karbido modifikacijos. Elboro monokristalų dydis siekia 300–600 μm, o mikrokietumas 78–79 Gpa (Ettelt, Gittel, 2004).

Siekiant padidinti įrankių atsparumą dilimui, ašmenys padengiami sintetinio deimanto danga. MCD dangomis cheminio garų nusodinimo (CVD) metodu padengiami įvairių ašmenų paviršiai. Ašmenys, pagaminti iš kietlydinių, dažniausia padengiami heksanitu P (Ettelt, Gittel, 2004).

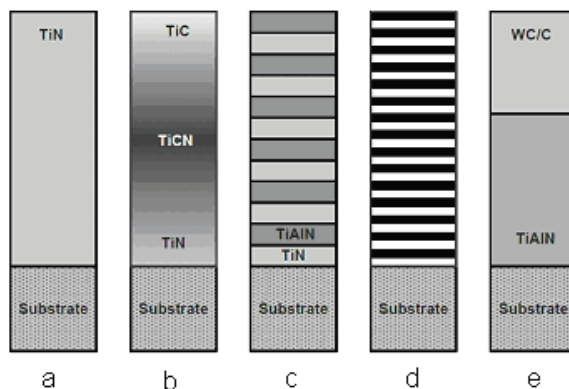
1.3.8. Dangos

Kietosios plėvelės pavidalo dangos pradėtos naudoti prieš 30 metų, pirmiausia metalų apdirbimo pramonėje. Dangos padidina paviršių kietį ir atsparumą abrazyviniam bei adhezyviniam dilimui, sumažina slydimo trinties jėgas tarp įrankio ašmenų paviršių ir drožlės, apsaugo kontaktinį paviršių nuo adhezijos, sumažina temperatūrą, kuri išsiskiria dėl trinties tarp drožlės ir įrankio ašmenų, sumažina į įrankį nutekančios šilumos kiekį, padidina atsparumą korozijai ir oksidacijai; padidina atsparumą dilimui, pagerina apdirbtų paviršių kokybę (Leitz, 2015).

Šiuo metu apie 50 proc. HS, apie 85 proc. kietlydinių ir apie 40 proc. PCD, iš kurių pagaminti įrankių ašmenys, yra padengiami įvairiomis dangomis. Šiomis dangomis, taikant įvairius režimus, fizinio (PVD) arba cheminio (CVD) nusodinimo iš garų fazės metodais padengiamas visas įrankis ar specialiai paruošti ašmenys (Leitz, 2015; Leuco, 2015; Oertli, 2015). Naudojamos vienasluoksnės ir daugiasluoksnės dangos (1.3.3 pav.). Daugiasluoksnių dangų sluoksniai gali būti įvairių storių ir formuojami iš skirtingos cheminės sudėties medžiagų. Taip gaunamos geresnės fizikinės-mechaninės dangų savybės (Pinheiro ir kt., 2009; Leitz, 2015; Leuco, 2015).

Metalų ir medienos apdirbimo įrankių ašmenims padengti naudojamos keturios dangų grupės. Pirmai ir plačiausiai taikomai grupei priskiriamos TiN, TiC ir Ti(C, N) dangos, sukurtos Ti pagrindu. Šios grupės dangų metalinė fazė dažnai papildoma kitais metalais, pavyzdžiui, Al ir Cr, kurie padidina kietumą ir atsparumą oksidacijai (Sheikh-Ahmad ir kt., 2003; Darmawan ir kt., 2008; Gilewicz ir kt., 2010; Kanefusa, 2015; Leitz, 2015; Zhu ir kt., 2017a). Antroji grupė – tai keraminės Al₂O₃ dangos

(Astakhov, Davim, 2008). Trečioji grupė – tai ypač kietos deimantinės dangos, kurios dengiamos CVD būdu (Kaczorowski ir kt., 2012; Leitz, 2015). Ketvirtoji grupė – tai trintį mažinančios dangos. Plačiausiai naudojama amorfinio metalo – anglies danga, minkštoji MoS₂ danga arba grynasis grafitas, nusodintas ant kitos kietesnės dangos (Kuleshov ir kt., 2014).



1.3.3 pav. Dangų tipai:

a – vienasluoksnė; b – gradientinė; c – daugiasluoksnė; d – nanosluoksnė;
e – kietojo / minkštojo sluoksnio (Astakhov, Davim, 2008)

Karbidų paviršiams formuoti naudojamos vienasluoksnės arba daugiasluoksnės dangos (Astakhov, Davim, 2008; Gilewicz ir kt., 2010; Fahrussiam ir kt. 2016).

TiN, TiN(C, N), (Ti, Al)N ir CrN dangomis dengiama PVD būdu (Gilewicz ir kt., 2010; Pancielejko ir kt., 2012).

1.4. Medienos pjovimo įrankių dilimas

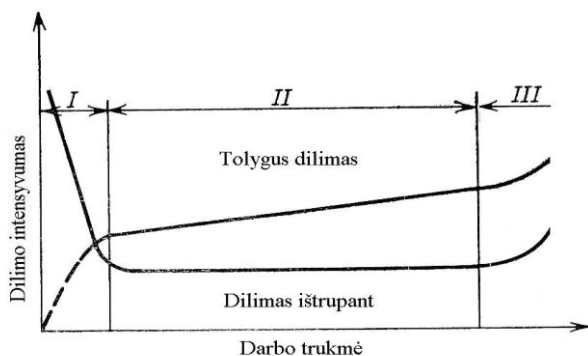
Medienos pjovimo įrankiai dyla veikiant jėginiams, šiluminiais, elektriniams ir cheminiams veiksniams, dėl kurių įtakos sumažėja įrankių masė bei pakinta geometriniai parametrai (Porankiewicz ir kt., 2008; Pamfilov, Prozorov, 2012; Horman ir kt., 2014). Įrankiui dylant, jis šimpa, sumažėja jo darbo geba, o po tam tikro laiko toks įrankis netinkamas naudoti. Įrankio darbo geba yra įvertinama darbinės dalies išilgine ir skersine geometrija (Abele, Miončinskis, 2012; Darmawan ir kt., 2012; Laszewicz ir kt., 2013; Kuleshov ir kt., 2014; Palubicki ir kt., 2014; Pamfilov ir kt., 2014; Tratar ir kt., 2014; Ghosh ir kt., 2015).

Priklausomai nuo įrankio eksploatacijos sąlygų, jo geometrinių parametru kitimo dinamika įvairiose ašmenų zonos vietose gali būti įvairi (Csanády, Magoss, 2013; Gilewicz ir kt., 2013; Palubicki ir kt., 2014; Aguilera ir kt., 2016a).

1.4.1. Pjovimo įrankių ašmenų dilimo mechanizmas

Pjovimo įrankio ašmenų dilimas priklauso nuo išorinių sąlygų ir išorinių veiksnių, kurie veikia jo darbinis paviršius. Šios sąlygos nėra pastovios ir kinta per visą įrankio eksploatacijos laikotarpį. Jos kinta ir vieno pjovimo ciklo metu ir per visą atšipimo periodą. Dėl šių priežasčių pjovimo įrankių dilimo mechanizmas yra sudėtingas procesas. Todėl įrankio dilimas gali būti tolygus arba įgauti mikroištrupėjimų formą (Gilewicz ir kt., 2010; Warcholinski ir kt., 2011; Warcholinski, Gilewicz, 2011; Darmawan ir kt., 2012b; Pancielejko ir kt., 2012).

Pagal dilimo dinamiką (1.4.1 pav.) pjovimo įrankio dilimo periodas skirstomas į tris etapus (stadijas): pradinį, monotonišią ir avarinį (Cristovao ir kt., 2011; Csanády, Magoss, 2013). Daugiausia tirti pirmieji du etapai, o trečiasis etapas tyrinėtas mažiau (Porankiewicz ir kt., 2005; Porankiewicz, 2006).



1.4.1 pav. Pjovimo įrankio dilimo etapai:

I – pradinis; II – monotonišias; III – avarinis (Zotov, Pamfilov, 1991)

įtrūkimais, esančiais arti pjovimo briaunos. Prieš pradėdant dirbti įrankio paviršiuje būna įtrūkimų, kurie susidaro po netinkamo terminio apdorojimo arba galandimo. Įrankiui dirbant, veikiant pjovimo bei trinties jėgoms, susidaro įtempių koncentracijos židiniai, kurie skatina įtrūkimų atsiradimą. Tuo pat metu pastebimas dėsningas priekinio ir užpakalinio paviršių dilimas, tačiau jo „indėlis“ į bendrą dilimą šiame eksploatacijos etape yra nedidelis. Pradinis įrankio dilimas sudaro 40–60 proc. viso įrankio nudilimo, o jo trukmė sudaro 5–10 proc. visos darbo trukmės.

Pasibaigus intensyviai dilimui ištrupant, įrankio dilimo procesas palaiptiesniui pereina į monotonišią (II – periodas 1.4.1 pav.). Kai kurie tyrėjai šį etapą vadina nusistovėjusiu arba tolygiuoju dilimu (Csanády, Magoss, 2013). Literatūros šaltiniuose įrankio tolygus dilimas aiškinamas kaip procesų kompleksas, apimantis įvairiais deriniais mechaninį dispergavimą, elektrocheminę koroziją, elektrinę eroziją, abrazyvinio, šiluminio ir cheminio dilimo atvejus (Gauvent ir kt., 2006; Porankiewicz, 2006; Porankiewicz ir kt., 2006; Porankiewicz ir kt., 2008a; Winkelmann ir kt., 2009; Horman ir kt., 2014).

G. A. Zotov ir E. A. Pamfilov (1991) mechaninį dispergavimą aiškina kaip paviršiaus irimą dėl nuovargio ir laiko jį vyraujančiu (dominuojančiu) procesu, kurio intensyvumas priklauso nuo veikiančių jėgų ir trinties koeficiento dydžių. Įvairūs

Įrankis intensyviai dyla pirmajame pradinio dilimo etape. Kai kurie tyrėjai šį etapą dar vadina pradinio (įdirbinio) (Porankiewicz ir kt., 2005; Porankiewicz, 2006; Cristovao, ir kt., 2011; Csanády, Magoss, 2013). Šiame etape (I – periodas 1.4.1 pav.) ašmenų dilimas daugiausia yra trapios imimo pobūdžio. Šis dilimas susijęs su

tyrėjai teigia, kad, pjaunant medienos plastikus, gali vystytis abrazyvinis dilimas. Tokį dilimą lemia kontakto zonoje esantys klijų sluoksniai, kristalinių medžiagų impregnantai ir kitos medžiagos (Porankiewicz ir kt., 2015; Szwajka, Trzepieciński, 2016). Daugelis autorių teigia, kad tolygų dilimą nulemia darbo režimas, pjaunamosios dalies geometrija, įrankinių medžiagų savybės, apdirbamos medienos rūšis, jos fizikinės-cheminės savybės, drėgnis, pjovimo kryptis pagal medienos pluoštą ir kiti veiksniai (Porankiewicz ir kt., 2008b; Winkelmann ir kt., 2009; Horman ir kt., 2014).

Įrankių medžiaga gali trupėti, jeigu įrankis eksploatuojamas nepalankiomis sąlygomis. Prie šių sąlygų priskiriama erdvinė įtemptumo būklė, dinaminės apkrovos, žemos temperatūros, aktyvių terpių įtaka ir kiti veiksniai (Ghosh ir kt., 2015; Siklienka ir kt., 2015). Šios nepalankios sąlygos gali būti trumpalaikės arba veikti viso patvarumo periodo metu.

Jau minėtų dilimo periodų trukmė priklauso nuo apdirbamų ir įrankinių medžiagų, apdirbimo procesų režimų, taip pat pjovimo įrankio ašmenų medžiagos prisotinimo azoto, vandenilio, deguonies ir kitų cheminių elementų (Porankiewicz, Chamot, 2005; Pamfilov ir kt., 2014). Minėti elementai iš esmės keičia įrankių medžiagų fizikines-mechanines savybes ir jų atsparumą dilimui (Pamfilov ir kt., 2014).

Daugelis tyrėjų, tirdami pjovimo įrankio dilimą ištrupant, nustatė, kad šis dilimas vyksta dėl nepertraukiamų ašmenų mikrolūžimų (ištrupėjimų), kurie atsiranda, jeigu įrankio eksploatacijos procese veikiančys įtempimai viršija įrankio medžiagos stiprumo ribą (Pamfilov ir kt., 2014). Viršijus stiprumo ribą, prasideda trapusis irimas. Ištrupėjimų dydis priklauso nuo pjovimo režimo, medienos kietumo, įrankio nusmailinimo kampo ir kitų veiksnių (Pamfilov ir kt., 2014). Ištrupėjimai intensyvūs pjaunant šakotą ir gerbėtą medieną. Pastebėta, kad pirmiausia susidaro maži ištrupėjimai ir įtrūkimai, po to atsiranda kiti, didesnių matmenų, kurie persidengia su pirmiau atsiradusiais. Pastebėti atvejai, kai pradiniam etape aštrūs ašmenys tolygiai lūžinėja per visą ilgį. Deformacijos tik paskatina ašmenų dilimą.

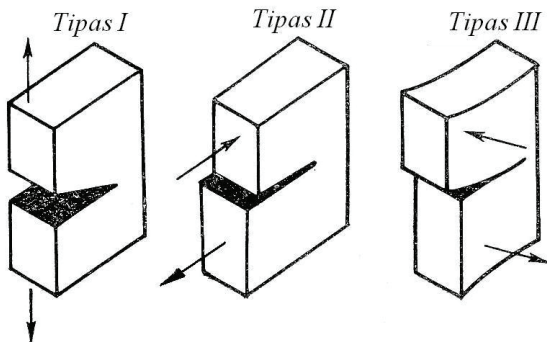
Pjovimo briaunos ištrupėjimams didelę įtaką turi temperatūriniai darbo režimai (Horman ir kt., 2014; Hernández ir kt., 2014b). Apdirbant įšalusią medieną žemose temperatūrose, įrankiai praranda darbingumą. Nustatyta, kad žiemą įšalusią medieną apdirbti be atitirpinimo nerekomenduojama, nes žemose temperatūrose įrankis dyla ištrupėdamas, o išdilimo intensyvumas spartėja didinant pjovimo greitį (Ghosh ir kt., 2015; Siklienka ir kt., 2015).

Dažnai plieninių įrankių dilimą sukelia plastinė ašmenų deformacija (Porankiewicz ir kt., 2006; Porankiewicz ir kt., 2008). Šie rezultatai parodo, kad įrankis nekokybiškai paruoštas darbui. Tai gali būti: netinkamas terminis apdorojamas, kurio metu nepasiektas reikiamas įrankio kietumas; galandimo metu, nesilaikant režimo sąlygų, įvyko užgrūdinto plieno atleidimas; pjovimo metu įvyko neleistinas ašmenų perkaitinimas (Porankiewicz ir kt., 2006; Porankiewicz ir kt., 2008a).

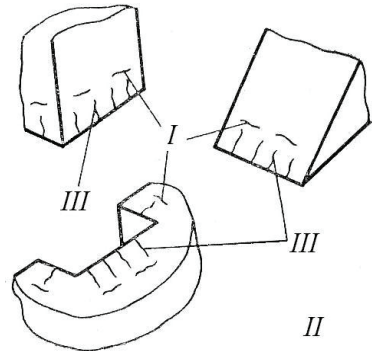
Didelį poveikį įvairioms dilimo formoms ir ašmenų patvarumui turi įrankio medžiagos struktūra ir savybės. Nustatyta, kad pjoviklių, pagamintų iš X12 ir X12Φ1 plienų, ašmenų ištrupėjimas vyksta pagal karbidus, kurie labiausiai priartėję prie

pjovimo briaunos. Dėl šios priežasties ant ašmenų atsiranda įtrūkimai ir padidėja dilimo ištrupant intensyvumas.

Apdirbant medieną įrankiais, pagamintais iš plienų, turinčių dviejų fazių struktūrą, pastebėtas didesnis šių įrankių patvarumas, kai plieno struktūra smulkiagrūdė ir nėra ištisinio karbidų tinklelio. Stambūs karbidai metalo struktūrą veikia neigiamai, kadangi jų dydis sutampa su atsirandančiais mikroištrupėjimais. Esant nepalankiam karbidų išsidėstymui, kai susidaro karbidų juostos, ašmenų atsparumas ištrupėjimams smarkiai sumažėja. Nustatyta, kad tai tų plienų pjoviklių ašmenys, kuriuose karbidų dydis didesnis kaip 10 μm, ir ypač tuomet, kai jie išsidėstę grandinėmis pačioje briaunoje ar arti jos.



1.4.2 pav. Plyšio atsiradimo rūšys (Zotov, Pamfilov, 1991)



1.4.3 pav. Medienos pjovimo įrankių ašmenyse susidarantių mikroplyšių tipai (Zotov, Pamfilov, 1991)

Pjovimo briaunos dilimas ištrupant – tai įrankių medžiagos irimas dėl mikroįtrūkimų, atsiradusių prieš eksploataciją artimiausiose zonos, esančiose šalia pjovimo briaunos. Taip pat tai gali būti ir medžiagos nuovargio ar atsitiktinių perkrovų pasekmė. Kai mikroįtrūkimai pasiekia ribinę būseną, pradeda atsiskirti dilimo produktai. Šios ribinės būsenos susidarymo sąlygos gali būti nustatomos naudojant linijinės irimo mechanikos principus. Remiantis šiais principais, bandiniuose su įtrūkiais susidaro erdvinė (daugiaašė) įtemptumo būklė su lokalinėmis zonomis, kuriose labai dideli tempimo įtempiai. Šie įtempiai susidaro dėl įtrūkimų ir ertmių. Įtrūkimo vietoje įrankio medžiagos proporcingumo riba pasiekama prie sąlyginai žemo faktinių įtempimų lygio. Įtempiai veikia ašmenyse, t. y. pjovimo pleište. Įtrūkimo vietoje įtempimų būseną lemia apkrovos pobūdis ir įtrūkimų išsidėstymo schema.

Įtrūkimas medžiagoje atsiranda trimis būdais (1.4.2 pav.). Esant normaliems įtempiams, atsiranda *I* tipo įtrūkimas. Jis susidaro įtrūkimo kraštams persislenkant išilgai vienoje plokštumoje, bet į skirtingas kryptis. Esant plokščiam persislinkimui susidaro *II* tipo persislenkantis įtrūkimas. Kraštų persitūmimas vyksta įtrūkimo plokštumoje skersai jos frontalinės linijos. Įtrūkimas „pjūvis“, arba *III* tipas, susidaro, kai perstūmimas nėra plokštuminis.

Medienos pjovimo įrankiams būdingi *I* ir *III* tipo (1.4.3 pav.) įtrūkimai. *I* tipas būdingas įtrūkimams, esantiems lygiagrečiai su pjovimo briauna. *III* tipas būdingas

įtrūkimams skersai pjovimo briaunos. *III* tipo įtrūkimų atsiradimą lemia netolygus pjovimo briaunos apkrovimas pagal ilgį. Tai susiję su netolygiu pjovimo jėgos pasiskirstymu, ašmenų formos paklaidomis ir apdirbamos medžiagos nestabilumo savybėmis.

1.4.2. Šiluminiai ir temperatūriniai reiškiniai

Pjovimo proceso metu atsiranda teigiamo ir neigiamo intensyvumo šilumos šaltinių (Csanády, Magoss, 2013; Horman ir kt., 2014).

Teigiamo intensyvumo šilumos šaltiniai atsiranda dėl dviejų priežasčių: apdirbamos medžiagos deformavimo energijos ir trinties jėgos tarp pjovimo įrankio, drožlės ir apdirbtojo paviršiaus (Ratnasingam ir kt., 2010; Csanády, Magoss, 2013; Horman ir kt., 2014).

Prie neigiamo intensyvumo šilumos šaltinių, kuriems veikiant šiluma nuteka nuo pjovimo įrankio, priskiriami: šilumos laidumas nuo ašmenų į įrankio korpusą, šilumos perdavimas į drožlę ir apdirbamą medžiagą bei konvekciniai šilumos mainai su aplinkos oru (Ratnasingam ir kt., 2010; Csanády, Magoss, 2013; Horman ir kt., 2014).

Esant atviriesiems pjovimo procesams (lukštenimui, tekinimui, drožimui, cilindriniam frezavimui (obliavimui), visus šilumos šaltinius galima traktuoti kaip plokščiuosius, vykstančius plokštumoje (dvimatėje sistemoje), todėl jų fizikinė-šiluminė analizė nesudėtinga (Ratnasingam ir kt., 2010).

Vykstant uždariems pjovimo procesams (gręžimui, lizdų frezavimui ir visiems pjaustymo atvejams), visi šiluminiai šaltiniai analizuojami erdvėje (trimatėje sistemoje), kur įvertinami ir papildomi šilumos šaltiniai: dėl trinties tarp drožlės ir apdirbto paviršiaus bei dėl trinties tarp drožlės ir tarpdantės (ar grąžto griovelių) (Csanády, Magoss, 2013).

Pagal veikimo trukmę šilumos šaltiniai būna ilgalaikiai ir periodiniai (Csanády, Magoss, 2013).

Prie ilgalaikių šaltinių priskiriami tokie, kuriems veikiant vyksta nusistovėję šilumos mainai. Tai būdinga lukštenimui, gręžimui, išilginiam ilgų ruošinių tekinimui (Ratnasingam ir kt., 2010).

Prie periodinių šaltinių priskiriami tokie, kuriems vykstant šilumos išsiskyrimo trukmė praktiškai sutampa su dviejų gretimų impulsų trukme. Tai būdinga frezavimo, pjaustymo ir drožimo procesams.

Kadangi mediena ir medienos medžiagos yra menko šilumos laidumo, todėl jas pjaunant visa deformacijos šiluma nuteka į drožlę (Ratnasingam ir kt., 2010; Horman ir kt., 2014). Esant dideliame pjovimo greičiui, drožlė su ašmenimis kontaktuoja trumpai, todėl deformacijos šiluma nespėja paplisti gaminyje. Šilumos mainai tarp drožlės, priekinio ašmenų paviršiaus, gaminio ir užpakalinio paviršiaus yra nedideli (Horman ir kt., 2014). Atlikus tyrimus nustatyta, kad, didėjant trinties jėgoms, ašmenų temperatūra didėja (Porankiewicz ir kt., 2016).

Didėjant pjovimo įrankio medžiagos šiluminiam laidumui ir nusmailinimo kampui, ašmenų temperatūra mažėja. Pjovimo proceso periodiškumas smarkiai sumažina temperatūrą, tačiau atsiranda cikliniai temperatūriniai ašmenų įtempiai (Ratnasingam ir kt., 2010).

1.4.3. Elektrocheminiai reiškiniai

Pjaunant medieną, suaktyvėja reiškiniai, susiję su jos cheminėmis ir pjezoelektrinėmis savybėmis. Pjovimo zonoje susidaro aukšta temperatūra, kuri skatina skystosios fazės išsiskyrimą iš apdirbamos medžiagos ir triboelektros atsiradimą. Pjovimo zonoje gali vykti įvairūs tribotechniniai, elektriniai, elektrocheminiai procesai, kurie turi svarbią įtaką įrankio patvarumui (Porankiewicz, Chamot, 2005; Porankiewicz ir kt., 2008).

Pjovimo proceso metu veikiant oro deguoniui, ant įrankio ašmenų paviršių susidaro 0,2–1,0 μm storio oksido plėvelės. Paviršių oksidacijos procesas suintensyvėja veikiant aukštomis temperatūroms. Tuomet padidėja metalo plastiškumas, susidaro sąlygos greitesniems difuzijos procesams. Taip pat įvyksta įrankio medžiagos atskirų struktūrų cheminis išėsdinimas (Pamfilov, Prozorov, 2012; Pamfilov ir kt., 2014).

Cheminėse ir elektrocheminėse reakcijose, vykstančiose pjovimo įrankio ir apdirbamos medžiagos kontakto zonose, dalyvauja medienos mechaninės ir terminės destrukcijos produktai (Porankiewicz, Chamot, 2005; Porankiewicz ir kt., 2008).

Vykstant medienos (polimero) mechaninei destrukcijai, atsiranda laisvieji radikalai, kurie turi ypatybę jungtis su įrankio medžiaga. Taip susidaro cheminiai junginiai, kurie silpnai susijungę su metaliniu paviršiumi ir lengvai pašalinami iš trinties zonos kaip dilimo produktai (Porankiewicz, Chamot, 2005; Porankiewicz ir kt., 2008).

Termodestrukcijos proceso metu susidaro dujos, vandens garai ir lakiosios organinės rūgštys (skruzdėlių ir acto) (Zotov, Pamfilov, 1991). A. V. Moiseev (1981) nustatė termodestrukcijos medžiagų sudėtį, jų aktyvumą ir poveikį įrankio medžiagai. Veikiant termodestrukcijos medžiagoms, vyksta pjovimo įrankio korozijos procesas (Gauvent ir kt., 2006; Winkelmann et. al., 2009). Vykstant koroziniams pažeidimams, pjovimo įrankio ašmenų zonoje susidaro mikroįtrūkimai, kurie yra trapaus irimo šaltiniai. Pjovimo proceso metu būdinga netolygi korozija, kuri pristabdo įrankio ašmenų trapųjį irimą (Pamfilov ir kt., 2014).

Pjovimo proceso metu įsielektrina pjoviklio ir apdirbamos medžiagos paviršiai. E. G. Ivanovski ir kt. (1971) nustatė, kad, susidarant naujiems paviršiams medienoje, nutrūksta molekuliniai ryšiai ir atsiskyrimo paviršiuose susidaro elektriniai krūviai. Teigiamo ir neigiamo krūvio susidarymo kiekvienoje molekulėje tikimybė yra vienoda. Todėl susidaro daugybė įelektrintų taškų su atsitiktinių krūvių pasiskirstymu. Skirtingų ženklų elektriniai krūviai taip pat susidaro ir ant pjoviklio paviršių. Šie krūviai juda pjoviklio paviršiumi kartu su drožle arba apdirbtu paviršiumi. Tačiau kiekvienas krūvis yra labai mažas, ir jo veikimas gali būti pastebimas tiktai susikaupus pakankamam elektros kiekiui (Ivanovski ir kt., 1971).

Deformuojant medieną susidaro pjezokrūviai, kurių dydis ir ženklas priklauso nuo medienos deformavimo krypties ir jėgos. Pjoviklio paviršiuose susidaro priešingo ženklo krūviai. Todėl sistema „apdirbama medžiaga – pjovimo įrankis“ veikia kaip kondensatorius. Pjezo krūvio dydis mažėja, tostant nuo ašmenų zonos. Jeigu pjezo krūvis nesumažėja iki nulinės vertės, tuomet, drožlei atsiskyrus nuo priekinio paviršiaus, susidaro kibirkštis (Ivanovski ir kt., 1971).

Besitrinant pjovikliui su apdirbama mediena, susidaro tribokrūviai, kurių dydis priklauso nuo medienos savybių, slėgio kontakto vietoje, slydimo greičio ir slydimo kelio (Porankiewicz, Chamot, 2005). Šie krūviai didėja nuo ašmenų iki kontakto su mediena pabaigos, t. y. didėjant trinties keliui. Kibirkšties susidarymo tikimybė yra didesnė, palyginti su pjezokrūvių susidarymo procesu. Sumuojantis pjezo- ir tribokrūviams, trinties paviršiuose susidaro neutralizacijos srovės ir kibirkštinės iškvovos (Ivanovski ir kt., 1971).

Bandymais nustatyta, kad, pjaunant sausą beržo medieną, drožlė turi neigiamą krūvį, o pjoviklis teigiamą. Kibirkštinių krūvių susidarymas mažina pjovimo įrankio patvarumą. Pjovimo proceso metu tenka juos slopinti. Tam pjovimo zonoje yra sudaromas vandens ar tepalo rūkas arba jonizuojamas oras (Ivanovski ir kt., 1971).

Pjovimo proceso metu kartu su elektriniais reiškiniais vyksta sudėtingi elektrocheminiai procesai. Apdirbant drėgną medieną, tarp pjoviklio ir apdirbamos medžiagos paviršių, veikiant pjovimo slėgiui, išsiskiria drėgmė. Drėgmė yra geras elektros laidininkas. Tačiau ši drėgmė yra padidėjusio rūgštingumo, todėl tarp pjovimo įrankio medžiagos ir apdirbamos medžiagos vyksta elektrocheminė reakcija (Ivanovski ir kt., 1971).

Elektrocheminėms reakcijoms, vykstančioms pjovimo proceso metu, būdinga tai, kad elektrolitas nuolat atsinaujina. Todėl elektrocheminių procesų greitis padidėja. Taip pat yra nustatyta, kad pjaunant medieną pjovimo įrankio medžiaga prisisotina dujinių medžiagų: vandenilio, deguonies, azoto. Įrankio patvarumui didžiausią įtaką turi vandenilis.

Plieniui prisisotinant vandenilio, laisvasis vandenilis reaguoja su geležies karbidu (Fe_3C) (Porankiewicz, Chamot, 2005; Pamfilov ir kt., 2014). Vykstant šiai reakcijai, kuri prasideda 240–330°C temperatūroje, cementitas virsta smulkiadispersiu feritu, susidarant metano dujoms. Sumažėjus karbidų koncentracijai pliene, silpnėja jo mechaninės charakteristikos, kartu ir atsparumas dilimui. Susidariusios metano dujos nedifunduoja per metalo gardele. Dėl šios priežasties metalo viduje susidaro tuštumos, dėl kurių įrankis gali sutrūkinėti (Pamfilov ir kt., 2014).

Vandeniliui sąveikaujant su oksido plėvelėmis, apsaugančiomis metalą nuo frikcinių pažeidimų, jos suyra, ir įrankio dilimas pagreiteja. Todėl, padidinus pjovimo įrankio paviršinių sluoksnių pasipriešinimą vandenilio difuzijai, galima padidinti pjovimo įrankio patvarumą (Pamfilov ir kt., 2014; Porankiewicz, Chamot, 2005).

Įsivandenilinimo procesą lemia įrankio ašmenų medžiagos kietumas, įtemptumo būklė, geometrinis ir struktūrinis vientisumas, paviršių šiurkštumas (Pamfilov ir kt., 2014).

Visų procesų, vykstančių pjovimo įrankio paviršiniuose sluoksniuose, analizė parodė, kad tribocheminės ir elektrocheminės reakcijos yra svarbūs veiksniai, skatinantys įrankio ašmenų patvarumą (Pamfilov ir kt., 2014).

1.4.4. Pjovimo įrankių paviršinių sluoksnių medžiagos cheminė sudėtis, struktūra ir fizikinės-mechaninės savybės

Įrankių atsparumui dilimui svarbią įtaką turi ašmenų paviršinių sluoksnių fizikinė būklė. Ši būklė apibūdinama šiais veiksniais: fizikinėmis-cheminėmis savybėmis, šiurkštumu, banguotumu, įtemptumo rodikliais, įrankio medžiagos struktūra. Paviršinio sluoksnio, kuriame vyksta dilimo procesas, gylis ir sudėtis priklauso nuo pagrindinės medžiagos struktūros, apdirbimo būdo ir režimo bei pjovimo įrankio ir apdirbamos medžiagos kontakto sąlygų (Zotov, Pamfilov, 1991; Csanády, 2005; Pamfilov ir kt., 2014).

Pjovimo įrankio paviršiaus sluoksnių cheminė sudėtis, struktūra ir fizikinės-mechaninės savybės, kurios nulemia įrankio patvarumą, priklauso nuo medžiagos cheminės sudėties ir terminio apdorojimo būdo bei režimo (Zotov, Pamfilov, 1991; Kowaluk ir kt., 2009; Darmawan ir kt., 2012a; Abele, Miončinskis 2012; Pamfilov ir kt., 2014).

Plieno paviršinio sluoksnio struktūros fizikines-mechanines savybes galima pagerinti parenkant tinkamus terminio ir terminio-cheminio apdorojimo būdus ir režimus bei dengiant dangomis (Csanády, 2005; Astakhov, 2008). Medžiagų savybės ir atsparumas dilimui priklauso nuo medžiagos struktūros. Įrankių plienų struktūrą sudaro martensito, karbidų ir liekamojo austenito derinys. Šios struktūrinės dedamosios iš esmės skiriasi savo savybėmis. Keičiant šių dedamųjų santykį įrankio paviršiniuose sluoksniuose, galima keisti įrankio patvarumo savybes (Csanády, 2005).

Martensitas yra pagrindinė daugelio įrankių plieno struktūrinė dedamoji, pasižyminti didžiausiu kietumu. Martensito kietumą nulemia anglies kiekis jame (Ettelt, Gittel, 2004). Atsparumas karščiui ir šiluminis laidumas priklauso nuo anglies ir legiravimo elementų kiekio. Stiprumas ir tšumas priklauso nuo martensito kristalų dydžio, įtempimų, kurie skatina martensito virsmus bei karbidų išsiskyrimą grūdinimo ir atleidimo metu.

Legiravimo elementai neturi įtakos martensito kietumui. Kai atleidimo temperatūra nuo 400 iki 600 °C, karbidų susidarymą skatina volframas, molibdenas, vanadis ir kiek mažiau chromas. Išsiskirdami iš martensito ir sudarydami specialius karbidus, jie sukelia dispersinį kietėjimą ir padidina kietumą. Šios būsenos martensito adatų kietis siekia nuo 500 iki 650 HV, o plieno kietumas gali būti nuo 900 iki 1100 HV (66–71 HRC).

Karbidinės fazės yra daugelio įrankių plienų charakteringosios dedamosios. Karščiui atspariuose plienuose, juos atleidžiant, iš martensito išsiskirianti dalis karbidų sukelia dispersinį kietėjimą.

Neigiama karbidų įtaka smarkiai sustiprėja, jeigu jie nevienodai pasiskirsto ir sudaro stambius darinius. Ypač sumažėja didelio kietumo plieno stipris, tačiau plienams, kurių kietumas nuo 46 iki 56 HRC, šis poveikis ne toks ryškus.

Tšumas, palyginti su stiprumu, labiau priklauso nuo karbidų pasiskirstymo. Karbidams išsidėstant juostomis (4–6 balai), atsiranda mechaninių savybių anizotropija, todėl metalo stiprumo ir tšumo vertės smarkiai skiriasi išilgine ir skersine kryptimi, mechaninės savybės skersine kryptimi daug blogesnės, palyginti su išilgine.

Greitapjovio plieno patvarumas, susidarant karbidų juostoms (2–5 balai), mažėja. Pasipriešinimas kontaktiniam nuovargiui taip pat stipriai sumažėja.

Liekamasis austenitas lieka grūdintų plienų, kurie turi daugiau kaip 0,4–0,5 proc. anglies.

Nedidelis liekamojo austenito kiekis (2–5 proc.) sumažina plieno pasipriešinimą mažoms plastinėms deformacijoms. Liekamojo austenito kiekiui padidėjus nuo 8 iki 10 proc., greitapjovio plieno įrankių patvarumas sumažėja (Ščipanov, 1981).

Liekamasis austenitas gali padidinti tąsumą, tačiau dažniausiai tai nekompensuoja stiprumo savybių sumažėjimo. Įvertinus plienų cheminę sudėtį ir struktūrą, norint pasiekti didelį pjovimo įrankių patvarumą, būtina vykdyti žemiau pateiktus nurodymus (Ščipanov, 1981).

Jeigu įrankis patiria dideles smūgines apkrovas arba nusmailinimo kampas yra labai mažas, tai, didinant patvarumą, svarbu padidinti plastiškumą, bet išsaugoti pakankamą plieno stiprumą. Tai gali būti pasiekta formuojant atleisto martensito arba beinito struktūrą (Kowaluk ir kt., 2009).

Gaminant įrankius iš karbidinės klasės legiruotų įrankių plienų, būtina užtikrinti tolygų karbidų pasiskirstymą ir didžiausią dispersiją. Naudojant poeutektoidinius plienus, jei galima, būtina įrankio ašmenų kraštuose formuoti smulkiagrūdę struktūrą. Pjovimo įrankio darbinės dalies kietumas turi būti ne mažesnis kaip 58–59 HRC. Optimaliai struktūrai gauti rekomenduojami įvairūs terminio apdirbimo būdai ir režimai.

1.5. Pjovimo įrankių ašmenų išdilimo ir atšipimo vertinimas

B. E. Klamecki (1979) apžvelgė įvairių autorių paskelbtus darbus, susijusius su medienos pjovimo įrankių dilimu, ir pastebėjo, kad daugelis jų pjovimo įrankio dilimą aprašo tomis pačiomis charakteristikomis, tik skiriasi žymėjimai.

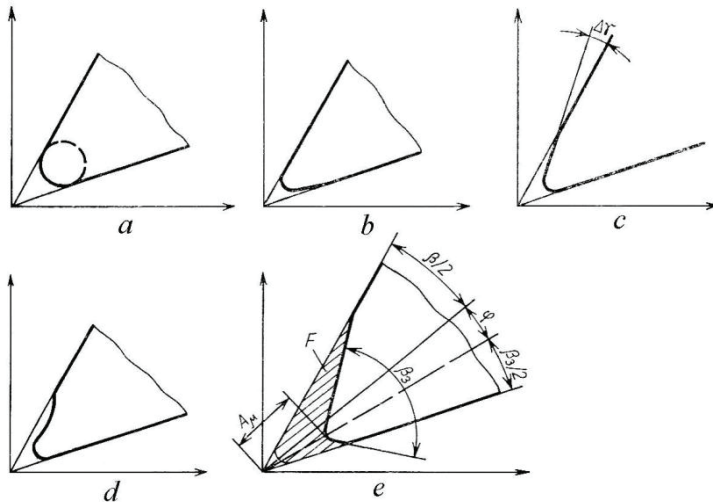
Pjovimo įrankiui dylant per visą ašmenų kontakto su apdirbama medžiaga plotą, keičiasi atšipimo kreivė – linija, kuri susidaro kertant ašmenis plokštuma, statmena ašmenų viršūnei. Priklausomai nuo pjovimo sąlygų, gali išdilti ašmenys, priekinis arba užpakalinis paviršius. Visas atšipimo kreives galima suskirstyti į keturias formas.

Simetrinės formos kreivė (1.5.1 pav., a) būdinga pradinei darbo stadijai po galandimo. Parametras, apibūdinantis šią kreivę, yra ašmenų suapvalinimo spindulys (Zotov, Pamfilov, 1991; Csanády, Magoss, 2013).

Išdilimo kreivė (1.5.1 pav., b), kai užpakaliniame paviršiuje susidaro išdilimo nuožulna, būdinga įrankiams, kuriais apdirbamos medienos medžiagos (MDP, MDF, MPP ir kitos). Išdilimo kreivė aprašoma ašmenų suapvalinimo spinduliu, nuožulnos ilgiu ir užpakalinio kampo pokyčiu (Zotov, Pamfilov, 1991; Csanády, Magoss, 2013). Išdilimo kreivė, kai nuožulna susidaro priekiniame paviršiuje (1.5.1 pav., c), aprašoma ašmenų suapvalinimo spinduliu, nuožulnos ilgiu priekiniame paviršiuje ir priekinio kampo pokyčiu. Ši išdilimo forma sutinkama ne viena atskirai, bet greta su išdilimu pagal užpakalinį paviršių (Zotov, Pamfilov, 1991; Csanády, Magoss, 2013).

Išdilimo forma, kai priekiniame paviršiuje susidaro įduba (1.5.1 d pav.), sutinkama rečiau. Ši išdilimo forma būdinga įrankiams, pagamintiems iš iki

eutektoidinių anglinių ir mažai legiruotų įrankių plienų. Šios kreivės parametrai yra įdubos ilgis ir gylis, nuožulnos ilgis ir ašmenų suapvalinimo spindulys.



1.5.1 pav. Išdilimo kreivės: a – simetrinė; b – su nuožulna pagal užpakalinį paviršių; c – su nuožulna pagal priekinį paviršių; d – su įduba priekiniame paviršiuje; e – su nuožulnomis priekiniame ir užpakaliniame paviršiuose (Zotov, Pamfilov, 1991)

Be paminėtų parametrų (1.5.1 e pav.), dar naudojami: išdilimo plotas F , ašmenų plotis, ašmenų sutrumpėjimas nusmailinimo kampo pusiaukampinės kryptimi A_μ , nusmailinimo kampo pusiaukampinės padėties pasikeitimo kampas φ , išdilimas pagal užpakalinį paviršių, išdilimas pagal priekinį paviršių, ašmenimis deformuoto pjovimo paviršiaus dydis a (Zotov, Pamfilov, 1991).

E. M. Borovikow pasiūlė (1.5.2 pav.) matuoti ašmenų suapvalinimo spindulio r centro persislinkimo dydį e (Klamecki, 1979). Įrankiui dylant pagal priekinį arba užpakalinį paviršių, kinta nusmailinimo kampas ir persislenka ašmenų suapvalinimo spindulio centras (Klamecki, 1979).

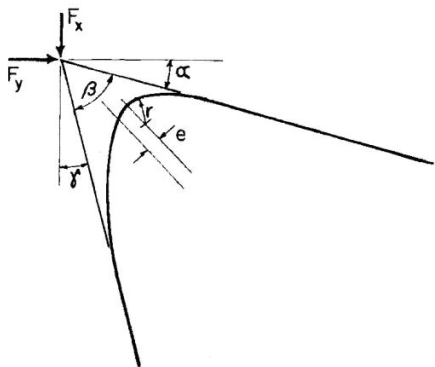
B. Porankiewicz ir kt. (2005) tyrė HS pjoviklių dilimą, kurį lemia įvairių medienų sudėtyje esančios silicio dioksido (SiO_2) priemaišos, atsiradusios dėl medžių augimviečių ypatumų. Tirdami pjoviklio ašmenų dilimą, autoriai matavo ašmenų (1.5.3 pav.) sutrumpėjimą pagal priekinį VB_S ir užpakalinį VB_F paviršius bei pagal nusmailinimo kampo pusiaukampinę VB_W (Porankiewicz ir kt., 2005).

G. Kowaluk ir kt. (2009), tirdami įvairių įrankių ašmenims naudojamų greitapjovių plienų (HS) ir kietlydinių (HM) atsparumą dilimui, taip pat kokią įtaką šiam procesui turi nusmailinimo kampas, ašmenų būklei aprašyti pasirinko sutrumpėjimą pagal priekinį paviršių.

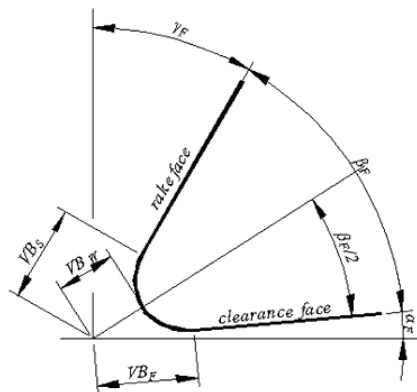
H. Aknouche ir kiti tyrėjai (2009) tyrė pjoviklio dilimo įtaką pjovimo jėgai. Buvo frezuojami Aleppo pušies ruošiniai ir tam tikrose pjovimo kelio atkarpose matuojamas ašmenų plotis (1.5.4 pav.).

J. Gisip ir kt. (2009) tyrė, kokią įtaką turi kotinių frezų kreogeninis apdirbimas jų atsparumui dilimui apdirbant MDF. Tyrimų metu buvo matuojamas kotinių frezų

išdilimas pagal užpakalinį paviršių (1.5.5 pav.). Nustatyta, kad kreogeniniu būdu apdirbtų frezų atsparumas dilimui yra didesnis nei neapdirbtų.



1.5.2 pav. Ašmenų dilimą aprašantys parametrai: α – priekinis kampas; β – nusmailinimo kampas; γ – užpakalinis kampas; r – pjaunančiosios briaunos spindulys, e – ekscentricitetas; F_x – pjovimo jėga; F_y – pastūmos jėga (Klamecki, 1979)

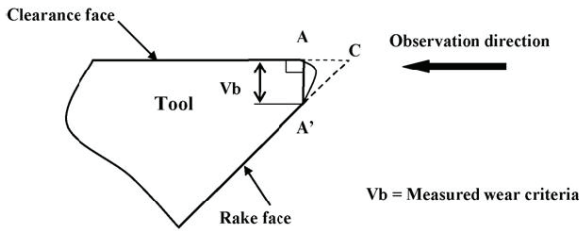


1.5.3 pav. Ašmenų dilimą aprašantys parametrai: γ_f – priekinis kampas; β_f – nusmailinimo kampas; α_f – užpakalinis kampas; r_f – ašmenų spindulys, VB_s – sutrumpėjimas pagal priekinį paviršių; VB_f – sutrumpėjimas pagal užpakalinį paviršių; VB_w – sutrumpėjimas nusmailinimo kampo pusiaukampinės kryptimi (Porankiewicz ir kt., 2005)

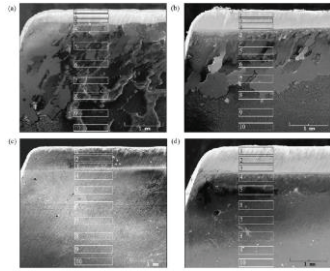
K. Laszewicz ir kt. (2013) tyrė kotinių frezų dilimo įtaką frezavimo tikslumui, t. y. apdirbimo paklaidoms, kai buvo frezuojami MDF ruošiniai. Optiniu mikroskopu buvo matuojamas frezos pjoviklių ašmenų sutrumpėjimas pusiaukampinės kryptimi VB_{max} . Buvo nustatyta, kad, frezos pjoviklių ašmenims trumpėjant, mažėja ir frezos pjovimo skersmuo. Ir tai neigiamai veikia apdirbimo tikslumą, kuris blogėja. Buvo bandomas naujas kontrolės metodas, kuris kontroliuotų ir įvertintų įrankio dilimo įtaką apdirbimo tikslumui, t. y. galimų matmenų ir formos paklaidų atsiradimui. Tam buvo naudojama vaizdų fiksavimo ir apdorojimo sistema, kurią sudaro specialus šviesos šaltinis, fotoaparatas, personalinis kompiuteris ir CNC valdymo blokas, valdantis frezavimo įtaisą (Laszewicz ir kt., 2013).

M. Zbiec (2011) tyrė naujo metodo, kurį pavadino „nervų tinklas“ (Neural Network) veikimą. Buvo bandoma sukurti metodą, kai, nesustabdant įrenginio ir tiesiogiai nematuojant įrankio išdilimo parametru, tačiau matuojant kitus pjovimo proceso parametrus, kurie tiesiogiai arba netiesiogiai susiję su įrankio dilimu, būtų įvertinama įrankio ašmenų būklė. Tyrimo metu buvo matuojamos pjovimo jėgos, apdirbto paviršiaus temperatūra, suklio bei darbo stalo vibracijos, pjovimo bei pastūmos mechanizmų galios pokyčiai. Šio metodo tikslas – nestabdant įrenginio ir tiesiogiai optiniu ar kitu būdu nematuojant įrankio ašmenų išdilimo, kitais netiesioginiais būdais įvertinti įrankio ašmenų būklę ir sukurti sistemą. Ši įrankio dilimą įvertinanti sistema turi būti ne mažiau tiksli, kaip ir tiesioginis matavimas, ir,

be to, taupanti laiką, kuris sugaištamas taikant įprastinę vertinimo sistemą (Zbiec, 2011).



1.5.4 pav. Ašmenų dilimą aprašantys parametrai: *Rake face* – priekinis paviršius; *Clearance face* – užpakalinis paviršius; V_b – pjaunančiosios briaunos plotis (Aknouche, 2009)



1.5.5 pav. Kotinių frezų ašmenų išdilimas pagal užpakalinį paviršių (Gisip ir kt., 2009)

G. Meltzer ir Yu. Ye. Ivanov (1998) savo darbe pristatė tyrimų rezultatą, kaip galima tiriant vibracijas įvertinti frezavimo įrankio dilimą. Tyrimų metu buvo frezuojami MDP ruošiniai. Įrankiui dylant, didėjo ir vibracijų dažnis. Pagal vibracijų dažnį buvo galima įvertinti įrankio išdilimą (Meltzer, Ivanov 1998).

R. Okai ir kt. (2006) tyrė, kaip mineralinės dalelės (priemaišos) veikia juostinių pjūklų dantų ašmenų dilimą pjaunant įvairių rūšių medieną. Tyrimų metu buvo matuojami įrankių, pagamintų iš greitapjovio plieno (HS) ir stelito (ST), dantų išdilimai pagal priekinius ir užpakalinius paviršius. Ašmenų išdilimas buvo matuojamas elektroniniu skenuojančiu mikroskopu (SEM) (Okai ir kt., 2006).

T. Morita ir kt. (1999) tyrė trijų tipų pjoviklių korozinį dilimą, kai buvo frezuojama drėgna ir orasausė mediena. Tyrimų metu buvo naudojami kietlydinio (HM) pjovikliai, nepadengti jokia danga, padengti $20\ \mu\text{m}$ deimanto danga, ir polikristalinio deimanto (PCD) pjovikliai. Taip pat frezavimo metu buvo matuojama pjovimo galia. Tyrimų metu buvo tiriamas ašmenų sutrumpėjimas pagal priekinį paviršių ir pjoviklio ašmenų išilginės geometrijos pokyčiai (Morita ir kt., 1999).

J. Ratnasingam ir M. C. Perkins (1998) tyrė kaučiukmedžio (*Heavea brasiliensis*) masyviosios ir klijuotos sluoksniuotosios medienos (LVL) įtaką iš kietlydinio (HM) pagamintų frezavimo įrankių dilimui. Tyrimų metu buvo matuojamas frezavimo įrankių ašmenų sutrumpėjimas ir pjovimo galios pokyčiai. Buvo nustatyta, kad, didėjant pjovimo greičiui (7,9; 9,9 ir 11,9 m/s), intensyvėja ašmenų dilimas. Gauti rezultatai parodė, kad įrankių ašmenų dilimo intensyvumo skirtumai, esant skirtingoms pjovimo greičio vertėms, didesni, kai apdirbama masyvioji mediena. Apdirbant LVL, pjovimo greičio įtaka ašmenų dilimui tokia pati, tačiau skiriasi pjovimo galios vertės, išryškėja didesni skirtumai (Ratnasingam, Perkins, 1998).

W. Darmawan ir kt. (2009) tyrė frezavimo įrankių su sraigtiškais ašmenimis atsparumą dilimui. Pušies bandiniai buvo frezuojami įrankiais, kurių ašmenų sraigtiškumo (įvijumo) kampas buvo 0° , 45° , 55° , 65° , 75° ir 85° . Tyrimų metu buvo matuojamas pjovimo įrankių ašmenų suapvalinimo spindulys, pjovimo galia, triukšmo lygis, apdirbto medienos paviršiaus ir įrankio ašmenų šiurkštumas. Pjovimo įrankio ašmenų suapvalinimo spindulio ir paviršiaus šiurkštumo vertės nustatytos

optiniu trimačiu paviršiaus skenavimo prietaisu (MicroCAD GF Messtechnik Teltow). Gauti rezultatai parodė, kad intensyviausiai pjovimo įrankis dyla, kai jo ašmenų sraigtiškumo kampas lygus 0° , o mažiausiai – kai 85° . Tačiau pjovimo galios rezultatai parodė, kad, didėjant sraigtiškumo kampui nuo 0° iki 85° , proporcingai padidėja ir pjovimo galios vertės (Darmawan ir kt., 2009).

W. Darmawan ir kt. (2008) tyrė P30 kietlydinio (HM) pjoviklių, nepadengtų ir padengtų TiN danga, patvarumą, apdirbant didelio bei mažo tankio medienos drožlių ir cemento drožlių plokštes. Pjovimo tyrimai buvo atliekami specialios konstrukcijos stende, kur buvo imituojamas tekinimo procesas. Tiriant pjoviklių patvarumą, buvo matuojamas jų ašmenų išdilimas pagal užpakalinį paviršių. Taip pat buvo tiriama normalinė (statmenoji) pjovimo jėga. Gauti rezultatai parodė, kad atsparesni dilimui yra įrankiai, pagaminti iš P30 kietlydinio ir padengti TiN danga. Intensyviausiai abiejų grupių įrankiai dilo apdirbant cemento drožlių plokštes, ypač didelio tankio. Šiuos rezultatus patvirtina ir normalinės pjovimo jėgos rezultatai, kurių kitimo tendencija yra panaši, kaip ir ašmenų dilimo (Darmawan ir kt., 2008).

W. Darmawan ir kt. (2009) tyrė modifikuotų lukštenimo peilių atsparumą dilimui. Buvo tiriami trijų tipų peiliai. Pirmasis tipas – greitapjovio plieno, antrasis – greitapjovio plieno peiliai, kurių ašmenys buvo apvirinti, naudojant legiravimo elementus. Trečioji grupė – tai peiliai, kurių ašmenys sukietinti lazeriu, ašmenų paviršių papildant legiravimo elementais. Kaip ir darbe (Darmawan ir kt., 2008), buvo matuojamas ašmenų išdilimas pagal užpakalinį paviršių. Tyrimų rezultatai parodė, kad atspariausi dilimui yra modifikuoti peiliai. Labai nedaug, bet atsparesni modifikuoti (apdoroti) lazeriu, naudojant legiravimo priedus. Taip pat buvo tiriamas peilių ašmenų ir drožtinio lukšto paviršių šiurkštumas. Gauti rezultatai parodė, kad mažiausias ašmenų paviršių šiurkštumas yra gaunamas lukštinant buko medieną modifikuotais peiliais. Skirtumas, palyginti su įprastiniais HS peiliais, yra ypač didelis. Nustatyta, kad, didėjant pjovimo keliui, lukšto paviršiaus šiurkštumas R_a didėja vidutiniškai nuo 14 iki 23 μm (Darmawan ir kt., 2009). Taip pat nustatyta įrankio ašmenų paviršiaus šiurkštumo įtaka lukšto paviršiaus kokybei.

A. Fathollahzadeh ir kt. (2012) tyrė frezavimo įrankių su kietlydinio (HM) ašmenimis patvarumą frezuojant klijuotos medienos ir jos kompozitų tašus, kurie gali būti panaudoti langams gaminti. Pjoviklių ašmenys buvo pagaminti iš standartinių volframo karbido kietlydinių (WC), kurių grūdelių dydis nuo 0,2 iki 2,5 μm , o kita grupė įrankių – tai WC, padengtas deimanto danga. Tyrėjai aiškinosi, kokią įtaką ašmenų patvarumui turi eglės medienos, presuotos žievės, poliuretano ir purenito sluoksniai, kurie buvo vidiniai tašų sluoksniai. Tyrimo autoriai tyrė ašmenų išilginę mikrogeometriją ir sutrumpėjamą pusiaukampinės kryptimi. Matavimai atlikti kontaktiniu adatiniu šiurkštumo matuokliu (Mahr Perthometer S2). Tyrimai parodė, kad didžiausias ašmenų išdilimas gautas frezuojant purenitą, mažiau įtakos turi klijų siūlė (sanklija) ir mažiausiai – eglės mediena (Fathollahzadeh ir kt., 2012).

J. Y. Sheikh-Ahmad ir kt. (1999) tyrė įrankių su WC ašmenimis atsparumą dilimui apdirbant medienos drožlių ir plaušų plokštes. Apdirbant įvairias plokštes, įrankiai dyla aukštoje temperatūroje. Tyrimų metu buvo stebima, kaip kinta ašmenų mikrogeometrijos parametrai, t. y. išdilimas pagal priekinį paviršių. Buvo matuojama ašmenų temperatūra, kuri pasiekdavo daugiau kaip 400°C . Tolstant nuo ašmenų,

temperatūra mažėjo ir buvo nuo 150 iki 180 °C. Gauti rezultatai parodė, kad atspariausi dilimui buvo ašmenys, pagaminti iš WC, kurio karbidų dydis buvo didžiausias (dydis C). Intensyviausiai ašmenys dilo frezuojant MDF (Sheikh-Ahmad ir kt., 1999).

P. V. Krakhmalev ir kt. (2007) tyrė kietlydinio (WC-C) ašmenų atsparumą abrazyvinio dilimo metu. Tyrimo autoriai įrankio abrazyvinį dilimą imitavo dirbtiniu būdu. Įrankio ašmenys buvo veikiami 15 N jėga ir kontaktavo su abrazyvine medžiaga – silicio karbidu (SiC), kuriuo buvo padengtas P80 ir P4000 šlifavimo popierius. Tyrimams atlikti buvo naudojami įvairaus grūdelių dydžio (nuo 0,1 iki 4,9 μm) kietlydiniai. Tyrimų metu buvo matuojamas ašmenų plotis ir sutrumpėjimas. Tyrimų rezultatai parodė, kad atspariausias abrazyviniam dilimui buvo HM4-EF kietlydinis, kurio volframo karbidų (WC) dydis nuo 0,5 iki 0,9 μm. Mažiausiai atsparus abrazyviniam dilimui HM6-N, kurio WC grūdelių dydis nuo 0,1 iki 0,3 μm. Taip pat reikia paminėti, kad HM4-EF turėjo 3 proc., o HM6-N – 9 proc. kobalto (Co) (Krakhmalev ir kt., 2007).

Q. Bai ir kt. (2002) tyrė pjovimo įrankių su greitapjovio plieno (HSS), volframo karbidu (HM) ir polikristalinio deimanto (PCD) ašmenimis atsparumą dilimui. Tyrimų metu buvo apdirbamos medienos plaušų plokštės (MDF). Gauti rezultatai parodė, kad patys atspariausi dilimui įrankiai su PCD ašmenimis. Mažiausiai atsparūs – su HSS ašmenimis. Įrankių atsparumas dilimui buvo tiriamas matuojant išdilimą pagal priekinį paviršių (Bai ir kt., 2002).

Q. Bai ir kt. (2004) tyrė pjovimo įrankių su polikristalinio deimanto (PCD) ašmenimis atsparumą dilimui, kai buvo frezuojamos apdailintos (laminuotos) grindų dangos. Šiose grindų dangose išorinis sluoksnis būna atsparus dilimui ir pagamintas iš aliuminio oksido (Al_2O_3). Tyrimų metu buvo frezuojami parketinių lentų kraštai ir tiriama, kokią įtaką frezavimo įrankio ašmenų dilimui turėjo Al_2O_3 sluoksnis, kurio storis buvo nuo 0,1 iki 0,3 mm. Tyrimai atlikti su polikristalinio deimantu PCD 002, PCD 010, PCD 025 ir PCD 075, kurių vidutinis grūdelių dydis buvo 2, 10, 25 ir 75 μm (Bai ir kt., 2004). Didėjant deimanto grūdelių vidutiniam dydžiui, mažėjo juos rišančio kobalto (Co) kiekis, kurio buvo: PCD 002 – 10 proc., PCD 010 – 8 proc., PCD 025 – 6 proc. ir PCD 075 – 2 proc. Tyrimų rezultatai parodė, kad didžiausi ašmenų išdilimai pagal užpakalinį paviršių ir ašmenų sutrumpėjimas buvo frezuojant įrankiu, kurio ašmenys pagaminti iš PCD 002. Patys atspariausi dilimui ašmenys, pagaminti iš PCD 025. Pastebėta tai, kad, didėjant deimanto grūdelių vidutiniam dydžiui nuo 2 iki 25 μm, padidėja ir atsparumas dilimui. Tačiau ši tendencija negalioja, kai vidutinis grūdelių dydis yra 75 μm. PCD 075 ašmenys yra mažiau atsparūs dilimui, palyginti su PCD 025 (Bai ir kt., 2004).

J. Boucher ir kt. (2007) tyrė įrankių su PCD ašmenimis sraigtiškumo kampo įtaką pjovimo jėgoms ir ašmenų dilimą, apdirbant vidutinio tankio medienos plaušų (MDF) ir drožlių (MDP) plokštes. Tyrimams atlikti naudoti įrankiai, kurių sraigtiškumo kampas λ buvo 0°, 7°, 15° ir 25°. Gauti rezultatai parodė, kad didžiausios pjovimo jėgos N_c vertės gautos, kai λ buvo 0°, o mažiausios, kai λ buvo 25°. Tokia tendencija pastebėta ir vertinant pjovimo slėgio P rezultatus. Analizuojant ašmenų išdilimo pagal priekinį paviršių rezultatus, nustatyta, kad, didėjant λ , padidėja ir

išdilimo plotas. Pastebėta, kad dilimui atspariausi ašmenys, kurių sraigtiškumo kampas $\lambda = 0^\circ$ (Boucher ir kt., 2007).

P. Gogolewski ir kt. (2009) tyrė įrankių, kurių ašmenys buvo padengti Al_2O_3 danga, atsparumą dilimui frezuojant apdailintas medienos drožlių plokštes (MDP). Buvo tiriama, kaip po apdirbimo pakinta apdailintos MDP briauna. Briaunos nelygumai buvo matuojami specialia matavimo sistema. Buvo tiriami įrankiai su skirtinga Al_2O_3 dangos chemine sudėtimi ($\text{Al}_2\text{O}_3 + 300$ ppm MgO, $\text{Al}_2\text{O}_3 + 10$ proc. $3\text{Y} - \text{ZrO}_2$ ir $\text{Al}_2\text{O}_3 + 10$ proc. ZrO_2) ir su HW K05 (4 proc. Co) ašmenimis. Gauti rezultatai parodė, kad atsparesni dilimui įrankiai, kurių ašmenys padengti Al_2O_3 dangomis. Lyginant Al_2O_3 dangomis padengtų įrankių patvarumą, nustatyta, kad patvariausi buvo padengti $\text{Al}_2\text{O}_3 + 10$ proc. ZrO_2 danga (Gogolewski ir kt., 2009).

S. Miklaszewski ir kt. (2000) tyrė įrankių su PCD ašmenimis dilimo mechanizmą frezuojant sluoksniuotus klįjuotus medienos skydus, kurie buvo pagaminti suklijavus drožlių plokštę (33 mm), kietąją medienos plaušų plokštę (3 mm) ir drožtinį lukštą (0,8 mm). Frezavimo bandymai atlikti su kotinėmis frezomis, kurių ašmenys pagaminti iš PCD (Syndite 002 De Beers), kurių grūdelių vidutinis dydis buvo 2–4 μm . PCD ašmenų mikrogeometrijos pokyčiai buvo matuojami išilgai ir skersai. Išilginiai ašmenų išdilimai buvo matuojami profilometru (Mitutoyo SurfTest 501) 2 μm tikslumu. Skersiniai ašmenų mikrogeometrijos pokyčiai nustatyti atspaudų metodu, naudojant silikono liejimo formas (Miklaszewski ir kt., 2000). Gauti rezultatai parodė, kad, didėjant frezavimo kelio vertėms, padidėja frezavimo įrankio ašmenų išdilimai išilgine ir skersine kryptimis. Įrankio atsparumas buvo tirtas iki 1586 m frezavimo kelio atkarpos (Miklaszewski ir kt., 2000).

P. Philbin ir S. Gordon (2005) tyrė įrankių su PCD atsparumą dilimui apdirbant įvairias medienos medžiagas. Tyrimai buvo atlikti su medienos plaušų cementinėmis (FCB) ir aukšto slėgio laminatais padengtomis medienos plaušų (HPL) plokštėmis, jas pjaustant diskiniiais pjūklais. Ašmenų išdilimai išmatuoti optiniu būdu, matuojant bendrąjį ašmenų sutrumpėjimą ir išdilimus pagal priekinį bei užpakalinį paviršius. Tyrimai parodė, intensyviau įrankiai dyla apdirbant HPL, palyginti su FCB (Philbin, Gordon, 2005).

D. Pinheiro ir kt. (2009) tyrė vientisomis ir daugiasluoksniomis dangomis padengtų medienos apdirbimo įrankių ašmenų atsparumą dilimui frezuojant orientuotų skiedrantų plokštes (OSB). Tyrimų metu buvo naudojami įrankiai su HM (4 proc. Co) ašmenimis, kurie buvo padengti daugiasluoksniomis įvairios cheminės sudėties dangomis. Įrankio ašmenų išdilimas buvo įvertinamas pagal išdilimo plotą (Pinheiro ir kt., 2009; Sheikh-Ahmad, 1999; Sheikh-Ahmad ir kt., 2003; Guo ir kt., 2014).

1.6. Pjovimo įrankių dilimo įtaka frezuotų paviršių kokybei

Vienas iš kriterijų, įvertinančių apdirbto medienos paviršiaus kokybę, yra paviršiaus šiurkštumas (Richter ir kt., 1995; Kviatková ir kt., 2015). Jis lemia tolimesnį mechaninį paviršiaus apdirbimo ar apdailos būdą, adhezijos savybes, estetinį vaizdą ir panaudojimo galimybes (Bledzki ir kt., 2005; Follrich ir kt., 2010; Ozczn ir kt., 2012; Kiliç, 2015; Cool, Hernández, 2016).

Paviršiaus šiurkštumas – tai visuma medienos mikrogeometrinių nelygumų, t. y. įdubų ir viršūnių, pasikartojančių mažu žingsniu (Magoss, 2008). Šie nelygumai pagal atsiradimo priežastį būna nepriklausantys ir priklausantys nuo pjovimo proceso (Magoss, 2008; Csanády ir kt., 2015). Prie nepriklausančių nuo pjovimo proceso paviršiaus nelygumų priskiriami medienos anatomiciniai ir struktūriniai (būdingesni medienos medžiagoms) nelygumai (Magoss, 2008; Csanády, Magoss, 2013; Csanády ir kt., 2015). Nuo pjovimo proceso priklausantiems nelygumams priskiriami kinematiniai, vibraciniai, paviršiaus tampriosios atstatos, įrankio ašmenų pėdsakai, paviršiaus įtrūkimai ir išplėšimai (Jackson ir kt., 2002; Magoss, 2008; Csanády, Magoss, 2013; Aguilera ir kt., 2016; Vančo, 2017).

Anatomiciniai paviršiaus nelygumai – tai medienos indai, tracheidės ir pluošto struktūriniai elementai. Šie nelygumai priklauso nuo medienos rūšies, makro- ir mikrostruktūros, tankio, drėgnio, metinių rivių, pluošto krypties ir ydų (Csanády, Magoss, 2013; Csanády ir kt., 2015). Mediena yra natūralus polimeras, kuriam būdinga sudėtinga akyta mikrostruktūra (Stokke et al, 2013). Dėl mikrostruktūros ypatumų visos medienos rūšys skirstomos į spygliuočių ir lapuočių. Lapuočių mediena dar skirstoma į žiedaindžių ir padrikai akytų.

Medienos vidinę mikrostruktūrą sudaro indų ir ląstelių formos ertmės. Spygliuočių ankstyvajai medienai būdingos tracheidės, kurios turi stambias (20 – 40 μm) ertmes ir plonas sienelės, o vėlyvosios medienos tracheidžių ertmės būna perpus mažesnės (Magoss, 2008; Csanády, Magoss, 2013). Lapuočių medienos struktūra yra daug sudėtingesnė, sudaryta iš kelių skirtingų tipų ląstelių. Indai sudaro vertikalias struktūras mineralinėms medžiagoms transportuoti; jų skersmuo būna iki 300 μm (Magoss, 2008; Csanády, Magoss, 2013). Tracheidžių ertmės išilgai parenchiminėse ląstelių yra palyginti mažos (10 – 20 μm) (Magoss, 2008; Csanády, Magoss, 2013). Ankstyvosios bei vėlyvosios medienos indų ir ląstelių ertmėms būdingi skirtingi dydžiai, kurie kinta vienoje metinėje rievėje. Todėl ankstyvosios medienos tankis yra mažesnis už vėlyvosios (Magoss, 2008; Csanády, Magoss, 2013).

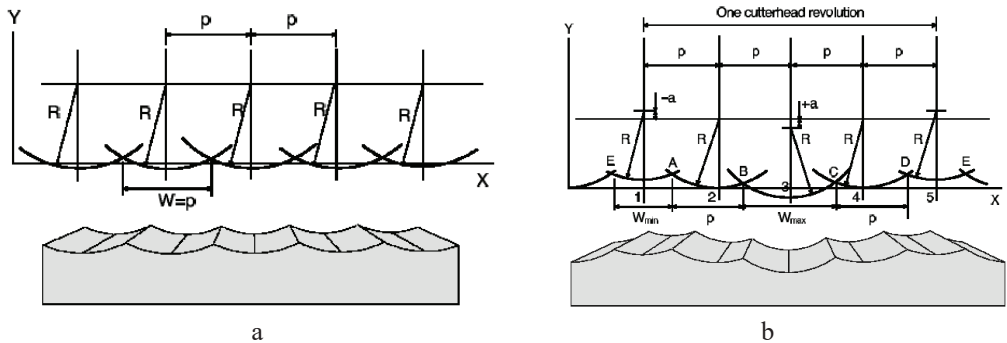
Pluošto krypties kampas turi įtakos paviršiaus kokybei (Goli, Sandak, 2016). Paviršiaus šiurkštumas mažėja, jeigu padidėja kampas tarp pluošto krypties ir pjoviklio pastūmos vektoriaus. Tačiau tyrimų rezultatai parodė, kad, dirbant vidutiniškai atšipusiu įrankiu, paviršiaus šiurkštumas mažėja didinant pluošto krypties kampą iki 30 laipsnių, po to vėl pradeda didėti. Atliekant bandymus su atšipusiu įrankiu, pastebimas priešingas efektas, t. y. šiurkštumas padidėja, kai pluošto kampas sudaro nuo 30 iki 40 laipsnių (Goli ir kt., 2009; Goli ir kt., 2010).

Kinematiniai nelygumai – tai paviršiaus banguotumas, kuris susidaro dėl frezavimo įrankio sukamojo judesio (1.6.1 pav., a). Kinematiniai nelygumai charakterizuojami bangos aukščiu, ilgiu ir žingsniu (Brown, Parkin, 1999; Jackson ir kt., 2002; Hynek ir kt., 2004; Csanády, Magoss, 2013). Kinematinėse nelygumų dydį lemia paviršių formuojančių pjoviklių skaičius (Kminiak ir kt., 2015), jų tvirtinimo paklaidos, įrankio pjovimo ir ruošinių pastūmos greičiai (Hernández ir kt., 2013; Kvietková ir kt., 2015; Sedlecký, Kvietková 2017).

Nustatyta, kad didesnis pjoviklių skaičius formuoja lygesnį paviršių (Kminiak ir kt., 2015; Tiryaki ir kt., 2015). Tačiau frezuojant įrankiu, turinčiu keletą ar keliolika pjoviklių, yra sudėtinga juos įtvirtinti taip, kad visi turėtų vienodus pjovimo

spindulius. Todėl kiekvienas pjoviklis pjauna skirtingo storio drožlę, palikdama nevienodus nelygumus medienos paviršiuje (1.6.1 pav., b) (Jackson ir kt., 2002).

Pastūmos greitis – svarbus veiksnys, turintis įtakos kinematinėms nelygumų dydžiui (Škalić ir kt., 2009a; Škalić ir kt., 2009b; Sedlecký, Kvietková 2017). Didėjant pastūmai vienam pjovikliui nuo 0,5 iki 3,0 mm, didėja kinematiniai nelygumai, kurie blogina paviršiaus kokybę. Optimaliausias pjovimo režimas ir geriausia paviršiaus kokybė gaunama, kai pastūma vienam pjovikliui u_z nuo 1,0 iki 2,0 mm (Škalić ir kt., 2009b).

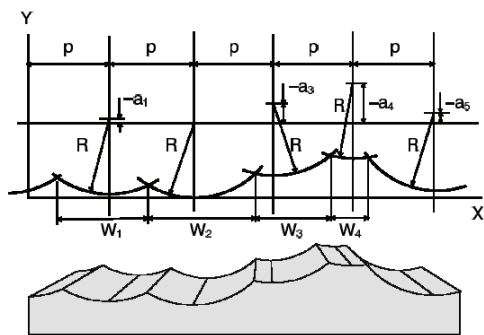


1.6.1 pav. Frezuotų paviršių kinematiniai nelygumai naudojant: a – vieną pjoviklį; b – keturis pjoviklius; R – pjovimo spindulys; p – bangos žingsnis; W – bangos ilgis; a – pjovimo spindulio paklaida (Jackson ir kt., 2002)

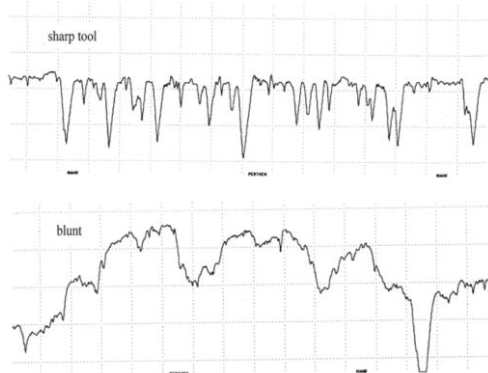
Įvairių tyrimų rezultatai parodė, kad, didėjant pjovimo greičiui, paviršiaus kokybė visuomet gerėja (Ghosh ir kt., 2015; Kvietková ir kt., 2015). Cilindriniam plokštumų frezavimui atlikti rekomenduojamas pjovimo greitis nuo 35 iki 55 m/s. Dirbant šiuo pjovimo greičių diapazonu gaunama geriausia paviršiaus kokybė ir mažiausios tangentinės pjovimo jėgos skaitinės vertės. Toliau didinant pjovimo greitį ($v > 60$ m/s), išauga pjovimo jėga, ir suaktyvėja pjovimo įrankio vibracija. Įrankio vibracija sukuria papildomus nelygumus, kurie blogina apdirbto paviršiaus kokybę (Brown, Parkin, 1999; Jackson ir kt., 2002; Hynek ir kt., 2004).

Vibracinių nelygumų atsiranda dėl įrankio arba ruošinio vibracijos (Jackson ir kt., 2002). Vibracinių procesų atsiradimas pablogina frezuoto paviršiaus kokybę (1.6.2 pav.) (Jackson ir kt., 2002). Šių procesų atsiradimo priežastys yra: besisukančių detalių ir mazgų disbalansas; guolių defektai; konstrukcinių įrenginio elementų ir atskirų mazgų rezonansiniai reiškiniai; aplinkos virpesiai ir kt. (Brown, Parkin, 1999; Hynek ir kt., 2004).

Nustatyta, kad, įrankiui dylant, frezuoto paviršiaus kokybė blogėja (1.6.3 pav.) (Magoss, 2008; Csanády, Magoss, 2013). Pagrindine įrankio dilimo priežastimi laikoma trintis į medieną (Richter ir kt., 1995). Frezuojant medieną aštriu įrankiu ($5 < \rho < 15 \mu\text{m}$), ašmenys perpjauna medienos pluoštą ir formuoja taisyklingos formos drožles. Apdirbto paviršiaus kokybė būna geriausia, o defektų atsiranda dėl medienos pluošto krypties įvijumo arba įrankio ašmenų mikroištrupėjimų (Ivanovsky ir kt., 1971).



1.6.2 pav. Frezuotų paviršių vibraciniai nelygumai: R – pjovimo spindulys; p – bangos žingsnis; W – bangos ilgis; a – pjovimo spindulio paklaida (Jackson ir kt., 2002)



1.6.3 pav. Apdirbto ąžuolo medienos paviršiaus profilis, kai įrankis aštrus (angl. *sharp*) ir atšipęs (angl. *blunt*) (Csanády, Magoss, 2013)

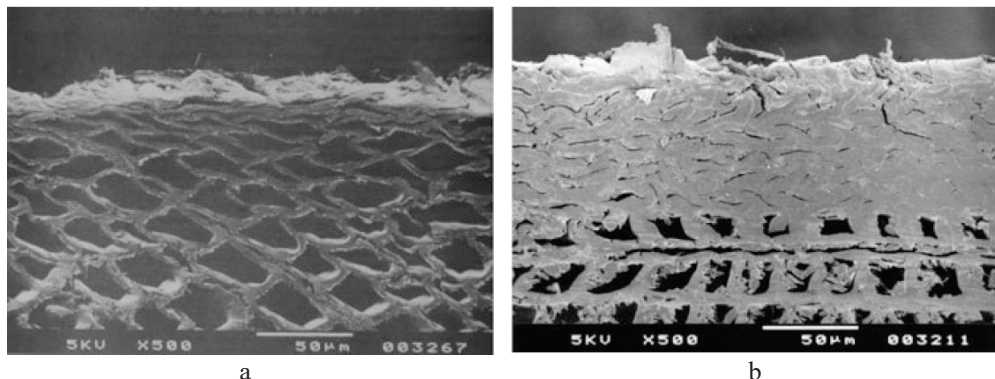
Frezuojant vidutiniškai atšipusiu įrankiu ($15 < \rho < 30 \mu\text{m}$), išryškėja nepageidaujamas slydimo medienos paviršiumi procesas (Ivanovsky ir kt., 1971). Slydimo periodo metu peilio ašmenys slysta medienos paviršiumi, jį deformuodami ir gniuždydami. Dėl pluošto tampriosios deformacijos medienos paviršius amortizuoja įrankio ašmenų gniuždomąjį poveikį. Tačiau dėl plastinių ir liekamųjų deformacijų prieš įrankį susidaro tamprus medienos sluoksnis, kuris ritasi kaip banga (Ivanovsky ir kt., 1971). Kai šio paviršinio sluoksnio įtempimai pasiekia kritinę ribą, prasideda irimo procesas. Trūkus pluoštui, įrankio ašmenys patenka į medieną. Tai slydimo periodo pabaiga ir pjovimo pradžia. Apdirbto paviršiaus kokybė smarkiai pablogėja, atsiranda pavienių pluošto atskilimų ir pasišiaušimų (Ivanovsky ir kt., 1971).

Frezuojant atšipusiu įrankiu ($\rho > 30 \mu\text{m}$), vyksta netaisyklingas pjovimo procesas (Ivanovsky ir kt., 1971). Ašmenys suformuoja paviršių ne pjaunant, bet ardant ir gniuždant pluoštą. Dėl slydimo periodu įvykusių tampriųjų pakitimų pluošto atitrūkimo vieta yra nutolusi nuo pjovimo zonos gerokai į priekį. Dėl šios priežasties atsiranda pluošto išskaldymų ir pasišiaušimų. Auga tamprioji medienos atstata, pasiekia iki 0,2 mm ar net daugiau (Ivanovsky ir kt., 1971).

Tamprioji medienos atstata priklauso nuo ašmenų sukuriamos deformacijos jėgos ir pobūdžio, medienos rūšies, drėgnio, pluošto krypties bei santykio tarp ankstyvosios ir vėlyvosios medienos (Csanády, Magoss, 2013; Mazaň, 2017). Ankstyvosios medienos tamprioji atstata yra didesnė, palyginti su vėlyvąja mediena (Csanády, Magoss, 2013). Dėl mažesnio tankio ankstyvoji mediena lengviau deformuojama, jai būdingas tampriosios deformacijos pobūdis. Vėlyvosios medienos tankis didesnis, todėl deformacija įgauna plastiškosios pobūdį.

Formuojant paviršius atšipusiais ašmenimis, medienos ląstelės yra nepjaunamos, bet gniuždomos. Po kontakto su ašmenimis apdirbtasis paviršius deformuojamas (1.6.4 pav., a ir b). Šiam paviršiui būdingi trys sluoksniai: gniuždytas, deformuotas ir nepaveiktas. Pirmasis – tai sugniuždytų ląstelių sluoksnis, antrasis –

stipriai deformuotų ląstelių, o trečias – jokia deformacija nepaveiktų ląstelių. Ankstyvosios medienos pirmojo ir antrojo sluoksnių storiai būna kelis kartus mažesni, palyginti su vėlyvosios medienos. Nepaveiktajam sluoksniui būdinga įprastinė medienos mikrostruktūra (Csanády, Magoss, 2013).



1.6.4 pav. Atšipusiu įrankiu apdirbto paviršiaus tamprioji atstata: a – ankstyvosios medienos; b – vėlyvosios medienos (Csanády, Magoss, 2013)

1.7. Literatūros duomenų apibendrinimai

Literatūros šaltinių analizė parodė, kad medienos frezavimo įrankių dilimo procesai ir veiksniai, skatinantys šių procesų intensyvumą, yra nagrinėjami daugelyje darbų. Nemažai darbų, kuriuose pateikiami frezuotų paviršių kokybės tyrimo rezultatai, kur aprašoma įvairių frezavimo proceso technologinių veiksnių įtaka jų formavimui.

Frezavimo įrankių dilimo intensyvumas priklauso nuo medienos fizikinių, cheminių ir mechaninių savybių. Medienos savybės priklauso nuo medienos rūšies, amžiaus, medžio augimo vietos ir sąlygų, pjūvio vietos per kamieno ilgį. Didžiausią įtaką įrankio dilimo intensyvumui turi medienos tankis, su kuriuo glaudžiai koreliuoja daugelis fizikinių-mechaninių savybių. Medieną pasižymi netolygiu tankio pasiskirstymu medžio kamiene, taip pat vienos metinės rievės sluoksnyje. Prie šiluminių-fizikinių savybių, nuo kurių priklauso pjovimo įrankio dilimas, priskiriamos šilumos talpa, šilumos ir temperatūrinis laidžiai. Pjaunant medieną gali išryškėti pjezoelektrinės savybės, kai medienos paviršiuje, veikiant mechaniniams įtempiams, susidaro elektriniai krūviai. Apibendrinta charakteristika, kuri įvertina medienos chemines savybes ir jų įtaką pjovimo įrankio dilimui, yra medienos rūgštingumo skaičius (pH).

Medienos pjovimo įrankiai dyla veikiant jėginiams, šiluminiais, elektriniams ir cheminiams veiksniams, dėl kurių įtakos pakinta įrankių geometriniai parametrai, sumažėja įrankių masė ir darbo geba. Įrankio darbo geba yra įvertinama darbinės dalies išilgine ir skersine geometrija, kurios parametrų kitimo dinamika įvairiose ašmenų zonos vietose gali būti įvairi. Įrankio dilimas gali būti tolygus arba įgauti mikroištrupėjimų formą. Daugelis tyrėjų, tirdami pjovimo įrankio dilimą ištrupant, nustatė, kad šis dilimas vyksta dėl nepertraukiamų ašmenų mikrolūžimų (ištrupėjimų), kurie atsiranda, jeigu įrankio eksploatacijos procese veikiančios

įtempimai viršija įrankinės medžiagos stiprumo ribą. Ištrupėjimų dydis priklauso nuo pjovimo režimo, medienos kietumo, įrankio nusmailinimo kampo ir kitų veiksnių.

Pjovimo proceso metu dėl apdirbamos medžiagos deformavimo energijos ir trinties jėgos tarp pjovimo įrankio, drožlės ir apdirbtojo paviršiaus atsiranda šilumos šaltiniai. Dalis šilumos nuteka nuo ašmenų į įrankio korpusą, kita dalis perduodama į drožlę ir apdirbamą medžiagą, taip pat vyksta konvekciniai šilumos mainai su aplinkos oru. Didėjant pjovimo įrankio medžiagos šiluminiam laidumui ir nusmailinimo kampui, ašmenų temperatūra mažėja. Pjovimo proceso periodiškumas smarkiai sumažina temperatūrą, tačiau atsiranda ašmenų cikliniai temperatūriniai įtempiai.

Pjaunant medieną, suaktyvėja reiškiniai, susiję su jos cheminėmis ir pjezoelektrinėmis savybėmis. Pjovimo zonoje gali vykti įvairūs tribotechniniai, elektriniai, elektrocheminiai procesai, kurie turi svarbią įtaką įrankio patvarumui. Cheminėse ir elektrocheminėse reakcijose, vykstančiose pjovimo įrankio ir apdirbamos medžiagos kontakto zonoje, dalyvauja medienos mechaninės ir terminės destrukcijos produktai.

Vykstant medienos (polimero) mechaninei destrukcijai, atsiranda laisvieji radikalai, kurie turi ypatybę jungtis su įrankio medžiaga. Taip susidaro cheminiai junginiai, kurie silpnai sujungti su metaliniu paviršiumi ir lengvai pašalinami iš trinties zonos kaip dilimo produktai. Termodestrukcijos metu susidaro dujos, vandens garai ir lakiosios organinės rūgštys (skruzdėlių ir acto). Veikiant termodestrukcijos medžiagoms, vyksta pjovimo įrankio korozijos procesas. Vykstant koroziniams pažeidimams, pjovimo įrankio ašmenų zonoje susidaro mikroįtrūkimų, kurie yra trapios irimo šaltiniai. Pjovimo proceso metu būdinga netolygi korozija, kuri pristabdo įrankio ašmenų trapųjį irimą.

Vienas iš kriterijų, įvertinančių apdirbto medienos paviršiaus kokybę, yra paviršiaus šiurkštumas. Jis lemia tolimesnę mechaninį paviršiaus apdirbimo ar apdailos būdą, adhezijos savybes, estetinį vaizdą ir panaudojimo galimybes. Paviršiaus nelygumai pagal atsiradimo priežastį būna nepriklausantys ir priklausantys nuo pjovimo proceso. Prie nepriklausančių nuo pjovimo proceso paviršiaus nelygumų priskiriami medienos anatominiai ir struktūriniai (daugiau būdingi medienos medžiagoms) nelygumai. Nuo pjovimo proceso priklausantiems nelygumams priskiriami kinematiniai, vibraciniai, paviršiaus tampriosios atstatos, įrankio ašmenų pėdsakai, paviršiaus įtrūkimai ir išplėšimai.

Nustatyta, kad didesnis pjoviklių skaičius formuoja lygesnį paviršių. Tačiau frezuojant įrankiu, turinčiu keletą ar keliolika pjoviklių, yra sudėtinga juos įtvirtinti taip, kad visi turėtų vienodus pjovimo spindulius. Todėl kiekvienas pjoviklis pjauna skirtingo storio drožlę, palikdamas nevienodus nelygumus medienos paviršiuje. Pastūmos greitis yra svarbus veiksnys, darantis įtaką kinematinėms nelygumų dydžiui. Didėjant pastūmai vienam pjovikliui, padidėja kinematiniai nelygumai, kurie blogina paviršiaus kokybę.

Literatūros apžvalgos analizė parodė, kad medienos frezavimo įrankių dilimas yra sudėtingas tribologinis procesas, kurio dėsningumai dar nepakankamai ištirti. Atlikta literatūros šaltinių analizė parodė, kad nėra atlikta išsamių tyrimų, kaip frezavimo įrankių dilimą vienu metu veikia tokie technologiniai veiksniai, kaip

medienos rūšis, pluošto kryptis, drožlės storis, pjovimo kelias, pjovimo ir pastūmos greičiai. Trūksta išsamių tyrimų, kurių rezultatai parodytų, kokią įtaką turi legiruojuojantys elementai ar terminio apdorojimo metodai analogiškos plienų grupės įrankių elgsenai frezuojant ar pjaunant medieną.

