České vysoké učení technické v Praze

Fakulta strojní

Frézování kompozitních materiálů s termoplastickou matricí

Disertační práce

2019

Studijní program: P2301 - Strojní inženýrství

Studijní obor: Strojírenská technologie

Školitel: prof. Dr. Ing. František Holešovský

Školitel specialista: Ing. Pavel Zeman, Ph.D.

Ing. Petr Mašek

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem svou disertační práci vypracoval samostatně a použil jsem pouze podklady uvedené v přiloženém seznamu.

Nemám závažný důvod pro použití tohoto školního díla ve smyslu 60 Zákona č. 121/2000 Sb., o právu autorském, o právech souvisejících s právem autorským a o změně některých zákonů (autorský zákon).

V Praze dne 12. 1. 2019 ……

podpis

Poděkování

Rád bych touto cestou poděkoval za cenné rady a pomoc při psaní této práce prof. Dr. Ing. Františkovi Holešovskému a rovněž doc. Ing. Martinovi Vrabcovi, CSc., jenž mě vedl v době mého doktorského studia. Dále bych chtěl poděkovat Ing. Pavlu Zemanovi, Ph.D. a stejnou měrou Ing. Petru Kolářovi, Ph.D. za věcné připomínky a zapojení do projektů, bez kterých by práce vzniknout nemohla. Děkuji také svým rodičům pracujícím v oboru za pomoc při vyhodnocování některých dat. Nejvíce ze všeho bych chtěl však poděkovat své manželce za její podporu při studiu i psaní této práce.

Anotace

Práce je zaměřena na frézování kompozitních materiálů s termoplastickou matricí. Zabývá se bočním frézováním, tedy přesněji ořezem kompozitních desek, což je jedna z nejčastěji používaných operací při dokončování konstrukčních dílů z tohoto materiálu. Dlouhodobým cílem je v tomto segmentu výroby zvyšování produktivity obrábění a také zvyšování jakosti obráběného dílce. V návaznosti na tento požadavek byly v práci vyvinuty dva typy řezných nástrojů, které splňovaly náročné požadavky na obrobení dílce. Oba typy jsou kompresní stopkové frézy s povlakem CVD-diamantu či PCD a vyznačují se zejména odolností vůči opotřebení při frézování vysoce abrazivních kompozitních materiálů C/PPS a G/PA12, které byly vybrány jako zástupci termoplastických kompozitních polymerních materiálů. Pro navržené řezné nástroje byly pomocí statistických metod odhadnuty vhodné řezné podmínky pro dosažení vysoce jakostního obrobeného povrchu s ohledem na dosažení vysoké produktivity obrábění. Pro experimentální účely bylo nutné navrhnout metodiku měření teplot kvůli poměrně nízkým teplotním limitům materiálů obrobků. Zvolena byla modifikovaná metoda měření poloumělým termočlánkem využívající vodivost uhlíkových vláken v kompozitu a dále byla pro komparativní měření použita infračervená termovizní kamera. Vylepšena byla také metoda měření delaminace po obrobení dílce za účelem zvýšení přesnosti a opakovatelnosti měření. Dále byl navržen simulační matematický model pro výpočet řezné síly při frézování nástrojem s dvojitou kompresní šroubovicí založený na geometrických poměrech na nástroji a částečné empirii. Byly také stanoveny modelové empirické vztahy pro výpočet delaminace a teploty na povrchu materiálu při frézování tímtéž typem nástroje.

Annotation

Milling of fibre reinforced thermoplastic composites

This thesis is focused on the milling of the composite materials with thermoplastic matrix. The thesis deals with the side milling, or more precisely with the trimming of composite boards, that is the one of the most significant finishing operations of components made up from this type of material. A long-term target in this field is the productivity increasing and also increasing of the machined part quality. Two types of cutting tools were designed in this thesis, which accomplished difficult demands form machining of composite part. The both of them are types of compress end mills with the CVD-diamond coating or PCD and they have a long life time during milling of highly abrasive composite materials C/PPS and G/PA12, which were chosen as representatives in given group of fibre-reinforced plastics. The suitable cutting conditions were estimated based on the statistical methods for obtaining high quality machined surface with respect to the high productivity of the milling. It was necessary to create a suitable method of the surface temperature measuring with regard to the relatively low temperature limits of the workpiece materials. A modified method of measuring with the semi-artificial thermocouple was chosen. This method exploits the electric conductivity of the carbon fibres in composite. The second chosen method was a measuring with the infrared camera. Next, the mathematical model for calculating of the cutting force was developed for milling with the compressive end mill. This model is based on the geometrical relationships on the cutting tool and partially on the empirical equations. An empirical model was created also for the average delamination length and temperature on the machined surface.

Obsah

Prohlášení ... 2
Poděkování ... 3
Anotace ... 4
Annotation ... 5
Obsah ... 6
Seznam obrázků ... 10
Seznam tabulek ... 15
Seznam zkratek a symbolů ... 17
1 Úvod ... 23
2 Materiálová analýza kompozitních materiálů ... 25
2.1 Rozbor FRP materiálů ... 26
2.1.1 Matrice a jejich vlastnosti ... 26
2.1.2 Vláknová výztuž a její vlastnosti ... 28
2.1.3 Skladba kompozitu, uložení vláken v matrici ... 30
3 Frézování FRP materiálů ... 32
3.1 Hlavní komplikace při frézování FRP ... 32
3.2 Delaminace ... 33
3.2.1 Delaminace při frézování ... 33
3.2.2 Shrnutí problému delaminace ... 35
3.3 Teplotní vlivy – poškození FRP nadměrným teplem ... 36
3.3.1 Teplotní vlivy při frézování FRP ... 38
3.3.2 Shrnutí problematiky tepelného ovlivnění FRP ... 38
3.4 Měření teploty při frézování ... 39
3.4.1 Měření teploty termočlánky ... 39
3.4.2 Měření teploty termistory ... 44
3.4.3 Radiační termometrie ... 44
3.4.4 Termo-fyzikální metody měření teploty ... 46
3.4.5 Zhodnocení metod měření teploty pro účely frézování FRTC ... 47
3.4.6 Shrnutí – Měření teploty FRTC ... 48

3.5 Tvorba třísky – ochrana zdraví 48
3.5.1 Ochrana zdraví při frézování FRP 50
3.5.2 Shrnutí problému ochrany zdraví 51
3.6 Abrazivita materiálu - nástrojové materiály, geometrie a opotřebení nástrojů 51
3.6.1 Geometrie nástrojů pro obrábění kompozitních materiálů 56
3.6.2 Nástroje pro frézování 57
3.6.3 Zvyšování řezivosti PCD a CVDD fréz 58
3.6.4 Shrnutí studie životnosti nástrojů při frézování FRP 62
4 Formulace cílů disertační práce 63
5 Vývoj stopkové frézy pro boční frézování FRTC 64
5.1 Volba testových FRTC materiálů 64
5.2 Příprava experimentu - volba strojního a měřicího zařízení 66
5.2.1 Volba strojního vybavení 66
5.2.2 Přístroje použité pro měření drsnosti povrchu 68
5.2.3 Přístroje použité pro měření delaminace 68
5.2.4 Přístroje použité pro měření sil 69
5.3 Výběr standardních stopkových fréz 70
5.4 Vliv orientace vláken na velikost sil a delaminaci – úvodní test 72
5.4.1 Úvodní test – návrh experimentu 72
5.4.2 Úvodní test - vyhodnocení 74
5.5 Hlavní experiment testu standardních nástrojů – návrh experimentu 75
5.6 Drsnost povrchu – výsledky testu standardních nástrojů 77
5.7 Delaminace/otřepy – vyhodnocení testu standardních nástrojů 78
5.8 Vyhodnocení sil – test standardních nástrojů 80
5.9 Návrh optimálního tvaru řezné části prototypového nástroje 84
5.9.1 Srovnání prototypových fréz 1. série z hlediska řezivosti 86
5.9.2 Testy životnosti prototypových nástrojů 87
5.9.3 Ekonomická analýza testovaných materiálů 89
5.9.4 Shrnutí poznatků z vývoje první řady prototypových nástrojů 91
5.10 Návrh druhé řady prototypových nástrojů 92
5.10.1 Porovnání druhé generace PCD nástrojů 96

5.10.2 Srovnání CVD-D nástrojů z hlediska velikost otřepů a sil 98
5.10.3 Shrnutí poznatků z vývoje druhé řady prototypových nástrojů 101
5.11 Demonstrace funkčnosti prototypových nástrojů 102
6 Návrh geometrického modelu sil 105
6.1 Ověření modelu sil 108
6.2 Zobecnění modelu sil C/PPS a G/PA12 110
6.2.1 Ověření modelu sil pro materiál C/PPS 112
6.2.2 Ověření modelu sil pro materiál G/PA12 113
7 Empirický model delaminace 114
7.1 Ověření empirického modelu delaminace pro materiál C/PPS 114
7.2 Ověření empirického modelu delaminace pro materiál G/PA12 115
8 Měření teploty při frézování G/PA12 a C/PPS 117
8.1 Návrh metody měření teplot při frézování G/PA12 a C/PPS 117
8.2 Vlastnosti navržených metod měření teploty 118
8.3 Kalibrace měření poloumělým termočlánkem pro frézování C/PPS 118
8.3.1 Identifikace vhodné kombinace kovů termočlánku 119
8.3.2 Stanovení cejchovní závislosti C/PPS - chromel 121
8.4 Návrh metody měření teploty poloumělým termočlánkem 123
8.5 Vývoj návrhu vzorku pro zapojení termočlánku 125
8.5.1 První testová varianta vzorku 125
8.5.2 Druhá testová varianta vzorku 126
8.5.3 Interpretace záznamu termoelektrického napětí a volba typu filtrace 128
8.6 Experimentální část měření poloumělým termočlánkem 130
8.6.1 Vliv strategie obrábění 130
8.6.2 Statistická významnost řezných podmínek pro nárůst teploty (C/PPS) 132
8.6.3 Empirický matematický model teploty 135
8.7 Termovize – komparační měření teploty na C/PPS a G/PA12 136
8.7.1 Stanovení emisivity kompozitu C/PPS a G/PA12 136
8.8 Vyšetřování významnosti vlivu vybraných faktorů řezných podmínek na teplotu měřenou termokamerou 139
8.8.1 Výsledky ANOVA testu z měření termokamerou a diskuze 140

8.9 Vyšetřování významnosti vlivu geometrie kompresního nástroje v porovnání s řeznou rychlostí na teplotu měřenou termokamerou 141

8.9.1 Výsledky ANOVA testu geometrie nástroje v porovnání s řeznou rychlostí a diskuze 142

8.9.2 Shrnutí výsledků měření teplot poloumělým termočlánkem a termovizní kamerou 143

Závěry a diskuse 145

Splnění cílů disertační práce 147

Nové poznatky a přínos pro teorii a praxi 148

Doporučení směrů dalšího výzkumu studované problematiky 149

Citovaná literatura 150

Seznam obrázků

Obr. 1. Nárůst spotřeby polymerních kompozitních materiálů v různých průmyslových odvětvích [2]. 23

Obr. 2. Jednosměrná orientace vláken a vícesměrová orientace vláken [9]. 30

Obr. 3. Nejpoužívanější typy vazeb kompozitu. Zleva: plátnová, keprová, saténová (atlasová) vazba. 31

Obr. 4. Schéma orientace uložení vláken vzhledem k směru obrábění - PW a PX. 31

Obr. 5. Typy delaminace při frézování [3, 10]. 34

Obr. 6. Grafické znázornění delaminace při frézování [15]. 35

Obr. 7. Tepelná bilance při ortogonálním řezání [19]. 36

Obr. 8. Schéma měření střední teploty řezání s využitím vodivosti CFRP materiálu při frézování [26]. 40

Obr. 9. Uspořádání testu měření teploty pomocí přirozeného termočlánku při čelním frézování [32]. 41

Obr. 10. Umístění umělého termočlánku v rotačním nástroji [28]. 42

Obr. 11. Schéma fungování obráběného umělého termočlánku s typickým záznamem měření [36]. 42

Obr. 12. Metoda měření poloumělým termočlánkem s využitím konstantanové folie [27]. 44

Obr. 13. Termistorový senzor na vyměnitelné břitové destičce [42]. 44

Obr. 14. Měření teploty na čele dvoubarevným pyrometrem při frézování [41]. 46

Obr. 15. Mechanismus řezání při ortogonálním obrábění uhlík/epoxid. (a) delaminace; (b) zborcení vlákna; (c) a (d) odříznutí vlákna; (e) zdeformování; (f) střih [17]. 49

Obr. 16. Test lomové mechaniky laminátu při ortogonálním obrábění - MKP model [52]. 50

Obr. 17. Mechanismus opotřebení během obrábění GFRP nepovlakovaného jemnozrnného SK (a) abraze, (b) mikrochipping [54]. 52

Obr. 18. Porovnání tvrdostí nástrojů na bázi diamantu [55]. 53

Obr. 19. Opotřebený CVD-D povlak frézy s dvojitou kompresní šroubovicí [56]. 53

Obr. 20. Porovnání materiálů pro frézování kompozitů s polymerní matricí [3]. 54

Obr. 21. Křivka opotřebení pro PCD nástroj a nástroj vyrobený ze slinutého karbidu během frézování kompozitu s uhlíkovými vlákny [1]. 55

Obr. 22. Srovnání rozdílných hrubostí zrna a materiálů nástrojů pro frézování kompozitu s uhlíkovými vlákny [1]. 55

Obr. 23. Postup opotřebení hřbetu pro různé materiály při obrábění CFRP při mokrém řezném procesu. Řezná rychlost 100 m/min, posuv 0,1 mm/ot, hloubka řezu 0,5 mm [3]. 56

Obr. 24. Geometrie řezných nástrojů pro frézování kompozitních materiálů (a) přímé břity, (b) fréza se šroubovou drážkou, (c) levořezná fréza se šroubovou drážkou, (d) dvouspirálový kompresní nástroj, (e) vícehrotý nástroj, (f) vícebřitý s drážkou (ukázka nástrojů z nástrojárny ONSRUD) [3]. 58

Obr. 25. Porovnání řezání řezné hrany různými technologiemi [61]. 59

Obr. 26. Závislost velikosti poloměru řezné hrany na době leštění nástroje. 59

Obr. 27. Porovnání opotřebení leštěného SC100-LP a neleštěného SC100L břitu PCD při obrábění nitridové keramiky [62]. 60

Obr. 28. Princip metody leštění s přispěním ultrafialového záření [63]. 60

Obr. 29. Porovnání dvou PCD nástrojů firmy Hufschmied. Horní s utvařečem třísek spodní bez utvařeče [95]. 61

Obr. 30. Vizualizace PCD ve šroubovici [64]. 61

Obr. 31. Pájení 3D PCD [67]. 62

Obr. 32. Třídění termoplastů [68]. 65

Obr. 33. experimentální stroj LM-2 [69]. 66

Obr. 34. MCFV 5050LN (LM-1). 67

Obr. 35. Uspořádání měření drsnosti. 68

Obr. 36. Sestava pro měření sil s dynamometrem Kistler 9255B. 69

Obr. 37. Sestava pro měření sil s dynamometrem Kistler 9123C111. 69

Obr. 38. Rozklad složek sil při bočním frézování bez uvažování osové složky [100]. . 70

Obr. 39. Zvolené komerční stopkové frézy. 71

Obr. 40. Značení orientace vláken v povrchové vrstvě v experimentu. 72

Obr. 41. Postup konverze fotografie na monochromatický obraz otřepu. 73

Obr. 42. Výsledky porovnání sil F_c a F_{cN} pro různé orientace svrchní vrstvy kompozitu C/PPS a G/PA12. 74

Obr. 43. Porovnání velikosti otřepů pro C/PPS a G/PA12 při frézování různých orientací svrchní vrstvy. 74

Obr. 44. Nastavení experimentu. 75

Obr. 45. Zvětšený povrch obrobené plochy. 78

Obr. 46. Porovnání průměrného otřepu napříč běhy experimentu pro materiál C/PPS. 79

Obr. 47. Porovnání průměrného otřepu napříč běhy experimentu pro materiál G/PA12. 79

Obr. 48. Graf hlavních efektů pro S/N poměr – materiál C/PPS. 81

Obr. 49. Graf hlavních efektů pro S/N poměr – materiál G/PA12 82

Obr. 50. Graf hlavních efektů na aktivní sílu – frézování C/PPS. 82

Obr. 51. Graf hlavních efektů na aktivní sílu – frézování G/PA12. 83

Obr. 52. Prototypy nástrojů pro druhou fázi testování. 85

Obr. 53. Průměrná velikost otřepů pro prototypové nástroje při obrábění C/PPS..... 86

Obr. 54. Porovnání prototypových nástrojů – velikost plochy otřepů. 86

Obr. 55. Nastavení experimentu životnosti prototypových nástrojů. 87

Obr. 56. Průběhy opotřebení nástrojů D12T2-TiN, P-D12T5-CVDD, P-D12T4-PCD, P-D8T2-PCD. 88

Obr. 57 Příklad vývoje otřepů u nástrojů P-D8T2-PCD a D12T2-TiN. 89

Obr. 58. Porovnání relativních celkových nákladů pro ořezy C/PPS. 91

Obr. 59. Návratnost investice do nástroje pro ořezy C/PPS. 91

Obr. 60. Prototypy PCD fréz druhé generace.. 93

Obr. 61. Prototypy CVD-D nástrojů druhé generace. 93

Obr. 62. Princip zpřesněné metody měření otřepu. 94

Obr. 63. Měřicí přípravek pro upnutí vzorků ve dvou směrech pro focení otřepu. 95

Obr. 64. Uspořádání experimentu měření sil rotačním a stacionárním dynamometrem se speciálním upínacím přípravkem. 96

Obr. 65. Vyhodnocení otřepů PCD v druhé fázi testování – G/PA12 vlevo, C/PPS vpravo. 97

Obr. 66. Grafy hlavních efektů pro střední hodnoty F_a. 98

Obr. 67. Grafy hlavních efektů pro střední hodnoty A_{dl} – G/PA12. 100

Obr. 68. Grafy hlavních efektů pro střední hodnoty A_{dl} – C/PPS. 100

Obr. 69. Demonstrační dílec - popis problematických míst. 102

Obr. 70. Upínací přípravek – výroba otvorů (vlevo), výroba vnějšího tvaru (vpravo). 103

Obr. 71. Záběrové charakteristiky nezbytné pro zpracování modelu [102]. 106

Obr. 72. Změřené závislosti K_c na h_m pro různé geometrie nástrojů na materiál C/PPS. 108

Obr. 73. Změřené závislosti K_c na h_m pro různé geometrie nástrojů na materiál G/PA12. 108

Obr. 74. Příklad vyhodnocení F_{ce} ze závislosti. 109

Obr. 75. Porovnání modelovaných závislostí $F_c - f_z$ a $F_{cN} - f_z$ pro frézu G25L28 pro k = 1,6 mm a k = 0. a_p = 3 mm (material C/PPS). 110

Obr. 76. Model řezné síly vs. měřená data pro vybrané nástroje pro materiál C/PPS. 112

Obr. 77. Ověření modelu rozkladem sil F_c a F_{cN} do souřadného systému dynamometru na příkladu nástroje G25-L15, f_z = 0,05 mm, a_e = 3 mm, a_p = 3 mm, v_c = 100 m/min. Materiál obrobku C/PPS. 112

Obr. 78. Model řezné síly vs. měřená data pro vybrané nástroje pro materiál G/PA12. 113

Obr. 79. Model vs. měřená data pro A_{dl} pro materiál C/PPS. 115

Obr. 80. Model vs. měřená data pro A_{dl} pro materiál G/PA12. 116

Obr. 81. Schéma měření pro nalezení vhodného párového kovu k vláknové výztuži do obvodu poloumělého termočlánku. 119

Obr. 82. Cejchování poloumělého termočlánku pro C/PPS – vnitřní uspořádání. 120

Obr. 83. Cejchování poloumělého termočlánku C/PPS – vnější uspořádání. 120

Obr. 84. Porovnání cejchovních křivek pro vybrané poloumělé termočlánky. 121

Obr. 85. Schéma cejchování pod pájkou 122

Obr. 86. Uspořádání zkoušek cejchování pod pájkou 122

Obr. 87. Cejchovní křivka ohřevu a chladnutí Chromega - C/PPS. 123

Obr. 88. Schéma zapojení měření poloumělým termočlánkem C/PPS – chromega. 124

Obr. 89. Praktická soustava měření na stroje MCFV 5050 LM. 124

Obr. 90. První testová varianta vzorku C/PPS. 125

Obr. 91. Realizace první varianty vzorku (starší varianta s pěti kanály). 125

Obr. 92. Příklad průběhu termoelektrického napětí při frézování první varianty vzorku. 126

Obr. 93. Druhá testová varianta vzoru C/PPS. 126

Obr. 94. Realizace zapojení vzorku druhé varianty vzorku. 127

Obr. 95. Typický průběh termoelektrického napětí při frézování druhé varianty vzorku. 127

Obr. 96. Záznam sil při frézování C/PPS – měření s vloženými termočlánkovými drátky. Nástroj D12T2-PCD, v_c = 100 m/min, f_z = 0,05 mm, a_e = 3 mm, a_p = 3 mm. Dynamometr Kistler 9255B. 128

Obr. 97. Záznam měření termoelektrického napětí v čase s aplikací filtru napěťových špiček [103]..... 129

Obr. 98. Místo odečtu teploty při termovizním měření. 130

Obr. 99. Schematické znázornění teplotního pole při sousledné a nesousledném frézování [90]. 131

Obr. 100. Teplotní pole při sousledném a nesousledném frézování [90]. 131

Obr. 101. Vliv strategie obrábění na velikost teploty. 132

Obr. 102. Grafy hlavních efektů pro průměrné hodnoty Θ. 133

Obr. 103. Graf hlavních efektů pro střední hodnoty Θ – geometrie vs v_c. 135

Obr. 104. Model vs. měřené hodnoty pro teploty na obrobeném povrchu. 136

Obr. 105. Schéma experimentu stanovení emisivity kompozitu C/PPS a G/PA12. 137

Obr. 106. Křivky chladnutí testovaných materiálů při měření temrokamerou a umělým termočlánkem..... 138

Obr. 107. Křivky závislosti teploty na emisivitě testovaných materiálů. 138

Obr. 108. Uspořádání experimentu měření termokamerou T640 na stroji MCFV 5050 LN. 139

Obr. 109. Efekty středních hodnot vybraných kontrolních faktorů na teplotu měřenou termovizní kamerou – porovnání C/PPS a G/PA12..... 140

Obr. 110. Efekty středních hodnot faktorů úhlu čela a úhlu stoupání šroubovice na teplotu měřenou termovizní kamerou – porovnání C/PPS a G/PA12..... 142