Literatūros šaltinių analizė parodė, kad dar nėra pakankamai ištirtas įrankių dilimo poveikis frezuotų paviršių kokybei. Daugelio darbų rezultatai parodo, kokią įtaką frezuotų paviršių kokybei daro tokie apdirbimo technologiniai veiksniai, kaip medienos rūšis, pjovimo būdas, pjovimo ar pastūmos greitis. Nedaug darbų, kuriuose nagrinėjama įrankių ašmenų mikrogeometrijos parametru įtaka paviršių formavimo procesui ir kokybei. Trūksta darbų, kuriuose būtų pateikti kompleksinių tyrimų rezultatai, kaip paviršių kokybę kartu veikia įrankių dilimas ir apdirbimo proceso technologiniai veiksniai (drožlės storis, pjovimo ir pastūmos greičiai).

1.8. Darbo tikslo suformulavimas

Darbo tikslas – sukurti medienos frezavimo peilių ašmenų dilimo įvertinimo metodiką, ištirti įvairių veiksmų įtaką jų dilimo intensyvumui ir peilio ašmenų dilimo poveikį frezuotų paviršių kokybei.

Darbe būtų sprendžiami tokie uždaviniai:

1. Sukurti medienos frezavimo peilių dilimo tyrimo standą ir parinkti matavimo aparatūrą, kuria būtų galima tirti peilių atsparumą dilimui pjovimo būdu, imituojuojant įvairias frezavimo sąlygas.
2. Įvertinti medienos frezavimo peilių dilimo procesą ir jo dėsningumus bei nustatyti frezavimo režimo energijos sąnaudas.
3. Nustatyti, kokią įtaką peilių ašmenų dilimo intensyvumui turi frezavimo režimo technologiniai veiksniai:
 - pjovimo kelias;
 - pjovimo greitis;
 - pastūmos greitis;
 - nusmailinimo kampas.
4. Nustatyti plienų cheminės sudėties ir terminio apdorojimo įtaką peilių eksploatacinėms savybėms.
5. Nustatyti, kokią įtaką frezuotų paviršių kokybei turi šie veiksniai:
 - peilių dilimas;
 - medienos rūšis;
 - pjovimo kelias;
 - pjovimo greitis;
 - pastūmos greitis.

2. TYRIMO METODIKA IR ĮRANGA

2.1. Tyrimo objektas

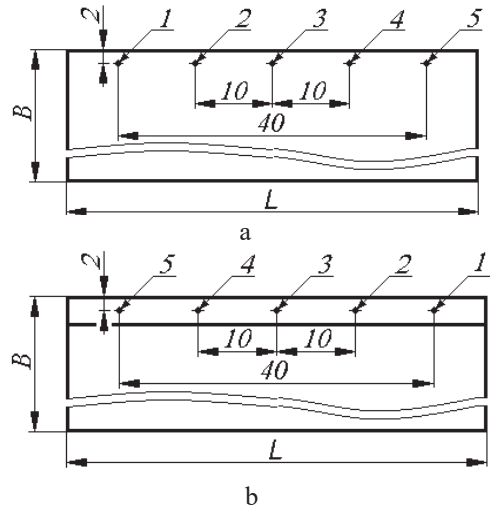
Pagrindinis tyrimo objektas – medienos frezavimo įrankio ašmenys. Buvo tiriamas ašmenų dilimo intensyvumas pradinio dilimo stadijoje ir plienų cheminės sudėties ir struktūros, įrankio nusmailinimo kampo β , pjovimo kelio L , pastūmos u ir pjovimo v greičių kitimo įtaka ašmenų dilimo intensyvumui. Taip pat buvo vertinama pjovimo įrankio ašmenų dilimo įtaka apdirbto paviršiaus šiurkštumui. Pjovimo įrankio ašmenų išdilimas buvo vertinamas ašmenų suapvalinimo spinduliu ρ , ašmenų sutrumpėjimu A_μ pusiaukampinės kryptimi ir pjovimo galia P .

2.2. Frezavimo įrankiai

Tyrimų metu buvo naudojami standartiniai medienos frezavimo peiliai, pagaminti iš legiruotojo įrankių (HL) ir greitapjovio (HSS) plieno (LST 1506:1999). Peilių charakteristikos pateiktos 2.2.1 lentelėje. Vienam pjovimo režimo atvejui ištirti buvo naudojama po 3 vnt. peilių. Visiems tyrimams atlikti iš viso buvo panaudota 166 vnt. peilių (HL – 36 vnt.; HSS – 130 vnt.). Prieš tyrimus visi peiliai buvo galandami tomis pačiomis sąlygomis, po to atliekamas ašmenų suvedimas.



2.2.1 pav. Frezavimo peilio matmenys: 1 – priekinis paviršius; 2 – užpakalinis paviršius



2.2.2 pav. Peilio paviršiaus šiurkštumo ir kiekio matavimų schema: a – priekinis paviršius; b – užpakalinis paviršius; 1; 2; 3; 4 ir 5 – matavimų vietos

Peilių ilgis L , plotis B ir storis S (2.2.1 pav.) išmatuoti 0,01 mm tikslumu elektroniniu slankmačiu (Vogel Nr. CC701269); nusmailinimo kampas β išmatuotas 5' tikslumu, naudojant universalų kampamatį (Vogel Nr. 4443); pjovimo δ bei užpakalinis a kampai buvo suteikiami, juos sumontavus į peilių veleną; peilių masė nustatyta 0,01 g tikslumu, sveriant elektroninėmis svarstyklėmis (AND HF - 12006 GD); plieno tankis ρ apskaičiuotas pagal formulę:

$$\rho = \frac{m}{V}, \text{ kg/m}^3, \quad (2.2.1)$$

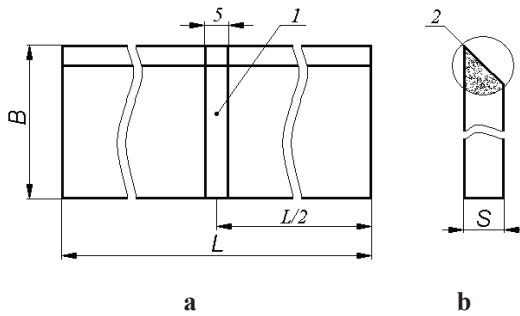
čia m – peilio masė, kg;

V – peilio tūris, m³.

2.2.1 lentelė. Frezavimo peilių charakteristikos

Eilės Nr.	Charakteristikos pavadinimas	Frezavimo peiliai			
		Nr.1	Nr.2	Nr.3	Nr.4
1.	Peilių žymėjimas (pagal gamintoją)	8X6HΦT OTK-14	ESS-HSS18	HS 18 Y 28	CT01M-LA2
2.	Plieno tipas	Legiruotas įrankių		Greitapjovis	
3.	Plieno markės žymėjimas	8X6HΦT	Z80WCV 1 8-04-01 18-0-1	HS 18-0-1	HS 18-0-1 (B18)
4.	Plieno markės standartas (nacionalinis)	GOST 5950-73	NF A 35-590(92)	DIN 1.3355	UNI 2955-82
5.	Plieno markės standartas (tarptautinis)	DIN-EN 847-1		ISO 4957	
6.	Matmenys (2.2.1 pav.), mm: ilgis L plotis B storis S	60 40 3	60 35 3	60 30 3	60 30 3
7.	Kampai, laipsn.: užpakalinis kampas α nusmailinimo kampas β priekinis kampas γ pjovimo kampas δ	20±5' 40±5' 30±5' 60±5'	20±5' 40±5' 30±5' 60±5'	20±5' 40±5' 30±5' 60±5'	20±5' 40±5' 30±5' 60±5'
8.	Masė, g	54,2	51,7	40,8	41,4
9.	Tankis, kg/m ³	7360	8119	8092	8144
10.	Plieno kietis, HRC	57	61	61	61
11.	Šiurkštumas, μm: priekinio paviršiaus (2.2.2 pav., a): R_a R_z R_{max} užpakalinio paviršiaus (2.2.2 pav., b): R_a R_z R_{max}	0,518 3,35 5,18 0,600 4,11 4,90	0,281 1,79 2,92 0,272 2,30 2,72	0,251 2,11 2,98 0,285 3,39 4,23	0,168 1,28 2,24 0,430 3,68 3,95
12.	Peilių kiekis, vnt.	36	58	24	48

Kietis išmatuotas Rokvelo kietmačiu (LST EN ISO 6508:2006) 1 HRC tikslumu, panaudojant optinį matavimo prietaisą (PMT-3) ir mikrometrinį okuliarą (MOV-1-15^x Nr. 653695).



2.2.3 pav. Bandinių paruošimo schema: a – bandinio vieta peiliyje; b – bandinys (mikrošlifas); 1 – bandinys; 2 – metalų struktūros tyrimų vieta

Peilių priekinio ir užpakalinio paviršių šiurkštumo parametrai R_a , R_z ir R_{max} išmatuoti $\pm 0,001 \mu\text{m}$ tikslumu, panaudojant kontaktinį adatinį paviršiaus šiurkštumo matuoklį (Mahr MarSurf PS1), kurio deimantinės adatos spindulys $2 \mu\text{m}$, matavimo kampas 90° , o matavimo eiga $5,60 \text{ mm}$. Kiekvieno peilio paviršių šiurkštumas buvo išmatuotas penkiose vietose (2.2.2 pav., a ir b) ir apskaičiuotos vidutinės vertės.

Tyrimams atlikti buvo naudojami keturių gamintojų peiliai, pagaminti iš skirtingų plieno rūšių, (2.1 lent.). Šių plienų cheminė sudėtis pateikta 1 priede. Plienų struktūrai tirti iš peilių buvo išpjauta po vieną bandinį (3.2.3 pav., a). Bandiniai mikroskopinei analizei atlikti (2.2.3 pav., b) buvo tiriami optiniu mikroskopu (Carl Zeiss LM 10).

2.3. Medienos bandiniai

Tyrimų bandiniai buvo pagaminti iš Lietuvoje augusios ąžuolo, beržo, juodalksnio, maumedžio, pušies ir uosio medienos. Šių medienos rūšių fizikinės charakteristikos pateiktos (2.3.1 lent.).

Tirti paruošti bandiniai, kurių ilgis 1000 mm , plotis 100 mm ir storis 45 mm .

2.3.1 lentelė. Medienos fizikinės charakteristikos

Medienos rūšis	Vidutinis medienos drėgnis ω , proc.	Vidutinis metinės rievės plotis, mm	Tankis, kg/m^3
Ąžuolas (<i>Quercus</i>)	9,5–10,4	1,90–1,97	618–696
Beržas (<i>Betula</i>)	8,0–9,5	1,65–2,74	520–609
Juodalksnis (<i>Alnus glutinosa</i>)	8,5–9,4	2,19–2,65	410–478
Maumedis (<i>Larix</i>)	12,1–14,4	2,07–2,17	634–683
Pušis (<i>Pinus sylvestris</i>)	8,0–10,9	1,61–2,37	415–504

Bandinių drėgnis išmatuotas $\pm 0,1$ proc. tikslumu elektroniniu drėgmės matuokliu (Gann Hydromette H35). Metinių rievėlių skaičius 1 cm nustatytas, skaičiuojant metines rieves statmenai pluošto kryptiai.

Medienos tankis nustatytas stereometriniu būdu. Iš kiekvieno frezuoti skirto ruošinio buvo pagaminta po vieną taisyklingos formos ($20 \times 20 \times 30 \text{ mm}$) bandinį. Bandinių matmenys išmatuoti $0,01 \text{ mm}$ tikslumu elektroniniu slankmačiu (Vogel Nr. CC701269) ir apskaičiuotas jų tūris V . Bandinių masė m nustatyta $0,01 \text{ g}$ tikslumu, sveriant elektroninėmis svarstyklėmis (AND HF - 12006 GD). Medienos tankis ρ_w apskaičiuotas pagal formulę:

$$\rho_w = \frac{m_w}{V_w}, \text{ kg/m}^3, \quad (2.3.1)$$

čia ρ_w , m_w ir V_w – bandinio, kurio drėgnis ω , proc., tankis, masė ir tūris.

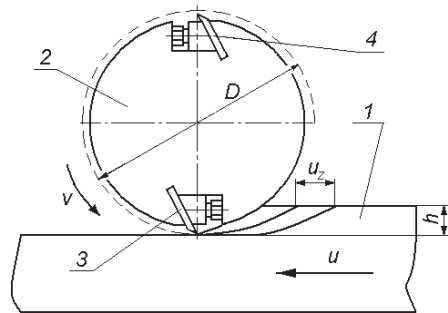
Patalpoje, kur buvo atliekami tyrimai, vidutinė temperatūra buvo $t = 18 \pm 2^\circ \text{C}$, o santykinis oro drėgnis $\varphi = 60 \pm 5 \%$.

2.4. Frezavimo standas

Bandymai atlikti medienos frezavimo stende (2.4.1 pav.), kuris sukurtas modernizavus ir pritaikius moksliniams tyrimams reismusines obliavimo stakles (SR3 – 6). Bandiniai buvo frezuojami pjovimo greičiais: $v = 22$; 31 ir 40 m/s. Peilių veleno sukimosi dažnis ($n = 4021 \pm 10$; 5780 ± 10 ir $7706 \pm 10 \text{ min}^{-1}$) išmatuotas $\pm 10 \text{ min}^{-1}$ tikslumu, panaudojant strobotoskopinį tachometrą (SC–5). Pastūmos greitis u buvo keičiamas bepakopiu būdu nuo 2 iki 15 m/min.



2.4.1 pav. Medienos frezavimo standas:
1 – reismusinės obliavimo staklės (SR3-6);
2 – darbo stalas; 3 – bandinių kreiptuvas;
4 – laikroдинis indikatorius; 5 – elektros srovės matavimo prietaisas (K506);
6 – aspiracinis įrenginys (Kadis SK-1)



2.4.2 pav. Išilginio frezavimo schema:
1 – bandinys; 2 – peilių velenas;
3 – frezavimo peilis; 4 – balansavimo peilis; D – pjovimo skersmuo; v – pjovimo greičio kryptis; u – pastūmos greičio kryptis

Bandiniai buvo apdirbami pagal išilginio frezavimo schemą, kai pjovimo v bei pastūmos u greičių vektorių kryptys priešingos viena kitai (2.4.2 pav.). Nuo bandinio vienu ėjimu nupjaunamo sluoksnio storis ($h = 2,00 \text{ mm}$) buvo nustatomas perslenkant stendo darbo stalą. Stalo perslinkimo eiga buvo matuojama laikrodiniu indikatoriumi (KI Nr. 3419). Cilindriniam peilių veleno, kurio korpuso skersmuo 100 mm (pjovimo skersmuo $D = 103 \text{ mm}$), buvo tvirtinami du peiliai (2.4.2 pav.). Tačiau pjovimo procese dalyvavo tik vienas. Antrasis buvo naudojamas subalansuoti. Sumontavus peilius į peilių veleną, jiems buvo suteikiami pjovimo $\delta = 60 \pm 1^\circ$ bei užpakalinis $\alpha = 20 \pm 1^\circ$ kampai.

2.5. Tyrimo metodika

2.5.1. Bandymų tinklelis

Tyrimams atlikti buvo sudarytas bandymų tinklelis, įvertinantis pagrindinius kintamus pjovimo proceso technologinius veiksnius: pjovimo kelią L , pastūmą vienam pjovikliui u_z ir pjovimo greitį v . Pastūmos greitis u apskaičiuotas įvertinus pastūmą vienam pjovikliui u_z ir pjovimo greitį v (2.5.1 lent.).

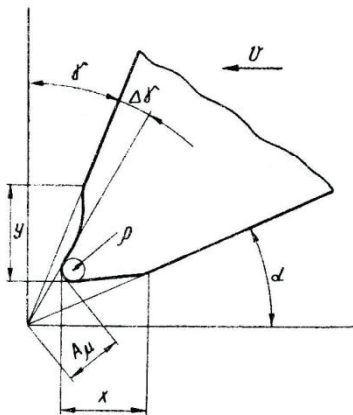
2.5.1 lentelė. Bandymų tinklelis

Pjovimo greitis v , m/s	Pastūma vienam pjovikliui u_z , mm			
	0,50	1,00	1,50	2,00
	Pastūmos greitis u , m/min.			
$40 \pm 0,5$	4,00	8,00	11,0	15,0
$31 \pm 0,5$	3,00	6,00	8,50	11,5
$22 \pm 0,5$	2,00	4,00	6,00	8,00

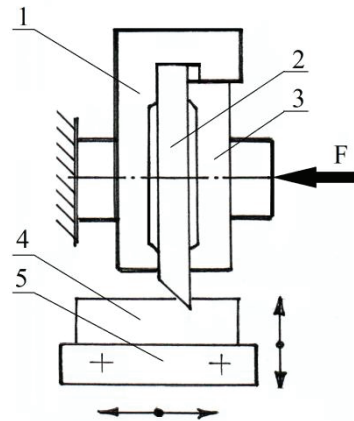
Sudarytas bandymų tinklelis buvo naudojamas pjovimo įrankio pradinio dilimo, plieno cheminės sudėties, nusmailinimo kampo, pastūmos ir pjovimo greičių įtakos pjovimo įrankio dilimo intensyvumui tirti. Taip pat pagal šį bandymų tinklelį buvo tirta įvairių technologinių veiksnių įtaka apdirbto paviršiaus kokybei.

2.5.2. Peilių ašmenų mikrogeometrijos parametrų matavimai

Peilių ašmenų mikrogeometrijos pokyčiai buvo vertinami ašmenų suapvalinimo spinduliu ρ ir ašmenų sutrumpėjimu A_μ pusiakampinės kryptimi (2.5.1 pav.).



2.5.1 pav. Atšipimo parametrai pagal A. E. Grube: ρ – ašmenų suapvalinimo spindulys; y – atšipimo ordinatė; x – atšipimo abscisė; A_μ – išdilimas pagal nusmailinimo kampo pusiakampinę; $\Delta\gamma$ – priekinio kampo pokytis (Zotov, Pamfilov, 1991)

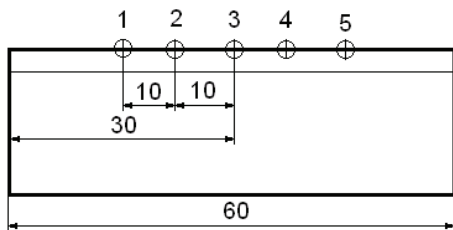


2.5.2 pav. Švino atspaudų metodas:
1 – laikiklis; 2 – peilis; 3 – spaustai;
4 – švino plokštelė; 5 – laikiklis

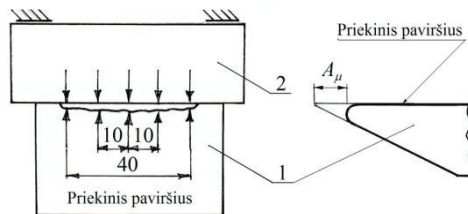
Ašmenų suapvalinimo spindulio ρ vertės nustatytos švino atspaudų metodu (2.5.2 pav.) (Ruseckas, 1979; Miklaszewski ir kt., 2000), naudojant 2-osios tikslumo

klasės (pagal GOST 9038–80) optinį įrankių matavimo mikroskopą (BMI) ir skaitmeninę vaizdo kamerą (geba 640×480 dpi). Vidutinės ašmenų suapvalinimo spindulio ρ vertės nustatytos pjovimo kelio L intervaluose: 0; 50; 100; 150; 200; 400; 800; 1200; 1600 ir 3200 m. Kiekviename pjovimo kelio L intervale peilio ašmenys buvo matuojami penkiose vietose (2.5.3 pav.). Gauti vaizdai apdoroti ir išmatuoti naudojant programinę įrangą. Matavimų tikslumo paklaida buvo $\pm 2 \mu\text{m}$. Iš gautų rezultatų buvo išvestos vidutinės vertės.

Peilio ašmenų sutrumpėjimas A_μ buvo matuojamas optiniu būdu, panaudojant kontrolinį paviršių (2.5.4 pav.), nuo kurio buvo atskaitomas ašmenų išdilimas. Peilio ašmenys buvo remiami į metalo plokštelę (75×35×9 mm), kurios vienas šonas nušlifuotas. Ašmenų išdilimas buvo matuojamas penkiose vietose (2.5.3 pav.), naudojant mikroskopą BMI ir mikrometrinį okuliarą (MOB-1-15^x Nr. 650938).



2.5.3 pav. Peilio ašmenų mikrogeometrijos parametrų matavimo schema



2.5.4 pav. Ašmenų sutrumpėjimo A_μ pagal pusiauakampinę matavimo kryptį schema: 1 – peilis; 2 – kontrolinis paviršius

Vidutinės ašmenų sutrumpėjimo A_μ vertės nustatytos pjovimo kelio L intervaluose: 50; 100; 150; 200; 400; 800; 1200; 1600 ir 3200 m. Kiekviename pjovimo kelio L intervale peilio ašmenys buvo matuojami penkiose vietose. Matavimo tikslumo paklaida buvo $\pm 2 \mu\text{m}$. Iš gautų rezultatų buvo išvestos vidutinės vertės.

2.5.3. Pjovimo galios matavimai

Frezavimo galia P buvo matuojama elektros srovės matavimo prietaisu K506, kurio tikslumo klasė 0,5; prietaiso matavimo tikslumas 5 W. Prietaisas buvo lygiagrečiai prijungtas prie stendo frezavimo mechanizmo pavaros elektros variklio grandinės. Frezavimo mechanizmo pavaros tuščiosios veikos aktyvioji galia P_{E1} buvo išmatuojama prieš apdirbant bandinius. Darbinės veikos aktyvioji galia P_{E2} buvo matuojama frezuojant kiekvieną bandinį. Tuščiosios P_{E1} ir darbinės P_{E2} veikų aktyviųjų galių skaitinės vertės apskaičiuotos pagal formulę:

$$P_{E1} = C_W \cdot \alpha_W, \quad (2.5.1)$$

$$P_{E2} = C_W \cdot \alpha_W, \quad (2.5.2)$$

čia C_W – vatmetro skalės padalos vertė, W/pad;

α_W – išmatuotų padalų skaičius, vnt.

Pjovimo P galia buvo apskaičiuojama pagal formulę:

$$P = P_{E2} - P_{E1}, \quad (2.5.3)$$

čia P_{E1} – frezavimo mechanizmo pavaros tuščiosios veikos aktyvioji galia, W;
 P_{E2} – frezavimo mechanizmo pavaros darbinės veikos aktyvioji galia, W.

2.5.4. Frezuoto medienos paviršiaus šiurkštumo matavimai

Frezuotų medienos paviršių šiurkštumas buvo vertinamas didžiausių nelygumų vidutiniu aukščiu Rm_{max} ir nelygumų aukščiu R_z .

Frezuotų paviršių šiurkštumą įvertinant rodikliu Rm_{max} , didžiausias ir mažiausias nelygumų aukščiai S_1 ir S_2 buvo išmatuoti optiniais prietaisais MIS-11 ir TSP-4. Didžiausias nelygumų aukštis H_{max} apskaičiuotas pagal formulę:

$$H_{max} = h = 10 E (S_2 - S_1), \quad (2.5.4)$$

čia S_1 – didžiausias viršūnės aukštis, μm ;

S_2 – didžiausias įdubos gylis, μm ;

E – koeficientas, įvertinantis matavimo okuliario skalės padalos vertę ($E = 0,131$).

Didžiausių nelygumų vidutinis aukštis Rm_{max} apskaičiuotas pagal formulę:

$$Rm_{max} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n H_{i\max}, \quad (2.5.5)$$

čia n – išmatuotų nelygumų skaičius, vnt.;

$H_{i\max}$ – didžiausio i -tojo nelygumo aukštis, μm .

Buvo atliekami ne mažiau kaip penki tiriamo paviršiaus matavimai. Medienos rūšies arba pjovimo režimo įtakai tirti buvo apdirbama po penkis b andinius. Optinių prietaisų matavimų paklaida – 0,1 μm .

Frezuotų paviršių šiurkštumą įvertinant rodikliu R_z (pagal DIN EN ISO 4287:1998), nelygumų aukštis buvo matuojamas kontaktiniu adatiniu paviršiaus šiurkštumo matuokliu „Mahr MarSurf PS1“ (pagal DIN EN ISO 3274:1996), kurio deimantinės adatos spindulys 2 μm , matavimo kampas 90°, o matavimo eiga 17,5 mm. Buvo atliekama ne mažiau kaip po penkis tiriamo paviršiaus matavimus. Medienos rūšies arba pjovimo režimo įtakai tirti buvo apdirbama po penkis bandinius. Visi matavimų rezultatai apdoroti Gauso skaitmeniniu filtru (pagal DIN EN ISO 11562). Matuoklio matavimo paklaida buvo 0,001 μm .

2.5.5. Statistiniai skaičiavimai ir matematinis modeliavimas

Atlikus eksperimentą, gautos rezultatų skaitinės vertės buvo matematiškai statistiškai apdorotos. Buvo apskaičiuoti šie svarbiausi statistiniai rodikliai:

1. Aritmetinis vidurkis, arba imties vidurkis, kuris eksperimente vadinamas matavimo rezultatu, apskaičiuojamas pagal formulę:

$$\bar{x} = \frac{\sum_{i=1}^n x_i}{n}; \quad (2.5.6)$$

2. Eksperimentinis standartinis nuokrypis :

$$s = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n-1}}; \quad (2.5.7)$$

3. Atsitiktinė (matavimo rezultato) paklaida :

$$\Delta = t_\beta \frac{s}{\sqrt{n}}, \quad (2.5.8)$$

čia t_β – koeficientas (Stjudento kriterijus), priklausantis nuo nustatytos pasiklovimo tikimybės β (technikoje $\beta = 0,95$) ir nuo laisvės laipsnių skaičiaus $\varphi = n - 1$, kuris randamas literatūroje (Liukaitis, Kleveckas, 2013). Apskaičiavus gauta, kad medienos įrankių dilimo atveju $t_\beta = 2,78$;

4. Pasikliautinasis intervalas I_β :

$$I_\beta = (\bar{x} - \Delta; \bar{x} + \Delta). \quad (2.5.9)$$

Šis intervalas apibūdina rezultato (aritmetinio vidurkio) tikslumą. Kuo intervalas mažesnis, tuo geriau;

5. Santykinė atsitiktinė paklaida δ_{ats} :

$$\delta_{ats} = \frac{\Delta}{x} 100, \text{ proc.}; \quad (2.5.10)$$

6. Bendroji matavimo rezultato santykinė paklaida δ_b :

$$\delta_b = \sqrt{\delta_{ats}^2 + \delta^2}, \quad (2.5.11)$$

čia δ – santykinė sisteminė paklaida, apskaičiuojama pagal formulę (Liukaitis, Kleveckas, 2013):

$$\delta = \frac{a}{A} 100, \text{ proc.}, \quad (2.5.12)$$

čia A – prietaiso (instrumento) parodymas;
 a – matavimo paklaida.

Eksperimento metu gautų rezultatų skaitines vertes apdorojus statistiškai, nustatytos pjovimo galios P , ašmenų suapvalinimo spindulio ρ ir sutrumpėjimo pusiaukampinės kryptimi A_μ priklausomybės nuo pjovimo kelio L . Apskaičiavus koreliacijos koeficientus ($r > |0,5|$), parašytos priklausomybių empirinės išraiškos.

Ašmenų suapvalinimo spindulio ρ priklausomybė nuo pjovimo kelio L aprašoma lygtimi:

$$\rho = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}, \quad (2.5.13)$$

čia a, b, c – koeficientai, nustatomi mažiausių kvadratų metodu;
 L – pjovimo kelias, m.

Ašmenų sutrumpėjimo pusiaukampinės kryptimi A_μ priklausomybė nuo pjovimo kelio L aprašoma lygtimi:

$$A_\mu = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}, \quad (2.5.14)$$

čia a, b, c – koeficientai, nustatomi mažiausių kvadratų metodu;
 L – pjovimo kelias, m.

Pjovimo galios P priklausomybė nuo pjovimo kelio L aprašoma lygtimi:

$$P = P_{\max} \left(a + \frac{b}{x} + \frac{c}{x^2} + \frac{d}{x^3} + \frac{e}{x^4} \right), \text{W}, \quad (2.5.15)$$

$$x = \frac{L}{L_{\max}} \quad (2.5.16)$$

čia a, b, c, d, e – koeficientai, nustatomi mažiausių kvadratų metodu;
 P_{\max} – didžiausia pjovimo galia, W;
 L – pjovimo kelias, m;
 L_{\max} – didžiausias pjovimo kelias, m.

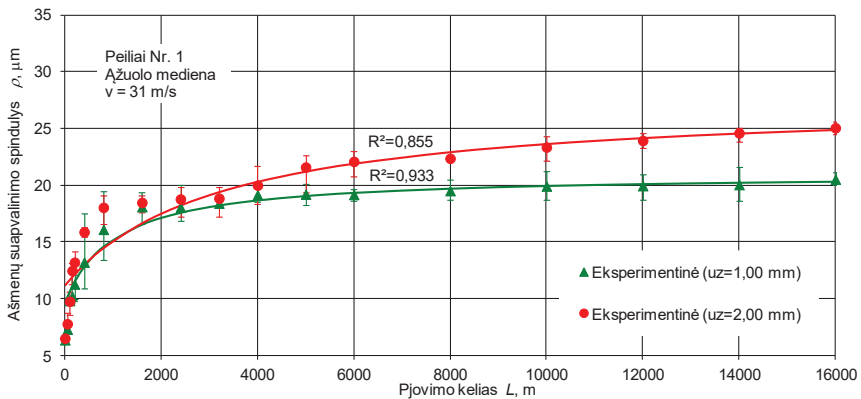
3. ĮVAIRIŲ TECHNOLOGINIŲ VEIKSNIŲ ĮTAKA ĮRANKIO DILIMUI

3.1. Pjovimo kelio įtaka frezavimo įrankio dilimui

Buvo tiriamas medienos frezavimo peilių Nr. 1, pagamintų iš legiruoto įrankinio 8X6HΦT plieno markės, dilimas. Pagrindinis įrankio dilimą lemiantis veiksnys yra pjovimo kelias L . Nustatyta, kaip kinta frezavimo įrankio ašmenų suapvalinimo spindulio ρ , ašmenų sutrumpėjimo nusmailinimo kampo pusiaukampinės kryptimi A_μ ir pjovimo galios P vertės, didėjant pjovimo keliui L . Tyrimai atlikti frezuojant ąžuolo medienos bandinius vienu pjovimo ($v = 31$ m/s) ir dviem pastūmos greičiais ($u = 6,00$ ir $12,0$ m/min). Vidutinės drožlės storis a buvo keičiamas netiesioginiu būdu, keičiant pastūmą vienam pjovikliui ($u_z = 1,00$ ir $2,00$ mm).

3.1.1. Pjovimo kelio įtaka ašmenų mikrogeometrijos parametrams

Analizuojant pjovimo kelio L įtaką ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ , nustatyta, kad įrankis dyla nevienodai (3.1.1 pav.). Galima išskirti keletą periodų, kada įrankio dilimas vyksta pagal skirtingus dėsningumus.



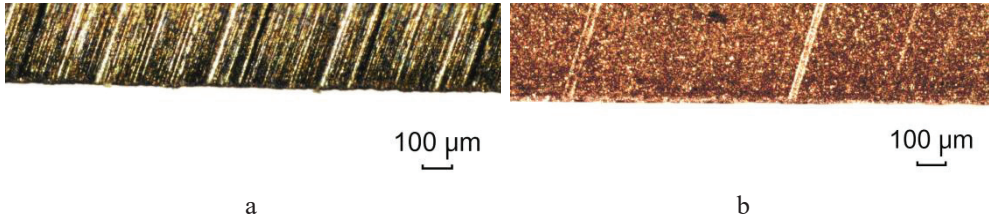
$$\rho = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

	a	b	c
$u_z = 1,00$ mm	9,67	$9,57 \cdot 10^{-10}$	$2,01 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 2,00$ mm	11,2	$3,12 \cdot 10^{-10}$	$8,61 \cdot 10^{-9}$

3.1.1 pav. Pjovimo kelio L įtaka ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ

Pirmasis periodas iki 800 m pjovimo kelio L atkarpos. Šiam periode vyksta pats intensyviausias įrankio dilimas. Intensyvų dilimą skatina užpakaliniame paviršiuje arti pjaunamosios briaunos po galandimo likę paviršiaus nelygumai. Analizuojant šio paviršiaus šiurkštumą aprašančius parametrus (R_a ir R_{max}) pastebėta, kad gilūs rėžiai (3.1.2 pav., a), likę po galandimo, skatina įtempių koncentracijos židinių susidarymą. Susidarius įtempių koncentracijos židiniams, prasideda įtrūkimų arba plyšių susidarymas (3.1.3 pav., a). Atsiradus įtrūkiams arba plyšiams, prasideda trapusis dilimas, kurio metu trupa atskiri įrankinės medžiagos segmentai. Pradžioje intensyviausiai trupa pjaunančioji briauna ir arčiausiai jos esantys sektoriai (plotai).

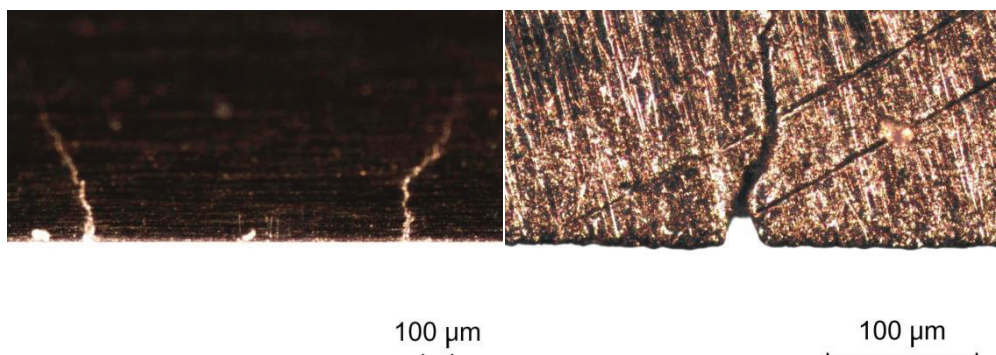
Intensyviausiai trapusis dilimas vyksta užpakaliniame paviršiuje. Čia pastebimas didžiausias įtrūkimų skaičius. Tačiau vienas kitas tūrinio dilimo atvejis pastebimas ir priekiniame paviršiuje (3.1.3 pav., b). Įtrūkimai, skatinantys įtempių koncentraciją, susidaro dėl liekamųjų defektų, kurie atsiranda įrankio priekinį paviršių šlifuojant (3.1.2 pav., b). Šlifavimas atliekamas įrankį gaminant. Tyrimai atlikti su įrankiais, kurie buvo galandami tik pagal užpakalinį paviršių. Priekinis paviršius išlaikė plokštumą ir šiurkštumą, kurie įrankiams buvo suteikti jų gamybos metu.



3.1.2 pav. Įrankio galandimo ir šlifavimo liekamieji defektai:

a – po galandimo likę rėžiai (užpakalinis paviršius, $u_z = 1,00$ mm, $L = 200$ m); b – po šlifavimo likę rėžiai (priekinis paviršius, $u_z = 1,00$ mm, $L = 0$ m)

Antrasis periodas – tai pjovimo kelio atkarpa nuo 800 iki 4000 m. Šiame periode ašmenų suapvalinimo spindulio ρ kitimas sulėtėja. Pirmuoju dilimo periodu (nuo 0 iki 800 m) pjovimo kelio L atkarpa sudaro tik 5 proc., o įrankio išdilimas 78,5 proc. (kai $u_z = 1,00$ mm) ir 72 proc. (kai $u_z = 2,00$ mm). O antruoju periodu pjovimo kelio atkarpa (nuo 800 iki 4000 m) nuo bendrojo eksperimento pjovimo kelio L sudaro 20 proc., o įrankio išdilimas 14,7 proc. (kai $u_z = 1,00$ mm) ir 12,4 proc. (kai $u_z = 2,00$ mm). Palyginus išdilimo rezultatus, matosi, kad antrame periode įrankio dilimo intensyvumas sumažėja 15,8 proc. (kai $u_z = 1,00$ mm) ir 14,6 proc. (kai $u_z = 2,00$ mm). Rezultatai parodė, kad šiame periode frezavimo įrankis palaipsniui iš trapus dilimo pereina į tolygų plastišką dilimą. Tačiau vis dar vyrauja trapusis dilimas, kai nuo pjaunančiosios briaunos atitrūksta pakankamai dideli įrankinės medžiagos tūriniai segmentai. Tačiau, didėjant ašmenų suapvalinimo spindulio vertėms, trapusis dilimas lėtėja. Atitrūksta tik tie įrankinės medžiagos tūriniai segmentai, kurie pažeisti galandimo defektų liekamųjų įtempių arba susiję su plieno struktūros nevienodumais, kurie susidarė terminio apdirbimo metu. O pjaunančiosios briaunos viršūnė, kurios ašmenų suapvalinimo spindulys ρ įgauna pakankamai dideles vertes, palaipsniui pradeda dilti pagal tribologinį dilimo mechanizmą, t. y. kai įrankio pjaunančioji briauna, priekinis ir užpakalinis paviršiai kontaktuoja su mediena. Dėl medienos tampriųjų ir plastiškųjų deformacijų įrankis dyla tolygiai. Intensyvesnis dilimas, kai pastūma vienam pjovikliui $u_z = 1,00$ mm. Mažesnio vidutinio storio a drožlės, kurios formuojamos pagal priekinį paviršių, skatina tolygų tribologinį dilimą, kuris vyksta pagal priekinį paviršių arti pjaunančiosios briaunos. Atskirais atvejais pastebimas ašmenų suapvalinimo spindulio ρ sumažėjimas, nors pjovimo kelio L vertės didėja. Kai pjaunančiosios briaunos viršūnė sumažėja iki kritinės ribos, ji lūžta ir taip vėl padidėja ašmenų suapvalinimo spindulio ρ vertė. Tačiau šio reiškinio sparta nuolat mažėja. Dilimas įgauna tribologinį pobūdį. Pastebimas įrankinės medžiagos masės mažėjimas, t. y. kai įrankio dilimo zonos metalo kietis mažėja ir disperguoja.

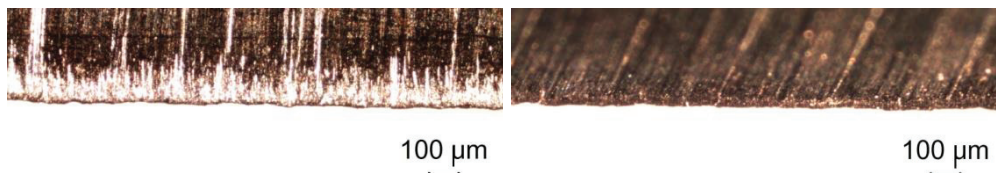


a

b

3.1.3 pav. Įrankio ašmenų įtrūkimai ir plyšiai ($u_z = 1,00$ mm, $L = 800$ m): a – ašmenų įtrūkimai užpakaliniame paviršiuje; b – ašmenų ištrupėjimas priekiniame paviršiuje

Dispergavimas būdingas aukštos temperatūros korozijai. Nors intensyviausias dispergavimas vyksta apdirbant medienos medžiagas pjovimo būdu, tačiau mažiau intensyvus reiškinys matomas ir apdirbant medieną. Ašmenų suapvalinimo spindulio ρ didėjimo intensyvumas smarkiai sumažėja.



a

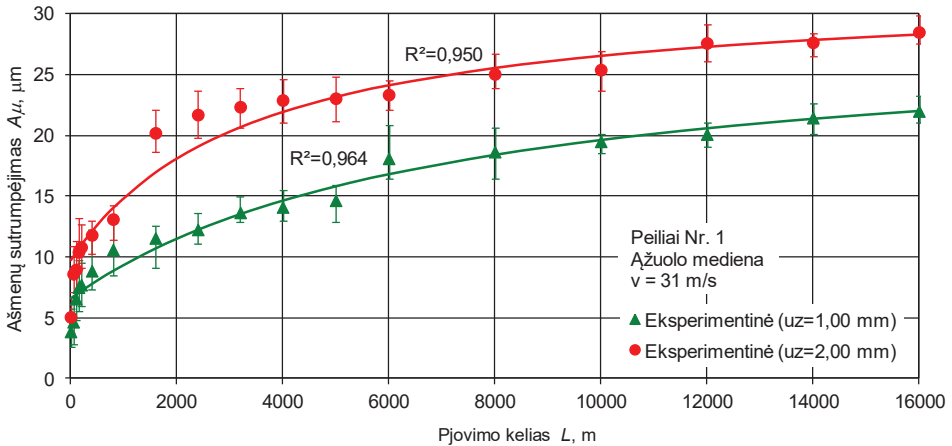
b

3.1.4 pav. Plastiškasis įrankio dilimas ($u_z = 1,00$ mm, $L = 16000$ m):

a – priekinis paviršius; b – užpakalinis paviršius

Trečiasis dilimo periodas nuo 4000 iki 16000 m pasižymi stabilumu. Ašmenų suapvalinimo spindulio ρ vertės auga tolygiai. Šis augimas yra artimas tiesiniam. Vidutinis augimas sudaro 6,67 proc. (kai $u_z = 1,00$ mm) ir 15,6 proc. (kai $u_z = 2,00$ mm). Šiek tiek intensyvesnis augimas, kai pastūma vienam pjovikliui $u_z = 2,00$ mm. Kai pastūma vienam pjovikliui $u_z = 1,00$ mm, įrankio dilimo procesas stabilus. Priekinio ir užpakalinio paviršių vaizduose (3.1.4 a ir b, pav.) matomi plastinio dilimo požymiai. Tai patvirtina, kad šiame periode įrankis dyla tolygiai, o dilimo pobūdis – plastiškasis. Pjovimo kelio atkarpoje nuo 10000 iki 16000 m jau matomas tik plastiškasis dilimo pobūdis. Galima teigti, kad šiame periode trapusis dilimas sutinkamas labai retai. Rezultatų variacijos koeficientas (2,9–7,9 proc.) smarkiai sumažėja, palyginti su pirmuoju (0,9–24,9 proc.) ir antruoju (1,6–12,7 proc.) periodais. Padidėjusios ašmenų suapvalinimo spindulio vertės (nuo 20 iki 25 μ m) skatina tik tribologinį dilimą, kadangi įrankio ašmenų kontakto su mediena plotas padidėja kelis kartus. Didesnis kontaktinio paviršiaus plotas skatina didesnę šilumos išsiskyrimą. Kadangi mediena pasižymi mažu šilumos laidumu, tai didžiausias šilumos kiekis kaupiasi įrankio ašmenų zonoje. Tai skatina pjovimo įrankio plieno paviršinių sluoksnių struktūros pokyčius, t. y. pasikeičia įrankio pradinio terminio

apdoravimo metu gauta struktūra. Taip pat pakinta ir kietumas. Kietumui mažėjant, plienas palaipsniui tampa plastiškesnis. Įrankio kietumas skersai ir išilgai ašmenų kinta netolygiai. Taip pat dėl metalo struktūros mažuose plotuose nevienodumo, ypač arčiau pjaunančiosios briaunos, kur akivaizdus perteklinės šilumos poveikis, pastebimi išdilimo atvejai.



$$A_{\mu} = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
$u_z = 1,00 \text{ mm}$	6,53	$1,42 \cdot 10^{-10}$	$4,08 \cdot 10^{-9}$
$u_z = 2,00 \text{ mm}$	9,68	$2,96 \cdot 10^{-10}$	$9,53 \cdot 10^{-9}$

3.1.5 pav. Pjovimo kelio L įtaka ašmenų sutrupėjimui pusiauakampinės kryptimi A_{μ}

Antroji frezavimo įrankio ašmenis apibūdinanti charakteristika – ašmenų sutrupėjimas nusmailinimo kampo pusiauakampinės kryptimi A_{μ} . Rezultatai (3.1.5 pav.) parodė, kad ašmenys intensyviausiai trumpėja iki 800 m pjovimo kelio L atkarpos. Įrankio ašmenys trumpėja dėl intensyvaus dilimo ištrupant; šioje atkarpoje intensyviai lūžinėja ašmenų viršūnė. Pastebimas ne ištisinis viršūnės lūžimas, bet vietinis, t. y. kai lūžta ar ištrupa atskiri segmentai (plotai), esantys arčiausiai pjovimo briaunos. Didėjant vidutiniam drožlės storiui, dilimas ištrupant padidėja 7 proc.

Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 800 iki 6000 m pastebėtas vienodas frezavimo įrankio trumpėjimas esant abiem pastūmos vienam pjovikliui ($u_z = 1,00$ ir $2,00$ mm) vertėms. Palyginus šioje atkarpoje gautus rezultatus esant skirtingoms pastūmos vienam pjovikliui vertėms nustatyta, kad dilimo intensyvumas yra vidutiniškai 12–15 proc. didesnis, kai $u_z = 2,00$ mm.

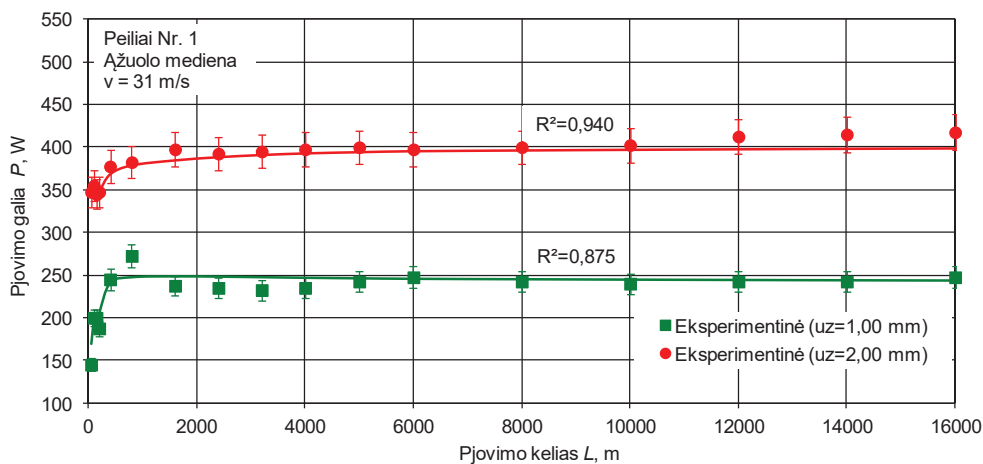
Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 6000 iki 16000 m pastebimas tiesinis ašmenų sutrupėjimo A_{μ} padidėjimas. Šioje kelio atkarpoje skaitinės A_{μ} vertės padidėjo 35 proc. (kai $u_z = 1,00$ mm) ir 33 proc. (kai $u_z = 2,00$ mm). Šie duomenys patvirtina, kad frezavimo įrankio dilimas palaipsniui pereina į monotoninio dilimo etapą ir įgauna tolygaus plastinio dilimo pobūdį.

Palyginę ašmenų suapvalinimo spindulio ρ ir ašmenų sutrupėjimo nusmailinimo kampo pusiauakampinės kryptimi A_{μ} gautus rezultatus (3.1.1 ir 3.1.5 pav.), matome, kad tiesioginės priklausomybės tarp šių dviejų charakteristikų

nėra. Norint išsamiai aprašyti frezavimo įrankio mikrogeometriją, būtina abi charakteristikas tirti vienu metu.

3.1.2. Pjovimo kelio įtaka pjovimo galiai

Pjovimo galia P buvo matuojama netiesioginiu būdu stebint frezavimo įrankio dilimą. Pjovimo galios P matavimo rezultatai taip pat parodė intensyviausią įrankio dilimo periodą (iki 800 m), kai pastebimi didžiausi pjovimo briaunos ištrupėjimai ir didžiausias ašmenų suapvalinimo spindulio padidėjimas.



$$P = P_{max} \left(a + \frac{b}{x} + \frac{c}{x^2} + \frac{d}{x^3} + \frac{e}{x^4} \right), W; x = \frac{L}{L_{max}}$$

	a	b	c	d	e
$u_z = 1,00 \text{ mm}$	0,958	$4,46 \cdot 10^{-3}$	$-13,9 \cdot 10^{-5}$	$9,18 \cdot 10^{-7}$	$-1,65 \cdot 10^{-9}$
$u_z = 2,00 \text{ mm}$	0,978	$2,66 \cdot 10^{-3}$	$1,06 \cdot 10^{-5}$	$2,31 \cdot 10^{-8}$	$-1,04 \cdot 10^{-10}$

3.1.6 pav. Pjovimo kelio L įtaka pjovimo galiai P

Analizuojant pjovimo galios P rezultatų grafikus (3.1.6 pav.) nustatyta: pjovimo galia P intensyviausiai didėja pjovimo kelio L atkarpoje iki 800 m. Taip pat didelę įtaką turi ir vidutinis drožlės storis (pastūma vienam pjovikliui u_z). Pjovimo galia išsauga 160 proc., kai $u_z = 1,00 \text{ mm}$, ir tik 8 proc., kai $u_z = 2,00 \text{ mm}$.

Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 800 iki 6000 m pastebimas pjovimo galios P padidėjimo sumažėjimas. Pjovimo procesas stabilizuojasi. Frezavimo įrankio ašmenys pradeda dilti tolygiai, be ištrupėjimų.

Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 6000 iki 16000 m pastebimas artimas nuliui arba labai nedidelis, tačiau tiesinis pjovimo galios P padidėjimas. Šioje kelio atkarpoje skaitinės pjovimo galios P reikšmės vidutiniškai padidėjo 12 proc., kai $u_z = 1,00 \text{ mm}$, ir tik 2 proc., kai $u_z = 2,00 \text{ mm}$. Tokia pati tendencija pastebėta analizuojant pjovimo galios P kitimo intensyvumo i_p vertes. Šie rezultatai patvirtina, kad frezavimo įrankis nuo 6000 m pjovimo kelio L atkarpos įgauna plastiško dilimo pobūdį ir palaipsniui pereina į monotoninio dilimo etapą. Didesnis pjovimo galios P padidėjimas pastebimas tik esant didesniam drožlės storiui (kai $u_z = 2,00 \text{ mm}$). Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 6000 iki 16000 m vidutinis padidėjimas sudarė tik 3,61 proc. Galima

teigti, kad tai sąlyginai labai mažas padidėjimas, įvertinant, kad pradiniam periode (iki 800 m) jis sudarė vidutiniškai 21 proc. (kai $u_z = 1,00$ mm) ir 8,66 proc. (kai $u_z = 2,00$ mm). Pjovimo galios P rezultatai patvirtina, kad šiame periode įrankiui būdingas monotoninio dilimo pobūdis, kuris artimas tribologiniam.

3.2. Pjovimo greičio įtaka frezavimo įrankio dilimui

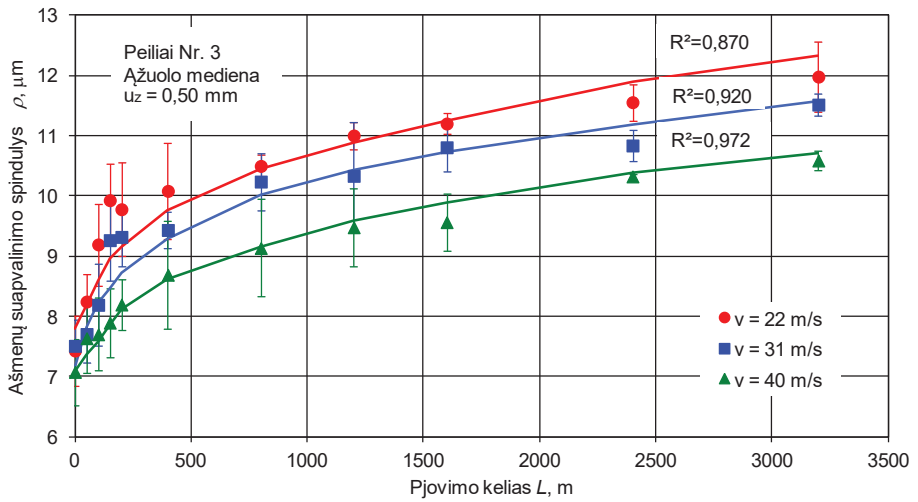
Buvo tiriamas medienos frezavimo peilių Nr. 3, pagamintų iš greitapjovio HS 18-0-1 plieno markės (LST EN ISO 4957:2003), dilimas. Pagrindinis įrankio dilimą lemiantis veiksnys yra pjovimo greitis v . Nustatyta, kaip kinta frezavimo įrankio ašmenų suapvalinimo spindulio ρ , ašmenų sutrumpėjimo nusmailinimo kampo pusiaukampinės kryptimi A_μ ir pjovimo galios P vertės, didėjant pjovimo greičiui ($v = 22; 31$ ir 40 m/s). Vidutinis drožlės storis a buvo keičiamas netiesioginiu būdu, keičiant pastūmą vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm). Frezavimo įrankio dilimas buvo tiriamas frezuojant ąžuolo medienos bandinius iki 3200 m pjovimo kelio L atkarpos.

3.2.1. Pjovimo greičio įtaka ašmenų mikrogeometrijos parametrams

Analizuojant pjovimo greičio v įtaką ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ ir sutrumpėjimui pusiaukampinės kryptimi A_μ , nustatyta, kad įrankis, esant skirtingoms pjovimo greičio v vertėms, dyla nevienodai. Gauti rezultatai (3.2.1 ir 3.2.2 pav.) parodė, kad, mažėjant pjovimo greičio v vertėms, ašmenų suapvalinimo spindulio ρ ir sutrumpėjimo A_μ vertės padidėja. Šis reiškinys aprašytas daugelio mokslininkų darbuose (Pahlitzsch, 1966; Ivanosky ir kt., 1971; Csanady, Magoss, 2013).

Galima išskirti keletą periodų, kai įrankio dilimas vyksta pagal skirtingus dėsningumus. Pjovimo greičio v poveikis nedidelis pirmuosius 200 m pjovimo kelio. Analizuojant gautus rezultatus (kai $u_z = 0,50$ mm) (3.2.1 a pav.) pastebėta, kad skirtumas tarp ašmenų suapvalinimo spindulio ρ verčių yra nedidelis. Pjovimo greičiui v padidėjus nuo 22 iki 31 m/s, ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimas sumažėja vidutiniškai 6,60 proc. Skirtumas tarp rezultatų frezuojant pjovimo greičiais 31 ir 40 m/s sudarė 7,10 proc. Panašios rezultatų kitimo tendencijos pastebėtos ir esant kitoms pastūmos vienam pjovikliui ($u_z = 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm) vertėms. Didėjant pjovimo greičiui v , skirtumas tarp ašmenų suapvalinimo spindulio ρ verčių vidutiniškai sudarė 5,20 proc. (kai $u_z = 1,00$ mm), 8,59 proc. (kai $u_z = 1,50$ mm) ir 8,50 proc. (kai $u_z = 2,00$ mm). Panašios rezultatų (3.2.2 pav.) kitimo tendencijos pastebėtos analizuojant pjovimo greičio v įtaką ašmenų sutrumpėjimui A_μ . Didėjant pjovimo greičiui v , skirtumas tarp ašmenų sutrumpėjimo pusiaukampinės kryptimi A_μ rezultatų verčių vidutiniškai sudarė 5,20 proc. (kai $u_z = 1,00$ mm), 8,59 proc. (kai $u_z = 1,50$ mm) ir 8,50 proc. (kai $u_z = 2,00$ mm). Rezultatai parodė, kad pradiniam įrankio dilimo etape iki 200 m pjovimo kelio atkarpos pjovimo greičio v įtaka yra nedidelė.

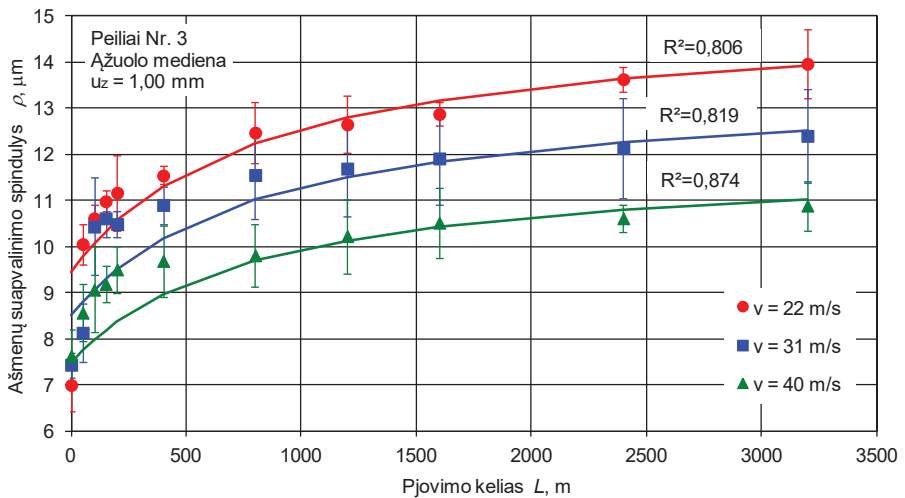
Pjovimo kelio atkarpoje nuo 200 iki 800 m pastebimas akivaizdus skirtumas tarp įrankio dilimo rezultatų. Šiame etape rezultatų pokytis, t. y. ašmenų suapvalinimo spindulio ρ ir ašmenų sutrumpėjimo A_μ padidėjimas, kinta sparčiau. Pjovimo greičio v įtaka tampa didesnė. Padidėja skirtumai tarp rezultatų.



$$\rho = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

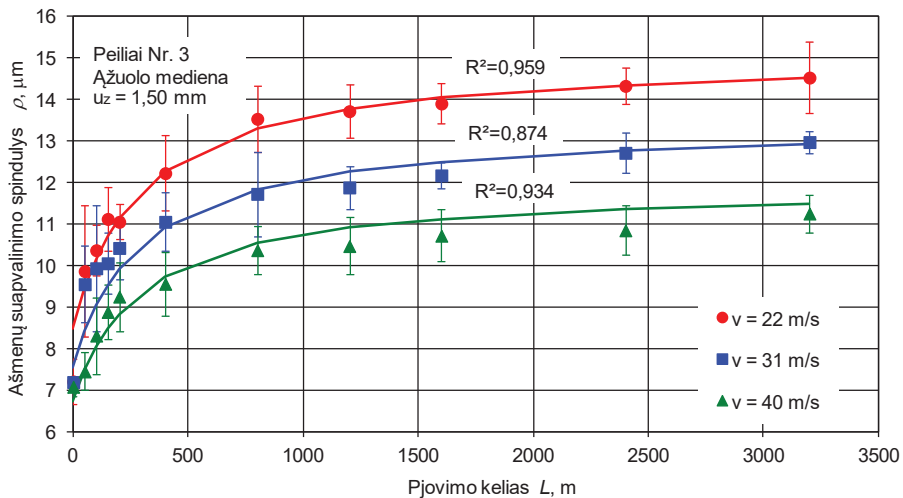
	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
<i>v</i> = 22 m/s	8,56	$1,04 \cdot 10^{-9}$	$1,35 \cdot 10^{-8}$
<i>v</i> = 31 m/s	8,12	$7,34 \cdot 10^{-10}$	$9,44 \cdot 10^{-9}$
<i>v</i> = 40 m/s	7,49	$5,86 \cdot 10^{-10}$	$7,18 \cdot 10^{-9}$

a



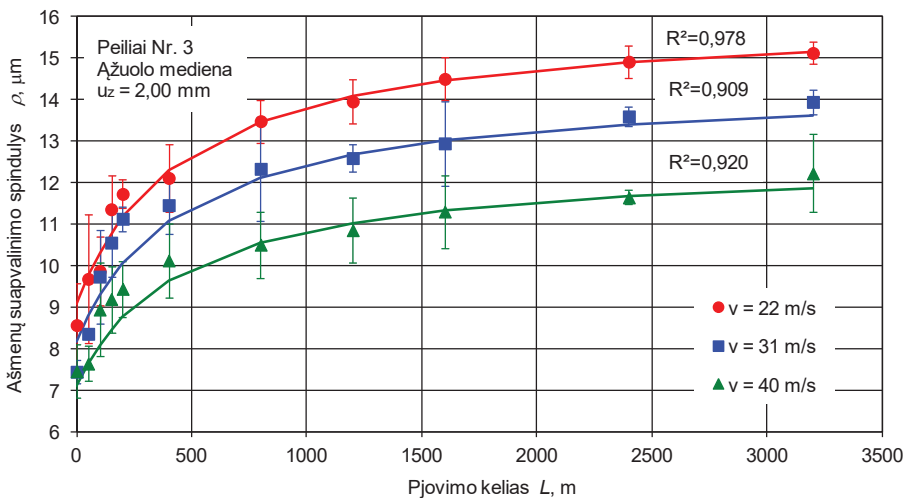
	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
<i>v</i> = 22 m/s	9,44	$1,23 \cdot 10^{-9}$	$1,86 \cdot 10^{-8}$
<i>v</i> = 31 m/s	8,81	$2,36 \cdot 10^{-9}$	$3,02 \cdot 10^{-8}$
<i>v</i> = 40 m/s	8,53	$1,17 \cdot 10^{-9}$	$1,35 \cdot 10^{-8}$

b



	a	b	c
$v = 22$ m/s	8,48	$3,38 \cdot 10^{-9}$	$5,10 \cdot 10^{-8}$
$v = 31$ m/s	8,89	$1,53 \cdot 10^{-9}$	$2,10 \cdot 10^{-9}$
$v = 40$ m/s	7,77	$1,65 \cdot 10^{-9}$	$1,96 \cdot 10^{-8}$

c



	a	b	c
$v = 22$ m/s	9,07	$2,16 \cdot 10^{-9}$	$3,46 \cdot 10^{-8}$
$v = 31$ m/s	8,71	$1,56 \cdot 10^{-9}$	$2,33 \cdot 10^{-8}$
$v = 40$ m/s	8,22	$8,88 \cdot 10^{-10}$	$1,20 \cdot 10^{-8}$

d

3.2.1 pav. Pjovimo greičio v įtaka ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ : a – $u_z = 0,50$ mm; b – $u_z = 1,00$ mm; c – $u_z = 1,50$ mm; d – $u_z = 2,00$ mm

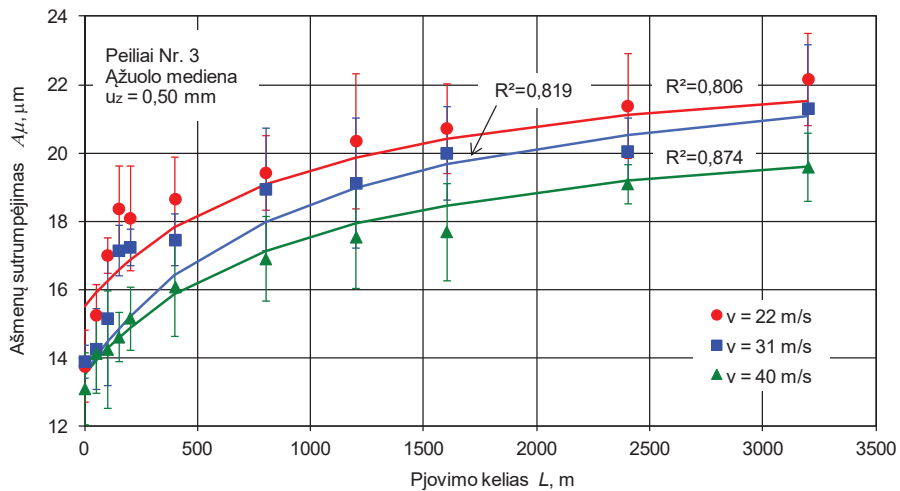
Pjovimo greičiui v padidėjus nuo 22 iki 31 m/s (kai $u_z = 0,50$ mm), ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimas sumažėja 4,47 proc., o skirtumas tarp rezultatų, frezuojant pjovimo greičiais 31 ir 40 m/s, sudarė 9,35 proc. Vidutinis skirtumas tarp rezultatų verčių buvo 9,79 proc. (kai $u_z = 1,00$ mm), 12 proc. (kai $u_z = 1,50$ mm) ir 10,1 proc. (kai $u_z = 2,00$ mm). Vidutinis skirtumas tarp ašmenų sutrumpėjimo A_μ rezultatų verčių buvo 6,90 proc. (kai $u_z = 0,50$ mm), 9,79 proc. (kai $u_z = 1,00$ mm), 12 proc. (kai $u_z = 1,50$ mm) ir 10,1 proc. (kai $u_z = 2,00$ mm).

Pjovimo kelio atkarpoje nuo 800 iki 1600 m skirtumas tarp įrankio dilimo rezultatų verčių proporcingai didėja; matomas augimas, tačiau didelių pokyčių nepastebėta. Išlieka panaši augimo tendencija, kaip ir etape nuo 200 iki 800 m. Skirtumas tarp pjovimo greičio v įtakos lieka toks pat.

Pjovimo kelio atkarpoje nuo 1600 iki 3200 m ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimas įgauna mažiausias arba artimas nuliui vertes. Ir tai pastebėta esant visoms pastūmos vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm) vertėms. Galima teigti, kad rezultatai kinta dėsningai. Vidutinis skirtumas tarp įrankio dilimo rezultatų, padidėjus pjovimo greičiui v nuo 22 iki 31 m/s, buvo 9,55 proc., o skirtumas tarp rezultatų frezuojant greičiais 31 ir 40 m/s sudarė 11,3 proc. Rezultatai parodė, kad pjovimo greičio v įtaka išlieka nepakitusi. Panašios rezultatų (3.2.2 pav.) kitimo tendencijos pastebėtos analizuojant ir pjovimo greičio v įtaką ašmenų sutrumpėjimui A_μ .

Apibendrinus rezultatus nustatyta, kad, pjovimo greičiui v didėjant, frezavimo įrankio ašmenų suapvalinimo spindulio ρ ir ašmenų sutrumpėjimo A_μ verčių padidėjimas mažėja, t. y. įrankis dyla lėčiau. Šis procesas aprašytas ir kitų tyrėjų darbe (Ivanovsky ir kt., 1971). Šiame darbe teigiama, kad, frezuojant įvairių rūšių medieną, pjovimo greičiui v didėjant nuo 35 iki 55 m/s, specifinis pjovimo slėgis ir pjovimo jėgos mažėja (Ivanosky ir kt., 1971). Pjovimo jėgų poveikis yra vienas iš svarbiausių veiksnių, lemiančių įrankio ašmenų dilimą. Toliau didėjant pjovimo greičiui v , pjovimo jėgos pradeda augti, t. y. įgyja didesnes vertes. Nustatyta, kad pjovimo greičio v padidėjimas neturi įtakos normalinei pjovimo jėgai F_z . Taip pat nustatyta, kad jėga, priešinga stūmimo greičio kryptiai Q , taip pat sumažėja (Ivanosky ir kt., 1971).

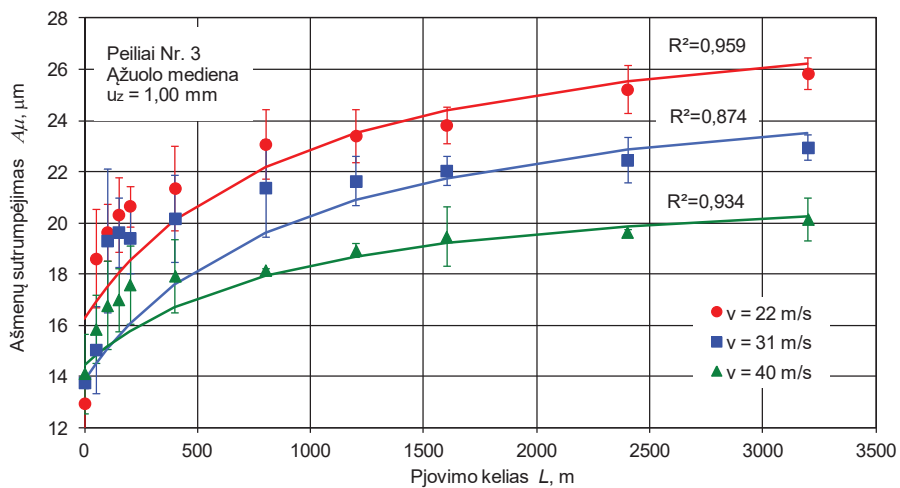
Įvairūs tyrėjai pjovimo greičio v įtaką frezavimo dinamikai aiškina taip: trintis tarp medienos ir pjovimo įrankio užpakalinio paviršiaus sumažėja; įrankio smūginė jėga į nupjaunamą medienos sluoksnį, drožlės smulkinimo jėga bei drožlės susidarymo inertiškumas didėja; pakinta medienos savybės; padidėja laikinas pasipriešinimas, ypač frezuojant skersai pluošto; medienos skėlimas ir gniuždymas vyksta labai nedaug (mažiausiu laipsniu), todėl dėl taisyklingo pjovimo susidaro drožlės (Pahlitzsch, 1966; Ivanovsky ir kt., 1971).



$$A_\mu = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

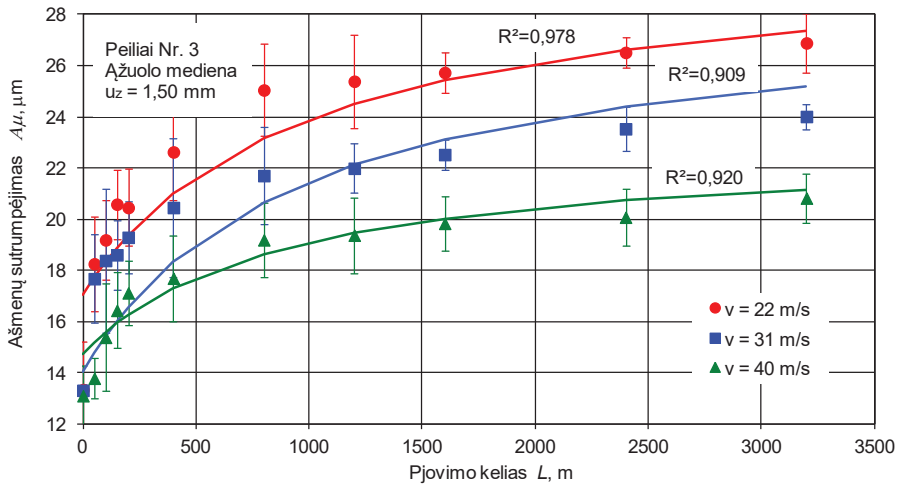
	a	b	c
$v = 22$ m/s	15,8	$1,06 \cdot 10^{-9}$	$2,52 \cdot 10^{-8}$
$v = 31$ m/s	15,0	$7,32 \cdot 10^{-10}$	$1,74 \cdot 10^{-8}$
$v = 40$ m/s	13,8	$5,87 \cdot 10^{-10}$	$1,33 \cdot 10^{-8}$

a



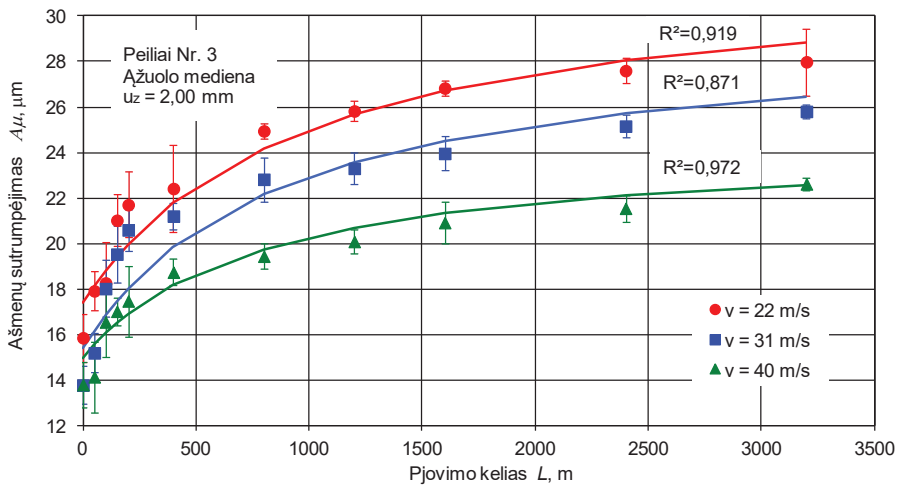
	a	b	c
$v = 22$ m/s	9,44	$1,24 \cdot 10^{-9}$	$1,86 \cdot 10^{-8}$
$v = 31$ m/s	8,81	$2,36 \cdot 10^{-9}$	$3,03 \cdot 10^{-8}$
$v = 40$ m/s	8,53	$1,18 \cdot 10^{-9}$	$1,35 \cdot 10^{-8}$

b



	a	b	c
$v = 22 \text{ m/s}$	8,48	$3,38 \cdot 10^{-9}$	$5,10 \cdot 10^{-8}$
$v = 31 \text{ m/s}$	8,89	$1,53 \cdot 10^{-9}$	$2,11 \cdot 10^{-8}$
$v = 40 \text{ m/s}$	7,77	$1,66 \cdot 10^{-9}$	$1,96 \cdot 10^{-8}$

c



	a	b	c
$v = 22 \text{ m/s}$	9,07	$2,16 \cdot 10^{-9}$	$3,46 \cdot 10^{-8}$
$v = 31 \text{ m/s}$	8,71	$1,56 \cdot 10^{-9}$	$2,33 \cdot 10^{-8}$
$v = 40 \text{ m/s}$	8,22	$8,88 \cdot 10^{-10}$	$1,20 \cdot 10^{-8}$

d

3.2.2 pav. Pjovimo greičio v įtaka ašmenų sutrupėjimui $\Delta\mu$: a – $u_z = 0,50 \text{ mm}$; b – $u_z = 1,00 \text{ mm}$; c – $u_z = 1,50 \text{ mm}$; d – $u_z = 2,00 \text{ mm}$

3.2.2. Pjovimo greičio įtaka pjovimo galiai

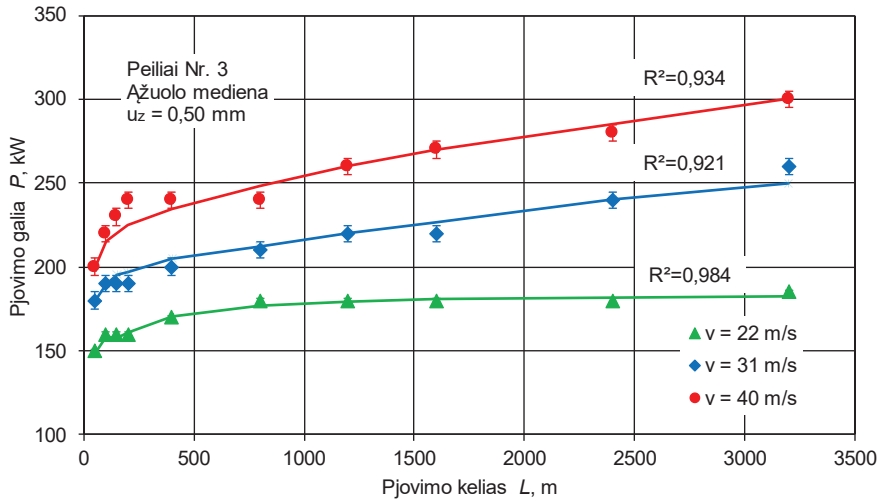
Analizuojant pjovimo greičio v įtaką pjovimo galios P rezultatams (3.2.3 pav.), nustatyta netiesinė priklausomybė. Didėjant pjovimo greičiui v , padidėja ir pjovimo galios P vertės. Tačiau šis padidėjimas nėra tiesinis. Taip pat nustatyta, kad pjovimo greitis v turi įtakos pjovimo galiai P jau pačioje pjovimo proceso pradžioje. Didelis skirtumas tarp pjovimo greičio v padidėjimo jau pastebėtas, kai pjovimo kelio atkarpa buvo 50 m. Rezultatai parodė, kad, esant įvairioms pastūmos vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm) vertėms, pastebimas didelis skirtumas tarp pjovimo greičio ($v = 22; 31$ ir 40 m/s) verčių. Šis skirtumas sudarė 51,6 proc. ir 23,7 proc.

Galima išskirti keletą periodų, kai pjovimo galios P rezultatai kinta pagal skirtingus dėsningumus. Intensyviausias pjovimo galios P rezultatų padidėjimas pastebėtas pradiniam dilimo etape iki pjovimo kelio $L = 400$ m atkarpos (3.2.3 pav.). Rezultatų padidėjimas gana spartus. Tai susiję su įrankio ašmenų mikrogeometrijos pokyčiais. Šiame įrankio dilimo etape pastebėta ir pjovimo greičio v įtaka. Pjovimo greičiui v didėjant, pastebimas ir pjovimo galios P rezultatų padidėjimas. Pjovimo greičiui v didėjant, vidutinis skirtumas sudarė 20,5 proc. (kai $u_z = 0,50$ mm), 30,3 proc. (kai $u_z = 1,00$ mm), 46 proc. (kai $u_z = 1,50$ mm) ir 53,7 proc. (kai $u_z = 2,00$ mm).

Antrajame etape nuo 400 iki 1600 m pjovimo kelio ribos pastebimas pjovimo galios P rezultatų mažėjimas. Didėjant pjovimo keliui L , rezultatai auga palaipsniui. Pavieniais atvejais (kai $u_z = 1,00$ mm ir $v = 22$ m/s) pastebėta, kad rezultatai stabilizuojasi ir nustoja augti. Tai parodo, kad įrankio ašmenų dilimas stabilizuojasi, nusistovi pastovesnis pjovimo režimas.

Trečiajame etape, nuo 1600 iki 3200 m pjovimo kelio ribos, pjovimo galios P rezultatai auga labai lėtai. Nedidelis rezultatų padidėjimas pastebėtas esant visoms pastūmos vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm) vertėms, kai ruošiniai buvo frezuojami pjovimo greičiais 31 ir 40 m/s. Tačiau kai buvo frezuojama pjovimo greičiu 22 m/s, rezultatų augimas buvo labai nedidelis arba artimas nuliui (kai $u_z = 1,00$ mm) (3.2.3 pav., b). Šiame etape įrankio ašmenų dilimas palaipsniui stabilizuojasi, ašmenų mikrogeometrijos charakteristikų rezultatų didėjimas sumažėja. Įrankio ašmenų dilimas palaipsniui pereina į monotoninio dilimo stadiją.

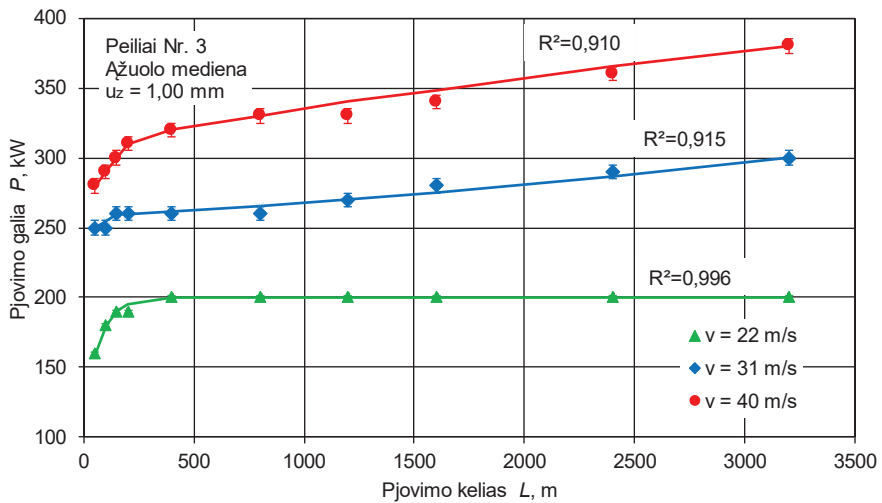
Apibendrinus rezultatus nustatyta, kad, pjovimo greičiui v didėjant, pjovimo galios P verčių didėjimas didėja.



$$P = P_{max} \left(a + \frac{b}{x} + \frac{c}{x^2} + \frac{d}{x^3} + \frac{e}{x^4} \right), W; x = \frac{L}{L_{max}}$$

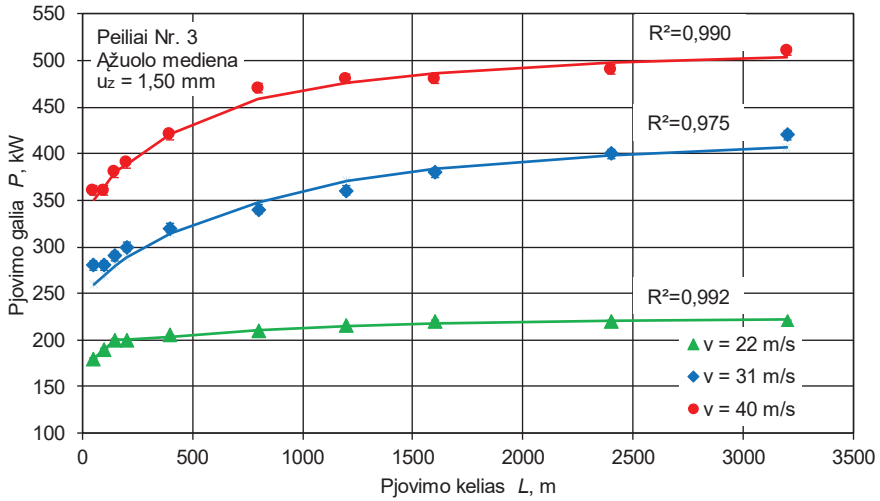
	a	b	c	d	e
v = 22 m/s	0,997	$-9,96 \cdot 10^{-3}$	$-3,28 \cdot 10^{-5}$	$1,25 \cdot 10^{-5}$	$-1,87 \cdot 10^{-7}$
v = 31 m/s	0,998	$-59,8 \cdot 10^{-3}$	$4,24 \cdot 10^{-3}$	$-1,15 \cdot 10^{-5}$	$-1,04 \cdot 10^{-6}$
v = 40 m/s	1,01	$-61,2 \cdot 10^{-3}$	$4,84 \cdot 10^{-3}$	$-14,3 \cdot 10^{-5}$	$1,37 \cdot 10^{-6}$

a



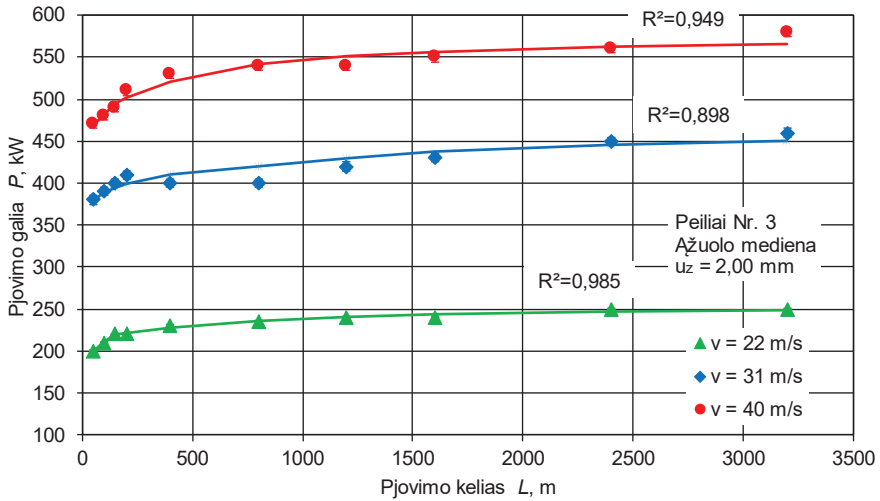
	a	b	c	d	e
v = 22 m/s	0,996	$3,71 \cdot 10^{-3}$	$-63,4 \cdot 10^{-5}$	$2,00 \cdot 10^{-5}$	$-2,08 \cdot 10^{-7}$
v = 31 m/s	1,02	$-45,0 \cdot 10^{-3}$	$3,75 \cdot 10^{-3}$	$-11,4 \cdot 10^{-5}$	$-1,11 \cdot 10^{-6}$
v = 40 m/s	0,994	$-41,6 \cdot 10^{-3}$	$3,07 \cdot 10^{-3}$	$-8,966 \cdot 10^{-5}$	$8,57 \cdot 10^{-7}$

b



	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
$v = 22 \text{ m/s}$	1,03	$-22,9 \cdot 10^{-3}$	$1,63 \cdot 10^{-3}$	$-4,82 \cdot 10^{-5}$	$4,62 \cdot 10^{-7}$
$v = 31 \text{ m/s}$	1,03	$-66,4 \cdot 10^{-3}$	$4,56 \cdot 10^{-3}$	$-12,6 \cdot 10^{-5}$	$1,16 \cdot 10^{-6}$
$v = 40 \text{ m/s}$	1,02	$-37,6 \cdot 10^{-3}$	$2,01 \cdot 10^{-3}$	$-4,94 \cdot 10^{-5}$	$4,34 \cdot 10^{-7}$

c



	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
$v = 22 \text{ m/s}$	1,01	$-22,9 \cdot 10^{-3}$	$1,47 \cdot 10^{-3}$	$-4,10 \cdot 10^{-5}$	$3,79 \cdot 10^{-7}$
$v = 31 \text{ m/s}$	1,02	$-45,4 \cdot 10^{-3}$	$3,78 \cdot 10^{-3}$	$-11,4 \cdot 10^{-5}$	$1,10 \cdot 10^{-6}$
$v = 40 \text{ m/s}$	0,993	$-18,6 \cdot 10^{-3}$	$1,01 \cdot 10^{-3}$	$-2,61 \cdot 10^{-5}$	$2,35 \cdot 10^{-7}$

d

3.2.3 pav. Pjovimo greičio v įtaka pjovimo galiai P : a – $u_z = 0,50 \text{ mm}$; b – $u_z = 1,00 \text{ mm}$; c – $u_z = 1,50 \text{ mm}$; d – $u_z = 2,00 \text{ mm}$

3.3. Pastūmos vienam pjovikliui įtaka frezavimo įrankio dilimui

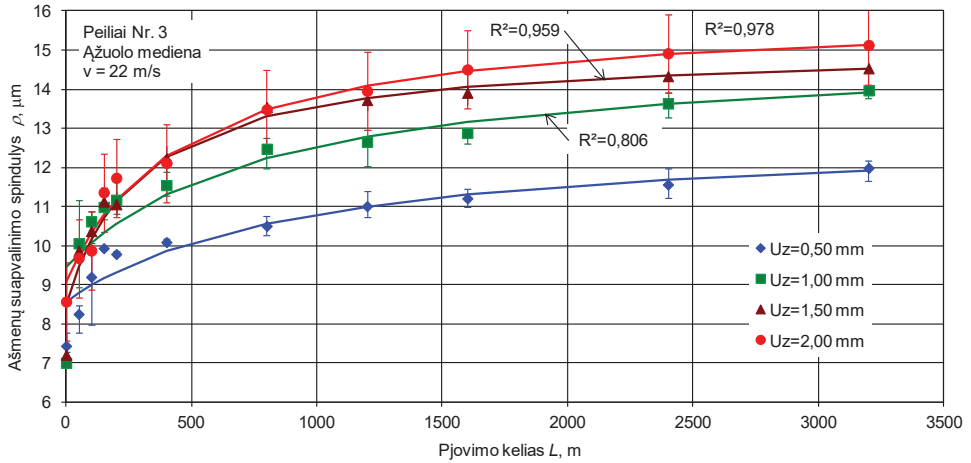
Buvo tiriamas medienos frezavimo peilių Nr. 3, pagamintų iš greitapjovio HS 18-0-1 plieno markės (LST EN ISO 4957:2003), dilimas. Pagrindinis įrankio dilimą lemiantis veiksnys yra pastūma vienam pjovikliui u_z . Nustatyta, kaip kinta frezavimo įrankio ašmenų suapvalinimo spindulio ρ , ašmenų sutrumpėjimo nusmailinimo kampo pusiaukampinės kryptimi A_μ ir pjovimo galios P vertės, didėjant pastūmai vienam pjovikliui u_z . Keičiant pastūmą vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm), buvo keičiamas vidutinis drožlės storis a ir pastūmos greitis u . Frezavimo įrankio ašmenų dilimas buvo tiriamas frezuojant ažuolo medienos bandinius esant trims skirtingiems pjovimo greičiams ($v = 22; 31$ ir 40 m/s) iki pjovimo kelio $L = 3200$ m atkarpos.

3.3.1. Pastūmos vienam pjovikliui įtaka ašmenų mikrogeometrijos parametrams

Analizuojant pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaką ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ ir sutrumpėjimui A_μ , nustatyta, kad įrankis, esant skirtingoms pastūmos vienam pjovikliui u_z vertėms, dyla nevienodai (3.3.1 pav.). Gauti rezultatai parodė, kad, didėjant pastūmos vienam pjovikliui u_z vertėms, ašmenų suapvalinimo spindulio ρ ir sutrumpėjimo A_μ vertės padidėja.

Galima išskirti keletą periodų, kada įrankio dilimas vyksta pagal skirtingus dėsniumus. Pastūmos vienam pjovikliui u_z poveikis yra mažesnis pjovimo kelio L atkarpoje iki 200 m. Analizuojant gautus rezultatus (kai $v = 22$ m/s) (3.3.1 pav., a), pastebėta, kad skirtumas tarp ašmenų suapvalinimo spindulio ρ verčių yra nedidelis. Pastūmai vienam pjovikliui u_z padidėjus nuo 0,50 iki 1,00 mm, ašmenų suapvalinimo spindulio ρ didėjimas vidutiniškai padidėja 11,3 proc. Skirtumas tarp rezultatų, kai $u_z = 1,00$ ir 1,50 mm, sudarė 0,19 proc. O skirtumas tarp rezultatų, kai $u_z = 1,50$ ir 2,00 mm, sudarė tik 4,08 proc. Panašios rezultatų kitimo tendencijos pastebėtos ir esant kitiems pjovimo greičio ($v = 31$ ir 40 m/s) vertėms. Didėjant pastūmai vienam pjovikliui u_z , skirtumas tarp ašmenų suapvalinimo spindulio ρ verčių vidutiniškai sudarė 4,55 proc. (kai $v = 31$ m/s) ir 3,84 proc. (kai $v = 40$ m/s). Analizuojant ašmenų sutrumpėjimo A_μ rezultatus (3.3.2 pav.), nustatyta, kad, didėjant pastūmai vienam pjovikliui u_z , skirtumas tarp verčių vidutiniškai sudarė 4,55 proc. (kai $v = 31$ m/s) ir 3,84 proc. (kai $v = 40$ m/s). Rezultatai parodė, kad pradiniam įrankio dilimo etape iki 200 m pjovimo kelio atkarpos pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaka yra nedidelė.

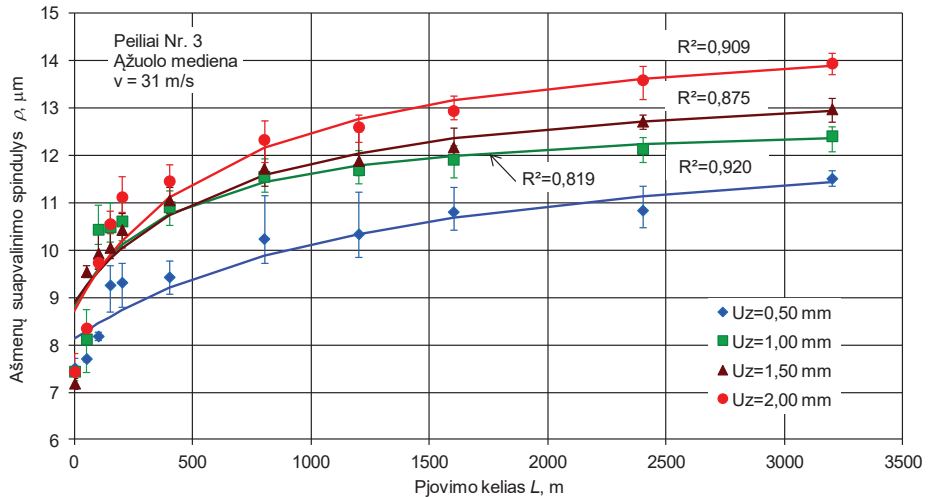
Pjovimo kelio atkarpoje nuo 200 iki 800 m pastebimas akivaizdus skirtumas tarp įrankio dilimo rezultatų. Šiame etape rezultatų pokytis, t. y. ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimas, kinta sparčiau. Pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaka tampa didesnė. Padidėja skirtumai tarp rezultatų. Pastūmai vienam pjovikliui u_z padidėjus nuo 0,50 iki 1,00 mm (kai $v = 22$ m/s), ašmenų suapvalinimo spindulys ρ padidėja 16,6 proc. Skirtumas tarp rezultatų, kai buvo frezuojama esant $u_z = 1,00$ ir 1,50 mm, sudarė 7,20 proc. Padidėjus pastūmai vienam pjovikliui u_z nuo 1,50 iki 2,00 mm, skirtumas tarp ašmenų suapvalinimo spindulio ρ rezultatų sudarė



$$\rho = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

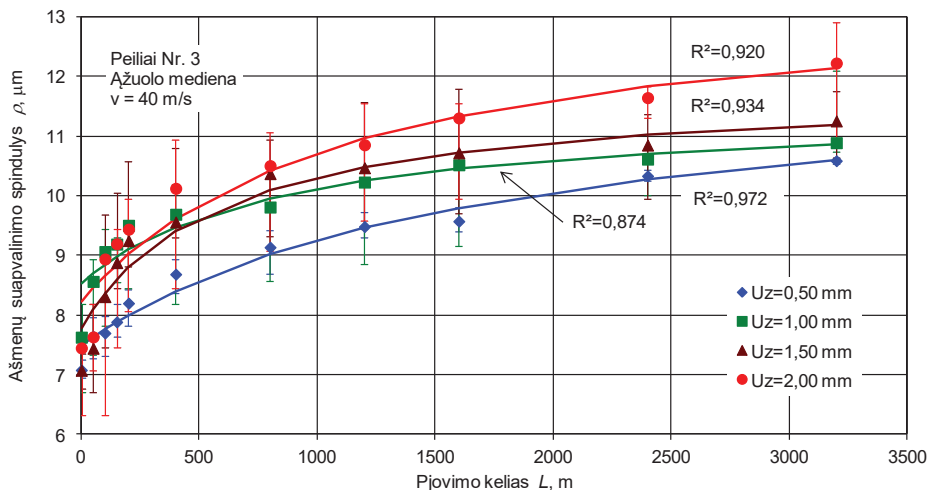
	a	b	c
$u_z = 0,50$ mm	8,56	$1,05 \cdot 10^{-9}$	$1,35 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,00$ mm	9,44	$1,24 \cdot 10^{-9}$	$1,86 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,50$ mm	8,48	$3,38 \cdot 10^{-9}$	$5,10 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 2,00$ mm	9,07	$2,16 \cdot 10^{-9}$	$3,46 \cdot 10^{-8}$

a



	a	b	c
$u_z = 0,50$ mm	8,12	$7,35 \cdot 10^{-10}$	$9,44 \cdot 10^{-9}$
$u_z = 1,00$ mm	8,81	$2,36 \cdot 10^{-9}$	$3,03 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,50$ mm	8,89	$1,53 \cdot 10^{-9}$	$2,10 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 2,00$ mm	8,71	$1,56 \cdot 10^{-9}$	$2,33 \cdot 10^{-8}$

b



	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
$u_z = 0,50 \text{ mm}$	7,49	$5,86 \cdot 10^{-10}$	$7,18 \cdot 10^{-9}$
$u_z = 1,00 \text{ mm}$	8,53	$1,17 \cdot 10^{-9}$	$1,35 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,50 \text{ mm}$	7,77	$1,65 \cdot 10^{-9}$	$1,96 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 2,00 \text{ mm}$	8,22	$8,88 \cdot 10^{-10}$	$1,20 \cdot 10^{-8}$

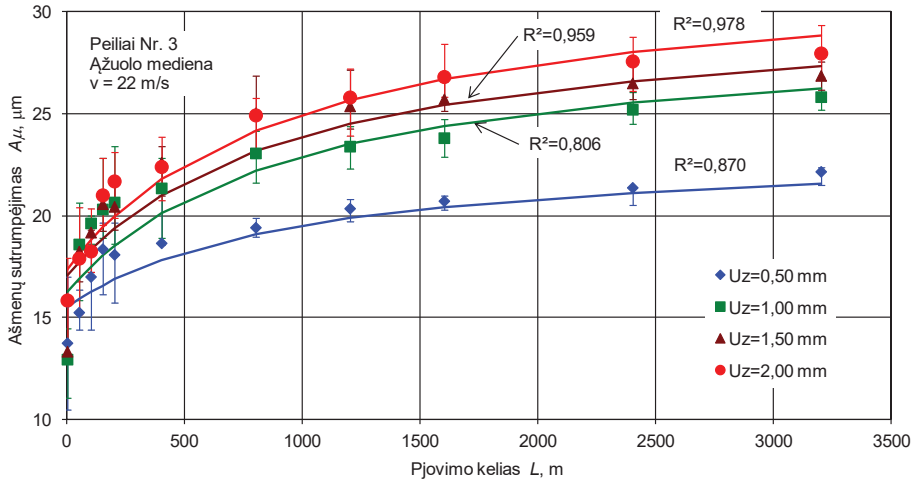
c

3.3.1 pav. Pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaka ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ :
 a – $v = 22 \text{ m/s}$; b – $v = 31 \text{ m/s}$; c – $v = 40 \text{ m/s}$

tik 0,70 proc. Panašus rezultatų pokytis nustatytas analizuojant ašmenų sutrumpėjimo A_μ rezultatus. Pastūmai vienam pjovikliui u_z padidėjus nuo 1,50 iki 2,00 mm, skirtumas tarp ašmenų sutrumpėjimo pusiauakampinės kryptimi A_μ rezultatų sudarė 0,70 proc. Labai panašus ašmenų suapvalinimo spindulio ρ ir sutrumpėjimo A_μ rezultatų padidėjimas pastebėtas, kai buvo frezuojama kitais pjovimo greičiais ($v = 31$ ir 40 m/s). Gauti rezultatai parodė, kad šiame įrankio ašmenų dilimo etape pastūmos vienam pjovikliui įtaka sustiprėja.

Pjovimo kelio atkarpoje nuo 800 iki 1600 m skirtumas tarp įrankio dilimo rezultatų proporcingai didėja; pastebimas augimas, tačiau didelių pokyčių nepastebėta. Išlieka panaši augimo tendencija, kaip ir etape nuo 200 iki 800 m. Pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaka išlieka tokia pati.

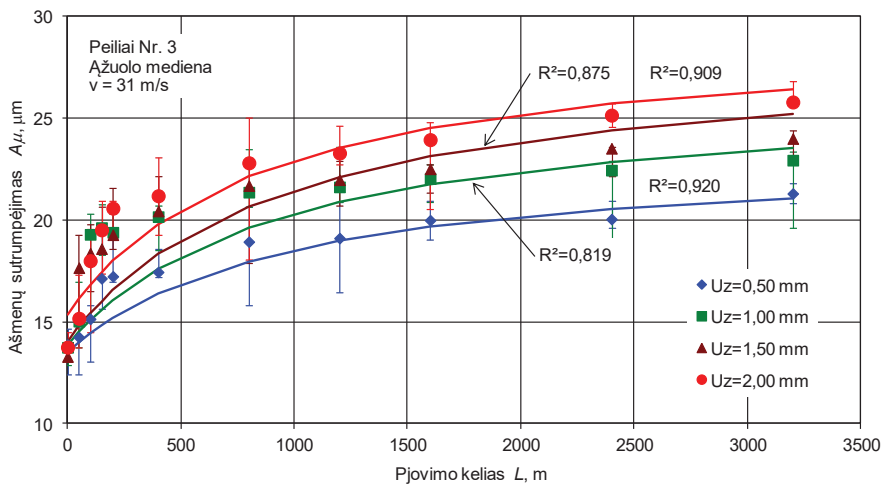
Pjovimo kelio atkarpoje nuo 1600 iki 3200 m ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimas labai sulėtėja, kadangi įgauna mažiausias vertes. Ir tai pastebėta esant visoms pjovimo greičio ($v = 22; 31$ ir 40 m/s) vertėms. Galima teigti, kad rezultatai kinta dėsningai. Vidutinis skirtumas tarp įrankio dilimo rezultatų, padidėjus pastūmos vienam pjovikliui u_z nuo 0,50 iki 1,00 mm (kai $v = 22 \text{ m/s}$), buvo 17,3 proc. Skirtumas tarp rezultatų, kai buvo frezuojama esant pastūmai vienam pjovikliui $u_z = 1,00$ ir $1,50 \text{ mm}$, sudarė 4,60 proc. Padidėjus pastūmai vienam pjovikliui u_z nuo 1,50 iki 2,00 mm, skirtumas tarp ašmenų suapvalinimo spindulio ρ rezultatų sudarė 4,10 proc. Rezultatai parodė, kad pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaka išlieka nepakitusi.



$$A_{\mu} = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

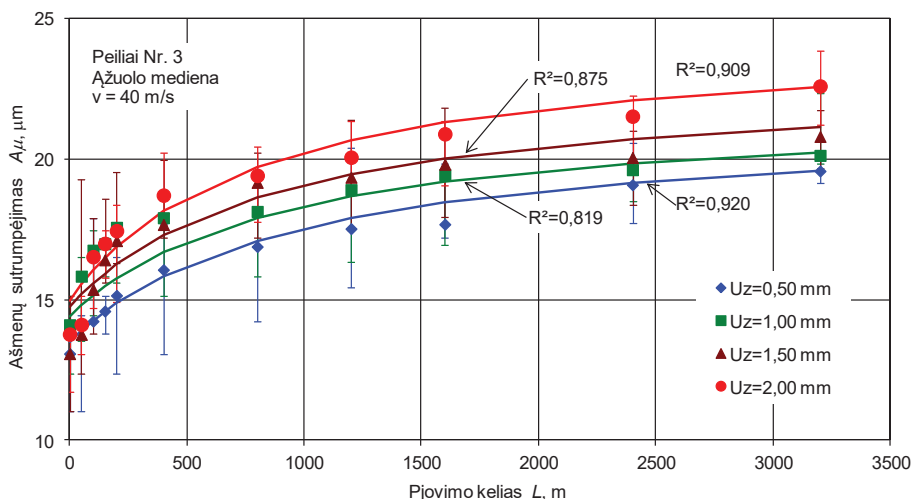
	a	b	c
$u_z = 0,50 \text{ mm}$	15,5	$1,05 \cdot 10^{-9}$	$2,44 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,00 \text{ mm}$	16,2	$1,07 \cdot 10^{-9}$	$3,11 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,50 \text{ mm}$	17,0	$1,06 \cdot 10^{-9}$	$3,21 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 2,00 \text{ mm}$	17,4	$1,06 \cdot 10^{-9}$	$3,41 \cdot 10^{-8}$

a



	a	b	c
$u_z = 0,50 \text{ mm}$	13,5	$1,05 \cdot 10^{-9}$	$2,44 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,00 \text{ mm}$	13,8	$1,07 \cdot 10^{-9}$	$2,81 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,50 \text{ mm}$	14,0	$1,06 \cdot 10^{-9}$	$3,01 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 2,00 \text{ mm}$	15,4	$1,16 \cdot 10^{-9}$	$3,41 \cdot 10^{-8}$

b



	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
$u_z = 0,50 \text{ mm}$	13,5	$1,05 \cdot 10^{-9}$	$2,24 \cdot 10^{-9}$
$u_z = 1,00 \text{ mm}$	14,4	$1,10 \cdot 10^{-9}$	$2,42 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,50 \text{ mm}$	14,7	$1,13 \cdot 10^{-9}$	$2,61 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 2,00 \text{ mm}$	14,9	$1,27 \cdot 10^{-9}$	$3,11 \cdot 10^{-8}$

c

3.3.2 pav. Pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaka ašmenų sutrumpėjimui A_μ : $a - v = 22 \text{ m/s}$; $b - v = 31 \text{ m/s}$; $c - v = 40 \text{ m/s}$

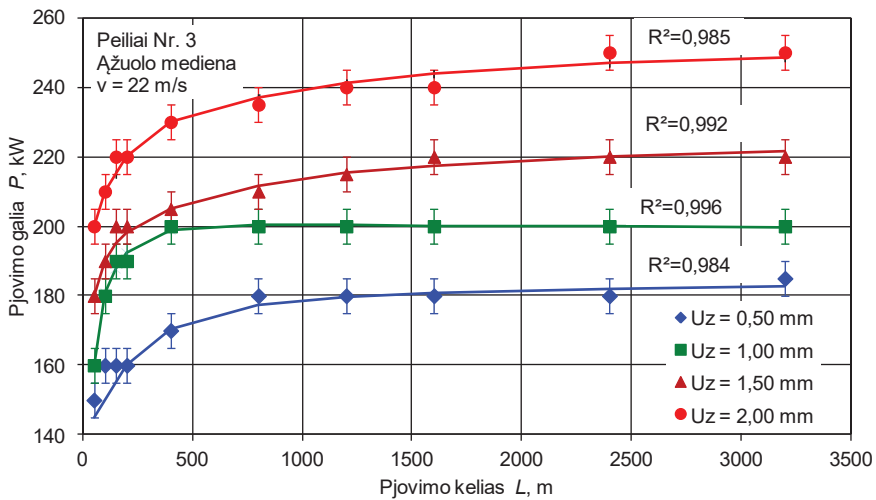
Apibendrinus rezultatus nustatyta, kad, pastūmai vienam pjovikliui u_z didėjant, frezavimo įrankio ašmenų suapvalinimo spindulio ρ verčių padidėjimas didėja, t. y. įrankis dyla intensyviau. Daugelis autorių savo darbuose nustatė, kad, frezuojant įvairių rūšių medieną, didėjant pastūmai vienam pjovikliui u_z ir vidutiniam drožlės storiui a , įrankio ašmenys dyla intensyviau (Ivanovskij ir kt., 1971; Csanady, Magoss, 2013). Taip pat buvo nustatyta, kad, nupjaunant mažesnio vidutinio storio drožles, įrankis intensyviau dyla pagal užpakalinį paviršių. Trinties jėgos, veikiančios įrankio priekinį paviršių, poveikis yra palyginti nedidelis. O užpakalinio paviršiaus kontakto kelias dėl slydimo yra didesnis, palyginti su priekiniu. Didinant drožlės storį a , didėja trinties jėga ir kontakto ilgis, veikiantis priekinį pjoviklio paviršių. Darbe (Ivanovskij, ir kt. 1971) teigiama, kad, didėjant pastūmai vienam pjovikliui u_z , mediena mažiau smulkinama ir sumažėja jos deformavimas. Taip pat pastebėta, kad sumažėja jau apdirbto paviršiaus medienos plaušų tamprumo atsistatymas (Ivanovskij ir kt., 1971).

3.3.2. Pastūmos vienam pjovikliui įtaka pjovimo galiai

Analizuojant pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaką pjovimo galios P rezultatams (3.3.3 pav.), nustatyta netiesinė priklausomybė. Didėjant pastūmai vienam pjovikliui u_z , padidėja ir pjovimo galios P vertės. Tačiau šis padidėjimas nėra tiesinė priklausomybė. Taip pat nustatyta, kad pastūma vienam pjovikliui u_z turi įtakos pjovimo galiai P jau pačioje pjovimo proceso pradžioje. Didelis skirtumas tarp pjovimo greičio v padidėjimo jau pastebėtas, kai pjovimo kelio L atkarpa buvo 50 m.

Rezultatai parodė, kad, esant įvairioms pastūmos vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm) vertėms, nustatytas didelis skirtumas tarp pjovimo galios P verčių. Pjovimo greičių ($v = 22; 31$ ir 40 m/s) pokytis taip pat turėjo įtakos pjovimo galios P rezultatams.

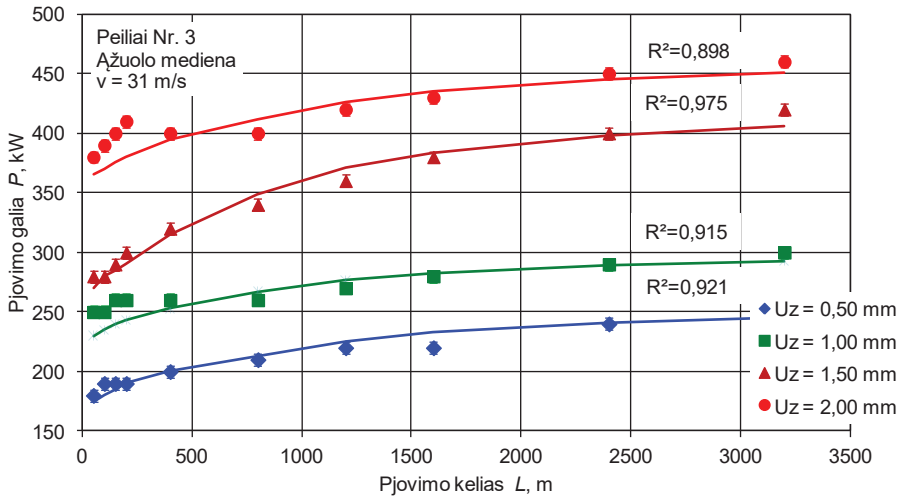
Galima išskirti keletą periodų, kada pjovimo galios P rezultatai kinta pagal skirtingus dėsningumus. Intensyviausias pjovimo galios P rezultatų padidėjimas pastebėtas pradiniame dilimo etape iki pjovimo kelio $L = 400$ m ribos (3.3.3 pav.). Tai susiję su įrankio ašmenų mikrogeometrijos pokyčiais. Šiame įrankio dilimo etape pastebėta ir pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaka. Pastūmai vienam pjovikliui u_z didėjant (kai $v = 22$ m/s), pastebimas ir pjovimo galios P rezultatų padidėjimas. Pastūmai vienam pjovikliui u_z padidėjus nuo $0,50$ iki $1,00$ mm, pjovimo galios P padidėjimas vidutiniškai didėja $14,9$ proc. Skirtumas tarp rezultatų, kai $u_z = 1,00$ ir $1,50$ mm, sudarė $6,20$ proc. O skirtumas tarp rezultatų, kai $u_z = 1,50$ ir $2,00$ mm, sudarė $10,8$ proc. Panašios verčių kitimo tendencijos pastebėtos ir esant kitoms pjovimo greičio ($v = 31$ ir 40 m/s) vertėms. Didėjant pastūmai vienam pjovikliui u_z , skirtumas tarp pjovimo galios P verčių vidutiniškai sudarė $28,2$ proc. (kai $v = 31$ m/s) ir $30,1$ proc. (kai $v = 40$ m/s).



$$P = P_{max} \left(a + \frac{b}{x} + \frac{c}{x^2} + \frac{d}{x^3} + \frac{e}{x^4} \right), W; x = \frac{L}{L_{max}}$$

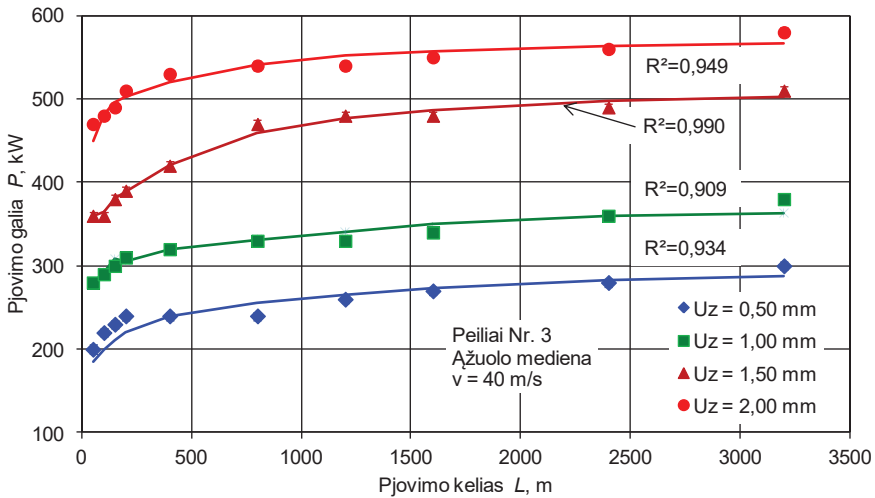
	a	b	c	d	e
$u_z = 0,50$ mm	0,996	$-9,96 \cdot 10^{-3}$	$-3,28 \cdot 10^{-5}$	$1,25 \cdot 10^{-5}$	$-1,87 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 1,00$ mm	0,997	$3,71 \cdot 10^{-3}$	$-63,4 \cdot 10^{-5}$	$2,00 \cdot 10^{-5}$	$-2,08 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 1,50$ mm	1,03	$-22,9 \cdot 10^{-3}$	$1,63 \cdot 10^{-3}$	$-4,82 \cdot 10^{-5}$	$4,62 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 2,00$ mm	1,02	$-22,8 \cdot 10^{-3}$	$1,47 \cdot 10^{-3}$	$-4,10 \cdot 10^{-5}$	$3,79 \cdot 10^{-7}$

a



	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
$u_z = 0,50 \text{ mm}$	0,998	$-59,8 \cdot 10^{-3}$	$4,24 \cdot 10^{-3}$	$-11,5 \cdot 10^{-5}$	$1,04 \cdot 10^{-6}$
$u_z = 1,00 \text{ mm}$	1,02	$-45,0 \cdot 10^{-3}$	$3,75 \cdot 10^{-3}$	$-11,4 \cdot 10^{-5}$	$1,12 \cdot 10^{-6}$
$u_z = 1,50 \text{ mm}$	1,03	$-66,4 \cdot 10^{-3}$	$4,56 \cdot 10^{-3}$	$-12,5 \cdot 10^{-5}$	$1,16 \cdot 10^{-6}$
$u_z = 2,00 \text{ mm}$	1,02	$-45,3 \cdot 10^{-3}$	$3,78 \cdot 10^{-3}$	$-11,4 \cdot 10^{-5}$	$1,10 \cdot 10^{-6}$

b



	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
$u_z = 0,50 \text{ mm}$	1,01	$-61,2 \cdot 10^{-3}$	$4,84 \cdot 10^{-3}$	$-14,3 \cdot 10^{-5}$	$1,37 \cdot 10^{-6}$
$u_z = 1,00 \text{ mm}$	0,994	$-41,6 \cdot 10^{-3}$	$3,07 \cdot 10^{-3}$	$-8,97 \cdot 10^{-5}$	$8,57 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 1,50 \text{ mm}$	1,02	$-37,5 \cdot 10^{-3}$	$2,01 \cdot 10^{-3}$	$-4,94 \cdot 10^{-5}$	$4,34 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 2,00 \text{ mm}$	0,993	$-18,5 \cdot 10^{-3}$	$1,02 \cdot 10^{-3}$	$-2,61 \cdot 10^{-5}$	$2,35 \cdot 10^{-7}$

c

3.3.3 pav. Pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaka pjovimo galiai P :

$a - v = 22 \text{ m/s}$; $b - v = 31 \text{ m/s}$; $c - v = 40 \text{ m/s}$

Antrajame etape nuo 400 iki 1600 m pjovimo kelio ribos pastebimas pjovimo galios P rezultatų padidėjimo mažėjimas. Didėjant pjovimo keliui L , rezultatai auga palaipsniui. Atskirais atvejais (kai $v = 22$ m/s; $u_z = 0,50$ ir $1,00$ mm) pastebėta, kad rezultatai stabilizuojasi – nusistovi pastovesnis pjovimo režimas.

Trečiajame etape, pjovimo kelio L atkarpoje nuo 1600 iki 3200 m, pjovimo galios P rezultatai auga labai lėtai. Nedidelis rezultatų padidėjimas pastebėtas esant visoms pastūmos vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm) vertėms, kai ruošiniai buvo frezuojami pjovimo greičiais $v = 31$ ir 40 m/s. Kai buvo frezuojama pjovimo greičiu $v = 22$ m/s, rezultatų augimas buvo labai nedidelis arba artimas nuliui (kai $u_z = 1,00$ mm) (3.3.3 pav., b). Šiame etape įrankio ašmenų dilimas palaipsniui stabilizuojasi, ašmenų mikrogeometrijos charakteristikų padidėjimas sumažėja. Įrankio ašmenų dilimas palaipsniui pereina į monotoninio dilimo stadiją.

Apibendrinus rezultatus nustatyta, kad, pastūmai vienam pjovikliui u_z didėjant, frezavimo galios P verčių padidėjimas taip pat padidėja. Didėjant vidutiniam drožlės storii a , padidėja pjovimo jėga F_x .

3.4. Nusmailinimo kampo įtaka frezavimo įrankio dilimui

Buvo tiriamas medienos frezavimo peilių Nr. 2, pagamintų iš greitapjovio HS 18-0-1 (LST EN ISO 4957:2003) markės plieno, dilimas. Pagrindinis įrankio dilimą lemiantis veiksnys buvo nusmailinimo kampas β . Nustatyta, kaip kinta frezavimo įrankio ašmenų suapvalinimo spindulio ρ ir pjovimo galios P vertės, didėjant nusmailinimo kampui ($\beta = 40^\circ; 45^\circ$ ir 50°). Tyrimai atlikti frezuojant maumedžio medienos bandinius vienu pjovimu ($v = 31$ m/s) ir keturiais pastūmos greičiais ($u = 3,00; 6,00; 9,00$ ir $12,0$ m/min). Vidutinės drožlės storis a buvo keičiamas netiesioginiu būdu, keičiant pastūmą vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm). Frezavimo įrankio ašmenų dilimas buvo tiriamas iki 1600 m pjovimo kelio L atkarpos.

Atlikus tyrimus nustatyta nusmailinimo kampo β įtaka frezavimo įrankio dilimui pradiniam etape. Taip pat nustatyta, kaip kinta pjovimo galia P didėjant nusmailinimo kampui β . Tyrimų metu buvo stebėta, kokią įtaką įrankio dilimui turi pjovimo kelias L ir pastūma vienam pjovikliui u_z .

3.4.1. Nusmailinimo kampo įtaka ašmenų suapvalinimo spinduliui

Analizuojant gautus rezultatų grafikus (3.4.1 pav.) pastebėta, kad intensyviausiai dyla įrankis, kurio nusmailinimo kampas $\beta = 40^\circ$, o patvariausias dilimui pjoviklis, kurio $\beta = 50^\circ$. Ši tendencija pastebėta esant visoms pastūmos vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm) vertėms.

Intensyviausias ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimas pastebimas pjovimo kelio atkarpoje iki 200 m. Didžiausias skirtumas tarp įrankių dilimo dinamikos pastebėtas esant pastūmai vienam pjovikliui $u_z = 0,50$ mm. Ašmenų suapvalinimo spindulio ρ verčių skirtumas tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 40^\circ$ ir $\beta = 50^\circ$, sudarė 46 proc. O tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 50^\circ$ ir $\beta = 45^\circ$, buvo 18 proc. Pastūmai vienam pjovikliui u_z padidėjus iki 2,00 mm, skirtumas tarp įrankių, kurių nusmailinimo kampai $\beta = 40^\circ$ ir $\beta = 50^\circ$, sumažėja iki 5 proc. O skirtumas tarp įrankių, kurių nusmailinimo kampai $\beta = 50^\circ$ ir $\beta = 45^\circ$, sudarė tik 2 proc. Ašmenų

suapvalinimo spindulio ρ padidėjimo sumažėjimas, didėjant pastūmai vienam pjovikliui u_z nuo 0,50 iki 2,00 mm, patvirtina teoriją, kad, esant nedidelėms pastūmos vienam pjovikliui vertėms, susidaro mažesnio storio drožlės. Todėl šiame periode frezavimo įrankio dilimas yra labai tolygus, o įrankio kampinės charakteristikos lemia pjaunančiosios briaunos dilimą. Mažesnę nusmailinimo kampą β turinčios įrankio pjaunančiosios briaunos segmentai greičiau trupa. Didėjant drožlės storiui a , padidėja pjovimo jėgos, todėl atskiri pjaunančiosios briaunos viršūnės segmentai ištrupa arba nulūžta (Ivanovsky ir kt., 1971).

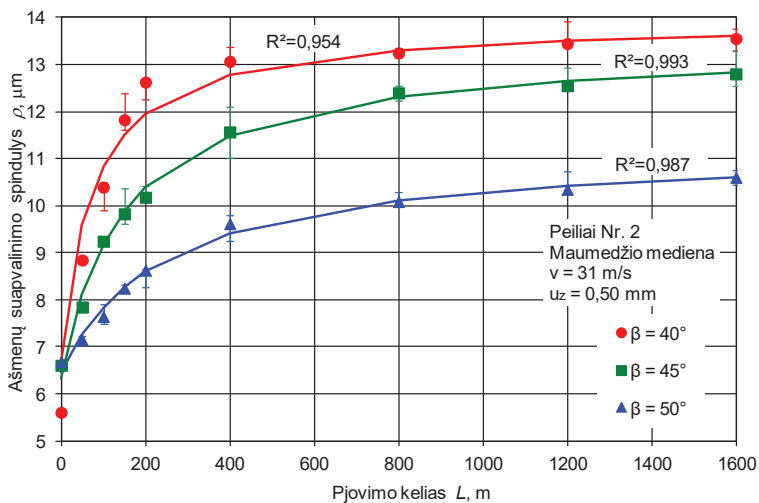
Atkarpoje nuo 200 iki 400 m pastebimas dilimo proceso lėtėjimas. Tačiau visi frezavimo įrankiai ($\beta = 40^\circ; 45^\circ$ ir 50°) intensyviau dyla esant pastūmai vienam pjovikliui $u_z = 0,50$ ir 1,00 mm. Ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimas gerokai spartesnis, palyginti su rezultatais, gautais, kai pastūma $u_z = 1,50$ ir 2,00 mm. Ašmenų suapvalinimo spindulio ρ verčių skirtumas kelio atkarpoje $L = 400$ m, kai pastūma vienam pjovikliui $u_z = 0,50$ mm, tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 40^\circ$ ir 50° , sudarė 35 proc. O tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 50^\circ$ ir 45° , buvo 21 proc. Pastūmai vienam pjovikliui u_z padidėjus iki 2,00 mm, skirtumas tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 40^\circ$ ir $\beta = 50^\circ$, sumažėjo iki 7 proc. O skirtumas tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 50^\circ$ ir $\beta = 45^\circ$, sudarė tik 3 proc.

Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 400 iki 800 m dilimo procesas stabilizuojasi. Pastebimas labai tolygus ir nedidelis ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimas. Ašmenų suapvalinimo spindulio ρ verčių skirtumas kelio atkarpoje $L = 800$ m, kai pastūma vienam pjovikliui $u_z = 0,50$ mm tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 40^\circ$ ir 50° , sudarė 31 proc. O tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 50^\circ$ ir 45° , – buvo 23 proc. Pastūmai vienam pjovikliui u_z padidėjus iki 2,00 mm, skirtumas tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 40^\circ$ ir $\beta = 50^\circ$, sumažėjo iki 7 proc. O skirtumas tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 50^\circ$ ir $\beta = 45^\circ$, – iki 4 proc. Tai patvirtina ir pjovimo galios P padidėjimas (3.4.2 pav.).

Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 800 iki 1600 m pastebimas labai nedidelis ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimas. Šioje kelio atkarpoje skaitinės ρ vertės vidutiniškai padidėjo tik 5 proc. esant pastūmai vienam pjovikliui $u_z = 0,50$ mm ir 1 proc. – kai $u_z = 2,00$ mm. Ašmenų suapvalinimo spindulio ρ verčių skirtumas kelio atkarpoje $L = 1600$ m, kai pastūma vienam pjovikliui $u_z = 0,50$ mm, tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 40^\circ$ ir $\beta = 50^\circ$, sudarė 28 proc. O tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 50^\circ$ ir $\beta = 45^\circ$, buvo 21 proc. Pastūmai vienam pjovikliui u_z padidėjus iki 2,00 mm, skirtumas tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 40^\circ$ ir $\beta = 50^\circ$, sumažėjo iki 13 proc. O skirtumas tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 50^\circ$ ir $\beta = 45^\circ$, sumažėjo iki 6 proc. Frezavimo įrankis dyla tolygiai ir palaipsniui pereina į monotoninio dilimo etapą.

Apibendrinus gautus rezultatus esant įvairioms pastūmos vienam pjovikliui u_z vertėms, galima teigti, kad įrankis, kurio nusmailinimo kampas $\beta = 45^\circ$, yra vidutiniškai 8 proc., o įrankis, kurio nusmailinimo kampas $\beta = 50^\circ$, – 10 proc. atsparus dilimui, palyginti su įrankiu, kurio nusmailinimo kampas $\beta = 40^\circ$.

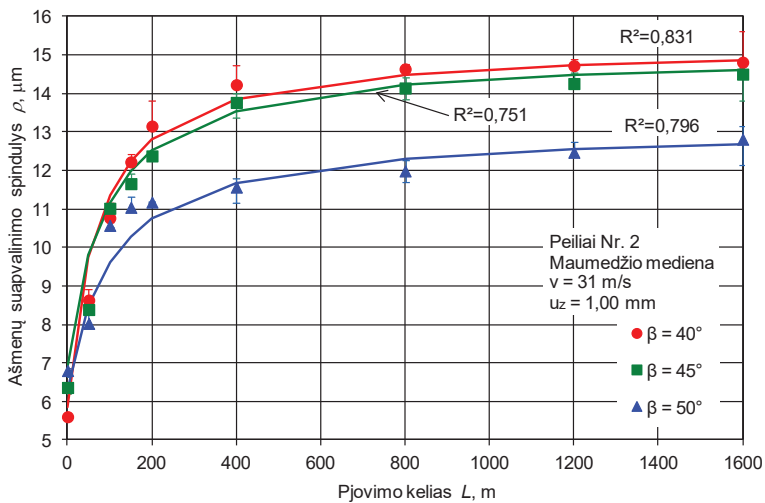
Gautus tyrimų rezultatus palyginus su E. Ivanovskyj ir kt. (1971) ir G. Kowaluk kt. (2009) darbais, galima teigti, kad jie yra patikimi ir koreliuoja su šių autorių pateiktais rezultatais.



$$\rho = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

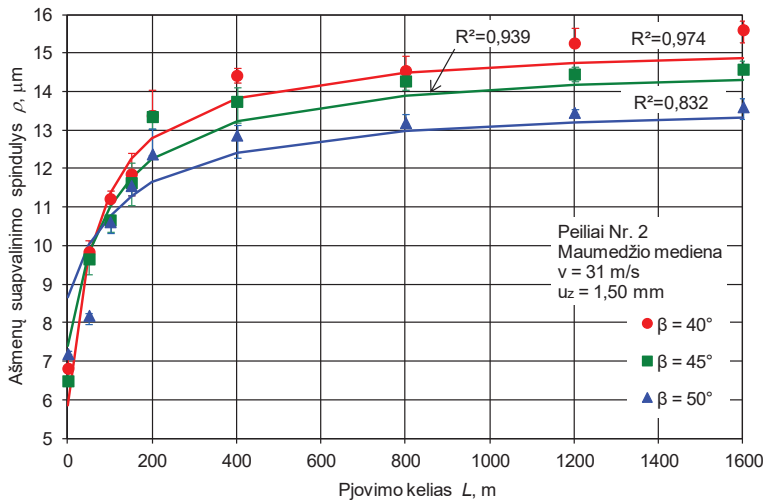
	a	b	c
$\beta = 40^\circ$	6,65	$1,35 \cdot 10^{-8}$	$1,88 \cdot 10^{-7}$
$\beta = 45^\circ$	6,33	$6,63 \cdot 10^{-9}$	$8,91 \cdot 10^{-8}$
$\beta = 50^\circ$	6,45	$4,05 \cdot 10^{-9}$	$4,55 \cdot 10^{-8}$

a



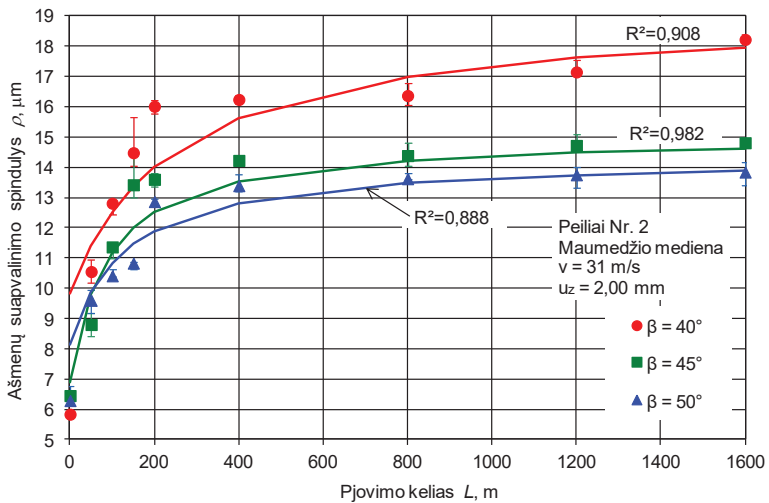
	a	b	c
$\beta = 40^\circ$	9,81	$4,07 \cdot 10^{-9}$	$7,82 \cdot 10^{-8}$
$\beta = 45^\circ$	9,32	$7,71 \cdot 10^{-9}$	$1,15 \cdot 10^{-7}$
$\beta = 50^\circ$	8,22	$4,24 \cdot 10^{-9}$	$5,70 \cdot 10^{-8}$

b



	a	b	c
$\beta = 40^\circ$	5,84	$1,42 \cdot 10^{-8}$	$2,16 \cdot 10^{-7}$
$\beta = 45^\circ$	7,40	$9,69 \cdot 10^{-9}$	$1,43 \cdot 10^{-7}$
$\beta = 50^\circ$	8,66	$7,21 \cdot 10^{-9}$	$9,88 \cdot 10^{-8}$

c



	a	b	c
$\beta = 40^\circ$	8,72	$4,29 \cdot 10^{-9}$	$7,12 \cdot 10^{-8}$
$\beta = 45^\circ$	6,89	$1,11 \cdot 10^{-8}$	$1,66 \cdot 10^{-7}$
$\beta = 50^\circ$	8,14	$7,62 \cdot 10^{-9}$	$1,09 \cdot 10^{-7}$

d

3.4.1 pav. Pjovimo kelio L įtaka ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ :
a – $u_z = 0,50 \text{ mm}$; b – $u_z = 1,00 \text{ mm}$; c – $u_z = 1,50 \text{ mm}$; d – $u_z = 2,00 \text{ mm}$

E. Ivanovskyj ir kt. (1971) darbe tyrė frezavimo peilių, pagamintų iš įrankinio legiruoto plieno, elgseną. Gauti rezultatai parodė, kad mažesnio nusmailinimo kampo β įrankiai dyla intensyviau, palyginti su įrankiais, kurių kampas β didesnis. Tačiau mažesnę nusmailinimo kampą β turinčių įrankių viršūnė dyla ne ištrupėdama, o plastiškai deformuojantis atskiriems segmentams (Ivanoskyj ir kt., 1971).

G. Kowaluk ir kt. (2009) tyrė įvairių plienų, naudojamų gaminant pjovimo įrankius, atsparumą dilimui. Jie tyrė greitapjovio plieno (HSS), chromuoto plieno (Cr) ir volframo karbido (HM) frezavimo peilių atsparumą dilimui. Tyrimų metu buvo naudojami pjovikliai, kurių nusmailinimo kampas $\beta = 25, 40, 45$ ir 55° . Buvo matuojamas pjaunančiosios briaunos sutrumpėjimas (Kowaluk ir kt., 2009). Palyginus G. Kowaluk ir kt. (2009) rezultatus su disertacijoje pateikiamais rezultatais, galima teigti, kad HSS plieno pjoviklių dilimo dėsningumai yra labai panašūs. Didėjant nusmailinimo kampui β , padidėja atsparumas dilimui.

3.4.2. Nusmailinimo kampo įtaka pjovimo galiai

Analizuojant pjovimo galios P rezultatus (3.4.2 pav.) nustatyta, kad didžiausios skaitinės vertės gaunamos, kai frezuojama įrankiu, kurio nusmailinimo kampas $\beta = 50^\circ$, vidutinės, kai $\beta = 45^\circ$, ir mažiausios, kai $\beta = 40^\circ$. Ši tendencija pastebėta esant visoms pastūmos vienam pjovikliui $u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm vertėms. Tačiau didžiausias skirtumas pastebimas, kai pastūma vienam pjovikliui $u_z = 0,50$ ir $2,00$ mm.

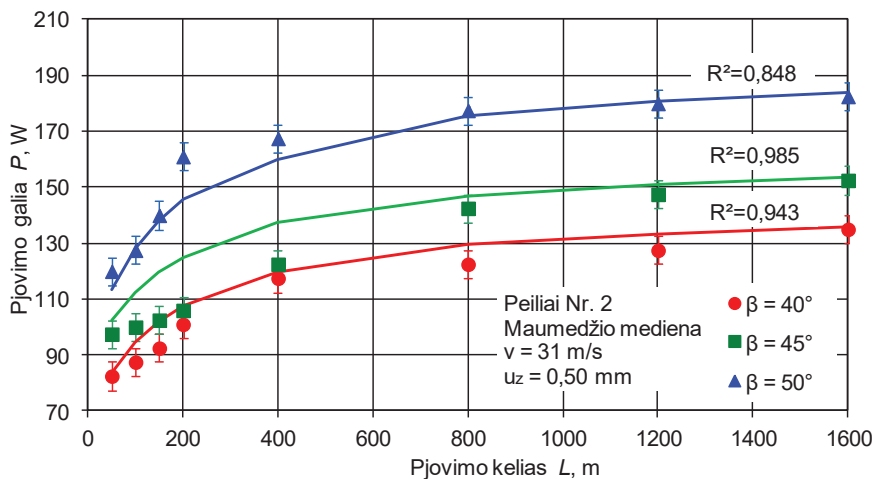
Intensyviausiai pjovimo galia P didėja pjovimo kelio L atkarpoje iki 200 m. Tai susiję su pjaunančiosios briaunos ašmenų viršūnės ištrupėjimais. Šiame pjovimo etape ypač sparčiai didėja ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimas.

Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 200 iki 400 m pastebimas galios P padidėjimo sumažėjimas. Pjovimo procesas stabilizuojasi, kadangi visų įrankių ($\beta = 40^\circ; 45^\circ$ ir 50°) ašmenys palaipsniui pereina iš dilimo ištrupant į plastiško dilimo fazę.

Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 400 iki 800 m pastebimas labai nedidelis, tačiau netiesinis pjovimo galios P padidėjimas. Šiame etape frezavimo įrankio ašmenys pradeda dilti tolygiai, be ištrupėjimų.

Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 800 iki 1600 m pastebimas labai nedidelis, tačiau tiesinis pjovimo galios P padidėjimas. Pjovimo galios P skirtumas kelio atkarpoje $L = 1600$ m, kai pastūma vienam pjovikliui $u_z = 0,50$ mm tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 40^\circ$ ir $\beta = 45^\circ$, sudarė 17 proc., o tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 40^\circ$ ir $\beta = 50^\circ$, buvo 20 proc. Pastūmai vienam pjovikliui u_z padidėjus iki $2,00$ mm, skirtumas tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 40^\circ$ ir $\beta = 45^\circ$, sumažėjo iki 32 proc. O skirtumas tarp įrankių, kurių kampai $\beta = 40^\circ$ ir $\beta = 50^\circ$, padidėjo iki 43 proc. Šie duomenys tik patvirtina, kad frezavimo įrankis po 1600 m pjovimo kelio palaipsniui pereina į monotoninio dilimo etapą.

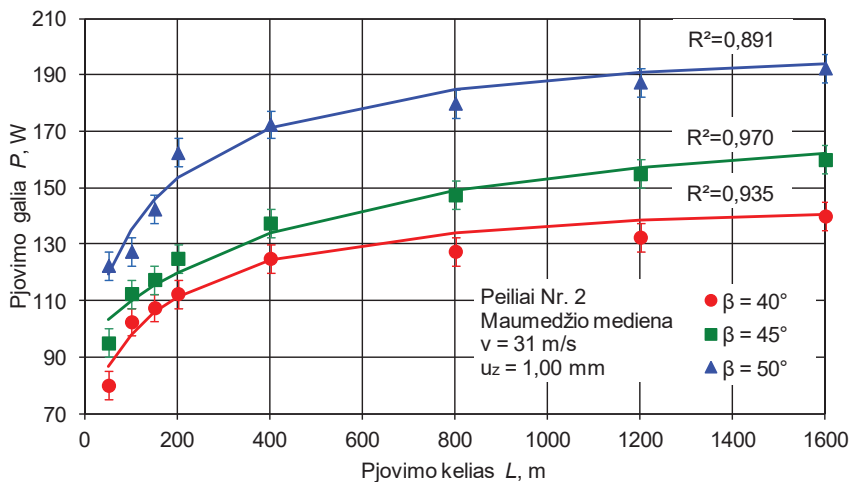
Pjovimo galios P rezultatai (3.4.2 pav.) patvirtino teoriją, kad, didėjant nusmailinimo kampui β , atpjaunamos drožlės deformuojamos didesne jėga. Todėl padidėja drožlės trintis į priekinį įrankių paviršių (Ivanoskyj ir kt., 1971; Csanady, Magoss, 2013). Ši priklausomybė buvo nustatyta ir E. Ivanovskyj ir kt. (1971) darbe. Gauti rezultatai taip pat patvirtino prielaidą, kad pjovimo galia P didėja, didinant pastūmą vienam pjovikliui u_z .



$$P = P_{max} \left(a + \frac{b}{x} + \frac{c}{x^2} + \frac{d}{x^3} + \frac{e}{x^4} \right), W; x = \frac{L}{L_{max}}$$

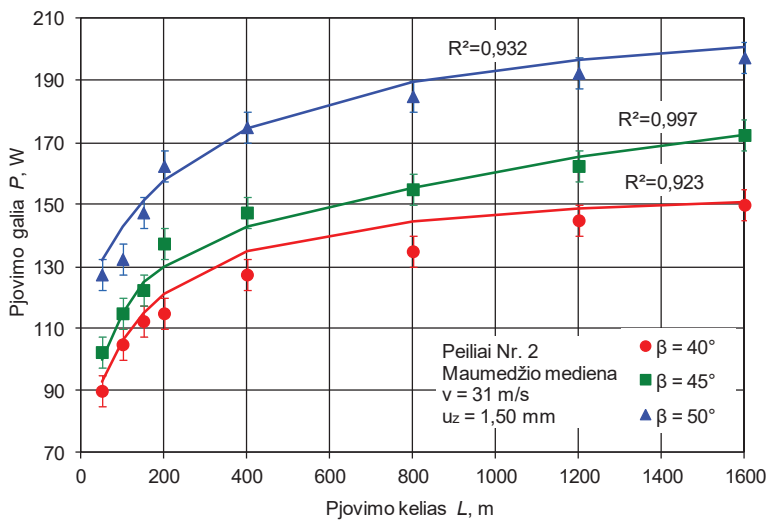
	a	b	c	d	e
$\beta = 40^\circ$	0,492	9,13	9,68	$1,25 \cdot 10^{-5}$	$-1,87 \cdot 10^{-7}$
$\beta = 45^\circ$	0,565	8,52	8,97	$-11,5 \cdot 10^{-5}$	$1,04 \cdot 10^{-6}$
$\beta = 50^\circ$	0,739	7,65	7,99	$-14,3 \cdot 10^{-5}$	$1,37 \cdot 10^{-6}$

a



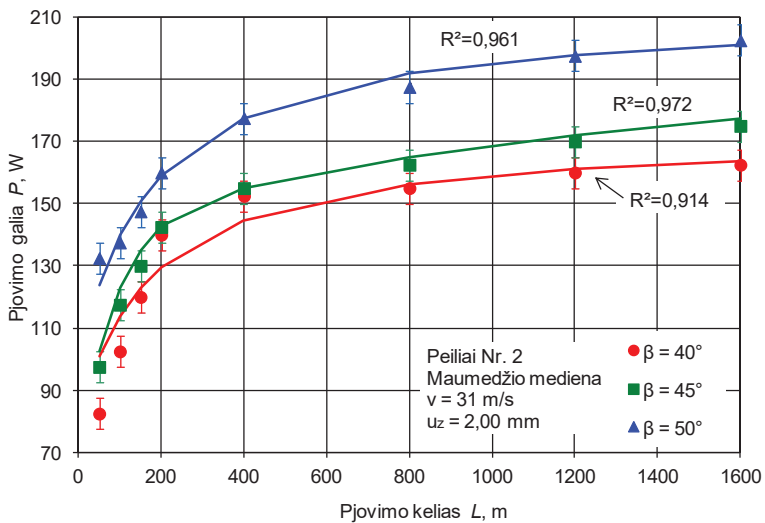
	a	b	c	d	e
$\beta = 40^\circ$	0,693	2,61	2,98	$2,00 \cdot 10^{-5}$	$-2,08 \cdot 10^{-7}$
$\beta = 45^\circ$	0,595	3,11	3,57	$-11,4 \cdot 10^{-5}$	$1,11 \cdot 10^{-6}$
$\beta = 50^\circ$	0,645	1,15	1,59	$-8,96 \cdot 10^{-5}$	$8,57 \cdot 10^{-7}$

b



	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
$\beta = 40^\circ$	0,467	11,1	11,7	$-4,82 \cdot 10^{-5}$	$4,62 \cdot 10^{-7}$
$\beta = 45^\circ$	0,656	1,45	1,78	$-12,6 \cdot 10^{-5}$	$-1,16 \cdot 10^{-6}$
$\beta = 50^\circ$	0,593	5,64	6,13	$-4,94 \cdot 10^{-5}$	$4,34 \cdot 10^{-7}$

c



	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
$\beta = 40^\circ$	0,833	3,13	3,32	$4,18 \cdot 10^{-5}$	$3,79 \cdot 10^{-7}$
$\beta = 45^\circ$	0,520	3,75	4,29	$-11,4 \cdot 10^{-5}$	$1,10 \cdot 10^{-6}$
$\beta = 50^\circ$	0,513	4,30	4,84	$-2,61 \cdot 10^{-5}$	$2,35 \cdot 10^{-7}$

d

3.4.2 pav. Pjovimo kelio L įtaka pjovimo galiui P :

$a - u_z = 0,50 \text{ mm}$; $b - u_z = 1,00 \text{ mm}$; $c - u_z = 1,50 \text{ mm}$; $d - u_z = 2,00 \text{ mm}$

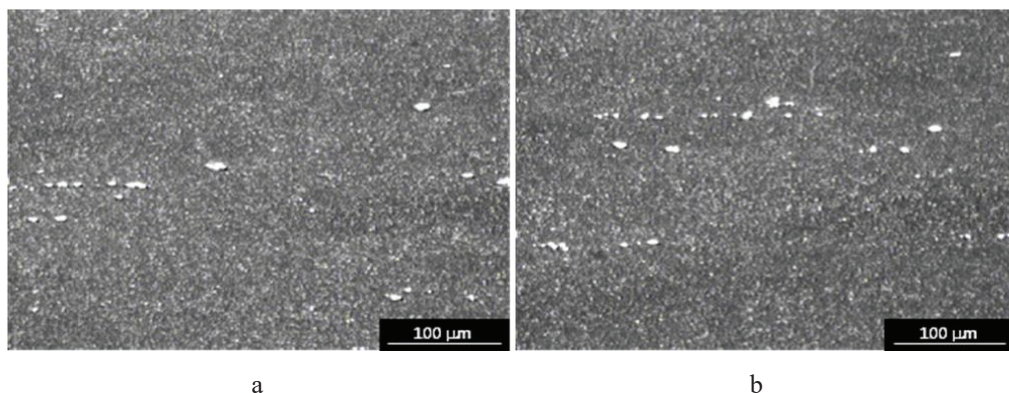
3.5. Plieno cheminės sudėties ir struktūros įtaka frezavimo įrankio dilimui

Buvo tiriama plieno cheminės sudėtis ir struktūros įtaka medienos frezavimo įrankių dilimui. Eksperimentui atlikti buvo lyginami dviejų skirtingų plieno markių medienos frezavimo įrankiai. Pirmoji peilių grupė pagaminta iš legiruoto įrankių plieno (8X6HΦT); antroji grupė – tai greitapjovio plieno HS 18-0-1 (LST EN ISO 4957:2003) trijų gamintojų pagaminti frezavimo peiliai (1 priedas).

Tyrimo metu nustatyta, kaip kinta frezavimo įrankio ašmenų suapvalinimo spindulio ρ , ašmenų sutrumpėjimo pusiauakampinės kryptimi A_μ ir pjovimo galios P vertės. Tyrimai atlikti frezuojant ažuolo medienos bandinius vienu pjovimo ($v = 31$ m/s) ir keturiais skirtingais pastūmos greičiais ($u = 3,00; 6,00; 9,00$ ir $12,0$ m/min). Vidutinis drožlės storis a buvo keičiamas netiesioginiu būdu, keičiant pastūmą vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm). Frezavimo peilių dilimas buvo tiriamas frezuojant bandinius iki 3200 m pjovimo kelio L atkarpos.

3.5.1. Peilių plienų cheminė sudėtis ir struktūra

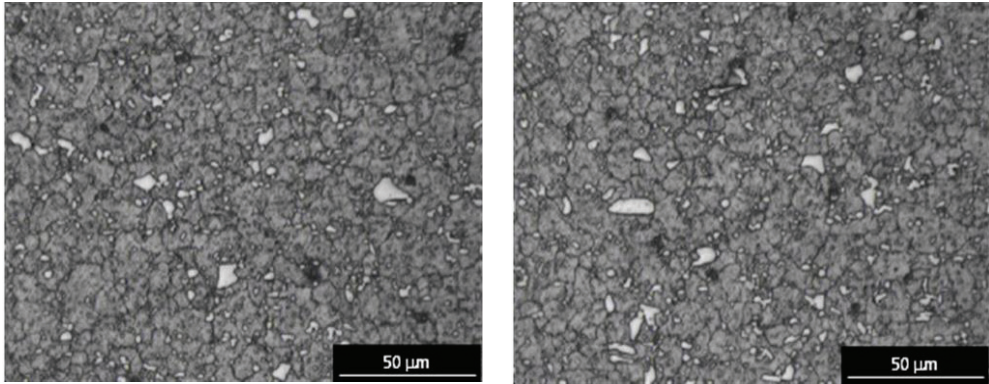
Frezavimo peiliai Nr. 1, pagaminti iš legiruoto įrankių plieno 8X6HΦT (pagal GOST 5950-73), kurio kietis 57 HRC. Toks kietumas gaunamas po grūdinimo ir atleidimo 250°C temperatūroje. Plieno mikrostruktūroje (2 priedas) matome atleistą martensitą ir karbidinius intarpus. Smulkūs dispersiniai karbidai išsidėstę tolygiai, tačiau kai kuriuose įrankio vietose yra stambių pirminių karbidų. 3 ir 4 mikrostruktūroje (3.5.1 pav., a ir b) matomas nedidelis karbidinės fazės išsidėstymo eilėtumas. Šių karbidų išsidėstymo pobūdį pagal pateiktą karbidinio nevienodumo vertinimo standartą galima vertinti kaip 2 balo.



3.5.1 pav. Legiruoto įrankių plieno 8X6HΦT (pagal GOST 5950-73) mikrostruktūra

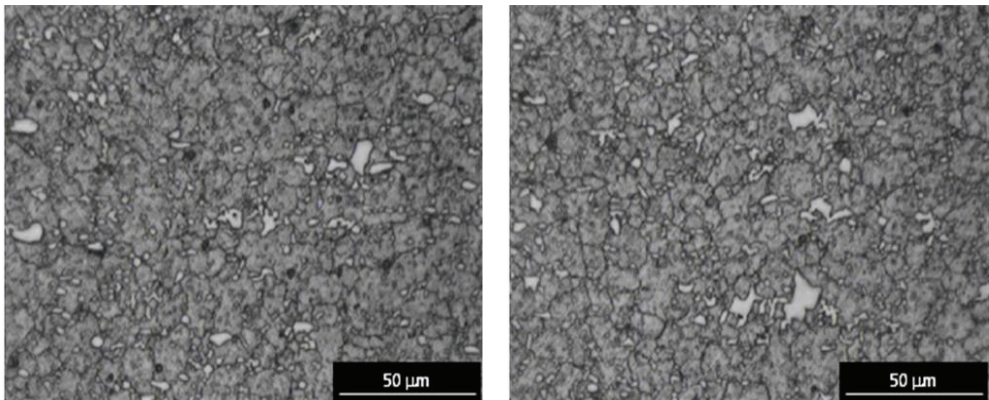
Frezavimo peiliai Nr. 2 pagaminti iš daugiavolframio greitapjovio įrankių plieno HS 18-0-1 (pagal NF A 35-590), kurio sudėtyje yra 18 proc. volframo. Plieno kietumas 61 HRC, gaunamas po grūdinimo ir atleidimo 320°C arba 620°C temperatūroje. Šis peilis buvo atleistas žemesnėje temperatūroje. Plieno mikrostruktūrą (3 priedas) sudaro austenito ir martensito mišinio grūdėliai. Išmatavus vidutinį grūdėlių dydį, gautas Nr. 11. Gautas rezultatas parodė, kad grūdinimas atliktas pagal šios markės plienui būdingą terminio apdorojimo technologiją. Tačiau, atleidus peilį 320°C temperatūroje, nepasiekiamas antrinis kietumas, ir plienas

nepasižymi šiluminiu patvarumu. Karbidinė fazė išsidėsčiusi gana tolygiai; matomi ir stambesni pirminiai karbidai (3.5.2 pav., a ir b).



a b
3.5.2 pav. Daugivolframio greitapjovio įrankių plieno HS 18-0-1 (pagal NF A 35-590) mikrostruktūra

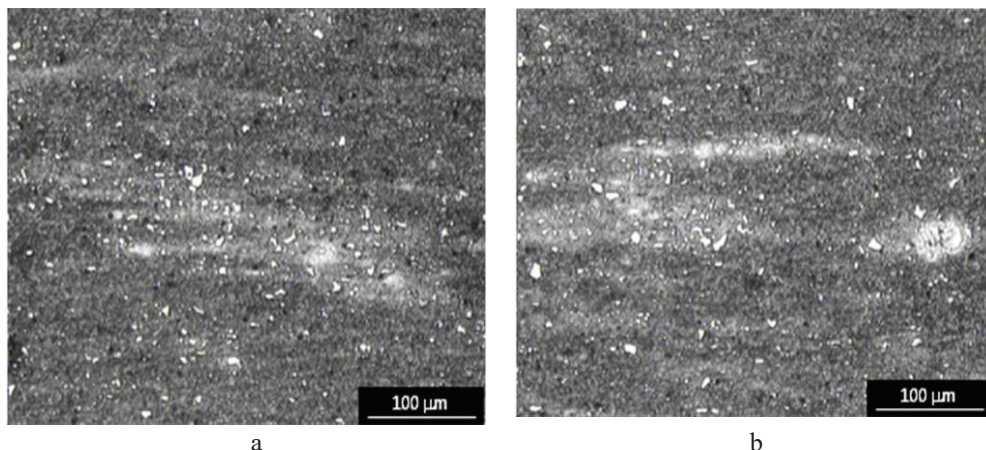
Frezavimo peiliai Nr. 3 pagaminti iš daugivolframio greitapjovio įrankių plieno HS 18-0-1 (pagal DIN 17350), kurio sudėtyje yra 18 proc. volframo. Peilio kietumas 61 HRC, gaunamas po grūdinimo ir atleidimo 320°C arba 620°C temperatūroje. Šis plienas buvo atleistas žemesnėje temperatūroje. Plieno mikrostruktūrą sudaro austenito ir martensito mišinio grūdėliai (4 priedas). Išmatavus vidutinį grūdėlių dydį, gautas Nr. 11, vadinasi, grūdinimas buvo atliktas esant reikiamai šios markės plienams temperatūrai. Tačiau, atleidus peilį 320°C temperatūroje, nepasiekiamas antrinis kietumas, ir plienas nepasižymi atsparumu kaitrai. Karbidinė fazė išsidėsčiusi gana tolygiai; matomi ir stambesni pirminiai karbidai (3.5.3 pav., a ir b).



a b
3.5.3 pav. Daugivolframio greitapjovio įrankių plieno HS 18-0-1 (pagal DIN 17350) mikrostruktūra

Frezavimo peiliai Nr. 4 pagaminti iš daugivolframio greitapjovio įrankių plieno HS 18-0-1 (pagal UNI 2955), kurio sudėtyje yra 18 proc. volframo. Peilio

kietumas 61 HRC, gaunamas po grūdinimo ir atleidimo 300°C arba 620°C temperatūroje.



3.5.4 pav. Daugiavolframio greitapjovio įrankių plieno HS 18-0-1 (pagal UNI 2955) mikrostruktūra

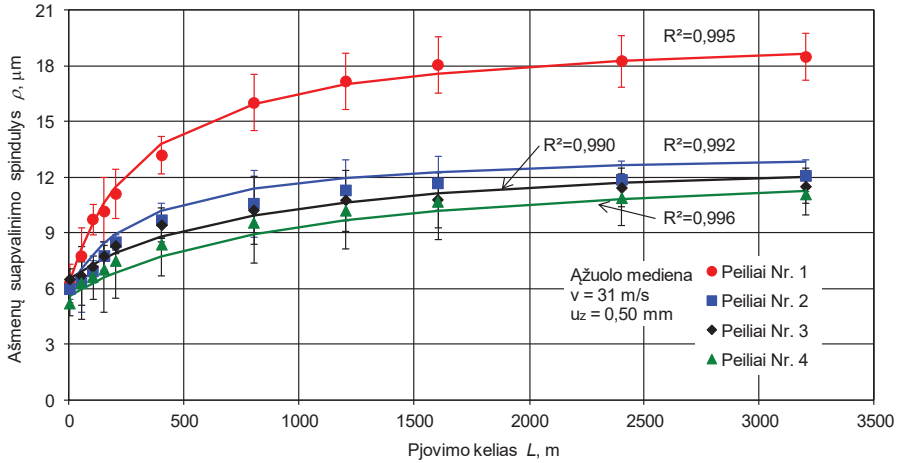
Didesnė tikimybė, kad peilis buvo atleistas aukštesnėje temperatūroje arba grūdinant nebuvo pasiekta reikiama grūdinimo temperatūra, nes mikrostruktūros pagrindą sudaro atleistas martensitas. Plieno mikrostruktūroje (5 priedas) matome atleisto martensito ir smulkių dispersinių karbidų pagrindą. Smulkūs dispersiniai karbidai išsidėstę tolygiai. Mikrostruktūroje matomi gana stambūs pirminių karbidų tarpai. Peilio mikrostruktūroje (3.5.4 pav., a ir b) matomas šviesios gausiau legiruotos juostos, tai legiravimo elementų likvacija. Likvacijos juostose grūdinant išliko didelis liekamojo austenito kiekis, kuris nevirto į martensitą atleidimo metu. Vadinasi, atleidimo temperatūra buvo nepakankama. Daugkartinis atleidimas, kuris visiškai atleistų visą peilio skerspjūvį, nebuvo atliktas.

3.5.2. Plieno cheminės sudėties ir struktūros įtaka ašmenų mikrogeometrijos parametrams

Analizuojant gautus rezultatus (3.5.5 pav.) pastebėta, kad visi keturi frezavimo peiliai (Nr. 1; 2; 3 ir 4) dyla dėsningai, t. y. pagal įprastinį medienos frezavimo įrankių dilimo mechanizmą. Galima išskirti keturias įrankio dilimo fazes. Pirmoji dilimo fazė iki 400 m, antroji – nuo 400 iki 800 m, trečioji – nuo 800 iki 1600 m ir ketvirtoji – nuo 1600 iki 3200 m pjovimo kelio atkarpos.

Visi keturi frezavimo įrankiai (Nr. 1; 2; 3 ir 4) intensyviausiai dyla iki 400 m pjovimo kelio L ribos ištrupant ašmenims. Intensyvus dilimas pastebimas esant visoms pastūmos vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm) vertėms.

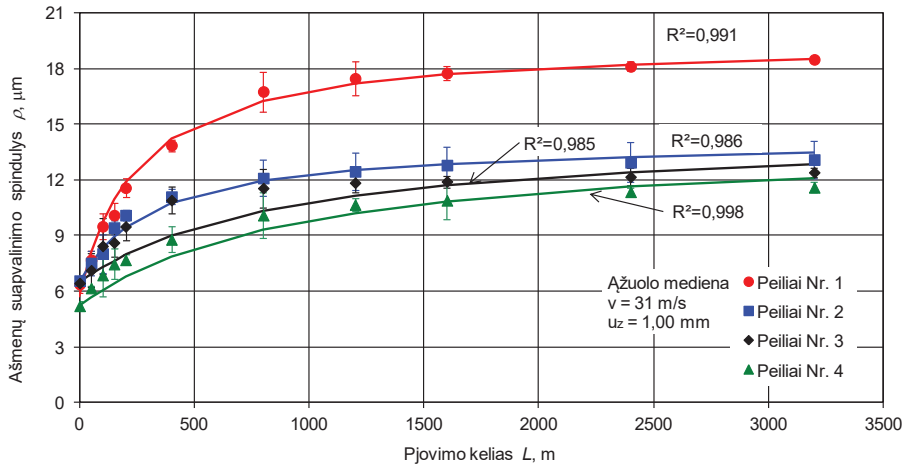
Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 400 iki 800 m dilimo intensyvumas sulėtėja, ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimas sumažėja. Dilimą ištrupant palaiptiesniui keičia tolygusis tribologinis dilimas, kuris būdingas visiems keturiems įrankiams. Šiame etape pastebimas didesnis rezultatų skirtumas tarp visų keturių įrankių.



$$\rho = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

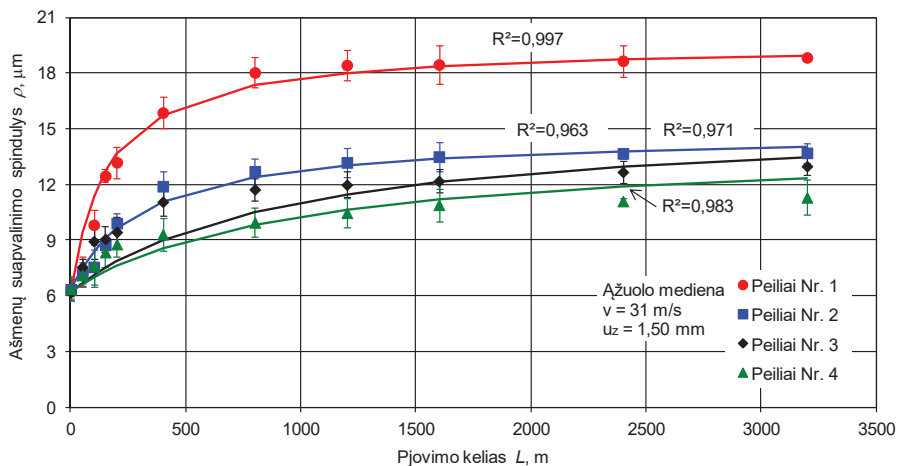
	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
Peiliai Nr. 1	6,34	$2,99 \cdot 10^{-9}$	$5,98 \cdot 10^{-8}$
Peiliai Nr. 2	5,61	$3,14 \cdot 10^{-9}$	$4,01 \cdot 10^{-8}$
Peiliai Nr. 3	6,45	$2,16 \cdot 10^{-9}$	$2,65 \cdot 10^{-8}$
Peiliai Nr. 4	5,41	$2,35 \cdot 10^{-9}$	$2,79 \cdot 10^{-8}$

a



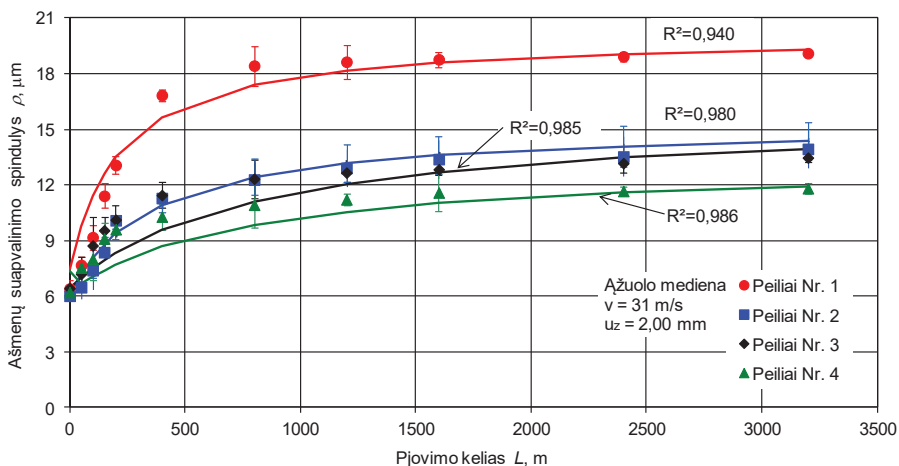
	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
Peiliai Nr. 1	5,73	$4,06 \cdot 10^{-9}$	$7,91 \cdot 10^{-8}$
Peiliai Nr. 2	6,25	$4,96 \cdot 10^{-9}$	$6,71 \cdot 10^{-8}$
Peiliai Nr. 3	6,57	$4,25 \cdot 10^{-9}$	$5,44 \cdot 10^{-8}$
Peiliai Nr. 4	5,40	$2,48 \cdot 10^{-9}$	$3,07 \cdot 10^{-8}$

b



	a	b	c
Peiliai Nr. 1	6,15	$6,27 \cdot 10^{-9}$	$1,23 \cdot 10^{-7}$
Peiliai Nr. 2	5,72	$5,13 \cdot 10^{-9}$	$7,32 \cdot 10^{-8}$
Peiliai Nr. 3	7,23	$2,54 \cdot 10^{-9}$	$3,46 \cdot 10^{-8}$
Peiliai Nr. 4	6,78	$2,27 \cdot 10^{-9}$	$2,70 \cdot 10^{-8}$

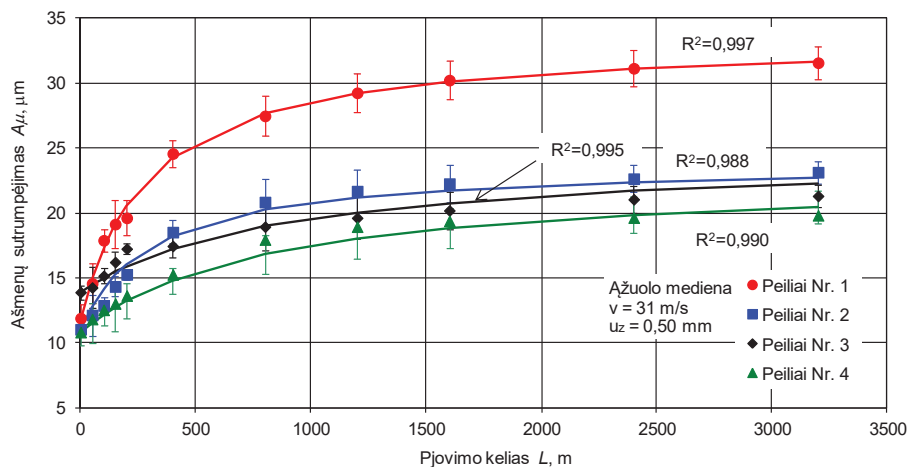
c



	a	b	c
Peiliai Nr. 1	7,39	$4,66 \cdot 10^{-9}$	$9,36 \cdot 10^{-8}$
Peiliai Nr. 2	5,86	$3,36 \cdot 10^{-9}$	$4,93 \cdot 10^{-8}$
Peiliai Nr. 3	6,79	$3,79 \cdot 10^{-9}$	$5,30 \cdot 10^{-8}$
Peiliai Nr. 4	6,64	$4,50 \cdot 10^{-9}$	$5,49 \cdot 10^{-8}$

d

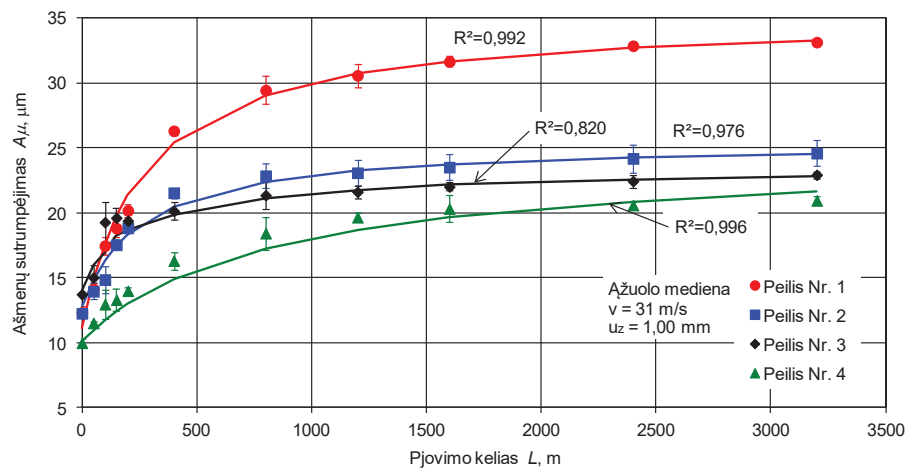
3.5.5 pav. Plieno cheminės sudėties įtaka ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ esant įvairioms pastūmos vienam pjovikliui u_z vertėms: a – $u_z = 0,50$ mm; b – $u_z = 1,00$ mm; c – $u_z = 1,50$ mm; d – $u_z = 2,00$ mm



$$A_\mu = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

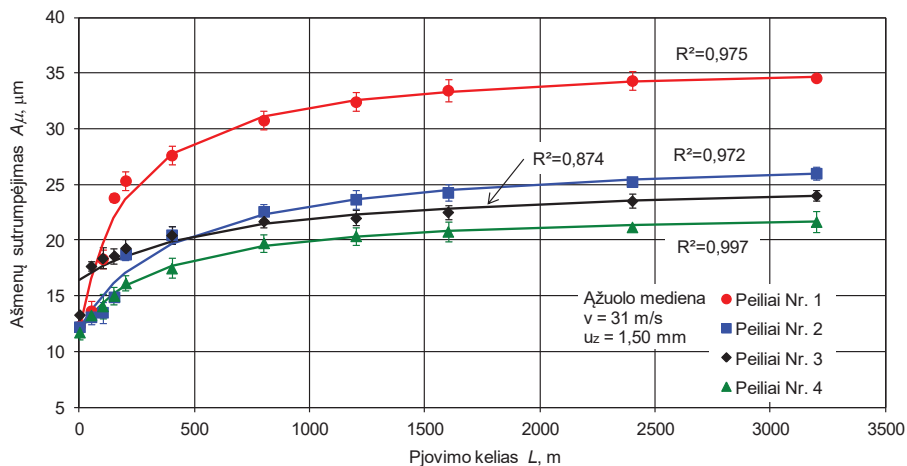
	a	b	c
Peilīai Nr. 1	11,7	$3,43 \cdot 10^{-9}$	$1,14 \cdot 10^{-7}$
Peilīai Nr. 2	10,0	$3,46 \cdot 10^{-9}$	$8,43 \cdot 10^{-8}$
Peilīai Nr. 3	14,3	$1,47 \cdot 10^{-9}$	$3,36 \cdot 10^{-8}$
Peilīai Nr. 4	10,2	$2,81 \cdot 10^{-9}$	$5,92 \cdot 10^{-8}$

a



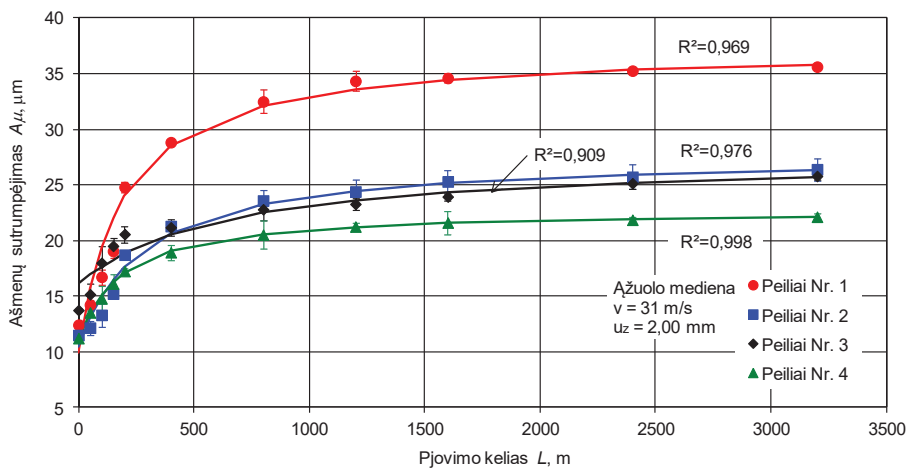
	a	b	c
Peilīai Nr. 1	11,1	$3,71 \cdot 10^{-9}$	$1,30 \cdot 10^{-7}$
Peilīai Nr. 2	12,7	$3,88 \cdot 10^{-9}$	$9,90 \cdot 10^{-8}$
Peilīai Nr. 3	16,3	$2,37 \cdot 10^{-9}$	$5,63 \cdot 10^{-8}$
Peilīai Nr. 4	9,94	$2,89 \cdot 10^{-9}$	$6,44 \cdot 10^{-8}$

b



	a	b	c
Peilii Nr. 1	11,9	$4,68 \cdot 10^{-9}$	$1,69 \cdot 10^{-7}$
Peilii Nr. 2	11,9	$2,36 \cdot 10^{-9}$	$6,55 \cdot 10^{-8}$
Peilii Nr. 3	16,4	$1,52 \cdot 10^{-9}$	$3,87 \cdot 10^{-8}$
Peilii Nr. 4	11,8	$2,99 \cdot 10^{-9}$	$6,77 \cdot 10^{-8}$

c



	a	b	c
Peilii Nr. 1	9,98	$5,26 \cdot 10^{-9}$	$1,96 \cdot 10^{-7}$
Peilii Nr. 2	10,4	$3,56 \cdot 10^{-9}$	$9,88 \cdot 10^{-8}$
Peilii Nr. 3	16,1	$1,55 \cdot 10^{-9}$	$4,29 \cdot 10^{-8}$
Peilii Nr. 4	11,1	$5,26 \cdot 10^{-9}$	$1,19 \cdot 10^{-7}$

d

3.5.6 pav. Plieno cheminės sudėties įtaka ašmenų sutrupėjimui pusiauakampinės kryptimi A_μ esant įvairioms pastūmos vienam pjovikliui u_z vertėms: a – $u_z = 0,50$ mm; b – $u_z = 1,00$ mm; c – $u_z = 1,50$ mm; d – $u_z = 2,00$ mm

Pjovimo kelio atkarpoje nuo 800 iki 1600 m visų keturių įrankių dilimas sulėtėja. Šiame etape pastebima visų įrankių dilimo proceso stabilizacija. Analizuojant rezultatus, nepastebėta staigių ašmenų suapvalinimo spindulio ρ ir sutrumpėjimo A_μ padidėjimo verčių pokyčių, todėl galima teigti, kad visi įrankiai dyla tolygiai pagal tribologinio dilimo dėsnius.

Pjovimo kelio atkarpoje nuo 1600 iki 3200 m visų keturių įrankių dilimas ypač sulėtėja. Ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimas tampa artimas tiesinei priklausomybei. Šiame etape matoma visų įrankių dilimo proceso stabilizacija. Analizuojant rezultatus nepastebėta staigių ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimo reikšmių pokyčių, todėl galima teigti, kad visi įrankiai pereina į tolygaus dilimo etapą.

Apibendrinant gautus rezultatus nustatyta, kad ašmenų sutrumpėjimo pusiaukampinės kryptimi A_μ vertės (3.5.6 pav.) pasiskirstė pagal panašius dėsningumus, kaip ir ašmenų suapvalinimo spindulio ρ vertės. Galima teigti, kad gauti dėsningumai yra universalūs ir patvirtina plienų cheminės sudėties ir struktūros įtaką frezavimo įrankių dilimui.

Analizuojant rezultatus įvairiose pjovimo kelio L atkarpose, didžiausias ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimas pastebėtas dylant frezavimo įrankiui Nr. 1, pagamintam iš legiruoto įrankių plieno 8X6HФТ. Mažiausiai pradinio dilimo etape dyla įrankis Nr. 4, pagamintas iš greitapjovio plieno HS 18-0-1 (UNI 2955). Šis skirtumas matomas esant visoms pastūmos vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm) vertėms.