Seznam tabulek

Tab. 1. Vybrané termosetické materiály a jejich vlastnosti [2, 6]. 27

Tab. 2. Vybrané termoplastické materiály a jejich vlastnosti [2, 6, 7]. 27

Tab. 3. Vlastnosti vybraných vláknových výztuží [2]. 29

Tab. 4. Známé vlastnosti kompozitů C/PPS a G/PA12. 65

Tab. 5. Parametry stroje LM-2 [70]. 67

Tab. 6. Parametry stroj MCFV 5050LN (LM-1). 68

Tab. 7. Specifikace komerčních nástrojů. 71

Tab. 8. Úrovně pro faktory v experimentu. 76

Tab. 9. Návrh experimentu dle Taguchiho. 76

Tab. 10. ANOVA test pro SN poměr na materiál C/PPS. 80

Tab. 11. Tabulka odezvy pro S/N poměr – materiál C/PPS. 81

Tab. 12. ANOVA test pro S/N poměr na materiál G/PA12. 81

Tab. 13. Tabulka odezvy pro S/N poměr – materiál G/PA12. 81

Tab. 14. Technické parametry prototypových nástrojů ve druhé fázi testování. 85

Tab. 15. Přehled ekonomických parametrů vybraných nástrojů pro porovnání. 89

Tab. 16. Cena různých typů obráběcích strojů. 90

Tab. 17. Technické parametry PCD prototypových nástrojů druhé generace. 93

Tab. 18. Technické parametry CVD-D prototypových nástrojů druhé generace. 94

Tab. 19. Návrh experimentu pro srovnání CVD-D. 98

Tab. 20. Výsledky ANOVA testu pro F_a (G/PA12). 99

Tab. 21. Výsledky ANOVA testu pro F_a (C/PPS). 99

Tab. 22. Výsledky ANOVA testu pro A_{dl} (G/PA12). 101

Tab. 23. Výsledky ANOVA testu pro A_{dl} (C/PPS). 101

Tab. 24. Výsledky porovnání obrábění na kompozitu C/PPS – demonstrační dílec. .. 104

Tab. 25: Koeficienty měrné řezné síly pro testované karbidové nástroje dle jejich geometrie. 109

Tab. 26. Vypočtené parametry F_{ce} a K_{cN}. 110

Tab. 27. Odhad parametrů pro zobecněný model řezných sil pro materiál C/PPS. 111

Tab. 28. Odhad parametrů pro zobecněný model řezných sil pro materiál G/PA12... 111

Tab. 29. Koeficienty odhadnuté metodou nejmenších čtverců pro empirický model A_{dl} pro materiál C/PPS. ... 114

Tab. 30. Koeficienty odhadnuté metodou nejmenších čtverců pro empirický model A_{dl} pro materiál G/PA12. ... 115

Tab. 31. Chemická složení materiálů testovaných termočlánkových drátků. ... 119

Tab. 32. DOE – vyšetřování statistické významnosti řezných podmínek. ... 132

Tab. 33. Výsledky ANOVA testu pro Θ. ... 133

Tab. 34. DOE pro komparaci vlivu významného kontrolního faktoru řezné podmínky v_c a geometrie nástrojů. ... 134

Tab. 35. ANOVA - Θ vs geometrie a řezná rychlost ... 134

Tab. 36. Odhad parametrů pro model teploty. ... 135

Tab. 37. Příklad vyhodnocení výsledku měření emisivity (vlevo) a úhlové chyby emisivity (vpravo) pro C/PPS a G/PA12. ... 137

Tab. 38. Návrh experimentu pro zjištění významnosti faktorů na teplotu měřenou termokamerou. ... 139

Tab. 39. Výsledky ANOVA testu pro Θ_{Flir} na materiálu C/PPS. ... 141

Tab. 40. Výsledky ANOVA testu pro Θ_{Flir} na materiálu G/PA12. ... 141

Tab. 41. Výsledky ANOVA testu pro Θ_{Flir} na materiálu C/PPS. ... 143

Tab. 42. Výsledky ANOVA testu pro Θ_{Flir} na materiálu G/PA12. ... 143

Seznam zkratek a symbolů

Zkratka / symbol	Popis	Jednotky
2D	dvourozměrný prostor	
3D	trojrozměrný prostor	
A	aramid	
A_b	plocha dolního otřepu	mm^2
ACN	absolutní celkové náklady	Kč
A_d	plocha měřeného otřepu	mm^2
Adj MS	průměrný mezitřídní součet čtverců	
Adj SS	součet čtverců uvnitř tříd	
A_{dl}	střední délka otřepu	mm
A_{fb}	plocha spodního otřepu měřená z pohledu obrobené plochy	mm
AFRP	polymer vyztužený aramidovými vlákny	
A_{ft}	plocha horního otřepu měřená z pohledu obrobené plochy	mm
a_p	radiální hloubka řezu	mm
a_{p1}	axiální hloubka řezu horní šroubovice	mm
a_{p2}	axiální hloubka řezu v překryvu	mm
a_{p3}	axiální hloubka řezu spodní šroubovice	mm
a_{pi}	obecné vyjádření axiální hloubky řezu pro různé části kompresní frézy	mm
A_t	plocha horního otřepu	mm^2
C	uhlík (carbon)	
C_{Adl}	konstanta střední délky otřepu	
CCD	zařízení s vázanými náboji	
CFRP	polymer vyztužený uhlíkovými vlákny	
CMC	kompozit s keramickou matricí	
CN	cena nástroje	Kč

CNC	počítačem číslicově řízený	
CNSP	celkové náklady strojního pracoviště	Kč·hod^{-1}
CS	pořizovací cena nástroje	Kč
CVD	chemická depozice z plynné fáze	
CVD-D	diamant nanášený metodou CVD	
C_Θ	konstanta teploty na povrchu obrobku	
d	průměr nástroje	
DAQ	zařízení pro získávání dat	
DF	stupně volnosti	
dz	diferenciál vzdálenosti v ose z	mm
E	intenzita vyzařování šedého tělesa	W·m^{-2}
$E_\parallel$	modul pružnosti v tahu ve směru rovnoběžném s vláknem	kN·mm^{-2}
$E_\perp$	modul pružnosti v tahu ve směru kolmém na vlákno	kN·mm^{-2}
EDM	elektroerozivní obrábění	
EP	epoxidová pryskyřice	
Ex	modul pružnosti v tahu ve směru x	
Ey	modul pružnosti v tahu ve směru y	
f	posuv	mm
F	F-poměr: testová statistika	
F	celková řezná síla	N
F_a	aktivní složka	N
F_c	řezná síla	N
F_{ce}	příspěvek k řezné síle od řezné hrany	N
F_{cN}	kolmá řezná síla	N
Fd	faktor delaminace	1
F_f	síla posuvová	N
F_{fN}	kolmá síla posuvu	N
FRP	vlákny vyztužený polymer	
FRTC	vlákny vyztužené termoplastické kompozity	

Fx	síla ve směru osy dynamometru x	N
Fy	síla ve směru osy dynamometru y	N
f_z	posuv na zub	mm
G	sklo (glass)	
GFRP	polymer vyztužený skelnými vlákny	
Gxy	modul pružnosti ve smyku	
$h(\phi)$	aktuální tloušťka odřezávané vrstvy	mm
HDT	teplota tvarové stálosti polymeru	°C
HM	vysokomodulová vlákna	
HST	vysoce pevné vlákno, s nižší tuhostí, vyšší tažností	
HT	vysokopevnostní vlákna	
IM	středněmodulová vlákna	
k	překryv dvou šroubovice kompresní frézy	mm
$K_c(\phi)$	okamžitá měrná řezná síla	$N \cdot mm^{-2}$
k_{c1}	měrná řezná síla při jednotkovém průřezu třísky	
k_{cN1}	měrná kolmá řezná síla při jednotkovém průřezu třísky	
$K_{cN}(\phi)$	okamžitá měrná kolmá řezná síla	$N \cdot mm^{-2}$
l	vyhodnocovaná délka	mm
LM	nízkomodulová vlákna	
m	vzdálenost středu nástroje od jeho čela	mm
m_c	koeficient měrné řezné síly	
m_{cN}	koeficient měrné kolmé řezné síly	
MD	vícesměrová orientace vláken	
m_k	koeficient překryvu šroubovic	
MKP	metoda konečných prvků	
MMC	kompozit s kovovou matricí	
MN	mzdové náklady obsluhy stroje	Kč
MRT	objem odebraného materiálu	cm^3
mz	krouticí moment měřený dynamometrem	N·m
m_γ	koeficient úhlu čela	

n	otáčky vřetena	min^{-1}
OD	odpisová doba	hod
p	vzdálenost čela nástroje horní frézované hrany desky	mm
P	p-hodnota	
PA12	polyamid 12	
PCD	polykrystalický diamant	
PEEK	polyetereterketon	
PMC	kompozit s polymerní matricí	
PPS	polyfenylen sulfid	
PW	orientace vláken tkaniny ve směru útku	
PW||	směr pohybu nástroje ve směru útku	
PW=	směr pohybu nástroje ve směru osnovy	
PX	orientace vláken tkaniny natočená o 45° k útku	
PX//	směr pohybu nástroje 135° na útek	
PX\\	směr pohybu nástroje 45° na útek	
Q_1	teplo vznikající v oblasti primární plastické deformace	J
Q_2	teplo vznikající v oblasti sekundární plastické deformace	J
Q_3	teplo vznikající v oblasti pěchování materiálu pod břit	J
r	poloměr řezné hrany	µm
R^2	koeficient determinace	
Ra	střední aritmetická úchylka profilu drsnosti	µm
RCN	relativní celkové náklady	$Kč \cdot cm^{-3}$
Rz	výška nerovnosti profilu drsnosti určená z 10 bodů	µm
S/N	poměr signálu k šumu	
SEM	skenovací elektronový mikroskop	
Seq SS	součet čtverců mezi třídami	
SK	slinutý karbid	
SN	náklady na spotřební materiál	Kč
STB	menší je lepší (vyhodnocení Taguchiho SN poměru)	
T	termodynamická teplota	K

T0.1	trvanlivost břitu pro opotřebení hřbetu VB_B = 0,1 mm	min
T_f	teplota tečení polymeru	°C
T_g	teplota skelného přechodu polymeru	°C
TiN	povlak titan nitridu	
T_m	teplota tavení polymeru	°C
u_A	koeficient střední délky otřepu	
$u_{A\gamma}$	koeficient úhlu čela přidružený ke střední délce otřepu	
$u_{A\lambda}$	koeficient úhlu šroubovice přidružený ke střední délce otřepu	
UD	jednosměrně uložená vlákna	
U_t	termoelektrické napětí	
u_Θ	koeficient teploty na povrchu obrobku	
$u_{\Theta\lambda}$	koeficient úhlu šroubovice přidružený k teplotě na povrchu obrobku	
VB_B	opotřebení na hřbetu	mm
v_c	řezná rychlost	$m.min^{-1}$
v_f	posuvová rychlost	$mm.min^{-1}$
W	nominální odřezaná šířka	mm
W_{max}	maximální šířka poškození	mm
Z	počet zubů	
z	osa vřetena, nástroje	
$Z(x)$	pořadnice drsnosti povrchu	
Zti	suma nejvyšších vrcholků a nejnižších hloubek na vyhodnocované délce	
α	pomocný úhel sevřený silami F_a a F_f	°
$\alpha_{\parallel}$	součinitel délkové teplotní roztažnosti rovnoběžně s vláknem	$10^{-6}\cdot K^{-1}$
$\alpha_{\perp}$	součinitel délkové teplotní roztažnosti kolmo na vlákno	$10^{-6}\cdot K^{-1}$
γ_o	úhel čela v ortogonální rovině	°
δ	tažnost	%
ε	emisivita daného šedého tělesa	
ε_r	dielektrická konstanta	1

Θ	teplota na povrchu obrobku	
Θ_{Flir}	teplota měřená termokamerou Flir	
λ	teplotní vodivost	$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$
λ_s	úhel sklonu ostří ve střižné rovině (úhel šroubovice)	°
π	poměr obvodu jakéhokoli kruhu v eukeidovské rovině k jeho průměru	
ρ	hustota	$g \cdot cm^{-3}$
ρ_{el}	měrný elektrický odpor	$\Omega \cdot m$
σ	stephan-boltzmanova konstanta	$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-4}$
σ_{Pt}	mez pevnosti v tahu	$N \cdot mm^{-2}$
τ	zpoždění vstupu středové části nástroje	°
Φ	úhel opásání nástroje	°
Φ_{ex}	úhel konce záběru	°
φ_i	aktuální úhel záběru	°
Φ_{st}	úhel počátku záběru	°
ψ	zpoždění následujícího zubu frézy	°

1 Úvod

Kompozity jsou heterogenní materiály sestávající z minimálně dvou složek, kde vlastnosti jedné složky jsou diametrálně odlišné od druhé. Bezpočet kombinací těchto složek umožňuje využít pro danou aplikaci tu nejvhodnější variantu z hlediska užitných vlastností. Kompozity mohou být s matricí kovovou (MMC), keramickou (CMC), či polymerní (PMC) [1]. Vlákny vyztužené polymery (Fiber reinforced plastic - FRP), kterými se bude zabývat tato disertační práce, jsou podskupinou PMC kompozitů a jsou využívány jako konstrukční materiály ve stále širším okruhu aplikací, nežli tomu bylo v minulosti. Tradičně jsou stále využívané v letectví, kosmonautice či ve zbrojařství, avšak prudký nárůst spotřeby polymerních kompozitů zaznamenala zejména odvětví stavebnictví a dopravy (Obr. 1). FRP skýtají možnost úspory hmotnosti při současném zachování nebo dokonce zlepšení mechanických vlastností konstrukcí. FRP však zasahují i do dalších průmyslových odvětví, jako je například automobilový průmysl, energetický průmysl nebo průmysl volného času [2].

Obr. 1. Nárůst spotřeby polymerních kompozitních materiálů v různých průmyslových odvětvích [2].

FRP je velké množství druhů. Je možné je dělit do kategorií dle materiálu matrice, materiálu vláken a délky a uspořádání vláken v kompozitu. Do výsledných vlastností zde značně promlouvá i objemový podíl vláken v kompozitu. Kombinace všech těchto parametrů významně ovlivňuje mechanické vlastnosti výsledného kompozitu a zároveň silně ovlivňuje i jeho obrobitelnost [3]. Současný světový výzkum obrábění FRP materiálů je zacílen zejména na tradičně používaný typ laminátů s termosetickou matricí, často pak s epoxidovou pryskyřicí. Minoritní skupina prací se pak zabývá obráběním termoplastických kompozitních materiálů. Právě tento typ materiálu byl předmětem řešení v projektu 7 rámce FibreChain běžícího v letech 2011 až 2014. Téma bylo následně rozvíjeno v interním projektu VCSVTT zaměřeném na frézování a soustružení FRP v letech 2014 až 2016 a projektu CAAT letectví od roku 2016 po současnost.

FRP materiály lze řadit mezi obtížně obrobitelné [1, 4, 5] zejména z důvodů:

- snížené kvality obrobené plochy způsobené delaminací, vytrhanými vlákny, otřepy,
- značnému opotřebení nástrojů v důsledku abrazivity vláknové výztuže,
- nízké teplotní odolnosti, dané teplotou tání matrice a její horší kondukcí tepla.

Uvedené vlivy značně limitují volbu řezného nástroje a řezných podmínek. Delaminace FRP je provázána s trvanlivostí řezné hrany nástroje a také s jeho řeznou geometrií. Při nevhodné volbě řezné geometrie dojde k většímu silovému a tepelnému zatížení obrobku, které může vést ke zhoršení výsledné kvality obrobeného povrchu. K tomu samému dojde i při nevhodně zvolených podmínkách.

Dalším požadavkem výroby je zvyšování produktivity obrábění. Produktivita obrábění může být měřena například objemem obrobeného materiálu za jednotku času. Vyšší produktivity lze dosáhnout úpravou nástroje pro dosažení maximálního úběru zvýšením počtu zubů, kdy nástroj dokáže ještě efektivně odvádět třísky FRP materiálu, a také optimalizací řezných podmínek. Tato optimalizační úloha vede k minimalizaci defektů způsobených silovými a tepelnými jevy při současné maximalizaci řezných podmínek.

2 Materiálová analýza kompozitních materiálů

Vlastnosti kompozitního materiálu jsou dány spolupůsobením složek kompozitu – matrice a výztuže. Každá zvlášť snese menší zatížení než obě dohromady. Výztuže kompozitu jsou zde nositelem pevnosti a jsou spojeny matricí, která plní funkci pojiva. Základními typy kompozitních materiálů jsou MMC (kompozity s kovovou matricí), CMC (kompozity s keramickou matricí) a PMC (kompozity s polymerní matricí).

MMC jsou používány v aplikacích vyžadujících vysoké operační teploty, za kterých by například PMC materiály nemohly pracovat. Většina těchto kompozitů je vyvíjena pro letecký průmysl, ale aplikace jsou stále běžnější například v automobilovém průmyslu, například v částech motoru. MMC se vyrábějí s kontinuálními či diskontinuálními vlákny, anebo jsou vyztužené částicemi. Kontinuální vlákna jim propůjčují vysokou pevnost a tuhost. Bór-hliníkové kompozity byly jedny z prvních vyrobených typů MMC materiálů. Jsou vyráběny za vysoké teploty stlačováním bórových vláken mezi hliníkové folie. Tím se folie deformují kolem vláken a spojují se jedna s druhou. Vyztužením bórovými vlákny je možné zvýšit pevnost v tahu až o dvě třetiny přičemž modul elasticity může být až ztrojnásoben. Dalšími materiály výztuže v MMC mohou být karbid křemíku, hliník a grafit ve formě částic, krátkých vláken (whiskerů) anebo dlouhých vláken. Hliník, hořčík a slitiny titanu jsou nejběžnějšími materiály pro výrobu matric MMC. Aplikace MMC s kontinuálními vlákny zahrnují u B-Al části trupu vesmírných plavidel, u SiC-Al vodorovné ocasní plochy pokročilých bitevních letadel, u SiC-TiAl části nadzvukových letadel. MMC s krátkými vlákny jsou levnější a mají vyšší pevnost a tuhost a lepší rozměrovou stálost než nevyztužené slitiny. Malé objemové množství výztuže dokáže výrazně zvýšit pevnost a tuhost výchozí slitiny. Také však zvýší abrazivní odolnost, což znesnadňuje obrábění těchto materiálů. MMC jsou používané pro sportovní náčiní, části motorů automobilů (písty, válce, brzdové bubny), naváděcí části raket atp. [1].

CMC materiály byly vyvinuty hlavně kvůli zvýšení lomové pevnosti nevyztužené keramiky, která již disponovala vysokými jmenovitými moduly a vysokými hodnotami mechanických vlastností za vysokých teplot. Užívané výztuže jsou kontinuální vlákna, whiskery nebo částice. Běžná výztuž v CMC je hliník a SiC. Objemový podíl whiskerů okolo 20% vede ke zvýšení tuhosti CMC o 25 až 50 MPa. U řezných nástrojů toto zvýšení znamená možnost větších úběrů materiálu či možnosti nasazení v přerušovaných řezech. Pro výrobu je používáno izostatické lisování za tepla [1].

Nejběžnějším typem výztuže užívané v **PMC** jsou pevná a křehká vlákna spojená s měkkou a poddajnou polymerní matricí. V tomto případě se PMC nazývají vlákny vyztužené plasty (FRP). Velká písmena G, C a A jsou umístěna před akronym FRP kvůli specifikaci typu vyztužujícího vlákna: G (glass) – sklo, C (carbon) – uhlík, A – aramid. Vlákna mohou být dlouhá (kontinuální) nebo krátká. Dlouhá vlákna mohou být jednosměrná (všechna vlákna jsou uložena paralelně vůči sobě) nebo splétaná do tkaniny.

Jednosměrná vlákna jsou používána pro dosažení nejvyšších mechanických vlastností. Plasty vyztužené skelnými vlákny (GFRP) jsou nejběžněji používanými materiály kvůli jejich mechanickým vlastnostem a nízké ceně. Plasty vyztužené uhlíkovými vlákny (CFRP) a aramidovými vlákny (AFRP) dosahují vysoké jmenovité pevnosti, vysoké jmenovité tuhosti a nízké hmotnosti. Jsou ovšem také dražší a jsou užívané pouze pro aplikace, kde je důležitý výkon a ne cena. AFRP jsou užívány místo CFRP tam, kde pevnost, nízká hmotnost a houževnatost jsou přednější před tuhostí a teplotní odolností. Běžně používané matrice materiálů FRP jsou termosetické polymery a termoplastické polymery [1].

2.1 Rozbor FRP materiálů

Vzhledem k velkému množství FRP materiálů na trhu a také vzhledem k tematickému zaměření této práce se bude tato rešeršní část věnovat hlavním rozdílům mezi jednotlivými druhy vláknových výztuží a polymerních matric. Rozdíly budou srovnány na úrovni materiálových a mechanických vlastností a na úrovni obrobitelnosti. Tato část rešerše čerpá z výzkumné zprávy prezentované autorem [90].

2.1.1 Matrice a jejich vlastnosti

Polymerní kompozitní materiály se skládají, jak již bylo zmíněno, z vláknové výztuže a polymerní matrice. Úlohou matrice je především:

- přenos namáhání na vlákna,
- převedení namáhání z vlákna na vlákno,
- zajištění geometrické polohy vláken a tvarové stálosti výrobku,
- ochrana vlákna před vlivy okolí [2].

Podle typu matrice se dělí polymerní kompozitní materiály na dvě hlavní skupiny: termosetické a termoplastické kompozity. Každá ze skupin je přitom zastoupena mnoha druhy polymerů [2]. V tabulkách viz níže (Tab. 1. a Tab. 2) je vytvořen přehled těch nejpoužívanějších matric. Obrobitelnost obou druhů matric je velmi rozdílná vzhledem k jejich fyzikálně mechanickým vlastnostem.

Tab. 1. Vybrané termosetické materiály a jejich vlastnosti [2, 6].

Termosety						
Typ	T_g [°C]	***HDT*** [°C]	**Hustota** [mg/m^3]	**Pevnost v tahu** [MPa]	**Tažnost** [%]	**Absorpce vody** [%]
Epoxidové pryskyřice (EP)	200 až 240	120 až 197	1,1 až 1,4	75,4	6,3	0,1
Polyestery	67 až 81	77	1,1 až 1,5	77,2	4,5	0,16
Vinylestery	67 až 100	99	1,3	81,8	4,2	2 až 4
Fenolické pryskyřice	120 až 200	120 až 175	1,2 až 1,9	84	4	0,3

*T_g – teplota skelného přechodu, T_m – teplota tavení, *HDT* – teplota tvarové stálosti

Tab. 2. Vybrané termoplastické materiály a jejich vlastnosti [2, 6, 7].

Termoplasty							
	Typ	T_g [°C]	T_m [°C]	**Hustota** [mg/m^3]	**Pevnost v tahu** [MPa]	**Tažnost** [%]	**Absorpce vody** [%]
Krystalické	Polypropylen (PP)	-10	165	0,9 až 1,14	31 až 42	100 až 600	0,03
	Polyamid 6,6 (PA6,6)	55	265	1,1	70 až 84	150 až 300	5,7
	Polyamid 12 (PA12)	35	180				0,9 až 1,1
	Polyfenylenový sulfid (PPS)	90	280	1,36	84	4	0,05
	Polyetereterketon (PEEK)	143	343	1,26 až 1,32	93	50	0,1
Amorfní	Polyetersulfan (PES)	220	-	1,37	84	40 až 80	1,5 až 2,1
	Polyamidimid (PAI)	275	-	1,4	93 až 147	12 až 17	1,8 až 2,2
	Polyeterimid (PEI)	210	-	1,27	105	60	1,25

Termosetické polymery zůstávají pevné, i když jsou ohřáty a skládají se z hustě zesíťované třídimensionální struktury. Jsou teplem vytvrditelné. Tyto polymery již nelze po vytvrzení dále zpracovávat za zvýšených teplot. Zvýšením teploty neměknou. Dochází pouze k rozpadu vazeb a rozkladu polymeru. Termosety mohou hořet v případě, že nejsou samozhášivé. Pro zamezení hoření polymeru se do něj přidávají tzv. retardéry hoření (chrom případně brom) [6]. Termosety jsou poměrně pevné a tuhé a nemají dobrou

poddajnost. Mezi termosetické pryskyřice patří například polyesterové pryskyřice, které jsou levné, ale méně pevné než epoxidové pryskyřice. Polyesterové matrice v kompozitu jsou užívány pro laminování lodních trupů, strukturálních panelů a částí pro automobily a letadla, stavební panely a nosníky a elektrická zařízení, vodní nádrže, tlakové nádoby, atp. Epoxidové pryskyřice mají navíc menší smrštivost po zpracování a hodí se pro přesné výrobky. Epoxidová matrice je běžně používána v CFRP a AFRP kompozitech pro letecké aplikace a vojenské vybavení, satelitní antény, sportovní náčiní, lékařské náhrady [1] atp. Pokud obrábíme termosety nad teplotou tvarové stálosti *HDT*, bude docházet k silné deformaci obráběné vrstvy vlivem i velmi malých sil a uhýbání materiálu pod břit. Teploty *HDT* jsou pro většinu termosetů blízké teplotě skelného přechodu a určují limitní teplotu obrábění [5].