Analizuojant įrankių dilimo rezultatus pastebėta, kad iki 100 m pjovimo kelio L atkarpos visų frezavimo įrankių (Nr. 1; 2; 3 ir 4) ašmenų suapvalinimo spindulio ρ ir sutrumpėjimas A_μ įgauna pakankamai vienodas skaitines vertes, t. y. didelio skirtumo tarp visų keturių įrankių nepastebėta.

Viršijus 100 m pjovimo kelio ribą, ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimas intensyviau auga įrankio Nr. 1, kiek mažesnis augimas įrankių (Nr. 2; 3 ir 4), pagamintų iš HS plieno.

Pasiekus 200 m pjovimo kelio atkarpa, ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimo vidutinis skirtumas (prie įvairių u_z verčių) tarp įrankių Nr. 1 ir Nr. 4 sudarė 25,7 proc.

Kitame frezavimo etape, kai buvo pasiekta 400 m pjovimo kelio atkarpa, ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimo vidutinis skirtumas (prie įvairių u_z verčių) tarp įrankių Nr. 1 ir Nr. 4 padidėjo iki 32,1 proc.

Pasiekus 800 m pjovimo kelio atkarpa, įrankių dilimo intensyvumas palaipsniui sumažėja. Šioje pjovimo kelio atkarpoje ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimo vidutinis skirtumas (prie įvairių u_z verčių) tarp įrankių Nr. 1 ir Nr. 4 sudarė 36 proc.

Pastebėta, kad, pasiekus 1600 m pjovimo kelio atkarpa, visų įrankių dilimas stabilizuojasi. Ašmenų suapvalinimo spindulio ρ vertės padidėja labai nedaug. Ašmenų suapvalinimo spindulio ρ vidutinis skirtumas (prie įvairių u_z verčių) tarp įrankių Nr. 1 ir Nr. 4 sudarė 34 proc.

Pasiekus 3200 m pjovimo kelio atkarpa, ašmenų suapvalinimo spindulio ρ vidutinis skirtumas (prie įvairių u_z verčių) tarp įrankių Nr. 1 ir Nr. 2 sudarė 33,6 proc., tarp Nr. 1 ir Nr. 3 – 32,8 proc. ir tarp Nr. 1 ir Nr. 4 – 32,9 proc.

Taip yra dėl skirtingos peilių plienų cheminės sudėties ir struktūros (1 priedas). Greitapjoviai plienai turi daugiau anglies, molibdeno, volframo, mangano, fosforo, vario, aliuminio ir alavo (Pavaras, Žvinys, 1995).

Legiruoto įrankių plieno 8X6HΦT, palyginti su atspariausiu dilimui greitapjoviu plieniu HS 18-0-1 (UNI 2955), cheminėje sudėtyje yra daugiau anglies ir chromo, tačiau mažiau mangano ir volframo (1 priedas). Be to, šio plieno kietumas mažesnis už paminėto HS plieno (2.2.1 lent.). Tai susiję su plieno chemine sudėtimi ir terminiu apdirbimu.

Palyginus iš įvairių greitapjovio plieno (HS) markių pagamintų įrankių (Nr. 2; 3 ir 4) dilimo rezultatus, nustatyta, kad intensyviausiai dyla įrankis Nr. 2. Antrasis pagal dilimo intensyvumą įrankis Nr. 3, o atspariausias dilimui – įrankis Nr. 4. Analizuojant gautus rezultatus akivaizdu, kad įtakos turi plienų cheminė sudėtis, struktūra ir kietumas (2–5 priedai).

Visi įrankiai (Nr. 2; 3 ir 4) pagaminti iš HS plienų, kurių sudėtyje legiruojančių cheminių priemaišų kiekis artimas arba atitinka standartų leidžiamas paklaidas (1 priedas). Taip pat šie įrankiai yra vienodo kietumo (61 HRC). HS plienų mikrostruktūros analizės rezultatai parodė, kad įrankių Nr. 2 ir 3 terminis apdorojimas yra vienodas, taip pat nustatytas austenito ir martensito mišinio grūdelių dydis Nr. 11. Įrankio Nr. 4 mikrostruktūra skiriasi. Didesnė tikimybė, kad peilis buvo atleistas aukštesnėje atleidimo temperatūroje arba grūdinant nebuvo pasiekta reikiama grūdinimo temperatūra, nes mikrostruktūros pagrindą sudaro atleistas martensitas. Plieno mikrostruktūroje (5 priedas) matome atleisto martensito ir smulkių dispersinių karbidų pagrindą. Smulkūs dispersiniai karbidai išsidėstę tolygiai. Mikrostruktūroje matomi gana stambūs pirminių karbidų intarpai. Peilio mikrostruktūroje (5 priedas) matomos šviesios gausiau legiruotos juostos, tai rodo, kad peilio ruošinys turėjo legiruojančių elementų likvaciją. Likvacinėse juostose grūdinant išliko padidėjęs liekamojo austenito kiekis, kuris nevirto į martensitą atleidimo metu. Vadinasi, atleidimo procesas nebuvo iki galo atliktas. Nebuvo atliktas daugkartinis atleidimas, kuris visiškai atleistų visą peilio skerspį. Tačiau šis terminio apdorojimo atvejis neturėjo įtakos įrankio atsparumui dilimui. Dilimo etape (iki $L = 3200$ m) frezavimo įrankis Nr. 4 buvo patvariausias. Galima teigti, kad terminio apdorojimo režimų įtaka frezavimo įrankių patvarumui yra akivaizdi ir turi būti tiriama atskirai, nepriklausomai nuo šių tyrimų.

Analizuojant pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaką ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ ir sutrumpėjimui A_μ , nustatyta, kad visi įrankiai (Nr. 1; 2; 3 ir 4), esant skirtingoms pastūmos vienam pjovikliui u_z vertėms, dyla nevienodai (3.5.7 ir 3.5.8 pav.). Gauti rezultatai parodė, kad, didėjant pastūmos vienam pjovikliui u_z vertėms, ašmenų suapvalinimo spindulio ρ ir sutrumpėjimo A_μ vertės padidėja.

Galima išskirti keletą periodų, kuriuose įrankių dilimas vyksta pagal skirtingus dėsningumus. Pastūmos vienam pjovikliui u_z poveikis yra mažiau ryškus pjovimo kelio L atkarpoje iki 200 m. Analizuojant gautus rezultatus (3.5.5 pav., a) pastebėta, kad skirtumas tarp ašmenų suapvalinimo spindulio ρ verčių yra nedidelis. Pastūmai vienam pjovikliui u_z padidėjus nuo 0,50 iki 1,00 mm, ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimas vidutiniškai padidėja 9,76 proc. Skirtumas tarp rezultatų, kai $u_z = 1,00$ ir 1,50 mm, sudarė 5,90 proc., o skirtumas tarp rezultatų, kai $u_z = 1,50$ ir 2,00 mm,

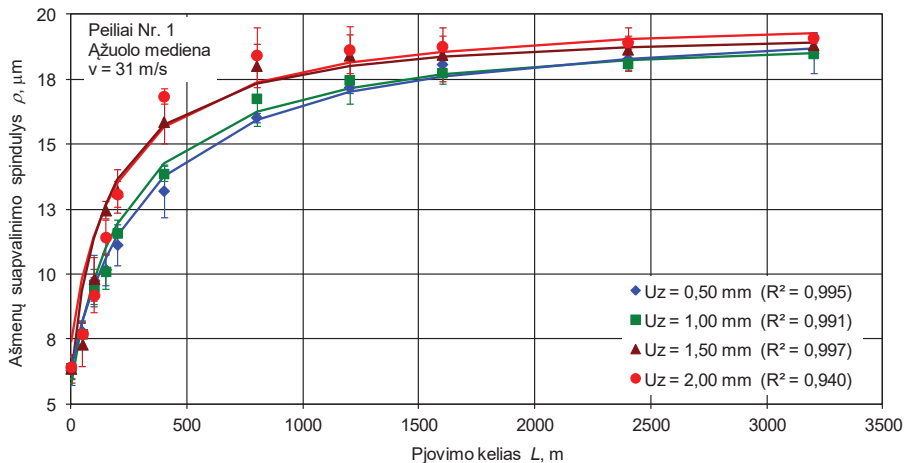
sudarė tik 5,04 proc. Rezultatai parodė, kad pradiniam įrankio dilimo etape iki 200 m pjovimo kelio L atkarpos pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaka yra nedidelė.

Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 200 iki 800 m pastebimas akivaizdus skirtumas tarp įrankio dilimo rezultatų. Šiame etape rezultatų pokytis, t. y. ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimas, kinta sparčiau. Pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaka tampa didesnė. Padidėja skirtumai tarp rezultatų. Pastūmai vienam pjovikliui u_z padidėjus nuo 0,50 iki 1,00 mm, ašmenų suapvalinimo spindulys ρ padidėja 8,89 proc. Skirtumas tarp rezultatų, kai buvo frezuojama esant $u_z = 1,00$ ir 1,50 mm, sudarė 2,39 proc. Padidėjus pastūmai vienam pjovikliui u_z nuo 1,50 iki 2,00 mm, skirtumas tarp ašmenų suapvalinimo spindulio ρ rezultatų sudarė tik 4,60 proc. Gauti rezultatai parodė, kad šiame dilimo etape pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaka sustiprėja.

Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 800 iki 1600 m skirtumas tarp įrankio dilimo rezultatų proporcingai didėja. Tačiau didelių pokyčių nepastebėta. Išlieka panaši tendencija, kaip ir etape nuo 200 iki 800 m. Vidutinis skirtumas tarp įrankio dilimo rezultatų, padidėjus pastūmai vienam pjovikliui u_z nuo 0,50 iki 1,00 mm, buvo 5,12 proc. Skirtumas tarp rezultatų, kai buvo frezuojama esant pastūmai vienam pjovikliui $u_z = 1,00$ ir 1,50 mm, sudarė 2,35 proc. Padidėjus pastūmai vienam pjovikliui u_z nuo 1,50 iki 2,00 mm, skirtumas tarp ašmenų suapvalinimo spindulio ρ rezultatų sudarė 3,90 proc. Pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaka išlieka tokia pati.

Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 1600 iki 3200 m ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimas labai sulėtėja, kadangi įgauna mažiausias vertes. Galima teigti, kad rezultatai kinta dėsningai. Vidutinis skirtumas tarp įrankio dilimo rezultatų, padidėjus pastūmai vienam pjovikliui u_z nuo 0,50 iki 1,00 mm, buvo 4,69 proc. Skirtumas tarp rezultatų, kai buvo frezuojama esant pastūmai vienam pjovikliui $u_z = 1,00$ ir 1,50 mm, sudarė 3,00 proc. Padidėjus pastūmai vienam pjovikliui u_z nuo 1,50 iki 2,00 mm, skirtumas tarp ašmenų suapvalinimo spindulio ρ rezultatų sudarė 3,25 proc. Rezultatai parodė, kad pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaka išlieka nepakitusi.

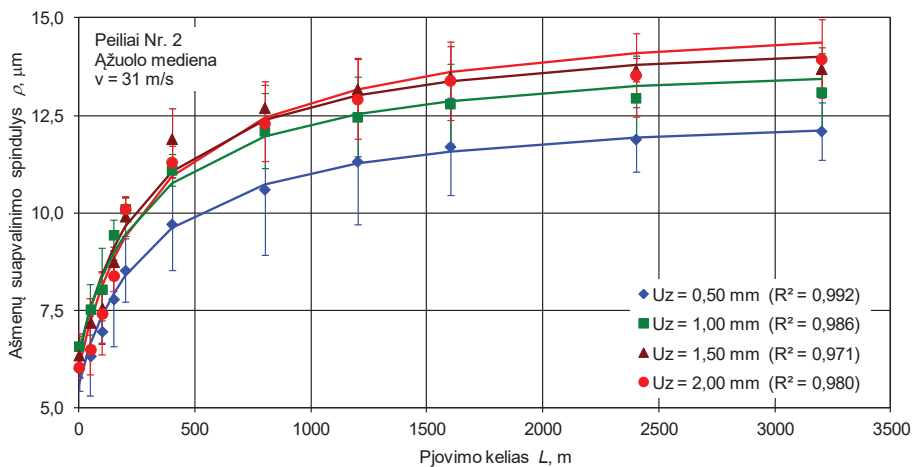
Apibendrinus rezultatus nustatyta, kad, pastūmai vienam pjovikliui u_z didėjant, visų frezavimo įrankių (Nr. 1; 2; 3 ir 4) ašmenų suapvalinimo spindulio ρ ir sutrumpėjimo A_μ vertės didėja, t. y. įrankis dyla intensyviau. Gauti rezultatai patvirtina pjovimo teorijos teiginius, kad, frezuojant medieną ir didinant vidutinį drožlės storį a , įrankio ašmenys dyla intensyviau. Taip pat buvo nustatyta, kad, nupjaunant mažesnio vidutinio storio drožles, įrankis intensyviau dyla pagal užpakalinį paviršių. Trinties jėgos, veikiančios įrankio priekinį paviršių, poveikis yra palyginti nedidelis. O užpakalinio paviršiaus kontakto kelias dėl slydimo yra didesnis, palyginti su priekiniu. Didinant drožlės storį a , didėja trinties jėga ir kontakto ilgis, veikiantis priekinį pjoviklio paviršių (Richter ir kt., 1995; Laszewicz ir kt., 2013).



$$\rho = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

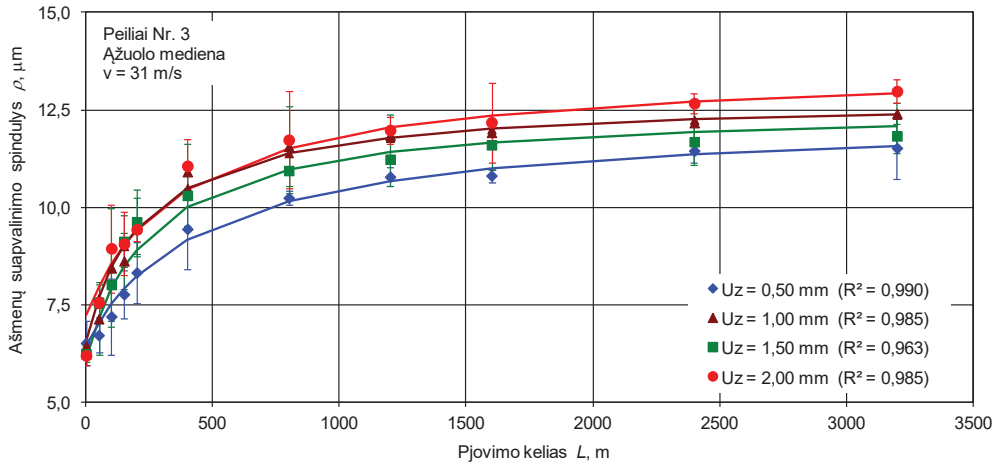
	a	b	c
$u_z = 0,50 \text{ mm}$	6,34	$2,99 \cdot 10^{-9}$	$5,98 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,00 \text{ mm}$	5,73	$4,05 \cdot 10^{-9}$	$7,91 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,50 \text{ mm}$	6,15	$6,27 \cdot 10^{-9}$	$1,23 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 2,00 \text{ mm}$	7,39	$4,66 \cdot 10^{-9}$	$9,36 \cdot 10^{-8}$

a



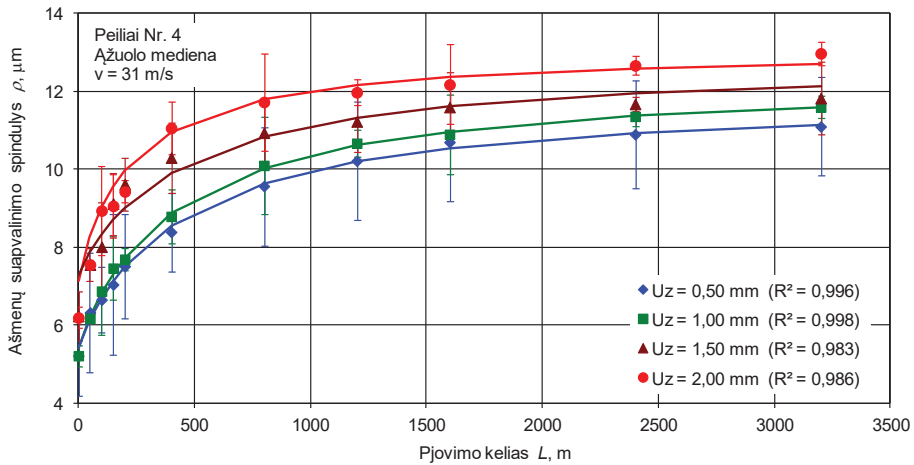
	a	b	c
$u_z = 0,50 \text{ mm}$	5,61	$3,14 \cdot 10^{-9}$	$4,01 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,00 \text{ mm}$	6,25	$4,96 \cdot 10^{-9}$	$6,71 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,50 \text{ mm}$	5,73	$5,13 \cdot 10^{-9}$	$7,31 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 2,00 \text{ mm}$	8,86	$3,36 \cdot 10^{-9}$	$4,93 \cdot 10^{-8}$

b



	a	b	c
$u_z = 0,50$ mm	5,41	$2,35 \cdot 10^{-9}$	$2,79 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,00$ mm	6,57	$4,25 \cdot 10^{-9}$	$5,45 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,50$ mm	7,23	$2,54 \cdot 10^{-9}$	$3,46 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 2,00$ mm	6,79	$3,79 \cdot 10^{-9}$	$5,30 \cdot 10^{-8}$

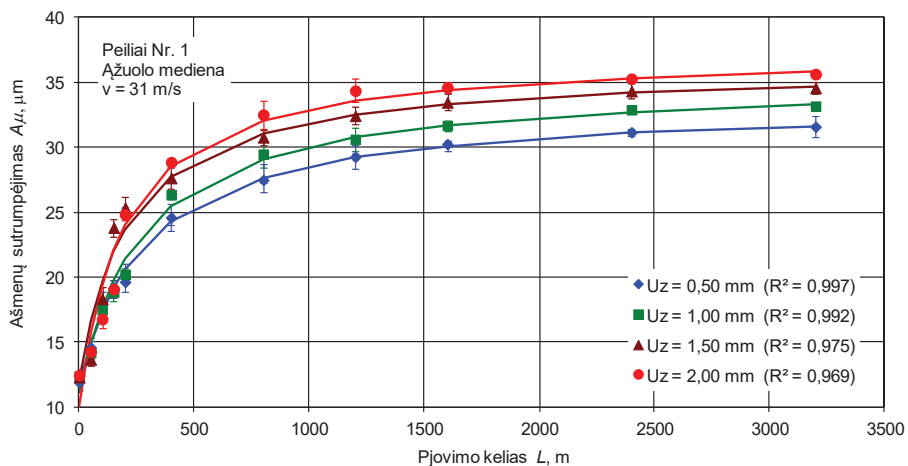
c



	a	b	c
$u_z = 0,50$ mm	5,41	$2,34 \cdot 10^{-9}$	$2,79 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,00$ mm	5,40	$2,48 \cdot 10^{-9}$	$3,07 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,50$ mm	6,78	$2,27 \cdot 10^{-9}$	$2,70 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 2,00$ mm	6,64	$4,50 \cdot 10^{-9}$	$5,48 \cdot 10^{-8}$

d

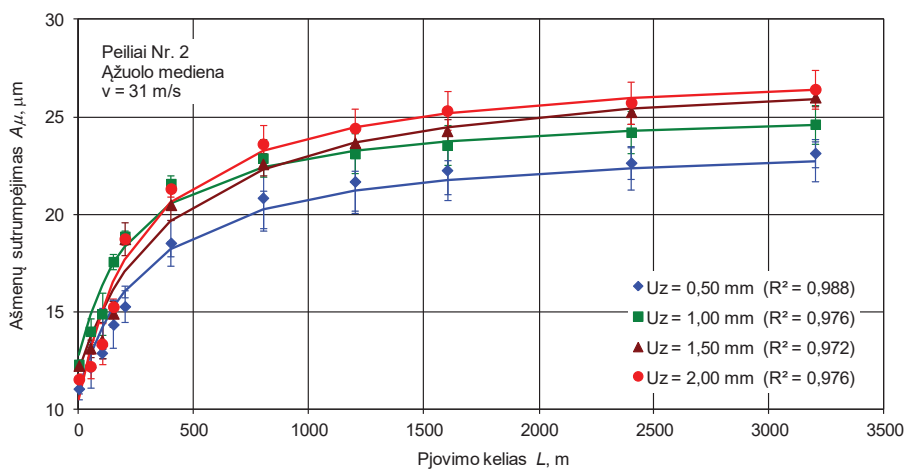
3.5.7 pav. Pastūmos vienam pjovikliui u_z , mm įtaka ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ : a – įrankis Nr. 1; b – įrankis Nr. 2; c – įrankis Nr. 3; d – įrankis Nr. 4



$$A_\mu = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

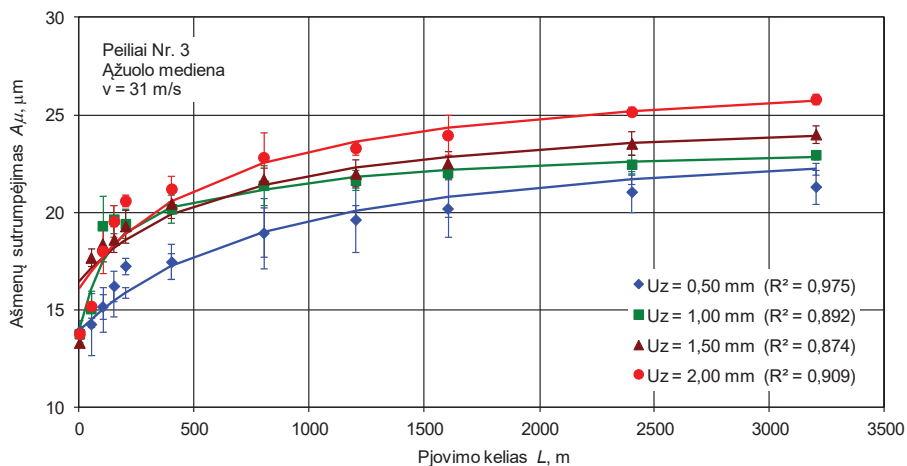
	a	b	c
$u_z = 0,50$ mm	11,7	$3,43 \cdot 10^{-9}$	$1,15 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 1,00$ mm	11,1	$3,71 \cdot 10^{-9}$	$1,30 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 1,50$ mm	11,9	$4,68 \cdot 10^{-9}$	$1,69 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 2,00$ mm	9,98	$5,26 \cdot 10^{-9}$	$1,96 \cdot 10^{-7}$

a



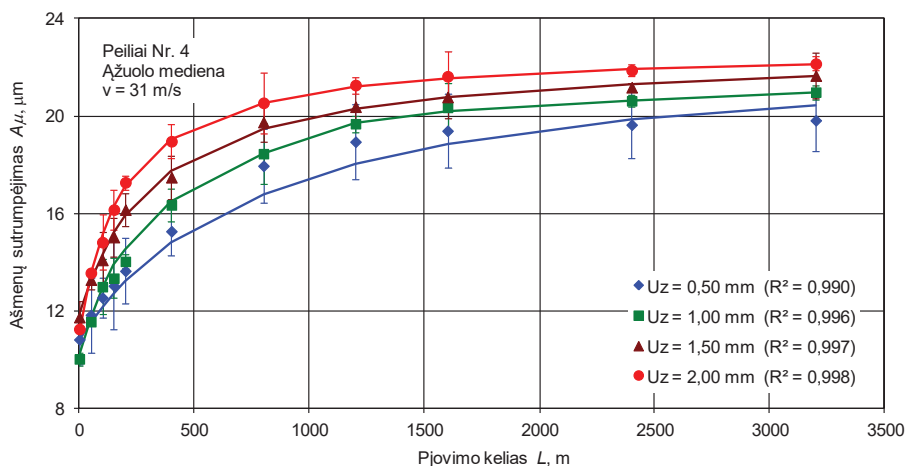
	a	b	c
$u_z = 0,50$ mm	10,0	$3,46 \cdot 10^{-9}$	$8,43 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,00$ mm	12,7	$3,88 \cdot 10^{-9}$	$9,90 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,50$ mm	11,9	$2,36 \cdot 10^{-9}$	$6,55 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 2,00$ mm	10,4	$3,56 \cdot 10^{-9}$	$9,88 \cdot 10^{-8}$

b



	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
$u_z = 0,50 \text{ mm}$	14,3	$1,47 \cdot 10^{-9}$	$3,36 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,00 \text{ mm}$	16,3	$2,37 \cdot 10^{-9}$	$5,63 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,50 \text{ mm}$	16,4	$1,52 \cdot 10^{-9}$	$3,87 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 2,00 \text{ mm}$	16,1	$1,55 \cdot 10^{-9}$	$4,29 \cdot 10^{-8}$

c



	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
$u_z = 0,50 \text{ mm}$	10,2	$2,81 \cdot 10^{-9}$	$5,92 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,00 \text{ mm}$	9,94	$2,89 \cdot 10^{-9}$	$6,44 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,50 \text{ mm}$	11,8	$2,99 \cdot 10^{-9}$	$6,77 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 2,00 \text{ mm}$	11,1	$5,26 \cdot 10^{-9}$	$1,19 \cdot 10^{-7}$

d

3.5.8 pav. Pastūmos vienam pjovikliui u_z , mm įtaka ašmenų sutrumpėjimui A_μ pusiauakampinės kryptimi: a – įrankis Nr. 1; b – įrankis Nr. 2; c – įrankis Nr. 3; d – įrankis Nr. 4

3.5.3. Plienų cheminės sudėties ir struktūros įtaka pjovimo galiai

Analizuojant pjovimo galios P rezultatus (3.5.9 ir 3.5.10 pav.) nustatyta, kad didžiausios skaitinės vertės gaunamos, kai frezuojama įrankiu Nr. 1, vidutinės – kai Nr. 2 bei Nr. 3, ir mažiausios, kai Nr. 4. Ši tendencija pastebėta esant visoms pastūmos vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm) vertėms.

Intensyviausiai pjovimo galia P didėja pjovimo kelio L atkarpoje iki 200 m. Tai susiję su visų frezavimo įrankių (Nr. 1; 2; 3 ir 4) ašmenų pjaunančiosios briaunos viršūnės ištrupėjimais. Šioje pjovimo kelio atkarpoje ypač sparčiai didėja ašmenų suapvalinimo spindulio ρ ir ašmenų sutrumpėjimo pusiaukampinės kryptimi A_μ verčių prieaugiai.

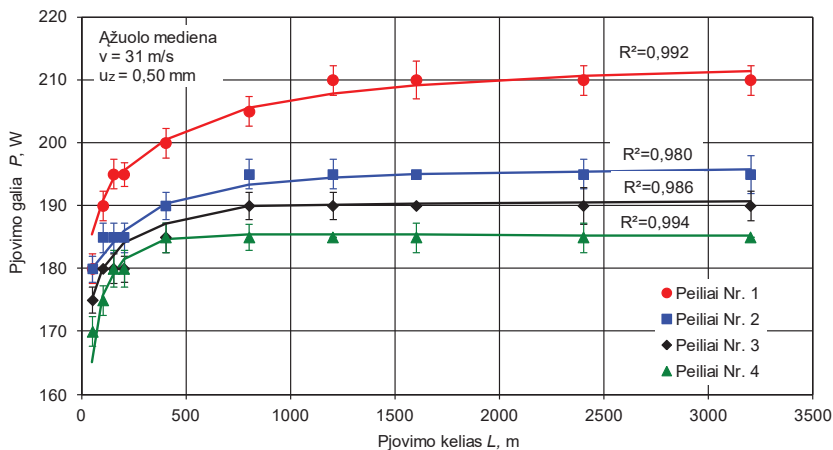
Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 200 iki 400 m pastebimas galios P padidėjimo sumažėjimas. Pjovimo procesas stabilizavosi, kadangi visų keturių įrankių (Nr. 1; 2; 3 ir 4) ašmenys palaipsniui pereina iš dilimo ištrupant į plastiško dilimo fazę.

Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 400 iki 800 m pastebimas labai nedidelis, tačiau netiesinis pjovimo galios P padidėjimas. Šiame etape frezavimo įrankio ašmenys pradeda dilti tolygiai, be ištrupėjimų.

Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 800 iki 1600 m pastebimas labai nedidelis, tačiau tiesinis pjovimo galios P padidėjimas. Pjovimo galios P skirtumas (3.5.9 pav., a) kelio atkarpoje $L = 1600$ m (kai $u_z = 0,50$ mm) tarp įrankių Nr. 1 ir Nr. 2 buvo 7,14 proc., tarp Nr. 1 ir Nr. 3 – 9,52 proc., o tarp Nr. 1 ir Nr. 4 – 11,9 proc. Pastūmai vienam pjovikliui u_z padidėjus iki 2,00 mm, pjovimo galios P skirtumas (3.5.9 pav., d) tarp įrankių Nr. 1 ir Nr. 2 buvo 4,71 proc., tarp Nr. 1 ir Nr. 3 – 8,24 proc., o tarp Nr. 1 ir Nr. 4 – 9,41 proc. Šie duomenys tik patvirtina, kad visi frezavimo įrankiai (Nr. 1; 2; 3 ir 4) po 1600 m pjovimo kelio palaipsniui pereina į monotoninio dilimo etapą.

Pjovimo kelio L atkarpoje nuo 1600 iki 3200 m pjovimo kelio ribos pjovimo galios P vertės auga labai lėtai. Nedaug rezultatai padidėjo esant visoms pastūmos vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm) vertėms. Šiame etape įrankio ašmenų dilimas palaipsniui stabilizuojasi, ašmenų mikrogeometrijos charakteristikų rezultatų padidėjimas sumažėja. Įrankio ašmenų dilimas palaipsniui pereina į monotoninio dilimo stadiją.

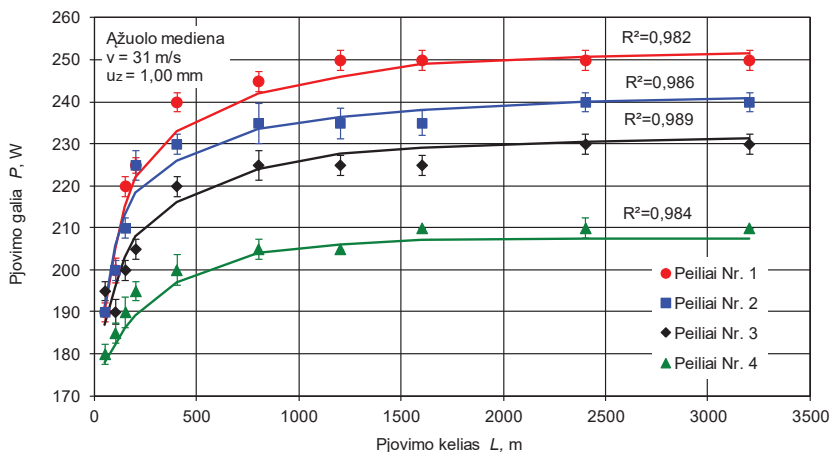
Apibendrinus rezultatus nustatyta, kad frezavimo įrankių plienų cheminė sudėtis ir terminis apdorojimas turi įtakos ašmenų dilimui.



$$P = P_{max} \left(a + \frac{b}{x} + \frac{c}{x^2} + \frac{d}{x^3} + \frac{e}{x^4} \right), W; x = \frac{L}{L_{max}}$$

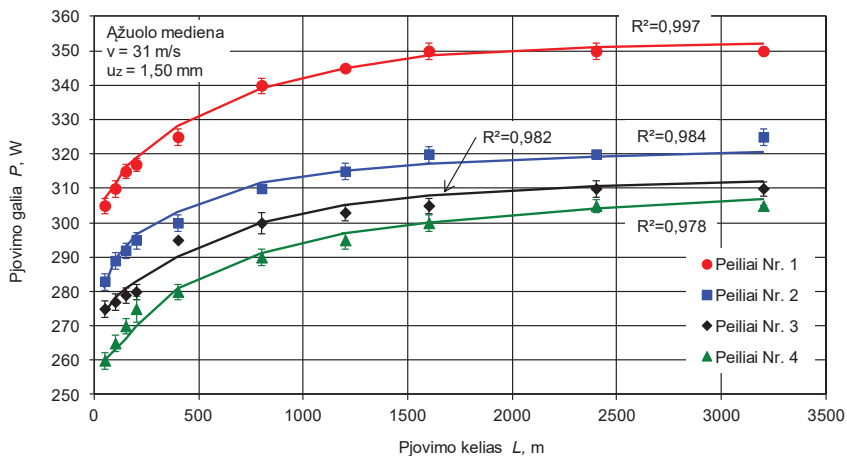
	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
Peiliai Nr. 1	1,02	$-11,9 \cdot 10^{-3}$	$61,0 \cdot 10^{-5}$	$-1,43 \cdot 10^{-5}$	$1,13 \cdot 10^{-7}$
Peiliai Nr. 2	1,01	$-3,94 \cdot 10^{-3}$	$-5,35 \cdot 10^{-5}$	$6,94 \cdot 10^{-6}$	$-9,99 \cdot 10^{-8}$
Peiliai Nr. 3	1,00	$-2,55 \cdot 10^{-3}$	$19,9 \cdot 10^{-5}$	$1,15 \cdot 10^{-5}$	$-1,43 \cdot 10^{-7}$
Peiliai Nr. 4	0,99	$1,86 \cdot 10^{-3}$	$-31,6 \cdot 10^{-5}$	$9,35 \cdot 10^{-6}$	$-8,81 \cdot 10^{-8}$

a



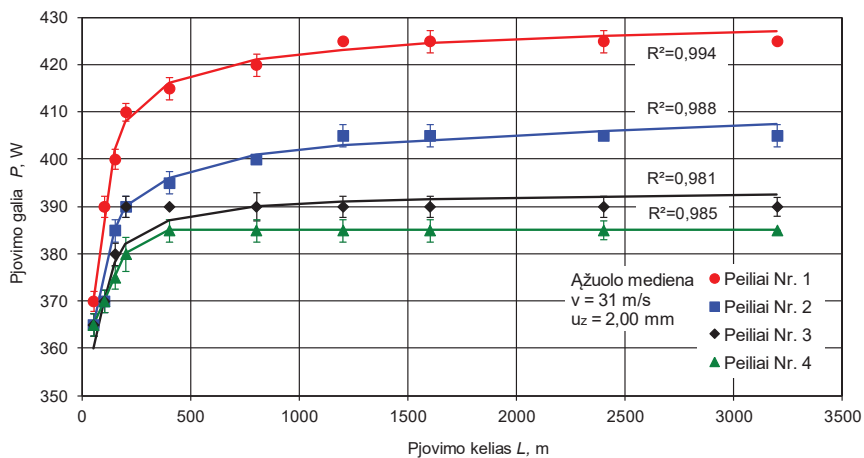
	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
Peiliai Nr. 1	1,01	$-22,4 \cdot 10^{-3}$	$1,44 \cdot 10^{-5}$	$-4,02 \cdot 10^{-5}$	$3,71 \cdot 10^{-7}$
Peiliai Nr. 2	0,995	$-22,5 \cdot 10^{-3}$	$1,59 \cdot 10^{-5}$	$-4,72 \cdot 10^{-5}$	$4,53 \cdot 10^{-7}$
Peiliai Nr. 3	0,976	$3,64 \cdot 10^{-3}$	$-6,21 \cdot 10^{-5}$	$1,96 \cdot 10^{-5}$	$-2,04 \cdot 10^{-7}$
Peiliai Nr. 4	0,977	$-9,76 \cdot 10^{-3}$	$-3,22 \cdot 10^{-5}$	$1,23 \cdot 10^{-5}$	$-1,84 \cdot 10^{-7}$

b



	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
Peilii Nr. 1	1,01	$-44,2 \cdot 10^{-3}$	$3,68 \cdot 10^{-3}$	$11,1 \cdot 10^{-5}$	$1,07 \cdot 10^{-6}$
Peilii Nr. 2	1,00	$-64,7 \cdot 10^{-3}$	$4,45 \cdot 10^{-3}$	$-12,2 \cdot 10^{-5}$	$1,13 \cdot 10^{-6}$
Peilii Nr. 3	0,991	$-43,8 \cdot 10^{-3}$	$3,65 \cdot 10^{-3}$	$-11,1 \cdot 10^{-5}$	$1,08 \cdot 10^{-6}$
Peilii Nr. 4	0,974	$-58,3 \cdot 10^{-3}$	$4,13 \cdot 10^{-3}$	$-11,2 \cdot 10^{-5}$	$1,01 \cdot 10^{-6}$

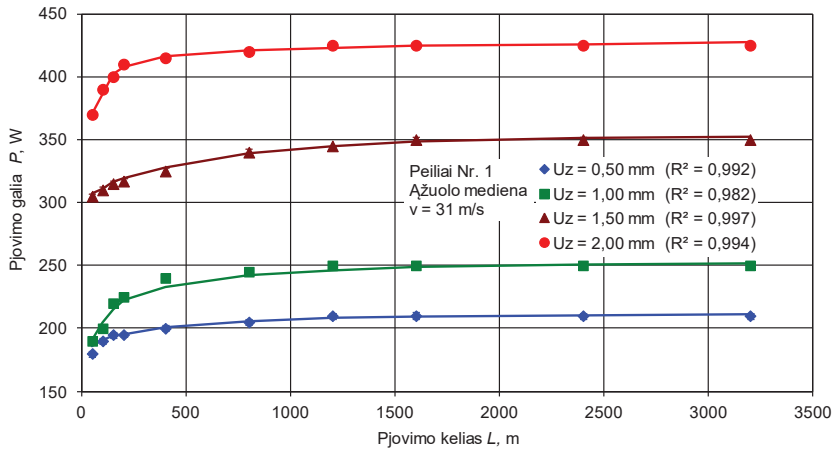
c



	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
Peilii Nr. 1	0,991	$-18,0 \cdot 10^{-3}$	$98,7 \cdot 10^{-5}$	$-2,54 \cdot 10^{-5}$	$2,27 \cdot 10^{-7}$
Peilii Nr. 2	0,984	$-36,4 \cdot 10^{-3}$	$1,95 \cdot 10^{-3}$	$-4,79 \cdot 10^{-5}$	$4,21 \cdot 10^{-7}$
Peilii Nr. 3	0,965	$-40,4 \cdot 10^{-3}$	$2,97 \cdot 10^{-3}$	$-8,69 \cdot 10^{-5}$	$8,32 \cdot 10^{-7}$
Peilii Nr. 4	0,964	$-59,3 \cdot 10^{-3}$	$4,69 \cdot 10^{-3}$	$-13,9 \cdot 10^{-5}$	$13,2 \cdot 10^{-7}$

d

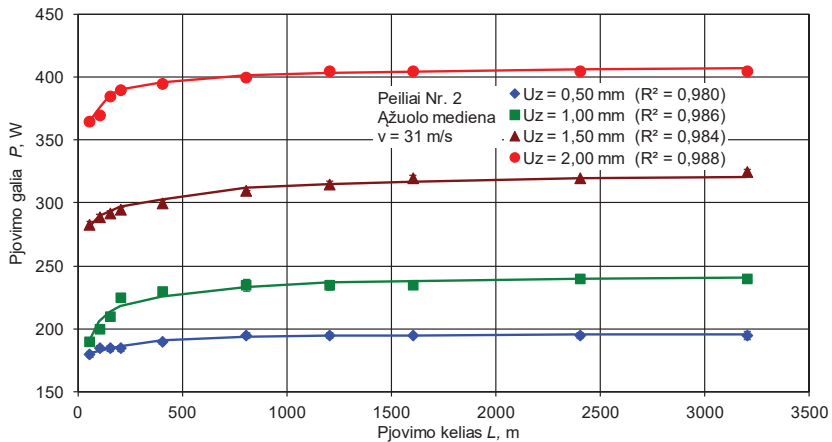
3.5.9 pav. Plieno cheminės sudėties įtaka plovimo galiai P esant įvairioms pastūmos vienam plovikliui u_z vertėms: a – $u_z = 0,50$ mm; b – $u_z = 1,00$ mm; c – $u_z = 1,50$ mm; d – $u_z = 2,00$ mm



$$P = P_{max} \left(a + \frac{b}{x} + \frac{c}{x^2} + \frac{d}{x^3} + \frac{e}{x^4} \right), W; x = \frac{L}{L_{max}}$$

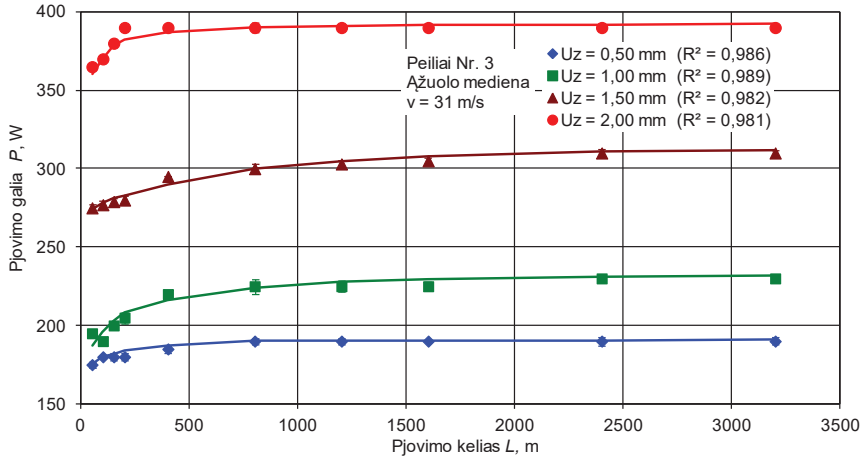
	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
$u_z = 0,50 \text{ mm}$	1,02	$-11,9 \cdot 10^{-3}$	$61,0 \cdot 10^{-5}$	$-1,43 \cdot 10^{-5}$	$1,13 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 1,00 \text{ mm}$	1,01	$-22,4 \cdot 10^{-3}$	$1,44 \cdot 10^{-5}$	$-4,02 \cdot 10^{-5}$	$3,71 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 1,50 \text{ mm}$	1,01	$-44,2 \cdot 10^{-3}$	$3,68 \cdot 10^{-3}$	$11,1 \cdot 10^{-5}$	$1,07 \cdot 10^{-6}$
$u_z = 2,00 \text{ mm}$	0,991	$-18,0 \cdot 10^{-3}$	$98,7 \cdot 10^{-5}$	$-2,54 \cdot 10^{-5}$	$2,27 \cdot 10^{-7}$

a



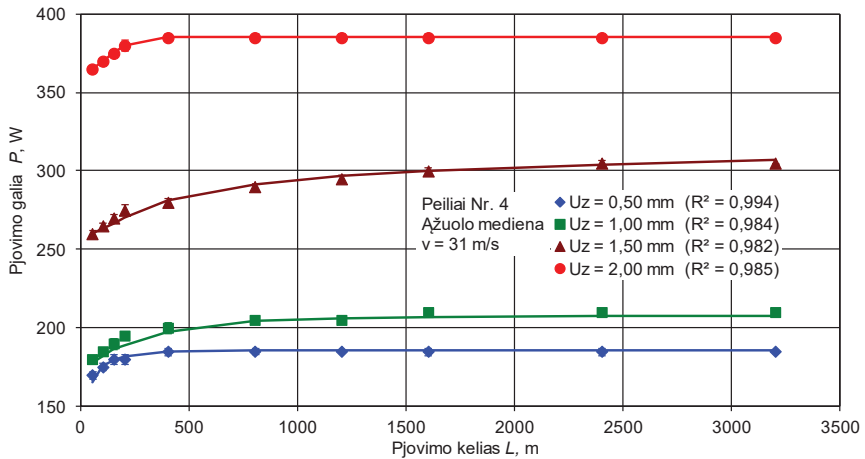
	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
$u_z = 0,50 \text{ mm}$	1,01	$-3,94 \cdot 10^{-3}$	$-5,35 \cdot 10^{-5}$	$6,94 \cdot 10^{-6}$	$-9,99 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,00 \text{ mm}$	0,995	$-22,5 \cdot 10^{-3}$	$1,59 \cdot 10^{-5}$	$-4,72 \cdot 10^{-5}$	$4,53 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 1,50 \text{ mm}$	1,00	$-64,7 \cdot 10^{-3}$	$4,45 \cdot 10^{-3}$	$-12,2 \cdot 10^{-5}$	$1,13 \cdot 10^{-6}$
$u_z = 2,00 \text{ mm}$	0,984	$-36,4 \cdot 10^{-3}$	$1,95 \cdot 10^{-3}$	$-4,79 \cdot 10^{-5}$	$4,21 \cdot 10^{-7}$

b



	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
$u_z = 0,50 \text{ mm}$	1,00	$-2,55 \cdot 10^{-3}$	$19,9 \cdot 10^{-5}$	$1,15 \cdot 10^{-5}$	$-1,43 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 1,00 \text{ mm}$	0,976	$3,64 \cdot 10^{-3}$	$-6,21 \cdot 10^{-5}$	$1,96 \cdot 10^{-5}$	$-2,04 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 1,50 \text{ mm}$	0,991	$-43,8 \cdot 10^{-3}$	$3,65 \cdot 10^{-3}$	$-11,1 \cdot 10^{-5}$	$1,08 \cdot 10^{-6}$
$u_z = 2,00 \text{ mm}$	0,965	$-40,4 \cdot 10^{-3}$	$2,97 \cdot 10^{-3}$	$-8,69 \cdot 10^{-5}$	$8,32 \cdot 10^{-7}$

c



	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
$u_z = 0,50 \text{ mm}$	0,990	$1,86 \cdot 10^{-3}$	$-31,6 \cdot 10^{-5}$	$9,35 \cdot 10^{-6}$	$-8,81 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1,00 \text{ mm}$	0,977	$-9,76 \cdot 10^{-3}$	$-3,22 \cdot 10^{-5}$	$1,23 \cdot 10^{-5}$	$-1,84 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 1,50 \text{ mm}$	0,974	$-58,3 \cdot 10^{-3}$	$4,13 \cdot 10^{-3}$	$-11,2 \cdot 10^{-5}$	$1,01 \cdot 10^{-6}$
$u_z = 2,00 \text{ mm}$	0,964	$-59,3 \cdot 10^{-3}$	$4,69 \cdot 10^{-3}$	$-13,9 \cdot 10^{-5}$	$13,2 \cdot 10^{-7}$

d

3.5.10 pav. Pastūmos vienam pjoņikļiui u_z , mm ģtaka pjoņimo galiai P : a – ģrankis Nr. 1; b – ģrankis Nr. 2; c – ģrankis Nr. 3; d – ģrankis Nr. 4

4. ĮRANKIO DILIMO ĮTAKA FREZUOTO PAVIRŠIAUS KOKYBEI

4.1. Įrankio dilimo įtaka beržo medienos frezuoto paviršiaus kokybei

Buvo tiriama frezavimo įrankio dilimo įtaka beržo medienos apdirbto paviršiaus šiurkštumui. Pagrindiniai paviršiaus šiurkštumą lemiantys veiksniai yra ašmenų suapvalinimo spindulys ρ , pjovimo greitis v ir pastūma vienam pjovikliui u_z . Tyrimams atlikti buvo paruošti trys legiruoto įrankinio plieno 8X6HΦT peiliai (Nr. 1), kurių ašmenų suapvalinimo spindulys $\rho = 7; 20$ ir $40 \mu\text{m}$. Keičiant pastūmą vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm), buvo keičiamas vidutinis drožlės storis a ir pastūmos greitis u . Beržo medienos bandiniai buvo frezuojami išilgai pluošto trimis skirtingais pjovimo greičiais ($v = 22; 31$ ir 40 m/s).

Atlikus tyrimus buvo nustatyta pjoviklio ašmenų suapvalinimo spindulio ρ , pastūmos vienam pjovikliui u_z ir pjovimo greičio v įtaka beržo medienos apdirbto paviršiaus šiurkštumui Rm_{max} . Apdirbto paviršiaus šiurkštumas buvo tiriamas išilgai pluošto.

Didžiausią įtaką paviršiaus šiurkštumui Rm_{max} turi ašmenų suapvalinimo spindulys ρ . Didėjant ašmenų suapvalinimo spindulio ρ vertėms, esant visoms pastūmos vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm) ir pjovimo greičio ($v = 22; 31$ ir 40 m/s) vertėms, apdirbto paviršiaus kokybė blogėja (4.1.1 pav.), t. y. paviršiaus šiurkštumo Rm_{max} vertės didėja. Mažiausias paviršiaus šiurkštumas Rm_{max} gautas frezuojant aštriu įrankiu ($\rho = 7 \mu\text{m}$) (4.1.1 pav., a), o didžiausias – atšipusiu ($\rho = 40 \mu\text{m}$) (4.1.1 pav., c).

Didėjant ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ nuo 7 iki $40 \mu\text{m}$, paviršiaus šiurkštumo Rm_{max} skaitinės vertės vidutiniškai padidėja 70 proc. Galima teigti, kad, pjoviklio ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ padidėjus $1 \mu\text{m}$, apdirbto paviršiaus šiurkštumas Rm_{max} vidutiniškai padidėja 5 proc. Tai susiję su pjovimo įrankio dilimo mechanizmu. Didėjant ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ , padidėja pjaunančiosios briaunos plotis b , kuris lemia pjovimo jėgos F_x padidėjimą. Kai ašmenų suapvalinimo spindulys ρ priartėja prie $30 \mu\text{m}$ vertės, pjoviklis laikomas atšipusiu ir privalo būti galandamas. Toliau didėjant peilio suapvalinimo spinduliui ρ , prasideda nepageidaujamas slydimo apdirbamu paviršiumi procesas. Pjoviklio ašmenys slysta paviršiumi, jį deformuodami ir gniuždydami. Dėl pluošto tampriosios deformacijos paviršius amortizuoja peilio ašmenų gniuždomąjį poveikį. Tačiau dėl plastinių ir liekamųjų deformacijų prieš pjoviklio ašmenis susidaro tamprus medienos sluoksnis, kuris ritasi tarsi bangelė. Kai šio paviršinio sluoksnio įtempimai pasiekia kritinę ribą, prasideda irimo procesas. Trūkus pluoštui, peilio ašmenys įeina į medieną. Tai slydimo periodo pabaiga ir įpjovimo pradžia. Pjovimo periodo metu pjoviklio ašmenys, ardydami pluoštą, atskiria vis naujus sluoksnius. Dėl slydimo periodu įvykusių tampriųjų pakitimų pluošto atitrūkimo vieta yra nutolusi nuo pjovimo zonos gerokai į priekį. Dėl šios priežasties pablogėja paviršiaus kokybė, atsiranda pluošto pasiūšimų ir išskaldymų. Tai patvirtina rezultatai, gauti, kai pjoviklio ašmenų suapvalinimo spindulys $\rho = 40 \mu\text{m}$ (4.1.1 pav., c).

Analizuojant gautus rezultatus galima teigti, kad, didinant pjovimo greitį v nuo 22 iki 40 m/s, esant visoms pjoviklio ašmenų suapvalinimo spindulio ($\rho = 7; 20$ ir $40 \mu\text{m}$) ir pastūmos vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00$ mm) vertėms,

pastebėtas paviršiaus šiurkštumo Rm_{max} verčių sumažėjimas (4.1.2 pav.). Didėjant pjovimo greičiui v , sumažėja nupjaunamos drožlės vidutinis storis a ir sumažėja pjovimo jėga F_x . Didžiausios paviršiaus šiurkštumo Rm_{max} vertės gautos, kai pjovimo greitis $v = 22$ m/s, o mažiausios – kai $v = 40$ m/s.

Didėjant pjovimo greičiui v , paviršiaus šiurkštumo Rm_{max} vertės vidutiniškai sumažėja: kai įrankis aštrus ($\rho = 7$ μm) – 8 proc. (4.1.2 pav., a), kai vidutiniškai atšipęs ($\rho = 20$ μm) – 20 proc. (4.1.2 pav., b) ir kai visiškai atšipęs ($\rho = 40$ μm) – 17 proc. (4.1.2 pav., c).

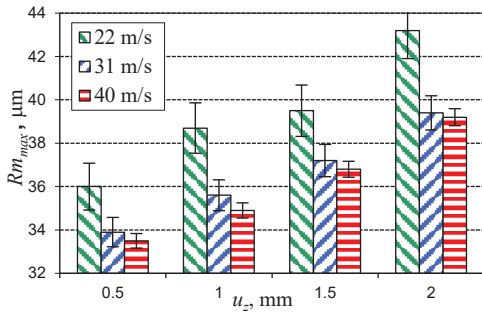
Pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaka paviršiaus šiurkštumui Rm_{max} pateikta 4.1.1 pav. Iš gautų rezultatų nustatėme, kad, didinant pastūmą vienam pjovikliui u_z , paviršiaus šiurkštumo kokybė blogėja. Didėjant pastūmai vienam pjovikliui u_z , padidėja vidutinis drožlės storis a , tačiau sumažėja pluošto tamprusis atsistatymas. Drožlė nupjaunama tik tuomet, kai jos vidutinis storis a yra daug didesnis už pjoviklio ašmenų suapvalinimo spindulį ρ . Tai patvirtina gauti rezultatai. Kai pjoviklio ašmenų suapvalinimo spindulys $\rho = 7$ μm , paviršiaus šiurkštumo Rm_{max} reikšmės proporcingai didėja, didėjant pastūmai vienam pjovikliui u_z nuo 0,50 iki 1,50 mm (4.1.1 a ir pav., b). Kai pastūma vienam pjovikliui $u_z = 2,00$ mm, pastebėtos gerokai didesnės paviršiaus šiurkštumo Rm_{max} skaitinės vertės. Ši tendencija pasikartoja ir esant likusioms pjoviklio ašmenų suapvalinimo spindulio ($\rho = 20$ ir 40 μm) vertėms. Didėjant drožlės vidutiniam storiui a , proporcingai padidėja bangos ilgis l_b ir bangos gylis h_b bei pjovimo jėga F_x . Medienos pluoštui atpjauti naudojama didesnė pjovimo jėga F_x , o drožlės susidarymo procesas vyksta daug greičiau. Apdirbtame paviršiuje padidėja defektų skaičius. Paviršius tampa labiau banguotas, pasireiškia paviršiaus pūkuotumas, šiaušumas, ištrupėjimai bei nelygumai pagal metines rieves. Tai patvirtina gauti rezultatai, kai pjoviklio ašmenų suapvalinimo spindulys $\rho = 40$ μm (4.1.1 pav., c).

Atlikus literatūros šaltinių apžvalgą, pastebėta, kad daugiausia paviršiaus šiurkštumo tyrimų atlikta apdirbant minkštųjų ir kietųjų lapuočių medieną (Richter ir kt., 1995; Ohta ir kt., 1995; Tourantier, 1999; Buehlmann ir kt., 2001; Bledzki, Faruk, 2005; Costes, Larricq, 2002; De Meijer ir kt., 2000). Spygliuočių medienos paviršiaus šiurkštumas tyrinėtas mažiau.

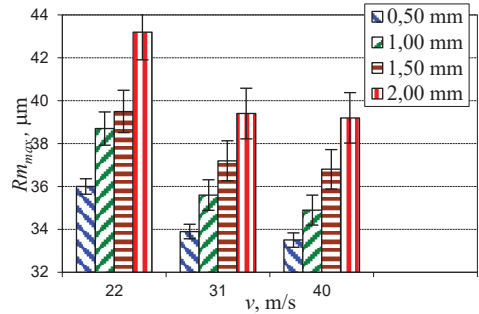
K. I. Demjanovskij savo darbe (1968) paskelbė išsamius tyrimų rezultatus apie įvairių veiksnių įtaką spygliuočių ir lapuočių medienos paviršiaus šiurkštumui. Jis atliko daugiausia kompleksinių tyrimų su įvairiomis Rusijos teritorijoje augusiomis medienos rūšimis. M. Ohta ir B. Kawasaki (1995) tyrė įvairiais pjovimo režimais apdirbto japoniško maumedžio medienos paviršiaus šiurkštumą. Maumedis priklauso spygliuočių medienos grupei, todėl gautų rezultatų skaitinių reikšmių palyginti negalime. Tačiau galima tirti įvairių veiksnių įtakos tendencijas. J. P. Costes ir P. Larricq (2002) savo tyrimams atlikti naudojo drėgną ir sausą buko medieną. Kadangi bukas ir beržas priklauso tai pačiai minkštųjų lapuočių grupei, jų fizikinės-mechaninės savybės labai panašios. Gautus rezultatus galima palyginti.

Analizuojant šių autorių darbus pastebėta, kad didžiausią įtaką paviršiaus šiurkštumui turi šie pagrindiniai veiksniai: medienos rūšis, paviršiaus frezavimo būdas, ašmenų suapvalinimo spindulys, pastūma vienam pjovikliui u_z ir pjovimo greitis v (Meijer ir kt., 2000). Nustatyta, kad, didėjant ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ ,

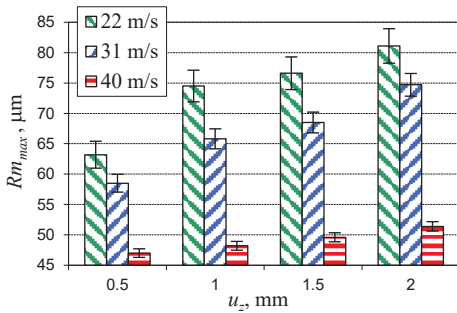
paviršiaus šiurkštumas taip pat padidėja. Didėjant pastūmai vienam pjovikliui u_z nuo 0 iki 3,00 mm, paviršiaus šiurkštumas Rm_{max} didėja. Eksperimentais nustatyta, kad, pjovimo greičiui v didėjant nuo 20 iki 40 m/s, paviršiaus šiurkštumas Rm_{max} mažėja. Šis dėsniumas galioja ne tik frezuojant išilgai, bet ir skersai medienos pluošto (Meijer ir kt., 2000).



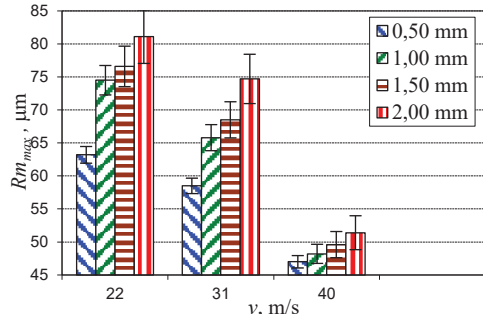
a



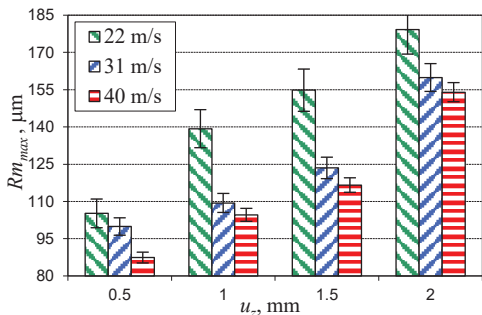
a



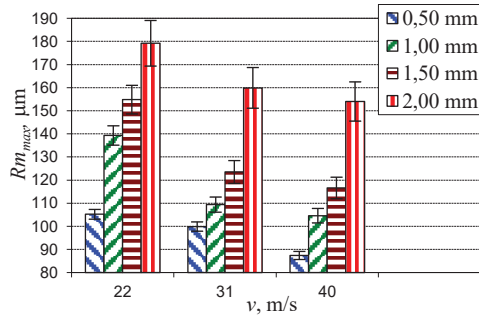
b



b



c



c

4.1.1 pav. Pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaka apdirbto paviršiaus šiurkštumui Rm_{max} : a – $\rho = 7 \mu\text{m}$; b – $\rho = 20 \mu\text{m}$; c – $\rho = 40 \mu\text{m}$

4.1.2 pav. Pjovimo greičio v įtaka apdirbto paviršiaus šiurkštumui Rm_{max} : a – $\rho = 7 \mu\text{m}$; b – $\rho = 20 \mu\text{m}$; c – $\rho = 40 \mu\text{m}$

Gautus eksperimentinių tyrimų rezultatus palyginę su kitų autorių rezultatais, galime teigti, kad jie atitinka tuos pačius dėsniumus. Medienos rūšies, pjoviklio

ašmenų suapvalinimo spindulio ρ ir pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaka tokia pati, kaip ir E. Magoss (2008) darbe. Tačiau mūsų eksperimentų metu nustatytos paviršiaus šiurkštumo Rm_{max} skaitinės vertės, veikiant įvairiems veiksniams, yra vidutiniškai 20 proc. mažesnės. Šis skirtumas yra dėsningas, kadangi mes atlikdami tyrimus naudojome Lietuvoje augusių beržo medieną, kurios tankis yra mažesnis, o fizikinės-mechaninės savybės prastesnės už medienos augusios šiauriniuose Rusijos regionuose. Palyginus pjovimo greičio v įtakos paviršiaus šiurkštumui Rm_{max} rezultatus su J. P. Costes ir P. Larricq (2002), matosi, kad disertacijoje pateiktų rezultatų skaitinės vertės vidutiniškai mažesnės 12 proc. Tai visiškai dėsninga, kadangi minėti autoriai tyrė buko medieną, o šiame tyrime buvo tiriama beržo mediena. Beržo mediena yra vidutiniškai 7 proc. minkštesnė, t. y. mažesnio tankio. Palyginus mūsų eksperimentų rezultatus su M. Ohta ir B. Kawasaki (1995) tyrimų rezultatais, gautais tiriant japoniško maumedžio medieną, pasitvirtino tos pačios įvairių veiksmų įtakos tendencijos. Skaitinės vertės šiuo atveju nebuvo lyginamos, kadangi maumedis priklauso spygliuočių grupei.

Apibendrinus rezultatus pastebėta, kad, didėjant pjoviklio ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ , apdirbto beržo medienos paviršiaus šiurkštumas Rm_{max} didėja. Geriausia paviršiaus kokybė gaunama dirbant aštriu pjovikliu ($\rho = 7 \mu\text{m}$), kadangi medienos pluoštas atpjaunamas ir formuojama spiralinė drožlė. Pjoviklio ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ pasiekus $40 \mu\text{m}$ reikšmę, mediena ne pjaunama, o deformuojama, gniuždoma ir presuojama. Apdirbto paviršiaus šiurkštumas Rm_{max} netenkina kokybės reikalavimų.

Didėjant pjovimo greičiui v , apdirbto beržo medienos paviršiaus kokybė gerėja, kadangi pagreitetą drožlės susidarymo procesas ir medienos pluoštas yra taisyklingai atpjaunamas, o ne suardomas gniuždant. Geriausia paviršiaus kokybė gaunama dirbant aštriu pjovikliu ($\rho = 7 \mu\text{m}$), kai pjovimo greitis $v = 40 \text{ m/s}$.

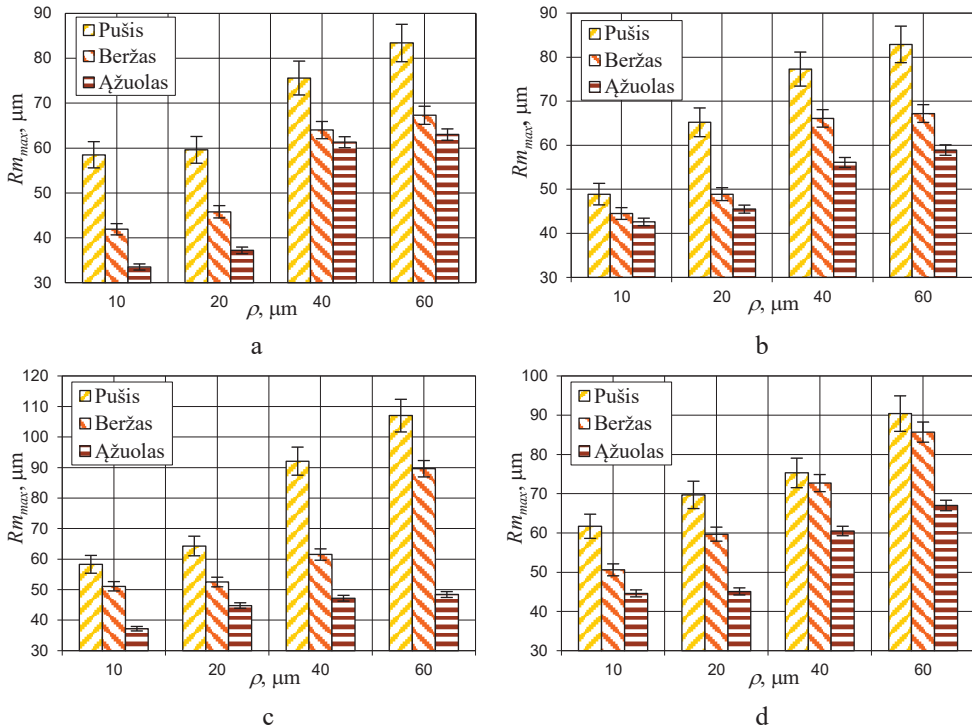
Didinant pastumą vienam pjovikliui, paviršiaus šiurkštumas Rm_{max} didėja. Didėjant pastūmai vienam pjovikliui u_z , didėja vidutinis drožlės storis a . Padidėjus drožlės storiui a , giluminiai medienos pluošto sluoksniai ne atpjaunami, o atplėšiami. Geriausia paviršiaus kokybė gaunama dirbant aštriu pjovikliu ($\rho = 7 \mu\text{m}$), kai pastūma vienam pjovikliu $u_z = 0,5\text{--}1,5 \text{ mm}$.

4.2. Įrankio dilimo įtaka įvairių medienos rūšių frezuotų paviršių kokybei

Buvo tiriama frezavimo įrankio dilimo įtaka ažuolo, beržo ir pušies medienos bandinių apdirbto paviršiaus šiurkštumui. Pagrindiniai paviršiaus šiurkštumą lemiantys veiksniai yra frezavimo įrankio ašmenų suapvalinimo spindulys ρ , pjovimo greitis v ir pastūma vienam pjovikliui u_z . Bandiniai buvo frezuojami išilgai pluošto frezavimo įrankiais Nr. 2, pagamintais iš greitapjovio HS 18-0-1 plieno markės (LST EN ISO 4957:2003). Frezavimo įrankio ašmenys buvo modeliuojami dirbtiniu būdu. Tyrimams atlikti buvo paruošti frezavimo įrankiai, kurių ašmenų suapvalinimo spindulys 10; 20; 40 ir 60 μm . Keičiant pastumą vienam pjovikliui ($u_z = 0,50; 1,00; 1,50$ ir $2,00 \text{ mm}$), buvo keičiamas vidutinis drožlės storis a ir pastūmos greitis u . Ažuolo, beržo ir pušies medienos bandiniai buvo frezuojami išilgai pluošto esant trims skirtingiems pjovimo greičiams ($v = 22; 31$ ir 40 m/s).

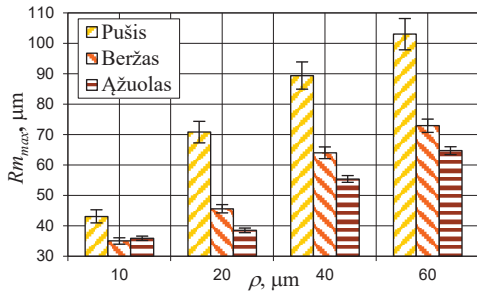
Atlikus tyrimus buvo nustatyta pjoviklio ašmenų suapvalinimo spindulio ρ įtaka paviršiaus šiurkštumui Rm_{max} frezuojant išilgai pluošto pušies, beržo ir ąžuolo medienos ruošinius esant įvairioms pjovimo v bei pastūmos u greičio reikšmėms.

Analizuojant gautus rezultatus (4.2.1; 4.2.2 ir 4.2.3 pav.) pastebėta, kad spygliuočių medienos paviršiaus šiurkštumas yra daug didesnis už lapuočių. Mažiausios paviršiaus šiurkštumo Rm_{max} skaitinės reikšmės nustatytos tiriant ąžuolo medieną, o didžiausios – pušies. Atlikti tyrimai patvirtino, kad, esant didesniam medienos tankiui, gaunamas mažesnis paviršiaus šiurkštumas. Tai matyti lyginant ąžuolo ir beržo medienos paviršius. Nors ąžuolo medienos tankis didesnis tik 9 proc., tačiau gautas paviršiaus šiurkštumas Rm_{max} vidutiniškai mažesnis 20 proc.

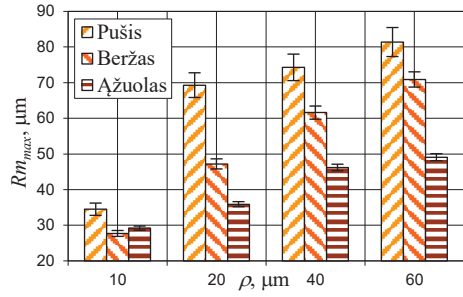


4.2.1 pav. Paviršiaus šiurkštumo Rm_{max} priklausomybė nuo ašmenų suapvalinimo spindulio ρ , kai pjovimo greitis $v = 22$ m/s: a – $u_z = 0,50$ mm; b – $u_z = 1,00$ mm; c – $u_z = 1,50$ mm; d – $u_z = 2,00$ mm

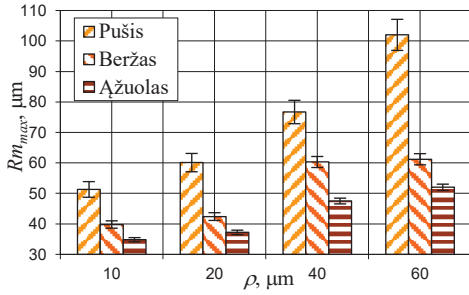
Analizuojant rezultatus nustatyta, kad, didėjant pjoviklio ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ , apdirbto paviršiaus kokybė blogėja. Ši tendencija pastebėta esant visoms pjovimo greičio v ir pastūmos vienam pjovikliui u_z vertėms. Mažiausias paviršiaus šiurkštumas Rm_{max} gautas frezuojant aštriu pjovikliu ($\rho = 10 \mu\text{m}$), o didžiausias – atšipusiu ($\rho = 60 \mu\text{m}$). Pjoviklio ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ didėjant nuo 40 iki 60 μm , apdirbamas paviršius yra formuojamas ne pjaunant medieną, bet ją deformuojant, gniuždant bei presuojant. Pušies mediena pradeda sluoksniuotis pagal pluošto kryptį. Apdirbtame paviršiuje atsirado išplėsimų ir ištrupėjimų, kurių dydžio nebuvo galima išmatuoti matavimo prietaisu TSP-4M.



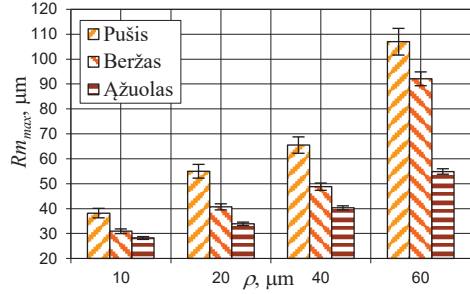
a



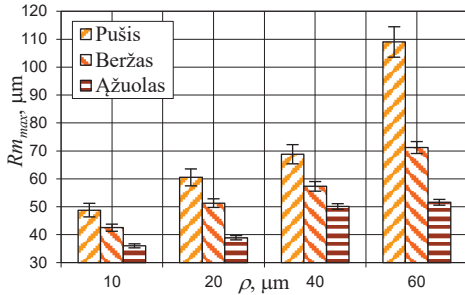
a



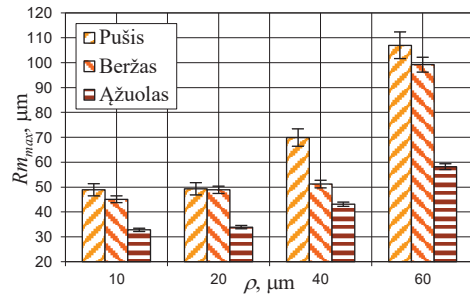
b



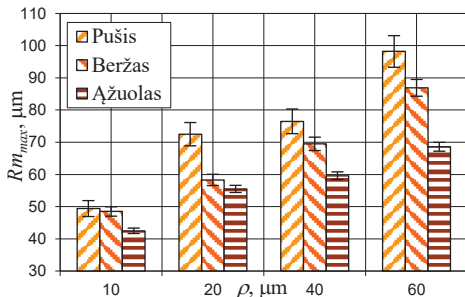
b



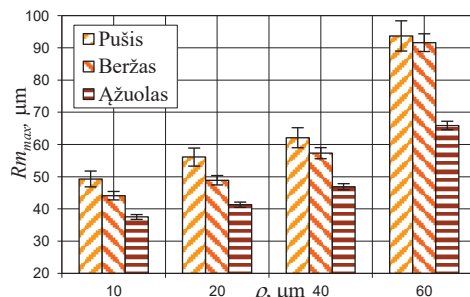
c



c



d



d

4.2.2 pav. Paviršiaus šiurkštumo Rm_{max} priklausomybė nuo ašmenų suapvalinimo spindulio ρ , kai pjovimo greitis $v = 31$ m/s: a – $u_z = 0,50$ mm; b – $u_z = 1,00$ mm; c – $u_z = 1,50$ mm; d – $u_z = 2,00$ mm

4.2.3 pav. Paviršiaus šiurkštumo Rm_{max} priklausomybė nuo ašmenų suapvalinimo spindulio ρ , kai pjovimo greitis $v = 40$ m/s: a – $u_z = 0,50$ mm; b – $u_z = 1,00$ mm; c – $u_z = 1,50$ mm; d – $u_z = 2,00$ mm

Dirbant su aštrių pjovikliu ($\rho = 10 \mu\text{m}$) ir didinant pastūmą vienam pjovikliui u_z , paviršiaus šiurkštumas padidėja. Geriausia paviršiaus kokybė gauta, kai pastūma vienam pjovikliui $u_z = 0,50 \text{ mm}$, o blogiausia, kai $u_z = 2,00 \text{ mm}$. Ši priklausomybė nepriklauso nuo medienos rūšies bei pjovimo greičio v . Mažiausias paviršiaus šiurkštumo Rm_{max} skaitinių reikšmių padidėjimas pastebėtas apdirbant ąžuolo medieną, didžiausias – pušies.

Didinant pjovimo greitį v nuo 22 iki 40 m/s, paviršiaus šiurkštumas mažėja. Šis dėsningumas būdingas visoms medienos rūšims. Padidėjus pjovimo greičiui v nuo 22 iki 40 m/s, ąžuolo medienos šiurkštumas vidutiniškai sumažėjo 12 proc., beržo – 11 proc., o pušies – 7 proc. Didinant pjovimo greitį v , paviršiaus šiurkštumo mažėjimo dėsningumas išliko esant įvairioms pjoviklio ašmenų suapvalinimo spindulio ρ vertėms. Galima teigti, kad, didėjant pjovimo greičiui v , paviršiaus šiurkštumas Rm_{max} , frezuojant atšipusiu pjovikliu ($\rho = 40$ ir $60 \mu\text{m}$), nekinta. Frezuojant medieną atšipusiu pjovikliu, vyksta netaisyklingas pjovimo procesas, kurio metu apdirbamas paviršius susidaro deformuojant ir gniuždant viršutinius pluošto sluoksnius (Csanády, Magoss, 2013).

Eksperimentais nustatyta, kad, didėjant pjovimo greičiui v , sumažėja pjovimo jėga F_x ir padidėja pjovimo įrankio inercijos momentas. Frezuojant medieną aštriais ar vidutiniškai atšipusiais pjovikliais, apdirbto paviršiaus kokybė pagerėja. Tačiau kai pjoviklis atšipęs ir vyksta netaisyklingas pjovimo procesas, pjovimo greičio įtaka sumažėja. Gauti rezultatai tai patvirtina.

Apibendrinus rezultatus nustatyta, kad ašmenų suapvalinimo spindulio ρ įtaka apdirbto paviršiaus kokybei yra didžiausia. Geriausia paviršiaus kokybė gaunama frezuojant aštrių pjovikliu ($\rho = 10 \mu\text{m}$). Didėjant pjoviklio ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ , apdirbto paviršiaus kokybė blogėja. Pjoviklio ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ pasiekus $40 \mu\text{m}$ ribą, prasideda netaisyklingas pjovimo procesas, kurio metu mediena yra ne pjaunama, o deformuojama ir gniuždoma. Gautas apdirbtas paviršius netenkina jokių kokybės normų.

Didėjant pastūmai vienam pjovikliui u_z , apdirbto paviršiaus kokybė pablogėja. Geriausia paviršiaus kokybė gaunama, kai pastūma vienam pjovikliui $u_z = 0,50 \text{ mm}$, ir kiek blogesnė, kai $u_z = 2,00 \text{ mm}$. Tačiau apdirbto paviršiaus kokybė atitinka reikalavimus, jeigu frezuojama aštrių ($\rho = 10 \mu\text{m}$) arba vidutiniškai atšipusiu ($\rho = 20 \mu\text{m}$) pjovikliu.

Didėjant pjovimo greičiui v , apdirbto paviršiaus kokybė gerėja. Geriausia paviršiaus kokybė gaunama, kai pjovimo greitis $v = 40 \text{ m/s}$, ir kiek blogesnė, kai $v = 22 \text{ m/s}$.

Esant toms pačioms apdirbimo režimo sąlygoms, ąžuolo medienos paviršiaus kokybė yra geresnė už beržo ir pušies.

4.3. Įrankio dilimo įtaka pušies ir juodalksnio medienos rūšių frezuotų paviršių kokybei

Buvo tiriama frezavimo įrankio Nr. 3, pagaminto iš greitapjovio HS 18-0-1 plieno markės (LST EN ISO 4957:2003), dilimo įtaka juodalksnio ir pušies medienos apdirbto paviršiaus šiurkštumui. Pagrindiniai paviršiaus šiurkštumą lemiantys veiksniai yra ašmenų suapvalinimo spindulys ρ , pjovimo greitis v ir pastūma vienam

pjovikliui u_z . Keičiant pastūmą vienam pjovikliui ($u_z = 0,50$ ir $1,00$ mm), buvo keičiamas vidutinis drožlės storis a ir pastūmos greitis u . Juodalksnio ir pušies medienos bandiniai buvo frezuojami išilgai pluošto dviem skirtingais pjovimo greičiais ($v = 22$ ir 40 m/s). Apdirbto paviršiaus šiurkštumo parametras R_z buvo matuojamas kontaktiniu adatiniu paviršiaus šiurkštumo matuokliu (Mahr MarSurf PS1), kurio deimantinės adatos spindulys $2 \mu\text{m}$, matavimo kampas 90° , o matavimo eiga $17,5$ mm. Paviršiaus nelygumai buvo matuojami pjovimo kelio L intervaluose: 50 ; 100 ; 150 ; 200 ; 400 ; 800 ir 1600 m. Viename bandinyje parinkti penki sektoriai ($17,5 \times 17,5$ mm), kurių šiurkštumas buvo matuojamas išilgai ir skersai pluošto.

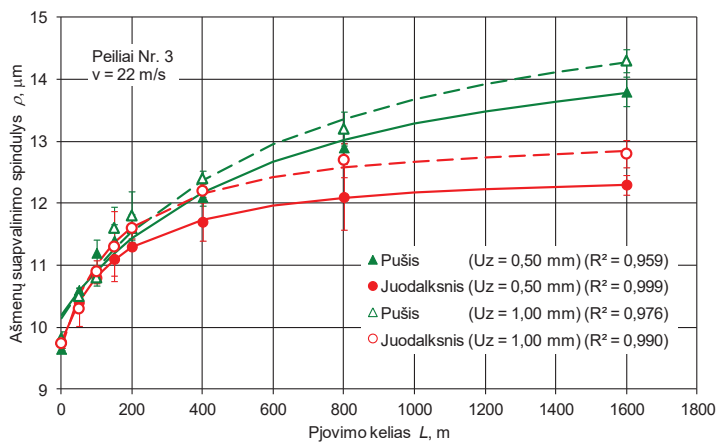
Atlikus tyrimus buvo nustatyta pjovimo kelio L ir įrankio ašmenų suapvalinimo spindulio ρ įtaka paviršiaus šiurkštumui R_z , frezuojant išilgai pluošto pušies ir juodalksnio medienos bandinius, esant įvairioms pjovimo v bei pastūmos u greičių skaitinėms vertėms. Analizuojant įrankio dilimo rezultatus (4.3.1 pav.) pastebėta, kad intensyviausiai įrankis dyla pradiniam dilimo etape iki pjovimo kelio $L = 400$ m ribos. Skirtumas tarp ašmenų suapvalinimo spindulio ρ skaitinių verčių, frezuojant pušies ir juodalksnio medienos ruošinius, buvo nuo 5 iki 7 proc. Šiame etape įrankis dyla ištrupant. Pjovimo keliui L pasiekus 400 m atkarpą, įrankio dilimas palaipsniui pereina į monotoninio dilimo etapą. Šiame etape ašmenų suapvalinimo spindulio ρ padidėjimo intensyvumas sumažėja. Įrankis dyla tolygiai, ašmenų mikrogeometrija kinta dėl temperatūrinės ir elektrocheminės korozijos (Porankiewicz ir kt., 2005). Įrankio dilimas buvo stebimas iki 1600 m pjovimo kelio atkarpos.

Analizuojant medienos rūšies įtaką įrankio dilimui, pastebėta, kad intensyviau įrankis dyla frezuojant juodalksnio medieną, nors juodalksnio medienos tankis yra mažesnis, palyginti su pušies mediena. Tačiau pastebėta ir išimtis: kai pastūma vienam pjovikliui $u_z = 0,50$ mm, didėjant pjovimo greičiui v nuo 22 iki 40 m/s, įrankio dilimas yra mažesnis, palyginti su rezultatais, gautais frezuojant pušies medieną. Didėjant pjovimo greičiui v , drožlės tūrinė dalis dėl pušies medienos skalumo, veikiant mažesnėms pjovimo jėgoms, atitrūksta nuo apdirbamo paviršiaus. Lengviau formuojama drožlė, mažėja realus pjoviklio kontakto su mediena ilgis, palyginti su mažiau skalios juodalksnio medienos frezavimu.

Analizuojant pastūmos vienam pjovikliui u_z įtaką ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ , nustatyta, kad, pastūmai u_z didėjant nuo $0,50$ iki $1,00$ mm, įrankio dilimo intensyvumas mažėja. Kai pastūma vienam pjovikliui $u_z = 0,50$ mm, intensyviausias įrankio dilimas vyksta frezuojant juodalksnio medieną. Frezuojant pušies medieną įrankis dyla 4 proc. mažiau, palyginti su juodalksnio frezavimu.

Didėjant pastūmai u_z , išauga drožlės ilgis, kartu ir teorinis ašmenų kontaktas su mediena. Dilimo intensyvumas turėtų augti, tačiau didėja ir drožlės storis, o dėl sausos medienos skalumo priešinio frezavimo atveju realus trinties kontaktas, kartu ir ašmenų dilimas mažėja.

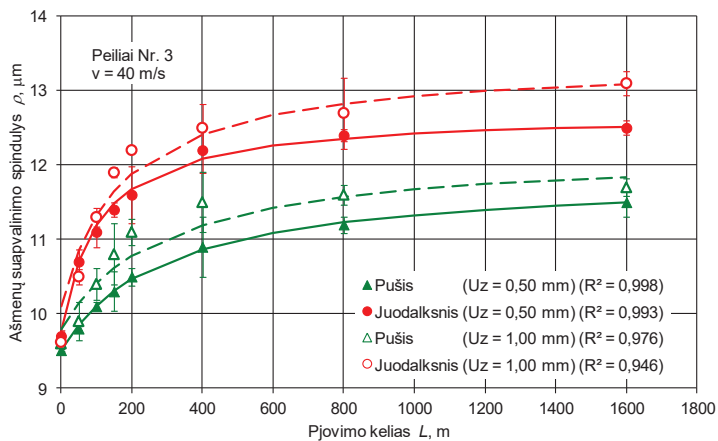
Analizuojant paviršiaus šiurkštumo rezultatus (4.3.2 ir 4.3.3 pav.) pastebėta, kad pušies medienos paviršiaus šiurkštumas yra mažesnis už juodalksnio. Šis dėsningumas nekinta, matuojant paviršiaus šiurkštumą išilgai ir skersai medienos pluošto. Atlikti tyrimai patvirtina teoriją, kad, esant didesniai medienos tankiui ir mažesniai metinių rėvių pločiui, gaunamas mažesnis paviršiaus šiurkštumas. Nors



$$\rho = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

		<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
Pušis	<i>u_z</i> = 0,50 mm	10,2	1,70 · 10 ⁻⁹	2,56 · 10 ⁻⁸
	<i>u_z</i> = 1,00 mm	10,1	1,57 · 10 ⁻⁹	2,50 · 10 ⁻⁸
Juodalksnis	<i>u_z</i> = 0,50 mm	9,77	5,86 · 10 ⁻⁹	7,37 · 10 ⁻⁸
	<i>u_z</i> = 1,00 mm	9,68	6,20 · 10 ⁻⁹	8,16 · 10 ⁻⁸

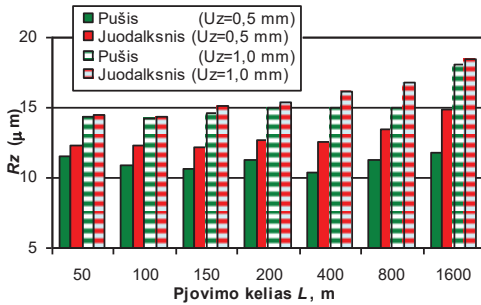
a



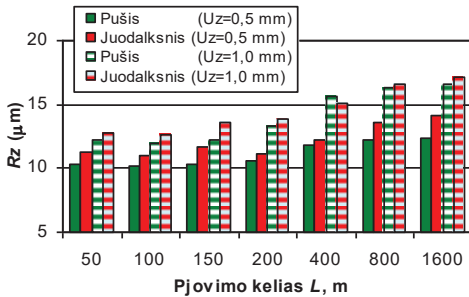
		<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
Pušis	<i>u_z</i> = 0,50 mm	9,50	3,41 · 10 ⁻⁹	4,05 · 10 ⁻⁸
	<i>u_z</i> = 1,00 mm	10,1	1,57 · 10 ⁻⁹	2,50 · 10 ⁻⁹
Juodalksnis	<i>u_z</i> = 0,50 mm	9,77	9,36 · 10 ⁻⁹	11,9 · 10 ⁻⁸
	<i>u_z</i> = 1,00 mm	10,1	5,85 · 10 ⁻⁹	7,84 · 10 ⁻⁸

b

4.3.1 pav. Pjovimo kelio *L* įtaka įrankio ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ :
 a – kai $v = 22$ m/s; b – kai $v = 40$ m/s



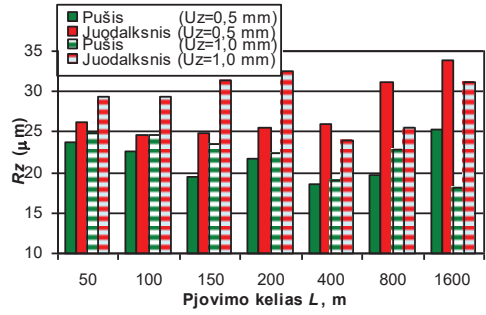
a



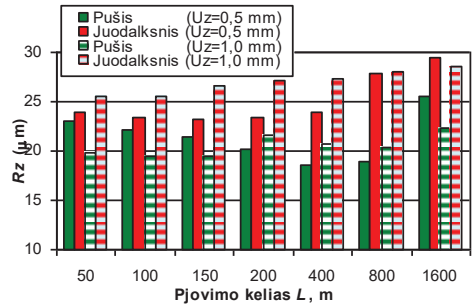
b

4.3.2 pav. Paviršiaus šiurkštumas R_z išilgai pluošto:

a – kai $v = 22$ m/s; b – kai $v = 40$ m/s



a



b

4.3.3 pav. Paviršiaus šiurkštumas R_z skersai pluošto:

a – kai $v = 22$ m/s; b – kai $v = 40$ m/s

pušies medienos tankis didesnis tik 9 proc., tačiau gautas paviršiaus šiurkštumas R_z išilgai pluošto vidutiniškai mažesnis 11 proc., o skersai pluošto – 14 proc.

Analizuojant rezultatų grafikus nustatyta, kad, didėjant pjovimo keliui L ir įrankio ašmenų suapvalinimo spinduliui ρ , apdirbto paviršiaus kokybė blogėja. Ši tendencija pastebėta esant visoms pjovimo greičio v ir pastūmos vienam pjovikliui u_z vertėms. Mažiausias paviršiaus šiurkštumas gaunamas frezuojant iki 200 m pjovimo kelio ribos. Nuo 200 iki 800 m ribos paviršiaus šiurkštumas išilgai ir skersai pluošto palaipsniui didėja. Didžiausios paviršiaus šiurkštumo R_z skaitinės vertės gautos, kai pjovimo kelias 1600 m.

Didinant pastūmą vienam pjovikliui u_z , paviršiaus šiurkštumas R_z padidėja. Geriausia paviršiaus kokybė gauta, kai pastūma vienam pjovikliui $u_z = 0,50$ mm, o blogesnė kai $u_z = 1,00$ mm. Ši priklausomybė nepriklauso nuo medienos rūšies bei pjovimo greičio v . Mažiausias paviršiaus šiurkštumo R_z skaitinių vertės padidėjimas pastebėtas apdirbant pušies medieną.

Didinant pjovimo greitį nuo 22 iki 40 m/s, paviršiaus šiurkštumas mažėja. Šis dėsningumas būdingas abiem medienos rūšims. Padidėjus pjovimo greičiui nuo 22 iki 40 m/s, pušies medienos šiurkštumas vidutiniškai sumažėjo 12 proc., o juodalksnio – 7 proc. Didinant pjovimo greitį v , paviršiaus šiurkštumo mažėjimo dėsningumas išliko įvairiose pjovimo kelio atkarpose. Galima teigti, kad, didėjant pjovimo keliui L , įrankis intensyviau dyla. Frezuojant medieną atšipusiu įrankiu, vyksta netaisyklingas

frezavimo procesas, kurio metu apdirbamas paviršius susidaro deformuojant ir gniuždant viršutinius pluošto sluoksnius.

Apibendrinus rezultatus nustatyta, kad intensyviausiai frezavimo įrankis dyla frezuojant pirmuosius maždaug 400 m pjovimo kelio. Po 400 m pjovimo kelio frezavimo įrankis palaipsniui pereina į monotoninio dilimo stadiją. Intensyviau frezavimo įrankis dyla frezuojant juodalksnio medieną. Frezuojant pušies medieną, įrankio dilimas sumažėja 6 proc. Didėjant pastūmos ir pjovimo greičiams, frezavimo įrankio dilimo intensyvumas sumažėja.

Didžiausią įtaką apdirbto paviršiaus šiurkštumui išilgai ir skersai pluošto turi frezavimo įrankio ašmenų suapvalinimo spindulys. Geriausia paviršiaus kokybė gaunama frezuojant aštriu ($\rho \leq 13 \mu\text{m}$) įrankiu iki 400 m pjovimo kelio atkarpos. Didėjant įrankio ašmenų suapvalinimo spinduliui, apdirbto paviršiaus kokybė blogėja.

Didėjant pastūmai vienam pjovikliui u_z , apdirbto paviršiaus kokybė pablogėja. Geriausia paviršiaus kokybė gaunama, kai pastūma vienam pjovikliui $u_z = 0,50 \text{ mm}$, ir kiek blogesnė, kai $u_z = 1,00 \text{ mm}$. Ši priklausomybė nepriklauso nuo medienos rūšies bei pjovimo greičio v .

Didėjant pjovimo greičiui, apdirbto paviršiaus kokybė gerėja. Geriausia paviršiaus kokybė gaunama, kai pjovimo greitis $v = 40 \text{ m/s}$, ir kiek blogesnė, kai $v = 22 \text{ m/s}$.

Esant toms pačioms frezavimo režimo sąlygoms, apdirbtos pušies medienos paviršiaus kokybė yra geresnė už juodalksnio. Pušies medienos paviršiaus šiurkštumas R_z išilgai pluošto vidutiniškai mažesnis 11 proc., o skersai pluošto – 14 proc.

5. IŠVADOS

1. Sukurta medienos frezavimo peilių ašmenų dilimo įvertinimo metodika, bandymų standas ir parinkta matavimo aparatūra. Keičiant technologinius veiksnius, buvo imituojamos skirtingos frezavimo sąlygos ir jų metu nustatytas įrankio dilimo dėsningumas, intensyvumas, energijos sąnaudos ir poveikis frezuotų paviršių kokybei.

2. Įvertinus įrankio dilimą aprašančių parametrų (ašmenų suapvalinimo spindulio ir ašmenų sutrumpėjimo) kitimą, nustatyta, kad frezavimo įrankis dyla netolygiai; išskirti trys periodai, kada įrankio dilimo tendencija skiriasi:

2.1. pirmajame periode, iki 800 m pjovimo kelio atkarpos, ašmenų suapvalinimo spindulys vidutiniškai padidėjo 2,65 karto, o ašmenų sutrumpėjimas 2,67 karto. Įrankis dyla intensyviai, nes po galandimo susidarę metalo struktūros ir ašmenų paviršiaus defektai skatina procesą;

2.2. antrajame periode, pjovimo kelio atkarpoje nuo 800 iki 4000 m, ašmenų suapvalinimo spindulys vidutiniškai padidėjo 15 proc., o ašmenų sutrumpėjimas 54 proc. Įrankio dilimas sulėtėja, kadangi trapus dilimas palaipsniui įgauna tolygaus dilimo pobūdį;

2.3. trečiajame periode, pjovimo kelio atkarpoje nuo 4000 iki 16000 m, ašmenų suapvalinimo spindulys padidėjo vidutiniškai 16 proc., o ašmenų sutrumpėjimas – 40 proc. Vyksta tolygus įrankio dilimas, kuriam būdingas plastiško dilimo pobūdis.

3. Pjovimo galios rezultatai patvirtino prielaidą, kad įrankis intensyviai dyla pirmajame periode, iki 800 m pjovimo kelio ribos. Šiame periode pjovimo galia vidutiniškai padidėjo 35,2 proc. Antrajame periode, nuo 800 iki 6000 m, pjovimo galia padidėjo 5,2 proc. Pjovimo kelio atkarpoje nuo 6000 iki 16000 m buvo pastebimas labai nedidelis, tačiau tiesinis pjovimo galios padidėjimas – 2,5 proc.

4. Nustatyta, kad, frezuojant ąžuolo medieną išilgai pluošto ir didėjant pjovimo greičiui nuo 22 iki 40 m/s, frezavimo įrankio dilimas sulėtėja. Pjovimo greičiui padidėjus nuo 22 iki 31 m/s, ašmenų suapvalinimo spindulio padidėjimas vidutiniškai sumažėjo 6,60 proc. Skirtumas tarp rezultatų frezuojant pjovimo greičiais 31 ir 40 m/s sudarė 7,10 proc.

5. Nustatyta, kad, didinant pastūmos greitį, įrankio ašmenų dilimas didėja. Esant skirtingoms pastūmos vienam pjovikliui vertėms, įrankio ašmenys dyla netolygiai.

6. Nustatyta, kad frezavimo įrankių nusmailinimo kampas turi įtakos įrankių ašmenų dilimui: intensyviausiai dyla įrankis, kurio nusmailinimo kampas 40°, o patvariausias dilimui įrankis, kurio nusmailinimo kampas 50°. Nustatyta, kad įrankis, kurio nusmailinimo kampas 45°, yra vidutiniškai 8 proc., o įrankis, kurio nusmailinimo kampas 50°, yra 10 proc. atsparesnis dilimui, palyginti su įrankiu, kurio nusmailinimo kampas 40°.

7. Nustatyta, kad frezavimo įrankių plienų cheminė sudėtis ir terminis apdorojimas turi įtakos įrankių ašmenų dilimui:

7.1. atspariausi dilimui yra greitapjovio plieno CT01M–LA2 peiliai. Mažiau atsparūs dilimui yra peiliai, pagaminti iš legiruotojo įrankių plieno 85X6HΦT. Atlikti tyrimai patvirtino jau žinomus teorinius ir praktinius teiginius;

7.2. iš įrankių, pagamintų iš greitapjovių plienų (HS 18), intensyviausiai dyla įrankis, pagamintas iš ESS–HSS18 plieno. Antrasis pagal dilimo intensyvumą įrankis, pagamintas iš HS 18 Y 28 plieno, o atspariausias dilimui iš plieno CT01M–LA2.

8. Nustatyta, kad, didėjant įrankio ašmenų suapvalinimo spinduliui, apdirbto beržo medienos paviršiaus kokybė proporcingai mažėja:

8.1. kokybiškas paviršius gaunamas dirbant aštriu įrankiu ($\rho = 7 \mu\text{m}$), kadangi medienos pluoštas atpjaunamas; susiformuoja vientisa lanksti drožlė. Įrankio ašmenų suapvalinimo spinduliui pasiekus $40 \mu\text{m}$ vertę, mediena ne pjaunama, o deformuojama. Apdirbto paviršiaus kokybė netenkina reikalavimų;

8.2. didėjant pjovimo greičiui, gaunamas kokybiškas beržo paviršius, kadangi pagreitėja drožlės susidarymo procesas, ir medienos pluoštas taisyklingai atpjaunamas, o ne suardomas gniuždant. Aukščiausia paviršiaus kokybė gaunama dirbant aštriu pjovikliu ($\rho = 7 \mu\text{m}$), kai pjovimo greitis 40 m/s ;

8.3. didinant pastūmą vienam pjovikliui, frezuoto paviršiaus kokybė proporcingai mažėja. Didinant pastūmą vienam pjovikliui, padidėja vidutinis drožlės storis. Padidėjus drožlės storiui, gilesni medienos pluošto sluoksniai ne atpjaunami, o atplėšiami. Aukščiausia paviršiaus kokybė gaunama dirbant aštriu pjovikliu ($\rho = 7 \mu\text{m}$), kai pastūma vienam pjovikliui $u_z = 0,5\text{--}1,5 \text{ mm}$.

9. Apdirbant pušies, beržo ir ąžuolo medieną įvairaus aštrumo peiliais, nustatyta, kad, esant toms pačioms pjovimo sąlygoms, ąžuolo frezuoto paviršiaus kokybė yra vidutiniškai 23,7 proc. geresnė už beržo ir 52,5 proc. už pušies.

6. SUMMARY

Relevance of the Work

In order to be able to create new wood processing tools, it is necessary to know their wear and blunting process which takes place in the course of cutting. The wear process of wood cutting tools and its regularities have not been thoroughly analyzed yet. As a matter of fact, precise data in this field is still badly lacking. This could explain the influence of chemical and electrochemical manifestations on the tool's blunting.

Substantial mechanical energy is concentrated in the cutting edge area. Therefore, high pressure is formed, and high tensions are produced in the cutting part of the tool.

The entire mechanical energy that is generated on the contact surfaces and in the deformation area of the material under processing is converted into heat in the course of the cutting process. Contrary to metals, organic materials and, especially, porous wood are only slightly thermally conductive. Therefore heat is not removed when a chip is cut in the contact area. A substantial amount of thermal energy concentrates on the contact surfaces. This amount depends on the cutting speed that is much higher in case of wood if compared to metal.

Thermal destruction takes place in organic materials even at quite low temperatures, and a few chemical compounds are formed. These are mainly organic acids which affect metal aggressively. When aggressive materials are absorbed, the tool's cutting edge may decompose chemically.

Wear in the cutting area causes the formation of static and piezoelectric loads and the appearance of electric current that may cause electric erosive and electrochemical wear. The particles whose hardness is similar to the hardness of the tool's material may get into the cutting area during the process of cutting. In this case, abrasive wear of the cutting edge is possible.

The resistance of the cutting tool against wear depends on a number of factors. The first group consists of the factors which depend on the cutting tool, i.e., on the chemical composition, the structure, the hardness of the tool's material, the sharpening angle of the cutting edge, the roughness of the work surfaces and the defects remaining after sharpening. The second group consists of the factors which depend on the processed material: its density and structure, the moisture content, the amount of glue, the manufacturing method, etc. A few factors of the processing mode are attributed to the third group: the cutting and feeding speed, the chip thickness, the cutting path, the cutting angle, the direction of the wood fiber, etc. The fourth group is the group of external factors, such as the temperature of the cutting area, the relative air humidity, and the cooling and removal of chips.

To summarize, it may be claimed that the durability of cutting tools, i.e., their cutting process and its regularity, is affected by numerous factors which interact while operating at various levels of intensity.

The aim of the work is the creation of methodology for the assessment of the wear of the cutting edge of milling knives and analysis of the influence of various

factors on the wear intensity as well as investigation of the impact of the wear of the knife's cutting edge on the quality of the milled surfaces.

In order to achieve the aim of the work, the following objectives were set:

6. To create a test stand of the wear of milling knives and to select the measurement equipment.
7. To evaluate the wear process of the cutting edge of wood milling knives and its regularities.
8. To determine the influence of the technological factors of the milling mode on the intensity of the wear of the knife's cutting edge.
9. To determine the influence of the chemical composition and the structure of steel on the intensity of the wear of the knife's cutting edge.
10. To determine the impact of the wear of the knife's cutting edge on the quality of milled surfaces.

Scientific Novelty of the Research

A methodology was created how to investigate the resistance of wood milling knives to wear in the cutting mode. When the influence of various technological factors changes, it is possible to imitate various conditions of the milling mode. The assessment of changes in microgeometrical parameters of the knife's cutting edge and its cutting power allows determining the wear regularities of the tool's cutting edge, its intensity and resistance to wear. The evaluation of the cutting edge condition allows forecasting the input of the milling energy and the quality of the milled surfaces.

It was determined that in the cases when wood is milled along the fiber, the influence of the cutting and the feeding speed rate on the wear of knives differs. When the cutting speed increases from 22 m/s to 41 m/s, the intensity of the wear of milling knives decreases. With regard to the influence of the feeding speed, the opposite dependency on the influence of the cutting speed was determined. The increase of the feed rate leads to the increased intensity of the wear of the knife's cutting edge.

The influence of the knife's wear and various technological factors on the quality of milled surfaces was also assessed. It was determined that the quality of milled surfaces depends on the state of the cutting edge, the sort of wood and the technological factors of the milling mode.

Practical Significance of the Dissertation

The developed research methodology and equipment may be used so that to assess the resistance of wood milling knives to wear. This methodology suits for the selection of milling knives because the chemical composition of the steel of knives of the most manufacturers is known; however, the prices of knives of a similar type produced by different manufacturers may differ several times.

This research methodology creates possibilities to select the optimal wood milling modes by taking into account the chemical composition of the tool, its thermal treatment and performance characteristics. When the influence of various technological factors and/ or the type of the processed wood or material are changed, it is possible to imitate various milling conditions in order to assess the behavior of

the cutting edge of the milling knives, the energy input of the milling mode and the quality of the milled surfaces. The complex or individual evaluation of the influence of each factor allows selecting the optimal milling modes in compliance with the preset criteria for the energy input and the quality of the milled surfaces.

Approbation and Publication of the Research Results

The results of this research were presented in six scientific publications included into the *Clarivate Analytics WoS Database*: two of them were published in *Materials Science (Medžiagotyra)*, one in *Journal of Mechanical Engineering (Strojniški Vestnik)*, one in *Wood Research*, one in *Journal of Wood Science* and one in *Bioresources*. Four publications were published in *ISI Proceedings of International Scientific Conferences “Mechanika”* (2007–2010, Lithuania). The results of this dissertation have been reported in the proceedings of seven international conferences: “Materials Engineering” (2005, 2008, 2011, Lithuania); “Meeting of Northern European Network for Wood Science and Engineering” (2011, Norway; 2012, Lithuania; 2016 Latvia); and 18th International Conference-School “Advanced Materials and Technologies” (2016, Lithuania). The results of the research were also presented in nine national conferences.

Scope and Structure of the Dissertation

The dissertation consists of an introduction, a literature review, the experimental part, the results and discussion part, conclusions, a list of references, a list of the scientific publications of the author and appendixes. The list of references includes 142 bibliographical sources. The full text of the main body of the dissertation contains 208 pages, 5 tables, 77 figures and 5 appendixes.

6.1. Literature Review

6.1.1. Milling of Wood and Wood Materials

The wood milling process is the final formation of surfaces of details under processing. Wood milling is employed in order to process profile and non-profile curvilinear surfaces by the copying method, to mill tenons and loops, to mill grooves and sockets, and to form other surfaces (Ettelt, Gittel 2004; Staniszevska, Zakrzewski, 2006; Davim, 2011; Csanády, Magoss 2013).

A cycloid chip is cut from the surface under processing by cutters installed in the rotating tool during the cylindrical milling process. The lateral surface of the chip is in the shape of a sickle. The chip's thickness is the shortest distance between two adjacent cutting trajectories measured perpendicularly towards the direction of the cutting speed. It is a variable unit. The thickness of the cut layer corresponds to the layer of wood removed in a single step. The width of milling is always equal to the width of the specimen under processing. The feed per cutter is the distance between two adjacent cutting trajectories measured in parallel to the vector of the feed rate. The feed per cutter and the number of knives determine the feed speed of the specimen or the tool (Medič, Hlebanja, 1995; Staniszevska, Zakrzewski, 2006; Magoss 2008; Röbenack *et al.*, 2013).

Two movements are made when milling wood: the main movement of the cutting tool and the auxiliary feeding movement. The cutting speed is the main characteristic of the cutting process. The feeding movement is given to the specimen, yet it can also be given to the tool. The milling process may be dual: in and against the feeding direction (Medič, Hlebanja, 1995; Goli *et al.*, 2009; Goli *et al.*, 2010).

In the course of milling, wood resists cutting. The resistance to cutting is present along the entire length of the contact arch. The resistance to cutting is described by specific cutting work. The tangent and the normal cutting force, the resistance to pushing, the force perpendicular to resistance and the radial forces affect the wood within the contact arch's limits (Medič, Hlebanja, 1995; Medič, Fajdiga, 1996).

Three main surfaces are distinguished in the cutting area: the surface under processing, the processed surfaces, and the cutting surfaces.

6.1.2. Materials of Tools

In order to process solid wood and its materials, the tools are used whose cutting edge is made from high-speed steel, stellites, hard metals, ceramic materials, polycrystalline and monocrystalline diamonds (Ettelt, Gittel, 2004). The surface of tools is coated with various coatings resistant to wear so that the cutting edge were more resistant to wear (Ettelt, Gittel, 2004; Kanefusa, 2015; Leitz, 2015; Leuco 2015; Oertli 2015; Tigra, 2015).

All the materials used when producing the cutting edge are classified according to their hardness, tensility, strength and resistance to wear. The capacity of various materials to maintain hardness at high temperatures is also important (Stewart, 1998; Astakhov, Davim, 2008). These characteristics exert influence on the application area of materials as well as on the shapes and parameters of the cutting edge (Kanefusa, 2015; Leitz, 2015; Leuco 2015; Oertli 2015; Tigra, 2015).

The tensility of materials decreases with the increase of the hardness of materials. Therefore, when tools are made, the characteristics of the materials affecting the cutting edge geometry have to be taken into account. The increase of the hardness of these materials leads to an increase of the numerical values of the sharpness angles. The increasing temperature of the tool's cutting edge results in a decrease of the hardness of various instrumental materials. When the hardness of a tool's cutting edge decreases, the resistance to wear is also reduced (Stewart, 1998; Ettelt, Gittel, 2004; Astakhov, Davim, 2008; Csanády, Magoss, 2013; Horman *et al.*, 2014; Kanefusa, 2015; Leitz, 2015).

6.1.3. Wear of Wood Cutting Tools

Wood cutting tools get blunt under the impact of force and when tools are affected thermally. There are a number of electrical and chemical factors under the influence of which the tools' weight decreases, and geometrical parameters change (Porankiewicz *et al.*, 2008; Pamfilov, Prozorov, 2012; Horman *et al.*, 2014).

In terms of wear dynamics, the wear period of the cutting tool is divided into three stages: initial, monotonic and emergency (Cristovao *et al.*, 2011; Csanády, Magoss, 2013).

The wear of a tool is intensive during the initial wear stage (Porankiewicz *et al.*, 2005; Porankiewicz, 2006; Cristovao *et al.*, 2011; Csanády, Magoss, 2013). In this case, the cutting edge wear is mainly of crumbling decomposition character. Before the start of work, there are some cracks on the tool's surface which were formed after improper thermal processing or sharpening. When the tool is operating and the cutting and wear forces are working, the centers of tension concentration are formed, and they induce the appearance of cracks. The initial wear of a tool makes up 40–60% of the total wear of a tool and it lasts for 5–10% of the duration of the entire work (Zotov, Pamfilov, 1991).

At the end of the intensive wear, the wear process of a tool gradually evolves into monotonic wear. The monotonic wear of a tool is a complex of processes covering various combinations of mechanical disintegration, electrochemical corrosion, electrical erosion, and cases of abrasive, thermal and chemical wear (Gauvent *et al.*, 2006; Porankiewicz, 2006; Porankiewicz *et al.*, 2006; Porankiewicz *et al.*, 2008; Winkelmann *et al.*, 2009; Horman *et al.*, 2014).

The temperature of the cutting edge decreases with an increase of thermal conductivity and the sharpening angle of the cutting tool. The periodicity of the cutting process reduces the temperature significantly, yet, as a matter of fact, it causes the appearance of cyclical temperature tensions (Ratnasingam *et al.*, 2010).

In the course of wood cutting, manifestations related to the wood's chemical and piezoelectric characteristics become more active. High temperature is formed in the cutting area. It induces generation of a liquid phase from the material under processing and the appearance of triboelectricity. Various triboelectric, electric and electrochemical processes affecting the tool's resistance are possible in the cutting area (Porankiewicz, Chamot, 2005; Porankiewicz *et al.*, 2008).

The products of mechanical and thermal destruction of wood participate in chemical and electrochemical reactions which take place in the contact areas of the

cutting tool and the processed material (Porankiewicz, Chamot, 2005; Porankiewicz *et al.*, 2008).

In the course of mechanical destruction of wood (polymer), free radicals appear. They connect to the tool's material. In such a way, chemical compounds having a weak link with the metal surface are formed; they can be easily removed from the wear area as wear products (Porankiewicz, Chamot, 2005; Porankiewicz *et al.*, 2008).

Gas, water vapor and volatile organic acids (formic and acetic) are formed during the process of thermal destruction. The operation of materials of thermal destruction causes the corrosion process of the cutting tool. The corrosive damage results in microcracks in the area of the cutting tool's cutting edge. These are the sources of crumbling decomposition (Gauvent *et al.*, 2006; Winkelmann *et al.*, 2009).

Complex electrochemical processes take place in the course of the cutting process together with electric manifestations. When wet wood is processed, moisture is generated between the surfaces of the cutter and the material under processing because of the cutting pressure. The moisture content is a good conductor of electricity. However, this moisture content is of increased acidity, consequently, an electrochemical reaction takes place between the material of the cutting tool and the material under processing (Ivanovski *et al.*, 1971; Zotov, Pamfilov, 1991).

As steel is saturated with hydrogen, free hydrogen reacts with iron carbide (Fe_3C). During this reaction which starts at a temperature of 240–330°C, cementite is converted into fine-dispersion ferrite, and methane gas is also generated. The reduced carbide concentration in steel weakens its mechanical characteristics and at the same time reduces its resistance to wear. The generated methane gas does not escape through metal grating. Therefore, hollows are formed inside the metal which may cause the cracking of a tool (Porankiewicz, Chamot, 2005; Pamfilov *et al.*, 2014).

6.1.4. Evaluation of Blunting and Wear of Cutting Tools' Blades

The wear curve changes with the wear of the cutting tool in the entire area of the cutting edge contact with the processed material. With regard to the cutting conditions, the cutting edge, the rake or the clearance face may get worn. All the wear curves may be divided into four forms (Zotov, Pamfilov, 1991).

The curve in a symmetrical form is characteristic to the initial work stage after sharpening. The parameter that describes this curve is the rounding radius of the cutting edge (Csanády, Magoss, 2013). The wear curve when the wear bevel is formed on the rake face is characteristic of the tools used to process wood materials (MDP, MDF, MPP, etc.). This wear curve is described by the rounding radius of the cutting edge, the bevel's length, and the change in the clearance angle (Csanády, Magoss, 2013). The wear curve when the wear bevel is formed on the rake face is described by the rounding radius of the cutting edge, the bevel's length on the rake face, and the change in the rake angle. This wear form is met not individually but along the rear surface (Csanády, Magoss, 2013).

The wear form when the pit is formed on the clearance face is encountered less frequently. It is characteristic to the tools made from eutectoid carbon and little-treated alloy instrumental steel (Zotov, Pamfilov, 1991).

In addition to the parameters listed above, the following parameters are also used to describe the wear of milling tools: the wear area, the width of the cutting edge, the cutting edge recession in the direction of the bisector of the sharpening angle, the shifting angle of the sharpening angle, the wear along the rake face, the wear along the clearance face, and the size of the cutting surface deformed by the cutting edge (Zotov, Pamfilov, 1991).

The wear parameters of the cutting edge may be measured in the direct mode, by using optical and scanning electronic microscopes or by employing other scanning devices. The methods of measurement of the cutting power, the noise level of the milling tool, and the value and geometry of the milling chips are attributed to indirect measurement modes.

6.1.5. Influence of the Wear of Cutting Tools on the Quality of Milled Surfaces

One of the criteria helping to evaluate the quality of the processed wood surface is the surface roughness. It determines the further method of mechanical surface processing or finishing, the adhesion characteristics, the aesthetic image, and the application possibilities (Richter *et al.*, 1995; Bledzki *et al.*, 2005; Ozczn *et al.*, 2012; Follrich *et al.*, 2010).

According to the origin, surface roughness may be dependent on or independent from the cutting process. The surface roughness that does not depend on the cutting process may be anatomical and structural roughness of wood. The kinematic, vibratory and resilient restoration of a surface, the traces of a tool's cutting edge, the surface cracks and rips are the types of roughness which depend on the cutting process (Magoss, 2008; Csanády, Magoss, 2013).

Anatomic surface roughness covers wood vessels, tracheids and structural elements. These types of roughness depend on the sort of wood, its macro and microstructure, density, humidity, annual rings, the direction of the fiber, and any kinds of defects (Csanády, Magoss, 2013).

Kinematic roughness is characterized by the wave's height, length and pace. The value of kinematic roughness is determined by the number of cutters forming the surface, their fastening errors, and by the tool's cutting and feed speeds. The optimal cutting mode and the best surface quality is received when the feed per cutter is 1.0–2.0 mm (Škalić *et al.*, 2009). According to the results of various researches, when the cutting speed increases, the surface quality improves. The recommended cutting speed for cylindrical milling is 35–55 m/s (Brown, Parkin, 1999; Jackson *et al.*, 2002; Hynek *et al.*, 2004).

Vibratory roughness appears due to the vibration of the tool or the specimen. The appearance of vibration processes worsens the quality of the milled surface (Brown, Parkin, 1999; Hynek *et al.*, 2004).

It was determined that the wear of the tool causes worsening of the quality of the milled surface. The main reason of the tool's wear is considered to be its friction with wood. When wood is milled with a sharp tool ($5 \mu\text{m} < \rho < 15 \mu\text{m}$), the cutting edge cuts through the wood fiber and forms chips of a regular form. The quality of the processed surface is the best. When a moderately blunt tool is used for milling ($15 \mu\text{m} < \rho < 30 \mu\text{m}$), the undesirable sliding process on wood becomes evident

(Zotov, Pamfilov, 1991; Ivanovsky *et al.*, 1971). When a blunt tool is used for milling ($\rho > 30 \mu\text{m}$), an irregular cutting process takes place. The cutting edge forms the surface not through cutting but through the destruction and compression of the fiber (Magoss, 2008; Csanády, Magoss, 2013).

6.2. Experimental Part

6.2.1. Milling Tools

Standard wood milling tools from alloyed tool steel (HL) and high-speed steel (HSS) were used for our researches (Table 6.1).

Table 6.1 Parameters of wood cutting tools

Parameters	Wood milling tools			
	No. 1	No. 2	No. 3	No. 4
Designation by supplier	8X6HΦT OTK-14	ESS-HSS18	HS 18 Y 28	CT01M-LA2
Standard designation	8X6HΦT	Z80WCV 18-04-01/18-0-1	HS 18-0-1	HS 18-0-1 (B18)
Standard	GOST 5950-73	NF A 35-590(92)	DIN 1.3355	UNI 2955-82
	DIN-EN 847-1		ISO 4957	
Dimensions (mm): Length/width/thickness	60/40/3	60/35/3	60/35/3	60/30/3
Tool geometry	clearance angle α : $20 \pm 5'$, sharpness angle β : $40 \pm 5'$, rake angle γ : $30 \pm 5'$, cutting angle δ : $60 \pm 5'$			
Mass (g)	54.2	51.7	40.8	41.8
Density (kg/m^3)	7360	8119	8092	8144
Hardness (HRC)	57	61	61	61
Surface roughness (μm): Rake face $R_a/R_z/R_{\text{max}}$ Clearance face $R_a/R_z/R_{\text{max}}$	0.518/3.35/5.18 0.600/4.11/4.90	0.281/1.79/2.92 0.272/2.30/2.72	0.251/2.11/2.98 0.285/3.39/4.23	0.168/1.28/2.24 0.430/3.68/3.95

6.2.2. Wood Specimens

The testing specimens were made from oak, birch, black alder, larch, and pine trees grown in Lithuania (Table 6.2).

Table 6.2 The physical characteristics of wood samples

Wood species	Moisture content ω , %	Width of an annual ring, mm	Density, kg/m^3
Oak (<i>Quercus</i>)	9.5–10.4	1.90–1.97	618–696
Birch (<i>Betula</i>)	8.0–9.5	1.65–2.74	520–609
Black alder (<i>Alnus glutinosa</i>)	8.5–9.4	2.19–2.65	410–478
Larch (<i>Larix</i>)	12.1–14.4	2.07–2.17	634–683
Pine (<i>Pinus sylvestris</i>)	8.0–10.9	1.61–2.37	415–504

6.2.3. Milling Stand

The tests were carried out in a wood milling stand that was created upon modernization and adjustment of a planing machine designed for scientific researches (SR3–6). The specimens were milled at the following speeds (v): 22 m/s, 31 m/s and 40 m/s. The feed speed (u) was changed in the stepless mode from 2 to 15 m/min. The

specimens were processed according to the scheme of longitudinal milling when the directions of vectors of cutting speed v and feed rate u are the opposite. The thickness of the layer obtained by a single cut from the specimen ($h = 2.00$ mm) was determined by moving the stand's working table. Two knives were installed in the cylindrical knife roller whose body diameter was 100 mm (the cutting diameter was 103 mm): one knife was used for cutting while the second knife was used for balancing.

6.2.4. Measurements of Microgeometrical Parameters of the Knife's Cutting Edge

The changes in microgeometry of the knife's cutting edge were evaluated by rounding radius ρ and recession A_μ in the direction of the bisector (Fig. 6.1).

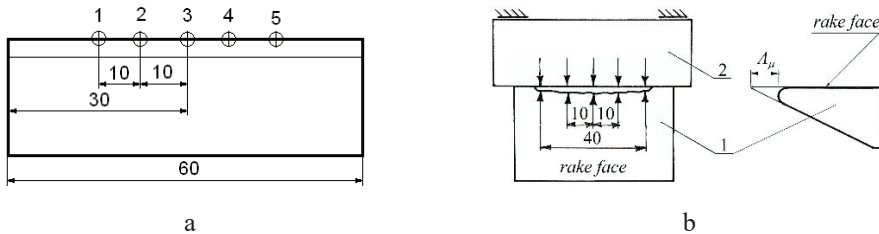


Fig. 6.1. Measurement schemes of the cutting edge microgeometry parameters: a: the scheme of the cutting edge rounding radius ρ ; b: the scheme of the cutting edge recession A_μ ; 1: the milling tool; 2: a plate

The values of rounding radius ρ were determined with the help of the lead imprint method when an optical microscope of tool measurement and a digital video camera were used. Cutting edge recession A_μ was measured optically, by using the reference surface from which the wear of the cutting edge was deducted. The average values of cutting edge rounding radius ρ and recession A_μ were determined in the intervals of cutting path L : 0; 50; 100; 150; 200; 400; 800; 1200; 1600 and 3200 m. The knife's cutting edge was measured in five places during each interval of cutting path L . The obtained images were processed and measured by using the relevant software. The accuracy error of the measurements was ± 2 μm .

6.2.5. Measurements of the Cutting Power

The milling power was measured with the electric flow measurement device *K506* whose measurement accuracy is estimated at ± 5 W. The device was connected in parallel to the circuit of the electric engine of the milling mechanism. The active power of the idle drive of milling mechanism P_{EI} was measured before the processing of the investigated specimens. The active power of working performance P_{E2} was measured while milling each specimen. Milling power P was calculated after having identified the difference between the values of working P_{E2} and idle P_{EI} powers.

6.2.6. Measurement of Milled Wood Surface Roughness

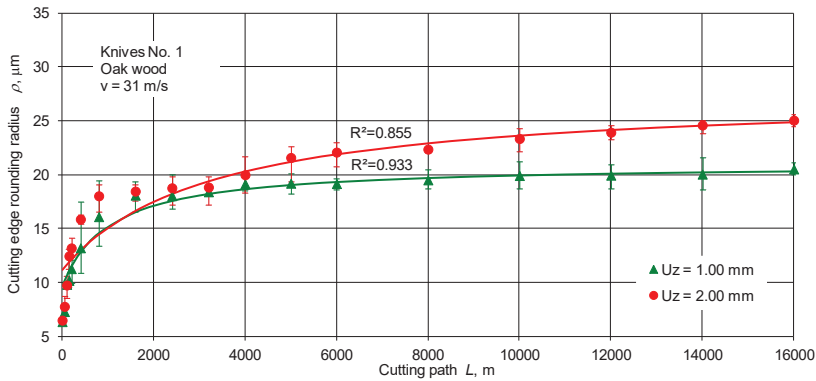
The roughness of milled wood surfaces was evaluated by the average height of maximal unevenness Rm_{max} and the height of unevenness R_z . When the milled surface roughness was evaluated with index Rm_{max} , the highest and the lowest heights of

unevenness S_1 and S_2 were measured with optical devices MIS-11 and TSP-4 with a measurement error of $0.1 \mu\text{m}$. At least five measurements were done on the tested surface. Five specimens were processed in order to examine the influence of the sort of wood and/ or the cutting mode. When the milled surface roughness was evaluated with index R_z (according to DIN EN ISO 4287:1998), the height of the unevenness was measured with a contact stylus profilometer (Mahr MarSurf PS1) featuring a measurement error of $0.001 \mu\text{m}$. At least five measurements were conducted on the tested surface. Five specimens were processed in order to examine the influence of the sort of wood and/ or the cutting mode. All the measurement results were processed by employing the Gaussian digital filter (according to DIN EN ISO 11562), and the roughness measurement error did not exceed $\pm 10\%$.

6.3. Influence of Various Technological Factors on the Tool's Wear

6.3.1. Influence of the Cutting Path on on the Wear of the Milling Tool

When the influence of cutting path L on the cutting edge rounding radius ρ was analyzed, it was determined that the tool gets worn unevenly (Fig. 6.2). It is possible to distinguish among several periods, when the tool's wear is carried out according to different regularities.



$$\rho = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

	a	b	c
$u_z = 1.00 \text{ mm}$	9.67	$9.57 \cdot 10^{-10}$	$2.01 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 2.00 \text{ mm}$	11.2	$3.12 \cdot 10^{-10}$	$8.61 \cdot 10^{-9}$

Fig. 6.2. Influence of cutting path L on the results of cutting edge rounding radius ρ

The first period lasts until the section of 800 m of cutting path L . It is there that the tool's wear is the most intensive. The inequalities remaining on the surface, close to the cutting edge, induce intensive wear after sharpening. The deep strips (Fig. 6.3) which remain after sharpening cause the formation of centers of tension concentration. Upon their formation, cracks and gaps start appearing (Fig. 6.4). Their appearance initiates crumbling wear as separate segments of the tool's material are crumbling. The crumbling wear is the most intensive on the rear surface.

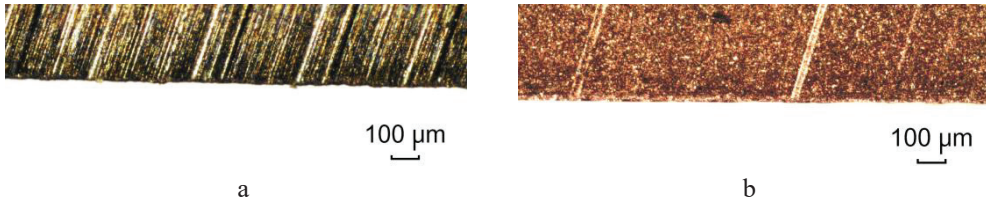


Fig. 6.3. Residual effects of the tool's sharpening and sanding: a – strips remaining after sharpening (clearance face, $u_z = 1,00$ mm, $L = 200$ m); b – strips remaining after sanding (rake face, $u_z = 1,00$ mm, $L = 0$ m)

The second period is the section between 800 m and 4000 m of the cutting path. Here, the changes in the cutting edge rounding radius ρ become slower. If compared to the first wear period (from 0 m to 800 m), the section of cutting path L constitutes only 5%, and the tool's wear is 78.5% (when $u_z = 1.00$ mm) and 72% (when $u_z = 2.00$ mm). These results demonstrate that the milling tool passes from crumbling wear to steady plastic wear gradually during this period.

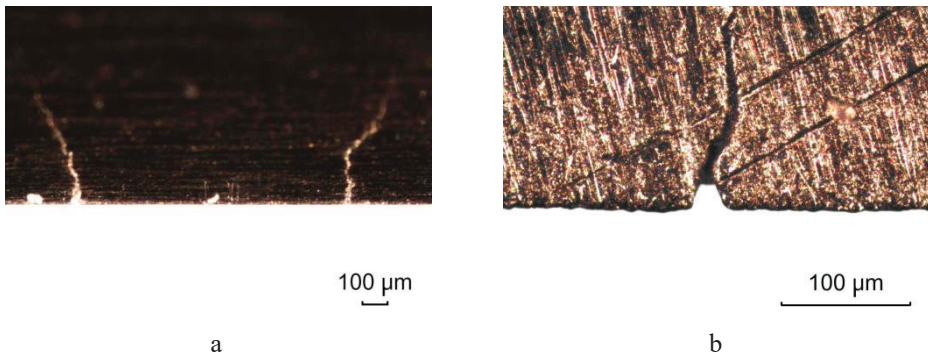


Fig. 6.4. Cracks and gaps in the tool's cutting edge ($u_z = 1.00$ mm, $L = 800$ m): a – cutting edge cracks on the rear surface; b – cutting edge crumbling on the frontal surface

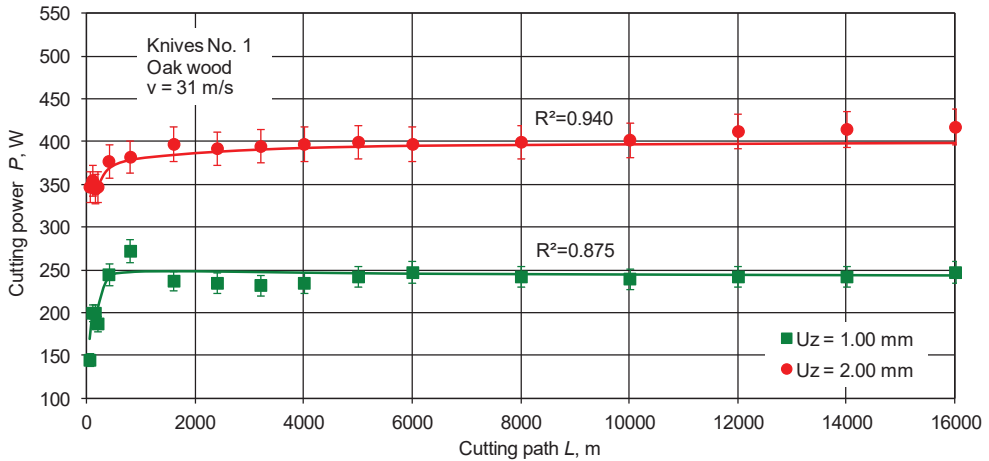
The third period is the section between 4000 m and 16000 m; it is characterized by stability. The values of cutting edge rounding radius ρ grow evenly. This growth is close to linear growth. The average growth equals 6.67% (when $u_z = 1.00$ mm) and 15.6% (when $u_z = 2.00$ mm). The growth is slightly more intensive when the feed per cutter is $u_z = 2.00$ mm. When the feed per cutter is $u_z = 1.00$ mm, the wear process of the tool is more stable. The crumbling wear is very rare during this period. The variation coefficient of the obtained results (2.9–7.9%) is much lower if compared to the first (0.9–24.9%) and the second (1.6–12.7%) periods. The increased values of the cutting edge rounding radius (from 20 to 25 μm) induce only tribologic wear because the contact area of the tool with wood is increased several times. The area of a bigger contact surface induces higher thermal generation, which leads to changes in the structure of superficial layers of the steel of the cutting tool, i.e., the structure received during the initial thermal processing of the tool changes. The hardness changes as well.

The measurement results of cutting power P (Fig. 6.5) also revealed that the most intensive wear is in the section of up to 800 m, when the crumbling and the

increase of the cutting edge rounding radius are the highest. The cutting power grows by 160% when $u_z = 1.00$ mm and only by 8% when $u_z = 2.00$ mm.

The decrease in the growth of cutting power P is observed in the section of cutting path L from 800 m to 6000 m. The cutting process is thus stabilized. The wear of the milling tool's cutting edge gets steady and without crumbling.

The increase of cutting power P in the section of cutting path L from 6000 m to 16000 m is close to zero or is very small yet it is linear. The numerical values of cutting power P in this section increased on average by 12% when $u_z = 1.00$ mm and only by 2% when $u_z = 2.00$ mm. These results confirm that the milling tool acquires the character of plastic wear in the section of cutting path L from 6000 m, and it passes gradually to the stage of monotonic wear.



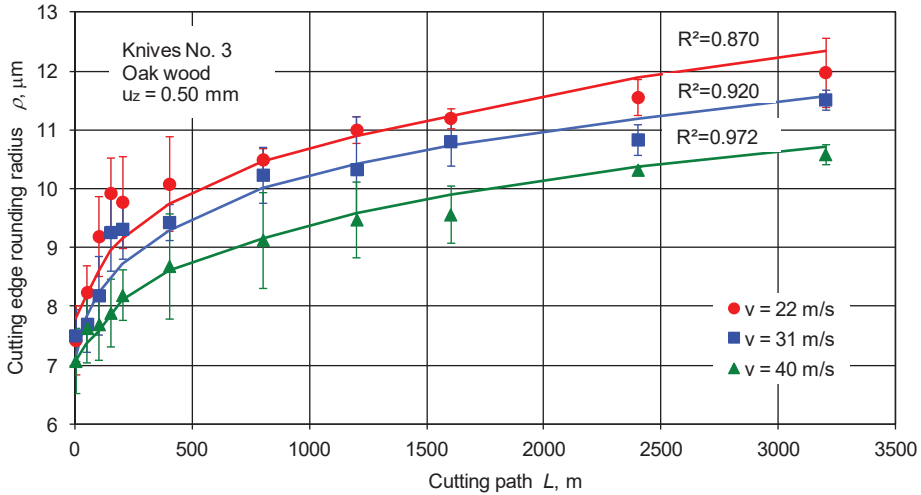
$$P = P_{max} \left(a + \frac{b}{x} + \frac{c}{x^2} + \frac{d}{x^3} + \frac{e}{x^4} \right), W; \quad x = \frac{L}{L_{max}}$$

	a	b	c	d	e
$u_z = 1.00$ mm	0.958	$4.46 \cdot 10^{-3}$	$-13.9 \cdot 10^{-5}$	$9.18 \cdot 10^{-7}$	$-1.65 \cdot 10^{-9}$
$u_z = 2.00$ mm	0.978	$2.66 \cdot 10^{-3}$	$1.06 \cdot 10^{-5}$	$2.31 \cdot 10^{-8}$	$-1.04 \cdot 10^{-10}$

Fig. 6.5. Influence of cutting path L on the results of cutting power P

6.3.2. Influence of the Cutting Speed on the Wear of the Milling Tool

According to the obtained results, the impact of cutting speed v is virtually unnoticed in the course of the initial 200 m of the cutting path. The difference between the values of cutting edge rounding radius ρ (Fig. 6.6) is small. When cutting speed v increases from 22 m/s to 31 m/s, the values of cutting edge rounding radius ρ decrease on average by 6.60%. This difference was equal to 7.10% when



$$\rho = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

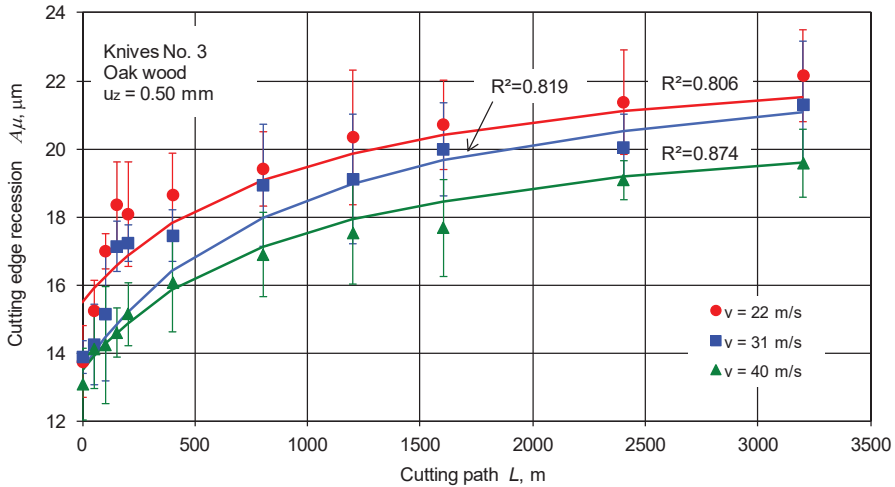
	a	b	c
$v = 22$ m/s	8.56	$1.04 \cdot 10^{-9}$	$1.35 \cdot 10^{-8}$
$v = 31$ m/s	8.12	$7.34 \cdot 10^{-10}$	$9.44 \cdot 10^{-9}$
$v = 40$ m/s	7.49	$5.86 \cdot 10^{-10}$	$7.18 \cdot 10^{-9}$

Fig. 6.6. Influence of cutting speed v on cutting edge rounding radius ρ ($u_z = 0.50$ mm)

milling at a cutting speed of 31 m/s and 40 m/s. Similar trends of result changing were also observed with regard to the values of feed per cutter ($u_z = 1.00, 1.50$ and 2.00 mm). Similar trends of result alteration (Fig. 6.7) were also detected while analyzing the influence of cutting speed v on cutting edge recession A_μ . When cutting speed v was growing, the difference between the results of cutting edge recession A_μ made up 5.20% on average (when $u_z = 1.00$ mm), 8.59% (when $u_z = 1.50$ mm) and 8.50% (when $u_z = 2.00$ mm).

The evident difference between the tool's wear results was detected in the section of the cutting path from 200 m to 800 m. During this stage, the change of results, i.e., the increases of cutting edge rounding radius ρ and recession A_μ were undergoing changes more rapidly. The influence of cutting speed v becomes more evident. The differences among the results become more prominent. When cutting speed v grew from 22 m/s to 31 m/s (when $u_z = 0.50$ mm), the increase of cutting edge rounding radius ρ decreased by 4.47% while the difference between the results made up 9.35% in the case of milling at cutting speeds of 31 m/s and 40 m/s. The average

difference between the results was 9.79% (when $u_z = 1.00$ mm), 12% (when $u_z = 1.50$ mm), and 10.1% (when $u_z = 2.00$ mm).



$$A_{\mu} = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

	a	b	c
$v = 22$ m/s	15.8	$1.06 \cdot 10^{-9}$	$2.52 \cdot 10^{-8}$
$v = 31$ m/s	15.0	$7.32 \cdot 10^{-10}$	$1.74 \cdot 10^{-8}$
$v = 40$ m/s	13.8	$5.87 \cdot 10^{-10}$	$1.33 \cdot 10^{-8}$

Fig. 6.7. Influence of cutting speed v on cutting edge recession A_{μ} ($u_z = 0.50$ mm)

The average difference between the results of cutting edge recession A_{μ} was 6.90% (when $u_z = 0.50$ mm), 9.79% (when $u_z = 1.00$ mm), 12% (when $u_z = 1.50$ mm) and 10.1% (when $u_z = 2.00$ mm).

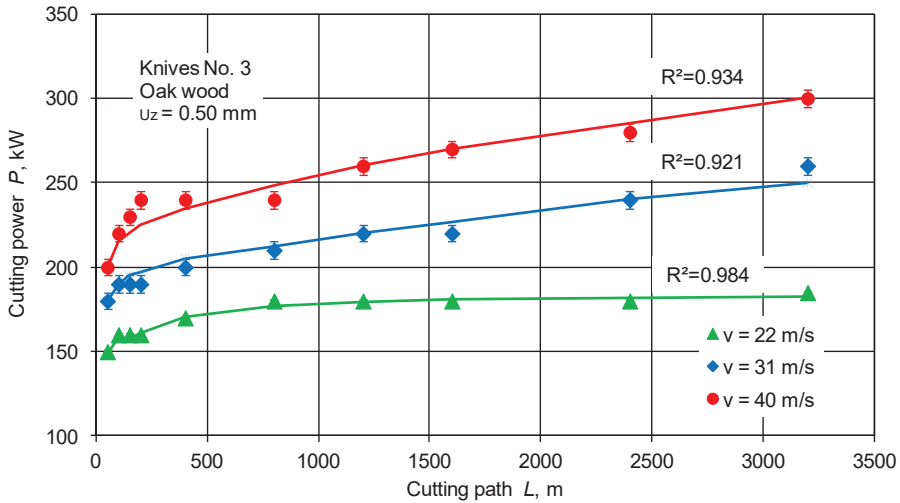
The difference between the results of the tool wear was growing proportionally in the section of the cutting path from 800 m to 1600 m; the growth was observed without significant changes. A similar tendency to grow as in the stage from 200 m to 800 m remains. The difference between the influences of cutting speed v remains the same.

The increase of cutting edge rounding radius ρ in the section of the cutting path from 1600 m to 3200 m acquires small or close-to-zero values. It was observed in the case of all the values of feed per cutter ($u_z = 0.50, 1.00, 1.50$ and 2.00 mm). It is possible to state that the results change with regularity.

To summarize, when cutting speed v is growing, the increase of cutting edge rounding radius ρ and recession A_{μ} is going down, i.e., the tool's wear is slower.

The analysis of the influence of cutting speed v on the results of cutting power P (Fig. 6.8) revealed nonlinear dependence. The growth of cutting speed v leads to increased values of cutting power P . However, this increase is not linear. It was also determined that cutting speed v affects cutting power P as early as the beginning of the cutting process. According to the obtained results, significant difference is observed between the cutting speeds (22 m/s, 31 m/s and 40 m/s) when various values

of feed per cutter (0.50 mm, 1.00 mm, 1.50 mm and 2.00 mm) are considered. This difference equaled 51.6% and 23.7%.



$$P = P_{max} \left(a + \frac{b}{x} + \frac{c}{x^2} + \frac{d}{x^3} + \frac{e}{x^4} \right), W; \quad x = \frac{L}{L_{max}}$$

	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
<i>v</i> = 22 m/s	0.997	$-9.96 \cdot 10^{-3}$	$-3.28 \cdot 10^{-5}$	$1.25 \cdot 10^{-5}$	$-1.87 \cdot 10^{-7}$
<i>v</i> = 31 m/s	0.998	$-59.8 \cdot 10^{-3}$	$4.24 \cdot 10^{-3}$	$-1.15 \cdot 10^{-5}$	$-1.04 \cdot 10^{-6}$
<i>v</i> = 40 m/s	1.01	$-61.2 \cdot 10^{-3}$	$4.84 \cdot 10^{-3}$	$-14.3 \cdot 10^{-5}$	$1.37 \cdot 10^{-6}$

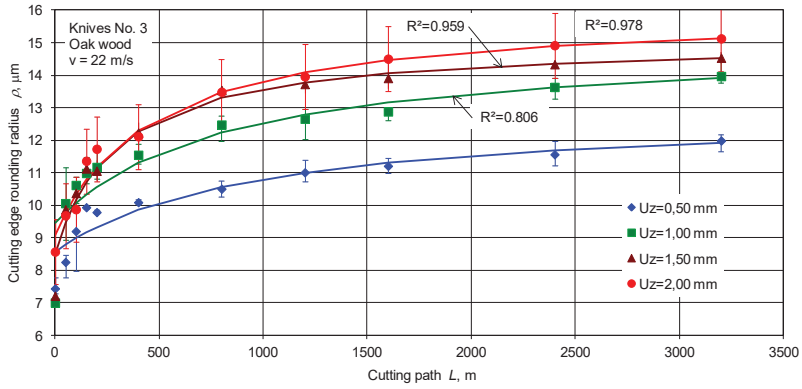
Fig. 6.8. Influence of cutting speed *v* on cutting power *P* (*u_z* = 0.50 mm)

6.3.3. Influence of the Feed to a Single Cutter on the Wear of the Milling Tool

According to the obtained results, when the values of the feed per cutter *u_z* grow, the values of cutting edge rounding radius *ρ* and recession *A_μ* also increase (Figs. 6.9 and 6.10).

The impact of the feed per cutter *u_z* is less significant in the section of cutting path *L* up to 200 m. When the feed per cutter *u_z* grows from 0.50 to 1.00 mm, the increase of cutting edge rounding radius *ρ* grows by 11.3% on average. The difference between the results made up 0.19% when *u_z* = 1.00 and 1.50 mm. Meanwhile, the difference between the results constituted only 4.08% when *u_z* = 1.50 and 2.00 mm. Similar tendencies of result fluctuation were observed for other cutting speeds as well (*v* = 31 m/s and 40 m/s).

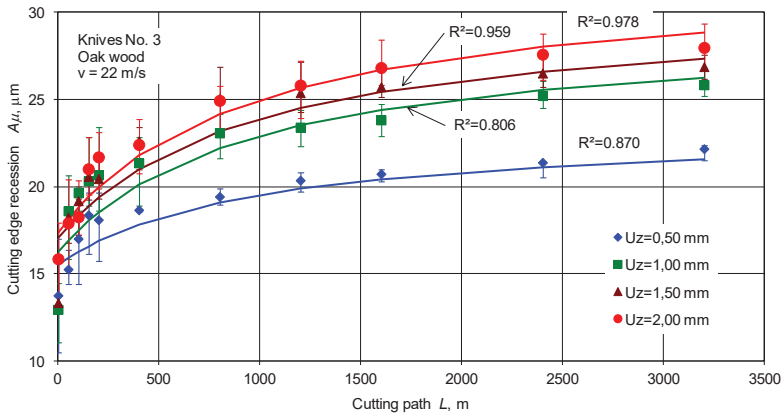
The evident difference between the results of tool wear is witnessed in the section of the cutting path from 200 m to 800 m. The increase of cutting edge rounding radius *ρ* changes more rapidly. The influence of the feed per cutter *u_z* becomes more significant. The differences between the results also become more prominent. A similar change in the obtained results was noted while analyzing the results of cutting edge shortening *A_μ*. When the feed per cutter *u_z* increases from 1.50 mm to 2.00 mm, the difference between the results of cutting edge recession *A_μ* makes up 0.70%.



$$\rho = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
$u_z = 0.50 \text{ mm}$	8.56	$1.05 \cdot 10^{-9}$	$1.35 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1.00 \text{ mm}$	9.44	$1.24 \cdot 10^{-9}$	$1.86 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1.50 \text{ mm}$	8.48	$3.38 \cdot 10^{-9}$	$5.10 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 2.00 \text{ mm}$	9.07	$2.16 \cdot 10^{-9}$	$3.46 \cdot 10^{-8}$

Fig. 6.9. Influence of the feed per cutter u_z on cutting edge rounding radius ρ when $v = 22 \text{ m/s}$



$$A_\mu = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
$u_z = 0.50 \text{ mm}$	15.5	$1.05 \cdot 10^{-9}$	$2.44 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1.00 \text{ mm}$	16.2	$1.07 \cdot 10^{-9}$	$3.11 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 1.50 \text{ mm}$	17.0	$1.06 \cdot 10^{-9}$	$3.21 \cdot 10^{-8}$
$u_z = 2.00 \text{ mm}$	17.4	$1.06 \cdot 10^{-9}$	$3.41 \cdot 10^{-8}$

Fig. 6.10. Influence of the feed per cutter u_z on cutting edge recession A_μ when $v = 22 \text{ m/s}$

The difference between the tool wear results grows proportionally in the section of the cutting path from 800 m to 1600 m; growth is observed without significant changes. A similar tendency of growth as in the stage from 200 m to 800 m remains. The influence of the feed per cutter u_z remains the same.

The increase of cutting edge rounding radius ρ in the section of the cutting path from 1600 m to 3200 m becomes much slower because it acquires the smallest values. This was noticed for all the values of cutting speed (22 m/s, 31 m/s and 40 m/s). The average difference between the tool wear results was 17.3% when the feed per cutter u_z was increased from 0.50 mm to 1.00 mm (when $v = 22$ m/s). The difference between the results was 4.60% when milling was performed at the feed per cutter equal to $u_z = 1.00$ mm and 1.50 mm. When the feed per cutter u_z was increased from 1.50 mm to 2.00 mm, the difference between the results of cutting edge rounding radius ρ made up 4.10%. The results revealed that the influence of feed per cutter u_z remains unchanged.

When the feed per cutter u_z increases, the values of cutting power P also increase (Fig. 6.11). However, this increase is not linear dependence. It was also determined that the feed per cutter u_z has an impact on cutting power P as early as at the very beginning of the cutting process.

To summarize, when the feed per cutter u_z increases, the increase of the values of milling power P is also observed. The growth of the average thickness of chip a leads to an increase of cutting force F_x .

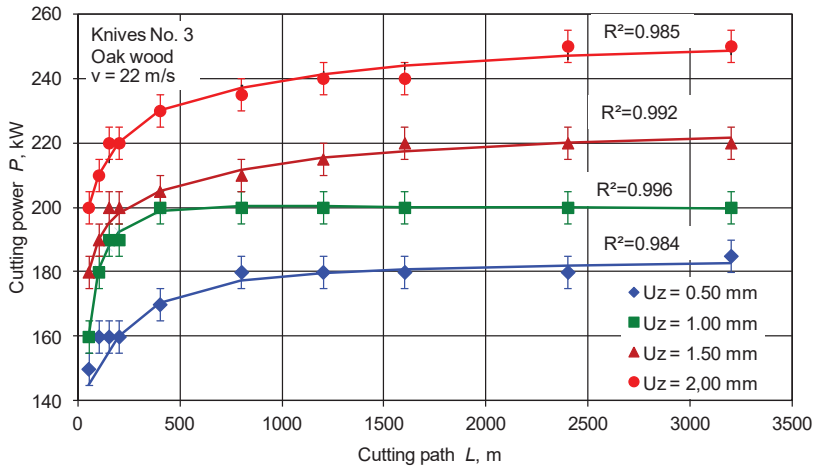
6.3.4. Influence of the Sharpening Angle on the Wear of the Milling Tool

Our researches helped to determine the influence of sharpening angle β on the wear of the milling tool in the initial stage. Besides, it was established how cutting power P changes with an increase of sharpening angle β .

When the received results and diagrams were analyzed (Fig. 6.11), it was noticed that the most intensive wear is observed for the tool whose sharpening angle equals $\beta = 40^\circ$, while the cutter is the most resistant to wear when $\beta = 50^\circ$. This tendency was noticed for all the values of the feed per cutter ($u_z = 0.50$ mm, 1.00 mm, 1.50 mm and 2.00 mm).

The most prominent increase of cutting edge rounding radius ρ was observed in the section of the cutting path up to 200 m. The most significant difference pertaining to the dynamics of tool wear was noticed when the feed per cutter was $u_z = 0.50$ mm. The difference in the values of cutting edge rounding radius ρ between the tools with the angles of $\beta = 40^\circ$ and $\beta = 50^\circ$ constituted 46%; meanwhile, the difference between the tools with the angles of $\beta = 50^\circ$ and $\beta = 45^\circ$ was 18%.

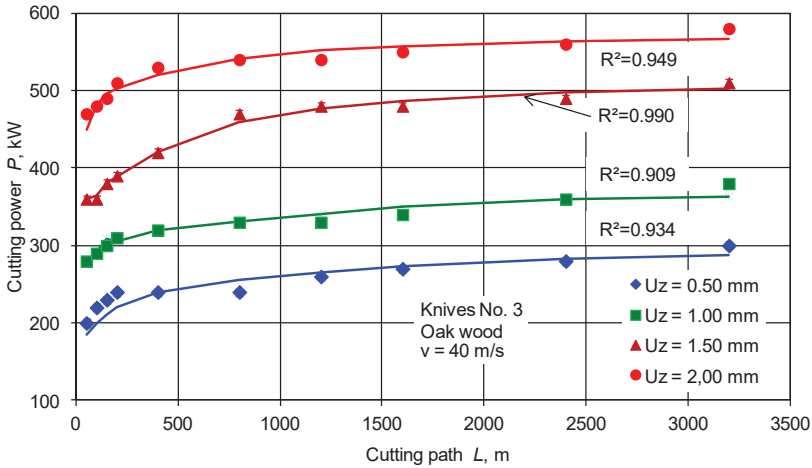
The slowing-down of the wear process was noticed in the section from 200 m to 400 m. However, the wear of all the milling tools ($\beta = 40^\circ$, 45° and 50°) was more intensive at the feed per cutter of $u_z = 0.50$ and 1.00 mm. The difference in the values of cutting edge rounding radius ρ in the section of cutting path $L = 400$ m when the feed per cutter was $u_z = 0.50$ mm between the tools with angles of $\beta = 40^\circ$



$$P = P_{max} \left(a + \frac{b}{x} + \frac{c}{x^2} + \frac{d}{x^3} + \frac{e}{x^4} \right), W; \quad x = \frac{L}{L_{max}}$$

	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
$u_z = 0.50 \text{ mm}$	0.996	$-9.96 \cdot 10^{-3}$	$-3.28 \cdot 10^{-5}$	$1.25 \cdot 10^{-5}$	$-1.87 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 1.00 \text{ mm}$	0.997	$3.71 \cdot 10^{-3}$	$-63.4 \cdot 10^{-5}$	$2.00 \cdot 10^{-5}$	$-2.08 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 1.50 \text{ mm}$	1.03	$-22.9 \cdot 10^{-3}$	$1.63 \cdot 10^{-3}$	$-4.82 \cdot 10^{-5}$	$4.62 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 2.00 \text{ mm}$	1.02	$-22.8 \cdot 10^{-3}$	$1.47 \cdot 10^{-3}$	$-4.10 \cdot 10^{-5}$	$3.79 \cdot 10^{-7}$

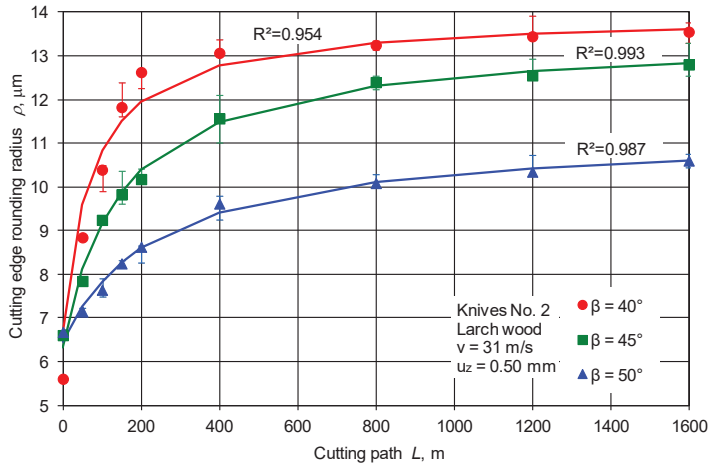
a



	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
$u_z = 0.50 \text{ mm}$	1.01	$-61.2 \cdot 10^{-3}$	$4.84 \cdot 10^{-3}$	$-14.3 \cdot 10^{-5}$	$1.37 \cdot 10^{-6}$
$u_z = 1.00 \text{ mm}$	0.994	$-41.6 \cdot 10^{-3}$	$3.07 \cdot 10^{-3}$	$-8.97 \cdot 10^{-5}$	$8.57 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 1.50 \text{ mm}$	1.02	$-37.5 \cdot 10^{-3}$	$2.01 \cdot 10^{-3}$	$-4.94 \cdot 10^{-5}$	$4.34 \cdot 10^{-7}$
$u_z = 2.00 \text{ mm}$	0.993	$-18.5 \cdot 10^{-3}$	$1.02 \cdot 10^{-3}$	$-2.61 \cdot 10^{-5}$	$2.35 \cdot 10^{-7}$

b

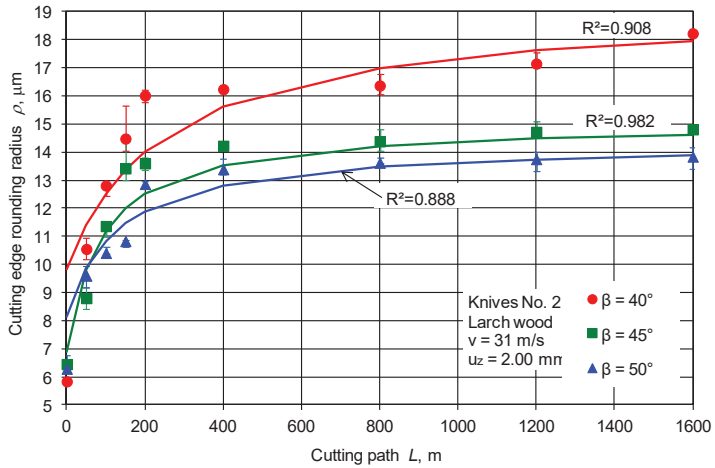
Fig. 6.11. Influence of the feed to cutter u_z on cutting power P :
a) $v = 22 \text{ m/s}$; b) $v = 40 \text{ m/s}$



$$\rho = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

	a	b	c
$\beta = 40^\circ$	6.65	$1.35 \cdot 10^{-8}$	$1.88 \cdot 10^{-7}$
$\beta = 45^\circ$	6.33	$6.63 \cdot 10^{-9}$	$8.91 \cdot 10^{-8}$
$\beta = 50^\circ$	6.45	$4.05 \cdot 10^{-9}$	$4.55 \cdot 10^{-8}$

a



	a	b	c
$\beta = 40^\circ$	8.72	$4.29 \cdot 10^{-9}$	$7.12 \cdot 10^{-8}$
$\beta = 45^\circ$	6.89	$1.11 \cdot 10^{-8}$	$1.66 \cdot 10^{-7}$
$\beta = 50^\circ$	8.14	$7.62 \cdot 10^{-9}$	$1.09 \cdot 10^{-7}$

b

Fig. 6.12. Influence of cutting path L on cutting edge rounding radius ρ :
a) $u_z = 0.50$ mm; b) $u_z = 2.00$ mm

and $\beta = 50^\circ$ made up 35%; meanwhile, the difference between the tools with the angles of $\beta = 50^\circ$ and $\beta = 45^\circ$ was 21%.

The wear process got stabilized in the section of cutting path L from 400 m to 800 m. Steady minor increase of cutting edge rounding radius ρ was observed. The difference in the values of cutting edge rounding radius ρ in the section of cutting path $L = 800$ m when the feed per cutter was $u_z = 0.50$ mm between the tools with angles of $\beta = 40^\circ$ and $\beta = 50^\circ$ equaled 31%; meanwhile, the difference between the tools with angles of $\beta = 50^\circ$ and $\beta = 45^\circ$ was 23%.

A very small increase in cutting edge rounding radius ρ was noticed in the section of cutting path L from 800 m to 1600 m. The numerical values of rounding radius ρ in this section increased only by 5% when the feed per cutter was $u_z = 0.50$ mm and by 1% when $u_z = 2.00$ mm.

Cutting power P increases the most intensively in the section of cutting path L up to 200 m. The increase in cutting edge rounding radius ρ grows especially rapidly during this stage of cutting (Fig. 6.13).

A less prominent increase of cutting power P was noticed in the section of cutting path L from 200 m to 400 m. The cutting process got stabilized because the cutting edge of all the tools ($\beta = 40^\circ$, 45° and 50°) had passed gradually from crumbling wear to the stage of plastic wear.

A very small but not linear increase of cutting power P was observed in the section of cutting path L from 400 m to 800 m. During this stage, the wear of the milling tool's cutting edge became steady and without crumbling.

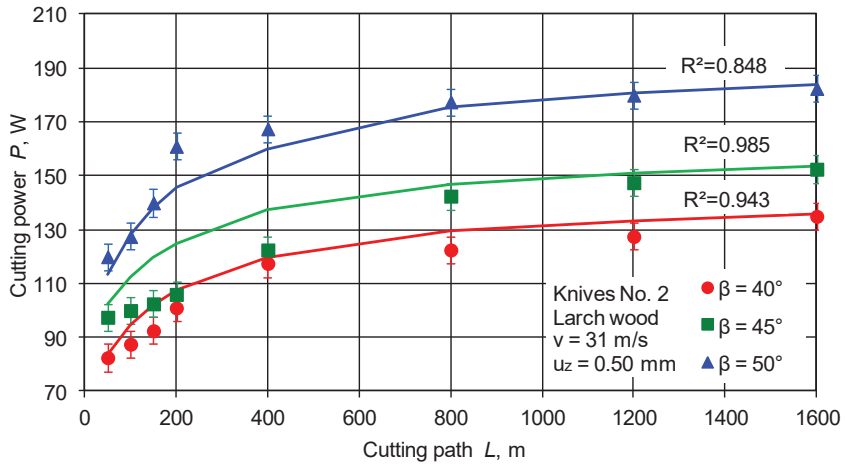
A very small but linear increase of cutting power P was registered in the section of cutting path L from 800 m to 1600 m.

6.3.5. Influence of the Chemical Composition of Steel and Its Structure on the Wear of the Milling Tool

The influence of the chemical composition of steel and its structure on the wear of wood milling tools was analyzed. Wood milling tools of two different steel grades were used for the experiment. The first group of tools was made from high-alloyed tool steel (8X6HΦT), whereas the second group of milling tools was made by three different manufacturers from high-speed steel HS 18-0-1.

The analysis of the obtained results (Fig. 6.14) showed that the wear of all the four milling tools (Nos. 1; 2; 3 and 4) was denoted by regularity, i.e., it proceeded according to the usual wear mechanism of wood milling tools. It is possible to distinguish among four wear stages of a tool. The first phase of wear covers the initial 400 m of the cutting path, whereas the second phase continues from 400 m to 800 m, the third one covers the segment between 800 m to 1600 m, and the fourth part constitutes the values from 1600 m to 3200 m of the cutting path.

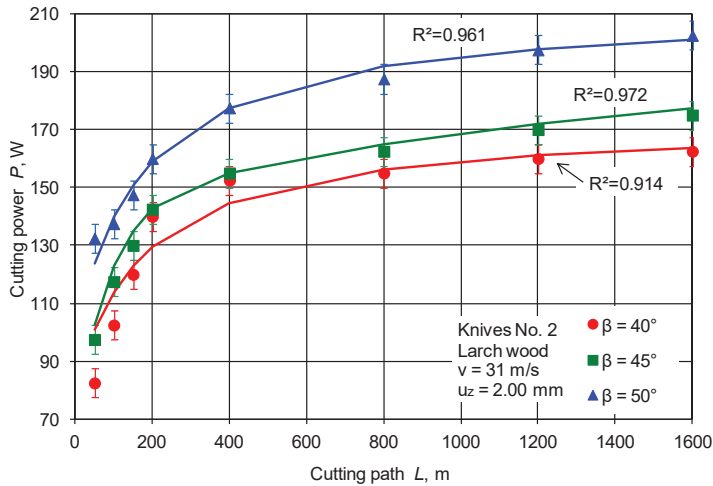
The wear of all the four milling tools (Nos. 1, 2, 3 and 4) is the most intensive in the cutting path up to 400 m when the wear of the cutting edge is observed. Intensive wear is observed for all the values of the feed per cutter (0.50 mm, 1.00 mm, 1.50 mm and 2.00 mm).



$$P = P_{max} \left(a + \frac{b}{x} + \frac{c}{x^2} + \frac{d}{x^3} + \frac{e}{x^4} \right), W; \quad x = \frac{L}{L_{max}}$$

	a	b	c	d	e
$\beta = 40^\circ$	0.492	9.13	9.68	$1.25 \cdot 10^{-5}$	$-1.87 \cdot 10^{-7}$
$\beta = 45^\circ$	0.565	8.52	8.97	$-11.5 \cdot 10^{-5}$	$1.04 \cdot 10^{-6}$
$\beta = 50^\circ$	0.739	7.65	7.99	$-14.3 \cdot 10^{-5}$	$1.37 \cdot 10^{-6}$

a



	a	b	c	d	e
$\beta = 40^\circ$	0.833	3.13	3.32	$4.18 \cdot 10^{-5}$	$3.79 \cdot 10^{-7}$
$\beta = 45^\circ$	0.520	3.75	4.29	$-11.4 \cdot 10^{-5}$	$1.10 \cdot 10^{-6}$
$\beta = 50^\circ$	0.513	4.30	4.84	$-2.61 \cdot 10^{-5}$	$2.35 \cdot 10^{-7}$

b

Fig. 6.13. Influence of cutting path L on cutting power P :
a) $u_z = 0.50 \text{ mm}$; b) $u_z = 2.00 \text{ mm}$

The intensity of wear in the section of cutting path L from 400 m to 800 m gets slower, and the increase of cutting edge rounding radius ρ becomes smaller. The crumbling wear is gradually replaced by steady tribologic wear which is characteristically observed in all the four tools. A more significant difference between the results of all the four tools is detected at this stage.

In the section of cutting path L from 800 m to 1600 m, the wear gets slower. In this segment, the stabilization of the wear process of all the tools is apparent. The analysis of the obtained results revealed no sudden changes in the values of the increase of cutting edge rounding radius ρ or recession A_{μ} , so it is possible to state that the wear of all the tools is uniform and in accordance with the laws of tribologic wear.

The wear in the section of cutting path L from 1600 m to 3200 m becomes especially slow. The growing increase of cutting edge rounding radius ρ becomes close to linear dependence. There, stabilization of the wear process of all the tools is observed. When the results were analyzed, no sudden changes in the values of the increase of cutting edge rounding radius ρ were noticed – thus it is possible to state that all the tools pass to the stage of steady wear.

The analysis of the results of cutting power P (Fig. 6.15) revealed that the biggest numerical values are obtained when milling tool No. 1 is used while tools No. 2 and No. 3 contribute to the average values and tool No. 4 provides the smallest values. This tendency was noted for all the values of the feed per cutter (0.50 mm, 1.00 mm, 1.50 mm and 2.00 mm).

Cutting power P increases the most dramatically in the section of cutting path L up to 200 m. This is related to the wear of the top of the cutting edge of all the milling tools (No. 1, 2, 3 and 4). The increase of the values of cutting edge rounding radius ρ in this cutting section is fairly rapid.

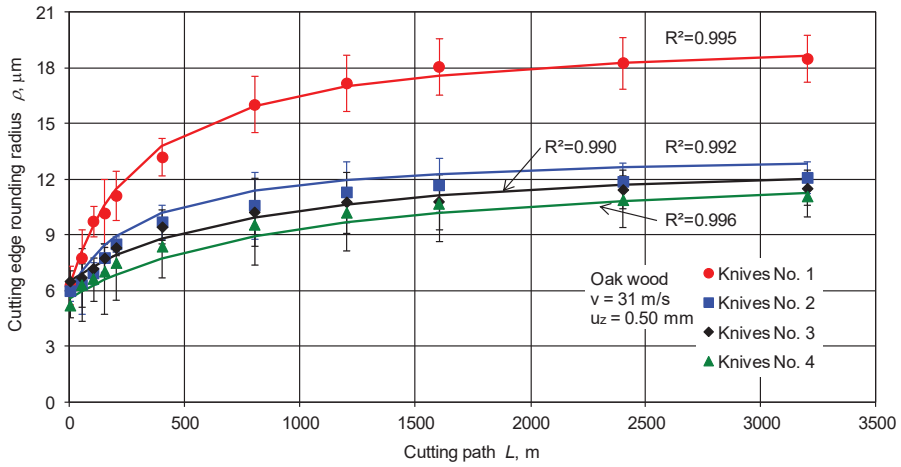
A smaller increase of power P in the section of cutting path L from 200 m to 400 m is detected. The cutting process became stabilized because the cutting edge of all the four tools (No. 1, 2, 3 and 4) had passed from crumbling wear to the stage of plastic wear.

A very small but not linear increase of cutting power P was traced in the section of cutting path L from 400 m to 800 m. The wear of the milling tool's cutting edge became steady and without any crumbling in this stage.

A very small but linear increase of cutting power P was noticed in the section of cutting path L from 800 m to 1600 m. The milling tools (Nos. 1, 2, 3 and 4) were passing gradually to the stage of monotonic wear after having passed the point of 1600 m.

The values of cutting power P in the section of cutting path L from 1600 m to 3200 m were growing very slowly. The minor increase was observed for all the values of the feed per cutter (0.50 mm, 1.00 mm, 1.50 mm and 2.00 mm). There, the wear of the tool's cutting edge became gradually stabilized, and the increase in the results of the microgeometric characteristics of cutting edge was reduced.

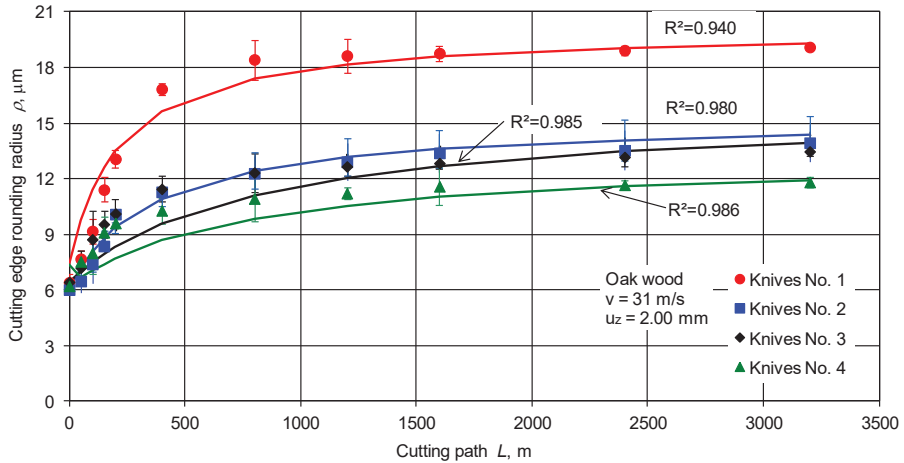
To summarize, the chemical composition of the steel of milling tools and its thermal processing has evident impact on the cutting edge wear.



$$\rho = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
Knives No. 1	6.34	$2.99 \cdot 10^{-9}$	$5.98 \cdot 10^{-8}$
Knives No. 2	5.61	$3.14 \cdot 10^{-9}$	$4.01 \cdot 10^{-8}$
Knives No. 3	6.45	$2.16 \cdot 10^{-9}$	$2.65 \cdot 10^{-8}$
Knives No. 4	5.41	$2.35 \cdot 10^{-9}$	$2.79 \cdot 10^{-8}$

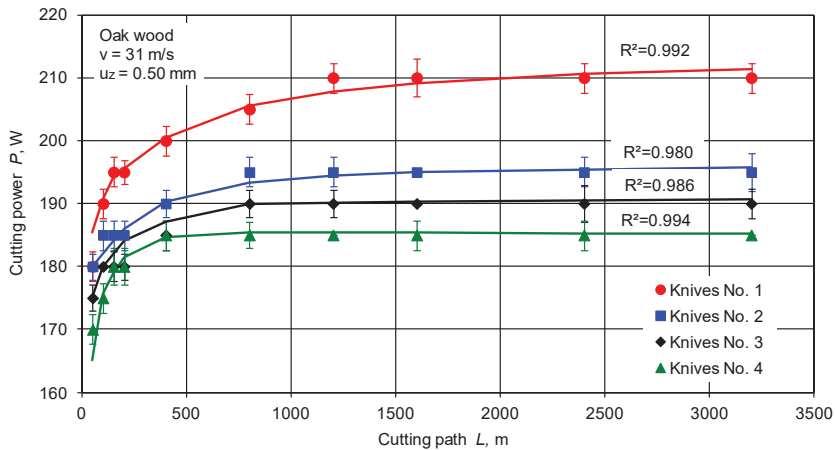
a



	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
Knives No. 1	7.39	$4.66 \cdot 10^{-9}$	$9.36 \cdot 10^{-8}$
Knives No. 2	5.86	$3.36 \cdot 10^{-9}$	$4.93 \cdot 10^{-8}$
Knives No. 3	6.79	$3.79 \cdot 10^{-9}$	$5.30 \cdot 10^{-8}$
Knives No. 4	6.64	$4.50 \cdot 10^{-9}$	$5.49 \cdot 10^{-8}$

b

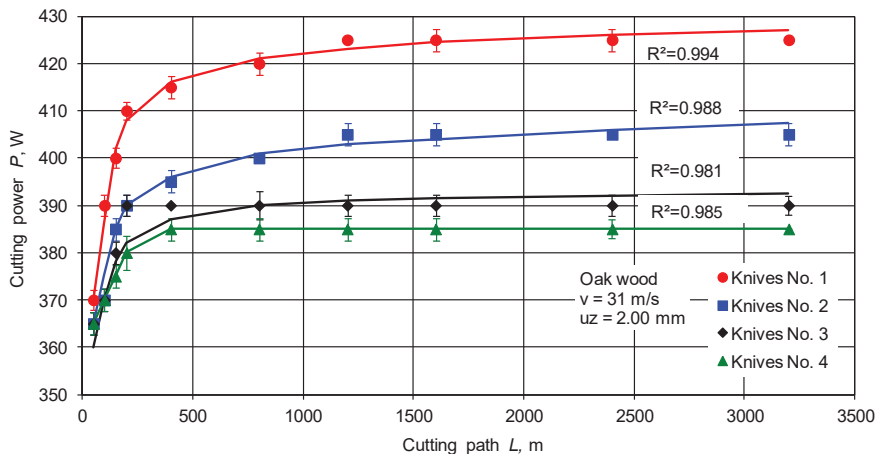
Fig. 6.14. Influence of the chemical composition of steel on the cutting edge rounding radius ρ in case of different values of the feed per cutter u_z : a) $u_z = 0.50$ mm; b) $u_z = 2.00$ mm



$$P = P_{max} \left(a + \frac{b}{x} + \frac{c}{x^2} + \frac{d}{x^3} + \frac{e}{x^4} \right), W; \quad x = \frac{L}{L_{max}}$$

	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
Knives No. 1	1.02	$-11.9 \cdot 10^{-3}$	$61.0 \cdot 10^{-5}$	$-1.43 \cdot 10^{-5}$	$1.13 \cdot 10^{-7}$
Knives No. 2	1.01	$-3.94 \cdot 10^{-3}$	$-5.35 \cdot 10^{-5}$	$6.94 \cdot 10^{-6}$	$-9.99 \cdot 10^{-8}$
Knives No. 3	1.00	$-2.55 \cdot 10^{-3}$	$19.9 \cdot 10^{-5}$	$1.15 \cdot 10^{-5}$	$-1.43 \cdot 10^{-7}$
Knives No. 4	0.99	$1.86 \cdot 10^{-3}$	$-31.6 \cdot 10^{-5}$	$9.35 \cdot 10^{-6}$	$-8.81 \cdot 10^{-8}$

a



	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
Knives No. 1	0.991	$-18.0 \cdot 10^{-3}$	$98.7 \cdot 10^{-5}$	$-2.54 \cdot 10^{-5}$	$2.27 \cdot 10^{-7}$
Knives No. 2	0.984	$-36.4 \cdot 10^{-3}$	$1.95 \cdot 10^{-3}$	$-4.79 \cdot 10^{-5}$	$4.21 \cdot 10^{-7}$
Knives No. 3	0.965	$-40.4 \cdot 10^{-3}$	$2.97 \cdot 10^{-3}$	$-8.69 \cdot 10^{-5}$	$8.32 \cdot 10^{-7}$
Knives No. 4	0.964	$-59.3 \cdot 10^{-3}$	$4.69 \cdot 10^{-3}$	$-13.9 \cdot 10^{-5}$	$13.2 \cdot 10^{-7}$

b

Fig. 6.15 Influence of the chemical composition of steel in the cutting edge on cutting power *P* in case of various values of the feed per cutter *u_z*: a) *u_z* = 0.50 mm; b) *u_z* = 2.00 mm

6.4. Influence of a Tool's Wear on the Quality of the Milled Surface

6.4.1. Influence of a Tool's Wear on the Quality of the Birch Surface

Our researches helped us determine the influence of cutting edge rounding radius ρ , feed per cutter u_z and cutting speed v on processed birchen surface roughness Rm_{max} . The processed surface roughness was examined along the fibre.