Termoplastické polymery sestávají z pružných lineárních molekulárních řetězců, které jsou spletené dohromady a jak napovídá jejich název, měknou při zvýšené teplotě. Jsou teplem tvarovatelné. Mají nízké pevnosti v tahu a moduly pružnosti, ale vysokou poddajnost. PEEK a polyamidové matrice jsou mezi termoplasty hojně využívány v leteckém průmyslu kvůli jejich vynikajícím mechanickým vlastnostem a vysoké teplotě skelného přechodu. Maximální užitná teplota pro FRP kompozity je relativně nízká, jak materiál matrice začíná měknout. Pří mírném zvýšení teploty dochází k chemické dekompozici nebo degradaci polymeru [1]. Jejich charakteristickou teplotou je teplota skelného přechodu T_g. Při této teplotě ztrácí své pevnostní charakteristiky a stávají se měkkými, tvárnými. Lze je tedy dále zpracovávat za zvýšených teplot tvářením. Při dalším zvyšování teploty dochází k přechodu do viskózního stavu. Materiál se začíná tavit. Teploty skelného přechodu jsou pro většinu termoplastů menší než 200 °C [7, 6].

2.1.2 Vláknová výztuž a její vlastnosti

Plnivem kompozitních materiálů je vláknová výztuž. Ta je nosnou složkou kompozitu a volbou jejího typu, uspořádání (orientace) a počtu (obsahu) se značně mění výsledné vlastnosti kompozitu. Základními typy vláken, která jsou využívaná v kompozitních materiálech pro technické aplikace, jsou vlákna uhlíková, skleněná a polymerní. Volba vláknové výztuže nemá zásadní vliv pouze na výsledné vlastnosti kompozitu stran pevnosti (Tab. 3), ale i na výslednou obrobitelnost materiálu [3].

Tab. 3. Vlastnosti vybraných vláknových výztuží [2].

Typ	ρ [g·cm^{-3}]	σ_{Pt} [N·mm^{-2}]	$E_{\parallel}$ [kN·mm^{-2}]	$E_{\perp}$ [kN·mm^{-2}]	δ [%]	$\alpha_{\parallel}$ [10^{-6}·K^{-1}]	$\alpha_{\perp}$ [10^{-6}·K^{-1}]	Λ [W·m^{-1}·K^{-1}]	ε_r [-]	ρ_{el} [Ω·cm]	Absorbce vody [%]
Sklo											
E-sklo	2,60	2 400	73	73	3,0	5	5	1	6,1 až 6,7	10^{14} až 10^{15}	≤ 0,1
R-sklo	2,53	3 500	86	86	4,1	4	4	1	6,0 až 6,1		≤ 0,1
Uhlík											
HM1	1,96	1 750	500	5,7	0,4	-1,5	15	-	Vodivé	10^{-3} až 10^{-4}	≤ 0,1
HM2	1,80	3 000	300	-	1,0	-1,2	12	15			≤ 0,1
HT	1,78	3 600	240	15	1,5	-1	10	17			≤ 0,1
HST	1,75	5 000	240	-	2,1	-1	10	17			≤ 0,1
IM	1,77	4 700	295	-	1,6	-1,2	12	-			≤ 0,1
Aramid											
HM	1,45	3 000	130	5,4	2,1	-4	52	0,04 až 0,05	2,5 až 4,1	10^{5}	≈ 3,5
LM	1,44	2 800	65	-	4,3	-2	40	-	-	10^{5}	≈ 7

*absorpce vody měřena při 20 °C a 65 % relativní vlhkosti

Uhlíková vlákna se vyznačují anizotropií vlastností, kdy v podélném směru dokážou přenášet mnohosetkrát větší zatížení, než ve směru kolmém na osu vlákna. Jsou tepelně a elektricky vodivá. Při působení tepla dochází k jejich zkrácení ve směru osy vlákna, avšak dochází k prodloužení ve směru kolmo na jeho osu. Anizotropie vlastností se tak týká i součinitele délkové teplotní roztažnosti. Uhlíková vlákna mají tvrdost dle Mohsovi stupnice 2. Je zde velký vliv anizotropie materiálu, kdy vlákna v jednom směru je možné porušit mnohem snáze než v druhém. Pevnost materiálu je rozhodující pro určení abrazivity vláken. Ta může být v závislosti na typu vlákna v porovnání s hliníkem 6 až 8 krát větší a v porovnání s ocelí dvoj až trojnásobná [2, 6, 3, 8].

Skelná vlákna mají rovněž izotropní vlastnosti. Jejich modul pružnosti v tahu je v podélném směru mnohokrát nižší než u uhlíkových vláken, v příčném směru však skelná vlákna co do modulu pružnosti v tahu uhlíková předčí. Vyznačují se větší hustotou (cca o 40 % oproti uhlíkovým vláknům), která zvyšuje při stejném podílu vláknové výztuže hmotnost kompozitu v porovnání s uhlíkovými vlákny. Skelná vlákna mají větší tažnost než uhlíková vlákna. Jsou také výrazně levnější. Na stupnici dle Mohse se

umisťují skelná vlákna mezi 6. a 7. stupeň tvrdosti. Pevnost vláken je až 4 krát větší než pevnost hliníku a zhruba 1,5 krát větší než u oceli [2, 6, 3].

Aramidová (polymerní) vlákna (patří sem také vlákna s obchodní značkou KEVLAR) mají nejnižší hustotu z uvedených skupin (cca o 20 % než uhlíková vlákna). Jejich vlastnosti jsou stejně jako u uhlíkových vláken silně anizotropní. Při působení tepla se výrazně mění jejich rozměry. Jejich značnou nevýhodou je navlhavost, která se pohybuje kolem 5 % [2, 6, 3].

2.1.3 Skladba kompozitu, uložení vláken v matrici

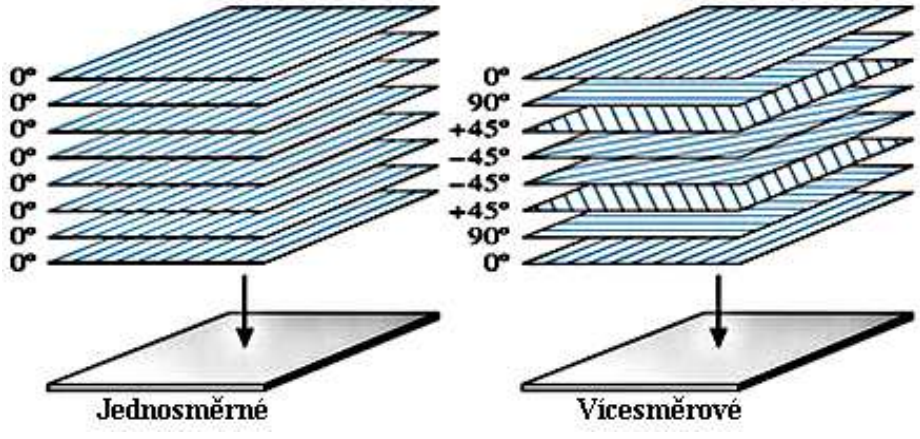
Vedle typu vlákna je významným faktorem ovlivňujícím vlastnosti a obrobitelnost kompozitu také **rozmístění vláken** v kompozitu. Můžeme se setkat s krátkými i dlouhými (kontinuálními) vlákny.

Krátká vlákna (od 0,1 mm do 5 mm) se používají převážně u vstřikovaných plastů.

Kontinuální vlákna se používají tam, kde je materiál vyráběn kladením rohoží, jednosměrných pásků, tkanin z pramenců (rovingů) nebo tkanin z vláken [2, 6, 3].

Jednosměrné orientace (unidirectional, UD) se vyskytují převážně u termosetických kompozitních materiálů, kde jsou často požadovány pevnostní charakteristiky pouze v jednom směru. Takové kompozity slouží zpravidla jen experimentálním účelům. Jejich užitná hodnota v praxi je omezená ortotropními vlastnostmi, tzn. v jednom směru je jejich pevnost veliká a ve směru kolmém na něj velmi malá. Jednosměrná orientace vláken je komplikací v případě výroby a zpracování termoplastů. Desky jsou velmi náchylné ke zlomení a jsou zde i problémy s kroucením polotovaru. To má své důsledky i pro obrábění – upínání polotovaru, nerovnoměrnost přídavku [2, 6, 3].

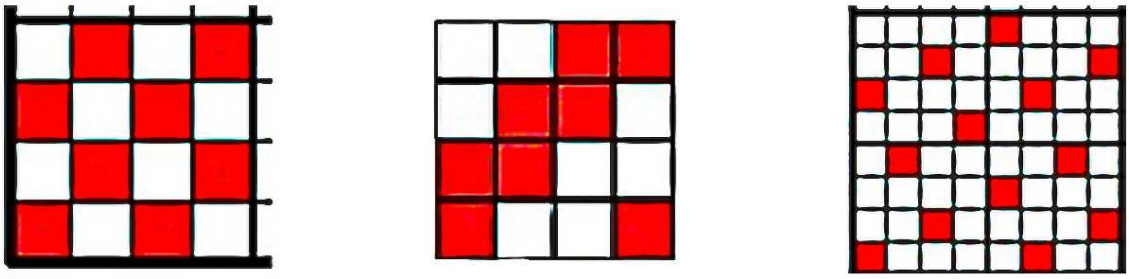
Vícesměrové orientace (multidirectional MD) jsou proto u těchto materiálů častější. Jsou totiž z hlediska namáhání univerzálnější a díky metodě kladení jednosměrných pásů v jednotlivých vrstvách umožňují volit libovolné úhly natočení mezi vrstvami kompozitu (Obr. 2) [2, 6, 3].



Obr. 2. Jednosměrná orientace vláken a vícesměrová orientace vláken [9].

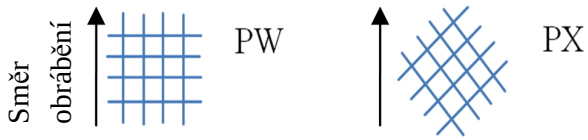
Možnou skladbou vláken v kompozitech jsou také **tkaniny z pramenců či vláken**. Rozlišujeme 2D a 3D tkaniny. Způsobů tvorby vazby tkaných kompozitních materiálů je celá řada. K nejznámějším patří plátnová, keprová a saténová vazba (Obr. 3) [2, 6, 3].

Plátnová vazba se vyznačuje náchylností k absorpci vody, jelikož má často vyšší obsah matrice, z důvodu vyplnění kapes vzniklých ve vazbě. **Keprová vazba** je užívána zvláště kvůli svému vzhledu, který vzbuzuje zdání, že vlákna jsou položena pod úhlem 45°. **Saténová vazba** je zase hojně využívaná v letectví a kosmonautice kvůli své vysoké pevnosti a nízké váze [2, 6, 3].



Obr. 3. Nejpoužívanější typy vazeb kompozitu. Zleva: plátnová, keprová, saténová (atlasová) vazba.

Orientace vláken se označuje nejčastěji úhlem směru, ve kterém byla vlákna nanášena. Pro účely obrábění je vhodné mluvit o orientaci vzhledem ke směru posuvu nástroje. Pro tkané kompozitní materiály se pak uvádí orientace pod označením PW a PX pro dva základní směry [10] (Obr. 4).



Obr. 4. Schéma orientace uložení vláken vzhledem k směru obrábění - PW a PX.

3 Frézování FRP materiálů

Obrábění kompozitních materiálů je považováno za finální operaci vzhledem k tomu, že FRP díly jsou lisované, kladené nebo navíjené do podoby blízké konečnému tvaru výrobku. Dokončování na finální rozměr souvisí zejména s obrobením kontury často prostorově velmi členitého dílce na rozměr v předepsaných tolerancích a zhotovení montážních otvorů pro vzájemné spojení dílců, kde je zejména požadována přesná vzájemná poloha děr a to i na rozměrných dílcích. Hlavní předpoklad je jakostní provedení řezu při vysoké produktivitě obrábění. Tato disertační práce je zaměřena zejména na frézovací operace a vývoj frézovacího nástroje pro produktivní a vysoce jakostní frézování kompozitních materiálů s termoplastickou matricí.

3.1 Hlavní komplikace při frézování FRP

Kompozitní materiály mohou být považovány za těžkoobrobitelné materiály. Obtížná obrobitelnost je dána některými nepříznivými technologickými vlastnostmi materiálu kompozitu, zejména nehomogenitou mechanických vlastností, velkou tvrdostí a pevností vláknových výztuží, relativně nízkými teplotami, při kterých dochází ke změnám zejména ve vlastnostech polymerních matric a ve způsobu dělení třísky při obrábění.

Nehomogenita materiálu se projevuje při obrábění z hlediska kvality obrobeného povrchu takzvanou **delaminací**. Delaminace vzniká v důsledku překročení sil držících vrstvy kompozitu pohromadě. Je tedy daná soudržností jednotlivých nanesených vrstev kompozitu, ale i tím, jak pevné je spojení mezi vlákny a jejich pojivem. V extrémních případech může dojít k takovým poškozením, že dojde k ovlivnění mechanických vlastností v blízkém i vzdálenějším okolí od obráběného povrchu [11].

Při obrábění v důsledku tření v materiálu a plastické deformace dochází k nárůstu teploty v řezu. Omezení vyplývající z této skutečnosti pro polymerní kompozitní materiály spočívá v **mezní teplotě** dané polymerní matrice, při níž dochází k degradaci matrice [12]. Nejčastěji sledovanou je teplota skelného přechodu. Teplota tavení nesmí být v žádném případě překročena, jinak hrozí poškození nástroje (zalepení natavenými třískami) a poškození obrobeného povrchu. To s sebou nese nebezpečí porušení soudržnosti vrstev (třepení kompozitu) a vnesení tepelného napětí do materiálu [4]. Kompozity se obecně **nedoporučuje chladit kapalinami** kvůli možnosti navlhání. Polymerní matrice jsou schopné absorbovat vlhkost v závislosti na typu polymeru. Mohlo by tak dojít ke změně mechanických vlastností materiálu, anebo porušení soudržnosti vrstev kompozitu [6]. Na druhou stranu vliv krátkodobého působení chladiva při obrábění by nemusel nutně znamenat poškození kompozitu, jak tvrdí Richter [13]. Každopádně je většina kompozitů tradičně obráběna na sucho, maximálně s použitím vzduchu jako chladícího média. Ve speciálních aplikacích je pak využito chlazení tekutým dusíkem nebo oxidem uhličitým.

Kompozitní vlákna jsou kvůli své vysoké tvrdosti a pevnosti zároveň i velmi abrazivní, a to i vlákna z relativně měkkých materiálů. **Značná abrazivita** vláknové výztuže je příčinou rapidního opotřebení obráběcích nástrojů [6]. Pro zajištění dlouhé trvanlivosti břitu je tedy třeba volit speciální tvrdé a supertvrdé řezné materiály. Opotřebení nástroje vede totiž zejména k nárůstu řezných sil, a tím ke zvýšení rizika výskytu delaminace [3].

Tvrdost vláknové výztuže je zároveň provázena její velkou křehkostí. Vlákno má tendenci při odřezávání praskat a lámat se na mnoho drobných částeček. Tyto částečky – **prachové třísky** pak mohou zapříčinit při nedostačené ochraně dráždění sliznic, očí i pokožky a je proto třeba počítat s nutností odsávání pracovního prostoru. V případě termosetických matric, které jsou relativně křehké, je objem prachových třísek značný a ochrana zdraví pak nabývá na významu mnohonásobně [3, 14].

3.2 Delaminace

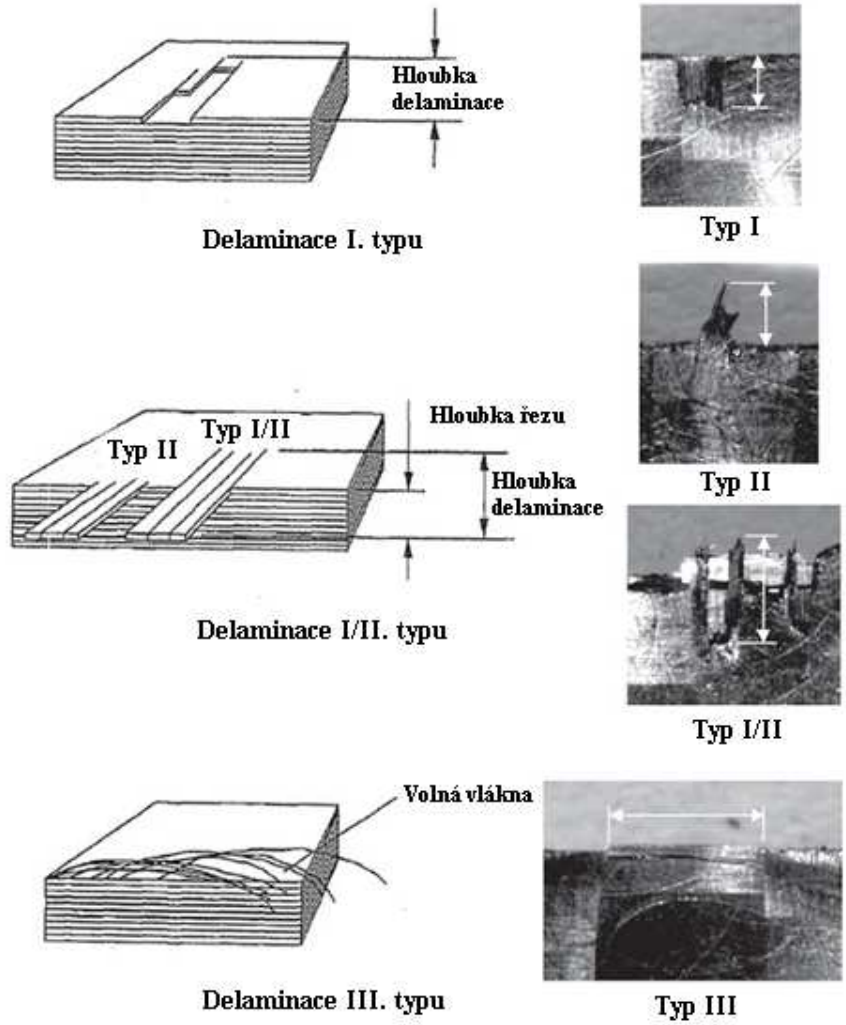
Delaminace je nejvíce diskutovaným problémem při obrábění polymerních kompozitů s vláknovou výztuží. Delaminace je odchýlení vrstvy kompozitu od vrstvy přilehlé v důsledku silového působení [2]. Předcházení delaminaci je jedna ze základních podmínek úspěšného obrobení kompozitního dílce. Při vzniku delaminace dochází k prudkému poklesu mechanických vlastností kompozitu v místě jejího výskytu a dále ke zhoršení jakosti obrobeného povrchu. Zvládnutí delaminace při obrábění je komplexní problém zahrnující v sobě vliv vhodné geometrie obráběcího nástroje a řezných podmínek [5]. Kombinací řezných podmínek a geometrie nástroje lze řídit směr a velikost působících sil na krajní vrstvy kompozitu. Trendem v obrábění kompozitů je předcházet delaminaci zcela.

Delaminace u polymerních kompozitních materiálů s termoplastickou matricí a s matricí termosetickou se liší zejména v tom, v jaké míře se vyskytují. Obecně je faktem, že kompozity s termoplastickou matricí jsou méně náchylné na delaminaci [6].

Delaminace I. typu spočívá ve vytržení částí svrchních vrstev. Delaminace II. typu spočívá v neodříznutí vrstvy kompozitu. Hloubka delaminace u delaminace II. typu bývá často shodná s hloubkou řezu. Delaminace I. a II. typu je možné pozorovat i v kombinaci (delaminace I/II). Delaminace III. typu má vzhled volných vláken nebo odštěpů vznikajících rovnoběžně se směrem posuvu nástroje Delaminace II. a III. typu může obsahovat volná vlákna, která jsou připojena k hraně obrobeného povrchu a vytváří „chlupatý“ vzhled [3] velmi připomínající otřepy známé z obrábění kovových materiálů.

3.2.1 Delaminace při frézování

Při frézování kompozitních materiálů můžeme sledovat tyto typy delaminace (Obr. 5):

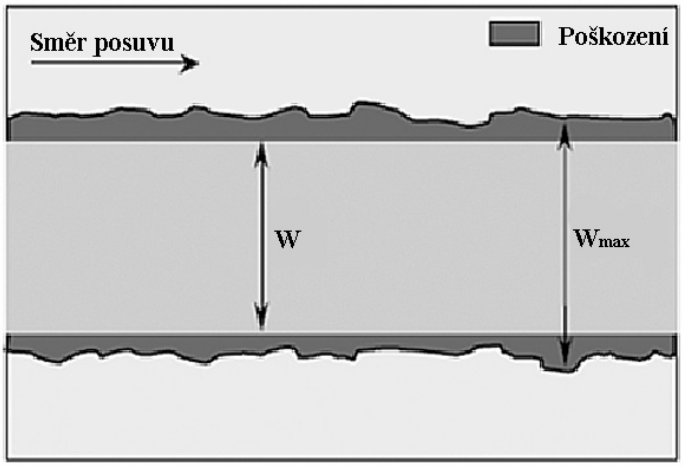


Obr. 5. Typy delaminace při frézování [3, 10].

Faktor delaminace při frézování vyjadřuje poměr obálky největší hloubky delaminace na měřeném úseku vůči nominálnímu obrobenému rozměru a je v odborných publikacích nejčastěji využívanou metrikou delaminace FRP.

$$Fd = \frac{W_{max}}{W} \quad [-] \tag{1}$$

Zde W_{max} je maximální šířka poškození a W je nominální odřezaná šířka (Obr. 6) [5].



Obr. 6. Grafické znázornění delaminace při frézování [15].

Další možností, jak měřit delaminaci, prezentuje Szvajka [16]. Tento způsob měření spočívá v měření plochy delaminace S_{del} z fotografického snímku horní případně spodní vrstvy kompozitu (v tomto případě laminované dřevotřískové desky). Tato plocha je následně vydělena frézovanou vzdáleností L_p. Výsledná hodnota se označuje za delaminační faktor A_{del}:

$$A_{del} = \frac{S_{del}}{L_p} \quad [\text{mm}] \tag{2}$$

Velký problém se skrývá v orientaci výztuže v kompozitu. Směrová orientace vláken vůči posuvu nástroje má nezanedbatelný vliv na tvorbu třísky. Pro frézování kompozitů s termosetovou matricí je nevhodnější, aby vlákna byla uložena paralelně se směrem posuvu nástroje (0° orientace vláken). Pak je možné dosáhnout nejlepší kvality povrchu. Při sklonu vláken 30° až 45° jsou vlákna namáhána kombinací tlaku a ohybu a dochází ke zhoršení kvality povrchu. Oproti tomu vláknové kompozity s termoplastickou matricí mají nejlepší jakost povrchu po obrobení, když jsou vlákna kolmo ke směru posuvu (90° orientace vláken). Pokud by byla vlákna orientována na 0° docházelo by k vytrhávání vláken z matrice. V případě 90° orientace vláken je proces charakteristický velkou plastickou deformací základní matrice [17]. Velikost delaminace a obecně kvalita povrchu u kompozitních materiálů by měla být jedním z hlavních parametrů pro hodnocení obrobitelnosti FRP materiálů. Kvalita povrchu je závislá na mnoha faktorech a je třeba nalézt řezné podmínky a také vhodnou řeznou geometrii, která povede k nejlepšímu výsledku.