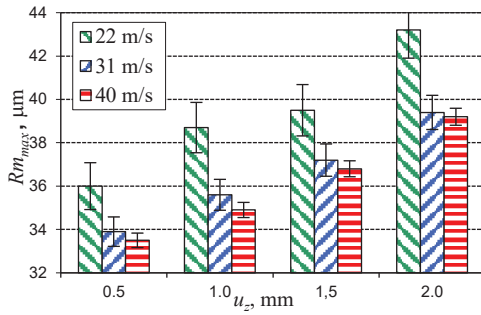
The major influence on surface roughness Rm_{max} is caused by rounding radius ρ . As the cutting edge rounding radius ρ is increasing for all the values of the feed per cutter (0.50 mm, 1.00 mm, 1.50 mm and 2.00 mm) and cutting speed (22 m/s, 31 m/s and 40 m/s), the quality of the processed surface is getting worse (Fig. 6.16), i.e., the values of surface roughness Rm_{max} are increasing. The smallest surface roughness Rm_{max} was obtained when a sharp tool was used for milling ($\rho = 7 \mu\text{m}$), while the biggest surface roughness was detected when a blunt tool was used ($\rho = 40 \mu\text{m}$).

As the cutting edge rounding radius ρ is increasing from $7 \mu\text{m}$ to $40 \mu\text{m}$, the numerical values of surface roughness Rm_{max} increase on average by 70%. When the cutting edge rounding radius ρ comes close to $30 \mu\text{m}$, the cutter is considered blunt and has to be sharpened. The analysis of the registered results (Fig. 6.17) allows stating that when cutting speed v is increased from 22 m/s to 40 m/s, the reduced values of surface roughness Rm_{max} are observed in all the cases of the cutting edge rounding radius ($7 \mu\text{m}$, $20 \mu\text{m}$ and $40 \mu\text{m}$) and the feed per cutter (0.50 mm, 1.00 mm, 1.50 mm and 2.00 mm). As cutting speed v increases, the average thickness of chip a decreases together with cutting force F_x . The highest values of surface roughness Rm_{max} were detected when the cutting speed was $v = 22 \text{ m/s}$, while the values were the lowest for $v = 40 \text{ m/s}$.

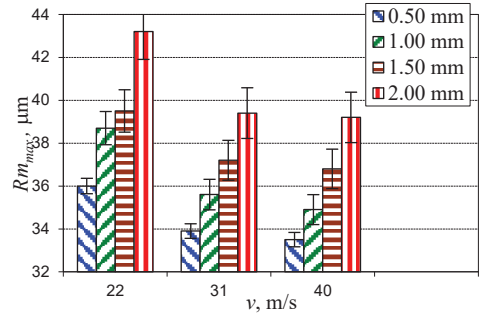
The increase of cutting speed v leads to the average decrease of surface roughness Rm_{max} : when the tool is sharp ($\rho = 7 \mu\text{m}$) – by 8%, and when the tool is moderately blunt ($\rho = 20 \mu\text{m}$) – by 20% (Fig. 4.1.2 b), whereas when it is completely blunt ($\rho = 40 \mu\text{m}$) – by 17%.

The results revealed that the quality of surface roughness gets worse with the increase of the feed to one cutter u_z . When the feed per cutter u_z increases, the average thickness of shave a also increases, but the resilient restoration of the fibre is reduced. The shave is cut only when its average thickness of chip a is much higher than the cutting edge rounding radius ρ of the cutter. To summarize, it was discovered that the processed birchen surface roughness Rm_{max} : increases with the growing cutting edge rounding radius ρ . The best surface quality is achieved when a sharp cutter is used ($\rho = 7 \mu\text{m}$) because the wooden fibre is cut and a spiral chip is formed. When the cutting edge rounding radius ρ reaches the value of $40 \mu\text{m}$, in this case, the wood is not cut but instead deformed and compressed. The processed surface roughness Rm_{max} does not satisfy the quality requirements.

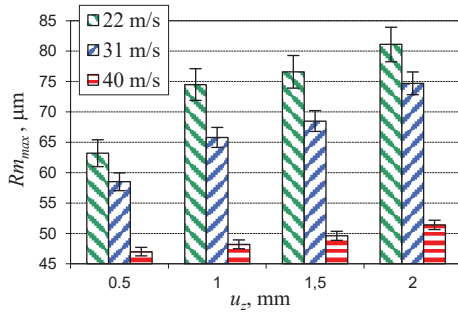
The quality of the processed birchen surface improves with the increasing cutting speed v because the process of chip formation is accelerated, and the wood fibre is cut correctly without getting destroyed by compression. The best quality of the surface is achieved when a sharp cutter is used ($\rho = 7 \mu\text{m}$) at a cutting speed of $v = 40 \text{ m/s}$.



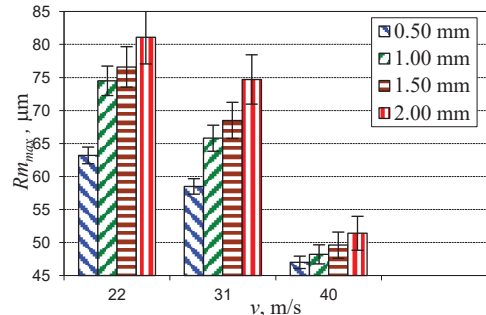
a



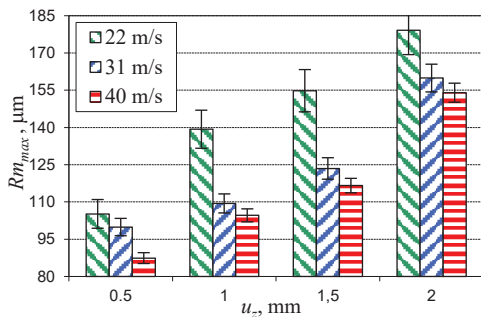
a



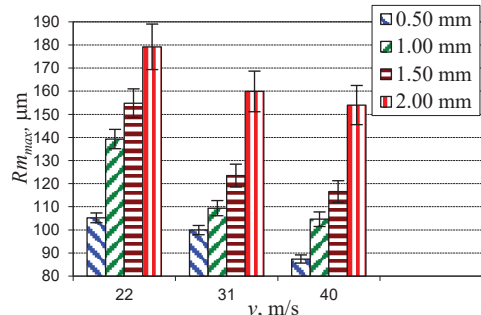
b



b



c



c

Fig. 6.16. Influence of the feed per cutter u_z on processed surface roughness Rm_{max} :
a: $\rho = 7 \mu\text{m}$; b: $\rho = 20 \mu\text{m}$;
c: $\rho = 40 \mu\text{m}$

Fig. 6.17. Influence of cutting speed v on processed surface roughness Rm_{max} :
a: $\rho = 7 \mu\text{m}$; b: $\rho = 20 \mu\text{m}$;
c: $\rho = 40 \mu\text{m}$

Surface roughness Rm_{max} increases with the growing feed per cutter. When the feed per cutter u_z increases, the average thickness of shave a increases as well. The increased thickness of chip a leads to tearing rather than cutting of the deep layers of the wood fibre. The best surface quality is achieved when a sharp cutter is used ($\rho = 7 \mu\text{m}$), and the feed per cutter is $u_z = 0.5\text{--}1.5 \text{ mm}$.

6.4.2. Influence of the Tool Wear on the Quality of Milled Surfaces of Various Sorts of Wood

Our researches helped us determine the influence of the cutting edge rounding radius ρ on surface roughness Rm_{max} while milling pine, birch and oak specimens along the fibre at different cutting v and feed u speeds.

To summarize the results (Fig. 6.18), the influence of the cutting edge rounding radius ρ on the quality of processed surface is the biggest. The best surface quality is observed when a sharp cutter is used for milling ($\rho = 10 \mu\text{m}$). The growing cutting edge rounding radius ρ leads to a deteriorated quality of the processed surface. When the cutting edge rounding radius ρ reaches the limit of $40 \mu\text{m}$, the irregular cutting process starts as in this case the wood is not cut but actually deformed and compressed. The obtained processed surface does not satisfy any quality requirements.

The growing feed per cutter u_z leads to the worsened quality of the processed surface. The best surface quality is obtained when the feed per cutter is $u_z = 0.50 \text{ mm}$, whereas the quality is slightly worse when $u_z = 2.00 \text{ mm}$. However, the quality of the processed surface satisfies the requirements if a sharp ($\rho = 10 \mu\text{m}$) or a moderately blunt ($\rho = 20 \mu\text{m}$) cutter is used for milling.

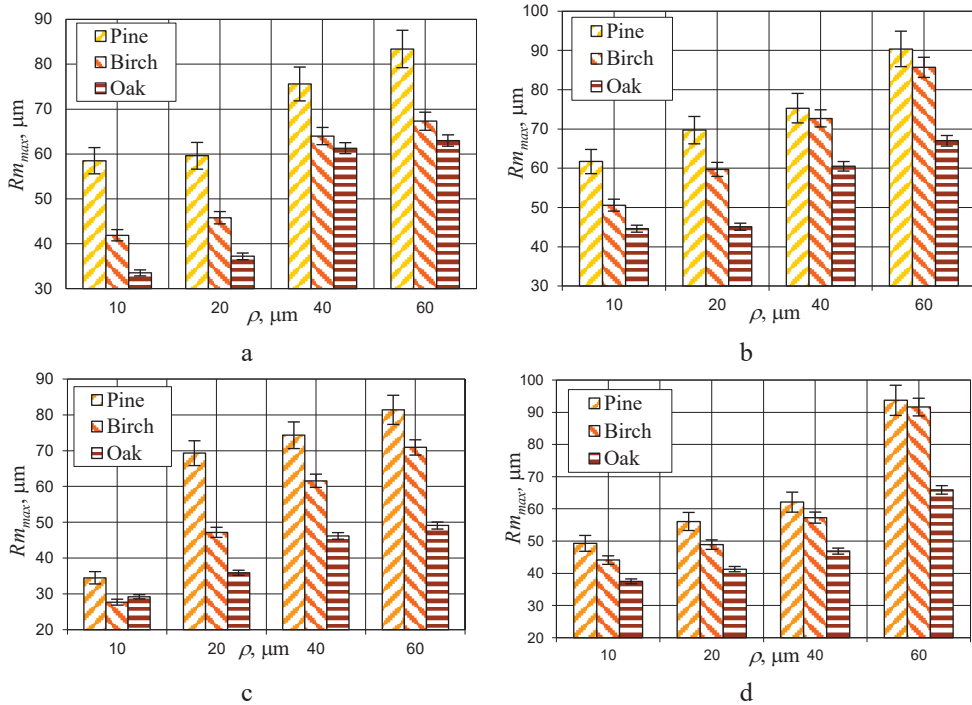


Fig. 6.18. Influence of cutting edge rounding radius ρ on the roughness of processed surface Rm_{max} when: a) $v = 22 \text{ m/s}$ and $u_z = 0.50 \text{ mm}$; b) $v = 22 \text{ m/s}$ and $u_z = 2.00 \text{ mm}$; c) $v = 41 \text{ m/s}$ and $u_z = 0.50 \text{ mm}$; d) $v = 41 \text{ m/s}$ and $u_z = 2.00 \text{ mm}$

The growing cutting speed v improves the quality of the processed surface. The best quality of the surface is received when the cutting speed is $v = 40 \text{ m/s}$ while the quality is slightly inferior when $v = 22 \text{ m/s}$.

The quality of the oak surface is better than that of the birch or the pine under the same processing conditions.

6.4.3. Influence of the Tool Wear on the Quality of Milled Surfaces of Pine and Black Alder Wood

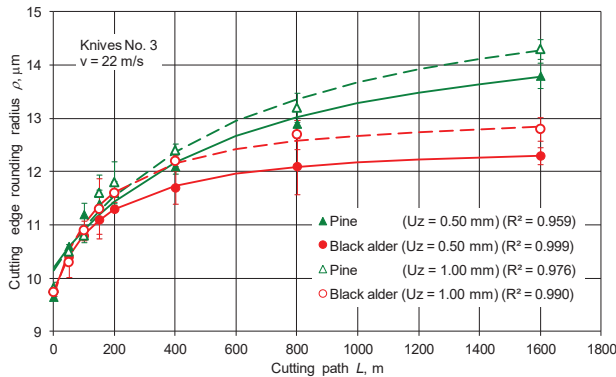
According to the obtained results (Fig. 6.19), the most intensive wear of the milling tool is in the course of the initial 400 m of the cutting path. When 400 m of the cutting path have been passed, the milling tool gradually passes to the stage of monotonic wear. The wear of the milling tool is more intensive when the black alder wood is milled. When the pine wood is milled, the tool wear is reduced by 6%. The increased feed speed and, subsequently, the increased cutting speed lead to a decrease of the wear intensity of the milling tool.

The cutting edge rounding radius possesses the most prominent influence on the roughness of the processed surface (Fig. 6.20 and 6.21) along and across the fibre. The best surface quality is achieved when a sharp tool is used for milling up to 400 m of the cutting path. The increase in the cutting edge rounding radius leads to the worsening of the quality of the processed surface.

When the feed per cutter u_z increases, the quality of the processed surface worsens. The best surface quality is achieved when the feed per cutter is $u_z = 0.50$ mm, and the quality is slightly worse when $u_z = 1.00$ mm. This relation does not depend on the sort of the wood or on cutting speed v .

The growing cutting speed improves the quality of the processed surface. The best surface quality is achieved when the cutting speed is $v = 40$ m/s, and the quality is slightly worse at $v = 22$ m/s.

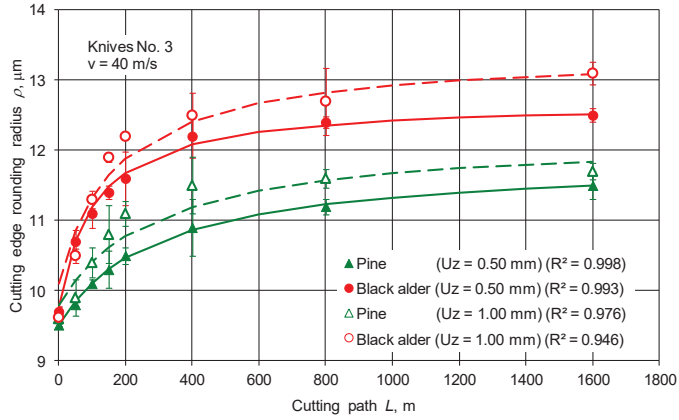
Under the same milling conditions, the quality of processed pine wood is better than the quality of black alder. The pine surface roughness R_z along the fibre is lower on average by 11%, while across the fibre it is lower by 14%.



$$\rho = \frac{a + cL}{1 + bL}, \mu\text{m}$$

		a	b	c
Pine	$u_z = 0.50$ mm	10.2	$1.70 \cdot 10^{-9}$	$2.56 \cdot 10^{-8}$
	$u_z = 1.00$ mm	10.1	$1.57 \cdot 10^{-9}$	$2.50 \cdot 10^{-8}$
Black alder	$u_z = 0.50$ mm	9.77	$5.86 \cdot 10^{-9}$	$7.37 \cdot 10^{-8}$
	$u_z = 1.00$ mm	9.68	$6.20 \cdot 10^{-9}$	$8.16 \cdot 10^{-8}$

a



		<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
Pine	$u_z = 0.50$ mm	9.50	$3.41 \cdot 10^{-9}$	$4.05 \cdot 10^{-8}$
	$u_z = 1.00$ mm	10.1	$1.57 \cdot 10^{-9}$	$2.50 \cdot 10^{-9}$
Black alder	$u_z = 0.50$ mm	9.77	$9.36 \cdot 10^{-9}$	$11.9 \cdot 10^{-8}$
	$u_z = 1.00$ mm	10.1	$5.85 \cdot 10^{-9}$	$7.84 \cdot 10^{-8}$

b

Fig. 6.19. Influence of cutting path L on cutting edge rounding radius ρ :
a) when $v = 22$ m/s; b) when $v = 40$ m/s

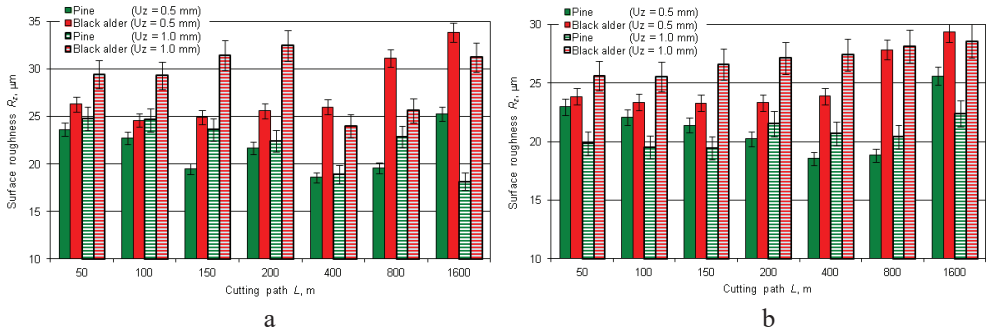


Fig. 6.21. Surface roughness R_z across the fiber:
a) $v = 22$ m/s; b) $v = 40$ m/s

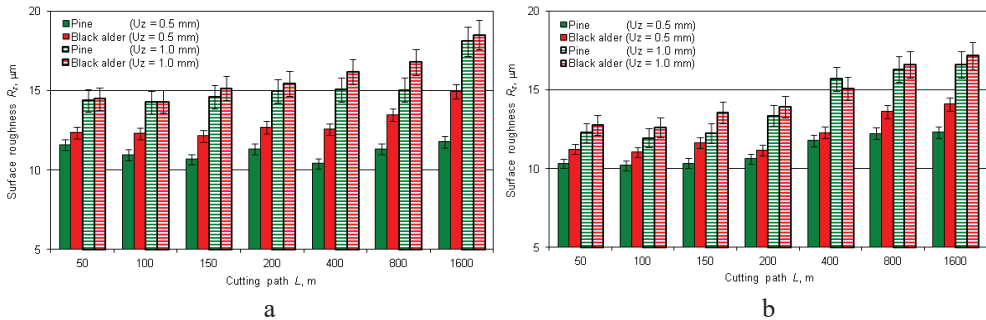


Fig. 6.20. Surface roughness R_z along the fiber:
a) $v = 22$ m/s; b) $v = 40$ m/s

6.5. Conclusions

1. It was determined that the wear intensity of milling tools is affected by the sort of the processed wood and the technological factors of the milling process: the cutting path, the cutting edge sharpening angle, the feed and the cutting speed.

2. The parameters describing the wear of milling tools (the cutting edge rounding radius, the blade shortening and the cutting power) confirm uneven wear of the milling tool. It is possible to distinguish among several periods when the wear of the tools is detected as demonstrating different regularities.

2.1. The wear of the tool is the most intensive during the first period, i.e., up to 800 m of the cutting path. It is induced by the defects in the metal structure and the cutting edge surface caused by sharpening.

2.2. The tool's wear becomes slower during the second period, in the section of the cutting path from 800 m to 4000 m because crumbling wear is gradually replaced by steady wear.

2.3. Tool wear is steady during the third period, i.e., in the section of the cutting path from 4000 m to 16000 m. It is characterized by plastic wear. The numerical values of the parameters describing a tool's wear are growing evenly, and the change in the values is close to linear.

3. The obtained data for the cutting power confirmed the assumption that the most intensive wear of the tool is during the first period, i.e., in the section up to 800 m of cutting path. The decrease in the growth of cutting power is noticed during the second period, in the section from 800 m to 6000 m. The wear of the tool's cutting edge gets steady, and the cutting process becomes stabilized. The increase of the cutting power in the section of the cutting path from 6000 m to 16000 m is close to zero or is very small but it is still linear.

4. It was determined that when oak wood is milled along the fibre and the cutting speed is increased from 22 m/s to 40 m/s, the wear of the milling tool gets slower. When the cutting speed increases from 22 m/s to 31 m/s, the values of the cutting edge rounding radius decrease on average by 6.60%. The difference between the results made up 7.10% when the milling was done at cutting speeds of 31 m/s and 40 m/s.

5. It was determined that the growing feed speed leads to more intensive wear of the tool's cutting edge. It was determined that the wear of the tool's cutting edge at different values of feed per cutter varies.

6. It was determined that the wear is the most intensive when the tool's sharpening angle of the cutting edge is equal to 40° while the tool is the most resistant to wear when its sharpening angle is equal to 50° . It was determined that a tool with a sharpening angle of 45° is more resistant to wear by 8% on average, while a tool with a sharpening angle of 50° is more resistant to wear by 10% if compared to a tool with a sharpening angle of 40° .

7. It was determined that the chemical composition and the thermal processing of the steels of milling tools affect the wear of the cutting edge of the tools.

7.1. Knives made from high-speed steel CT01M-LA2 are the most resistant to wear. The knives made from alloy-treated steel 85X6HΦT are less resistant to wear.

7.2. It was determined that tools made from high-speed steel (HS 18) and the tool made from ESS–HSS18 steel can be characterized as the ones showing the most intensive wear. They were followed by a tool made from HS 18 Y 28 steel, while a tool made from CT01M–LA2 steel is the most resistant to wear.

8. It was determined that the quality of the processed birch surface worsens with the growing cutting edge rounding radius.

8.1. The best surface quality is achieved when a sharp tool is used ($\rho = 7 \mu\text{m}$) because the wooden fibre is cut, and the spiral shave is formed. When the cutting edge rounding radius reaches the value of $40 \mu\text{m}$, the wood is not cut anymore but is instead deformed and compressed. The quality of the processed surface does not satisfy the real life use requirements.

8.2. It was determined that the quality of the processed birch surface improves with the increasing cutting speed because the process of chip formation is accelerated, and the wood fibre is cut correctly rather than destroyed by compression. The best surface quality is achieved when a sharp cutter is used ($\rho = 7 \mu\text{m}$) at a cutting speed of $v = 40 \text{ m/s}$.

8.3. It was determined that the quality of a milled surface gets worse with the growing feed per cutter. When the feed per one cutter increases, the average thickness of the chip also increases. The increased thickness of the chip leads to tearing instead of cutting of the deep layers of the wood fibre. The best surface quality is achieved when a sharp cutter is used ($\rho = 7 \mu\text{m}$) when the feed per cutter is $u_z = 0.5\text{--}1.5 \text{ mm}$.

9. Under the same conditions of the processing regime, the quality of the surface of oak wood was better than that of birch or pine wood.

7. LITERATŪRA

1. ABELE, A. and MIONČINSKIS, U. Parameter changes which characterize the wear of the cutting tool in the milling process of aspen wood. *Pro Ligno*. 2012, 8(3), 74–88. ISSN 2069-7430.
2. ABELE, A., MIONČINSKIS, U., TUHERM, H. Determination of cutting tool wear and surface roughness of straight milled aspen wood. *Pro Ligno*. 2013, 9(4), 751–759. ISSN 2069-7430.
3. AGUILERA, A., BARROS, J. L., ROLLERI, A., CÁRDENAS, J., MÉAUSOONE, P. J. Assessment of machining performance for solid wood moulding. Advances on trials running with sharp cutting edge. *Pro Ligno*. 2013, 9(4), 398-407. ISSN 2069-7430.
4. AGUILERA, A., MÉAUSOONE, P. J., ROLLERI, A., BARROS, J. L., BURGOS, F., AGUILAR, C. Advances on indirect methods to evaluate tool wear for Radiata pine solid wood molding. *Wear*. 2016, 350–351, 27–34. ISSN 0043-1648.
5. AGUILERA, A., ROLLERI, A., BURGOS, F. Cutting distance as factor to evaluate the quality of wood machined surfaces: a preliminary study. *Maderas. Ciencia y tecnologia*. 2016a, 18(1), 3–8. ISSN 0717-3644.
6. AKNOUCHE, H., OUTAHYON, A., NOUVEAU, C., MARCHAL, R., ZERIZER, A., BUTAUD, J. C. Tool wear effect on cutting forces: In routing process of Aleppo pine wood. *Journal of Materials Processing Technology*. 2009, 209, 2918-2922. ISSN 0924-0136.
7. ASTAKHOV, V. P. and DAVIM, J. P. *Machining. Tools (Geometry and Material) and Tool Wear*. London: Springer – Verlag, 2008.
8. ASTAKHOV, V. P. and DAVIM, J. P. *Tribology in Manufacturing Technology (Tribology of Cutting Tools)*. Berlin: Springer – Verlag, 2013.
9. BAI, Q., YAO, Y. X., CHEN, Sh. Research and development of polycrystalline diamond woodworking tools. *Journal of Refractory Metals & Hard Materials*. 2002, 20, 395-400. ISSN 0263-4368.
10. BAI, Q., YAO, Y. X., BEX, P., ZHANG, G. Study on wear mechanisms and grain effects of PCD tool in machining laminated flooring. *Journal of Refractory Metals & Hard Materials*. 2004, 22, 111-115. ISSN 0263-4368.
11. BEER, P., RUDNICKI, J., BUGLIOSI, S., SOKOLOWSKA, A., WNUKOWSKI, E. Low temperature ion nitriding of the cutting knives made of HSS. *Surface & Coatings Technology*. 2005, 200, 146-148. ISSN 0257-8972.
12. BLEDZKI, A. K. and FARUK, O. Microcellular Wood Fiber Reinforced PP Composites: Cell Morphology, Surface Roughness, Impact and Odor Properties. *Journal of Cellular Plastics*. 2005, 41(6), 539-550. ISSN 0021-955X.
13. BOUCHER, J., MÉAUSOONE, P. J., MARTIN, P., AUCHET, S., PERRINI, L. Influence of helix angle and density variation on the cutting force in wood-based products machining. *Journal of Materials Processing Technology*, 2007, 189, 211-218. ISSN 0924-0136.
14. BROWN, N. and PARKIN, R. M. Improving wood surface form by modification of the rotary machining process – a mechatronic approach. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B-Journal of Engineering Manufacture*. 1999, 213(3), 247-260. ISSN 0954-4054.

15. BUEHLMANN, U., SALONI, D., LEMASTER, R. L. Wood Fiber - Plastic Composites: Machining and Surface Quality. *Proceedings of 15th International Wood Machining Seminar, July 30 – August 01, 2001, Los Angeles, USA*. Los Angeles: IWMS, 2001. pp. 403-417.
16. CHUCHALA, D., ORLOWSKI, K. A., SANDAK, A., SANDAK, J., PAULINY, D. and BARAŃSKI, J. The effect of wood provenance and density on cutting forces while sawing Scots pine (*Pinus sylvestris* L.). *Bioresources*. 2014, 9(3), 5349-5361. ISSN 1930-2126.
17. COOL, J. and HERNÁNDEZ, R. E. Impact of three alternative surfacing processes on weathering performance of an exterior water-based coating. *Wood and Fiber Science*. 2016, 48(1), 43-53. ISSN 0735-6161.
18. COSTES, J. P. and LARRIQ, P. Towards high cutting speed in wood milling. *Annals of Forest Science*. 2002, 59(8), 857-865. ISSN 1286-4560.
19. CRISTOVAO, L., LHATE, I., GRÖNLUND, A., EKERAD, M. and SITO, R. Tool wear for lesser known tropical wood species. *Wood Science and Engineering*. 2011, 6(3), 155-161. ISSN 1748-0272.
20. CRISTOVAO, L., O. BROMAN, A. GRÖNLUND, M. EKEVAD and R. SITO. Main cutting force models for two species of tropical wood. *Wood Material Science and Engineering*. 2012, 7, 143-149. ISSN 1748-0272.
21. CSANÁDY, E. Thermal load in wood cutting tools. *Proceedings of 17th International Wood Machining Seminar, September 26-28, 2005, Rosenheim, Germany*. Rosenheim: IWMS, 2005, pp. 28-43.
22. CSANÁDY, E. and E. MAGOSS. *Mechanics of Wood Machining*. Berlin: Springer – Verlag Berlin Heidelberg, 2013.
23. CSANÁDY, E., MAGOSS, E. and TOLVAJ, L. *Quality of Machined Wood Surfaces*. Berlin: Springer – Verlag Berlin Heidelberg, 2015.
24. ČIUPRINAS, V. I. *Исследование влияния затупления резца на силы открытого резания древесины. Автореферат диссертации*. Минск: Белорусский технологический институт имени С. М. Кирова, 1970.
25. DARMAWAN, W., GOTTLÖBER, Ch., OERTEL, M., WAGENFÜHR, A., FISCHER, R. Performance of helical edge milling cutters in planing wood. *European Journal of Wood and Wood Products*. 2009, 67, 247-255. ISSN 0018-3768.
26. DARMAWAN, W., USUKI, H., QUESADA, J., MARCHAL, R. Clearance wear and normal force of TiN-coated P30 in cutting hardboards and wood-chip cementboards. *Holz als Roh und Werkstoff*. 2008, 66, 89-97. ISSN 0018-3768.
27. DARMAWAN, W., J. QUESADA, F. ROSSI, R. MARCHAL, F. MACHI, USUKI, H. Performance of laser-treated AISI-M2 cutting tools for peeling beech. *European Journal of Wood and Wood Products*. 2009, 67, 247-255. ISSN 0018-3768.
28. DARMAWAN, W., RAHAYU, I., NANDIKA, D., MARCHAL, R. The importance of extractives and abrasives in wood materials on the wearing of cutting tools. *Bioresources*. 2012a, 7(4), 4715–4729. ISSN 1930-2126.
29. DARMAWAN, W., RAHAYU, I., NANDIKA, D., MARCHAL, R. Wear characteristics of wood cutting tools caused by extractive and abrasive materials in some tropical woods. *Journal of Tropical Forest Science*. 2012b, 23(3), 345–353. ISSN 0128-1283.
30. DAVIM, P. J. *Wood machining*. London: ISTE, 2011.

31. DE MEIJER, M., HAEMERS, S., COBBEN, W., MILITZ, H. Surface Energy Determinations of Wood: Comparison of Methods and Wood Species. *Langmuir*. 2000, 16(24), 9352-9359. ISSN 0743-7463.
32. DIN EN ISO 3274:1996 Geometrical Product Specifications (GPS) - Surface texture: Profile method - Nominal characteristics of contact (stylus) instruments.
33. DIN EN ISO 11562:1996 Geometrical Product Specifications (GPS) - Surface texture: Profile method - Metrological characteristics of phase correct filters.
34. DIN EN 847 – 1 Maschinen – Werkzeuge für Holzbearbeitung – Sicherheitstechnische Anforderungen – Teil 1: Fräs – und Hobelwerkzeuge, Kreissägeblätter; Deutsche Fassung pr EN 847-1:2011.
35. DIN EN ISO 4287:1998 Geometrical Product Specifications (GPS) - Surface texture: Profile method - Terms, definitions and surface texture parameters.
36. ETTTEL, B. and GITTEL, H. J. *Sägen, Fräsen, Hobeln, Bohren: die Spannung von Holz und ihre Werkzeuge*. Leinfelden-Echterdingen: DRW-Verlag, 2004.
37. FAHRUSSIAM, F., PRAJA, I. A., DARMAWAN, W., WAHYUDI, I., NANDIKA, D., USUKI, H. and KOSEKI, S. Wear characteristics of multilayer-coated cutting tool in milling wood and wood-based composites. *Tribology in Industry*. 2016, 38(1), 66-73. ISSN 0354-8996.
38. FARUK, O., BLEDZKI, A. K., MATUANA, L. M. Microcellular foamed wood-plastic composites by difference processes: a review. *Macromolecular Materials and Engineering*. 2007, 292(2), 113-127. ISSN 1348-7492.
39. FATHOLLAHZADEH, A., SCHOLZ, F., KELLER, T. Tool recession in the processing of window scatling with innovative core materials. *European Journal of Wood and Wood Products*. 2012, 70, 671-677. ISSN 0018-3768.
40. FOLLRICH, J., VAY O., VEIGEL, S., MÜLLER, U. Bond strength of end-grain joints and its dependence on surface roughness and adhesive spread. *Journal of Wood Science*. 2010, 56, 429-434. ISSN 1435-0211.
41. GAFF, M., KVIETKOVÁ, M., GAŠPARÍK, M., KAPLAN, L., BARCÍK, Š. Effect of Selected Parameters on the Surface Waviness in Plane Milling of Thermally Modified Birch Wood. *Bioresources*. 2015, 10(4), 7618-7626. ISSN 1930-2126.
42. GAUVENT, M., ROCCA, E., MEAUSOONE, P. J., BRENOT, P. Corrosion of materials used as cutting tools of wood. *Wear*. 2006, 261, 1051–1055. ISSN 0043-1648.
43. GHOSH, S. C., HERNÁNDEZ, R. E., BLAIS, C. Effect of Knife Wear on Surface Quality of Black Spruce Cants Produced by a Chipper-Canter. *Wood and Fiber Science*. 2015, 47(4), 355-364. ISSN 0735-6161.
44. GILEWICZ, A., WARCHOLINSKI, B., MYSLINSKI, P., SZYMANSKI, W. Anti-wear multilayer coatings based on chromium nitride for wood machining tools. *Wear*. 2010, 270, 32–28. ISSN 0043-1648.
45. GILEWICZ, A., WARCHOLINSKI, B., SZYMANSKI, W., GRIMM, W. CrCN/CrN+ta-C multilayer coating for applications in wood processing. *Tribology International*. 2013, 57, 1–7. ISSN 0301-679X.
46. GISIP, J., GAZO, R., STEWART, H. A. Effects of cryogenic treatment and refrigerated air on tool wear when machining medium density fiberboard. *Journal of Materials Processing Technology*. 2009, 209, 5117-5122. ISSN 0924-0136.
47. GRINEVICH, S.A., GARANIN, V. N., REVYAKO, D. A. The Investigation of speed

- on idling power of a drive of cutting machine Unimat 23 EL. *Proceedings of BSTU*. 2012, 2, 150-152. ISSN 1683-0377.
48. GOGOLEWSKI, P., KLIMKE J., KRELL A., BEER, P. Al₂O₃ tools towards effective machining of wood-based materials. *Journal of Materials Processing Technology*. 2009, 209, 2231-2236. ISSN 0924-0136.
 49. GOK, K., E. TURKES, S. NESELI, Y. KISIOGLU. Failure analysis of support during profile cutting process using horizontal milling machine. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2014, 70, 1169-1179. ISSN 0268-3768.
 50. GOLI, G., FIORAVANTI, M., MARCHAL, R., UZIELLI, L., BUSONI, S. Up-milling and down-milling wood with different grain orientations – theoretical background and general appearance of the chips. *European Journal of Wood and Wood Products*. 2009, 67, 257–263. ISSN 0018-3768.
 51. GOLI, G., FIORAVANTI, M., MARCHAL, R., UZIELLI, L., BUSONI, S. Up-milling and down-milling wood with different grain orientations – the cutting forces behavior. *European Journal of Wood and Wood Products*. 2010, 68, 385–395. ISSN 0018-3768.
 52. GOLI, G. and S ANDAK, J. Proposal of a new method for the rapid assessment of wood machinability and cutting tool performance in peripheral milling. *European Journal of Wood and Wood Products*. 2016, 74(6), 867–874. ISSN 0018-3768.
 53. GUO, X., EKEVAD, M., GRÖNLUND, A., MARKLUND, B., PINXIANG, C. Tool wear and machined surface roughness during wood flour/polyethylene composite peripheral up-milling using cemented tungsten carbide tools. *Bioresources*. 2014, 9(3), 3779-3791. ISSN 1930-2126.
 54. GUO, X., CAO, R. LI, PEKEVAD, M., CRISTOVAO, L., MARKLUND, B., GRÖNLUND, A. Effect of average chip thickness and cutting speed on cutting forces and surface roughness during peripheral up milling of wood flour/polyvinyl chloride composite. *Wood research*. 2015, 60(1), 147-156. ISSN 1336-4561.
 55. HERNÁNDEZ, R. R. and COOL, J. Effects of cutting parameters on surface quality of paper birch wood machined across the grain with two planing techniques. *Holz als Roh- und Werkstoff*. 2008, 66, 147–154. ISSN 0018-3768.
 56. HERNÁNDEZ, R. R., KULJICH, S., NAFFETI, O., KOUBAA, A. Effects of cutting speed on surface quality of black spruce cants produced by a chipper canter. *Forest Products Journal*. 2013, 63(1/2), 39–46. ISSN 0015-7473.
 57. HERNÁNDEZ, R. R., LLAVÉ, A. M., KOUBAA, A. Effects of cutting parameters on cutting forces and surface quality of black spruce cants. *European Journal of Wood and Wood Products*. 2014a, 72(1), 107–116. ISSN 0018-3768.
 58. HERNÁNDEZ, R. E., PASSARINI, L., KOUBAA, A. Effects of temperature and moisture content on selected wood mechanical properties involved in the chipping process. *Wood Science and Technology*. 2014b, 48(6), 1281–1301. ISSN 0043-7719.
 59. HYNEK, P., JACKSON M. R., PARKIN, R. M., BROWN, N. Improving wood surface form by modification of the rotary machining process. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B-Journal of Engineering Manufacture*. 2004, 218(8), 875-887. ISSN 0954-4054.
 60. HORMAN, I., BUSULADŽIĆ, I., AZEMOVIĆ, E. Temperature influence on wear characteristics and blunting of the tool in continuous wood cutting process. *Procedia Engineering*. 2014, 69, 133–140. ISSN 1877-7058.

61. IVANOSKYJ, E. G., VASILEVSKAJA, P. V., LAUTNER, E. M. *Фрезерование и пиление древесины и древесных материалов*. Москва: Лесная промышленность, 1971.
62. JACKSON, M. R., PARKIN, R. M., BROWN, N. Waves on wood. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B-Journal of Engineering Manufacture*. 2002, 216(4), 475-497. ISSN 0954-4054.
63. JACKSON, M. R., HYNEK, P., PARKIN, R. M. On planing machine engineering characteristics and machined timber surface quality. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B-Journal of Engineering Manufacture*. 2007, 221(E1), 17-32. ISSN 0954-4089.
64. KACZOROWSKI, W., BATORY, D., SZAMAŃSKI, W., NIEDZIELSKI, P. Carbon-based layers for mechanical machining of wood-based materials. *Wood Science and Technology*. 2012, 46, 1085–1096. ISSN 0043-7719.
65. KANEFUSA PRODUCTS [žiūrėta 2017-03-07]. Prieiga per internetą: <http://kanefusa.jp/eng/products/wood/timberprocessing/planerheadknifesteel/0.html>
66. KILIÇ, M. Effects of machining methods on the surface roughness values of *Pinus nigra* Arnold wood. *Bioresources*. 2015, 10(3), 5554-5562. ISSN 1930-2126.
67. KLAMECKI, B. E. A review of wood cutting tool wear literature. *Holz als Roh- und Werkstoff*. 1979, 37, 265-276. ISSN 0018-3768.
68. KMINIAK, R., GAŠPARÍK, M., KVIETKOVÁ, M. The Dependence of Surface Quality on Tool Wear of Circular Saw Blades during Transversal Sawing of Beech Wood. *Bioresources*. 2015, 10(4), 7123-7135. ISSN 1930-2126.
69. KMINIAK, R., SIKLIENKA, M., ŠUSTEK, J. Impact of tool wear on the quality of the surface in routing of MDF boards by milling machines with reversible blades. *Acta Facultatis Xylogiae Zvolen*. 2016, 58(2), 89-100. ISSN 1336-3824.
70. KOWALUK, G., SZYMANSKI, W., PALUBICKI, B., BEER, P. Examination of tools of different materials edge geometry for MDF milling. *European Journal of Wood and Wood Products*. 2009, 67(2), 173-176. ISSN 0018-3768.
71. KRAKHMALOV, P. V., SUKUMARAN, J., GÅÅRD, A. Effect of microstructure on edge wear mechanisms in WC-Co. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*. 2007, 25, 171-178. ISSN 0263-4368.
72. KRAUSS, A., PIERNIK, M., PINKOWSKI, G. Cutting power during milling of thermally modified pine wood. *Drvna industrija*. 2016, 67(3), 215-222. ISSN 0012-6772.
73. KULESHOV, A. K., UGLOV, V. V., RUSALSKY, D. P., GRISHKEVICH, A. A., CHAYEUSKI, V. V., HARANIN, V. N. Effect of ZrN and Mo-N coatings and sulfacyanization on wear of wood-cutting knives. *Journal of Friction and Wear*. 2014, 53(3), 201–209. ISSN 1068-3666.
74. KVIETKOVÁ, M., GAFF, M., GAŠPARÍK, M., KAPLAN, L., BARCÍK, Š. Surface Quality of Milled Birch Wood after Thermal Treatment at Various Temperatures. *Bioresources*. 2015, 10(4), 6512-6521. ISSN 1930-2126.
75. LASZEWICZ, K., GÓRSKI, J., WILKOWSKI, J. Long-term accuracy of MDF milling process-development of adaptive control system corresponding to progression of tool wear. *European Journal of Wood and Wood Products*. 2013, 71, 383–385. ISSN 0018-3768.

76. LEITZ PRODUCTS [žiūrėta 2017-03-07]. Prieiga per internetą: http://www.leitz.org/?cat_id=457
77. LEUCO PRODUCTS [žiūrėta 2017-03-07]. Prieiga per internetą: http://www.leuco.de/Dateien/Katalog_GP02_01-2012_DE.pdf
78. LST EN 847-1:2005+A1:2008 Medienos apdirbimo įrankiai. Saugos reikalavimai. 1 dalis. Frezavimo įrankiai, diskinių pjūklų geležtės
79. LST 1506:1999 Medienos pjovimo įrankiai. Terminai ir apibrėžimai.
80. LST EN ISO 4957:2003 Įrankių plienas.
81. MAGOSS, E. General Regularities of Wood Surface Roughness. *Acta Silvatica & Lignaria Hungarica*. 2008, 4, 81-93. ISSN 1787-064X.
82. MALKOCOGLU, A. Machining properties and surface roughness of various wood species plane in different conditions”, *Building and Environment*. 2007, 42, 2562–2567. ISSN 0360-1323.
83. MATAVIMO KOMPLEKTAS K506. *Techninis aprašymas ir naudojimo instrukcija*. 1980.
84. MAZÁŇ, A., VANČO, M., BARCÍK, Š. Influence of technological parameters on tool durability during machining of juvenile wood. *Bioresources*. 2017, 12(2), 2367-2378. ISSN 1930-2126.
85. MEDIČ, M. and HLEBANJA, J. Kinematik des Hobelns mit einer schrägstehenden Hobelmesserwelle. *Holz als Roh- und Werkstoff*. 1995, 53, 289–301. ISSN 0018-3768.
86. MEDIČ, M. and FAJDIGA, M. Messungen der Schnittkraft beim Hobeln von Holz mit einer schrägstehenden Hobelmesserwelle. *Holz als Roh- und Werkstoff*. 1996, 54, 27–35. ISSN 0018-3768.
87. MELTZER, G. and IVANOV, Yu. Ye. Identification of blunt-process at wood-milling tools by time-frequency analysis. *Proceedings of the IEEE-SP International Symposium of Time-Frequency and Time-Scale Analysis, October 06-09, 1998, Pittsburgh, USA*. New York: IEEE, 1998, pp. 449-452. ISBN 0-7803-5073-1.
88. MIKLASZEWSKI, S., ZUREK, M., BEER, P., SOKOLOWSKA, A. Micromechanism of polycrystalline cemented diamond tool wear during milling of wood-based materials. *Diamond and Related Materials*. 2000, 9(3-6), 1125-1128. ISSN 0925-9635.
89. MOISEEV, A. V. *Wear resistance of wood-cutting tools*. Moscow: Lesnaya Promyshlennost, 1981.
90. MORITA, T., BANSHOYA, K., TSUTSUMOTO, T., MURASE, Y. Corrosive-wear characteristics of diamond-coated cemented carbide tools. *Journal of Wood Science*. 1999, 45, 463-469. ISSN 1435-0211.
91. OERTLI PRODUCTS [žiūrėta 2017-03-07]. Prieiga per internetą: http://www.oertli.ch/sites/default/files/file_reference/de_all.pdf
92. OHTA, M. and KAWASAKI, B. The effect of cutting speed on the surface quality in wood cutting-Model experiments and simulations by the extended distinct element method. *12th International Wood Machining Seminar*. 1995. pp. 56-62.
93. OKAI, R., TANAKA, Ch., IWASAKI, Y. Influence of mechanical properties and mineral salts in wood species on tool wear of high-speed steels and stellite-tipped tools – Consideration of tool wear of the newly developed tip-inserted b and saw. *Holz*

- als Roh- und Werkstoff*. 2006, 64, 45-52. ISSN 0018-3768.
94. OZCAN, S., OZCIFICI A., HIZIROGLU S., TOKER, H. Effects of heat treatment and surface roughness on bonding strength. *Construction and Building Materials*. 2012, 33, 7-13. ISSN 0950-0618.
 95. PAHLITZSCH, G. Internationaler St and der Forschung auf dem Gebiet des Hobelns und Fräsens von Holz und Holzwerkstoffen. *Holz als Roh- und Werkstoff*. 1966, 24(12), 579-593. ISSN 0018-3768.
 96. PALUBICKI, B., SZULC M., SANDAK J., SINN G., ORLOWSKI K. A method and device for 3D recognition of cutting edge micro geometry. *Drvna Industrija*. 2014, 65(1), 11–19. ISSN 0012-6772.
 97. PAMFILOV, E. A. and PROZOROV, YA S. On the modeling of mechanochemical wear. *Journal of Friction and Wear*. 2012, 33 (3), 224-232. ISSN 1068-3666.
 98. PAMFILOV, E. A., LUKASHOV, S. V., PROZOROV, S. YA. Mechanochemical fracture of the components of wood-cutting equipment. *Materials Science*. 2014, 50(1), 148-155. ISSN 1068-820X.
 99. PANCIELEJKO, M., CZYŻNIEWSKI, A., GILEWICZ, A., ZAVALYEV, V., SZYMANSKI, W. The cutting properties and wear of the knives with DLC and W-DLC coatings, deposited by PVD methods, applied for wood and wood-based materials machining. *Archives of Materials Science and Engineering*. 2012, 58(2), 235–244. ISSN 1897-2764.
 100. PHILIBIN, P. and GORDON, S. Characterisation of the wear behaviour of polycrystalline diamond (PCD) tools when machining wood-based composites. *Journal of Materials Processing Technology*. 2005, 162-163, 665-672. ISSN 0924-0136.
 101. PINHEIRO, D., VIEIRA, M. T., DJOUADI, M.-A. Advantages of depositing multilayer coatings for cutting wood-based products. *Surface & Coatings Technology*. 2009, 203, 3197-3205. ISSN 0257-8972.
 102. PORANKIEWICZ, B. and CHAMOT, E. Tribochemical reactions of steel in cutting edge material during secondary wood products cutting. *Tribology Letters*. 2005, 19(2), 73–82. ISSN 1023-8883.
 103. PORANKIEWICZ, B., SANDAK, J., TANAKA, Ch. Factors influencing steel tool wear when milling wood. *Wood Science Technology*. 2005, 39, 225-234. ISSN 0043-7719.
 104. PORANKIEWICZ, B. Theoretical simulation of cutting edge wear when milling wood and wood based products. *Wood Science and Technology*. 2006, 40, 107–117. ISSN 0043-7719.
 105. PORANKIEWICZ, B., ISKRA P., SANDAK, J., TANAKA, CH., JÓŹWIAK, K. High-speed steel tool wear during wood cutting in the presence of high-temperature corrosion and mineral contamination. *Wood Science and Technology*. 2006, 40, 673–682. ISSN 0043-7719.
 106. PORANKIEWICZ, B. Theoretical method for prediction of the cutting edge recession during milling wood and secondary wood products. *Bioresources*. 2008, 3(4), 1103–1117. ISSN 1930-2126.
 107. PORANKIEWICZ, B., ISKRA P., JÓŹWIAK, K., TANAKA, CH., ZBOROWSKI, W. High speed steel tool wear after wood milling in the presence of high temperature tribochemical reactions. *Bioresources*. 2008, 3(3), 838–859. ISSN 1930-2126.

108. PORANKIEWICZ, B., JÓŹWIAK K., WIECZOREK D., IDZIKOWSKI I. Specific wear on the rake face made of sintered carbide cutting edge during milling of laminated wood. *European Journal of Wood and Wood Products*. 2015, 73(1), 35–41. ISSN 0018-3768.
109. PORANKIEWICZ, B., WIECZOREK, D., BOCHO-JANISZEWSKA, A., KLIMASZEWSKA, E.. An attempt to analyze the influence of properties of five african wood species on cemented carbide tool wear. *Bioresources*. 2016, 11(1), 585–598. ISSN 1930-2126.
110. RAMASAMY, G. and RATNASINGAM, J. A Review of cemented tungsten carbide tool wear during wood cutting process. *Journal of Applied Science*. 2010, 10(22), 2799-2804. ISSN 1812-5654.
111. RATNASIGAM, J. and PERKINS, M. C. An investigation into the tool wearing characteristics of rubberwood (*Heavea brasiliensis*) laminated veneer lumber. *Holz als Roh- und Werkstoff*. 1998, 56, 31-35. ISSN 0018-3768.
112. RATNASINGAM, J., TEK, T. CH., FARROKHPAYAM, S. R. Tool wear characteristics of oil palm empty fruit bunch particleboard. *Journal of Applied Science*. 2008, 8(8), 1594-1596. ISSN 1812-5654.
113. RATNASINGAM, J., RAMASAMY, T. P. MA, G. Tool temperature and cutting forces during the machining of particleboard and solid wood. *Journal of Applied Science*. 2010, 10(22), 2881-2886. ISSN 1812-5654.
114. RICHTER, K., FEIST, W. C., KNAEBE, M. T. The effect of surface roughness on the performance of finish. Part 1. Roughness characterization and stain performance. *Forest Products Journal*. 1995, 45 (7/8), 91-96. ISSN 0015-7473.
115. RÖBENACK, K., AHMED, D., ECKHARDT, S., GOTTLÖBER, CH. Peripheral milling of wooden materials without cutter-marks – a mechatronic approach. *WSEAS Transactions on Applied and Theoretical Mechanics*. 2013, 2(8), 170–179. E-ISSN 2224-3429.
116. ROLLERI, A., BURGO, F., AGUILER, A. Surface roughness and wettability variation: the effect of cutting distance during milling of pinus radiata wood. *Drvna Industrija*. 2016, 67 (3), 223–228. ISSN 0012-6772.
117. RUSECKAS, J. *Исследование параметров фрезерования древесины с целью повышения износостойкости инструмента и улучшения качества обработанной поверхности. Автореферат диссертации.* Ленинград: Лесотехническая академия имений С. М. Кирова, 1979.
118. SEDLECKÝ, M. and SARVAŠOVÁ KVIETKOVÁ, M. Surface waviness of medium-density fiberboard and edge-glued panel after edge milling. *Wood Research*. 2017, 62(3), 459-470. ISSN 1336-4561.
119. SHEIKH-AHMAD, J. Y. The wear characteristics of some cemented tungsten carbides in machining particleboard. *Wear*. 1999, 225-229, 256-266. ISSN 0043-1648.
120. SHEIKH-AHMAD, J. Y. and BAILEY, J. A. High-temperature wear of cemented tungsten carbide tools while machining particleboard and fiberboard. *Journal of Wood Science*. 1999, 45, 445-455. ISSN 1435-0211.
121. SHEIKH-AHMAD, J. Y., STEWART, J. S., FELD, H. Failure characteristics of diamond-coated carbides in machining wood-based composites. *Wear*. 2003, 255, 1433-1437. ISSN 0043-1648.

122. SIKLIENKA, M., KMINIAK, R., ARGAY, F., ŠAFRAN, B., ĐUKIĆ, I. Process characteristics of horizontal log b and saw in cutting frozen beech. *Drvna Industrija*. 2015, 66 (1), 41–48. ISSN 0012-6772.
123. STANISZEWSKA, A. and ZAKRZEWSKI, W. *Obrobka cięciem*. Poznan: Wydawnictwo Akademii Rolniczej, 2006.
124. STEWART, H. Feasible high-temperature phenomena in tool wear. *Forest Products Journal*. 1989, 25-28. ISSN 0015-7473.
125. STOKKE, D. D., QINGLI, W., GUANGPING, H. *Introduction to wood and natural fiber composites*. Chichester: John Wiley & Sons, 2013.
126. SZWAJKA, K. and TRZEPIECIŃSKI, T. Effect of tool material on tool wear and delamination during machining of particleboard. *Journal of Wood Science*. 2016, 62, 305–315. ISSN 1435-0211.
127. ŠIPANOV, V. V. Связь качества рабочих граней лезвийного инструмента с его стойкостью. *Прогрессивные методы обработки резанием*. Ленинград: 1981, 57-60.
128. ŠKALIĆ, N., OBUĆINA M., BELJO-LUČIĆ, R. The Effect of the Rake Angle and Feed Speed in Planing on the Surface Roughness of Beech. *Proceedings of the 20th International DAAAM Symposium*. 2009a, 20 (1), pp. 1235-1236. ISSN 1726-6979.
129. ŠKALIĆ, N., BELJO-LUČIĆ, R., ČAVLOVIĆ, A., OBUĆINA, M. Effect of Feed Speed and Wood Species on Roughness of Machined Surface. *Drvna Industrija*. 2009b, 60(4), 229-234. ISSN 0012-6772.
130. TIGRA WOODWORKING TOOLS [žiūrėta 2017-03-07]. Prieiga per internetą: <http://www.tigra.de/de/aktuell/produktneuheiten/detail/article//tigras-mat.html>
131. TIRYAKI, S., HAMZAÇEBİ, C., MALKOÇOĞLU, A. Evaluation of process parameters for lower surface roughness in wood machining by using Taguchi design methodology. *European Journal of Wood and Wood Products*. 2015, 73, 537-545. ISSN 0018-3768.
132. TOURATIER, M. Computational models of chip formation and chip flow in machining in multiscale approach – Present status and future needs. *2nd International CIRP workshops on Modelling of Machining Operations*. Nantes. 1999. pp. 1–29.
133. TRATAR, J., PUSAVEC, F., KOPAC, J. Tool wear in terms of vibration effects in milling medium-density fibreboard with an industrial robot. *Journal of Mechanical Science and Technology*. 2014, 28(11), 4421–4429. ISSN 1738-494X.
134. VANČO, M., MAZAN, A., BARCIK, Š., RAJKO, L., KOLEDA, P., VYHNALIKOVA, Z., SAFIN, R. R. Impact of selected technological, technical and material factors on the quality of machined surface at face milling of thermally modified pine wood. *Bioresources*. 2017, 12(3), 5140-5154. ISSN 1930-2126.
135. WARCHOLINSKI, B., GILEWICZ, A., RATAJSKA, J. Cr₂/CrN multilayer coatings for wood machining tools. *Tribology International*. 2011, 44, 1076–1082. ISSN 0301-679X.
136. WARCHOLINSKI, B. and GILEWICZ, A. Multilayer coatings on tools for woodworkin. *Wear*. 2011, 271, 2812-2820. ISSN 0043-1648.
137. WEI, H., GUO, X., ZHU, Z., CAO, P., WANG, B., EKEVAND, M.. Analysis of cutting performance in high density fiberboard milling by ceramic cutting tools. *Wood Research*. 2018, 63(3), 455-466. ISSN 1336-4561.

138. WINKELMANN, H., BADISCH E., ROY M., DANNINGER H. Corrosion mechanisms in the wood industry, especially caused by tannins. *Materials and Corrosion-Werkstoffe und Korrosion*. 2009, 60(1), 40–48. ISSN 0947-5117.
139. ZBIEC, M. Application of neural network in simple tool wear monitoring and identification system in MDF milling. *Drvna Industrija*. 2011, 62(1), 43-54. ISSN 0012-6772.
140. ZHU, Z., GUO X., EKEVAD, M., CAO, P. and NA, B. The effects of cutting parameters and tool geometry on cutting forces and tool wear in milling high-density fiberboard with ceramic cutting tools. *International Journal Advanced Manufacturing Technology*. 2017a, 91, 4033-4041. ISSN 0268-3768.
141. ZHU, Z., GUO, X., NA, B., LIANG, X. and EKEVAD, M. Research on cutting performance of ceramic cutting tools in milling high density fiberboard. *Wood Research*. 2017b, 62(1), 125-138. ISSN 1336-4561.
142. ZOTOV, G., A. and PAMFILOV, E. A. *Improvement of the durability of wood-cutting tools*. Moscow: Ékologiya, 1991.

8. CURRICULUM VITAE

Pavardė, vardas	Keturakis Gintaras
El. paštas	gintaras.keturakis@outlook.com
Tautybė	Lietuvis
Gimimo data	1970 05 23
Gimimo vieta	Kaunas
Išsilavinimas	
1988–1993	Diplomuotas inžinierius; medienos apdirbimo mašinų specialybė, Kauno technologijos universitetas, Lengvosios pramonės fakultetas.
1994–1996	Pramonės inžinerijos magistras; medienos inžinerijos specialybė, Kauno technologijos universitetas, Dizaino ir technologijų fakultetas.
Darbinė veikla	
1993–1994	Baldų fabrikas AB „Karigė“, staklininkas.
1994–1997	KTU, Lengvosios pramonės technologijų fakultetas, Medienos mechaninės technologijos katedra, laboratorijos vedėjas.
1997–2001	Doktorantas, Medžiagotyros krypties doktorantūra, Kauno technologijos universitetas, Dizaino ir technologijų fakultetas.
2001–2002	KTU, Dizaino ir technologijų fakultetas, Medienos mechaninės technologijos katedra, vyr. asistentas.
2002–2013	KTU, Dizaino ir technologijų fakultetas, Medienos mechaninės technologijos katedra, lektorius.
2014–2017	KTU, Mechanikos inžinerijos ir dizaino fakultetas, Medžiagų inžinerijos katedra, lektorius.
Nuo 2018 m.	Kauno kolegija, Pramoninių technologijų ir dizaino katedra, lektorius.

9. MOKSLINIŲ PUBLIKACIJŲ DISERTACIJOS TEMA SĄRAŠAS

STRAIPSNIAI RECENZUOJAMUOSE PERIODINIUOSE MOKSLO LEIDINIUOSE

Mokslinės informacijos instituto (ISI) pagrindinio sąrašo leidiniuose

1. **Keturakis, Gintaras**; Juodeikienė, Inga. Investigation of milled wood surface roughness // *Materials science = Medžiagotyra* / Kaunas University of Technology, Academy of Sciences of Lithuania. Kaunas: Technologija. ISSN 1392-1320. 2007, Vol. 13, no. 1, p. 47-51. [ISI Web of Science; INSPEC; CSA (Cambridge Scientific Abstracts); 0,500].
2. **Keturakis, Gintaras**; Lisauskas, Vytautas. Influence of the sharpness angle on the initial wear of the wood milling knives // *Materials science = Medžiagotyra* / Kaunas University of Technology, Academy of Sciences of Lithuania. Kaunas: Technologija. ISSN 1392-1320. 2010, Vol. 16, no. 3, p. 205-209. [Science Citation Index Expanded (Web of Science); INSPEC; 0,500].
3. Bendikienė, Regita; **Keturakis, Gintaras**; Pilkaitė, Tilmūtė; Pupelis, Edmundas. Wear behaviour and cutting performance of surfaced inserts for wood machining // *Strojniški Vestnik - Journal of mechanical engineering*. Ljubljana: Association of Mechanical Engineers and Technicians of Slovenia. ISSN 0039-2480. 2015, Vol. 61, No. 7-8, p. 459-464. DOI: 10.5545/sv-jme.2015.2581. [Science Citation Index Expanded (Web of Science); Compendex; Inspec; Scopus; 0,250].
4. Bendikienė, Regita; **Keturakis, Gintaras**. The effect of tool wear and planning parameters on birch wood surface roughness. // *Wood research*. Bratislava: Slovak Forest Products Research Institute, 2016, vol. 61, iss. 5 p. 791-798. ISSN 1336-4561. [Science Citation Index Expanded (Web of Science); CAB Abstracts]. [IF: 0,399, AIF: 1,361 (E, 2015)]. [M.kr. 08T]. [Indėlis: 0.5; Persk. indėlis: 0.5].
5. BENDIKIENĖ, Regita; **KETURAKIS, Gintaras**. The influence of technical characteristics of wood milling tools on its wear performance. *Journal of Wood Science*. Tokyo: Springer, 2017, vol. 00, iss. 00, pp. 1-9. ISSN 1435-0211. eISSN 1611-4663. doi: 10.1007/s10086-017-1656-x [SpringerLink; Science Citation Index Expanded (Web of Science)] [IF: 1.165; AIF: 1.567; IF/AIF: 0.743; Q2 (2016, SCIE)] [Indėlis: 0,500].
6. **KETURAKIS, Gintaras**; BENDIKIENĖ, Regita; BALTRUŠAITIS, Antanas. Tool wear evolution and surface formation in milling various wood species. *BioResources*. Raleigh, NC: North Carolina State University, 2017, vol. 12, iss. 4, pp. 7943-7954. ISSN 1930-2126. doi: 10.15376/biores.12.4.7943-7954 [Scopus; Science Citation Index Expanded (Web of Science)] [IF: 1.321; AIF: 1.437; IF/AIF: 0.919; Q2 (2016, SCIE)] [Indėlis: 0,334]

Kituose Mokslinės informacijos instituto (ISI) duomenų bazėse referuojamuose leidiniuose [Proceedings ir kt.]

1. **Keturakis, Gintaras**; Jauniškis, Saulius. Research of knife attrition in wood milling // *Mechanika 2007* : proceedings of the 12th international conference, April 5, 2007, Kaunas University of Technology, Lithuania / Kaunas University of Technology, Lithuanian Academy of Science, IFTOMM National Committee of Lithuania, Baltic Association of Mechanical Engineering. Kaunas: Technologija. ISSN 1822-2951. 2007, p. 152-157. [ISI Proceedings; INSPEC; 0,500].
2. **Keturakis, Gintaras**; Sakalinskas, Sigitas. Investigation of cutting tool endurance during wood milling process // *Mechanika 2008* : proceedings of 13th International Conference, April 3-4, 2008, Kaunas University of Technology, Lithuania / Kaunas University of Technology, Lithuanian Academy of Science, IFTOMM National Committee of Lithuania, Baltic Association of Mechanical Engineering. Kaunas: Technologija. ISSN 1822-2951. 2008, p. 249-254. [ISI Proceedings; 0,500].
3. **Keturakis, Gintaras**; Jakubauskaitė, Ingrida. Influence of cutting tool wear on the surface roughness when milling wood // *Mechanika 2009* : proceedings of 14th international conference, April 2-3, 2009, Kaunas, Lithuania / Kaunas University of Technology, Lithuanian Academy of Science, IFTOMM National Committee of Lithuania, Baltic Association of Mechanical Engineering. Kaunas: Technologija. ISSN 1822-2951. 2009, p. 221-225. [Conference Proceedings Citation Index; 0,500].
4. **Keturakis, Gintaras**; Miskelis andrius. Investigation of anti-wear coated HSS tools wear during wood milling // *Mechanika 2010* : proceedings of the 15th international conference, April 8-9, 2010, Kaunas, Lithuania / Kaunas University of Technology, Lithuanian Academy of Science, IFTOMM National Committee of Lithuania, Baltic Association of Mechanical Engineering. Kaunas: Technologija. ISSN 1822-2951. 2010, p. 227-231. [Conference Proceedings Citation Index; 0,500].

Kituose recenzuojamuose mokslo leidiniuose

1. Baranauskas, Arnas; **Keturakis, Gintaras**. Pjoviklio pradinio dilimo tyrimas frezuojant įvairių rūšių medieną // *Gaminių technologijos ir dizainas 2009* : konferencijos pranešimų medžiaga / Kauno technologijos universitetas. Kaunas: Technologija. ISSN 1822-492X. 2009, p. 231-234. [0,500].
2. Miskelis andrius; **Keturakis, Gintaras**. Greitapjovio plieno (HSS) frezavimo įrankių su dilimui atsparia danga patvarumo tyrimas // *Gaminių technologijos ir dizainas 2010* : konferencijos pranešimų medžiaga / Kauno technologijos universitetas. Kaunas: Technologija. ISSN 1822-492X. 2010, p. 205-209. [0,500].
3. Stotna, Vaidas; **Keturakis, Gintaras**. Medienos frezavimo įrankio dilimo įtaka paviršiaus formavimui // *Gaminių technologijos ir dizainas* : konferencijos

- pranešimų medžiaga / Kauno technologijos universitetas. Kaunas: Technologija. ISSN 1822-492X. 2012, p. 166-171. [0,500].
4. Kunigonis, Gintaras; **Keturakis, Gintaras**. Technologinių veiksnių įtaka frezuoto medienos paviršiaus šiurkštumui // Gaminių technologijos ir dizainas : konferencijos pranešimų medžiaga / Kauno technologijos universitetas. Kaunas: Technologija. ISSN 1822-492X. 2012, p. 220-224. [0,500].
 5. Stančikas, Aivaras; **Keturakis, Gintaras**; Kuis, D. V.; Rudak, P. V. Frezavimo peilių padengtų TiCrN ir TiALN dangomis patvarumo tyrimas // Gaminių technologijos ir dizainas : konferencijos pranešimų medžiaga / Kauno technologijos universitetas. Kaunas: Technologija. ISSN 1822-492X. 2013, p. 82-87. [0,250].
 6. Jakubelskas, Martynas; **Keturakis, Gintaras**; Rudak, P. V.; Kuis, D. V. Investigation of TiCrN-coated HSS tools wear during MDF milling // Mechanika 2014 : proceedings of the 19th international conference, 24, 25 April 2014, Kaunas University of Technology, Lithuania / Kaunas University of Technology, Lithuanian Academy of Science, IFTOMM National Committee of Lithuania, Baltic Association of Mechanical Engineering. Kaunas: Technologija. ISSN 1822-2951. 2014, p. 100-103. [0,250].
 7. **Keturakis, Gintaras**; Bendikienė, Regita, Medienos frezavimo įrankio dilimo įtakos pjovimo galiai tyrimas. // Pramonės inžinerija 2016 [elektroninis išteklius] : jaunųjų mokslininkų konferencija, 2016 m. balandžio 28 d. : pranešimų medžiaga / Kauno technologijos universitetas. Mechanikos inžinerijos ir dizaino fakultetas. Kaunas : Kauno technologijos universitetas. ISSN 2538-6727. 2016, p. 53-59. [0,500].

Kituose periodiniuose leidiniuose, vienkartinuose straipsnių rinkiniuose ir kt.

1. Rudak, P. V.; Kuis, D. V.; Rudak, O. G.; Baltrušaitis, Antanas; **Keturakis, Gintaras**. Experimental studies of tribological properties of hard indexable inserts with vacuum-plasma coatings at cylindrical milling of woodchip boards // Proceedings of BSTU : Forest and woodworking industry. Minsk: BSTU. ISSN 1683-0377. 2013, no. 2, p. 166-169. [0,200].
2. **Keturakis, Gintaras**; Baltrušaitis, Antanas; Rudak, P.V.; Kuis, D.V. Влияние скоростей резания и подачи на начальный износ дереворежущего инструмента // Труды БГТУ : Лесная и деревообрабатывающая промышленность. Минск: БГТУ. ISSN 1683-0377. 2014, No. 2(166), p. 191-192. [0,250].
3. Rudak, P.V.; Rudak, O.G.; Baltrušaitis, Antanas; **Keturakis, Gintaras**. Экспериментальные исследования фракционного состава стружки в зависимости от режимов фрезерования древесностружечных плит // Технология и техника лесной промышленности [elektroninis išteklius] : тезисы докладов 78-й научно-технической конференции профессорско-преподавательского состава, научных сотрудников и аспирантов (с международным участием), Минск, 03-13 февраля 2014 г. Минск: БГТУ, 2014. p.86-87. [M.kr. 08T]. [Indėlis: 0,250]

Publikacijos tarptautinių konferencijų pranešimų medžiagoje

1. **Keturakis, Gintaras**; Baltrušaitis, Antanas; Pranckevičienė, Vilija. Surface roughness when milling different wood species // Materials engineering 2005 : abstracts of papers of 14th international Baltic Conference, October 6-7, Kaunas, Lithuania. Kaunas: Technologija, 2005, ISBN 9955099259. p. 82. [M.kr. 08T]. [Indėlis: 0,333]
2. **Keturakis, Gintaras**; Lisauskas, Vytautas. Influence of the sharpness angle on the initial wear of the wood milling knives // Materials Engineering 2008 : 17th international Baltic conference, November 6-7, Kaunas, Lithuania : abstracts of papers / Kaunas University of Technology, Association of Baltic Materials Societies, Lithuanian Materials Research Society, Lithuanian Foundries Association. Kaunas: Technologija, 2008, ISBN 9789955255802. p. 5-6. [M.kr. 08T]. [Indėlis: 0,500]
3. **Keturakis, Gintaras**; Baltrušaitis, Antanas. Influence of the cutting and feed speeds on the wood milling tool wear // Materials engineering 2011 : 20th international conference, October 27-28, Kaunas, Lithuania : book of abstracts / Kaunas University of Technology, Association of Baltic Materials Societies, Lithuanian Materials Research Society, Lithuanian Foundries Association. Kaunas: Technologija. ISSN 2029-8307. 2011, p. 44-45. [M.kr. 08T]. [Indėlis: 0,500]
4. Stotna, Vaidas; **Keturakis, Gintaras**; Baltrušaitis, Antanas. Tool wear effects on the surface formation when milling wood // Nordic-Baltic Network in Wood Material Science & Engineering (WSE) : proceedings of the 7th meeting, October 27-28, 2011, Oslo, Norway / Ed. E. Larnoy, G. Alfredsen; Norwegian Forest and Landscape Institute. Oslo: Norwegian Forest and Landscape Institute, 2011, ISBN 9788231101390. p. 200-205. [0,333].
5. Kunigonis, Gintaras; **Keturakis, Gintaras**; Baltrušaitis, Antanas. Impact of technological factors on the roughness of milled wood surface // Proceedings of the 8th Meeting of the Northern European Network for Wood Science and Engineering (WSE), September 13-14, 2012, Kaunas, Lithuania / Ed. by A. Baltrušaitis, K. Ukvalbergienė. Kaunas: Technologija, 2012, ISBN 9786090205815. p. 185-192. [0,333].
6. **Keturakis, Gintaras**; Bendikienė, Regita. Influence of chemical composition of steels on the wood milling knives wear. Iš: Advanced materials and technologies: book of abstracts of the 18th international conference-school, 27-31 August 2016, Palanga, Lithuania. Kaunas: Kauno technologijos universitetas, 2016 p. 139. ISSN 1822-7759. [M.kr. 08T]. [Indėlis: 0,500]
7. **Keturakis, Gintaras**; Bendikienė, Regita. Effect of the wood species on the wood milling tool wear. // WSE 2016 : proceedings of the 12th meeting of the Northern European Network for Wood Science and Engineering (WSE) "Wood science and engineering - a key factor on the transition to bioeconomy", September 12-13, 2016, Riga, Latvia / B. andersons, A. Kokorevics, eds. Riga: Latvian State Institute of Wood Chemistry, 2016, p. 68-73, ISBN 9789934149818. [M.kr. 08T]. [Indėlis: 0,500].

Publikacijos respublikinių konferencijų pranešimų medžiagoje

1. **Keturakis, Gintaras**; Ruseckas, Justinas Juozapas. Pjovimo įrankio ašmenų mikrogeometrijos nustatymo metodų analizė // Vartojimo reikmenų technologijos ir dizainas : konferencijos pranešimų medžiaga, Kaunas, 1998. Kaunas: Technologija, 1998. p. 484-488. [M.kr. 08T]. [Indėlis: 0,500]
2. **Keturakis, Gintaras**; Ruseckas, Justinas Juozapas. Pjovimo įrankio dilimo kreivės matematinis aprašymas // Vartojimo reikmenų technologijos ir dizainas : konferencijos pranešimų medžiaga, [1999 m, Kaunas]. Kaunas: Technologija, 1999. p. 283-287. [M.kr. 08T]. [Indėlis: 0,500]
3. **Keturakis, Gintaras**; Ruseckas, Justinas Juozapas. Frezavimo įrankio atšipimo įtaka apdirbimo paviršiaus šiurkštumui // Vartojimo reikmenų technologijos ir dizainas : konferencijos pranešimų medžiaga. Kaunas: Technologija, 2000, ISBN 9986138043. p. 290-294. [M.kr. 08T]. [Indėlis: 0,500]
4. Jauniškis, Saulius; **Keturakis, Gintaras**; Ruseckas, Justinas Juozapas. Drožlės storio įtaka pradiniam frezavimo įrankio dilimui // Vartojimo reikmenų technologijos ir dizainas : konferencijos pranešimų medžiaga. Kaunas: Technologija, 2001, ISBN 9955090510. p. 325-330. [M.kr. 08T]. [Indėlis: 0,333]
5. Dičpetris, Aurimas; **Keturakis, Gintaras**. Technologinių veiksnių įtaka frezuoto paviršiaus šiurkštumui // Gaminių technologijos ir dizainas : konferencijos pranešimų medžiaga. Kaunas: Technologija, 2002, ISBN 995509236X. p. 253-257. [M.kr. 08T]. [Indėlis: 0,500]
6. Jauniškis, Saulius; **Keturakis, Gintaras**. Pjovimo įrankio pradinio dilimo tyrimas frezuojant // Gaminių technologijos ir dizainas : konferencijos pranešimų medžiaga. Kaunas: Technologija, 2002, ISBN 995509236X. p. 264-268. [M.kr. 08T]. [Indėlis: 0,500]
7. Purvinskas, Linas; **Keturakis, Gintaras**; Minelga, Darius. Medienos pjovimo įrankio pradinio dilimo tyrimas frezuojant klijuotą medieną // Gaminių technologijos ir dizainas : konferencijos pranešimų medžiaga. Kaunas: Technologija, 2003, ISBN 9955094826. p. 233-237. [M.kr. 08T]. [Indėlis: 0,333]
8. Jakubauskaitė, Ingrida; **Keturakis, Gintaras**. Frezavimo būdu apdirbto paviršiaus kokybės tyrimas // Gaminių technologijos ir dizainas : konferencijos pranešimų medžiaga / Kauno technologijos universitetas. Kaunas: Technologija, 2004, ISBN 995509687X. p. 214-219. [M.kr. 08T]. [Indėlis: 0,500]
9. **Keturakis, Gintaras**; Pranckevičienė, Vilija; Baltrušaitis, Antanas. Frezavimo būdu apdirbto medienos paviršiaus šiurkštumo tyrimas // Medžiagų inžinerija 2012 : respublikinė konferencija : konferencijos pranešimų santraukos, 2012 m. lapkričio 16 d, Kaunas / Kauno technologijos universitetas, Lietuvos medžiagų tyrinėtojų asociacija. Kaunas: Technologija, 2012, ISBN 9786090207505. p. 26-27. [M.kr. 08T]. [Indėlis: 0,333]

Tool Wear Evolution and Surface Formation in Milling Various Wood Species

Gintaras Keturakis,^a Regita Bendikiene,^{b,*} and Antanas Baltrusaitis^a

This study presents the results of tool wear and surface roughness of wood processed by plain milling. The tests were done on wood samples of pine and black alder grown in Lithuania in order to clarify time-related tool blunting and the aspects of surface formation. The samples were milled along the fiber in the experimental wood cutting stand at two different cutting and feed speeds. The roughness parameter (R_z) of the processed samples was measured in five sectors along and across the fiber using a contact profilometer. Registered values were analyzed by a Gaussian digital filter and evaluated according to relevant statistics seeking to minimize influence of wood anatomy. The obtained results helped to determine distinctions and variations of surface roughness, which strongly depend on the cutting path, rounding radius of the tool's cutting edge, cutting, and feed speeds while milling pine and black alder.

Keywords: Wood milling; Tool wear; Surface roughness; Pine wood; Black alder wood

Contact information: a: Department of Materials Engineering, Kaunas University of Technology, Studentu str. 56, LT-51424 Kaunas, Lithuania; b: Department of Productions Engineering, Kaunas University of Technology, Studentu str. 56, LT-51424 Kaunas, Lithuania;

* Corresponding author: regita.bendikiene@ktu.lt

INTRODUCTION

One of the main criteria to evaluate the quality of a processed surface is its roughness. It determines the further processing and finishing of the surface, appearance, and usage possibilities (Richter *et al.* 1995; Follich *et al.* 2010; Ozcan *et al.* 2012; Kuljich *et al.* 2013; Pelit *et al.* 2015). Wood surface assessment is highly subjective from the scientific, technological, or product exploitation points of view; nevertheless, research-based quantitative and qualitative surface texture estimation has been carried out over various aspects of surface formation in wood milling. Distinction between anatomic and processing unevenness, which vary greatly for different wood physical properties, grain angle, and tool nose conditions, remains problematic (Kilic *et al.* 2007; Malkocoglu 2007; Aslan *et al.* 2008; Magoss 2008; Kilic 2015).

Wood milling process testing, modeling, and simulation in the works of different authors remain classic and pragmatic, showing that the following main factors affect the surface roughness the most: species of wood, mode of surface milling, the rounding radius (r) of the cutting edge, cutting v_c , and feed v_f speeds (Malkocoglu 2007, Usta *et al.* 2007; Hernández and Cool 2008; Škalić *et al.* 2009; Novák *et al.* 2011; Hernández *et al.* 2014; Gaff *et al.* 2015; Ghosh *et al.* 2015; Kvietkova *et al.* 2015).

Wood is an anisotropic biocomposite (Niska and Sain 2008; Stokke *et al.* 2014). The wooden cells that participate in forming the anatomic unevenness of the wood surface are cut or deformed during mechanical processing (Goli *et al.* 2001; Magoss 2008). When the machining of the wood is analyzed, the anatomic unevenness of the surface usually has

Keturakis *et al.* (2017). "Tool wear evolution," *BioResources* 12(4), 7943-7954.

not been taken into account, because in milling it is usually considerably of lower importance compared with the mechanical factors.

The classical wood cutting theory states that the surface roughness increases with the wear of the cutting tool (Magoss 2008). The main cause of the tool wear is considered to be the mode in which the tool nose and front friction interact with the wood (Beer *et al.* 2003, 2005; Beer 2005). Therefore, changes in the form of the cutting edge mainly depend on the angular and micro-geometrical parameters (Porankiewicz 2006; Kowaluk *et al.* 2009; Azemović *et al.* 2014) or technical characteristics of tools (Bendikiene and Keturakis 2017).

A number of related studies in the literature indicate the significance of feeding conditions in the milling of wood material (Sogutlu 2010). The feeding or cutting speed has an impact on the wood surface roughness (Sogutlu *et al.* 2016). In other words, surface roughness increases as feed rate is increased in the milling process (Sogutlu 2017).

Wood cutting theories give various models of chip and surface formation. For milling processes, the following algorithm related to tool wear evolution explains the cutting phenomenon (Csanády and Magoss 2013): when the wood is milled with a sharp tool ($r < 20 \mu\text{m}$), the beginning of the cutting process is considered to be concentrated at the contact of the cutting edge with the minimal contact stress matrix to the wood (Keturakis and Juodeikiene 2007). The cutting edge of the tool cuts the wooden fibers and forms continuous chips or shavings of the regular form. The quality of the processed surface is of the highest quality and the defects are caused by the unfavorable direction of wooden fibers, or microcrushing at the top of the cutting edge (Su *et al.* 2002, 2003).

When milling is performed using a dull tool ($20 < r < 40 \mu\text{m}$), the undesirable process of the tool nose bottom sliding on the wooden surface appears (Keturakis and Juodeikiene 2007). During the sliding period the tool's cutting edge slides along the surface of the wood and deforms and compresses it. Under the influence of the viscous-elastic deformation, the wooden surface absorbs the compressing effect of the tool's cutting edge. However, the plastic and residual deformations cause the formation of a resilient wooden layer in front of the tool that rolls as the wave. When the tensions of this surface layer reach a critical limit, the fiber disruption process starts. When the fibers are cracked and up-lifted, the tool's cutting nose effectively reaches the wood. This is the end of the sliding process and beginning of chip cutting. The quality of the processed surface is substantially worse compared with the sharp tool; separate splits and rougher stress-recovery segments appear (Goli *et al.* 2001; Magoss and Sitkei 2001).

When milling is done with a blunt tool ($r > 40 \mu\text{m}$), the irregular cutting process takes place (Keturakis and Juodeikiene 2007). The blade forms the surface not directly and primarily by the tool nose cutting, but mostly through deep stress penetration, fiber compression, and disruption. Due to the resilient changes of the sliding period, the place of slippage through the fibers extends much more and remotely forward from the cutting nose contact zone. This is the reason why the uncontrolled chip splits along the grain appear, causing noticeably rougher surface parts. The resilient density related stress recovery of the machined wood surface up to 0.2 mm or even more start. The processed surface does not satisfy the acceptable quality criteria (Magoss and Sitkei 2001).

A similar model might be applied to the milling kinematics. When the feed per cutter f_z grows from 0.5 mm to 3.0 mm, the kinematic (processing) unevenness appears, and the quality of the surface decreases (Magoss and Sitkei 2001). The waviness of the surface is attributed to the kinematic unevenness. It is formed by the rotating movement of the milling tool. The surface waviness is described by the length and depth of the wave. It

is possible to calculate and predict these parameters. The size of the kinematic unevenness depends on the number of the cutters taking part in the cutting process, cutting radius, feed per cutter, and cutting speed, but the grain direction is essential. The most optimal cutting regime and the best quality of the surface are achieved when the feed per cutter f_z is from 1.0 mm to 2.0 mm (Brown and Parkin 1999; Magoss and Sitkei 2001; Jackson *et al.* 2002; Hynck *et al.* 2004).

When the cutting speed increases, the quality of the surface normally improves. For flat cylindrical milling of the wood planes, the recommended cutting speed is from 35 m/s to 55 m/s. In this range of the cutting speed, the best quality of the surface and the lower numeric values of the cutting forces are achieved. When the cutting speed is further increased ($v_c > 60$ m/s), the cutting force increases, and the vibration of the cutting tool becomes more active. The tool's vibration creates additional unevenness that decreases the quality of the processed surface (Magoss 2008; Gaff *et al.* 2015; Kviatkova *et al.* 2015).

The angle of fiber direction primarily affects the quality of the surface. The surface roughness decreases with the increase of the angle between the fiber direction and the vector of cutter feed speed. However, when a moderately blunt tool is used, the surface roughness decreases with the increase of the angle of fiber direction up to 30°, and then it starts to grow again. When tests with the blunt cutter were done, the opposite effect was noticed, *i.e.*, the roughness increases when the fiber angle changes from 30° to 40° (Goli *et al.* 2010).

While examining milled surface quality of thermally modified and not modified *Pinus sylvestris* L. (Pinkowski *et al.* 2016) it was ascertained that the higher feed speed (5 m/min) led to increase of surface roughness parameters and reduction of surface quality; thermally modified pine wood showed lower surface roughness. Very similar results were achieved with birch wood (*Betula pendula* L.) – increases in cutting speed reduced the average roughness, while increases in feed speed had the opposite effect (Kviatkova *et al.* 2015). The highest roughness was achieved after plane milling with a feed speed of 11 m/min.

Modern wood milling studies provide more and more knowledge on tool interactions with wood and subsequent surface formation. The objective of present study was to determine the influence of the cutting path and rounding radius of the cutting edge on the surface roughness, when the wood samples of pine and black alder is milled along the fiber at different cutting and feeding speeds. Special attention was given to the phenomenon emerging during transition from the initial and highly dynamic tool nose wear towards more stable and monotonic abrasion.

EXPERIMENTAL

The testing samples were made from the wood of pine and black alder grown in Lithuania (Table 1).

Table 1. Physical Characteristics of Wood

Wood Species	Moisture Content ω (%)	Number of Annual Rings per 1 cm	Average Width of Annual Ring (mm)	Average Density (kg / m ³)
Pine (<i>Pinus sylvestris</i> L.)	10.9	4.21	2.37	504
Black alder (<i>Alnus glutinosa</i> L.)	9.4	3.92	2.55	457

Keturakis *et al.* (2017). "Tool wear evolution," *BioResources* 12(4), 7943-7954.

A total of 60 samples were prepared with a length of 1000 mm, width of 100 mm, and thickness of 45 mm. The average temperature in the testing room was $t = 18 \pm 2$ °C, and relative air humidity was $\varphi = 60 \pm 5\%$.

The high-speed tool steel (HS 18-0-1) milling knives were used for the tests (Table 2). The chemical composition of the steel HS 18-0-1 (ISO 4957 1999) is presented in Table 3. Before the tests, all the knives were sharpened in the same conditions.

The tests were done in the stand for woodcutting, specially arranged on the base of a thickness planer (SR3-6). The samples were processed according to the scheme of the longitudinal milling, when the directions of the cutting speed v_c and feed speed v_f vectors are opposite (Bendikiene and Keturakis 2017). The conditions of milling tests are presented in Table 4. Two knives were fastened in the cylindrical head of the knives, but only one took part in the cutting process. The second was used for balancing compensation.

Table 2. Specifications of Milling Tool

Steel	HS 18-0-1
Hardness	61 HRC
Dimensions of milling blade, mm	60 × 30 × 3
Sharpness angle β	40°

Table 3. Chemical Composition of HS 18-0-1 Steel

Chemical composition of the steel (wt.%)					
C	Si	Mn	Cr	V	W
0.70 – 0.78	≤ 0.45	≤ 0.40	3.80 – 4.50	1.00 – 1.20	17.5 – 18.5

Table 4. Milling Test Conditions

Cutting speed v_c (m/s)	22, 40
Feed speed v_f (m/min)	2, 4, 8
Rotational speed v_r (rpm)	4080, 7420
Feed per cutter f_z (mm)	0.50; 1.00
Depth of milling h (mm)	2
Width of milling b (mm)	45
Cutting diameter D (mm)	103
Number of cutting edge z (unit)	1
Cutting angle δ (degree)	60

The thickness of the chip a (mm) was changed indirectly, through the feeding per cutter $f_z = 0.50$ mm and 1.00 mm. The samples were processed at two cutting speeds, $v_c = 22$ m/s and 40 m/s.

The main characteristic for describing the wear of the milling tool was selected to be the rounding radius r (μm) of the cutting edge. The factual values of rounding radius were determined using the method of lead imprints (Miklaszewski *et al.* 2000) and optical microscope (Nikon Eclipse E200, Tokyo, Japan), with a digital video camera (Lumenera Infinity 1, Ontario, Canada).

The values of the rounding radius r of the cutting edge were measured at the following intervals of the effective (real) tool nose cutting path L : 0 m, 50 m, 100 m, 150 m, 200 m, 400 m, 800 m, and 1600 m. The measurements were repeated five times in each interval of the path. The received results were measured and processed using a personal computer and software (Infinity Analyze Release 5.0.2, Lumenera Corporation, Ottawa,

Canada). The received results were processed using the methods of mathematical statistics, and error of radius measurement was $\pm 2 \mu\text{m}$.

The parameter of the processed surface roughness R_z (μm) was measured by a contact stylus profilometer (Mahr MarSurf PS1, Göttingen, Germany). The radius of its diamond tip was $2 \mu\text{m}$, measurement angle 90° , and measurement length was 17.5 mm . The surface unevenness was measured in the same intervals of cutting path L : 50 m , 100 m , 150 m , 200 m , 400 m , 800 m , and 1600 m . Five sectors were selected in one sample ($17.5 \text{ mm} \times 17.5 \text{ mm}$), and their roughness was measured along and across the fiber. In total 280 measurements were performed through the testing series. All measurement results were processed by Gaussian digital filter, and the roughness measurement error did not exceed $\pm 10\%$.

RESULTS AND DISCUSSION

The performed tests determined the influence of the cutting path and reached rounding radius of the cutting edge on the surface roughness, when the wood samples of pine and black alder were milled along the fiber at different cutting and feed speeds (Kvietkova *et al.* 2015).

The tool was worn the most intensively in the first wear stage until the limit of cutting path $L = 400 \text{ m}$ (Table 1). In the first stage of wear the species of wood did not have any significant influence on the wear intensity. The difference between the values of the rounding radius of the cutting edge in case of milling pine and black alder samples was from 5% to 7% . In this stage the wear of tool was expressed by mechanical crumbling and deburring of sanding scarfs on cutting edge; wood species or density were not decisive or did not affect the blunting process. When the cutting path reached the distance of 400 m , the tool wear gradually passed to the stage of monotonic wear. In this stage the intensity of rounding radius growth was reduced, and further wear of the tool was even. The microgeometry of the cutting edge changes because of temperature effect and just negligibly because of abrasive wear (Porankiewicz 2006; Pamfilov *et al.* 2014). The tool wear was observed until the cutting path of 1600 m .

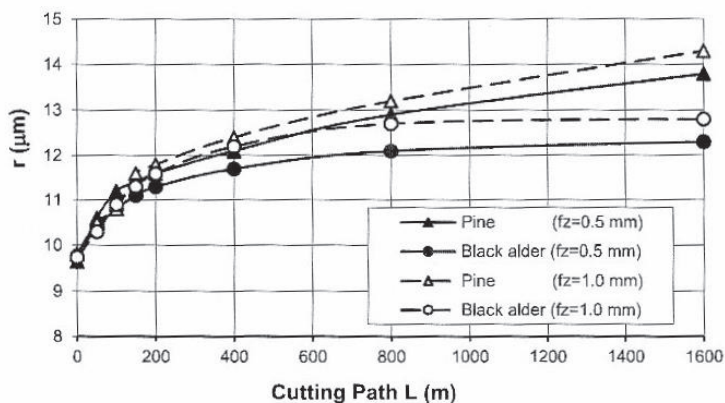
The influence of the wood species on tool wear was analyzed. The tool was worn more intensively when black alder was milled, although the density of black alder wood was lower than that of the pine wood (Table 1). However, an exception was also noticed: when the feed per cutter was $f_z = 0.5 \text{ mm}$ and the cutting speed was increased from 22 m/s to 40 m/s , the tool wear was lower than the pine wood milling results. The best quality was achieved (Aguilera *et al.* 2016) when cutting path had exceeded 7000 m with cutting speed 44 m/s while processing pine wood (*Pinus radiata* L.). When the cutting speed increased, the large volume of the chips lost contact with the processed surface due to the pine wood tendency to split under the influence of lower cutting forces. The chip was formed easier; the true cutting length of cutter's contact with the wood was reduced compared with the milling of black alder, which tended to split less.

The influence of feed per cutter (chip thickness) on the rounding radius of the cutting edge was analyzed. When the feed per cutter increased from 0.5 mm to 1.0 mm , the intensity of the tool wear decreased. When the feed per cutter was $f_z = 0.5 \text{ mm}$, the most intensive wear of the tool occurred when the black alder was milled. When the pine wood was milled, the tool was worn 4% less than with black alder.

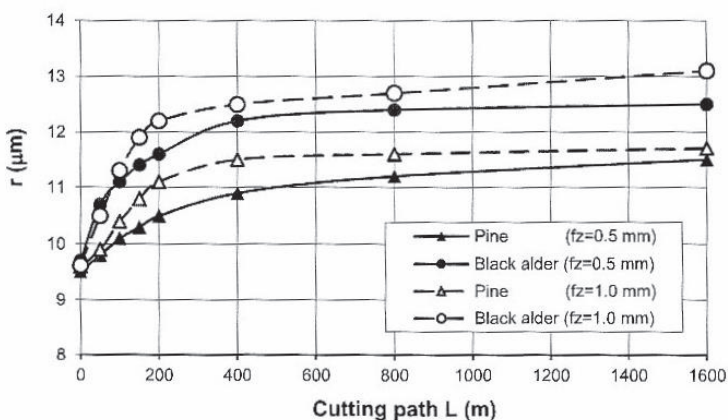
The received results are interesting for interpretation the postulates of classical

wood cutting theory. With increased feed per cutter, the chip length and the true contact of cutting edge with wood increased slightly (Csanády and Magoss 2013). Therefore, because of the chip thickness increment, the intensity of tool wear should grow. The tendency of dry wood splitting should also increase due to real friction and cutting edge wear. These effects depend on wood materials and machining factors, and they usually do not completely follow mathematical equations and models.

The results presented in Fig. 1 demonstrate a clear regularity and distinctive character of transition between initial and monotonic tool nose wear. Certainly, individual cases for different wood species differ, but wear modes suggest possibilities to create reliable modeling explaining initial and monotonic tool nose wear phenomena. Such a mechanical-tribological tool nose wear mathematical model is the objective of ongoing specialized theoretical and experimental research of the authors of this paper.



a



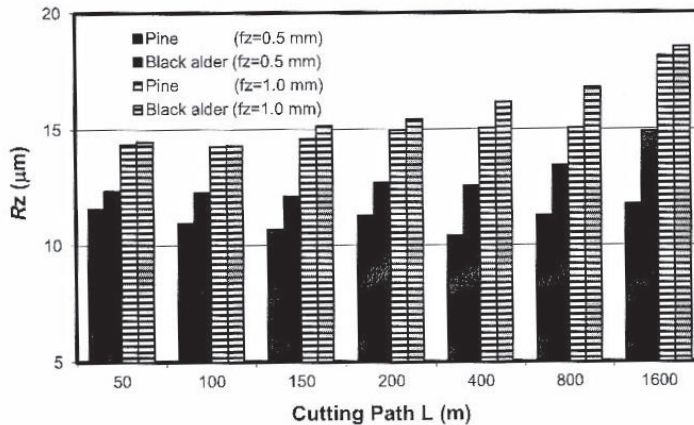
b

Fig. 1. Impact of cutting path L on the rounding radius r of the cutting edge when v_c was a) 22 m/s or b) 40 m/s

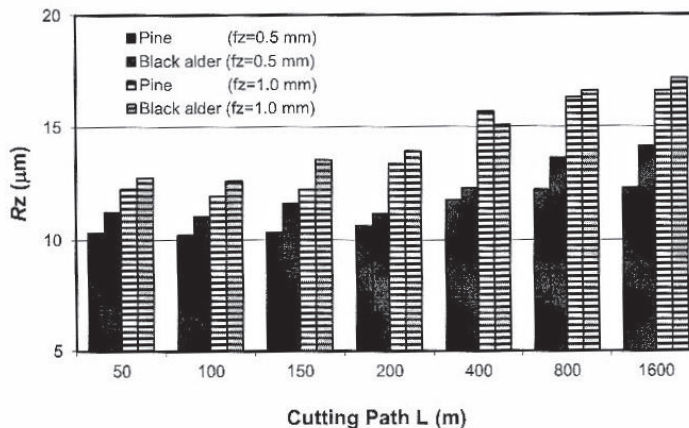
An analysis of surface roughness showed that the surface of pine wood was smoother than that of black alder (Figs. 2 and 3). This regularity did not change when the

surface roughness was measured along and across the wood fiber. The tests confirmed the theory that in case of a higher density of the wood and a lower width of rings (Table 1), a smoother surface was achieved. Although the density of pine wood was higher only by 9%, the received surface roughness R_z along the fiber was on average by 11% lower, and across the fiber, R_z was lower by 14%.

The increased cutting path and rounding radius of the tool cutting edge caused the degradation of the milled surface quality. This tendency was noticed in all cases of cutting speed and feed per cutter. The highest surface roughness was achieved while milling up to 200 m of the cutting path. From the 200 m to 800 m limit, the surface roughness along and across the fiber increased gradually. As expected, the highest numeric values of the surface roughness R_z were achieved with cutting path of 1600 m.



a



b

Fig. 2. Cutting and feed speed effects on surface roughness R_z along the fiber when v_c was a) 22 m/s or b) 40 m/s

When the feed per cutter was increased, the surface roughness also increased. The best quality of the surface was reached when the feed per cutter was $f_z = 0.5$ mm, when $f_z = 1.0$ mm led to lower quality; it did not depend on the species of wood and cutting speed. The lowest increase of numeric values of surface roughness R_z was noticed while processing pine wood.

When the cutting speed was increased from 22 m/s to 40 m/s, the roughness of pine wood was decreased on average by 12% and that of black alder by 7%. This surface tendency remained in various segments of cutting path when the cutting speed was increased. Thus, the increased cutting path intensified the wear of the tool but with different dynamics of blunting. When the wood was milled with a blunt tool, an irregular milling process occurred, during which the top layers of the fibers on the newly formed surface were deformed and compressed with different intensity and in different depth.

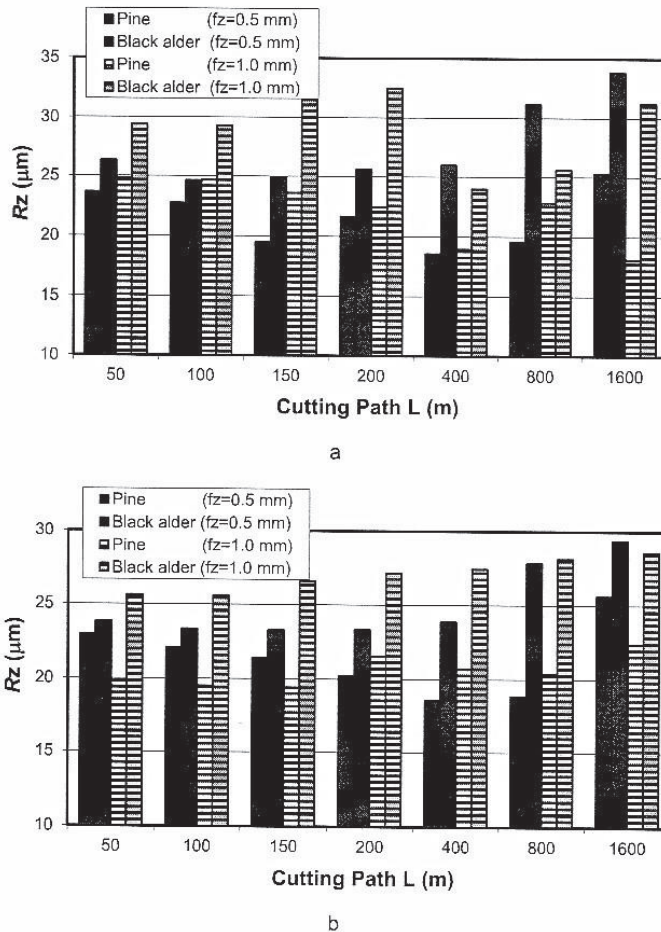


Fig. 3. Cutting and feed speed effects on surface roughness R_z across the fiber when v_c was a) 22 m/s or b) 40 m/s

In contrast to the above-presented hypothesis to explain and model tool nose wear phenomena, the variations in surface roughness (Fig. 3) showed more practical tendencies than theoretical regularities. However, some stochastic roughness behavior at the initial cutting path up to 400 m and following monotonous surface formation was noticed. This result confirmed presumptions on extreme importance of enhancing knowledge on tool wear and surface formation stages and dynamics to facilitate evolution of tools, creation eco- and energy-effective cutting processes and highly productive wood machining.

CONCLUSIONS

1. The milling tool exhibited the most intense wear in the first 400 m of cutting path. After 400 m, the milling tool wear gradually became monotonic.
2. The tool showed more intense wear when black alder was milled; the tool wear was 6% lower when pine wood was milled.
3. With increased feed and cutting speeds, the intensity of the tool wear was reduced.
4. The rounding radius of the milling tool cutting edge had the most influence on the roughness of the milled surface along and across the fiber. The best quality of the surface was reached when a sharp ($r \leq 13 \mu\text{m}$) milling tool was used in the segment up to 400 m of the cutting path. When the rounding radius of the tool cutting edge increased, the quality of the processed surface decreased.
5. When the feed per cutter increased, the quality of the processed surface decreased. The best quality of the surface was reached when the feed per cutter f_z was 0.5 mm, which did not depend on the species of wood and cutting speed.
6. When the cutting speed increased, the quality of the processed surface increased. The best quality of the surface was reached when the cutting speed v_c was 40 m/s.
7. The surface quality of pine wood milled under the same conditions was higher than that of black alder. The surface roughness R_z of pine wood was lower on average by 11% along the fiber and by 14% across the fiber.

REFERENCES CITED

- Aguilera, A., Rolleri, A., and Burgos, F. (2016). "Cutting distance as factor to evaluate the quality of wood machined surfaces: a preliminary study," *Maderas. Ciencia y tecnologia*, 18(1), 3-8. DOI: 10.4067/S0718-221X2016005000001
- Aslan, S., Coskun, H., and Kilic, M. (2008). "The effect of the cutting direction, number of blades and grain size of the abrasives on surface roughness of Taurus cedar (*Cedrus libani* A. Rich.) woods," *Build. Environ.* 43, 696-701. DOI: 10.1016/j.buildenv.2007.01.048
- Azemović, E., Horman, I., and Busuladžić, I. (2014). "Impact of planing treatment regime on solid fir wood surface," *Procedia Engineering* 69, 1490-1498. DOI: 10.1016/j.proeng.2014.03.146
- Beer, P. (2005). "In situ examinations of the friction properties of chromium coated tools in contact with wet wood," *Tribol. Lett.* 18(3), 373-376. DOI: 10.1007/s11249-004-

2767-2

- Beer, P., Rudnicki, J., Ciupinski, L., Djouadi, M. A., and Nouveau, C. (2003). "Modification by composite coatings of knives made of low alloy steel for wood machining purposes," *Surf. Coat. Tech.* 174, 434-439. DOI: 10.1016/S0257-8972(03)00588-7
- Beer, P., Rudnicki, J., Bugliosi, S., Sokolowska, A., and Wnukowski, E. (2005). "Low temperature ion nitriding of the cutting knives made of HSS," *Surf. Coat. Tech.* 200, 146-148. DOI: 10.1016/j.surfcoat.2005.02.031
- Bendikiene, R., and Keturakis, G. (2017). "The influence of technical characteristics of wood milling tools on its wear performance," *J. Wood Sci.* (Online) 1-9. DOI: 10.1007/s10086-017-1656-x
- Brown, N. and Parkin, R., M. (1999). "Improving wood surface form by modification of the rotary machining process – A mechatronic approach," *Proc. Instn. Mech. Engrs.* 213 Part B, 247-260. DOI: 10.1243/0954405991516732
- Csanády, E., and Magoss, E. (2013). *Mechanics of Wood Machining*, Springer, Berlin.
- Follrich, J., Vay, O., Veigel, S., and Müller, U. (2010). "Bond strength of end-grain joints and its dependence on surface roughness and adhesive spread," *J. Wood Sci.* 56, 429-434. DOI: 10.1007/s10086-010-1118-1
- Gaff, M., Kvietkova, M., Gašparik, M., Kaplan, L., and Barcik, Š. (2015). "Effect of selected parameters on the surface waviness in plane milling of thermally modified birch wood," *BioResources* 10(4), 7618-7626. DOI: 10.15376/biores.10.4.7618-7626
- Ghosh, S. C., Hernández, R. E., and Blais, C. (2015). "Effect of knife wear on surface quality of black spruce cants produced by a chipper-canter," *Wood Fiber Sci.* 47(4), 1-10.
- Goli, G., Fioravanti, M., Marchal, R., Uzielli, L., and Busoni, S. (2010). "Up-milling and down-milling wood with different grain orientations – The cutting forces behaviour," *Eur. J. Wood Prod.* 68, 385-395. DOI: 10.1007/s00107-009-0374-5
- Goli, G., Marchal, R., and Negri, M. (2001) "Industrial machining of Douglas fir with various tools and materials," in: *Proceedings of 15th International Wood Machining Seminar*, Los Angeles, USA, pp. 173-183.
- Hernández, R. E., and Cool, J. (2008). "Effects of cutting parameters on surface quality of paper birch wood machined across the grain with two planing techniques," *Holz als Roh- und Werkstoff* 66, 147-154. DOI: 10.1007/s00107-007-0222-4
- Hernández, R. E., Llavé, A. M., and Koubaa, A. (2014). "Effects of cutting parameters on cutting forces and surface quality of black spruce cants," *Eur. J. Wood Prod.* 72, 107-116. DOI: 10.1007/s00107-013-0762-8
- Hynek, P., Jackson, M. R., Parkin, R. M., and Brown, N. (2004) "Improving wood surface form by modification of the rotary machining process," *Proc. Instn. Mech. Engrs.* (218) Part B, 875-887. DOI: 10.1243/0954405041486073
- ISO 4957 (1999). "Tool steels," International Organization for Standardization, Geneva, Switzerland.
- Jackson, M. R., Parkin, R. M., and Brown, N. (2002). "Waves on wood," *Proc. Instn. Mech. Engrs.* (216) Part B, 475-497. DOI: 10.1243/0954405021520175
- Keturakis, G., and Juodeikienė, I. (2007). "Investigation of milled wood surface roughness," *Materials Science (Medžiagotyra)* 13(1), 47-51.
- Kiliç, M. (2015). "Effect of machining methods on the surface roughness values of (*Pinus nigra*) Arnold wood," *BioResources* 10(3), 554-5562. DOI:

- 10.15376/biores.10.3.5554-5562
- Kilic, M., Hiziroglu, S., and Burdurlu, E. (2006). "Effect of machining on surface roughness of wood," *Build. Environ.* 41, 1074-1078. DOI: 10.1016/j.buildenv.2005.05.008
- Kowaluk, G., Szymanski, W., Palubicki, B., and Beer, P. (2009). "Examination of tools of different materials edge geometry for MDF milling," *Eur. J. Wood Prod.* 67(2), 173-176. DOI: 10.1007/s00107-008-0302-0
- Kuljich, S., Cool, J., and Hernandez, R. E. (2013). "Evaluation of two surfacing methods on black spruce wood in relation to gluing performance," *J. Wood Sci.* 59, 185-194. DOI: 10.1007/s10086-012-1318-y
- Kvietkova, M., Gaff, M., Gašparik, M., Kaplan, L., and Barcik, Š. (2015). "Surface quality of milled birch wood after thermal treatment at various temperatures," *BioResources* 10(4), 6512-6521. DOI: 10.15376/biores.10.4.6512-6521
- Magoss, E. (2008). "General regularities of wood surface roughness," *Acta Silvatica & Lignaria Hungarica* 4, 81-93.
- Magoss, E., and Sitkei, G. (2001). "Fundamental relationships of wood surface roughness at milling operations," in: *Proceedings of 15th International Wood Machining Seminar*, Los Angeles, USA, pp. 437-446.
- Malkocoglu, A. (2007). "Machining properties and surface roughness of various wood species planed in different conditions," *Build. Environ.* 42, 2562-2567. DOI: 10.1016/j.buildenv.2006.08.028
- Miklaszewski, S., Zurek, M., Beer, P., and Sokolowska, A. (2000). "Micromechanism of polycrystalline cemented diamond tool wear during milling of wood-based materials," *Diam. Relat. Mater.* 9, 1125-1128. DOI: 10.1016/S0925-9635(99)00370-2
- Niska, K. O., and Sain, M. (2008). "Wood-polymer composites," *Woodhead Publishing*, Cambridge, UK.
- Novák, V., Rousek, M., and Kopecký, Z. (2011). "Assessment of wood surface quality obtained during high speed milling by use of non-contact method," *Drvna Industrija* 62(2), 105-113. DOI: 10.5552/drind.2011.1027
- Ozcan, S., Ozcifici, A., Hiziroglu, S., and Toker, H. (2012). "Effect of heat treatment and surface roughness on bonding strength," *Constr. Build. Mater.* 33, 7-13. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2012.01.008
- Pamfilov, E. A., Lukashov, S. V., and Prozorov, S. Ya. (2014). "Mechanochemical fracture of the components of wood-cutting equipment," *Materials Science (Medžiagotyra)* 50(1), 148-155. DOI: 10.1007/s11003-014-9703-x
- Pelit, H., Budakçi, M., Sönmez, A., and Burdurlu, E. (2015). "Surface roughness and brightness of scots pine (*Pinus sylvestris*) applied with water-based varnish after densification and heat treatment," *J. Wood Sci.* 61, 586-594. DOI: 10.1007/s10086-015-1506-7
- Pinkowski, G., Krauss, A., Piernik, M., and Szymański, W. (2016). "Effect of thermal treatment on the surface roughness of scots pine (*Pinus sylvestris* L.) wood after plane milling," *BioResources* 11(2), 5181-5189.
- Porankiewicz, B. (2006). "Theoretical simulation of cutting edge wear when milling wood and wood based products," *Wood Sci. Technol.* 40(2), 107-117. DOI: 10.1007/s00226-005-0032-y
- Richter, K. Feist, W. C., and Knaebe, M., T. (1995). "The effect of surface roughness on the performance of finishes: Part 1. Roughness characterization and stain performance," *Forest Prod. J.* 45(7/8), 91-97.

- Škalić, N., Beljo-Lučić, R., Čavlović, A., and Obućina, M. (2009). "Effect of feed speed and wood species on roughness of machined surface," *Drvna Industrija* 60(4), 229-234.
- Sogutlu, C. (2010). "The effect of the feeding direction and feeding speed of planing on the surface roughness of oriental beech and Scotch pine woods," *Wood Research* 55(4), 67-78.
- Sogutlu, C., Nzokou, P., Koc, I., Tutgun, R., and Dongel, N. (2016). "The effects of surface roughness on varnish adhesion strength of wood materials," *J. Coat. Technol. Res.* 13(5), 863-870. DOI: 10.1007/s11998-016-9805-5
- Sogutlu, C. (2017). "Determination of the effect of surface roughness on the bonding strength of wooden materials," *BioResources* 12(1), 1417-1429. DOI: 10.15376/biores.12.1.1417-1429
- Stokke, D. D., Wu, Q., and Han, G. (2014). *Introduction to Wood and Natural Fiber Composites*, John Wiley & Sons, Hoboken, NJ, USA.
- Su, W. Ch., and Wang, Y. (2002). "Effect of the helix angle of router bits on chip formation and energy consumption during milling of solid wood," *J. Wood Sci.* 48, 126-131. DOI: 10.1007/BF00767289
- Su, W. Ch., Wang, Y., Zhu, N., and Tanaka, Ch. (2003). "Effect of tool angles on chips generated during milling of wood by straight router-bits," *J. Wood Sci.* 49, 271-274. DOI: 10.1007/s10086-002-0470-1
- Usta, I., Demirci, S., and Kilic, Y. (2007). "Comparison of surface roughness of Locust acasia (*Robinia pseudoacacia* L.) and European oak (*Quercus petraea* (Mattu.) Lieble.) in terms of the preparative process by planing," *Build. Environ.* 42, 2988-2992. DOI: 10.1016/j.buildenv.2006.07.026

Article submitted: June 22, 2017; Peer review completed: August 12, 2017; Revised version received and accepted: September 5, 2017; Published: September 12, 2017.
DOI: 10.15376/biores.12.4.7943-7954

The influence of technical characteristics of wood milling tools on its wear performance

Regita Bendikiene¹  · Gintaras Keturakis²

Received: 3 February 2017 / Accepted: 1 July 2017
© The Japan Wood Research Society 2017

Abstract Influence of technical and chemical characteristics of industrial wood milling tools on its wear was analysed. Four tools of different manufacturers were subjected to the research. Lithuanian oak wood was chosen for the research as a reference material. Behaviour of cutting tools was assessed on the adopted industrial thickness planer SR3-6 with cutting speed of 31 m/s. Wear performance was evaluated on milling the specimens until 3200 m of true cutting length. Summarising achieved results, the following can be stated: chemical composition of tool and heat treatment schedule has great impact on the tool edge wear. The highest wear resistance was reached on testing tools made of CT01M-LA2; tools made of high-alloyed tool steel 8X6HΦT have presented the highest cutting edge radius and edge recession in each type of test as compared with tools made of high-speed tool steels Z80WCV18-04-01/18-0-1 and HS18-0-1, respectively. All these tools are suitable for oak wood processing. The high-alloyed tool steel shows similar wear performance as high-speed tool steels.

Keywords Wood milling · Oak wood · Wear of tool · Wear resistance

Introduction

Milling process is one of the most widely used processes in wood and wood-based materials processing. Strehler et al. [1] and Hernández-Castaneda et al. [2] show that alongside the quality of machined wood surface, the tool lifetime is an essential question in the industrial complex wood treatment process. Wood is readily available heterogeneous material with plenty of varieties, which is used in the furniture, packing, building constructions, beam flashings, flooring and panelling, window frames. The majority of wood processing companies specialise in the manufacture of planed-milled products. According to Horman et al. [3] and Vobrouček [4] during processing of wood by planing milling, the key point is to ensure high-quality machined surface with low processing costs; however, it is impossible to attain without analysis of various properties and technological parameters: wood moisture, thermal effects, cutting and feed speed, proper tool selection, tool geometrical parameters, tool material, etc. Another very important point in wood processing is to know which material would be machined: different process conditions are necessary for each species of wood to reach optimal results, wherefore it is not possible to explore just one type of cutting tool to achieve the best efficiency of process and high quality of products. A good thermal conductivity of the tools is essential in wood processing, because no cooling can be used in this process; it was analysed by Strehler et al. [5] and Costes et al. [6]. Temperature of the cutting tool affects the tool cutting edge blunting and wear, because the primary properties of tool material such as hardness, fracture toughness and chemical stability degrade on rising tool's temperature [7]. The heat generated during cutting process negatively affects the quality and accuracy of the product, herewith the life time of tool.

✉ Regita Bendikiene
regita.bendikiene@ktu.lt

¹ Department of Production Engineering, Faculty of Mechanical Engineering and Design, Kaunas University of Technology, Studentu Str. 56, 51424 Kaunas, Lithuania

² Department of Materials Engineering, Faculty of Mechanical Engineering and Design, Kaunas University of Technology, Studentu Str. 56, 51424 Kaunas, Lithuania

Great demand of today's wood industry has resulted in intense development of the cutting tools, which unfortunately do not always have characteristics allowing a complete exploitation of the machinery. It is evident that the main problems in wood industry arise from differences in physical and chemical properties between wood and metal [8, 9]. Good machinability of wood allows high cutting and feed speed, herewith natural wood contains some water, which makes tooling very corrosive. Natural defects of wood cause blunting of tool edges, so extremely hard brittle materials are not suitable in this case. Hardened steels, high-speed tool steels, stellites, tungsten carbide and polycrystalline diamond tools have been used recently in wood transformation. The most common of them are alloyed tool steels and high-speed tool steels, because of their sufficient wear performance and relatively low cost, herewith sintered carbides, polycrystalline diamond tools, different anti-wear multilayer coatings have been used recently [10]. The dominant wear of wood cutting tool is abrasion; however, erosion of tool material and blunting of its edges, which limits possibilities of tool application, can be observed. It was stated in the majority of works that final quality of wood products depends on correct choice of cutting tool type, cutting conditions and tool performance; selection of appropriate tool material for a certain application is directly influenced by the characteristics of material to be machined [11, 12]. As one of the major properties of final wood products, surface roughness greatly depends on the anatomic characteristics of wood, direction of wood grain and cutting tool characteristics [13, 14].

Different types of wood milling tools are used in industry: solid tools [made of alloy tool steel (SP), high-alloyed tool steel (HL) or high-speed tool steel (HS)] and built-on hard alloy blades or different high wear resistance coatings. Shank of built-on tool is made of high carbon or alloy tool steel, while cutting edge is produced of stellites (ST) or plates of tungsten carbide (HW). The cutting edge of more advanced tools is made of polycrystalline (PKD) or monocrystalline (MKD) diamonds. Solid cutting tools are generally used for natural wood milling, planing and profiling contain chromium (Cr) as the main alloying element. Chemical composition of tool steel plays an essential role in both tool performance and final quality of wood product.

Batch of HS tool steels is designed to be used particularly for making of cutting tools. In the wood cutting industry, the milling speed is very high and no cooling can be applied, so the ability to maintain the hardness and wear resistance at elevated temperatures (the property known as red hardness) is the main reason why those tools are widely used. Basic alloying elements ensure above-mentioned

properties of tool. Tungsten (W) has an ability to form hard abrasion-resistant particles; it induces red hardness and improves hardenability. Cr easily combines with carbon (C) creating hard and high wear resistance chromium carbides, at the same time giving to the substance heat resistivity. Cr and nickel (Ni) content in the solid tool guarantees high enough corrosion resistance which is necessary for such a type of tooling. Vanadium (V) reduces the sensibility of steel to overheating, increases heat conductivity, and stimulates homogeneous distribution of carbide phase which can cause crumbling of cutting edges. Molybdenum (Mo), in the same way as Cr, creates carbides very easily; the presence of this element in the steel composition helps to create fine-grained structure and increase hardenability; therefore, this chemical element presents in almost all HS steels, and it also increases the tensile strength at elevated temperatures.

SP and HS steels are used to produce wood milling tools, sawmills and other tools for wood processing machines. Tools made of SP steels are suitable for processing of both wet and dry timber, while high HS steels are used exclusively for dry woods [15]. Almost all SP and HL are rich in Cr, which increases hardenability of steel, initiates formation of special carbides on hardening, either increases secondary hardness and heat resistance of steel; chromium carbides formed during treatment reduce wear of tool.

HS steels are used for manufacturing of wood cutting tools which heat up during process; wear resistance of this kind of steel is very high. High heat resistance is ensured by content of W, Mo, V and cobalt (Co) in the steel composition; using this type of tools operation cutting speed is much higher than using SP steels [16].

The objective of this study is to test and compare wear behaviour of four wood millings tools from different suppliers, to analyse influence of its chemical composition and distribution of carbide phase in the microstructure on the tool edge recession and wear performance, while milling comparatively hard oak wood specimens on an industrial thickness planer with constant cutting speed and different feed rates.

Materials and methods

For the experimental analysis, four standard wood cutting tools from different suppliers made of SP steel and HS steels were chosen. Standard grades and chemical composition presented by suppliers are indicated in Table 1.

All cutting tools under the experiment were strait sharpened; its edges convergence was achieved by grinding procedures of wood cutting tool done by suppliers.

Table 1 Chemical composition of standard wood cutting tools

	Chemical composition (wt%)	Wood milling tools			
		No. 1 8X6HΦT OTK-14	No. 2 ESS-HSS18	No. 3 HS 18 Y 28	No. 4 CT01M-LA2
C		0.80–0.90	0.75–0.83	0.70–0.78	0.73–0.83
Si		0.15–0.35	≤0.50	≤0.45	≤0.50
Mn		0.15–0.40	≤0.40	≤0.40	≤0.40
Ni		0.90–1.30	–	–	–
S		≤0.03	≤0.03	≤0.03	–
P		≤0.03	≤0.03	≤0.03	–
V		0.30–0.50	1.00–1.30	1.00–1.20	0.90–1.20
Ti		0.05–0.15	–	–	–
Cr		5.00–6.00	3.50–4.50	3.80–4.50	3.50–4.50
Mo		≤0.20	≤1.00	–	≤1.00
W		≤0.20	17.2–18.7	17.5–18.5	17.2–18.7
Co		–	–	–	≤1.00

Accurate dimensions of tools: length *L*, width *B* and thickness *S* were measured using electronic calliper with the accuracy of ±0.001 mm. Accuracy of sharpness angle β was ensured by using universal protractor Vogel No. 4443 with 5' accuracy. Tools were weighted on electronic scales with an accuracy ±0.01 g for determination of density. Hardness measurements were accomplished on the tools surface along the tool edge using Rockwell tester TK—2 with diamond indenter. The stylus tip surface roughness tester, profilometer Mahr MarSurf PS1 (the radius of its diamond tip was 2 μm, measurement angle 90°, and scanning length was 5.6 mm, cutoff filter 0.8 mm), was used for measurement of average roughness *R_a*, mean peak-to valley height *R_z*, and maximum roughness *R_{max}*; 5 values of roughness were taken and average presented. The surface roughness was measured in the longitudinal direction at the interval of 10 mm, so 5 measurement positions in total were defined for each cutting tool on the rake and clearance face. The surface evaluation was performed starting from cutting side. Parameters of cutting tools and cutting tool geometry and location of measurements are presented, respectively, in Table 2 and Fig. 1.

Cutting tools microstructure and its morphology were determined using optical microscope Carl Zeiss LM 10. Specimens for the analysis of microstructure were made from each of wood cutting tools, then side surfaces were grinded, and examined. The scheme of specimens cutting position is presented in Fig. 1a.

Oak wood (*Quercus robur*) grown in Lithuania was chosen for the testing of cutting tool performance; specimens with dimensions of 100 mm × 45 mm × 1000 mm (*R* × *T* × *L*) were prepared avoiding all the defects of natural wood. The number of annual rings per 1 cm was counted up on the end section of specimens. Moisture tester

Gann Hydrometer Compact A was used for the estimation of average moisture content (accuracy ±1%). Finally, for the determination of wood density samples with dimensions 20 mm × 20 mm × 30 mm (*R* × *T* × *L*) were produced, and were scaled on electronic balance (AND HF-12006 GF; accuracy ±0.01 g). Testing conditions were the same for all specimens: ambient temperature 18 ± 2 °C, relative air humidity—60 ± 5%, when physical characteristics of oak wood samples were as follows: moisture content—9.50 to 10.4%, number of annual rings per 1 cm—5.07 to 5.25, and density—518 to 570 kg/m³.

The behaviour of standard wood milling tools was assessed on the adopted for the particular experiments industrial thickness planer SR3-6 according to the scheme of longitudinal milling (Fig. 2). Longitudinal milling is the most frequently used method to obtain flat surfaces in wood processing industry [17–19]. This type of operation ensures high surface quality. Wood specimens were processed by cutting speed (*v_c*) 31 m/s with four different feed speeds (*v_f*): 3.00, 6.00, 9.00 and 12.0 m/min. Average chip thickness was alternated changing feed per one insert (*f_z*): 0.50, 1.00, 1.50, 2.00 mm. Wear performance was evaluated on milling the specimens until 3200 m of cutting length.

Tool geometry was analysed by alternations of cutting edge radius ρ (μm), and edge recession *A_μ* (μm) of tools [20–23].

Values of cutting edge radius were determined applying lead impression method using optical tool measurement microscope of 2nd accuracy class (GOST 9038-80) and digital camera with resolution 640 × 480. Edge radius values were registered at the intervals of true cutting length *L* which is the cutting way of tool in the wood: 0, 50, 100, 150, 200, 400, 800, 1200, 1600, 2400, and 3200 m in five places and average values were analysed; error of

Table 2 Parameters of wood cutting tools

Parameters	Wood milling tools			
	No. 1	No. 2	No. 3	No. 4
Designation by supplier	8X6HΦT OTK-14	ESS-HSS18	HS 18 Y 28	CT01M-LA2
Standard designation	8X6HΦT	Z80WCV 18-04-01/18-0-1	HS 18-0-1	HS 18-0-1 (B18)
Standard	GOST 5950-73/ DIN-EN 847-1	NF A 35-590(92) ISO 4957	DIN 1.3355/ ISO 4957	UNI 2955-82 ISO 4957
Dimensions (mm) L/B/S (Fig. 1)	60/40/3	60/35/3	60/35/3	60/30/3
Tool geometry	Clearance angle $\alpha \pm 5'$, sharpness angle $\beta \pm 5'$, rake angle $\gamma \pm 5'$, cutting angle $\delta \pm 5'$			
Mass (g)	54.2	51.7	40.8	41.8
Density (kg/m ³)	7360	8119	8092	8144
Hardness (HRC)	57	61	61	61
Surface roughness (μm) (Fig. 1)				
Rake face $R_a/R_z/R_{max}$	0.518/3.35/5.18	0.281/1.79/2.92	0.251/2.11/2.98	0.168/1.28/2.24
Clearance face $R_a/R_z/R_{max}$	0.600/4.11/4.90	0.272/2.30/2.72	0.285/3.39/4.23	0.430/3.68/3.95

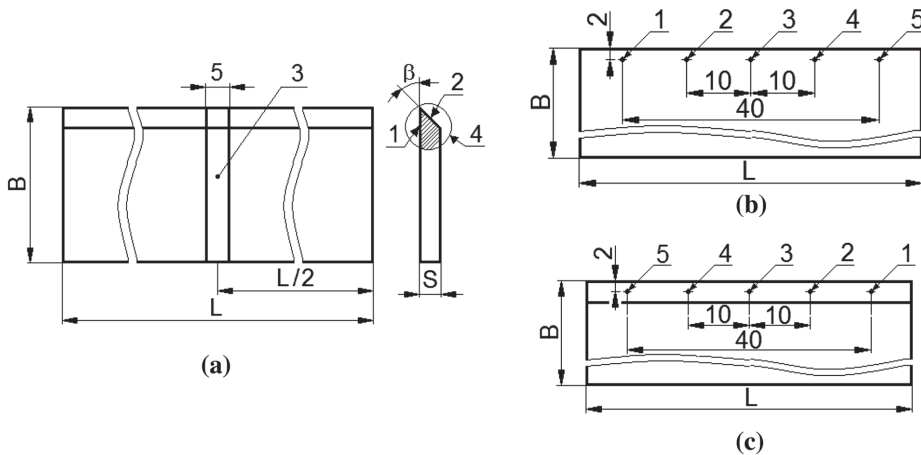


Fig. 1 Wood milling tool: **a** dimensions, 1 rake face, 2 clearance face, 3 specimen, 4 area examined using microscope; **b** rake face, **c** clearance face; 1–5 location of hardness and roughness measurements

measurements accuracy $\pm 2 \mu\text{m}$. Reference surface was used for the optical visual observation of edge recession using microscope, and values were registered in the same intervals of cutting length.

Cutting power P was figured out measuring available power and taking out an idle motion power. Available and idle motion power was measured using device K506 (GOST 8476-78, accuracy class 0.5) with the accuracy of 5 W. The device was attached to the stand milling mechanism of electrical motor in parallel mode; an idle motion power was gauged before milling operation, while operating active power measured during whole process of milling.

Results and discussion

Four standard industrial tools from different suppliers were subjected to oak wood milling process. Analysing results of cutting edge radius, it can be stated that trend of wear mechanism of all milling tools is conventional; four main stages of wear are observed: first until 400 m, second—from 400 to 800 m, third—from 800 to 1600 m, and the last—from 1600 to 3200 m of cutting length. The first stage gave the most intensive wear at all feeds per insert. In the next stage of process wear slowed down, and the growth of cutting edge radius decreased. Crumbling of edges was replaced by continuous and stable tribological

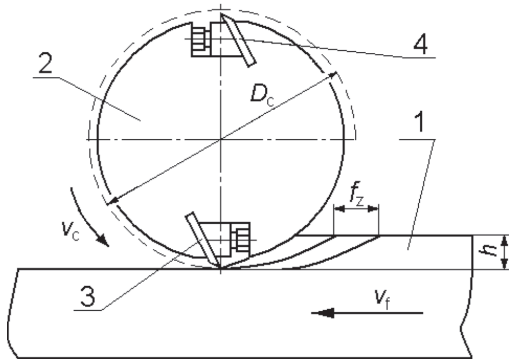


Fig. 2 Scheme of longitudinal milling: 1 specimen, 2 cutterhead, 3 examined cutting tool, 4 balance tool, D_c cutting diameter (103 mm), v_c direction of cutting speed, v_f direction of feed rate, f_z feed per insert, h cutting depth (2 mm)

wear, which was common for all tools. This stage revealed differences between wear of milling tools (Figs. 3, 4). Wear intensity slowed down in the third section of cutting length. Linear dependence of cutting edge radius on cutting length was observed in the last stage of experiment. Wear results in Fig. 3 show that cutting edge radius of cutting tool no. 1 made of high-alloyed tool steel 8X6H0T increased the most. Wear performance of milling tool no. 4 made of high-speed tool steel HS 18-0-1 showed the best results at each feed per insert. Definitely it depends on chemical composition of tool: with very similar carbon content (~0.8%), material of tool no. 4 (Table 1) is richer in tungsten, which forms hard particles; hardness of these tools differs in few Rockwell hardness points (HRC).

More detail estimation of first stage of milling till the 100 m of cutting length points out the almost equal increment of edge radius for all milling tools; passing the limit of 100 m cutting tool no. 1 starts fray more intensively as compared with tools nos. 2, 3 and 4. On reaching 200 m of cutting path, difference in increment of cutting

edge radius exceeds 25.7% (nos. 1 and 4). This difference increases in all further stages of process and makes up 32.1% reaching 400 m, 36%—800 m of cutting length. Segment of cutting path from 1600 to 3200 m properly shows stable wear process where the values of edge radius are just slightly increased.

Tool no. 1 made of high-alloyed steel reaches hardness of 57 HRC after hardening and low temperature (250 °C) tempering. Microstructure consists of tempered martensite and carbides inclusions, which are uniformly distributed, just in some areas of tool coarse primary carbides and negligible linear distribution of carbides are observed (Fig. 5a).

Hardness of rich in tungsten high-speed tool no. 2 (61 HRC) is reached after hardening and tempering at 320 °C. Microstructure of tool consists of grains of austenite and martensite; the average size of grain is no. 11. Low tempering temperature for this type of steel does not allow to reach secondary hardness, wherefore steel does not possess high temperature resistance. Carbide phase is distributed uniformly; few coarse carbides can be seen (Fig. 5b).

Almost analogous structure of tool no. 3 (61 HRC) assures that these tools were subjected to the very similar schedule of heat treatment (Fig. 5c).

Wear test results of tools made of high-speed tool steel (nos. 2, 3, 4) are very similar; even hardness of these tools is the same—61 HRC, but the best wear performance was reached testing tool no. 4. Microstructural analysis revealed other important issue: tools nos. 2 and 3 were heat treated according to similar schedule; size of austenite grain in both is no. 11 (fine) according to the standard scale. Microstructure of tool no. 4 (Fig. 5d) differs: tool was tempered at higher temperature or required hardening temperature was not reached, because microstructure consists of tempered martensite and fine uniformly distributed disperse carbides. Course enough primary carbides and light high alloyed trails are observed in the structure that shows segregation of alloying elements in the tool blank.

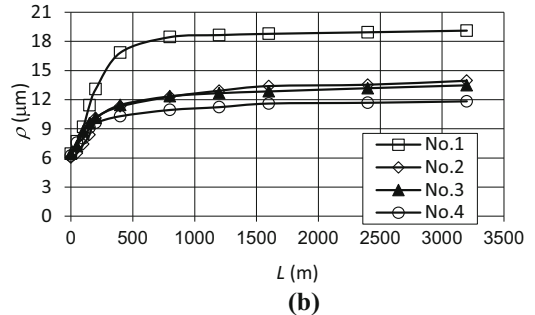
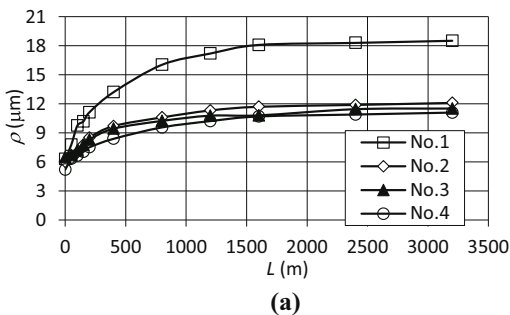


Fig. 3 Variation of cutting edge radius ρ (μm) at different values of feed per insert f_z : **a** $f_z = 0.50$ mm, **b** $f_z = 2.00$ mm

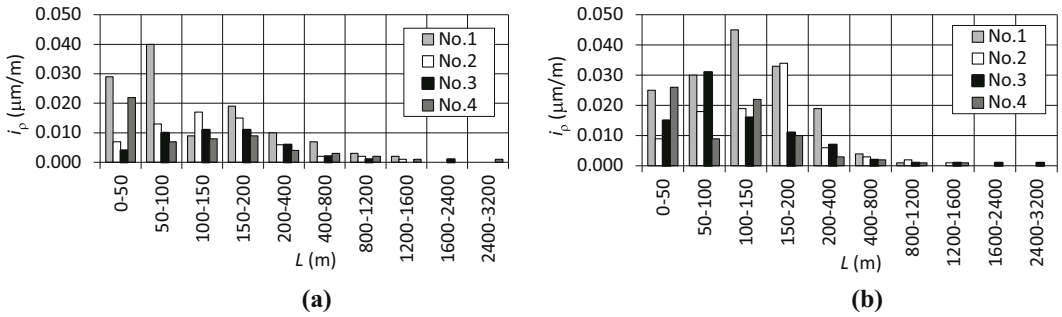


Fig. 4 Variation of intensity of edge recession i_p ($\mu\text{m}/\text{m}$) at different values of feed per insert f_z : **a** $f_z = 0.50$ mm, **b** $f_z = 2.00$ mm

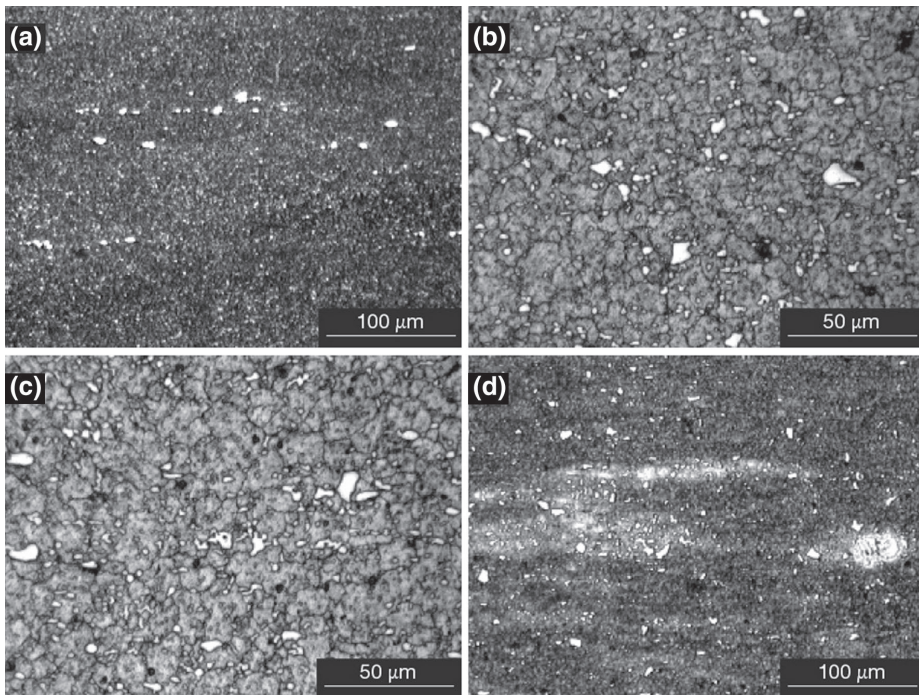


Fig. 5 Image of microstructure: **a** tool no. 1, **b** tool no. 2, **c** tool no. 3, **d** tool no. 4

Higher content of retained austenite presents in these segregation zones, showing that tempering process was incomplete; however, it did not affect wear resistance of tool—wear resistance of tool no. 4 is the highest. It is possible to maintain that regimes of heat treatment process influence wear behaviour of tools, but it was not studied in this research.

While evaluating influence of feed per insert on cutting edge radius, it is estimated that increasing the values of feed per insert radius of cutting edges increases as well. It

is possible to set few periods in which wear process progresses according to different pattern. Firstly, influence of feed per insert is very low in the cutting length until 200 m. Cutting edge radius increases approximately in 9.76%, when feed per insert increases from 0.5 to 1.00 mm for tool no. 1 (Figs. 6, 7); comparing feed rates 1.00 and 1.50 mm increment of radius makes up 5.90%; the lowest different is observed between the highest feeds per insert—5.04%. Results of intensity of edge recession i_p prove all the assumptions (Fig. 8).

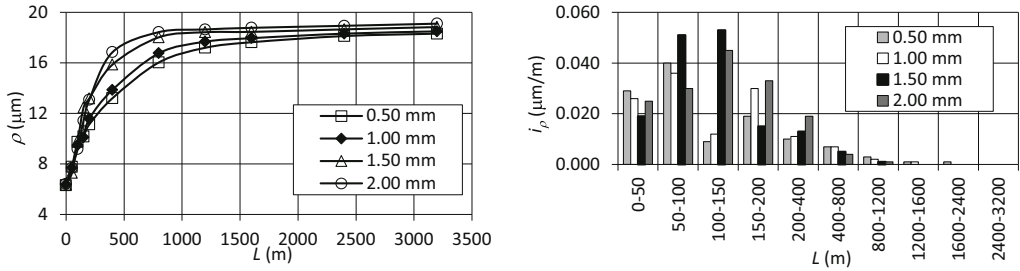


Fig. 6 Influence of feed per insert f_z (mm) on cutting edge radius ρ (μm) and on the intensity of edge recession i_ρ ($\mu\text{m}/\text{m}$) of tool no. 1

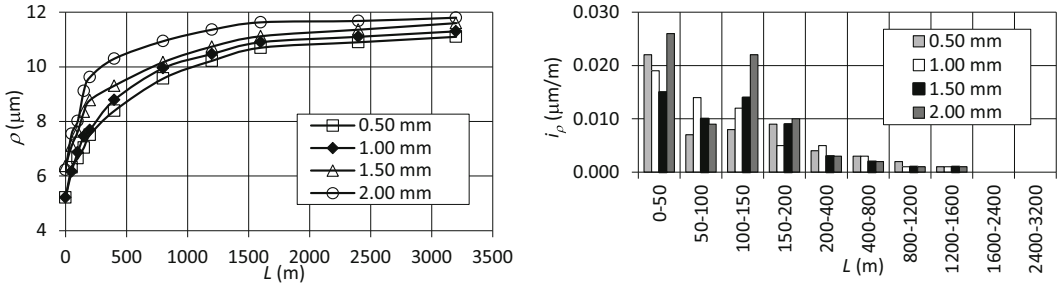


Fig. 7 Influence of feed per insert f_z (mm) on cutting edge radius ρ (μm) and on the intensity of edge recession i_ρ ($\mu\text{m}/\text{m}$) of tool no. 4

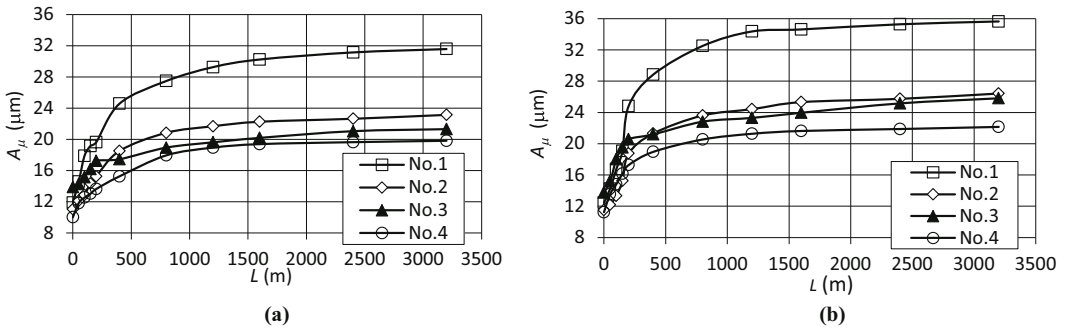


Fig. 8 Influence of feed per insert on edge recession A_μ (μm): **a** $f_z = 0.50$ mm, **b** $f_z = 2.00$ mm

Obtained results prove the statements of cutting theory: on increasing average thickness of chip in wood milling process, edges of tool wear out more intensively [19, 24]. It is estimated that when chip thickness is lower, clearance surface of tool wears more intensively, influence of frictional force which acts to the rake surface is negligible, because contact sliding path of clearance surface is bigger than contact of rake surface. On increasing the thickness of chip, friction force and contact length increase.

The highest values of cutting power P and intensity of variation of cutting power coefficient i_p are achieved

testing toll no. 1; such a tendency is seen for all feeds per insert (Fig. 9).

In the first period of milling until 200 m of cutting length edges of all tools undergo intensive crumbling of edges, therefore cutting power increases in average by 20 W. This period gives the highest increment in cutting edge radius and the intensity of edge recession. Next period of milling from 200 until 400 m shows stable process, because edges of all tools decrease gradually from crumbling wear to low wear phase. Not linear increment of cutting power is observed in the cutting length 400–800 m;

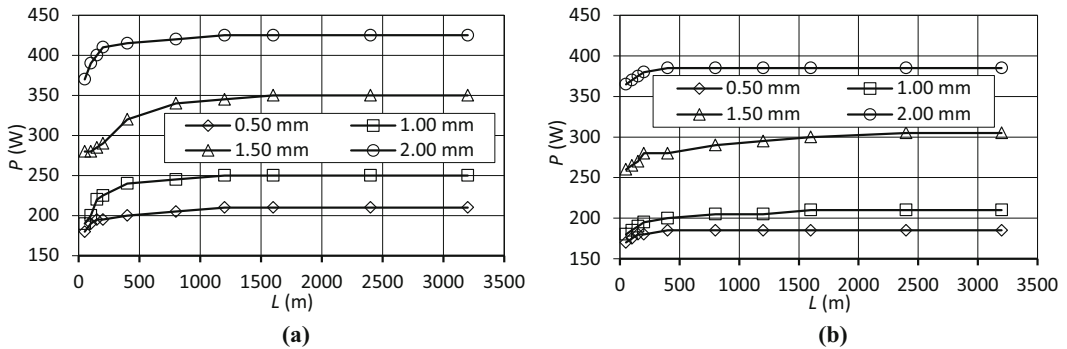


Fig. 9 Influence of feed per insert f_z (mm) on cutting power P (W): **a** tool no. 1, **b** tool no. 4

edges of tools reach uniform wear (no crumbling of edges) phase. Section from 800 to 1600 m highlights slight but linear increment of cutting power. Difference of cutting power in the 1600 m of cutting length when feed per insert 0.50 mm: nos. 1 and 2—7.14%, nos. 1 and 3—9.52%, the highest difference nos. 1 and 4—11.9%. When increased feed per insert until 2.00 mm difference of cutting power has other values: nos. 1 and 2—4.71%, nos. 1 and 3—8.24%, the highest difference nos. 1 and 4—9.41%. These results prove that all milling tools after 1600 m of cutting length move to the monotonic phase of wear [25]. The last period tested in this study (1600–3200 m) shows monotonic wear; values are slightly increased for every feed per insert.

Conclusion

In this study, the technical characteristics of four standard tools from different suppliers have been studied by means of cutting edge radius, edge recession, cutting power, feed per insert. It is shown that chemical composition of tool material and heat treatment schedule has great impact on the tool edge wear. The highest wear resistance was shown testing tools made of CT01M-LA2 steel (no. 4); tools made of high-alloyed tool steel 8X6H0T (no. 1) have presented the highest cutting edge radius and edge recession in each type of test as compared with other tools made of high-speed tool steels Z80WCV 18-04-01/18-0-1 and HS 18-0-1 (nos. 2 and 3), respectively. High-speed tool steels possess more alloying elements, which increases hardness, strength and wear resistance of tools.

This study revealed that wear of tool edges is more intensive increasing feed per insert from 0.5 to 2.00 mm: inverse dependence was defined as compared with influence of cutting speed. It is determined that increasing feed

per one insert cutting power and cutting edge radius increases as well.

Based on the microstructural, chemical, mechanical analysis and wear performance of tools, high speed tool steel CT01M-LA2 (tool no. 4) was chosen to be the most suitable steel among those tested for making of oak wood cutting tool.

References

1. Strehler C, Parlinska-Wojtan M, Blugan G, Speisser B, Ehrle B, Aneziris CG, Graule T, Kuebler J (2011) Influence of intergranular phases on edge integrity of $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{SiC}$ wood cutting tools. *J Eur Ceram Soc* 31:2711–2719
2. Hernández-Castaneda JC, Sezer HK, Li L (2011) The effect of moisture content in fibre laser cutting of pine wood. *Opt Lasers Eng* 49:1139–1152
3. Horman I, Busladžić I, Azemović E (2014) Temperature influence on wear characteristics and blunting of the toll in continuous wood cutting process. *Procedia Eng* 69:133–140
4. Vobrouček J (2015) The influence of milling tool geometry on the quality of machined surface. *Procedia Eng* 100:1556–1561
5. Strehler C, Blugan G, Ehrle B, Speisser B, Graule T, Kuebler J (2010) Influence of sintering and sintering additives on the mechanical and microstructural characteristics of $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{SiC}$ wood cutting tools. *J Eur Ceram Soc* 30:2109–2115
6. Costes JP, Larricq P (2002) Towards high cutting speed in wood milling. *Ann Forest Sci* 59:857–865
7. Porankiewicz B, Iskra P, Jozwiak K, Tanaka C, Zborowski W (2008) High speed steel tool wear after wood milling in the presence of high temperature tribochemical reactions. *BioResources* 3(3):838–858
8. Bendikiene R, Keturakis G, Pilkaite T, Pupelis E (2015) Wear behaviour and cutting performance of surfaced inserts for wood machining. *Strojinski Vestnik J Mech Eng* 61(7–8):459–464
9. Faga MG, Settineri L (2006) Innovative anti-wear coatings on cutting tools for wood machining. *Surf Coat Technol* 201:3002–3007
10. Gilewicz A, Warcholiński B, Mysliński P, Szymański W (2010) Anti-wear multilayer coatings based on chromium nitride for wood machining tools. *Wear* 270:32–38

11. Aguilera A, Méausoone PJ, Rolleri A, Barros JL, Burgos F, Aguilar C (2016) Advances on indirect methods to evaluate tool wear for Radiata pine solid wood molding. *Wear* 350–351:27–34
12. Hosseini A, Kishawy H (2014) Cutting tool materials and tool wear. In: Davim JP (ed) *Machining of titanium alloys*. Springer, Berlin, pp 31–56
13. Bendikiene R, Keturakis G (2016) The effect of tool wear and planning parameters on birch wood surface roughness. *Wood Res* 61(5):791–798
14. Guo X, Ekevad M, Grönlund Marklunf B, Cao P (2014) Tool wear and machined surface roughness during wood flour/polyethylene composite peripheral up-milling using cemented tungsten carbide tools. *BioResources* 9(3):3779–3791
15. Beer P (2005) In situ examinations of the friction properties of chromium coated tools in contact with wet wood. *Tribol Lett* 18(3):373–376
16. Porankiewicz B, Iskra P, Sandak J, Tanaka C, Józwiak K (2006) High-speed tool wear during cutting in the presence of high-temperature corrosion and mineral contamination. *Wood Sci Technol* 40:673–682
17. Bledzki AK, Faruk O (2005) Microcellular wood fiber reinforced PP composites: cell morphology, surface roughness, impact, and odor properties. *J Cell Plast* 41(6):539–550
18. De Meijer M, Haemers S, Cobben W, Militz H (2000) Surface energy determination of wood: comparison of methods and wood species. *Langmuir* 16(24):9352–9359
19. Richter K, Feist WC, Knaebe MT (1995) The effect of surface roughness on the performance of finish. Part 1. Roughness characterization and stain performance. *For Prod J* 45(7/8):91–96
20. Porankiewicz B, Sandak J, Tanaka C (2005) Factors influencing steel tool wear when milling wood. *Wood Sci Technol* 39:225–234
21. Pałubicki B, Szulc M, Sandak J, Sinn G, Orłowski K (2014) A method and device for 3F recognition of cutting edge micro geometry. *DRVNA Industrija* 65(1):11–19
22. Abele A, Miončinskis U (2012) Parameter changes which characterize the wear of the cutting tool in the milling process of Aspen wood. *Pro Ligno* 8(3):74–88
23. Darmawan W, Rahayu I, Nandika D, Marchal R (2012) The importance of extractives and abrasives in wood materials on the wearing of cutting tools. *BioResources* 7(4):4715–4729
24. Laszewicz K, Górski L, Wilkowski J (2013) Long-term accuracy of MDF milling process-development of adaptive control system corresponding to progression of tool wear. *Eur J Wood Wood Prod* 71(3):383–385
25. Darmawan W, Gottlöber C, Oertel M, Wagenführ A, Fisher R (2011) Performance of helical edge milling cutters in planning wood. *Eur J Wood Prod* 69:565–572

THE EFFECT OF TOOL WEAR AND PLANNING PARAMETERS ON BIRCH WOOD SURFACE ROUGHNESS

REGITA BENDIKIENE

KAUNAS UNIVERSITY OF TECHNOLOGY, FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING AND DESIGN
DEPARTMENT OF PRODUCTION ENGINEERING
KAUNAS, LITHUANIA

GINTARAS KETURAKIS

KAUNAS UNIVERSITY OF TECHNOLOGY, FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING AND DESIGN
DEPARTMENT OF MATERIALS ENGINEERING
KAUNAS, LITHUANIA

(RECEIVED FEBRUARY 2016)

ABSTRACT

In this study, the surface quality of birch wood (*Betula*) test pieces planned with experimental planning tools (ET1, ET2) and influence of tool wear of quality of surface were examined. These tools were made by surfacing using a submerged arc welding (SAW) technique and a mixture of alloying elements (chromium, tungsten, ferro-manganese, silicon carbide) spread on the surface under industrial flux. Surface roughness was measured along and across wood fibre. According to the results of experiments it is obviously that average roughness parameters along fibre is lower than across. Planning tool wear results revealed that 3200 m of cutting length is not significant for tools ET1 and ET2 wear. The same can be said about tool nose width change: For ET1 from 2.8 to 2.9 μm , and for ET2 from 2 to 3.4 μm – effect of negligible changes of tool edge geometry on planned surface quality is low. Feed of planning tool played more significant role – twice higher feed per insert (ET1 – 1.00 mm, ET2 – 0.5 mm) showed lower surface quality after planning. To reach necessary wood surface quality, lower feed rate and suggested experimental planning tool ET2 with higher wear resistance than commercial tool is preferable for planning of birch wood.

KEYWORDS: Wear resistance, surface roughness, planning, wood, wear.

INTRODUCTION

Studies concerned with investigation of surface roughness of wood started later than studies of surface properties of metal products in the metal industry. These studies were conducted at a

number of different countries at different times. (Aslan et al. 2008).

The surface quality of solid natural wood is one of the most important properties influencing further manufacturing processes such as joining, finishing, bonding or strength of adhesive joints. Adhesives used in such applications are absorbed by the wood depending on surface roughness, thereby increase the strength of the mechanical bond between the wood and adhesive. The roughness level of the wood surface also affects the wettability of its surface thus the bond quality. Good wettability frequently ensures good bonding quality. In other words, as a result of the decrease in the surface roughness, contact angle values decrease and consequently, the bonding strength of the wood product increase. However, ultra-smooth surfaces can reduce the bonding strength of wood. Therefore, it is important to determine surface roughness of the final product in the wood machining. On the other hand, determination of the surface roughness is a complex process due to the anatomical structure of wood, the cutting processes and machining conditions (Tiryaki et al. 2014, Kilic et al. 2006).

Traditionally, in furniture wood industry, aesthetics of surfaces is primary property. Appearance of the final products, which depends on the surface quality, has a considerable influence on their aesthetics. Therefore, surface appearance of wooden products primarily concerns on final use. However, determination of surface quality is a complex process depending on the heterogeneous structure of the wood, kinematics of the cutting process, and machining conditions. Machining properties and surface roughness regarding the surface quality of woods can be determined according to the available standards. Machining properties of woods are directly related to machining defects (fuzzy grain, torn grain, raised grain, etc.) (Malkoçoğlu 2007).

Increased cutting speed results in an improved surface finish of wood products (Mithcell and Lemaster 2002). Planed surface characteristics of solid wood is a function of machining quality, which is directly related to knife marks per cm and not by cutter head speed alone (Kilic et al. 2006).

Surface quality of wooden products may be defined by topography or profile. Profiles are more widely used in evaluation of surface unevenness; also less-expensive equipment is required for profile measurement in comparison to topography (Korkut and Akgül 2007). There are several methods including visual, optical, laser, ultrasonic, electric, photographic, pneumatic technique and stylus type equipment, there is no accepted standard method to determine surface roughness of wood. Stylus type equipment was used successfully in many scientific researches to quantify surface roughness of wood (Tiryaki et al. 2014, Malkoçoğlu 2007, Aydin et al. 2006, Dundar et al. 2008). Anatomical structure of the wood and especially the constituting elements such as fibres, pores, tracheid, rays, annual ring variation, wood density, cell structure, and latewood/early wood ratio are effective in the determination of the surface roughness. Therefore, it is important to decide on the most effective and efficient method to determine the surface roughness (Kilic et al. 2006, Malkoçoğlu 2007). Stylus, optical profilometer, analyses the image using a video camera and microscope (Kilic et al. 2006, Vitosyté et al. 2015). Methods for determination of surface roughness has some disadvantages and some advantages over each other. One of the main advantages of the stylus method is to have actual profile of the surface and standard numerical roughness parameters, which can be calculated from the profile. Any kind of irregularities and magnitude of roughness on a surface can be objectively quantified by this method (Kilic et al. 2006).

The objective of this study was to evaluate effect of machining using experimental planning tools (Bendikiene et al. 2015) on the surface roughness of birch wood employing stylus type profilometer: Average roughness (R_a), mean peak-to valley height (R_z), and R_{max} roughness parameters were used to describe surface characteristics of the test pieces.

MATERIALS AND METHODS

In this study, birch wood (*Betula*) which is commonly utilized in the forest industry sector, was chosen for the roughness test. Ease of use and reasonable price, have made this tree a great craft wood, for almost any woodworking project. The wood test pieces were obtained from birch grown in Lithuania; the lumber was first air dried, after drying in the laboratory oven it reached 7 – 9 % of average moisture content, and then it was trimmed to dimensions of 1000 x 100 x 45 mm with radial surface. Special attention was paid to select test pieces free of any possible natural wood defects, however it is difficult to avoid. Test pieces were conditioned at a average ambient temperature of $20 \pm 2^\circ\text{C}$ and $60 \pm 5\%$ relative humidity to the average moisture content of 8 %. Physical characteristics of birch wood are given in Tab. 1. The surface roughness values of different species of wood, which have broad annual rings, are higher (Burdurlu et al. 2005).

Tab. 1: Physical characteristics of birch (*Betula*)

Average moisture content ω (%)	7 – 9
Average number of annual rings per 1 cm	5.10
Average width of annual ring (mm)	1.96
Average density (kg. m ⁻³)	632

The average moisture content was estimated using electronic moisture tester Gann Hydrometer H35 with an accuracy of $\pm 1\%$. The number of annual rings per 1 cm was determined by counting the rings in the end section perpendicular to the wood fibres. In order to determine the average density of wood, the sections were cut out from each selected wood test piece; dimensions were measured with an accuracy of ± 0.01 mm using electronic sliding calliper Würth 715 76 11, and weighted on electronic scales (accuracy ± 0.01 g) for determination of density.

Average roughness (R_a), mean peak-to valley height (R_z), and maximum roughness (R_{max}) parameters were recorded and measured at intervals of cutting length 0; 50; 100; 150; 200; 400; 800; 1200; 1600; 2400 and 3200 μm . Each value at every specified cutting length was an average of 5 tests. The stylus tip surface roughness tester, profilometer Mahr MarSurf PS1, was used to evaluate surface roughness parameters in radial direction (across and along the fibre). Measuring force did not put any significant damage. The main characteristics of tracing process are listed in Tab. 2.

Five sectors in the cutting lengths of each test piece were selected for roughness measurement in radial surface (across and along the fibre). All the test results were processed using Gaussian digital filter in accordance with DIN EN ISO 11562 (1998). The measurement error has not exceeded the roughness R_z by $\pm 10\%$.

Tab. 2: Characteristics of stylus tracing process.

Tracing direction	Radial (across and along fiber)
Tracing length	17.5 (mm)
Stylus diamond tip radius	2 (μm)
Stylus diamond tip angle	90°
Measuring force	0.7 (mN)

The planning was conducted on the stand for wood cutting, which was made in the base of thickness planer (SR3-6), according to the scheme of longitudinal milling, with vectors of cutting speed v and feed speed u are opposite to each other. Experimental planning tools with dimensions of 60 x 30 x 3.5 mm were made by surfacing using a submerged arc welding (SAW) technique and a mixture of alloying elements spread on the surface under industrial flux. Manufacturing properties of these tools were compared with commercial cutters made of 8X6FT (GOST 6567-75) and Freud CT01M-LA2 (Bendikiene et al. 2015) steel. Both experimental planning tools showed better wear performance (from 3 to 4 times). Planning tools were sharpened – sharpness angle 40°, rake angle – 30°, clearance angle – 20°, cutting angle – 60° strait. Planning conditions were the same for each wood test piece: the test pieces were planned at 6 and 3 m.min⁻¹ feed speed, at 0.50 and 1.00 mm feed per one cutter, 2 mm planning depth, 45 mm planning width and using 1 cutter (diameter of cutterhead 103 mm, to avoid disbalance second insert was used but not tested) on a typical industrial thickness planer (revolution $n = 5780$ min⁻¹). Test pieces were processed by cutting speed 31 m.s⁻¹.

RESULTS AND DISCUSSION

The average values of roughness parameters of birch test pieces planned using two experimental planning tools (Bendikiene et al. 2015) measured along and across wood fibre are given in Tab. 3. Experimental planning tool ET1 was heated up to 1100°C afterwards hammered in order to examine the influence of plastic deformation on the wear performance, while chemical composition of powder used to form layer was the same. Surface roughness distribution in cutting length for both measuring directions presented in Figs. 1 and 2.

Tab. 3: Average roughness of birch test pieces across and along fibre.

Roughness parameters (μm)	ET1		ET2	
	Along fibre	Across fibre	Along fibre	Across fibre
R_a	3.95	5.15	3.34	4.94
R_z	25.16	47.36	21.99	46.23
R_{max}	38.73	56.88	35.9	55.17

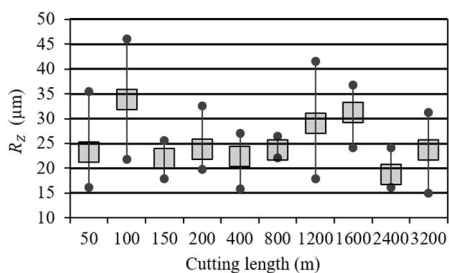


Fig. 1: Surface roughness R_z of birch test pieces along fibre planned with ET1.

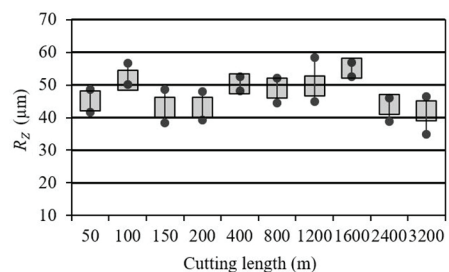


Fig. 2: Surface roughness R_z of birch test pieces across fibre planned with ET1.

Two experimental planning tools in the previous study showed better wear performance comparing with commercial tools made of high alloyed tool steel: cutting edge radius and edge recession of experimental inserts after 3200 m of cutting length was approximately 3 times lower

than of standard tools. The most obvious finding from previous studies is that the relatively hard coatings (55-57 HRC) surfaced on a soft plain carbon steel can replace some commercial inserts made of high speed tool steels for relatively harder oak wood machining, reducing friction and wear of wood cutting tool.

Rake angle of experimental planing tool was $\gamma = 25^\circ$; it was stated by Malkoçoğlu and Özdemir 2006 that the best surface quality of the wooden products has been obtained with low rake angle. Average roughness parameters measured along fibre showed lower values.

Received results demonstrated how wear of tool edges and feed rate influence quality of planned surfaces: These factors were observed analysing quality of surfaces along and across wood fibre. It is worth to mention that micro changes of tool edge geometry were analysed until 3200 m of cutting length (Vitosytė et al. 2015).

Wear results revealed that this limit of cutting length is not significant for tools ET1 and ET2 – an increment cutting edge radius ρ did not exceed $1 \mu\text{m}$. Analogous tendency was observed examining results of negligible nose width change: For ET1 from 2.8 to $2.9 \mu\text{m}$, and for ET2 from 2 to $3.4 \mu\text{m}$. Therefore, effect of negligible changes of tool edge geometry on planned surface quality is low. Slight changes of surface quality during planing along and across wood fibre were noticed on ET1 tool after 100 and 1600 m of cutting length (Fig. 3 a) and b)).

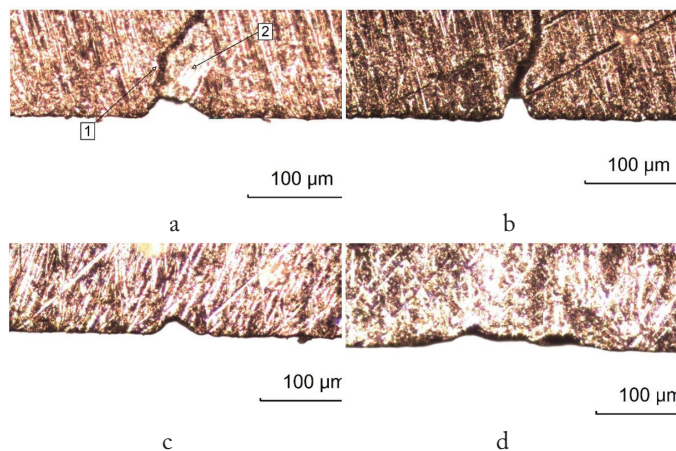


Fig. 3: Edge crumbles during planing; a) ET1 ($L = 100 \text{ m}$); b) ET1 ($L = 1600 \text{ m}$); c) ET2 ($L = 400 \text{ m}$); d) ET2 ($L = 2400 \text{ m}$).

Then resultant values of roughness parameter R_z along wood fibre were 33.8 and $31.3 \mu\text{m}$, while planing along fibre – 51.2 and $55.2 \mu\text{m}$ (Figs. 1 and 2). For tool ET2 reduced surface quality was established after following lengths – 400 and 2400 m (Fig. 3 c) and d)). In these cases, values of roughness parameter R_z along fibre were 24.6 and $25.6 \mu\text{m}$, and 48.9 , $50.7 \mu\text{m}$ across the wood fibre Figs. 4 and 5). Reduced surface quality associates with changes of tool edge geometry, as on wear planing tools separate segments of edges crumbles away (Fig. 3).

When analysing influence of feed per insert (ET1 – 1.00 mm , ET2 – 0.5 mm), lower surface quality was observed after planing using ET1, comparing with surface shaped with ET2. Numerical values of surface roughness parameter prove this observation: Values along wood fibre were in 12.6 , and across in 2.38% higher.

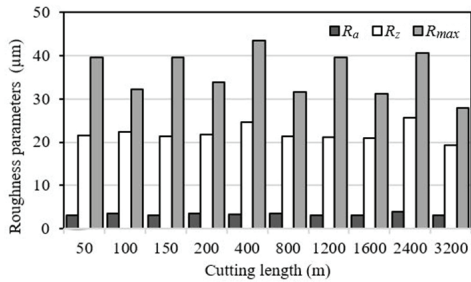


Fig. 4: Surface roughness parameters R_a , R_z and R_{max} of birch test pieces along fibre planned with ET2.

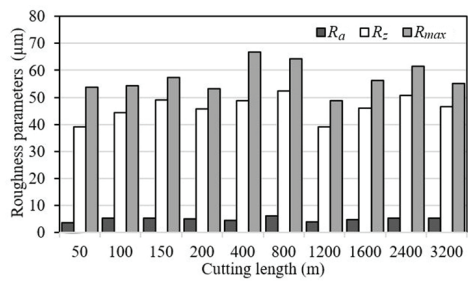


Fig. 5: Surface roughness parameters R_a , R_z and R_{max} of birch test pieces across fibre planned with ET2.

Twice higher feed rate per insert showed lower surface quality after planning. With increasing of feed rate, relative thickness of chip a increases as well, wherefore waviness (roughness) of surface and cutting forces grow up. Consequently, the higher cutting force is necessary to remove the wood portion, but chip formation process goes faster in that case. That generates the number of surface defects, increases waviness, downiness and shagginess of surface, portion of wood crumbles by annual ring (Magoss and Sitkei 2001, Keturakis et al. 2007).

Different values of roughness parameters R_a , R_z ir R_{max} along and across wood fibre were taken. This difference in surface quality was composed because radial surface, where high influence of annual rings presents, was analysed. Under the influence of plastic properties of wood, dissimilar behaviour of late and early wood reveals. This effect emerges because of higher density and hardness of late wood compare with early wood (Tiryaki et al. 2014).

CONCLUSIONS

Birch wood surface roughness directly depends on the anatomic characteristics of wood spieces, direction of wood grain and cutting tool characteristics. When using unhammered experimental tool ET2 (hardness after tempering 57 HRC) all surface roughness parameters in both wood grain directions were lower than using ET1 (55 HRC), while better tool wear performance in the previous work (Bendikiene et al. 2015) was achieved with later. Birch wood surface roughness parameters for both experimental tools along wood fibre were approximately 1.6 times lower than parameters in the perpendicular direction. Twice higher feed per insert showed lower surface quality after planning. Reduced surface quality associates with changes of tool edge geometry, as on wear planning tools separate segments of edges crumbles away.

REFERENCES

1. Aslan, S., Coşkun, H., Kiliç, M., 2008: The effect of the cutting direction, number of blades and grain size of the abrasives on surface roughness of Taurus cedar. *Building and Environment* 43(5): 696-701.
2. Aydin, I., Colakoglu, G., Hiziroglu, S., 2006: Surface characteristics of spruce veneer and shear strength of plywood as function of log temperature in peeling process. *International Journal of Solids and Structures* 43(20): 6140-6147.

3. Bendikiene, R., Keturakis, G., Pilkaite, T., Pupelis, E., 2015: Wear behavior and cutting performance of surfaced inserts for wood machining. *Strojniški vestnik – Journal of Mechanical Engineering* 61(7-8): 459-464.
4. Burdurlu, E., Usta, I., Ulupinar, M., Aksu, B., Eraslan, T.Ç., 2005: The effect of the number of blades and the grain size of abrasives in planning and sanding on surface roughness of European black pine and Lombardy poplar. *Turkish Journal of Agriculture and Forestry* 29(4): 315-321.
5. Dunder, T., Akbulut, T., Korkut, S., 2008: The effects of some manufacturing factors on surface roughness of sliced Makore and rotary-cut beech veneers. *Building and Environment* 43(4): 469-474.
6. Keturakis, G., Juodeikienė, I., 2007: Investigation of milled wood surface roughness. *Materials Science (Medžiagotyra)* 13(1): 47-51.
7. Kilic, M., Hiziroglu, S., Burdurlu, E., 2006: Effect of machining on surface roughness of wood. *Building and Environment* 41(8): 1074-1078.
8. Korkut, S., Akgül, M., 2007: Effect of drying temperature on surface roughness of oak (*Quercus petraea* ssp. *iberica* (Steven ex Bieb) Krassiln) Veneer. *Building and Environment* 42(5): 1931-1935.
9. Magoss, E., Sitkei, G., 2001: Fundamental relationships of wood surface roughness at milling operations. In: *Proceedings of the 15th International Wood Machining Seminar*. Pp 437-446.
10. Malkoçoğlu, A., Özdemir, T., 2006: The machining properties of some hardwoods and softwoods naturally grown in Eastern Black Sea Region of Turkey. *Journal of Materials Processing Technology* 173(3): 315-320.
11. Malkoçoğlu, A., 2007: Machining properties and surface roughness of various wood species planed in different conditions. *Building and Environment* 42(7): 2562-2567.
12. Mithchell, P., Lemaster, R., 2002: Investigation of machine parameters on the surface quality in routing soft maple. *Forest Products Journal* 52(6): 85-90.
13. Tiryaki, S., Malkoçoğlu, A., Özşahin, Ş., 2014: Using artificial neural networks for modeling surface roughness of wood in machining process. *Construction and Building Materials* 66(15): 329-335.
14. Vitosytė, J., Ukvalbergienė, K., Keturakis, G., 2015: Roughness of sanded wood surface: an impact of wood species, grain direction and grit size of abrasive material. *Materials Science (Medžiagotyra)* 21(2): 255-259.

REGITA BENDIKIENE
KAUNAS UNIVERSITY OF TECHNOLOGY
FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING AND DESIGN
DEPARTMENT OF PRODUCTION ENGINEERING
STUDENTU STR. 56
LT-51424 KAUNAS
LITHUANIA
PHONE.: +370 698 01202
Corresponding author: regita.bendikiene@ktu.lt

GINTARAS KETURAKIS
KAUNAS UNIVERSITY OF TECHNOLOGY
FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING AND DESIGN
DEPARTMENT OF MATERIALS ENGINEERING
STUDENTU STR. 56
LT-51424 KAUNAS
LITHUANIA

Wear Behaviour and Cutting Performance of Surfaced Inserts for Wood Machining

Regita Bendikiene^{1,*} – Gintaras Keturakis¹ – Tilmute Pilkaite¹ – Edmundas Pupelis²

¹ Kaunas University of Technology, Faculty of Mechanical Engineering and Design, Lithuania

² Kaunas University of Technology, Laboratory Centre, Lithuania

Machining, in general, and wood machining, in particular, are complex to explain and many factors influence the process. Natural wood is a nonhomogeneous biological material, so each species of wood requires different machining conditions and tools. Understanding the properties of wood and choosing the proper cutting tools and machining parameters can improve the quality of wooden products, increase production efficiency, and improve machining. The objective of this study was to find the most suitable cutting tools for the machining of oak wood grown in Lithuania. This paper describes tests of two commercial cutting inserts made of high speed tool steel (CT01M-LA2 and 8X6FT) and two experimental inserts (EI) made by surfacing using a submerged arc welding (SAW) technique and a mixture of alloying elements spread on the surface under industrial flux. The results obtained from the milling tests demonstrated the suitability of the suggested surfaced inserts for machining oak wood. All tool wear parameters, such as cutting edge radius, edge recession, nose width, and cutting power, have been evaluated and compared. The cutting edge radius of EI after 3200 m of cutting length was ~ 5.00 µm, 3 to 4 times lower than the wear of standard tools; similarly, the edge recession of the surfaced inserts showed 2 to 3 times lower results. The results of this study indicate that the cutting power increases as the feed per cutter increases. These findings suggest that surfaced inserts can replace the commercial inserts used for wood machining.

Keywords: wood milling, surfacing, edge recession, tool wear, oak

Highlights

- Cutting tool inserts were made by surfacing using a submerged arc welding (SAW) technique.
- Wear behaviour of the presented inserts was compared with commercial inserts.
- Tests were performed on samples of oak wood.
- Surfaced inserts showed better wear behaviour and cutting performance.
- The suggested technology can be used for manufacturing wood machining tools.

0 INTRODUCTION

The literature has emphasized the importance of both wood cutting technology and the natural properties of wood. Machining of different species of natural wood (oak, pine, birch, etc.) and timber products requires the usage of high quality cutting tools. Each type of material requires different machining conditions, so it is not possible to use one type of cutting tool to achieve the best efficiency. A number of authors have claimed that high quality tools are necessary due to the particular properties of the natural materials machined, such as the possible significant anisotropy of the structure and the cutting behaviour of the material in different directions (along or across to the fibres), large sizes (for the initial processing from the logs), unexpected changes in the structure and a sudden rise in the internal stresses of the material machined, the appearance of hard and brittle particles and changes in density in a cross section, etc. [1] and [2].

Cutting tools employed in the field of wood machining do not allow the full potential of the machines to be fulfilled [3]. Several reports have

shown that the main problems in wood processing arise due to differences in the physical and chemical structure of wood and metal. Firstly wood has relatively good machinability allowing high cutting and feed speed; but it contains some water, making it very corrosive [3] and [4]. Secondly, the natural defects (knots, wane, particles of hard mineral contamination, etc.) present in the timber can initiate blunting of the cutting edges; therefore, very hard but brittle materials are not suitable as cutting tools in this case. Hardened steels, high speed tool steels, stellites, tetrahedral amorphous carbon, composites of titanium carbides and polycrystalline diamond wood cutting tools are currently used in the wood industry; among them, the most common are cemented carbides, because of their good wear resistance and relatively low cost compared to diamond based tools [1] and [5]. All of the studies reviewed here support the hypothesis that cutting tools manufactured from high speed tool steel or surfaced with high wear resistance coatings can replace expensive tools made of sintered carbides or sintered polycrystalline diamond [6].