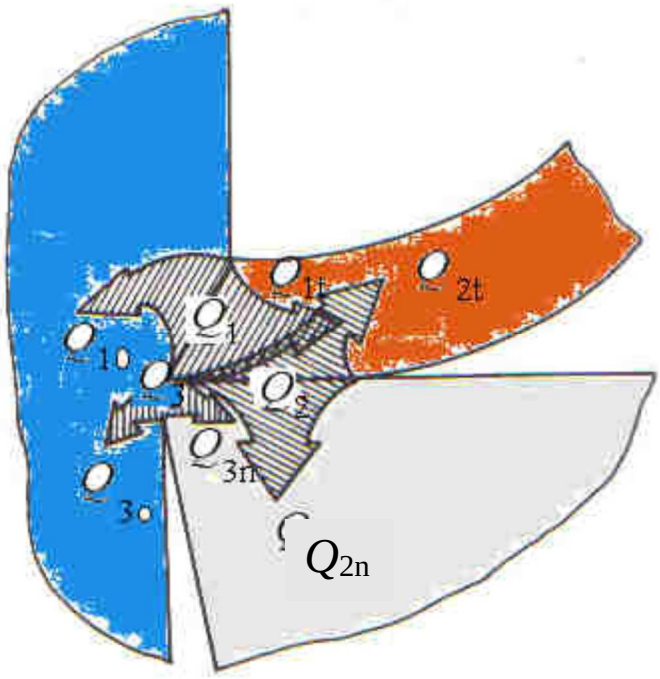
3.2.2 Shrnutí problému delaminace

Delaminace je typickým defektem, který doprovází obrábění kompozitních materiálů s polymerními matricemi. Termoplastické matrice jsou obecně méně náchylné k delaminaci. Delaminace je způsobena silovým působením nástroje na vnější vrstvy kompozitu. Je možné ji zvládnout vhodnou volbou geometrie a volbou řezných

podmínek. Měření delaminace v této práci bude jedním z hlavních aspektů pro hodnocení optimalizovaných nástrojů pro frézování. Proto bude nutná vhodná volba metriky a měření delaminace.

3.3 Teplotní vlivy – poškození FRP nadměrným teplem

Pohybová energie předávaná prostřednictvím nástroje při třískovém obrábění obráběnému materiálu je z podstatné části měněna v energii tepelnou. Tato tepelná energie přechází do materiálu obrobku, do materiálu nástroje, z části i do řezného prostředí a do odebírané třísky, jak naznačuje Obr. 7. Zde Q_1 je teplo vznikající v oblasti primární plastické deformace, Q_2 je teplo vznikající v oblasti sekundární plastické deformace a Q_3 je teplo vznikající v oblasti pěchování materiálu pod břit [18].



Obr. 7. Tepelná bilance při ortogonálním řezání [19].

Teplo odváděné třískou je žádoucí, neboť tříska odchází z místa řezu a napomáhá ochlazovat materiál nástroje i materiál obrobku. Pokud je materiál teplotně hůře vodivý (jako tomu je u polymerních kompozitů), dochází ke koncentraci tepla v místě řezu, což vede k ohřívání nástroje i obrobku [5]. Často komentovanou hraniční teplotou v řezu při obrábění kompozitních materiálů je uváděna teplota skelného přechodu T_g [20]. Limitní teplotou, které by nemělo být dosaženo při frézování, je však teplota tavení T_m polymerní matrice. T_g zvláště u termoplastických polymeru bývá významně menší než T_m [2].

Teplota skelného přechodu je pro amorfní a semikrystalické termoplasty kritickou z hlediska obrábění. Materiál se z hlediska obrábění chová jinak. Je hůře odřezáván, a tudíž se může pozorován zvýšený výskyt otřepů. Materiál matrice s narůstající teplotu

dále měkne. Může docházet k ulpívání materiálu polymeru na nástroji a následnému zalepení řezné části nástroje. Pokud narůstající teplota přesáhne teplotu tečení T_f u amorfních nebo teploty tání T_m u semikrystalických a krystalických polymerů, dojde ke zborcení matrice v místě obrábění. Kompozity s krystalickými matricemi lze obrábět do teploty T_m, avšak při teplotách pod T_g jsou křehčí, což je lepší pro odřezávání otřepů, ale méně příznivé v případě delaminace [5].

Z řezných podmínek nejvíce ovlivňuje střední teplotu řezání (teplotu ve všech stykových plochách mezi obrobkem a nástrojem) řezná rychlost (v_c), následovaná posuvem (f), a pak hloubka řezu (a_p). Poměr těchto základních řezných parametrů, jak bylo popsáno Mádlem [21] a prokázáno například při soustružení Jurkovičem [22] prostřednictvím analýzy rozptylů, je přibližně:

$$v_c : f : a_p \approx 1 : 0{,}6 : 0{,}25 \qquad (3)$$

Nadměrný vývin tepla během obrábění může vést k riziku teplotní degradace FRP materiálu. Nebezpečí spočívá v karbonizaci termosetických matric a roztavení termoplastických matric. Poškozená mohou být také vlákna např.: hoření uhlíkových vláken. Toto poškození se objevuje zpravidla v binární formě buď s výskytem, nebo absencí teplotní degradace [5].

Teplotní poškození může mít příčinu hlavně v nedostatečném odvodu tepla generovaného procesem obrábění společně s nevhodnou volbou nástroje. Další příčina může být volba nevhodných řezných podmínek. Vysoké řezné rychlosti kombinované s malými posuvy mohou vést u termoplastických matric k nadměrnému hromadění tepla v obráběné vrstvě, a tím může dojít k jejímu natavení. Natavená matrice se může nalepit na obrobený povrch laminátu nebo může být odříznuta ve formě třísek. Pokud jsou obráběné materiály tlustší nebo jsou větší hloubky řezu, může být teplota natolik vysoká, že může termoplastická matrice dokonce začít hořet. Polymerní materiály jsou výborné teplotní izolanty. Důsledkem toho je, že teplo je z místa řezu odváděno třískou či rozváděno dále do materiálu v omezené míře oproti kovovým materiálům [3]. Chlazení polymerních kompozitů vodními emulzemi je navíc vyloženě nedoporučované kvůli možné absorpci vlhkosti kompozitem. Vlhkost v kompozitu vede opět ke snížení mechanických vlastností [6]. Teplo z místa řezu odvádí ve velké míře nástroj. V tomto ohledu je výhodnější používat diamantové nástroje, jelikož jsou lepším vodičem tepla nežli slinuté karbidy [3]. Lepšího odvodu tepla by mohlo být také dosaženo použitím vzduchu nebo chlazeného vzduchu. Pokud dochází k poškození kompozitu teplem, je nutné se zaměřit na vhodnou volbu materiálu nástroje, zvážit chlazení a upravit řezné podmínky [1, 5].

3.3.1 Teplotní vlivy při frézování FRP

Teplotami a jejich měřením při frézování se zabývá opravdu velmi limitované množství prací. Je to dáno komplikovaným způsobem, kterým se dá tato veličina měřit při této konkrétní obráběcí operaci a v tomto typu materiálu.

Při obrábění FRP C/PEEK byla stanovena kritická řezná rychlost při frézování. Pro stanovení kritické řezné rychlosti byla brána jako limitní teplota skelného přechodu (T_g). Při řezné rychlosti 75 m/min bylo v tomto experimentu dosaženo T_g. Dosažením T_g byl obhajován prudký pokles měřených sil při obrábění [23]. Pecat provedl inverzní experiment, kdy ohříval kompozit C/epoxid a měřil při tom síly. Zjistil, že při obrábění ohřátého kompozitu byly měřeny nižší síly a zaznamenáno menší poškození povrchu kompozitu a rovněž bylo zjištěno, že řezné síly klesaly s rostoucí řeznou rychlostí [24]. Naopak Jia dospěl při obrábění C/epoxid k opačnému závěru. Při vyšších teplotách kompozitu pozoroval větší poškození povrchu a také vyšší drsnost. Síly ale také naměřil menší při vyšší teplotě [25]. Yoshiro nenalezl žádné kvalitativní rozdíly u tkaného kompozitu C/epoxid mezi obráběním řeznou rychlostí 100 a 300 m/min [26]. Na rozdíl od Wanga, který referoval o zhoršené kvalitě povrchu při překročení T_g u C/epoxid [27]. Při frézování C/epoxid bylo zjištěno pomocí neúplného faktoriálního návrhu u experimentu, že nejvýznamnějším faktorem z hlediska velikosti teplot je radiální a axiální hloubka řezu [28]. Řezná rychlost, která je teoreticky nejvýznamnějším faktorem, byla nejméně významná. Do stejného experimentu byly zahrnuty i další kontrolní faktory posuvu, vyložení obrobku, orientace vláken a způsob měření teploty. Z hlediska vývinu tepla při obrábění je zajímavé, že význam posuvu a řezné rychlosti je minimální a orientace vláken a vyložení obrobku mají mnohem větší význam. Toto zjištění je obzvláště složité interpretovat, protože změna orientace vláken v kompozitu byla provedena při obrábění vícesměrného kompozitu s epoxidovou pryskyřicí. To znamená, že je možné nalézt vždy všechny směry orientace vůči směru posuvu, a tudíž by význam tohoto faktoru měl být spíše roven chybě měření. Významnost vyložení kompozitu lze vysvětlit zvýšením vibrací, a tím také zvýšeným opotřebením. V jiném experimentu byly jako statisticky významné faktory pro ovlivnění teploty v řezu identifikovány řezná rychlost a také frézovaná vzdálenost [20]. Opotřebený nástroj výrazně zvyšuje teplotu v místě řezu [5]. Vzhledem k použitému nástroji vyrobeného z nepovlakovaného slinutého karbidu je ovlivnění experimentu opotřebením pravděpodobně velmi významné.

3.3.2 Shrnutí problematiky tepelného ovlivnění FRP

Při intenzivním zahřátí FRP matrice může skutečně dojít k značnému poškození matrice kompozitu. To bylo diskutováno i v části výzkumné zprávy [83] na straně 51. Sledovaným parametrem u polymerních matric bývá teplota skelného přechodu. K poškození kompozitu bude docházet až při překročení HDT (teploty tvarové stálosti)

či T_m (teploty tavení). Zde může dojít dokonce k poškození nástroje natavením polymeru na povrch nástroje. Teplotu je třeba sledovat, pokud je podmínkou dosažení maximálních rychlostí při obrábění. Vysoká rychlost obrábění v kombinaci s nevhodnou geometrií nástroje povede k riziku poškození nástroje i obrobku. Sledováním teploty v řezu u FRP se však zabývá velmi limitované množství článků, a je tak třeba podrobit tuto problematiku dalšímu zkoumání.

3.4 Měření teploty při frézování

Měření tepla a teploty při obrábění je možné provádět rozličnými metodami. Výběr vhodné metodiky měření teplot je pro kombinaci materiálu obrobku a materiálu nástroje poměrně komplikovaný v porovnání s obráběním kovových materiálů. Omezující podmínky pro výběr metody měření jsou:

- vhodnost pro frézovací operace,
- vhodnost pro nástroje se specifickými fyzikálními vlastnostmi (omezená elektrická vodivost supertvrdých řezných materiálů - PCD, diamant),
- vhodnost pro obrobky malých tlouštěk a specifických fyzikálních vlastností (FRTC desky).

Kompozitní materiály s polymerními matricemi je nutné obrábět pod teplotou tavení kompozitu, respektive pod teplotou teplotní tvarové stálosti s přihlédnutím k výsledné kvalitě obrobeného povrchu. Zároveň je nutné obrábět produktivně, to znamená vysokými řeznými rychlostmi a posuvy při maximálních hloubkách řezu. Je tedy nutné vědět, při jakých podmínkách dojde k poškození povrchu obrobku teplem, a tudíž je nutné navrhnout metodu měření na obrobeném povrchu obrobku. Tato část se bude zabývat možnostmi měření teploty v řezu a teplotního pole v okolí místa řezu a jejím výsledkem bude návrh metody měření teploty právě obráběného povrchu obrobku termoplastických kompozitních materiálů.

3.4.1 Měření teploty termočlánky

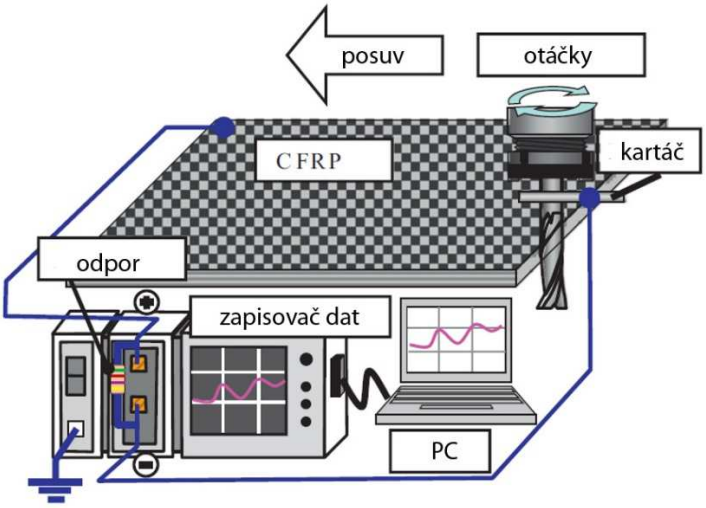
Termočlánek využívá principu termoelektrického jevu [29], kde v případě, že jsou uvedena v kontakt dvě vodivá tělesa s rozdílnými elektrickými potenciály a místo spoje těchto těles (srovnávací spoj) je ohřáto, je možné měřit termoelektrické napětí na chladném vodivém spojení (měřicí spoj) výše zmíněných těles v důsledku rozdílu teplot srovnávacího a měřicího spoje. Termočlánky pro měření teploty při obrábění dělíme na:

- přirozené,
- umělé,
- poloumělé.

3.4.1.1 **Přirozený termočlánek**

Přirozený termočlánek je jediný známý způsob, kterým je možné změřit střední teplotu řezání. To je střední teplota všech stykových ploch mezi nástrojem a obrobkem. Jedním termočlánkovým kovem je materiál nástroje a druhým materiál obrobku. Ty musí být vodivě spojeny, avšak pečlivě odizolovány od ostatních elektricky vodivých částí stroje, které by mohly vytvářet parazitní termočlánek. Parazitní termočlánek snižuje velikost měřeného termoelektrického napětí. Experiment je proto poměrně náročný na přípravu. Další jeho nevýhoda tkví v nutnosti vytvoření kalibrační (cejchovní) křivky, tedy závislosti teploty na termoelektrickém napětí [18, 29]. Ta musí být stanovena pro každou kombinaci materiálů nástroj obrobek zvlášť, jak například dokazuje měření Ghodama [30].

Pro případ frézování na kompozitních materiálech s uhlíkovými vlákny popsal metodiku měření Yoshiro. Ten s nepovlakovaným monolitním karbidovým nástrojem využil vodivosti uhlíkových vláken materiálu obrobku a srovnávací spoj tak vnikl ve všech stykových plochách mezi nástrojem a obrobkem (Obr. 8). S přenosem signálu termoelektrického napětí se autor vypořádal podobně jako Santos, dotýkajícím se kartáčem [26]. Metoda má omezení v počtu zubů frézovacího nástroje, které mohou být současně v záběru. Při současném záběru více zubů by docházelo ke vzniku parazitních článků, neboť metoda měří teplotu ve všech stykových plochách. Metoda je tedy vhodná pouze pro malé hloubky řezu a nástroje s menším počtem zubů.

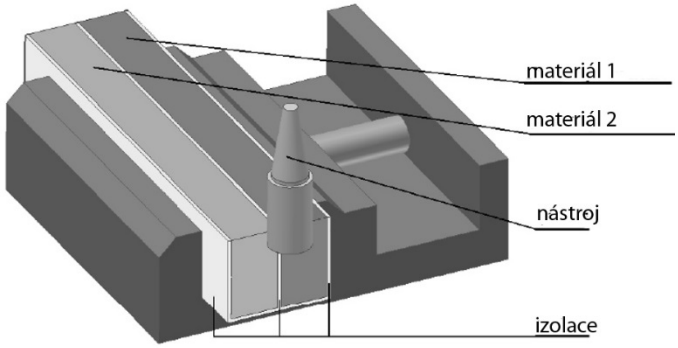


Obr. 8. Schéma měření střední teploty řezání s využitím vodivosti CFRP materiálu při frézování [26].

Alternativou bez nutnosti neustálého cejchování termočlánku při změně obrobku je metoda přirozeného termočlánku - **termoduo**. Tato metoda se vyznačuje současným záběrem dvou nástrojů s různými materiály řezné hrany (soustružnické operace) [29] nebo jednoho nástroje s dvěma břitovými destičkami vyrobených z různých materiálů [31] s rozdílnými elektrickými potenciály. Druhý zmiňovaný způsob je vhodný i pro frézovací operace. Jeho praktické využití pro tyto účely však nebylo možné dohledat.

Jiný způsob aplikace termodua na oblast broušení či frézování spočívá v přenesení funkce nástrojů na obrobky. Jsou zde dva obrobky s rozdílnými elektrickými potenciály, kde je ovšem nutné vodivě propojit dva obrobky od sebe navzájem izolované prostřednictvím vodivého nástroje. Příklad takového zapojení uvádí (Obr. 9).

Výhodou termodua je kalibrace pouze dvou materiálů nástroje či obrobků pro různé varianty obrobku či nástroje. Jako nevýhoda bývá uváděna velká spotřeba materiálu. Termoduo se však pro frézování prakticky nevyužívá, přestože je možnou alternativou.



Obr. 9. Uspořádání testu měření teploty pomocí přirozeného termočlánku při čelním frézování [32].

3.4.1.2 **Umělý termočlánek**

Umělý termočlánek vzniká spojením dvou vodičů rozdílných potenciálů, které jsou vloženy do místa měření teploty. Využití umělého termočlánku spočívá v lokálním měření teploty v závislosti na umístění termočlánku. Nejčastěji jsou pro aplikace měření teploty při obrábění využívány termočlánky typu J s teplotním rozsahem měření od 0 °C do 750 °C a typu K s teplotním rozsahem měření -200 °C až 1250 °C. Tyto typy termočlánků pracují zpravidla s přesností ±1,1 °C [33].

V odborné literatuře je možné dohledat tři způsoby měření umělým termočlánkem.

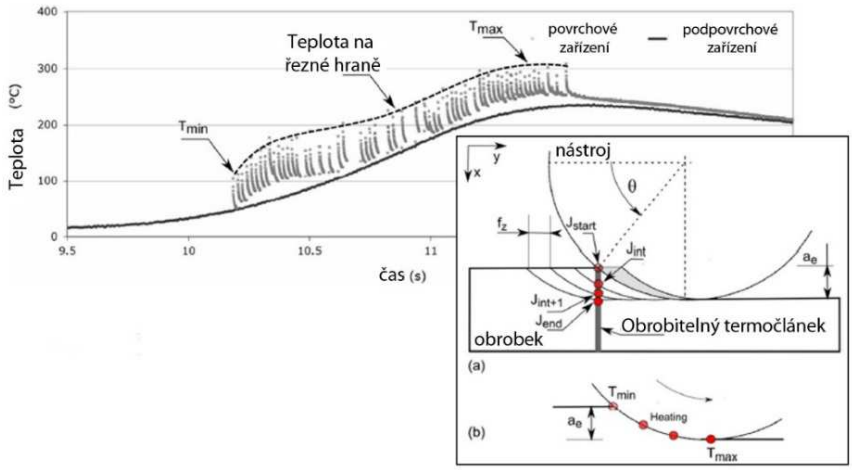
- Umělý termočlánek v nástroji
- Umělý termočlánek v obrobku
- Obrobitelný umělý termočlánek v obrobku

Technicky méně náročná metoda je vložení umělého termočlánku do materiálu [25]. Termočlánek se umisťuje do blízkosti budoucí obrobené plochy. Je tedy možné měřit lokálně teplotu obrobeného povrchu s jistou chybou právě kvůli vzdálenosti od místa řezání.

Druhou zdokumentovanou variantou je vložení umělého termočlánku do těla nástroje v blízkosti například čela nebo naopak hřbetu. Metoda vyžaduje úpravu nástroje vrtáním otvoru pro uložení termočlánku nebo je možné využít chladicích kanálků v monolitních nástrojích či uložení termočlánku pod břitovou destičku u nástrojů s vyměnitelnými břitovými destičkami. Dále tato metoda naráží na problém přenosu signálu z rotujícího

nástroje do záznamového zařízení. Tento problém byl už řešen Kerriganem [27] nebo Le Cozem [34] pomocí speciálního upínače nástroje s wifi vysílačem (Obr. 10). Takový upínač je však velmi drahou záležitostí a jeho cena je v řádech několika set tisíc korun. Vývojem takových upínačů se zabývá například firma Pro-Micron [35]. Kerrigan však použil obdobný upínač od firmy ACTARUS. Popřípadě by bylo možné využít dotykového snímače [32], ovšem s určitým rizikem zkreslení signálu třením snímače o nástroj.

Obr. 10. Umístění umělého termočlánku v rotačním nástroji [27].



Obr. 11. Schéma fungování obráběného umělého termočlánku s typickým záznamem měření [36].

Metoda umožňující měření jak obrobeného povrchu, tak i teploty na ostří nástroje byla prezentována Le Cozem (Obr. 11) [36]. Ten využívá obrobitelného termočlánku K nebo J vloženého do vrtaného otvoru kolmo na obráběnou plochu. Princip spočívá v postupném odebírání umělého termočlánku, kde vodivé spojení obou termočlánkových kovů je realizováno průchozím zubem frézy. Metoda je fakticky totožná s myšlenkou frézovacího termodua. Rozdíl oproti frézovacímu termoduu spočívá pouze v lokálním

měření teploty. Maximální teplota je odečítána jako proložení teplotních vrcholů, které se objevují pravidelně podle zubové frekvence nástroje při průchodu nástroje termočlánkem.

Umělý termočlánek je varianta poměrně technicky málo náročná pro použití v kompozitních materiálech. Neproveditelné by bylo využití obráběného termočlánku kvůli počáteční zvolené podmínce použití nevodivých diamantem povlakovaných nástrojů nebo PCD nástrojů. Provedení s uložením termočlánku do nástroje naráží na poměrně nákladný vývoj bezdrátového snímače pro přenos signálu a speciálního upínače s vysílačem. Termočlánek vložený do materiálu se díky malé tepelné vodivosti materiálu obrobku mohl potýkat se značnou nejistotou měření s ohledem na opakovatelné uložení termočlánku do stejné vzdálenosti od obráběné plochy. Výhoda umělého termočlánku spočívá zejména v absenci nutnosti cejchování a možnosti využití pro libovolné materiály obrobku a nástroje.

3.4.1.3 **Poloumělý termočlánek**

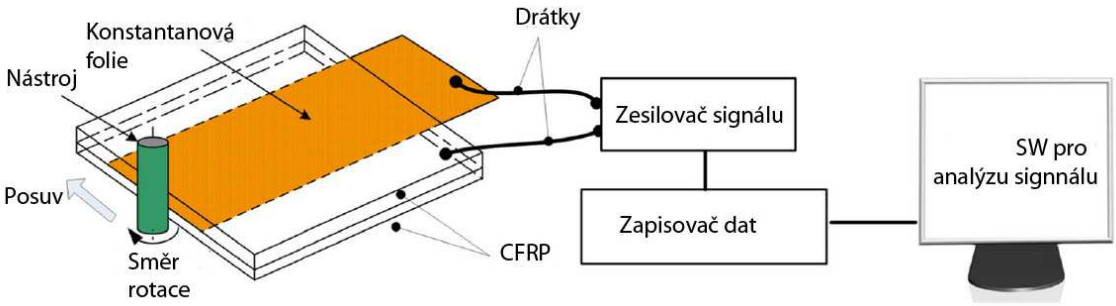
Metoda poloumělého termočlánku spočívá ve využití materiálu nástroje nebo obrobku jako jednoho z vodičů termočlánkového obvodu společně s vhodně voleným termočlánkovým drátkem. Podobně jako předcházející metoda i tato je určena převážně pro bodové měření teploty v předem stanoveném místě. Metoda je často užívána u frézovacích operací. Je zde vždy nutná kalibrace termočlánku pro dané měření a umísťování termočlánku do materiálu obrobku či nástroje bývá často komplikované technologicky
a problematické z hlediska spolehlivé opakovatelnosti měření. Na druhou stranu jsou aplikace, pro které je to jedna z mála alternativ, jak změřit teplotu v požadovaném místě.

O teplotních chybách při použití poloumělého termočlánku pojednává Makarov [37]. Teplotní tok podél elektrody produkuje teplotní pole, které se superponuje na teplotní pole tělesa a má tendenci ho rušit. Toto rušení způsobuje chybu měření teploty. Termální tok závisí na vlastnostech elektrody a teplotě v kontaktním místě mezi elektrodou a tělesem (měřeného termočlánkem).

Při soustružení se nejčastěji termočlánkový drát pájí těsně pod povrch čela či hřbetu soustružnického nože. Jelikož tato varianta je méně náročná na prostor oproti umělému termočlánku, snáze se vkládá více drátků pro zkoumání teplotního pole v malé ploše v blízkosti řezu [38]. Metodu lze použít například i pro měření teploty v třísce, kdy je možné soustavu termočlánkových drátků připojit k odřezávané vrstvě obrobku [39].

Naopak při frézování se častěji využívá vkládání termočlánkového drátku do materiálu obrobku, jak to udělal ve své disertační práci Šáfek [32]. Zajímavou obměnou je využití nikoli termočlánkového drátku, ale termočlánkové tenké folie. Ve své publikaci uveřejnil tuto metodu při frézování titanové slitiny Sun [40]. Ten využil tenké folie konstantanu

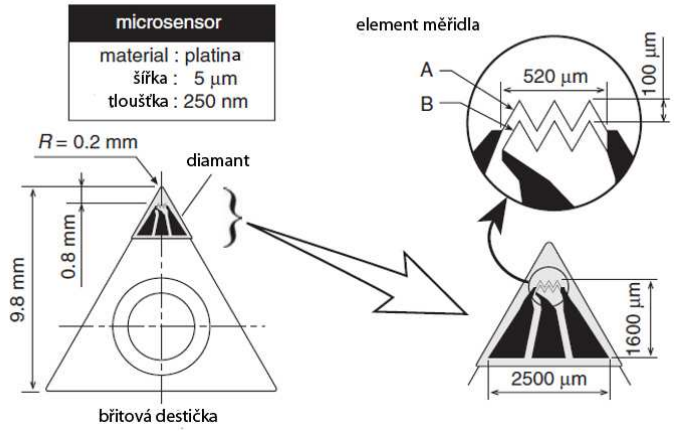
vložené mezi dva kusy titanové slitiny přišroubovaných k sobě. Stejnou metodu pak využil Wang pro měření teploty při bočním frézování CFRP (Obr. 12) [26].



Obr. 12. Metoda měření poloumělým termočlánkem s využitím konstantanové folie [26].

3.4.2 Měření teploty termistory

Termistory jsou elektrické polovodičové součástky, které umožňují měřit teplotu v závislosti na změně elektrického odporu, který se mění s teplotní roztažností materiálu, na kterém je termistor umístěn. Charakteristika této závislosti bývá silně nelineární pro většinu materiálů. Nejpreferovanějším typem materiálu pro výrobu termistorů je platina díky její netečnosti k okolním materiálům či prostředí. Dají se však použít i levnější niklové a měděné varianty. Mohou mít vyhovující rozsah mezi -260 °C a 980 °C s vynikající přesnosti ±0,3 °C [41]. V současnosti se pro výzkum teplot při obrábění využívají zřídkavě kvůli své větší velikosti, třebaže již byly prezentovány varianty velmi malých rozměrů, které byly umístěny do vyměnitelné břitové destičky (Obr. 13). Tato varianta byla použita pro čelní soustružení [42]. Pro frézování nebyl aplikován podobný postup měření.



Obr. 13. Termistorový senzor na vyměnitelné břitové destičce [42].

3.4.3 Radiační termometrie

Radiační termometrie využívající pyrometry nebo termovizi je neinvazivní metoda měření teploty objektů. Nejčastěji se používá pro měření teplotního pole obrobku po

obrábění, avšak její použití si našlo cestu i mezi měřicí metody při obrábění. Princip metod tkví v tom, že každé těleso emituje energii do svého okolí v podobě radiačních vln. Tuto energii je možné zachytit citlivými snímači a převést na hodnotu teploty daného tělesa. Ta je však vždy menší než teplota reálná, tedy nesnížená kvůli emisivitě pozorovaného objektu. Pouze teoretické černé těleso má emisivitu rovnou 1. To znamená, že vyzáří největší možné množství energie při dané teplotě a zároveň všechnu energii pohltí. Emisivita skutečného tělesa je vždy nižší než 1 [77].

Intenzita vyzařování skutečného nebo také šedého tělesa se řídí Stefan-Boltzmanovým zákonem.

$$E = \varepsilon \sigma T^4 \ [\mathrm{W \cdot m^{-2}}] \tag{4}$$

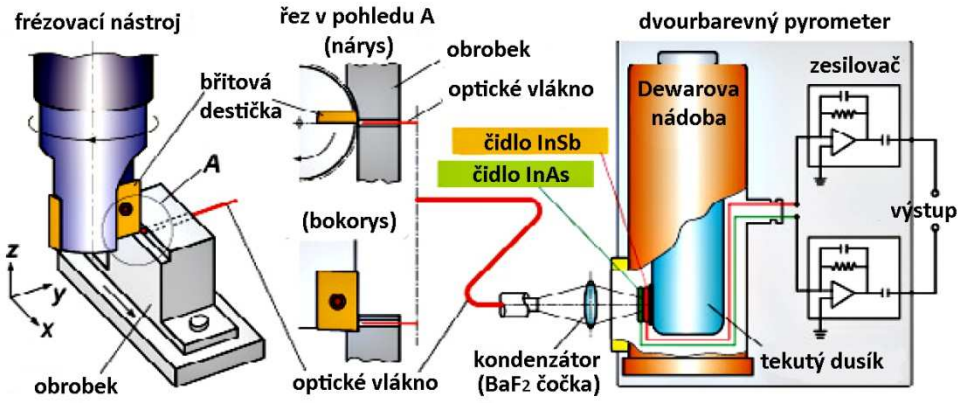
Kde ε je emisivita daného šedého tělesa, σ je Stephan-Bolzmanova konstanta $5{,}67 \cdot 10^{-8}$ [$W.m^{-2}.K^{-4}$], T je termodynamická teplota [K] [77].

3.4.3.1 Pyrometry

Využití pyrometrů v praxi třískového obrábění je poměrně časté, a to i v případech obrábění kompozitních materiálů. Často využívané je v případě soustružení, kdy vzhledem k jednoduchému uspořádání měření je možné kontrolovat teplotní pole na nástroji či obrobku z mnoha úhlů. Často bývá pyrometrie používání v kombinaci s termočlánky [43, 44] kvůli širšímu náhledu na teplotní jevy odehrávající se při obrábění. Pyrometrů je celá řada a liší se konstrukčním uspořádáním.

- **Úhrnné radiační pyrometry** dovolují použití pro vysoký rozsah teplot (200 °C až 1800 °C), jelikož zaznamenávají maximum záření z povrchu obrobku o velkém rozsahu vlnových délek a to s malou nejistotou měření.
- **Pásmové pyrometry** dovolují zaznamenávat světlo pouze v omezeném spektru vlnových délek. V dané kategorii jsou v současné době nejvíce využívané při obrábění.
- **Poměrové pyrometry** zaznamenávají záření pouze dvou vlnových délek a eliminují dopad emisivity povrchu tělesa.
- **Optické vláknové pyrometry** mají možnost zaznamenávat záření jako takové, přičemž nejsou ovlivněné vlnovou délkou a ani úhlem snímání [41].

Zajímavou metodou, avšak finančně velmi nákladnou je použití vláknového pyrometru při frézování [45]. Optická vlákna byla vložena do průchozích vrtaných otvorů tak, aby jejich konec byl co nejblíže k řezu, avšak ne v kontaktu s nástrojem. Tato metoda je velmi zajímavá z hlediska měření teploty na polymerních kompozitních materiálech při frézování. Její princip je znázorněn na schématu (Obr. 14).



Obr. 14. Měření teploty na čele dvoubarevným pyrometrem při frézování [41].

3.4.3.2 Termografie

Termografie využívá termovizních kamer, které umožňují snímat světlo v infračerveném spektru. V dnešní době je termografie velmi rozšířená napříč mnoha odvětvími vědních oborů až po záchranné a vojenské složky státu. Umožňuje ze záznamu infračerveného snímku identifikovat místa o různých teplotách. V obrábění se využívá velmi často a ještě častěji je využita při obrábění polymerních kompozitních materiálů kvůli své snadné neinvazivní aplikovatelnosti a také vzhledu či vypovídací hodnotě dat. Princip spočívá ve využití světlo citlivého CCD čipu a převodu infračerveného spektra na digitální výstup (fotku, video) [43].

Termokameru využil například Rahman při frézování kompozitu C/PEEK pro sledování teploty špičky frézy. Ze sekvence obrázků později vyhodnocoval v daném bodě teplotu [23]. Další případ zaznamenaný při frézování polymerního kompozitního materiálu publikoval Yoshiro, který využil termokameru k posouzení teploty celého nástroje v závislosti na řezné rychlosti [26]. Jinou studii frézování kompozitního materiálu s aramidovými vlákny a epoxidovou pryskyřicí prezentoval Zeman, který porovnával vliv změny řezné geometrie na změnu teploty nástroje při bočním frézování. Zde bylo prokazatelně zjištěno, že nástroj s více pozitivním úhlem čela dosahuje nižší maximální teploty [95].

3.4.4 Termo-fyzikální metody měření teploty

Tyto metody jsou založené na změně fyzikálních vlastností některých látek. Jednou z možností je využít měřitelnou změnu mikrotvrdosti, jak to provedl Wright a Trent [46]. Metodu použili pro nástroj z uhlíkaté oceli. Metodou bylo možné určit teplotu na nástroji v rozsahu 650 až 900 °C s přesností na 25 °C. Mnohem častěji jsou však využívané teploměrné barvy [41]. Například užití prášku s konstantní teplotou tavení na rovině kolmé k čelu nástroje pro určení teploty nástroje s keramickými vyměnitelnými břitovými destičkami [47]. Ostafief vytvořil síť kanálků naplněných speciální

teplocitlivou barvou v rozpůleném slinutém karbidovém nástroji, pro které dokázal následně stanovit izotermy [48]. Další příklad použití této metody spočíval v nanesení povlaku fosforového prášku smíchaného s vysokoteplotním pojivem. Ten je pak citlivý na ultrafialové světlo [49]. Teoreticky by mohl být takový povlak nanesen na nástroj.

3.4.5 Zhodnocení metod měření teploty pro účely frézování FRTC

Použití **přirozeného termočlánku** pro volenou aplikaci obrábění je z hlediska vysokého elektrického odporu diamantových nástrojů nereálné. Diamant kvůli své velmi těsné krystalové mřížce je špatným elektrickým vodičem. Navíc při použití frézovacího termodua by bylo třeba elektricky vodivému kompozitu, což jsou pouze ty s uhlíkovými vlákny, najít pevnostně odpovídající ekvivalent z vodivého kovu pro možnost použití reálných podmínek obrábění a celý systém přizpůsobit bočnímu frézování.

Umělý termočlánek je varianta poměrně technicky málo náročná pro použití v kompozitních materiálech. Neproveditelné by bylo využití obráběného termočlánku, kvůli počáteční zvolené podmínce použití nevodivých diamantem povlakovaných nástrojů nebo PCD nástrojů. Provedení s uložením termočlánku do nástroje naráží na poměrně nákladný vývoj bezdrátového snímače pro přenos signálu a speciálního upínače s vysílačem. Termočlánek vložený do materiálu by se díky malé tepelné vodivosti materiálu obrobku mohl potýkat se značnou nejistotou měření s ohledem na opakovatelné uložení termočlánku do stejné vzdálenosti od obráběné plochy. Byla by nutná kompenzace chyby vzdálenosti termočlánku od obráběného místa. Výhoda umělého termočlánku spočívá zejména v absenci nutnosti cejchování a možnosti využití pro libovolné materiály obrobku a nástroje.

Poloumělé termočlánky jsou použitelné při frézování polymerních kompozitních materiálů diamantem povlakovanými nebo PCD nástroji spíše jako měření teploty na obrobku. V nástroji by bylo třeba dělat zásahy do těla v podobě kanálků pro připájení termočlánkového drátku a řešit složitý přenos signálů z rotujícího nástroje. V obrobku je metoda použitelná pouze v případě dostatečného obsahu elektricky vodivé vláknové výztuže. Použití termočlánkové folie je obtížně realizovatelné z hlediska nedostatku tenkých folií potřebného chemického složení na trhu. Metoda měření teploty poloumělým termočlánkem je doposud v oblasti frézování CFRP materiálů málo prozkoumaná.

Termistory by bylo možné využít při frézování jako obrobkové čidlo pro měření teploty. Kvůli komplikovanému provedení je jejich využití jako nástrojového čidla prakticky vyloučeno pro monolitní nástroje. Pro nástroje s vyměnitelnými břitovými destičkami je využití Yoshiokova návrhu proveditelné, avšak pouze pro destičky bez utvařeče třísek a povlakování a pro velmi malé hloubky řezu, neboť senzor byl ve studii deponován na čelní ploše destičky a neměl by přijít do kontaktu s třískou kvůli svému poškození.

Radiační termometrie je dobrým způsobem, jak změřit teplotní pole obrobku i nástroje. Při vhodném ustavení kamery vzhledem k obrobku je možné snímat teplotní pole i v poměrně malé vzdálenosti od místa řezu. Je to metoda zcela neinvazivní a nezávislá na elektrické vodivosti nástroje či obrobku. Obtížné je správné nastavení emisivity měřeného objektu, což vyžaduje kalibrační test před zahájením měření. Je potřeba vysoká snímkovací frekvence a rychlý detektor teploty pro dynamické změny teploty v krátkém čase. Měřicí technika splňující tento požadavek je velmi drahá.

Termo-fyzikální metody slouží pro postprocesní ověření dosažené teploty v nástroji nebo především v obrobku. Její možnosti využití pro sledování teploty přímo v místě řezu jsou však limitované. Teplocitlivé látky nanesené na plochu, která bude obrobena, nebo na čelo nástroje, po kterém odchází tříska či jeho hřbet, který se částečně tře o obrobenou plochu, je nevhodné. Dále od místa řezu je teplota vždy nižší.

3.4.6 Shrnutí – Měření teploty FRTC

Vzhledem k tomu, že variant FRTC materiálů je nepřeberná řada, nelze jednoznačně označit jednu metodu měření za nejvhodnější. Pro vybrané materiál C/PPS a G/PA12 rovněž není jednoduché vybrat jednu metodu měření. Byly zvoleny dvě vhodné metody měření:

- radiační termografie pomocí termovizní kamery,
- poloumělý termočlánek vložený v obrobku.

Teplotu měřenou radiační termografií můžeme pozorovat pouze v místě, kam dohlédne termovizní zařízení, což v žádném případě není při frézování v místě vytváření nového povrchu, ale někde za tímto místem, které je vždy chladnější.

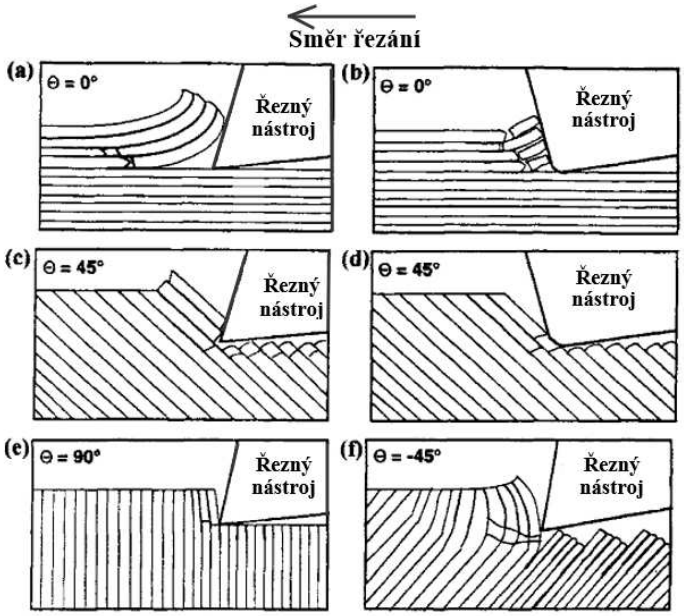
Poloumělý termočlánek bude funkční pouze v kombinaci s uhlíkovými vlákny. Jeho použití je tak omezeno na kompozit C/PPS. Bude se jednat o bodové měření v místě vložení termočlánkového vodiče. Bude se však jednat o měření teploty v místě utváření nového povrchu obrobku. Tedy v místě, které je středobodem zájmu vzhledem k teplotním limitům daných vlastnostmi termoplastických matric.

3.5 Tvorba třísky – ochrana zdraví

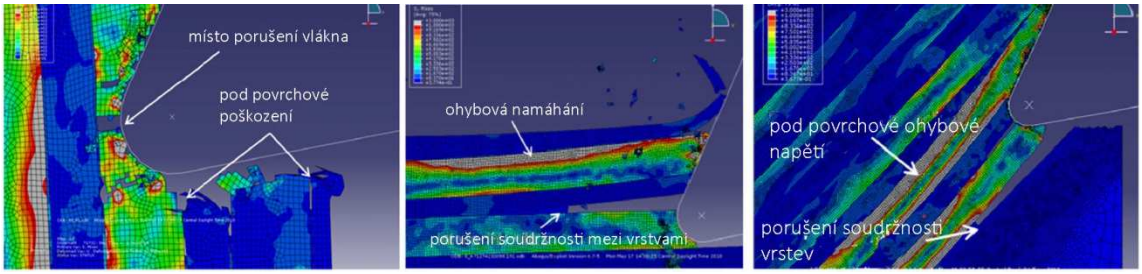
Mechanismus tvoření třísky je pro termosety a pro termoplasty odlišný. Je to dané samotnou podstatou těchto polymerních materiálů. Termoplasty se pod zatížením prodlužují. To je způsobeno klouzáním dlouhých uhlovodíkových řetězců po sobě. Tak se dá vysvětlit tvorba třísek v případě nízkého obsahu výztuže. Například Puw a Hocheng [50] zjistili, že při nízkých otáčkách 125 min^{-1} (v_c = 2 m/min) a velkém posuvu až 1,5 mm otáčky za minutu se tvoří poměrně tlustá a značně zakroucená tříska. Při vyšších otáčkách kolem 3000 min^{-1} (v_c = 47 m/min) a nízkém posuvu kolem 0,02 mm na otáčku se tvořila dlouhá stužkovitá tříska. Je to způsobené zvýšením teploty v místě řezu, které způsobuje

intenzivnější klouzání řetězců v materiálu. Tyto poznatky získali při vrtání termoplastického kompozitu ABS s uhlíkovými vlákny. Při vrtání kompozitu s uhlíkovými vlákny a epoxidovou pryskyřicí (termoset) zjistili, že třísky podléhají lomu už v blízkosti špičky vrtáku a materiál je odebírán v podstatě sériovým lomem. Při nízkých rychlostech vznikají třísky dělené malé, ale při zvýšení rychlosti se díky napětí ještě více zmenší. Vznikají prachové třísky.

V kompozitu je možné pozorovat vícero druhů řezných mechanismů podle toho, jakou máme orientaci vláken k řeznému nástroji. Při ortogonálním obrábění s ostřejší geometrií nástroje pro 0° je možné pozorovat mechanismus vzniku delaminace. Tlak nástroje působí opět ve směru a kolmo na směr obrábění. Přičemž šířící se trhliny před nástrojem při odřezávání indukují vznik dalších a dalších třísek. Ovšem když bude geometrie negativní, bude již docházet k ohýbání a vzepření vláken, které povede k jejich prasknutí. K čistému odřezávání dochází při sklonu vláken 45° od nástroje. Nástroj poté dokonale odřezává jedno vlákno za druhým. Při obrábění 90° orientace vláken dochází k deformaci povrchové vrstvy. Při obrábění kolmo ke směru vláken (90°) je možné sledovat dva efekty. Prvním je tlak nástroje působící ve směru obrábění. Ten způsobuje lom vláken ve směru obrábění. Druhým je tlak kolmý na směr obrábění. Tento tlak způsobuje drcení vláken v povrchové vrstvě, a tím může způsobit změnu vlastností na obrobeném povrchu. Při obrábění -45° orientace vláken dochází v podstatě ke střihu celého segmentu vláken najednou. Zobrazení těchto mechanismů můžete vidět na následujícím obrázku (Obr. 15) [17, 51]. Tento předpoklad byl později testován MKP modelem (Obr. 16) [52].



Obr. 15. Mechanismus řezání při ortogonálním obrábění uhlík/epoxid. (a) delaminace; (b) zborcení vlákna; (c) a (d) odříznutí vlákna; (e) zdeformování; (f) střih [17].



Obr. 16. Test lomové mechaniky laminátu při ortogonálním obrábění - MKP model [52].

Při frézování termosetických kompozitů vznikají hlavně prachové třísky. Vznikají ale i delší stužkové třísky a štětinové třísky na konci obráběné plochy při výjezdu nástroje z řezu. Stužkové třísky v řádu několika centimetrů vznikají proto, že jsou složené z drobných segmentů, které jsou spojené jeden s druhým. Štětinové třísky vznikají v důsledku interlaminárního lomu ve střihu [17, 53].

3.5.1 Ochrana zdraví při frézování FRP

Zásadnějším problémem při tvorbě třísek je množství prachových částic, které by mohly být pro člověka nebezpečné. Prachové částice, které by mohly vznikat, budou nejspíše
z prasknuvších vláken kompozitu v důsledku překročení jejich ohybové pevnosti a také z úlomků křehké matrice termosetu. Tyto částečky mohou mít velmi nepravidelný tvar i poměrně ostře ohraničený a mohou dráždit pokožku, oči a mohou být respirabilní [3].

Velikost takzvaných respirabilních částic, tedy částic, které je člověk schopen vdechnout, je od 0,1 do 10 μm [14]. Významné množství prachových částic je možné pozorovat při obrábění termosetických kompozitů. V tomto velkém množství je možné nalézt i značný počet respirabilních částic. U termoplastických matric bude objem respirabilních částic menší, jelikož matrice podléhá spíše plastické deformaci než křehkému poškození jako termosety [3].