Finally, machining of wood is performed under a very high working speed and extremely sharp

*Corr. Author's Address: Kaunas University of Technology, Studentu str. 56, Kaunas, Lithuania, regita.bendikiene@ktu.lt

cutting edges are needed. Thus far, previous studies have reported that the main wear mechanism is the erosion of the cutting tool material; hence, coatings for woodworking tools should be very hard, adherent and smooth and exhibit high wear resistance [5] and [7]. Another problem is the rounding of the cutting edge radius during the cutting process. Even a small increase in the edge radius leads to increased tool wear and worse surface quality of the final wood product.

Thus this paper presents the results of wear behaviour of two standard cutterhead inserts, made of high speed tool steels for wood cutting, supplemented by test results of experimental inserts (EI) surfaced using submerged arc welding (SAW) technique and a properly chosen chemical composition of alloying flux.

1 METHODS

The base material for surfacing was cheap plain carbon steel (C 0.14 % to 0.22 %; Si 0.12 % to 0.13 %, Mn 0.4 % to 0.65 %, S ≤ 0.05 %, P ≤ 0.04%) provided as an 8 mm thick plate. The surfacing process was performed on 40 mm × 100 mm samples in a single pass using the SAW technique with alloying materials mixture (~ 6 g) spread on the surface under the flux. The chemical composition of the materials mixture is presented in Table 1.

A single 1.2 mm diameter electrode low carbon wire (C < 0.1 %; Si < 0.03 %, Mn 0.35 % to 0.6 %, Cr < 0.15 %, Ni < 0.3%) was used for the surfacing. The SAW was carried out with an automatic welding device (torch MIG/MAG EN 500 78), with welding parameters: welding current 180 A to 200 A, voltage 22 V to 24 V, travel speed 14.4 m/h, and the wire feed rate 25.2 m/h.

Table 1. Chemical composition of the spread materials mixture

	Composition of materials mixture [wt.%]				Flux
	SiC	Cr	W	Fe-70%Mn	
EI	40	10	40	10	AMS1*

* LST EN 10204:2004 SiO₂ and MnO > 50 %.

A blended powder of materials was spread on the surface of the base metal and fused using a metal arc. Additional standard flux AMS1 (GOST 9087-81; SiO₂ 38 % to 44 %, MnO 38 % to 44 %, CaF₂ 6 % to 9 %, CaO < 6.5 %, MgO < 2.5 %, Al₂O₃ < 5 %, Fe₂O₃ < 2 %, S < 0.15 %, P < 0.15 %) was used to shield and to protect the welding area.

The presence of chromium in the surfaced layer affects the formation of the retained austenite,

thus slowing the decomposition of austenite, since chromium provides some corrosion resistance. Silicon carbide (SiC) was used as a deoxidizer in the welding flux. Deoxidizers react with oxygen at the welding temperature and significantly decrease the quantity of oxides in the bead, thus increasing the quality of the weld. Adding silicon into the flux improves the metal mass transfer coefficient and the form of the weld, as well as modifying the slag [7].

One testing lot of surfaced inserts were heated to 1100 °C afterwards and hammered in order to examine the influence of plastic deformation on the wear properties of the tool. During hot hammering, the face of the surfaced samples was plastically deformed and flattened to the level of the base metal and, as a result, the time of insert machining was reduced (no additional cutting needed). The second positive outcome of the smithing process was the self-hardening of inserts in the air, i.e. tempering following hot plastic deformation. The hardness of surfaced inserts reached 60 HRC, while the surfaced and hammered reached 50 HRC. After tempering at 500 °C, the hardness values were changed to 57 HRC and 55 HRC, respectively.

The mechanical behaviour of surfaced experimental inserts and commercial inserts was assessed in terms of hardness and wear properties. Table 2 shows the chemical composition of commercial inserts. Hardness measurements of the layers were accomplished on the wrought and heat-treated (tempered) inserts using Rockwell tester TK – 2 at a load of 1470 N using a diamond indenter.

Table 2. Chemical composition of commercial inserts

Steel	Quantity of elements [wt %]							
	C	Cr	Mo	Ni	Ti	V	W	Co
1*	0.80	5.87	-	0.91	0.10	0.20	-	-
2**	1.00	3.83	0.21	0.12	-	2.60	12.55	0.12
* 8X6FT (GOST 6567-75)					** Freud CT01M-LA2			

The most important characteristics (Fig. 1) selected to define the wear behaviour of inserts were: cutting edge radius ρ [μm], edge recession A_{μ} [μm], nose width b [μm], and cutting power P [W] [8].

The actual values of the edge rounding radius were assessed using a lead imprint method with a Nikon Eclipse E200 optical microscope and Lumenera Infinity 1 digital camera. Infinity Analyze Release 5.0.2 software was used to analyse and evaluate the obtained results with an accuracy of ± 2 μm. The experimental results were subjected to statistical analysis. Cutting power P was determined by measuring the available power and taking out the idle

motion power. Available and idle motion power were measured with an accuracy of ± 10 W on a universal power tester K506.

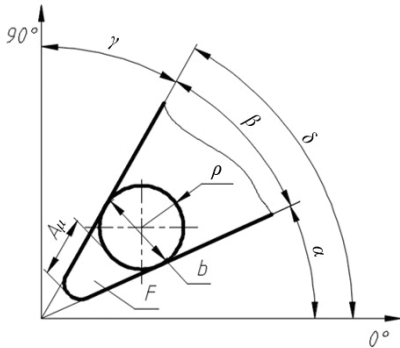


Fig. 1. The main geometrical parameters of the cutting tool: cutting angle δ , sharpness angle β , rake angle γ , and clearance angle α

The values of the cutting edge radius, edge recession, nose width, and cutting power were recorded and measured at intervals of cutting length L : (0; 50; 100; 150; 200; 400; 800; 1200; 1600; 2400, and 3200) m. Each value at every specified cutting length was an average of 5 tests.

2 EXPERIMENTAL

Experimental inserts were strait sharpened and their edges were converged according general grinding procedures for inserts. The sequence of inserts manufacturing is presented in the Fig. 2.

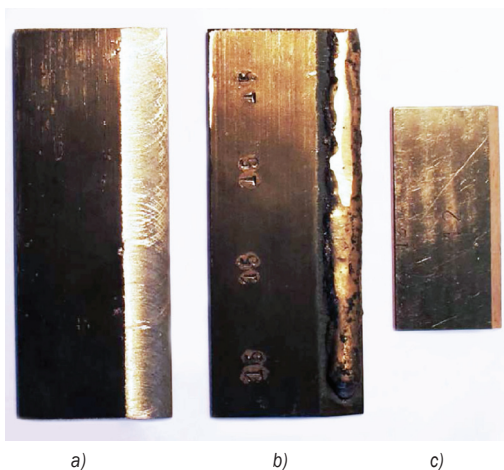


Fig. 2. Sequence of experimental inserts preparation: a - blank; b - surfaced; c - insert

Table 3. Characteristics of inserts

Characteristic	EI1 *	EI2
Hardness, HRC	Not tempered	50
	After tempering	55
Dimensions [mm]	60x30x3.55	
Sharpness angle β [degree]	40	
Weight of insert m [g]	45.69	45.19
Roughness of rake face R_a [μm]	0.135	0.152
Roughness of clearance face R_a [μm]	0.083	0.066

* hammered after surfacing.

Ten wood test samples were prepared from oak wood (*Quercus robur*) grown in Lithuanian (Table 4) with dimensions of 1000 mm \times 100 mm \times 45 mm. Special care was taken to select samples as free as possible of knots or other defects.

The characteristics of experimental inserts are presented in Table 3. Hereafter accurate dimensions of inserts were ensured by measuring inserts using electronic callipers with an accuracy of ± 0.001 mm. The surface roughness tester, profilometer Mahr MarSurf PS 1, was used to evaluate the roughness of the rake face and clearance face [9].

Table 4. Physical properties of *Quercus robur*

Average moisture content ω [%]	Average number of annual rings per 1 cm	Average width of annual ring [mm]	Average density [kg/m ³]
10.2	3.00	3.33	690

The average moisture content was estimated using a Gann Hydrometer Compact A electronic moisture tester with an accuracy of ± 1 %. The number of annual rings per 1 cm was determined by counting the rings in the end section perpendicular to the wood fibers [8]. Samples were weighted on electronic scales (accuracy ± 0.01 g) for determination of density. Average ambient temperature of wood samples testing was 18 ± 2 °C, while relative air humidity was 60 ± 5 %.

Table 5. Milling test conditions

Name	Values	
	EI1	EI2
Cutting speed n_c [m/s]	31	
Feed per insert f_z [mm]	1.00	0.50
Feed speed v_f [m/min]	6	3
Depth of milling h [mm]	2	
Milling width b [mm]	45	
Diameter of cutterhead d , [mm]	103	
Number of inserts z [unit]	1	
Cutting angle δ [degree]	60	

The wear performance of experimental and standard inserts was carried out on a typical industrial thickness planer (SR3-6) with a face milling cutterhead using oak samples as the workpiece. The milling was conducted according longitudinal milling, with vectors of cutting speed nc and feeding speed nf . Milling conditions were the same for each of the tested inserts and are shown in Table 5.

The inserts made of different steel grades and surfaced layers were replaced for each test. The cutterhead was designed to have two cutting edges, to avoid the imbalance that can appear with one insert, however while two experimental inserts were mounted [10], only one was tested. An indirect method was used to change the thickness of chips through the feed per one insert $f_z = 0.50$ mm and 1.00 mm. The cutting speed was constant for all tested samples $n_c = 31$ m/s. The rotating frequency of the cutterhead measured with an accuracy of 10 min^{-1} using a Tachometer Stroboscope SC-5 was $n = 5790 \text{ min}^{-1}$.

3 RESULTS AND DISCUSSION

The wear measurement was based on the determination of the edge recession (cutting edge radius, edge recession, and nose width) after each defined cutting length (effective cutting path of the blade).

The wear test results of two experimental and two commercial inserts showed that there are three phases, which characterize the evolution of the insert wear recession: running (intensive wear), linear wear (stable), and vital wear (tool failure). It can be stated that for each type of insert, the running period was up to 800 m of cutting length due to intensive wear [2]. The results, as shown in Fig. 3, indicate that further wear evolution of inserts was relatively linear or stable.

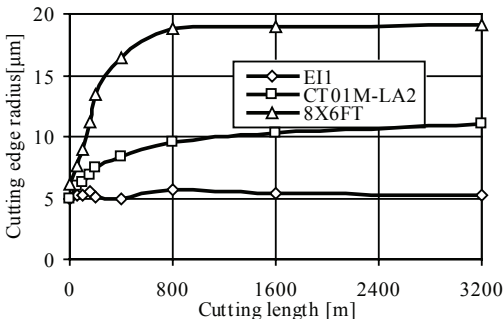


Fig. 3. Variation of the cutting edge radius for the feed per insert ($f_z = 1.0$ mm)

In Fig. 3 there is a clear trend towards an increase in the inserts cutting edge radius with increasing cutting length. The cutting edge radius of the surfaced and subsequently hammered insert E11 showed the lowest wear evolution when compared with commercial inserts: $5.22 \mu\text{m}$. The results of the cutting edge test are in line with those of the previous test, as the tendency of wear of the E12 inserts was the same: $5.35 \mu\text{m}$. The cutting edge radius of the industrial insert made of CT01M-LA2 was $11.2 \mu\text{m}$, while the maximum wear values were achieved on 8X6FT inserts with $19.8 \mu\text{m}$. Previous studies have attempted to explain why tools with a cutting edge radius of more than $25 \mu\text{m}$ cannot be used for machining any more [5].

The smallest edge recession was noticed when testing surfaced insert E12 (Fig. 4).

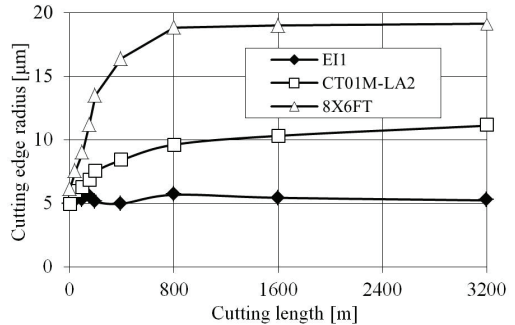


Fig. 4. Edge recession for the feed per insert ($f_z = 0.5$ mm)

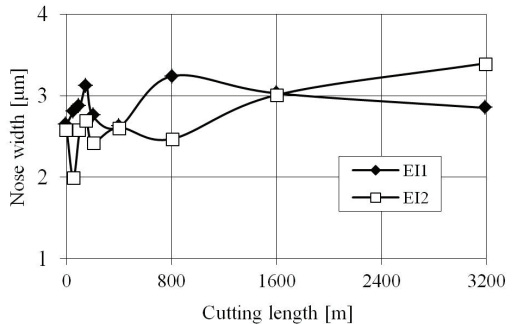


Fig. 5. Nose width growth of surfaced inserts

There was no significant difference between edge recession of surfaced inserts E11 and E12 ($10.66 \mu\text{m}$ and $10.75 \mu\text{m}$ respectively), while the edge recession of industrial inserts was ~ 20 to $35 \mu\text{m}$. Overall, these results indicate that the edge recession of experimental tools was 2 to 3 times lower.

As shown in Fig. 5, the nose width test was used to analyse tool wear. The milling test was interrupted at defined intervals of cutting length in the same way as for previous tests.

Average tool wear or blunting can be defined as the difference between the resultant nose width and the initial nose width.

Cutting tool temperature is another important factor affecting tool wear in wood machining, because the hardness, toughness, and chemical properties of tool material degrade when the tool's temperature increases [11]. Continuous plastic deformation and shear during chip formation generates thermal energy and friction, which appear on the rake and clearance face of the tool, at the same time there is also friction between the sample and the back face of the tool. The heat generated is transferred to the cutting tool and work sample. This heat has a negative effect on the quality and accuracy of the machined products and on the main parameters of cutting: cutting speed, depth of cut, blunting and cutting power. Consequently, the cutting power of all inserts was tested over the whole cutting length (Figs. 6 and 7 and Table 6).

The values of cutting power up to 400 m of cutting length were high because of crumbling of the top of blade's cutting edge [12]. At this stage of machining the cutting edge radius grew rapidly as well. Linear or stable cutting power intensity was observed for all inserts at cutting lengths from 1200 m to 3200 m. Wear by crumbling of inserts blades was displaced by a plastic wear phase. Surfaced inserts EI1 and EI2 showed very similar results for cutting power, therefore they can be used for machining of wood.

Table 6. Cutting power of inserts (W) ($f_z = 0.5 \text{ mm}$)

	Cutting length [m]							
	50	100	150	200	400	800	1600	3200
EI2	200	220	200	220	200	162	180	180
1 *	218	198	175	183	175	200	220	216
2 **	165	150	165	132	140	132	139	166

1 * 8X6FT; 2 ** CT01M-LA2

3 CONCLUSIONS

The lowest cutting edge radius occurred on surfaced and additionally plastically deformed insert EI1; the cutting edge radius after 3200 m of cutting length was 5.22 μm , while for unhammered EI2 it was 5.35 μm . In summary, these results show 3 to 4 times lower wear than commercial tools.

Better wear performance was achieved by testing the edge recession of surfaced inserts EI1 and EI2. In summary, edge recession of the suggested experimental tools was 2 to 3 times lower.

The most obvious finding to emerge from the analysis is that the relatively hard coatings (55 to 57 HRC) surfaced on soft plain carbon steel can replace some commercial inserts made of high speed tool steels for use in oak wood machining, thus reducing friction and wear of the wood cutting tool.

4 REFERENCES

- [1] Warcholinski, B., Gilewicz, A., Ratajski, J. (2011). Cr2N/CrN multilayer coatings for wood machining tools. *Tribology International*, vol. 44, no. 9, p. 1076-1082, DOI:10.1016/j.triboint.2011.05.004.
- [2] Vobroucek, J. (2015). The influence of milling tool geometry on the quality of the machined surface. *Procedia Engineering*, 25th DAAAM International Symposium on Intelligent Manufacturing and Automation, vol. 100, p. 1556-1561, DOI:10.1016/j.proeng.2015.01.528.
- [3] Faga, M.J., Settineri, L. (2006). Innovative anti-wear coatings on cutting tools wood machining. *Surface and Coatings Technology*, vol. 201, no. 6, p. 3002-3007, DOI:10.1016/j.surfcoat.2006.06.013.

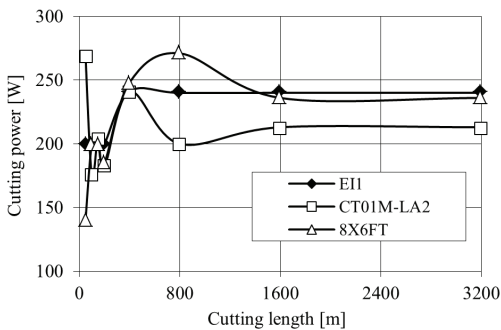


Fig. 6. Cutting power of inserts for $f_z = 1.0 \text{ mm}$

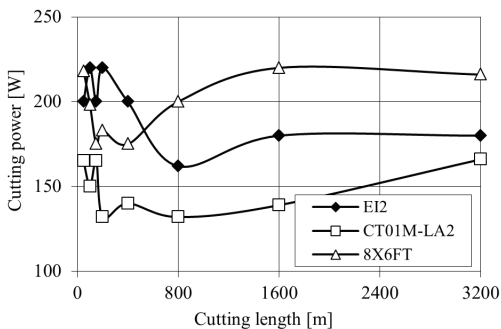


Fig. 7. Cutting power of inserts for $f_z = 0.5 \text{ mm}$

- [4] Djouadi, M.A., Beer, P., Marchal, R., Solokowska, A., Lambertin, M., Precht, W., Nouveau, C. (1999). Antiabrasive coatings: application for wood processing. *Surface and Coating Technology*, vol. 116-119, p. 508-516, DOI:10.1016/S0257-8972(99)00236-4.
- [5] Endler, I., Bartsch, K., Leonhardt, A., Scheibe, H.J., Ziegele, H., Fuchs, I., Raatz, Ch. (1999). Preparation and wear behaviour of woodworking tools coated with superhard layers. *Diamond and Related Materials*, vol. 8, no. 2-5, p. 834-839, DOI:10.1016/S0925-9635(98)00359-8.
- [6] Gilewicz, A., Warcholinski, B., Myslinski, P., Szymanski, W. (2011). Anti-wear multilayer coatings based on chromium nitride for wood machining tools. *Wear*, vol. 270, no. 1-2, p. 32-38, DOI:10.1016/j.wear.2010.09.002.
- [7] Ambroza, P., Bockus, S., Kavaliauskiene, L. (2013). Formation of build up layers microstructure by arc automatic overlay welding using secondary raw material powders. *Archives of Metallurgy and Material*, vol. 58, no. 2, p. 549-553, DOI:10.2478/amm-2013-0034.
- [8] Keturakis, G., Lisauskas, V. (2010). Influence of the sharpness angle on the initial wear of the wood milling knives. *Materials Science (Medžiagotyra)*, vol. 16, no. 3, p. 205-209.
- [9] Keturakis, G., Juodeikiene, I. (2007). Investigation of Milled wood surface roughness. *Materials Science (Medžiagotyra)*, vol. 13, no. 1, p. 47-51.
- [10] Aknouche, H., Outahyon, A., Nouveau, C., Marchal, R., Zerizer, A., Butaud, J.C. (2009). Tool wear effect on cutting forces: In routing process of Aleppo pine wood. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209, no. 6, p. 2918-2922, DOI:10.1016/j.jmatprotec.2008.06.062.
- [11] Darmawan, W., Gottlober, Ch., Oertel, M., Wagenfuhr, A., Fischer, R. (2011). Performance of helical edge milling cutters in planning wood. *European Journal of Wood and Wood Products*, vol. 69, no. 4, p. 565-572, DOI:10.1007/s00107-010-0517-8.
- [12] Horman, I., Busuladzic, I., Azemovic, E. (2014). Temperature influence on wear characteristics and blunting of the tool in continuous wood cutting process. *Procedia Engineering, 24th DAAAM International Symposium on Intelligent Manufacturing and Automation*, vol. 69, p. 133-140, DOI:10.1016/j.proeng.2014.02.213.

Influence of the Sharpness Angle on the Initial Wear of the Wood Milling Knives

Gintaras KETURAKIS*, Vytautas LISIAUSKAS

Department of Wood Technology, Kaunas University of Technology, Studentų 56, LT-3031 Kaunas, Lithuania

Received 12 November 2009; accepted 15 April 2010

The influence of the sharpness angle β on the initial cutter wear in milling larch wood was studied. High-speed steel HS 18-0-1 tools were tested. The wear of knives was tested on the cutting stand by milling larch wood samples. The main characteristic to describe the wear of cutting tool was the rounding radius of the cutting edge ρ , μm . The cutting power P_c , W, was also measured during the cutting process. Milling cutter was measured on five points using method of lead prints the microscope and digital video camera. Received images were processed and measured with the help of special software.

Keywords: HS steel, wood milling, tool wear, larch wood.

INTRODUCTION

The wood milling tools undergo wear during the cutting process under the effect of force, temperature, electrical and chemical factors. Under the influence of these factors the mass of the tools decreases and the geometrical parameters change. When the tool undergoes wear and gets blunt, its effectiveness decreases, and such a tool becomes unsuitable for work after some time [1].

The experiments show that the wear of the cutting tool depends on the actual cutting path L , m, or work time T , min, composition of the material from which the cutter is made, peculiarities of the cutting regime and properties of the wood being processed. According to the wear dynamics (Fig. 1), the wear process of the cutting tool is divided into three stages: initial, monotonic and emergency [1–3].

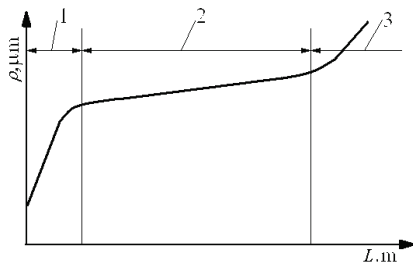


Fig. 1. The attrition process stages: 1 – initial; 2 – monotonic; 3 – emergency [2]

The wear of the tool tip is the most intensive in the first stage. The initial wear of the tool makes 40%–60% of all wear of the tool, while its duration is 5%–10% of all working duration [2]. The main reason of intensive wear is the crumbling and chipping of the top of cutting edge. Remaining metal burrs and other grinding defects also have negative impact. Angular tool parameters (Fig. 2) are also significant: cutting angle δ , sharpness angle β , rake angle γ , and clearance angle α . The following are considered to be microgeometrical parameters of the

cutting edge: rounding radius of the cutting edge ρ , μm , recession of the cutting edge in the direction of bisector of sharpness angle A_μ , μm , wear area F , μm^2 , and width of cutting edge b , μm [1].

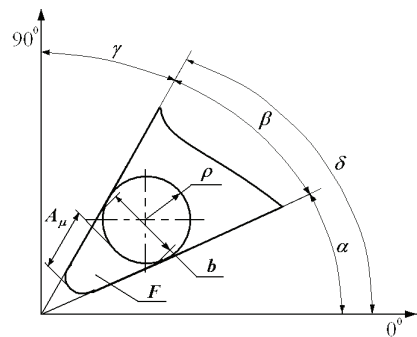


Fig. 2. Angular and microgeometrical parameters of the cutting tool [1]

The main reason of the monotonic wear is the mechanical wear of the cutting elements. The cutting edge of the tool gets hot while cutting up to the temperature $t = 700 \dots 850 \text{ }^\circ\text{C}$ [4, 5]. High temperature causes changes in the metal structure. Undesirable electric and chemical processes begin in the cutting area: oxidation, electrostatic discharges, and electrochemical corrosion. These changes significantly reduce the strength of the cutting edge [4]. The dynamics of the cutting edge wear in various areas of the blades can vary very much. It depends on the maintenance conditions of the tool, geometrical parameters of its blade and properties of the material being processed. According to the data of the researches made by various authors, when the natural wood is processed and small thickness shaves ($a < 0.1 \text{ mm}$) cut, the wear of the rake face of the blade decreases with the distance from the cutting edge, while the rake face acquires the shape of parabola in the cross section. In case of such wear, the rake angle γ of the tool decreases, while the sharpness angle β increases. When the thicker shave ($a > 0.1 \text{ mm}$) is cut, the sharpness angle β decreases [1–8]. However, when various wooden materials are processed, different wear mechanism of the cutting tools is observed. When the

*Corresponding author. Tel.: +370-37-353863; fax: +370-37-353863. E-mail address: gintaras.keturakis@ktu.lt (G. Keturakis)

particle board (PB), middle density fiber board (MDF) or plywood is cut, the wear of clearance face is so, that the clearance angle α decreases and the sharpness angle β increases. In the most cases the rounding radius of the cutting edge ρ increases. However, when PB and MDF are cut, the rounding radius ρ at first increases until it reaches certain size, depending on the properties of the material being cut, and then it stays constant for quite a long time [8–10].

In the stage of the emergency wear the changes in the mass of cutting tool and microgeometry of cutting edge reach the highest values. The tool does not cut the layers of wood any more, but swages and tears. The undesirable process of sliding on the wood surface starts. The problem of elastic recovery of wood also arises. Due to these reasons the cutting force F_s , N , and cutting power P_c , kW , increase. The quality of the processed surface does not meet any requirements any more. When the rounding radius of the cutting edge ρ comes close to the value of $30\ \mu m$, the cutter is considered to be blunt and has to be reground. Thus the emergency wear is rarely encountered in practice; it is more experimental stage of the tool's wear [11–15].

There is direct influence of the sharpness angle β on the strength of cutting tool. When the sharpness angle β is decreasing, the specific cutting pressure K , N/mm^2 , to the rake face decreases and the durability of the tool increases. E. G. Ivanovskij [16] analyzed the alloyed steel milling tools and determined that for milling soft deciduous wood, the optimal sharpness angle is $\beta = 36^\circ$, while in case of hard deciduous wood it is $\beta = 39^\circ - 40^\circ$. When the sharpness angle β decreases, the specific cutting pressure K to the rake face also decreases. As a result the push-resistance force and power used for cutting decrease significantly.

According to N. A. Kriazhev [17], if the sharpness angle β_2 is reduced down to β_1 (Fig. 3), the additional wear area F is received.

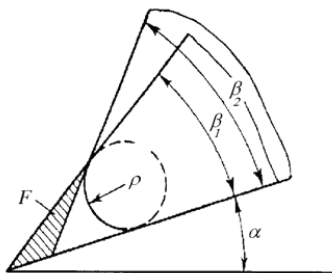


Fig. 3. Influence of the sharpness angle on the wear of the cutting edge [16]

This wear area F could be evaluated as the increase of the working duration of the milling knife up to certain value of rounding radius ρ . However, the reduction of the sharpness angle is determined by the strength characteristics of the tool material. When the hardness HRC of the knife material increases, the sharpness angle β also is increased. The recommended sharpness angle for wood milling tools, made of alloy steel, is $\beta = 30^\circ - 40^\circ$, while in case of high-speed steel (HSS) $\beta = 40^\circ - 45^\circ$, stellite $\beta = 45^\circ - 60^\circ$, tungsten carbide (HW) $\beta = 45^\circ - 55^\circ$ and polycrystalline diamond (PCD) $\beta = 60^\circ - 70^\circ$ is used [18, 19].

The main purpose of the research was is to determine the influence of the sharpness angle β on the wood milling cutter wear in the initial stage when the larch is milled and to determine changes of the cutting power P_c with increase of the sharpness angle β .

EXPERIMENTAL

The HS 18-0-1 (LST EN ISO 4957:2003) high-speed steel milling knives, with following dimensions – length 70 mm, width 35 mm and thickness 3 mm – were chosen for the experiments. The chemical composition of the cutters (Table 1) was determined by the method of spectral analysis, while the average hardness HRC 67.5 was measured using the Rockwell method. Three different sharpness angles $\beta = 40^\circ$; 45° and 50° were formed on the grinding machine. Prior to the experiments, all the knives were sharpened under the same conditions. Then the blades were converged. The average sharpness angle of the blade β was determined with the 5' precision using a universal optical square protractor “Vogel”.

Table 1. HS 18-0-1 steel chemical composition

Composition, wt.%						
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
0.866	0.342	0.291	0.050	0.028	4.73	0.218
Ni	Al	Cu	Ti	V	W	Sn
0.307	0.017	0.236	0.003	0.825	13,4	0.041

The tests were done on the wood cutting stand made on the base of a thickness planing machine SR3-6. The samples were processed according to the longitudinal milling scheme, when the directions of the cutting v , m/s , speed and feeding u , m/min , vectors are opposite. Two cutters were fastened to the cutterblock for cutting diameter 103 mm. However, only one participated in the cutting process: the second was used for balancing. The cutters were mounted in the cutterblock, with the cutting angle $\delta = 60^\circ \pm 1^\circ$. The rotation speed of the cutterblock was $n = 5790\ min^{-1}$, measured with the $\pm 10\ min^{-1}$ precision using the stroboscopic tachometer SC-5. During the experiment the samples were processed at the cutting speed of $v = 31.2\ m/s$. Set by the lift of the working table of the stand measured with a clockwork indicator, and the thickness of the layer cut in one step was $h = 2.0\ mm$.

60 specimens of larch wood (*Larix sibirica*) were prepared for the tests. Their length was 1000 mm, width 100 mm and thickness 50 mm. The average moisture of the samples was $W = 14.4\ \%$, average number of annual rings per 1 cm was 4.84, average basic density $\rho_{bas} = 679\ kg/m^3$. Initially samples were conditioned at temperature $t = 18^\circ C \pm 2^\circ C$ and relative humidity of $\psi = 60\ \% \pm 5\ \%$ for 30 days.

The main characteristic specifying wear of the cutting tool is rounding radius of the cutting edge ρ . The variable factors were chosen to be: cutting path L and thickness of the shave a . The thickness of shave a was changed indirectly, through the feeding rate per cutter $u_c = 0.5$; 1.0; 1.5 and 2.0 mm.

The average values of the cutting power P_c and rounding radius of the cutting edge ρ were determined in

the following intervals of the cutting path L : 50; 100; 150; 200; 400; 800 and 1600 m. The factual values of the rounding radius ρ of the cutting edge were determined by the method of lead prints, using the tool microscope BMI and digital video camera with (640×480) dpi resolution. The rounding radius of the cutting edge ρ was measured in five places of the cutting edge of the knife. The received images were processed and measured on the personal computer. The error of measuring was ± 2 μm .

The cutting power P_c was calculated by measuring the required power P and subtracting the idling power P_0 . The required and idling powers were measured with the precision of ± 5 W using the electric power gauge K506.

RESULTS AND DISCUSSIONS

The researches helped to determine the influence of sharpness angle β on the milling tool wear in the initial stage. It is also determined, how the cutting power P_c is changing with increase of the sharpness angle β . It has been monitored, what the influence of cutting path L and feeding per cutter u_z is on the wear of cutters.

The analysis of the diagrams of received results (Fig. 4) showed that the most intensive wear belongs to the cutter with sharpness angle $\beta = 40^\circ$, while the cutter with $\beta = 50^\circ$ is the most resistant to wear. The same tendency was also noted at the following values of feeding per cutter $u_z = 0.5$; 1.0; 1.5 and 2.0 mm.

The most intensive increase if rounding radius of the cutting edge ρ was noticed in the section of cutting path L until 200 m. The most significant difference between the dynamics of cutters was noticed at the feeding per cutter $u_z = 0.5$ mm. The difference in the values of rounding radius of cutting edge ρ between the cutters, which had the angles $\beta = 40^\circ$ and $\beta = 50^\circ$, made 46 %, whereas it made 18 % between the cutters with the angles $\beta = 50^\circ$ and $\beta = 45^\circ$. When the feeding per cutter u_z increases up to 2.0 mm, the difference between the cutters, which sharpness angles are $\beta = 40^\circ$ and $\beta = 50^\circ$, decreases down to 5 %, whereas the difference between the cutters, which sharpness angles are $\beta = 50^\circ$ and $\beta = 45^\circ$, made only 2 %. The reduced increase of the rounding radius of the cutting edge ρ with the increase of feeding per cutter u_z from 0.5 mm to 2.0 mm confirmed the theory that in case of small values of feeding per cutter, the shavings of smaller thickness are formed. Thus the wear of milling tool in this stage is very even, while the angular characteristics of the tool affect the wear of cutting edge directly. The cutting edge of the tool with smaller sharpness angle β is sharper and its separate segments crumble quicker. When the thickness of the shaving a increases, the cutting forces also increase and as the result separate segments of the cutting edge crumble or break [2, 16].

The deceleration of the tool wear in the section from 200 m until 400 m is noticed. However, all the milling tools wear more intensively at the feeding per cutter $u_z = 0.5$ mm and 1.0 mm. The increase of the rounding radius of the cutting edge ρ is much quicker if compared to the results received when the feeding is $u_z = 1.5$ mm and 2.0 mm. The difference between the values of rounding radiuses of the cutting edge ρ in the section of cutting path $L = 400$ m, when feeding per cutter is $u_z = 0.5$ mm between

the cutters, which angles $\beta = 40^\circ$ and $\beta = 50^\circ$ made 35 %, whereas it was 21 % between the cutters, which angles are $\beta = 50^\circ$ and $\beta = 45^\circ$. When the feeding per cutter u_z increased up to 2.0 mm, the difference between the cutters, which angles $\beta = 40^\circ$ and $\beta = 50^\circ$, decreased down to 7 %, whereas the difference between the cutters, which angles $\beta = 50^\circ$ and $\beta = 45^\circ$, made only 3 %.

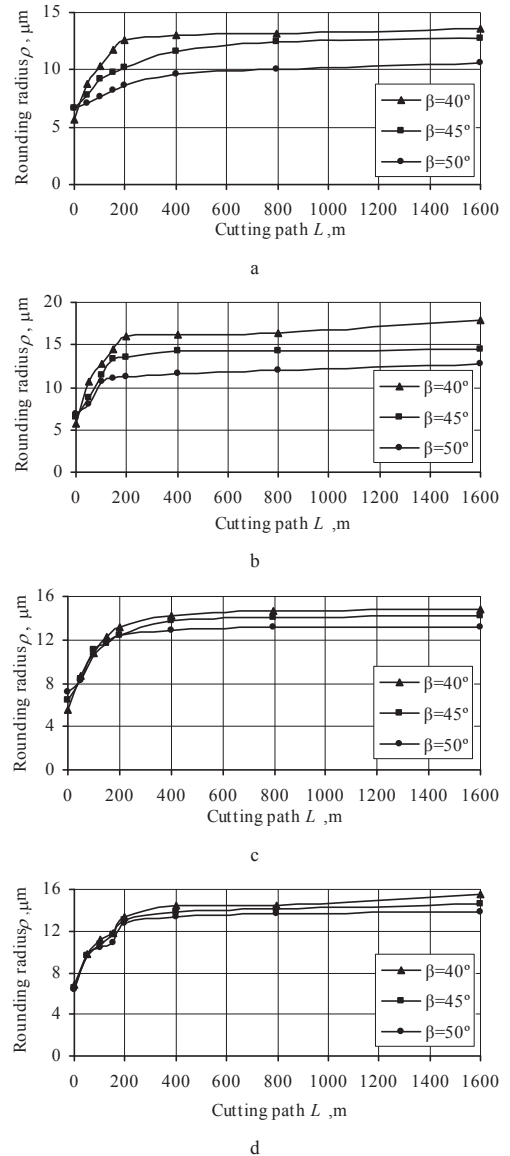


Fig. 4. Influence of the cutting path L on the rounding radius of the cutting edge ρ : a – $u_z = 0.5$ mm; b – $u_z = 1.0$ mm; c – $u_z = 1.5$ mm; d – $u_z = 2.00$ mm

The wear process in the section of cutting path L from 400 m until 800 m gets stable. Very even and small increase of the rounding radius of the cutting edge ρ is noticed. The difference between the values of rounding

radiuses ρ in the section of cutting path $L = 800$ m, when feeding per cutter is $u_z = 0.5$ mm between the cutters, which angles are $\beta = 40^\circ$ and $\beta = 50^\circ$, made 31 %, whereas it was 23 % between the cutters, which angles are $\beta = 50^\circ$ and $\beta = 45^\circ$. When the feeding per cutter u_z increased up to 2.0 mm, the difference between the cutters, which angles $\beta = 40^\circ$ and $\beta = 50^\circ$, decreased down to 7 %, whereas the difference between the cutters, which angles $\beta = 50^\circ$ and $\beta = 45^\circ$, decreased only to 4 %. This is also manifested by the increase of cutting power P_c (Fig. 5).

A very small increase in the rounding radius ρ of the cutting edge is noticed in the section of cutting path L from 800 m until 1600 m. The numeric values of rounding radius ρ in this section increased only by 5 % at feeding per cutter of $u_z = 0.50$ mm and by 1 %, when $u_z = 2.00$ mm. The difference between the values of rounding radiuses ρ in the section of cutting path $L = 1600$ m, when feeding per cutter is $u_z = 0.5$ mm between the cutters, which angles are $\beta = 40^\circ$ and $\beta = 50^\circ$, made 28 %, whereas it was 21 % between the cutters, which angles are $\beta = 50^\circ$ and $\beta = 45^\circ$. When the feeding per cutter u_z increased up to 2.0 mm, the difference between the cutters, which angles $\beta = 40^\circ$ and $\beta = 50^\circ$, decreased down to 13 %, whereas the difference between the cutters, which angles $\beta = 50^\circ$ and $\beta = 45^\circ$, decreased to 6 %. The milling tool wears evenly and gradually passes to the stage of monotonous wear.

To generalize received results at various values of feeding per cutter u_z , it is possible to state that the cutter, which sharpness angle is $\beta = 45^\circ$, is more resistant to wear by 8 %, whereas the cutter, which sharpness angle is $\beta = 50^\circ$, is more resistant to wear by 10 % if compared to the cutter, which sharpness angle is $\beta = 40^\circ$.

When the results of these researches are compared to the works of E. Ivanovskij [16] and G. Kowaluk [19], it is possible to state that they are universal and correlate with the results of these authors.

E. Ivanovskij has analyzed the behavior of the milling knives made from tool alloy treated steel. According to the received results, the cutters of smaller sharpness angle β get worn more intensively than the cutters, which angle β is higher. However, the top of the cutters with smaller sharpness angle β gets worn without crumbling, but through plastic deformation of separate segments. The hardness of alloy treated tool steel HRC is much smaller than HSS.

G. Kowaluk was analyzing the resistance of various steels used for making the cutting blades to the wear. He has analyzed the resistance of high-speed steel (HSS), chromium-plated (Cr) and wolfram carbide (HM) milling tools to wear. The researches used cutters with the sharpness angle $\beta = 25, 40, 45$ and 55° . The shortening of the cutting edge was measured. When the results of G. Kowaluk are compared to the results presented in the article, it is possible to state that the wearing regularities of the HSS steel cutters are very similar. When the sharpness angle β increases, the resistance to wear also increases.

The analysis of the results of cutting power P_c (Fig. 5) helped to determine that the biggest numeral values are received when the cutter with sharpness angle $\beta = 50^\circ$ is used, average – at $\beta = 45^\circ$ and the smallest at $\beta = 40^\circ$. This tendency was noticed with all values of feeding per cutter: $u_z = 0.5; 1.0; 1.5$ and 2.0 mm however, the most significant

difference was received at the feeding per cutter of $u_z = 0.5$ and 2.0 mm.

The cutting power P is increasing the most intensively in the section of cutting path L until 200 m. This is related to crumbling of the top of blade's cutting edge. During this cutting stage the increase of the blade's rounding radius ρ is growing especially rapidly.

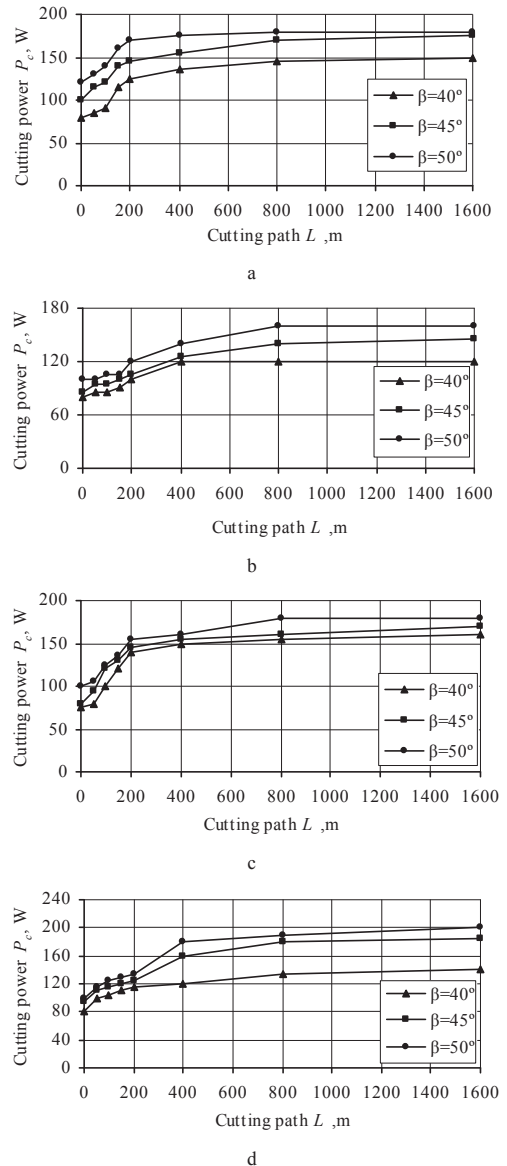


Fig. 5. Influence of the cutting path L on the cutting power P_c : a – $u_z = 0.5$ mm; b – $u_z = 1.0$ mm; c – $u_z = 1.5$ mm; d – $u_z = 2.00$ mm

The increase of the cutting power P_c gets smaller in the section of cutting path L from 200 m to 400 m. The cutting process got stable because the blades of all three

cutters gradually pass from the wear by crumbling to the phase of plastic wear.

The small and non-linear increase of the cutting power P is noticed in the section of cutting path L from 400 m to 800 m. In this stage the blade of milling tool start wearing evenly, without crumbling.

The small and linear increase of the cutting power P_c is noticed in the section of cutting path L from 800 m to 1600 m. The difference of the cutting power P in the section $L = 1600$ m, when feeding per cutter is $u_z = 0.5$ mm, between the cutters with angles $\beta = 40^\circ$ and $\beta = 45^\circ$ made 17 %, whereas it was 20 % between the cutters with angles $\beta = 40^\circ$ and $\beta = 50^\circ$. When the feeding per cutter u_z increased up to 2.0 mm, the difference between the cutters, which angles $\beta = 40^\circ$ and $\beta = 45^\circ$, decreased down to 32 %, whereas the difference between the cutters, which angles $\beta = 50^\circ$ and $\beta = 40^\circ$, increased up to 43 %. These data confirm that the milling tool gradually passes to the stage of monotonous wear after 1600 m of cutting path.

The results of the cutting power P_c (Fig. 5) confirmed the theory that when the sharpness angle β is increasing, the cut shavings are deformed by stronger force. Therefore the shaving's attrition to front surface of the cutter increases [16]. This dependency was also determined in the works of E. Ivanovskij.

The received results confirmed the presumption that the cutting power P_c increases when the feeding per cutter u_z is growing.

To generalize the comparisons, the received results are universal and may be used in other experimental tests.

CONCLUSIONS

1. In the initial wear stage up to 400 m of the cutting path, the most wear resistant cutter is with the sharpness angle $\beta = 50^\circ$. It is caused by the crumbling of cutting edge.
2. The cutting power P_c increases with the increase of the sharpness angle β . It was determined that the consumption of the energy is the biggest at $\beta = 50^\circ$, and the smallest at $\beta = 40^\circ$.
3. The experiments helped to determine that the influence of the sharpness angle β on the rounding radius of the cutting edge ρ and cutting power P_c is non linear for the cutting path up to 400 m.
4. When the feeding rate per cutter u_z increases, the growth of the rounding radius of the cutting edge ρ decreases. The wear of the cutting tool is the smallest when the feeding rate per cutter is $u_z = 2.0$ mm.
5. It is recommended to form the sharpness angle β from 40° to 50° for the wood milling tools made from the high-speed steel (HSS).

REFERENCES

1. **Zotov, G., Panfilov, E.** Increased Resistance of Wood Cutting Tool. Moscow: Ecology, 1991: 300 p. (in Russian).
2. **Demjanovskij, K. I.** Resistance of Wood Milling Tools. Moscow: Wood Industry, 1975: 176 p. (in Russian).

3. **Moiseev, A.** Resistance to Attrition of Wood Cutting Tool. Moscow: Wood industry, 1981: 109 p. (in Russian).
4. **Sawada, T., Ohta, M.** Simulation of the Wood Cutting Parallel to the Grain by Extended Distinct Element Method *Proceedings of the 12th International Wood Machining Seminar* Kyoto, Japan 1995: pp. 49–55.
5. **Ohta, M., Kawasaki, B.** The Effect of Cutting Speed on the Surface Quality in Wood Cutting-Model Experiments and Simulations by the Extended Distinct Element Method *Proceedings of the 12th International Wood Machining Seminar* Kyoto, Japan 1995: pp. 56–62.
6. **Touratier, M.** Computational Models of Chip Formation and Chip Flow in Machining in Multiscale Approach – Present Status and Future Needs *Proceedings of the 2nd International CIRP Workshops on Modelling of Machining Operations* Nantes, France 1999: pp. 1–29.
7. **Beer, P.** In Situ Examinations of the Friction Properties of Chromium Coated Tools in Contact with Wet Wood *Tribology Letters* 18 (3) 2005: pp. 373–376.
8. **Porankiewicz, B.** Theoretical Simulation of Cutting Edge Wear when Milling Wood and Wood Based Products Original Article *Wood Science Technology* 40 2006: pp. 107–117.
9. **Porankiewicz, B.** A Method to Evaluate the Chemical Properties of Particleboard to Anticipate and Minimize Cutting Tool Wear. Original Article *Wood Science Technology* 37 2003: pp. 47–58.
10. **Porankiewicz, B., Chamot, E.** Tribochemical Reactions of Steel in Cutting Edge Material during Secondary Wood Products Cutting *Tribology Letters* 19 (2) 2005: pp. 73–82.
11. **De Meijer, M., Haemers, S., Cobben, W., Militz, H.** Surface Energy Determinations of Wood: Comparison of Methods and Wood Species *Langmuir* 16 (24) 2000: pp. 9352–9359.
12. **Richter, K., Feist, W. C., Knaebe, M. T.** The Effect of Surface Roughness on the Performance of Finish. Part 1. Roughness Characterization and Stain Performance *Forest Products Journal* 45 (7/8) 1995: pp. 91–96.
13. **Buehlmann, U., Saloni, D., Lemaster, R. L.** Wood Fiber - Plastic Composites: Machining and Surface Quality, Wood Machining & Tooling Research Program *Proceedings of the 15th International Wood Machining Seminar* Anaheim, USA 2001: pp. 403–417.
14. **Costes, J. P., Larricq, P.** Towards High Cutting Speed in Wood Milling. Original Article *Forest Science* 59 2002: pp. 857–865.
15. **Porankiewicz, B.** Catastrophic Wear Mechanism when Milling Particle Board *Proceedings of 11th International Wood Machining Seminar* Oslo, Norway 1993: pp. 509–514.
16. **Ivanovskij, E. G., Vasilevskaja, P. B., Lautner, E. M.** Wood and Wood Based Material Milling and Cutting. Moscow, Lesnaja promyshlennostj, 1971: 96 p. (in Russian).
17. **Kriazhev, N. A.** Wood Milling Tools Geometry and Stability. Leningrad, LTA, 1971: 80 p. (in Russian).
18. **Ettelt, B., Gittel, H. J.** Sägen, Fräsen, Hobeln, Bohren. Die Spannung von Holz und ihre Werkzeuge. DRW –Verlag, 2004: 296 p. (in German).
19. **Kowaluk, G., Szymanski, W., Palubicki, B., Beer, P.** Examination of Tools of Different Materials Edge Geometry for MDF Milling *Wood Products* 67 2009: pp. 173–176.

Presented at the National Conference "Materials Engineering 2009" (Kaunas, Lithuania, November 20, 2009)

Investigation of Milled Wood Surface Roughness

Gintaras KETURAKIS*, Inga JUODEIKIENĖ

Department of Mechanical Wood Technology, Kaunas University of Technology,
Studentų 56, LT-51424 Kaunas, Lithuania

Received 14 March 2006; accepted 01 March 2007

The surface roughness of longitudinal milled birch wood samples as a function of main milling regimes such as milling tool edge blunt radius ρ (10 μm ÷ 40 μm), feed rate of milling tool u_z (0.5 mm ÷ 2.0 mm) and milling tool cutting speed v (22.4 m/s ÷ 40.8 m/s) were investigated. The test bench with required testing regimes was created on the basis of planning machine and by imitation milling edge radius blunt. The qualitative analysis of milled wood surface was performed according to the results of optical microscopy. For quantitative analysis parameter Rm_{max} was calculated. It was accepted as a difference between highest and lowest values of obtained surface irregularities in optical microphotographs of samples cross-sections. It was obtained that the decrease of both milling tool edge blunt radius and feed rate during milling, decreases the surface roughness and the quality of surface processing increases. The increase of milling tool radial velocity leads on to the increase of surface processing quality, also. That leads on decrease of energy consumption, too.

Keywords: roughness, surface, milling, blunt, blunt radius, surface quality.

INTRODUCTION

A sharp knife during milling sustains its initial micro-geometry for a very short period of time. Experiments have shown that especially intensively the cutting edge turns blunt in the first period, i.e. just after sharpening. In the second period, changes in the parameters of micro-geometry of the cutting edge slow down. It is a situation when it is sought to process wood with sharp tools, however, one has to proceed inevitably with a blunt tool [1–3].

Studies on longitudinal milling were conducted during planning of birch wood samples. Birch is an diffuse porous broadleaved species, having only small vessels with the diameter ranging from 0.02 mm to 0.1 mm [4, 5]. Annual layers are almost of the same structure, therefore, the influence of wood microstructure uneven on the studied process is maximally eliminated [6, 7].

Dried birch wood is considered to be hardwood [8, 9]. Usually density of birch growing in the European part may vary from 500 kg/m³ to 665 kg/m³ [10].

Table 1. Influence of the rounding radius ρ , μm , of blade on the surface roughness Rm_{max} , μm [1]

Rounding radius ρ , μm	Surface roughness Rm_{max} , μm			
	Longitudinal milling		Cross milling	
	softwood	hardwood	softwood	hardwood
<10	16...60	16...30	320...500	200...320
<20	60...200	30...100	320...500	200...320
<40	200...320	60...200	500...800	320...500

According to the survey of the bibliographical sources, the majority of tests on the surface roughness was done

while processing the soft and hard deciduous wood. The surface roughness of coniferous wood was analyzed less.

Demjanovskyj published the thorough testing results about the influence of various factors on the surface roughness of deciduous and coniferous wood. He has done the majority of complex tests with various wood sorts, which grown in the Russian territory [1]. Ohta and Kawasaki analyzed the surface roughness of Japanese larch processed by various cutting regimes [11]. The larch belongs to the group of coniferous wood. Therefore we cannot compare the numeral values of the received results. However it is possible to analyze the influence tendencies of various factors. Costes and Larricq have used wet and dry beech wood for their tests [12]. As the beech and birch belong to the same group of soft deciduous trees, their physical-mechanical properties are similar. The received results may be compared with each other.

Table 2. Influence of the discharge for one cutter u_z , mm on the surface roughness Rm_{max} , μm [1]

Feed per cutter u_z , mm	Surface roughness Rm_{max} , μm
0.1...0.4	32
0.4...1.0	60
1.0...1.5	100
1.5...2.0	200
2.0...2.5	320
2.5...3.0	500

The analysis of the works of these authors showed that the following factors have the biggest influence on the surface roughness: sort of wood, milling mode of the surface, the rounding radius of blade, discharge for one cutter, and cutting rate v , m/s [1, 12]. It was determined that the bigger the rounding radius ρ , μm , of blade gets, the bigger the surface roughness becomes (see Table 1). When the discharge for one cutter u_z is increased from 0 mm to

*Corresponding author. Tel.: +370-37-353863; fax.: +370-37-353989.
E-mail address: gintaras.keturakis@ktu.lt (G. Keturakis)

3.0 mm, the surface roughness Rm_{max} , μm also increases (see Table 2). The experiments determined that when the cutting rate is increased from 20 m/s to 40 m/s, the surface roughness Rm_{max} , μm decreases. The regularity is valid not only when the milling is done along but also across the fiber [12].

The purpose of the research is to determine the influence of the rounding radius ρ of cutter's blade, cutting rate v and discharge for one cutter u_z on the surface roughness of processed birchen wood.

DESCRIPTION OF A WOOD CUTTING PROCESS

Milling is a wood cutting process during which the rotating cutter head with knives of the cut off from the processed surface a cycloid shaving. This process occurs only under cutting and feeding movements. Any milling tool characterized by cutting radius R (mm) performs a constant rotating movement which is described by an rotational speed ω (rad/s), or linear speed v (m/s). Feeding movement u (m/min) is considered to be a constant advance of a wood sample towards the cutting zone. Only in exceptional cases the cutting tool is performing cutting and feeding movements at the same time. [1].

Longitudinal milling is most frequently applied to obtain flat and profiled surfaces. This method of processing ensures a sufficiently high surface quality, and necessary precision [13 – 15].

In the milling zone (Fig. 1) three main surfaces are distinguished: processable surface, processed surface and cutting surface.

In almost all milling machines feeding movement is provided for wood samples. Milling process may be of two types: against and in the direction of feeding. However, any regime is described by the same values:

- 1) thickness of the cut layer h (mm);
- 2) milling width b (mm);
- 3) feed per cutting u_z (mm);
- 4) cutting speed v (m/s).

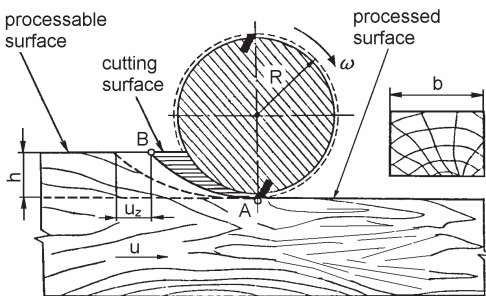


Fig. 1. Technological scheme of longitudinal milling [1]

Thickness of the cut layer h is a layer of wood removed by one movement. In the case of flat surfaces the thickness of the cut layer is the same over the whole width of a wood sample. Meanwhile, in the case of profiling it may change.

Milling width b is equal to the width of the processable wood sample. Usually this characteristic is called as processing width.

Feeding per cutting u_z is a distance between two adjacent cutting trajectories, measured parallel to the vector of feed speed. It is one of the most important milling regime characteristics. Feeding per cutting u_z and the number of knives z predetermine the size of feeding per one rotation:

$$u_v = u_z z, \quad (1)$$

where u_v is feeding per one tool rotation (mm), z is number of cutting edges in a cutting tool.

Knowing feeding per cutting u_z or one rotation u_0 , feed speed u (m/min) can be found:

$$u = u_v n = \frac{u_z z n}{1000}. \quad (2)$$

Cutting speed v is the main characteristics of the cutting process. Mathematically cutting speed \bar{v} is a geometrical sum of cutting speed vector \bar{v}_0 and feeding speed vector \bar{u} :

$$\bar{v} = \bar{v}_0 + \bar{u}, \quad (3)$$

where v_0 is linear speed of the cutting tool, (m/s).

However, when cutting wood, feed speed u is always considerably less than linear speed v_0 of the cutting tool. Therefore, practically it is accepted

$$v = v_0 = \frac{(\pi D n)}{60 \times 1000}, \quad (4)$$

where D is cutting diameter (mm), n is number of rotations of the tool (min^{-1}) [1].

EXPERIMENTAL

Studies on surface roughness after longitudinal milling were carried out. Birch wood samples with dimensions of $(1000 \times 100 \times 45)$ mm, average humidity $\omega = 9.5\%$ and average number of annual growth rings per 1 cm equal 6.04 were selected. Initially samples were preconditioned at temperature $t = 18 \pm 2^\circ\text{C}$ and relative humidity of $\psi = 60 \pm 5\%$ for 30 days.

Table 3. Matrix of experiments

Cutting speed v , m/s	Feed per cutter u_z , mm			
	0.50	1.00	1.50	2.00
	Feeding u , m/min			
40.8	4.00	8.00	11.0	15.0
31.2	3.00	6.00	8.50	11.5
22.4	2.00	4.00	6.00	8.00

As changeable factors were chosen: rounding radius ρ (μm) of the cutting edge feed u_z (mm) and cutting speed v (m/s). Evaluating these factors, a matrix of experiments was constructed (see Table 3).

For the studies, three knives from special steel 85X6NFT were prepared, with dimensions of $(60 \times 40 \times 3.0)$ mm, while cutting edge rounding radius $\rho = 6.57$; 20.4 and 40.0 μm (see Fig. 2). Cutting edges of the knives were modeled artificially, i.e. a sharp knife was

made blunt by abrading into marble plate. Actual ρ values were ascertained by the method of lead imprints using a microscope and a digital camera.

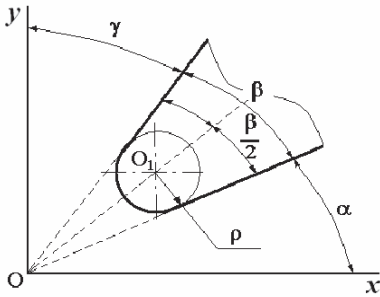


Fig. 2. Microgeometrical parameters of the cutting tool

The stand was created on the basis of planer – thickness machine. Modernized cutting and feeding mechanisms, three levels of speed were obtained, i.e. 22.4; 31.2 and 40.8 m/s, and a necessary range of feed speed – 2...15 m/min. Two knives were mounted on the shaft. However, only one took part in the cutting process [14]. Feed height of the working table was measured by an indicator. Thickness of the layer cut during one movement $h = 2.0$ mm.

Roughness of the processed surface was estimated by Rm_{max} (μm) parameter. The greatest and the smallest heights of roughness S_1 and S_2 were measured with microscopes MIS-11 and TSP-4M. Measurement error failed to exceed 5 %.

According to the requirements for the ascertainment of roughness parameters, not less than five measurements were conducted on the studied surface. One series contained 10 samples. Thus, actual number of measurements according to one set regime comprised 50. All experimental series comprised 1800 measurements.

The greatest height of roughness H_{max} was calculated according to formula:

$$H_{max} = h = \frac{l}{N\sqrt{2}} = 10E(S_2 - S_1). \quad (5)$$

Roughness parameter Rm_{max} :

$$Rm_{max} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n H_{i_{max}}, \quad (6)$$

where n is the number of measured rough spots (units), $H_{i_{max}}$ is the height of i rough spot (μm).

RESULTS AND DISCUSSIONS

The research helped to determine the influence of the rounding radius ρ of cutter's blade, discharge for one cutter u_z and cutting speed v on the surface roughness of processed birchen wood Rm_{max} .

The rounding radius ρ of cutter's blade showed the biggest influence on the surface roughness Rm_{max} . The bigger the rounding radius ρ of blade gets (at any value of discharge for one cutter u_z (0.5; 1.0; 1.5 and 2.0 mm) and cutting speed v (22.4; 31.2 and 40.8 m/s), the worse the quality of the processed surface becomes (see Fig. 3), i.e.

the values of surface roughness Rm_{max} get higher. The smallest surface roughness Rm_{max} was achieved when milling was done with sharp cutter $\rho = 6.57 \mu\text{m}$ (see Fig. 3, a), while the biggest one was in case of blunt cutter $\rho = 40 \mu\text{m}$ (see Fig. 3, c).

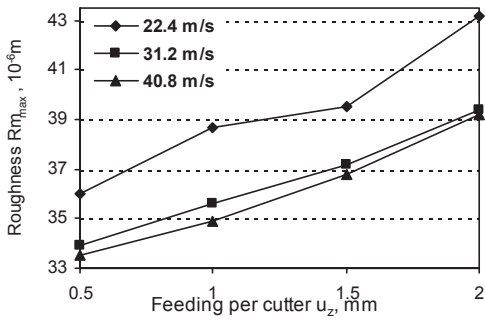
When the rounding radius ρ of blade increases from 6.57 μm to 40 μm , the numeral values of surface roughness Rm_{max} increase by 70 % on average. It is possible to state that when the rounding radius ρ of cutter's blade increases by 1 μm , the processed surface roughness Rm_{max} increases by 5 % on average. It is related to the attrition mechanism of the cutting tool. When the rounding radius ρ of blade increases, the width of cutting edge b (μm) also increases, and this effects the increase of the cutting force $F_x(N)$. When the rounding radius ρ of blade radius the value of 30 μm , the cutter is considered to be blunt and has to be sharpened. If the rounding radius ρ of blade increases further, the undesirable process of sliding on the processed surface starts. The cutter's blade slides on the surface and makes it deformed and compressed. Under the influence of fiber's resilience, the surface damps the compressing effect of the cutter's blade. However, due to plastic deformation and residual deformation, in front of the cutter's blade the resilient layer of the wood is formed, and it rolls as a wavelet. When the strains of this surface layer reach the critical point, the decomposition process starts. If the fiber ruptures, the cutter's blade enters the wood. That is the end of sliding period and the beginning of the cut. During the cutting period the cutter's blade separate new and new layers by decomposing the fiber.

Due to the resilient changes that took place during the sliding period, the place of fiber abruption is remote much further from the cutting area. This causes the worsening of surface's quality; the fiber gets ruffled and fragmented. It is proved by the results received in case of the rounding radius of cutter's blade $\rho = 40 \mu\text{m}$ (see Fig. 3, c).

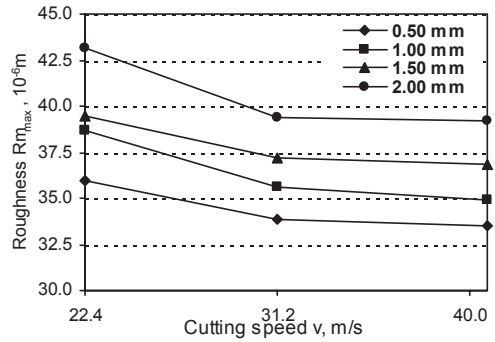
According to the analysis of the results, when the cutting speed v is increased from 22.4 m/s to 40.8 m/s, (at any value of the rounding radius of cutter's blade ρ (6.57; 20.4 and 40 μm) and discharge for one cutter u_z (0.5; 1.0; 1.5 and 2.0 mm)), the surface roughness Rm_{max} gets smaller (see Fig. 4). When the cutting rate increases, the average thickness a (mm) of the cut shave decreases, as well as the cutting force F_x . The biggest surface roughness Rm_{max} was achieved when cutting speed $v = 22.4$ m/s, while the smallest was in case of $v = 40.8$ m/s.

When the cutting rate increases, the values of the surface roughness Rm_{max} get smaller on average: when the tool is sharp ($\rho = 6.57 \mu\text{m}$) – 8 % (see Fig. 4, a), when it is mid-blunt ($\rho = 20.4 \mu\text{m}$) – 20 % (see Fig. 4, b), and when it is completely blunt ($\rho = 40.0 \mu\text{m}$) – 17 % (see Fig. 4, c).

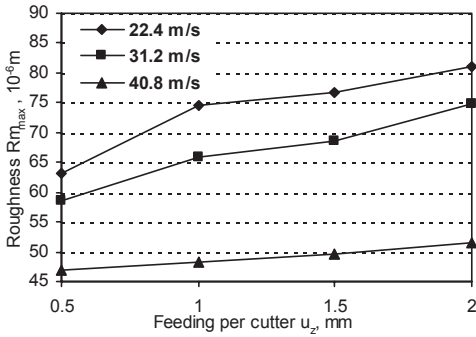
Fig. 3 shows the influence of the discharge for one cutter u_z on the surface roughness Rm_{max} . According to the results, the bigger the discharge for one cutter u_z gets, the worse the quality of the surface roughness is. When the discharge for one cutter u_z increases, the average thickness a of the shave also increases, but the recovery of resilient fiber decreases. The shave may be cut down only when its average thickness a is significantly bigger than the rounding radius ρ of cutter's blade. This is proved by the received results. If the rounding radius of cutter's blade $\rho = 6.57 \mu\text{m}$, the values of the surface roughness Rm_{max}



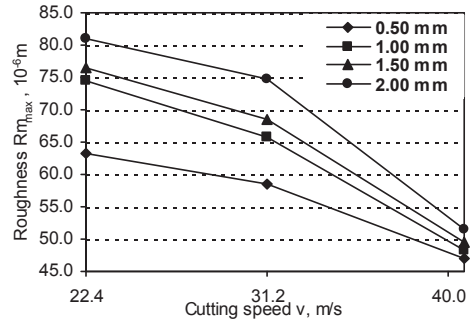
a



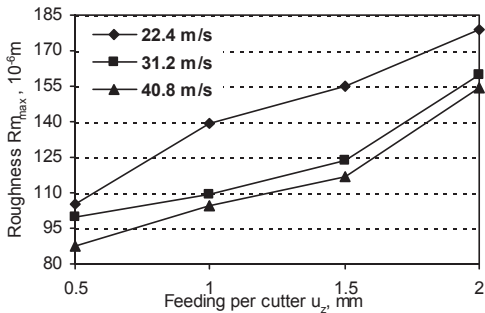
a



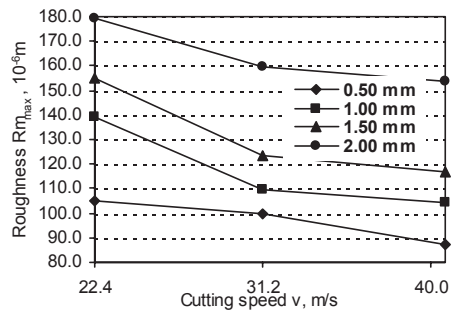
b



b



c



c

Fig. 3. Influence of feed per cutter u_z (mm) for different cutting speed (22.4; 31.2 and 40.8 m/s) on the roughness of processed surface Rm_{max} (μm): a – $\rho = 6.57 \mu\text{m}$; b – $\rho = 20.4 \mu\text{m}$; c – $\rho = 40.0 \mu\text{m}$

Fig. 4. Influence of cutting speed v (m/s) for different feeding per cutter (0.5; 1.0; 1.5 and 2.0 mm) on the roughness of processed surface Rm_{max} (μm): a – $\rho = 6.57 \mu\text{m}$; b – $\rho = 20.4 \mu\text{m}$; c – $\rho = 40.0 \mu\text{m}$

increases in case of exponential discharge for one cutter u_z from 0.5 mm to 1.5 mm (see Fig. 3, a and b). When the discharge for one cutter $u_z = 2.0$ mm, the numeral values of the surface roughness Rm_{max} are significantly bigger. This tendency repeats in case of other values of the rounding radius of cutter's blade ρ (20.4 μm and 40 μm). If the average thickness a of the shave increases, the wavelength l_b proportionally increases, as well as wave height h_b and cutting force F_x . In order to cut the wood, the bigger cutting force F_x is used, and the process of shave formation is faster. The number of defects on the processed surface gets bigger. The surface becomes more wavy,

fluffy, and ruffled; there are encountered nicks and bumps by the rings. This is proved by the results when the rounding radius of cutter's blade $\rho = 40 \mu\text{m}$ (see Fig. 3, c).

When the results of experimental tests are compared with the results of other authors, it is possible to state that they observe the same regularities. The impact of the sort of wood, the rounding radius ρ of blade, and discharge for one cutter u_z is the same as in the work of Demjanovskij [1]. However the numeral values of the surface roughness Rm_{max} , determined by our experiments are smaller on average by 20 % if various factors are operating. This difference is regular because we have used for the tests the

Lithuanian birchen wood, which density is smaller, and the physical-mechanical properties are worse as compared to the wood that was growing in the northern Russian regions. If the influence of the cutting speed v on the roughness Rm_{max} is compared to the results of Costes and Larricq, the numeral values of our experiments are smaller on average by 12 %. It is regular because these authors have analyzed beech wood, and we have experimented with the birchen wood [12]. The birchen wood is on average softer by 7 %, i.e. its density is smaller. When our results were compared with Ohta and Kawasaki, who have analyzed the Japanese larch, the same influence tendencies of various factors were confirmed. The numeral values have not been compared in this case as the larch belongs to the coniferous group [11].

To generalize the comparisons, the received results are universal and may be used in other experimental tests.

CONCLUSIONS

1. The bigger the rounding radius ρ of cutter's blade gets, the bigger the surface roughness of processed birchen wood Rm_{max} gets. The quality is the best when the sharp cutter is used ($\rho = 6.57 \mu\text{m}$), as the wood is cut and the spiral shave is formed. When the rounding radius ρ of cutter's blade reaches $40 \mu\text{m}$, the wood is not cut, but deformed, compressed and pressed. The processed surface roughness Rm_{max} cannot satisfy the quality requirements any more.
2. The faster the cutting speed v gets, the better the quality of the processed birchen surface is, because the process of shave forming gets quicker and the wood is regularly cut, but not destroyed by compression. The quality is the best when the sharp cutter is used ($\rho = 6.57 \mu\text{m}$), and when the cutting speed $v = 40.8 \text{ m/s}$.
3. When the feeding per cutter u_z is increased, the surface roughness Rm_{max} also increases. When the feeding per cutter u_z is increased, the average thickness of the shave a also increases. When the thickness of the shave a increases, the deep wood layers are not cut but torn. The quality is the best when the sharp cutter is used ($\rho = 6.57 \mu\text{m}$), and when the feeding per cutter $u_z = 0.5 \dots 1.5 \text{ mm}$.

REFERENCES

1. **Demjanovskyj, K. I.** Resistance of Wood Milling Tools. Moscow, Lesnaja promyshlennostj, 1975: 176 p. (in Russian).

2. **Ettelt, B., Gittel, H. J.** Sägen, Fräsen, Hobeln, Bohren. Die Spannung von Holz und ihre Werkzeuge. DRW-Verlag, 2004: 296 s. (in German).
3. **Buehlmann, U., Saloni, D., Lemaster, R. L.** Wood Fiber – Plastic Composites: Machining and Surface Quality. Wood Machining & Tooling Research Program North Carolina State University Raleigh, NC 27695 *15th International Wood Machining Seminar Anaheim, CA.*
4. **Stepanov, B. A.** Materials Science. Moscow, Academia, 2002: 328 p. (in Russian).
5. **Wagenfuhr, R.** Holzatlas. Leipzig, Carl Hanser Verlag, 2000: 707 p. (in German).
6. **Bowyer, J. L., Shmulsky, R., Haygreen, J. G.** Forest Products and Wood Science: an Introduction. Iowa State Press. A Blackwell Publishing Company, 2003: 554 p.
7. The Encyclopedia of Wood. Revised Edition. New York, Sterling Publishing Co. Inc., 1989: 466 p.
8. Wood Engineering and Construction Handbook (Editors Faherty, K. F., Williamson, T. G.). New York, McGRAW-HILL, INC, 1999: 912 p.
9. The Wood Book. From the Original Editions at Royal Botanic Gardens Kew. London, 2002: 864 p.
10. **Volynskyj, V., N.** Interrelationship and Changeability of Physico-Mechanical Properties of Wood. Archangelsk, 2000: 196 p. (in Russian).
11. **Ohta, M., Kawasaki, B.** The Effect of Cutting Speed on the Surface Quality in Wood Cutting – Model Experiments and Simulations by the Extended Distinct Element Method *12th International Wood Machining Seminar*, 1995, pp. 56 – 62.
12. **Costes, J., P., Larricq, P.** Towards High Cutting Speed in Wood Milling. Orginal Article *Forest Science* 59 2002: pp. 857 – 865.
13. **Bledzki, A. K., Faruk, O.** Microcellular Wood Fiber Reinforced PP Composites: Cell Morphology, Surface Roughness, Impact, and Odor Properties *Journal of Cellular Plastics* 41 (6) 2005: pp. 539 – 550.
14. **De Meijer, M., Haemers, S., Cobben, W., Miltz, H.** Surface Energy Determinations of Wood: Comparison of Methods and Wood Species *Langmuir* 16 (24) 2000: pp. 9352 – 9359.
15. **Richter, K., Feist, W., C., Knaebe, M., T.** The Effect of Surface Roughness on the Performance of Finish. Part 1. Roughness Characterization and Stain Performance *Forest Products Journal* 45 (7/8) 1995: pp. 91 – 96.

PADĖKA

Dėkoju savo darbo vadovui doc. dr. Justinui Ruseckui už suteiktas žinias, palaikymą ir konsultacijas, rengiant disertacinį darbą.

Dėkoju savo darbo mokslinei konsultantei doc. dr. Regitai Bendikienei už konsultacijas, nuoširdų bendravimą ir palaikymą rengiant šį darbą.

Dėkoju doc. dr. Sangaudui Chodočinskui, doc. dr. Antanui Baltrušaičiui, dr. Edmundui Pupeliui ir lektorei Loretai Mačėnaitei už naudingas konsultacijas.

Dėkoju šio darbo recenzentams už pastabas.

Dėkoju Mechanikos inžinerijos ir dizaino fakulteto dekanatui už finansinę paramą.

Dėkoju savo tėvams ir sesers šeimai už palaikymą ir supratingumą.

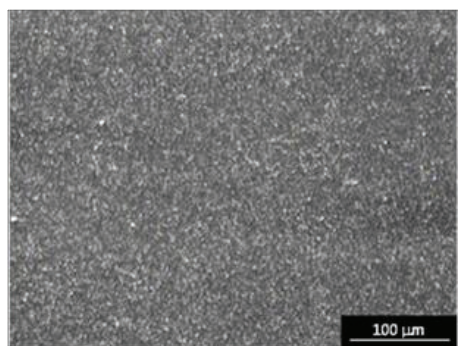
PRIEDAI

1 PRIEDAS

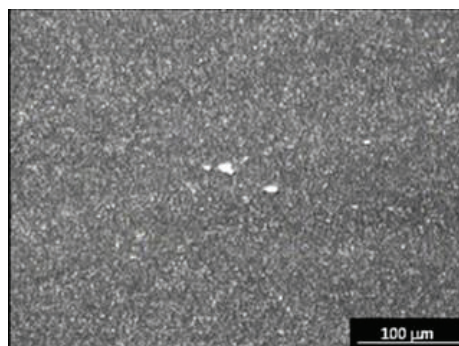
P.1 lentelė. Frezavimo peilių plienų cheminė sudėtis (pagal standartus)

Cheminė masės sudėtis, %	Frezavimo peiliai			
	Nr.1	Nr.2	Nr.3	Nr.4
C	0,80–0,90	0,75–0,83	0,70–0,78	0,73–0,83
Si	0,15–0,35	≤0,50	≤0,45	≤0,50
Mn	0,15–0,40	≤0,40	≤0,40	≤0,40
Ni	0,90–1,30	–	–	–
S	≤0,03	≤0,03	≤0,03	–
P	≤0,03	≤0,03	≤0,03	–
V	0,30–0,50	1,00–1,30	1,00–1,20	0,90–1,20
Ti	0,05–0,15	–	–	–
Cr	5,00–6,00	3,50–4,50	3,80–4,50	3,50–4,50
Mo	≤0,20	≤1,00	–	≤1,00
W	≤0,20	17,2–18,7	17,5–18,5	17,2–18,7
Co	–	–	–	≤1,00

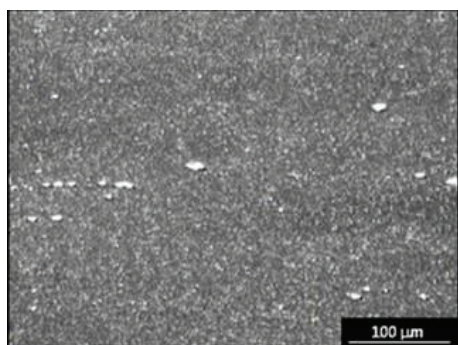
2 PRIEDAS



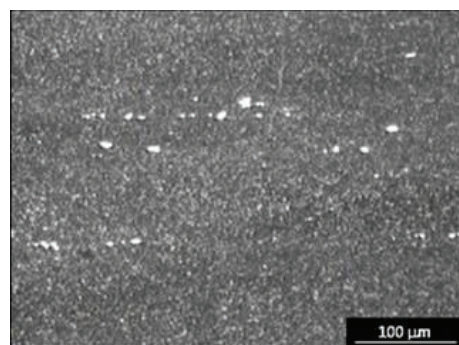
a



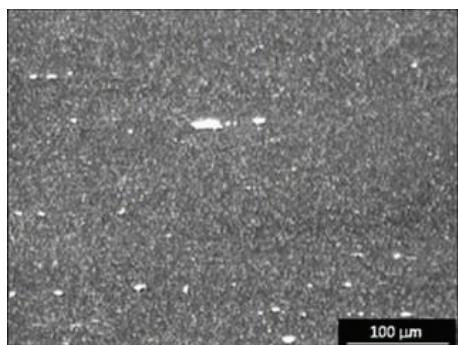
b



c



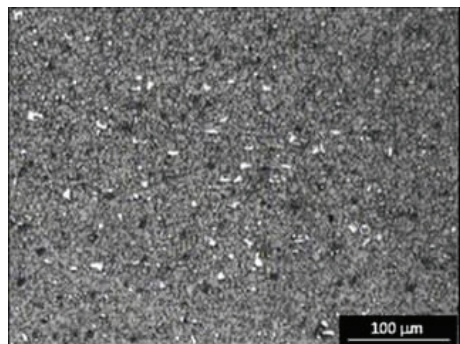
d



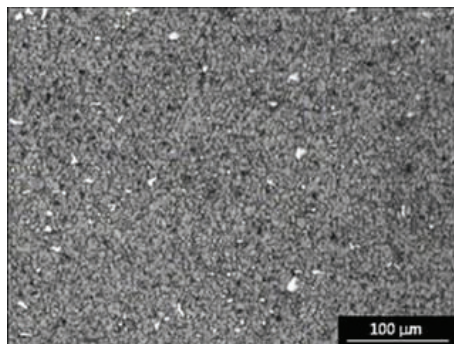
e

P.2 pav. Legiruoto įrankių plieno 8X6HΦT (pagal GOST 5950-73) mikrostruktūra

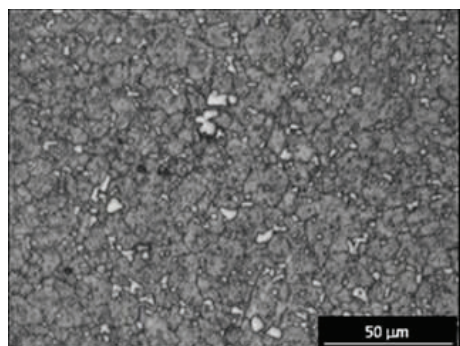
3 PRIEDAS



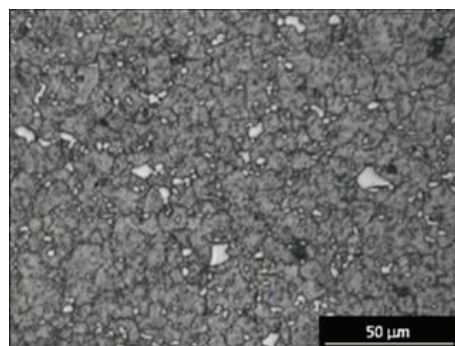
a



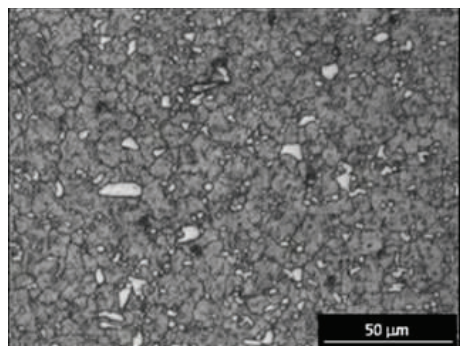
b



c



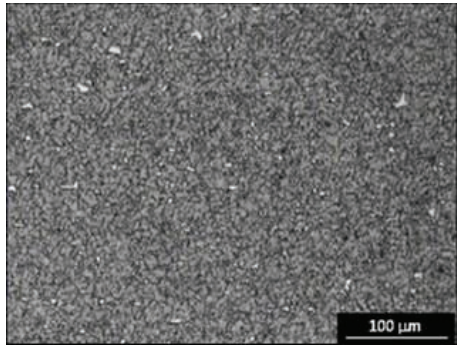
d



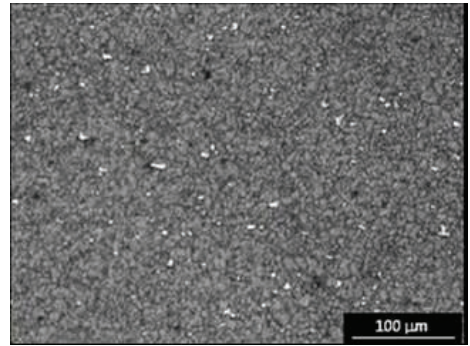
e

P.3 pav. Daugivolframio greitapjovio įrankių plieno HS 18-0-1 (pagal NF A 35-590) mikrostruktūra

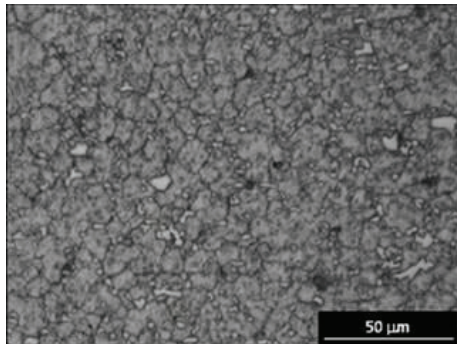
4 PRIEDAS



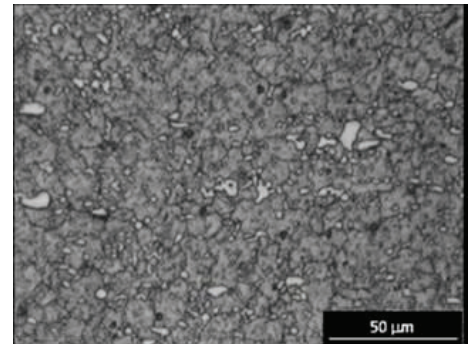
a



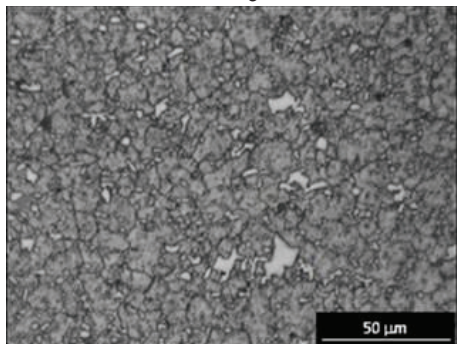
b



c



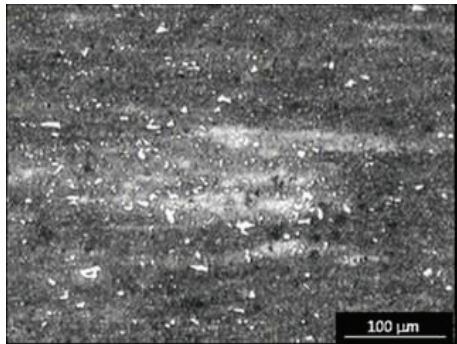
d



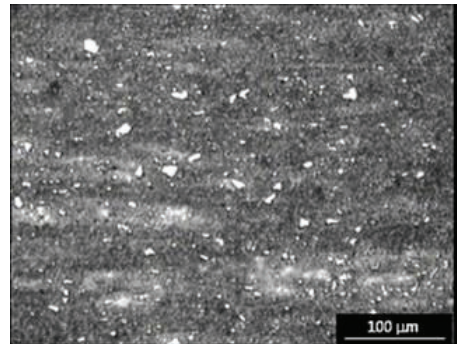
e

P.4 pav. Daugivolfraonio greitapjovio įrankių plieno HS 18-0-1 (pagal DIN 17350) mikrostruktūra

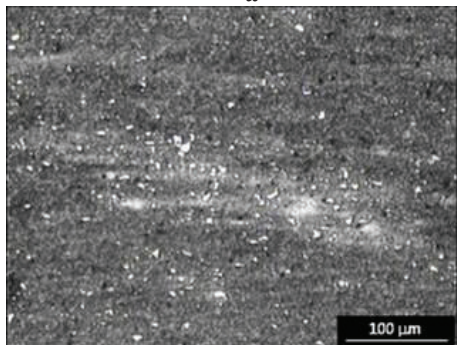
5 PRIEDAS



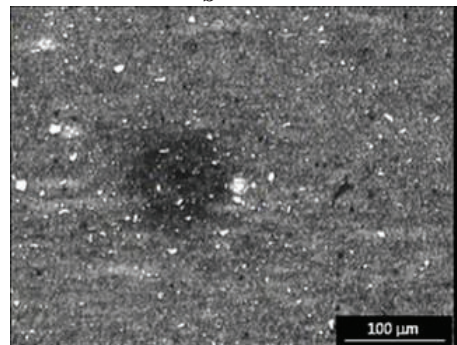
a



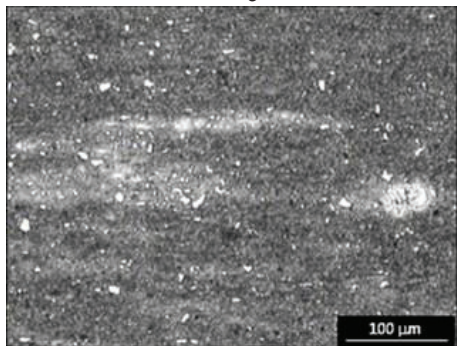
b



c



d



e

P.5 pav. Daugivolframio greitapjovio įrankių plieno HS 18-0-1 (pagal UNI 2955) mikrostruktūra

SL344. 2018-09-12, 26 leidyb. apsk. 1. Tiražas 12 egz. Užsakymas 266.
Išleido Kauno technologijos universitetas, K. Donelaičio g. 73, 44249 Kaunas
Spausdino leidyklos „Technologija“ spaustuvė, Studentų g. 54, 51424 Kaunas