Práce s kompozity může být bez ochranných pomůcek (vhodného oděvu, rukavic a brýlí) potenciálně riziková z důvodu podráždění pokožky či očí. Poletující částečky uhlíkových a skelných vláken mohou způsobit nepříjemné kožní reakce, například svědění a pálení. To se týká také očí. Manipulace s obrobky před ale i po obrobení může vést k poranění v podobě rozříznutí pokožky o ostré hrany přečnívajících vláken či celých zbytků vrstev laminátů. Při manipulaci s obrobky je vhodné využívat rukavice a dbát zvýšené opatrnosti [3].

Problematika vzniku toxických výparů způsobených nadměrným teplem při hoření a tavení polymerních matric se týká spíše obrábění laserem či EDM. Při frézování se neočekává za běžných okolností až tak extrémní vývin tepla, který by způsobil nadměrný vývin toxinů jako je benzen, toluen, styren, fenol apod., které vznikají rozkladem uhlovodíkových řetězců polymerů [3]. Při frézování koncentrace toxických plynů nebyly

měřeny, přestože by se v důsledku lokálního přehřátí matrice při tvorbě třísky mohlo dosáhnout nad teplotu tavení či hoření FRP poměrně snadno.

3.5.2 Shrnutí problému ochrany zdraví

Lomová mechanika při obrábění kompozitů s termosetickou a termoplastickou matricí není zcela totožná, přestože zde podobnosti jsou. Uložení vláken může být stejné, ale matrice se bude chovat jinak. Matrice je mnohem poddajnější v případě termoplastů (netvoří se v ní tak rychle trhliny) a vlákna tak více chrání proti praskání a drcení postupujícím ostřím. Je to možné pozorovat na třískách, které se liší při obrábění termosetických a termoplastických kompozitů. Třísky jsou více spojité a uchovávají v sobě odřezaná vlákna na rozdíl od prachových třísek matrice a vláken vznikajících při obrábění termosetických kompozitů. Prachové třísky vznikají při obrábění termoplastických kompozitních materiálů pouze v omezené míře a jsou reprezentovány pouze drobnými úlomky, které vznikly při odřezávání vláken. Práce zaměřená na modelování lomové mechaniky termoplastických kompozitů nebyla doposud zpracována.

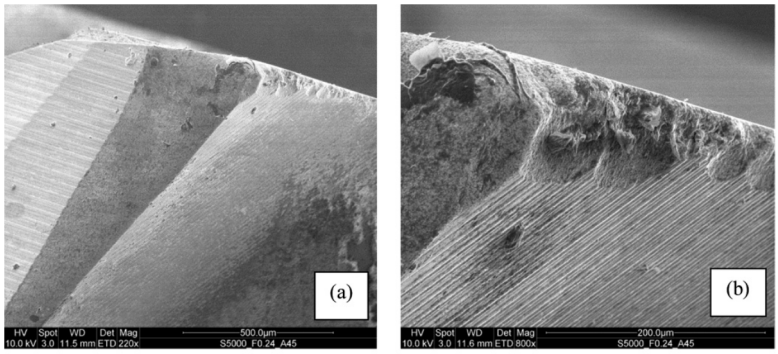
Při obrábění vybraných materiálů s termoplastickou matricí nebude pravděpodobně nutné odsávání prachu přímo při obrábění, vzhledem k pravděpodobně malému výskytu prachových částic. Odsávání by mohlo toto relativně malé množství prachových částic dále vířit, což by bylo z hlediska ochrany zdraví kontraproduktivní. Při větším výskytu prachu je vhodné využívat respirátorů či respiračních roušek. Je však nutné dbát zvýšené opatrnosti při manipulaci se vzorky kvůli volným delaminovaným krajům kompozitu, volným vláknům a rovněž dbát zvýšené opatrnosti při úklidu pracoviště vzhledem k možnému zvýšenému výskytu prachu coby odpadu po obrábění.

3.6 Abrazivita materiálu - nástrojové materiály, geometrie a opotřebení nástrojů

Volba vhodného nástroje pro obrábění daného typu kompozitního materiálu s polymerní výztuží je naprosto klíčová z hlediska předcházení výskytu delaminace, snížení řezných sil, správného odřezávání vláknové výztuže i matrice. Nástroj musí být dostatečně ostrý, s malým poloměrem špičky a velmi pozitivním úhlem čela a hřbetu kvůli odřezávání matrice a výztuže. Kvůli abrazivní výztuži musí být i velmi odolný vůči abrazivnímu otěru. Kombinace těchto požadavků je technologicky velmi obtížně realizovatelná a také značně nákladná.

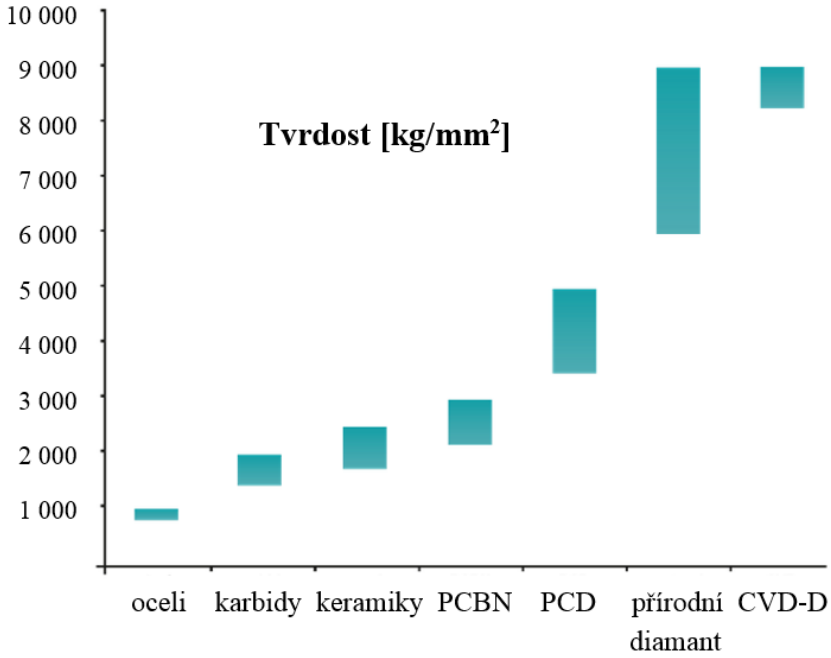
Mechanismy opotřebení nástrojů obrábějících polymerní kompozitní materiály jsou odlišné od mechanismů opotřebení známých z obrábění kovů. U kovů může teplota s rostoucí řeznou rychlostí růst rychle a často se stává hlavní příčinou opotřebení nástrojů. Do takového opotřebení můžeme započítat například chemický otěr či difúzi. U polymerních kompozitních materiálů však teplota neroste tak výrazně a nemůže

dosáhnout tak vysokých hodnot, aby mohlo docházet k mechanismům opotřebení nástroje souvisejících s vysokou řeznou rychlostí a potažmo teplotou v řezu [23]. Jako hlavní mechanismus opotřebení byl identifikován abrazivní otěr. Ten je způsobený vysokou tvrdostí a pevností vláknové výztuže kompozitu [54]. Na zvětšených snímcích ze SEM (skenovacího elektronového mikroskopu) jsou jasně patrné škrábance na hřbetu ostří. Při bližším pohledu pak je možné pozorovat na řezné hraně poškození mikrochippingem (Obr. 17).



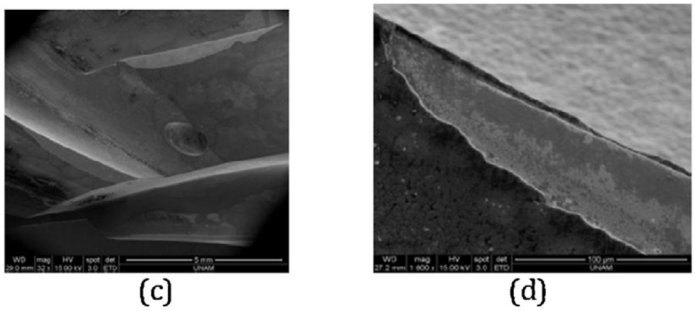
Obr. 17. Mechanismus opotřebení během obrábění GFRP nepovlakovaného jemnozrnného SK (a) abraze, (b) mikrochipping [54].

Vzhledem k nízké schopnosti polymerních matric vést teplo je větší podíl tepla odváděn nástrojem a okolním prostředím než je tomu u kovových materiálů. Z toho důvodu je doporučené volit nástroje s vyšší tepelnou vodivostí např. ze slinutého karbidu, diamantem povlakované SK a také PCD řezné materiály [3]. Chemicky napařované diamantové povlaky (CVD-D) a polykrystalické diamanty (PCD) jsou zároveň nejtvrdší známé řezné materiály, viz Obr. 18. Jejich vysoká odolnost proti abrazivnímu opotřebení je předurčuje pro obrábění vysoce abrazivních vlákny vyztužených polymerních kompozitů. Nevhodné jsou naopak keramické materiály, protože jejich nízká pevnost a vysoká křehkost je dělá velmi citlivými na tepelné a rázové šoky. Dochází k ulamování břitu. Jejich nízká tepelná vodivost je nevhodná. Kubický nitrid bóru je pak dražší než PCD a nepřináší žádné větší výhody [1].



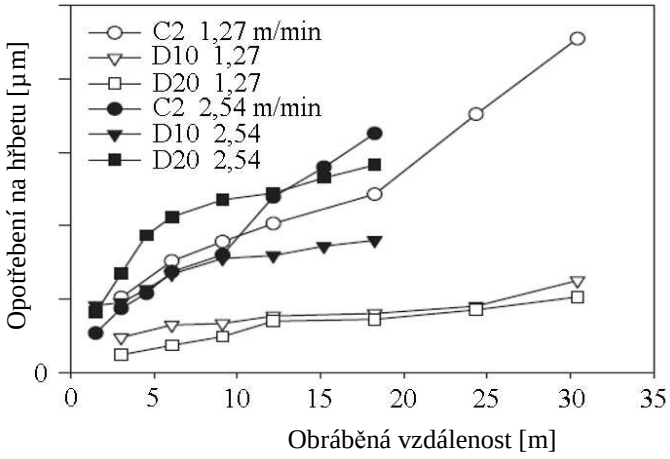
Obr. 18. Porovnání tvrdostí nástrojů na bázi diamantu [55].

Opotřebení CVD-D bylo sledováno například Karpatem. Ten zaznamenal problém v odlupování diamantového povlaku, a tím prudký nárůst opotřebení nástroje, které má přímý vliv na nárůst velikosti sil a drsnosti povrchu [56] (Obr. 19).



Obr. 19. Opotřebený CVD-D povlak frézy s dvojitou kompresní šroubovicí [56].

Na následujícím obrázku můžeme vidět výsledky experimentu, který prokazuje mnohonásobně vyšší životnost řezné hrany diamantem povlakovaných fréz oproti nepovlakovaným. Zajímavé je, že povlak o větší tloušťce vykazuje větší opotřebení při vyšších posuvových rychlostech. Autor to zdůvodňuje větším třením v důsledku většího zaoblení břitu, které vzniká u tlustších povlakových vrstev. Při nízkých posuvových rychlostech velikost zaoblení nehraje roli, avšak pro větší rychlosti je rozdíl patrnější [3].



C2 = Karbidová fréza (stoupání 30°, úhel čela 15°, úhel řezný 65°)

D10 = diamantem povlakovaná fréza (tl. povlaku 10 µm)

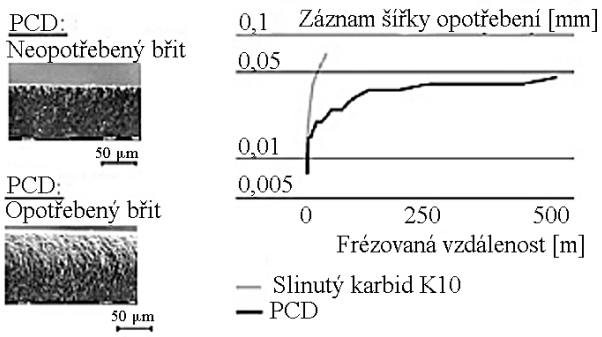
D20 = diamantem povlakovaná fréza (tl. povlaku 20 µm)

Obr. 20. Porovnání materiálů pro frézování kompozitů s polymerní matricí [3].

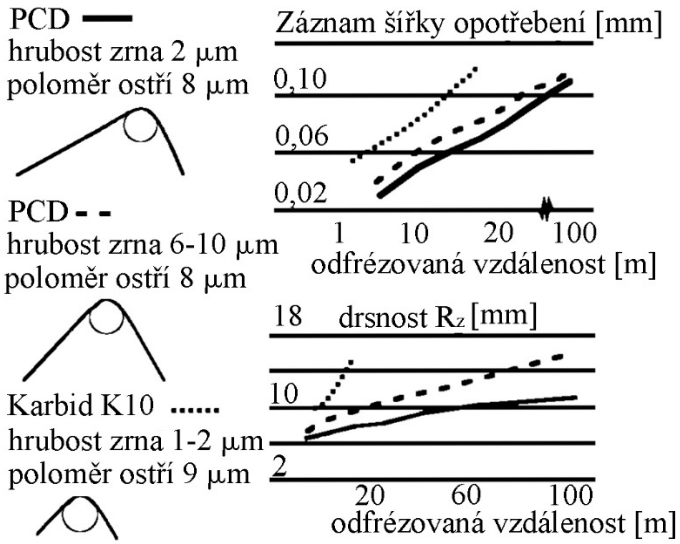
PCD materiály mají šedesátkrát až stokrát větší životnost než slinuté karbidy [10] (Obr. 21). Jejich použití pro náročnou aplikaci obrábění kompozitů s polymerní matricí se tedy nabízí. Opotřebení PCD nástrojů je závislé na velikosti zrna diamantu a obsahu kobaltu. Diamanty mohou být umělé a přírodní a obsahují různé procento nečistot. Snížením obsahu kobaltu v PCD a zvětšením velikosti zrna se zvýší životnost břitu. Na druhou stranu u jemnozrnného PCD je možné dosáhnout ostřejší hrany. U PCD se rozlišují tři druhy opotřebení. Jsou to:

- Praskání zrn břitu v důsledku stejné orientace grafitické mřížky se směrem obrábění.
- Praskání zrn v důsledku dilatace nečistot do zrna za zvýšené teploty.
- Abrazivní opotřebení tvrdých diamantů a měkkého kobaltu výztuží kompozitu.

Navíc také velmi záleží na uložení diamantů v pojivu. Pokud je pojiva méně, obvykle je i delší životnost. Ale čím méně je pojiva tím snáze může dojít k vydrolení diamantového zrna [5]. To by mohlo souviset s poklesem elasticity s rostoucím obsahem pojiva (nejčastěji kobaltu). Velikost zrna diamantu v kobaltové matrici PCD nástroje má pak významný vliv na pevnost v rázu či odolnost proti křehkému poškození. Nejlepší vlastnosti má nástroj s velikostí zrna 20 až 30 µm [57]. Tato velikost zrna bývá výrobci PCD doporučena pro obrábění velmi tvrdých materiálů (slinutých karbidů, keramiky, Bi-metalových slitin, hliníkových slitin s vysokým obsahem Si). Pro uhlíkové kompozity však doporučují velikost zrna kolem 6 µm [58].

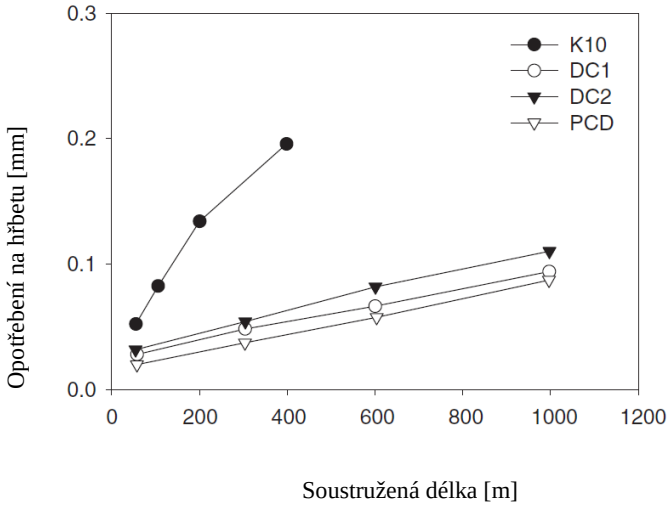


Obr. 21. Křivka opotřebení pro PCD nástroj a nástroj vyrobený ze slinutého karbidu během frézování kompozitu s uhlíkovými vlákny [1].



Obr. 22. Srovnání rozdílných hrubostí zrna a materiálů nástrojů pro frézování kompozitu s uhlíkovými vlákny [1].

Bylo dokázáno, že opotřebení nástrojů z SK je mnohem větší při obrábění termoplastu než při obrábění termosetu. PCD vykazuje menší opotřebení tehdy, je-li jeho struktura hrubozrnná (Obr. 22). Čím jemnější je struktura PCD, tím větší je opotřebení nástroje [1]. Slinuté karbidy dovolují velké variace tvarů břitových destiček a jejich cena je podstatně nižší než u destiček polykrystalickým diamantem. Avšak PCD vydrží až o 40 % déle při stejných řezných podmínkách než slinuté karbidy povlakované diamanty [3].



Legenda:

K10 – standardní nepovlakovaný slinutý karbid (WC-6%Co)

DC1 – diamantem povlakovaný nitrid křemíku (tloušťka vrstvy 20 µm)

DC2 - diamantem povlakovaný nitrid křemíku (tloušťka vrstvy 10 µm)

Obr. 23. Postup opotřebení hřbetu pro různé materiály při obrábění CFRP při mokrém řezném procesu. Řezná rychlost 100 m/min, posuv 0,1 mm/ot, hloubka řezu 0,5 mm [3].

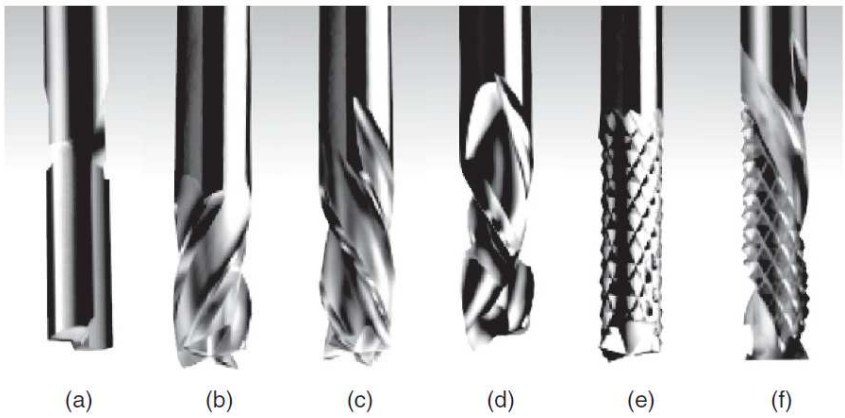
Z Obr. 23 je možné vyčíst, že pro obrábění kompozitů s polymerní matricí není možné využívat nepovlakované nástroje. Povlakované nástroje, v tomto případě povlakované diamanty, vykazují 7 až 8x větší životnost než nepovlakované slinuté karbidy. PCD pak vydrží více než 8x déle než nepovlakované slinuté karbidy. Dále z tohoto pozorování bylo zjištěno, že tenčí povlaky diamantů jsou dříve opotřebeny otěrem při obrábění [15]. Pro obrábění GFRP je podle jiného textu nejlépe volit monokrystalický diamant. PCD je pak druhou volbou [59].

3.6.1 Geometrie nástrojů pro obrábění kompozitních materiálů

Pro obrábění kompozitních materiálů je doporučován úhel břitu přibližně 75° a úhel čela mezi 0° až 7°. Pro PCD byl pak určen jako nejlepší úhel čela 7° [3, 2]. Příliš malý úhel hřbetu vede k velkému opotřebení na hřbetu. V důsledku malého úhlu hřbetu totiž dochází k velkému tření mezi hřbetem nástroje a obrobenou plochou. Co se poloměru ostří týče, ten by měl být co možná nejmenší v řádech setin mm. Při větších poloměrech bude více materiálu odcházet pod břit. Vzhledem k povaze obráběného materiálu bude v důsledku velkého poloměru ostří docházet k elasticko-plastické deformaci matrice pod břitem, tím pádem k nárůstu teploty a zároveň místo odřezávání vláken bude docházet k jejich ohýbání a lámání, což vede k poškození obráběného povrchu a rychlejšímu opotřebení nástroje. Na druhou stranu při použití ostré řezné hrany bude docházet k rychlejšímu opotřebení nástroje, které bude způsobené abrazí vláknové výztuže. Opotřebená hrana se pak bude chovat stejně jako velký poloměr ostří. Je nutné tedy použít nástroje s velkou řezivostí, které nepodléhají tak rychle abrazi, protože ostrou hranu na nástroji potřebujeme, požadujeme-li dobrou jakost obrobené plochy [3].

3.6.2 Nástroje pro frézování

Pro obrábění FRP materiálů je k dispozici široká paleta řezných materiálů a řezných geometrií. Jeden z důvodů pro tolik variant nástrojů spočívá v rozdílných charakteristikách výrobků pramenících z rozdílných typů výztuže a matric a objemu vláknové výztuže, které jsou využívané v rozličných aplikacích. Je také obecně známé, že nástroje pro FRP materiály těží z know how dřevozpracujícího průmyslu. Vzhledem k podobnosti v makrostruktuře některých kompozitů a dřeva je možné aplikovat geometrie fréz na dřevo i na obrábění FRP. To je zřejmé z porovnání řezných geometrií na Obr. 24. Tyto frézy ze slinutých karbidů reprezentují skupinu řezných nástrojů vhodných pro obrábění a ořezávání kompozitových desek. Přímý břit u nástroje je nejjednodušší a nejvíce všestranná nástrojová geometrie kvůli jednoduché výrobě. Takové geometrie jsou dodávány hlavně na PCD destičkách. Nástroj s nulovým úhlem šroubovice umožňuje dosáhnout čisté odřezávání a dobré jakosti obrobené plochy. Má ovšem nevýhodu ve snížené schopnosti odvádět třísky a má tendenci k ucpávání drážek nástroje. To ústí v odtlačování povrchových vrstev a zhoršení jakosti povrchu Obr. 24 a. Šroubovice v jednom směru u nástroje vytváří axiální sílu, která působí normálově ke skladbě jednotlivých vrstev laminátů. Směr síly závisí na směru vinutí šroubovice. Tato síla pak může být příčinou delaminace či zhoršeného odřezávání svrchních vrstev, které nemají proti působící síle oporu v daném směru Obr. 24 b, c. Problém může být řešen dvojitou šroubovicí, nebo také kompresními frézami. Dvě protiběžné šroubovice vytvářejí síly, které způsobují kompresi obou protilehlých stran desky laminátu, a tak předcházejí delaminaci Obr. 24 d. Burr frézy bývají užívány roky pro ořezávání skelných laminátů kvůli jejich vysoké odolnosti proti opotřebení a schopnosti vytvářet čistý řez za relativně vysokých řezných rychlostí a posuvů. Protiběžné šroubovice vybroušené na těle nástroje vytvářejí mnoho řezných špiček, které stříhají vlákna v kompozitu, zatímco provádějí současně jejich natažení. To vede k čistému přestřižení vláken. Zjevná nevýhoda tohoto nástroje je brzké opotřebení hrotů a náchylnost k ucpávání drážek. Obě tyto nepříznivé vlastnosti mohou být ovlivněny volbou vhodné tloušťky třísky. Pro obrábění aramidových vláken je vhodné použít nástroje, viz Obr. 24 d, f [3].



Obr. 24. Geometrie řezných nástrojů pro frézování kompozitních materiálů (a) přímé břity, (b) fréza se šroubovou drážkou, (c) levořezná fréza se šroubovou drážkou, (d) dvouspirálový kompresní nástroj, (e) vícehrotý nástroj, (f) vícebřitý s drážkou (ukázka nástrojů z nástrojárny ONSRUD) [3].

Horší odvod třísek je vážný problém. Zvyšuje teplotu řezání, která způsobuje měknutí matrice a její lepení na řeznou hranu nástroje. To může mít v kombinaci s nevhodnými řeznými podmínkami vliv na zhoršení kvality obrobeného povrchu. Použití chlazení vzduchem v kombinaci s vhodnými řeznými podmínkami může zlepšit odvod třísek [3].

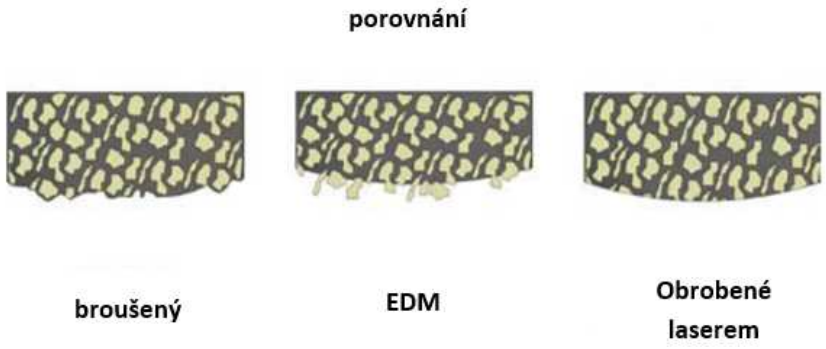
Pro skelná a uhlíková vlákna je požadavek na rádius řezné hrany r = 10 až 15 µm a velmi kvalitní povrch čela a hřbetu (Ra < 1,5 µm). Pro kompozity s aramidovými vlákny je třeba mít řeznou hranu stejně ostrou jako pro kompozity s uhlíkovými nebo skelnými vlákny a ještě kvalitnější povrch čela a hřbetu (Ra < 0,8 µm). Avšak u kompozitů s aramidovými vlákny si již nevystačíme s běžnou geometrií nástroje. Je vyžadována speciální geometrie, která umožní vlákno nejdříve předepnout a následně uříznout. Byly k tomu vyvinuty speciální frézy s protisměrnou (kompresní) drážkou [1].

3.6.3 Zvyšování řezivosti PCD a CVDD fréz

Správnou úpravou řezné hrany, například zmenšením poloměru ostří, výrobou utvařeče třísek apod., lze docílit zlepšení záběrových podmínek nástroje. Lze tak snížit silové zatížení obrobku, zvýšit jakost obrobeného povrchu, snížit teplotu v řezu. K tomuto účelu slouží několik technik popsaných v následujících podkapitolách

3.6.3.1 Řezání PCD laserem

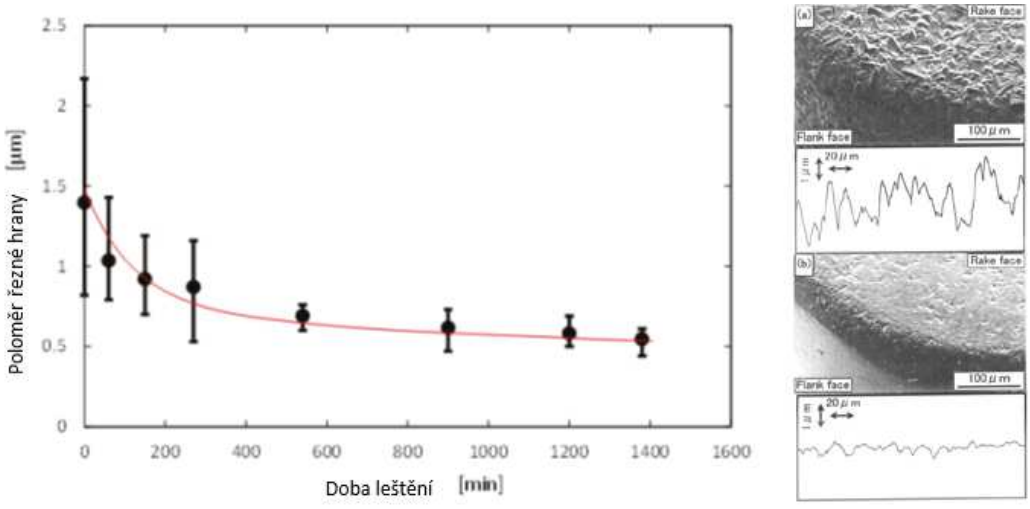
PCD upravené laserem nemá s postupujícím časem obrábění podstatný vliv na velikost sil a kvalitu povrchu jak dokázala studie Dolda [60]. Tím je míněno, že teplem ovlivněná oblast nijak nesnižuje trvanlivost břitu. Jak ukazují prospekty firmy Waiss AG [61], je vhodné využívat k řezání řezné hrany nástroje právě laser. Jen tímto způsobem je možné docílit zcela rovné řezné hrany, jelikož laser prochází napříč zrny diamantu (Obr. 25).



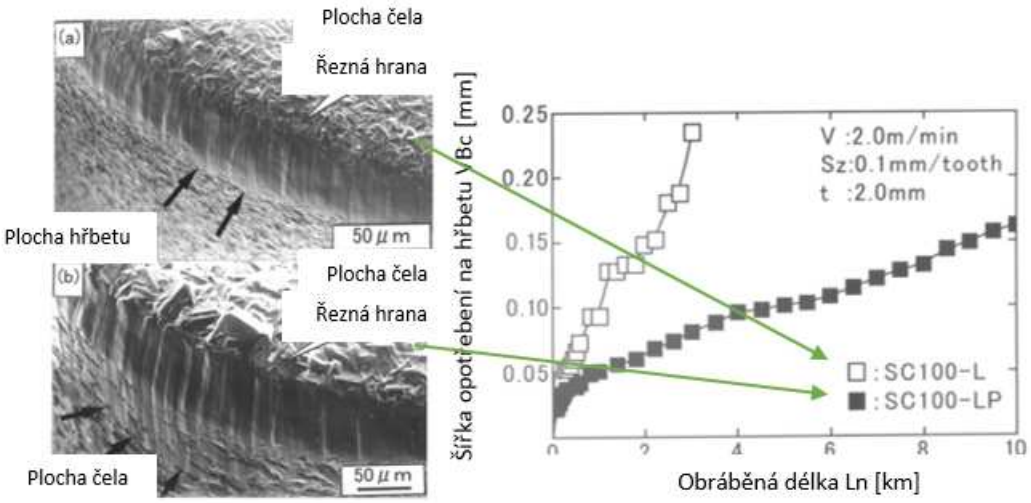
Obr. 25. Porovnání řezání řezné hrany různými technologiemi [61].

3.6.3.2 Leštění hřbetu nástroje

Leštěním hřbetu nástroje je možné dosáhnout zmenšení poloměru břitu až na 0,5 μm. Více už pravděpodobně není možné kvůli fyzikálnímu omezení metody leštění, kdy s přibývajícím časem leštění nedochází již k dalšímu úběru materiálu (Obr. 26). Tímto způsobem je možné mnohonásobně zvýšit životnost nástroje (Obr. 27).

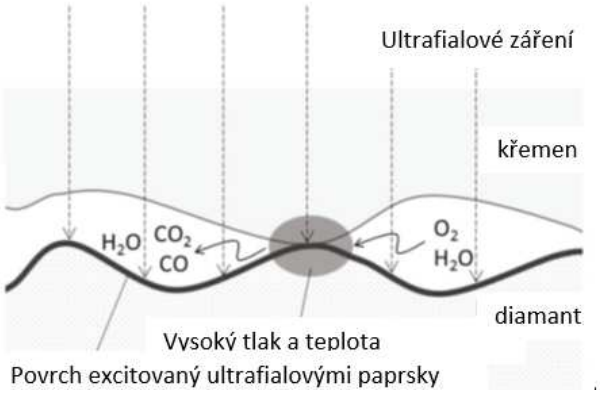


Obr. 26. Závislost velikosti poloměru řezné hrany na době leštění nástroje.



Obr. 27. Porovnání opotřebení leštěného SC100-LP a neleštěného SC100L břitu PCD při obrábění nitridové keramiky [62].

Metodou leštění za přispění ultrafialového záření byly PCD leštěny Ishimuruaem. Princip této metody je popsaný na Obr. 28. Tato metoda by měla umožnovat dosažení velmi malých hodnot drsností při velmi malých úběrech materiálu. Snížením poloměru břitu z 15 μm na 5 μm sníží velikost otřepu u litých slitin hlinku více jak o polovinu a zhruba o třetinu u hořčíkových slitin [63].



Obr. 28. Princip metody leštění s přispěním ultrafialového záření [63].

3.6.3.3 **Laserem upravená řezná hrana – utvařeče třísek**

Vytvoření utvařeče třísek (Obr. 29) může výrazně přispět ke snížení řezných sil, teploty v řezu a do značné míry také zlepšit jakost povrchu právě při frézování kompozitních materiálů [88, 95].

Obr. 29. Porovnání dvou PCD nástrojů firmy Hufschmied. Horní s utvařečem třísek spodní bez utvařeče [95].

3.6.3.4 **PCD ve šroubovici**

Poměrně novou technologií výroby PCD nástrojů je pájení 3D tvarových PCD do šroubovice (Obr. 30). Tato nová technologie umožňuje v celé řezné části nástroje mít jednotný úhel šroubovice a čela, což je při použití rovinných plátků vyloučené. Na trhu je možné dohledat tři výrobce nástrojů, kteří tuto technologii používají:

- Element Six: Aerodynamics [64]
- Lovejoy: PCD High Helix End Mill [65]
- Chukyo: EcoHelix [66]

Aplikace šroubovice vede ke klidnějšímu a čistšímu řezu menším síly a lepšímu odvod třísek.

Obr. 30. Vizualizace PCD ve šroubovici [64].

Z dostupných zdrojů bylo zjištěno, že tyto složitější 3D plochy jsou zřejmě minimálně v případě firmy Chukyo pájeny ručně pomocí induktoru (Obr. 31). Tyto nové technologie byly studovány v rámci rešeršní činnosti publikované v [98].

Obr. 31. Pájení 3D PCD [67].

3.6.4 Shrnutí studie životnosti nástrojů při frézování FRP

Volba řezných materiálů pro obrábění kompozitních materiálů s termoplastickou matricí pracích musí být orientována na tvrdé až supertvrdé řezné materiály kvůli silné abrazi vláknové výztuže. Bylo zjištěno, že PCD mohou mít o něco málo vyšší životnost nežli diamantové povlaky. Zpracování geometrií obou nástrojů je však velmi odlišné a porovnání živostností na nástrojích s nestejnou geometrií je spíše orientační.

Do PCD materiálů je velmi problematické vytvořit dostatečně ostrou geometrii, která by umožnila čistý řez bez otřepů či delaminace. Vytvoření takové geometrie je poměrně snadné u slinutých karbidů, avšak životnost je podstatně nižší a ekonomický přínos nakonec nemusí být žádný. Navíc rychlé opotřebení povede k velmi rapidnímu snížení kvality obrobeného povrchu, delaminaci a zvýšení teploty v místě řezu, což je samozřejmě nežádoucí. Nové laserové technologie a nebo silnovrstvé povlaky umožňují vytvořit velmi ostré geometrie i z nejtvrdších materiálů. Vývoj velmi ostré geometrie v PCD je v současné době velmi aktuální. Představuje zejména dva proudy. Vývoj utvařečů třísek a prostorových lisovaných PCD destiček pájených ve šroubovici na slinutý karbid. Oba způsoby umožňují dosáhnout vysokého ekonomického výkonu obrábění a navíc velmi dobré jakosti povrchu.

4 Formulace cílů disertační práce

Cíle disertační práce byly specifikovány a konkretizovány na základě provedené rešerše v závislosti na aktuálních trendech v oboru obrábění kompozitních materiálů. Cíle reagují na zásadní problémy, které vznikají při frézování kompozitů s termoplastickou matricí, konkrétně ovlivnění kvality povrchu tepelným a silovým zatížením a životností nástroje. Řešení je pak zaměřené na překonání zásadních problémů s obráběním těchto materiálů, navržením vhodné technologie obrábění (řezného nástroje, řezných podmínek a strategií obrábění) pro maximalizaci produktivity při zachování nebo zlepšení kvality obrobené plochy.

Cílem disertační práce je výzkum a definice nástroje pro dosažení optimální kvality povrchu při obrábění kompozitních materiálů s termoplastickou matricí.

Dílčí cíle tvoří:

1. Návrh konceptu frézovacího nástroje včetně tvaru, řezné geometrie a řezného materiálu za účelem dosažení vysoké kvality obrobené plochy a vysoké produktivity obrábění při bočním frézování (ořezu) desek vlákny vyztužených termoplastových kompozitních materiálů (FRTC). Návrh bude probíhat ve třech krocích
   - Výběr standardních komerčních řešení na základě odborné a firemní literatury.
   - Otestování funkčnosti vybraných standardních komerčních fréz za účelem vytipování vhodných tvarových a geometrických prvků pro vyvíjený nový koncept frézy.
   - Návrh konceptu nebo konceptů fréz a jejich testování na vybraných kompozitních materiálech s termoplastickou matricí.
2. Návrh optimálních řezných podmínek za účelem zvýšení kvality povrchu a produktivity s přihlédnutím k limitům daným materiálovými vlastnostmi obrobku.
3. Návrh a realizace metodiky měření teploty při frézování za účelem maximalizace řezných podmínek při nepřekročení limitní teploty obrábění.
4. Na základě měření teplot vypracovat model pro predikci teploty povrchu obrobené plochy za účelem nalezení limitních řezných podmínek pro frézování vybraných typů kompozitů s termoplastickou matricí.
5. Návrh modelu řezných sil pro zvolený optimální tvar nástroje za účelem predikce řezných sil v netestovaných stavech při frézování kompozitu s termoplastickou matricí.
   - Pro vybraný optimální tvar nástroje budou provedeny testy při různých řezných podmínkách za účelem porovnání navrženého modelu řezných sil pro danou aplikaci.

5 Vývoj stopkové frézy pro boční frézování FRTC

Cílem vývoje stopkové frézy je splnit požadavky koncového uživatele, které v sobě kombinují následující podmínky:

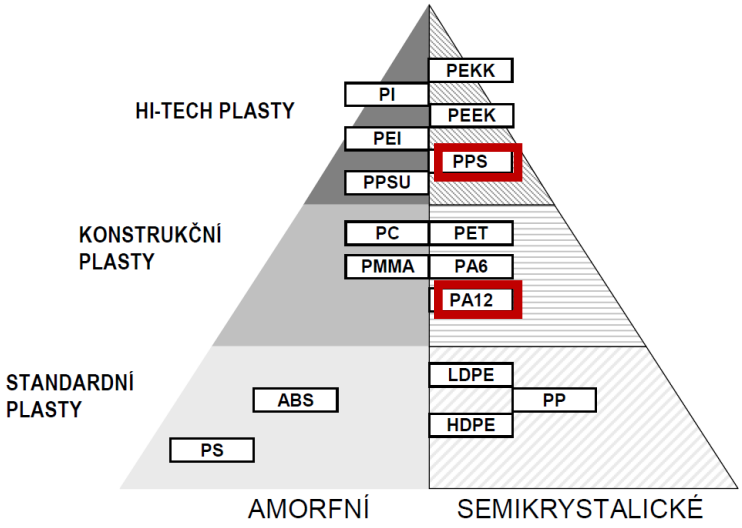
- vysokou trvanlivost břitu,
- vynikající řezivost s ohledem na jakost obrobené plochy,
- vysokou produktivitu frézování.

Produktivita obrábění je dána úběrem materiálu za jednotku času. To znamená, že při stejných řezných podmínkách nástroj s větším počtem zubů zpravidla obrobí více materiálu za stejný čas. Také je vhodné prodlužovat životnost nástroje, tak aby bylo možné snížit počet výměn nástroje na minium. Každá výměna nástroje znamená časovou prodlevu ve výrobě, a tedy finanční ztrátu. Zároveň s tím je nutné stále hledět na aspekt udržení kvality povrchu v požadovaných mezích.

Tato kritéria pro návrh nástroje musí být držena v patrnosti po celou dobu vývoje nástroje, kde je třeba se zaměřit na volbu vhodného řezného materiálu, konstrukci nástroje, řeznou mikro a makrogeometrii. V závěru této kapitoly budou prezentovány prototypové nástroje, které splňují kritérium zvyšování produktivity frézování při dosažení maximální jakosti obrobené plochy.

5.1 Volba testových FRTC materiálů

Nově vyvíjené nástroje musí vyhovovat velmi rozdílným charakteristikám dvou vybraných materiálů. Tyto materiály byly vybrány na základě hodnocení obrobitelnosti FRTC materiálů, které bylo provedeno v rámci projektu 7 rámce s názvem Fibrechain pod grantovým číslem 263385. Vybrané typy matric a vláknových výztuží byly při výběru posuzovány z hlediska jejich fyzikálních a mechanických vlastností bodovací metodou. Materiál C/PPS a G/PA12 byly hodnoceny jako materiály z opačných spekter obrobitelnosti, kde G/PA12 měl být hůře obrobitelný kvůli poddajnosti matrice a nízkým teplotám T_g a T_m, viz Tab. 4. G/PA12 je také považován za spíše konstrukční materiál, zatímco C/PPS je spíše pokročilý Hi-tech typ kompozitu (Obr. 32).



Obr. 32. Třídění termoplastů [68].

Tab. 4. Známé vlastnosti kompozitů C/PPS a G/PA12.

	C/PPS	**G/PA12**
Tloušťka vrstvy kompozitu	0,388 mm	0,375
Vláknová výztuž		
Typ vlákna	T300B	EC11
Typ tkaniny	4H atlasová	4H atlasová
Orientace vrstev	[[(0.90)/(±45)]4]s	[[(0.90)/(±45)]4]s
Pevnost v tahu [MPa]	3530	1900
Prodloužení do přetržení [%]	1,5	3,7
Modul pružnosti v tahu [GPa]	230	73
Hustota [g/cm^3]	1,6	2,65
Matrice		
Typ matrice	Semikrystalická	Semikrystalická
Objem polymeru v kompozitu [%]	50	50
Teplota skelného přechodu [°C]	90	50
Teplota tavení [°C]	258	170
Chemická odolnost	výborná	dobrá
Absorbce vlhkosti (23 °C, 50% RH) [%]	0,03	1,50
Hlavní oblast použití	Letecký průmysl	Automotiv
Vlastnosti kompozitu - Efektivní pružnosti laminátu (ohybové)		
Ex [MPa]	8751,271	59000
Ey [MPa]	36204,1	43000
Gxy [MPa]	874,6356	4428

5.2 Příprava experimentu - volba strojního a měřicího zařízení

Pro experimentální část bylo využito strojní vybavení Výzkumného centra pro strojní výrobní techniku a technologii. Rovněž bylo využito měřicího zařízení tohoto centra a Ústavu 12 134, ze kterého byl zapůjčen rotační dynamometr pro pozdější fázi testování prototypových nástrojů.

5.2.1 Volba strojního vybavení

Větší část této experimentálního testování byla odbavena na experimentálním CNC frézovacím centru LM-2 (Tab. 5, Obr. 33). Jedná se o horizontální uspořádání stroje s lineárními pohony s rozšířenými možnostmi volby různých způsobů chlazení. Stroj byl vybaven i odsáváním pracovního prostoru stroje, což vzhledem k možnému výskytu prachových částic coby vedlejšího produktu utváření třísek byl nezbytný ochranný prvek. Menší část experimentů byla provedena na frézovacím CNC centru MCFV 5050 LM-1 (Tab. 6 a Obr. 34). Tento stroj byl využit pro sestavu měření s rotačním dynamometrem. Stroj byl vybaven upínacím rozhraním SK40, které bylo nezbytné pro upnutí dynamometru 9231C111. Frézovací stroj LM-2 má rozhraní pro upínání nástrojů HSK 63F.

Obr. 33. experimentální stroj LM-2 [69].

Tab. 5. Parametry stroje LM-2 [70].

Maximální otáčky vřetena	40000 min^{-1}
Maximální výkon hlavního motoru	40 kW
Upínací rozhraní nástroje	HSK 63F DIN 69893-A/C
Upínací plocha palety	500 x 500mm
Maximální povolená hmotnost v upnutí	250 kg
Maximální povolené rozměry polotovaru (X,Y,Z)	600, 600, 350mm
Příčné přestavení stolu (osa X)	500 mm
Svislé přestavení stolu (osa Y)	500 mm
Podélné přestavení vřeteníku (osa Z)	370 mm
Maximální posuvové rychlosti (osa X, Y,Z)	120, 120,120 m/min
Maximální osové zrychlení (osa X, Y, Z)	55, 30, 35 m/s^2
Řídící systém	Siemens Sinumerik 840Di
Odměřování	Heidenhain
Pohony	Siemens

Obr. 34. MCFV 5050LN (LM-1).

Tab. 6. Parametry stroj MCFV 5050LN (LM-1).

Maximální otáčky vřetena	15000 min^{-1}
Maximální výkon hlavního motoru	18 kW
Upínací rozhraní nástroje	SK 40
Upínací plocha palety	500 x 400 mm
Příčné přestavení stolu (osa X)	500 mm
Svislé přestavení stolu (osa Y)	400mm
Podélné přestavení vřeteníku (osa Z)	400 mm
Maximální posuvové rychlosti (osa X, Y,Z)	80 m/min
Maximální osové zrychlení (osa X, Y, Z)	20 m/s^2
Řídicí systém	Siemens Sinumerik 840D
Pohony	Siemens

5.2.2 Přístroje použité pro měření drsnosti povrchu

Drsnost povrchu byla měřena zařízením pro záznam textury povrchu – Surtronic 3+ od firmy Taylor Hobson (Obr. 35). Toto zařízení je určeno ke kontaktnímu měření povrchu. Jeho výhoda spočívá v širokém rozsahu možností nastavení. Drsnost povrchu byla vyhodnocována v software Tallyprofile.

Obr. 35. Uspořádání měření drsnosti.

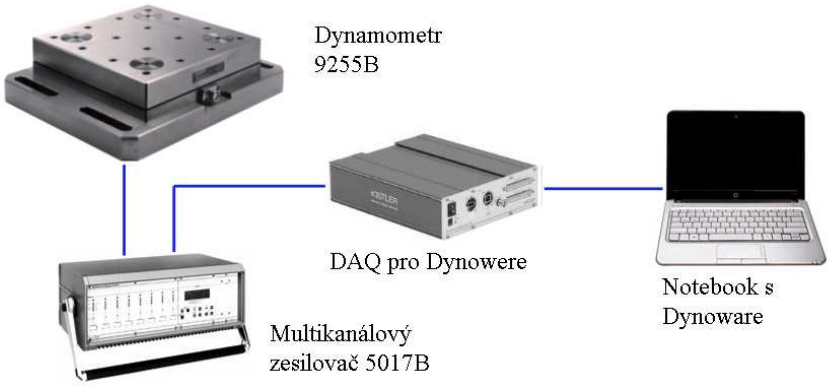
5.2.3 Přístroje použité pro měření delaminace

Delaminaci typu II a III, které byly pozorovány při obrábění za daných podmínek, je možné si představit jako otřepy na okraji obrobené plochy. Otřepy jsou vlastně neodříznutá vlákna a matrice. Byly pořízeny fotografie spodní a horní vrstvy kompozitního vzorku po frézování za různých podmínek obrábění digitálním zrcadlovým

fotoaparátem Canon EOS 550D s makro objektivem Canon EF 70 - 300. Pro vyhodnocení byly vybrány vhodné graficko-početní metody pro stanovení plochy delaminace, respektive otřepu.

5.2.4 Přístroje použité pro měření sil

Pro měření sil byly zvoleny sestavy dynamometrů pro měření sil od firmy Kistler. První sestava byla složena z piezoelektrického frézovacího dynamometru 9255B. Ten je připojen stíněným kabelem k multikanálovém zesilovači 5017B, který zesiluje signál zaznamenaný dynamometrem a převádí jej na jednotky síly. Pro převod signálu do počítače musí být mezi zesilovač a notebook včleněn DAQ, který hraje roli vzdáleného přístupu do zesilovače přes PC a roli hardwarového klíče pro Dynoware, software pro záznam a vyhodnocování sil. Dynoware byl nainstalovaný na notebooku pro další možnosti zpracování signálu (filtrace, kompenzace driftu, oříznutí, export dat atp.) (Obr. 36).



Obr. 36. Sestava pro měření sil s dynamometrem Kistler 9255B.

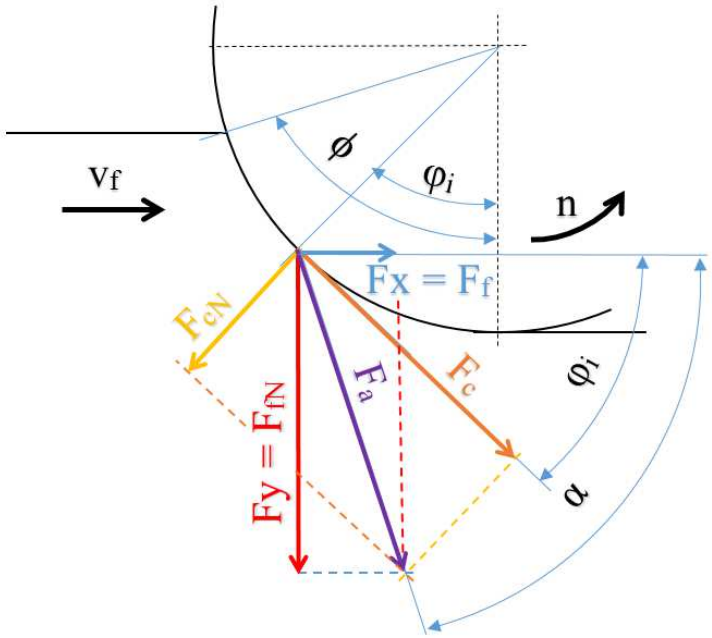
Druhá sestava sestávala z rotačního dynamometru 9123C111. Ten je připojen stíněným kabelem k multikanálovém zesilovači 5223B, který zesiluje signál zaznamenaný dynamometrem a převádí jej na jednotky síly. Další části sestavy jsou totožné se sestavou frézovacího dynamometru (Obr. 37).

Obr. 37. Sestava pro měření sil s dynamometrem Kistler 9123C111.

Dynamometrem 9255B byly měřeny síly *Fx* a *Fy*, které jsou dány souřadným systémem dynamometru. *Fx* byla v podstatě silou kolmou posuvovou F_{fN} a síla *Fy* silou posuvovou F_f. To ovšem platí pouze při sjednocení souřadného systému stroje a dynamometru. To je třeba provést vyrovnáním pomocí setinového úchylkoměru s neustálým dorovnáváním protilehlých stran než je nalezena rovina rovnoběžná s vybranou osou posuvu stolu. V případě měření rotačním dynamometrem byly měřeny síly *Fx*, *Fy* a krouticí moment *mz*. Zde *Fx* a *Fy* jsou spřažené se souřadným systém dynamometru Kistler 9123C111. Výhodou tohoto měření je téměř přímě měření řezné síly F_c, která se vypočítá z měřeného krouticího momentu *mz* a znalosti průměru *d* obráběcího nástroje z rovnice (5). V obou případech se aktivní síla F_a obrábění dá spočítat jako suma čtverců sil *Fx* a *Fy* pod odmocninou, jak naznačuje vztah (6) a Obr. 38.

$$F_c = mz \cdot \frac{d}{2} \quad [N] \tag{5}$$

$$F_a = \sqrt{Fx^2 + Fy^2} = \sqrt{{F_{fN}}^2 + {F_f}^2} = \sqrt{{F_{cN}}^2 + {F_c}^2} \quad [N] \tag{6}$$

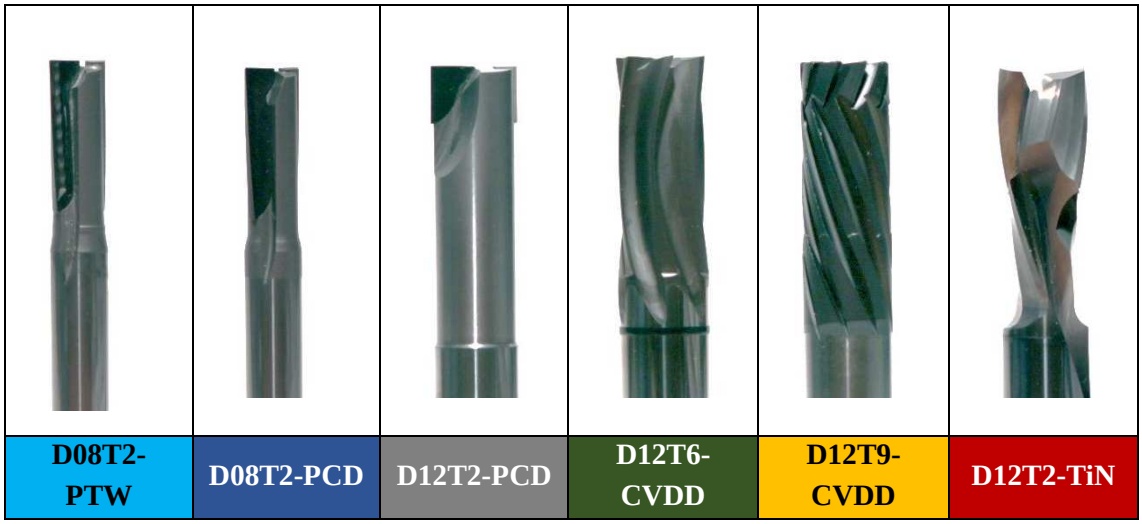


Obr. 38. Rozklad složek sil při bočním frézování bez uvažování osové složky [100].

5.3 Výběr standardních stopkových fréz

Pro tuto fázi vývoje bylo vybráno a testováno 6 nástrojů poptaných a objednaných od různých výrobců s požadavkem na vhodnost pro frézování FRP. Tyto řezné nástroje jsou zobrazeny na Obr. 39. S ohledem na informace získané z literární rešerše byly voleny nástroje z velmi tvrdých řezných materiálů PCD a nástroje se speciální geometrií

převážně s povlakem CVD-D. Nástrojová geometrie všech vybraných nástrojů byla proměřena ve firmě UniCut s.r.o. (Tab. 7).



Obr. 39. Zvolené komerční stopkové frézy.

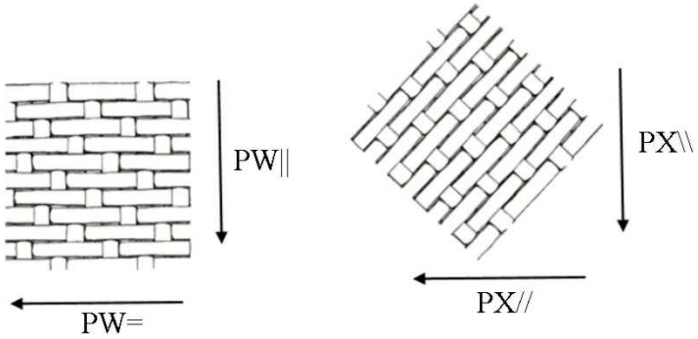
Tab. 7. Specifikace komerčních nástrojů.

Označení nástroje	Výrobce	Označení dle výrobce	Počet zubů	Průměr nástroje [mm]	Materiál řezné hrany nástroje
D8T2-PTW	**Hufschmied**	PTW100SCS080-S6-207	2	8	PCD
D8T2-PCD		PCD100SCS08-207-S6	2	8	PCD
D12T2-PCD	**Gühring**	PCD FRAESER 05492-12,000	2	12	PCD
D12T6-CVDD	**Garant**	209515 12 DIAMANT	6	12	SK s diamantovým povlakem
D12T9-CVDD	**Jabro**	840120R050Z9.0-DURA	9	12	SK s diamantovým povlakem
D12T2-TiN	**WNT**	BFC.12,0Z2.30°.RHA.L.Ti28	2	12	SK s Ti28 povlakem

Označení nástroje	Úhel hřbetu [°]	Úhel hřbetu (z čela nástroje) [°]	Úhel čela [°]	Úhel čela (z čela nástroje) [°]	Úhel šroubovice [°]
D8T2-PTW	17,84	9,3	5,06	-	5,09
D8T2-PCD	17,16	8,99	-15,58	-	5,13
D12T2-PCD	10,09	7,79	0,37	-	2,53
D12T6-CVDD	10,68/11,28	7,92	32,24/20,72	5,61	15/16,03
D12T9-CVDD	8,31/8,68	7,91	11,89/12	-9,24	19,96/20,17
D12T2-TiN	20,39/22,34	14,3	21,64/24,8	-11,91	17,92/17,83

5.4 Vliv orientace vláken na velikost sil a delaminaci – úvodní test

Vliv orientace vláken na síly a delaminaci při frézování byl testován například v [10, 71]. Orientace vláken má prokazatelný vliv na velikost sil při frézování stejně jako na velikost delaminace. Materiály vybrané pro testování v této práci měly tkanou vazbu a jednotlivé vrstvy kompozitu byly oproti sobě pootočeny o 45°. Jelikož se jednalo o atlasovou vazbu, tak útek v osnově byl navrch každé páté vlákno osnovy. To vytváří charakteristický vzhled textury povrchu. Jak se bude kompozit chovat z hlediska sil a delaminace při pootočení vrchní vrstvy o 45° vzhledem ke směru posuvu nástroje, nebylo známo. Vzhledem k pravidelnému střídání vrstev je předpokladem, že měřené síly budou stejné pro jakékoli navržené natočení kompozitu. Pro ověření tohoto předpokladu byl navržen krátký test, ve kterém bylo připraveno několik vzorků různých orientací svrchních vrstev C/PPS a G/PA12. Tyto orientace byly pojmenovány PW= po směru útku ve směru pramenců v útku, PW|| ve směru pramenců v osnově a pak natočení této skladby o 45°, kde obráběné směry dostaly název PX// a PX\\ (Obr. 40).



Obr. 40. Značení orientace vláken v povrchové vrstvě v experimentu.

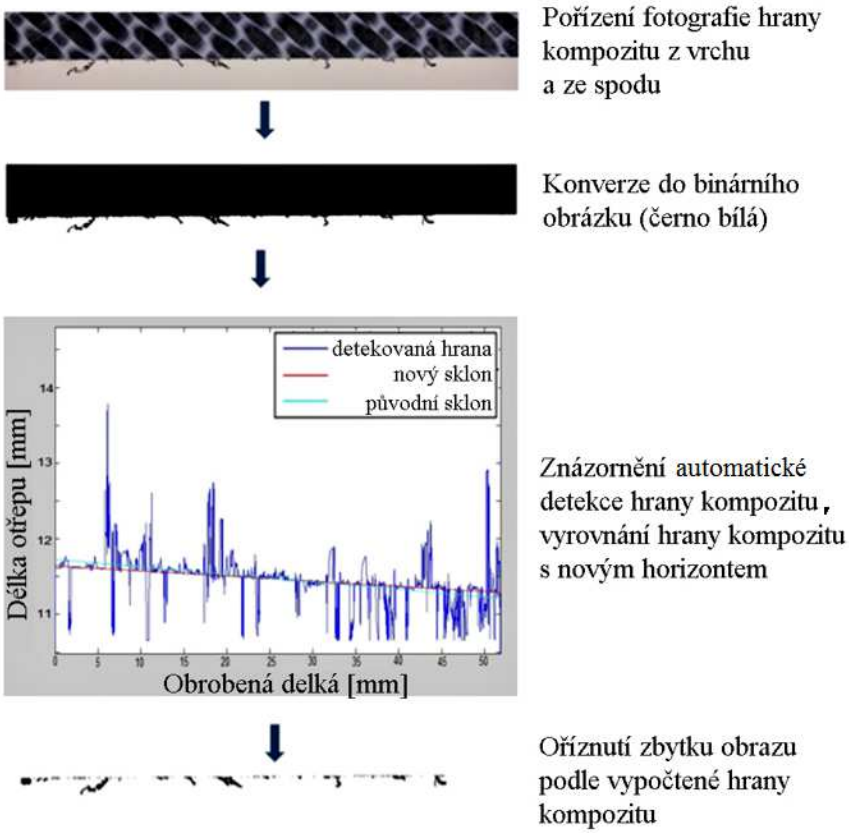
5.4.1 Úvodní test – návrh experimentu

Byl navržen experiment, ve kterém byly tyto varianty testovány. Pro účely testování byl vybrán pouze nástroj D12T2-PCD. Pro experiment byly zvoleny následující řezné podmínky: v_c = 300 m/min, f_z = 0,1 mm, a_e = 3 mm. Axiální hloubka řezu byla rovna tloušťce testovaného vzorku a pro materiál C/PPS byla 3,1 mm a pro G/PA12 2,8 mm. Test byl navržen pro frézovací CNC centrum MCFV 5050 (LM-1) a sestavu měření sil s rotačním dynamometrem Kistler 9123C111.

5.4.1.1 Návrh speciální metody měření otřepů fotografickou cestou

Zde byla prvně testována metoda vyhodnocení oblasti otřepů, kde pomocí skriptu napsaného v prostředí software Matlab byla hledána plocha otřepu. Fotografie byla tímto skriptem převedena na černou a bílou pro zvýraznění oblasti kompozitu od okolí. Metodou nejmenších čtverců byla nalezena hrana obrobku na základě kontrastu mezi bílou a černou oblastí binárního obrázku. Přebytečná část kompozitu byla z obrázku odstraněna podél vypočtené hrany, tak aby zůstal na snímku pouze otřep. Poté bylo možné

na základě znalosti rozměru fotografie a skutečné velikosti snímané oblasti převést černé obrazové body otřepů na čtvereční milimetry (Obr. 41). Tato metoda vyžaduje, aby otřepy byly všechny vně viditelnou oblast kompozitu na kontrastním pozadí. Metoda neumožňuje měřit delaminaci typu I a I/II. Metoda byla prezentována v publikaci autora [80].



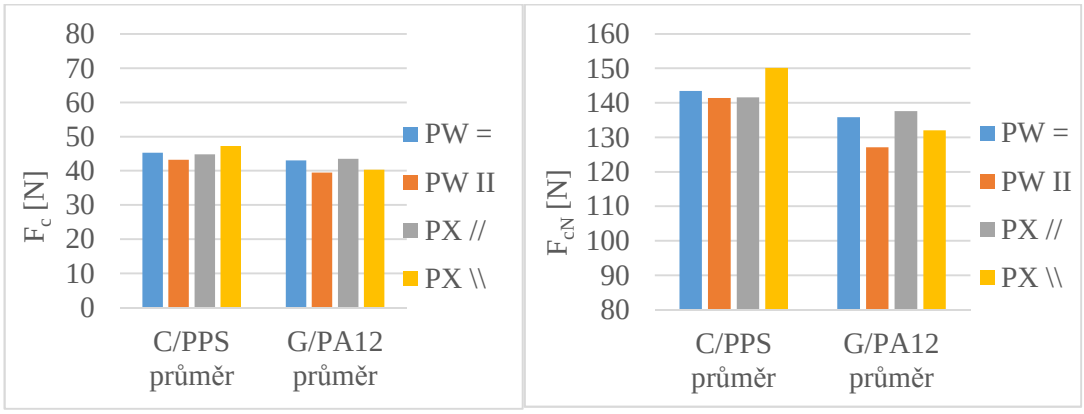
Obr. 41. Postup konverze fotografie na monochromatický obraz otřepu.

Velikost otřepu byla stanovena faktorem delaminace dle vztahu (7).

$$F_{dA} = \frac{A_d}{l} = \frac{A_t + A_b}{l} \quad [\text{mm}] \tag{7}$$

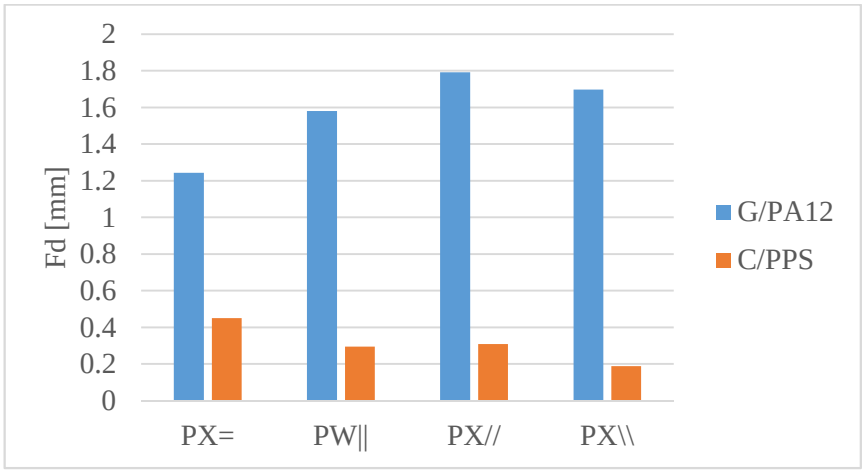
Kde A_d je plocha měřeného otřepu vycházející ze součtu ploch otřepu na horní A_t a dolní A_b obrobené hraně kompozitu definované dle polohy obrobku při obrábění [mm^2] a l je obráběná délka v [mm].

5.4.2 Úvodní test - vyhodnocení



Obr. 42. Výsledky porovnání sil F_c a F_{cN} pro různé orientace svrchní vrstvy kompozitu C/PPS a G/PA12.

Z předchozích sloupcových grafů (Obr. 42) je zřejmé, že rozdíly v měřených silách mezi testovanými orientacemi svrchních vrstev jsou malé. Párovým t-testem byla zamítnuta nulová hypotéza o rozdílu ve složkách řezných sil – tangenciálních a normálových napříč volenými orientacemi natočení svrchní vrstvy na hladině významnosti 5 %.



Obr. 43. Porovnání velikosti otřepů pro C/PPS a G/PA12 při frézování různých orientací svrchní vrstvy.

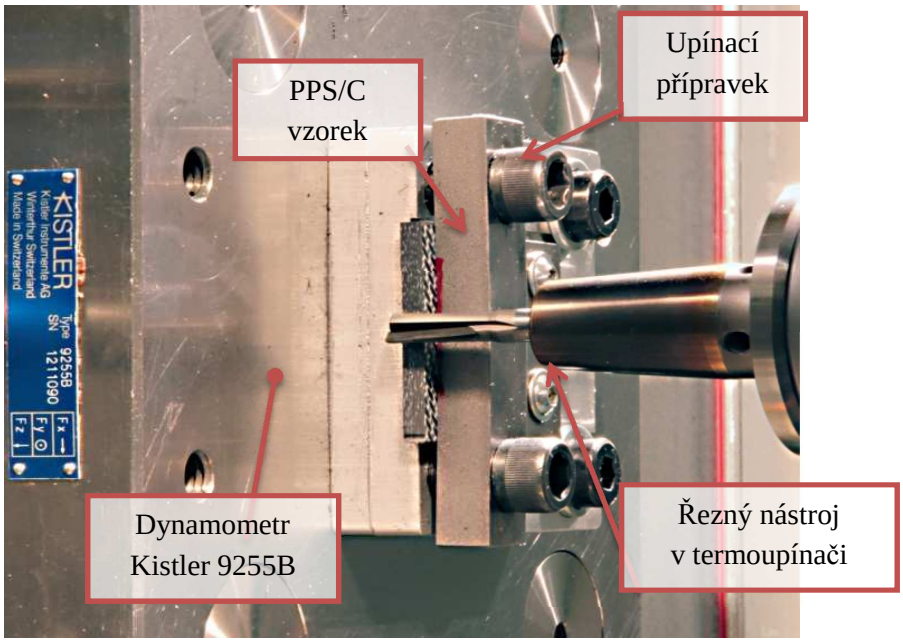
Při porovnání vlivu orientace vrchní vrstvy kompozitu bočním frézováním obou testovaných materiálů (Obr. 43) byly zjištěny následující fakta:

- Delaminace se vyskytuje v největší míře ve variantě typu II a III – tedy neodříznutá vlákna a matrice. Tento druh delaminace má charakter otřepu a pro další text a vyhodnocování bude rovněž udáváno pojmenování „velikost otřepu“. Ostatní typy delaminace jsou zastoupeny nevýznamně.

- Je zde značný rozdíl mezi velikostí otřepu G/PA12 a C/PPS při stejných řezných podmínkách. Otřepy při obrábění G/PA12 jsou několikanásobně větší nežli u C/PPS.
- Byl prokázán vliv orientace svrchní vrstvy na velikost otřepu u obou typů testovaných materiálů. Pro oba materiály se ale jedná o různé výsledky. Největší velikost otřepu pro C/PPS byla zaznamenána pro orientaci PW= a pro G/PA12 pro orientaci PX//. To může být způsobeno častějším střídáním útku v osnově u G/PA12.

5.5 Hlavní experiment testu standardních nástrojů – návrh experimentu

Pro tuto fázi výzkumu byl navržen malý kompaktní přípravek s můstkem (Obr. 44). Ten přesně definoval umístění obrobku v ose y doražením na podfrézovanou hranu přípravku. Jeho přesná definice v ose x byla pak nastavitelná pomocí příměrné nastavitelné destičky s drážkami, která byla zajistitelná ve vybrané poloze šrouby. Velikost přípravku byla omezena rozměry roztečí sousedních otvorů na dynamometru Kistler 9255B, která činí 70 mm. Tomu musela být uzpůsobena i velikost testovacích vzorků. Můstek zajišťoval velmi tuhé upnutí vzorků pomocí dvou šroubů M12x50, které zároveň s dalšími dvěma šrouby M12 jistily přípravek k dynamometru. Vzorek byl vysouván z přípravku pouze na požadovanou radiální hloubku záběru plus 2 mm pro omezení možného vlivu nežádoucích vibrací.



Obr. 44. Nastavení experimentu.

Cílem experimentu bylo poznat základní chování nástrojů v řezu při změně řezných podmínek (řezné rychlosti, posuvu na zub frézy, radiální hloubky řezu, změně

sousledného na nesousledné frézování (Tab. 8). Hledán byl vliv těchto parametrů obrábění při frézování různými standardními frézami pro obrábění kompozitu na vybrané odezvy sil při frézování, drsnosti povrchu a velikosti otřepů. Plný experimentální návrh vyžadoval pro oba testované materiály přílišné množství běhů, což by v této fázi zabralo příliš experimentálního času. Byl proto navržen dílčí návrh experimentu dle Taguchiho [72]. Taguchiho metoda částečného návrhu experimentu pomocí ortogonálních polí je určena pro snížení nezbytného počtu běhů experimentu při zachování vysoké vypovídající hodnoty dat získaných z experimentu. Použití ortogonálních polí v návrhu snižuje čas testování i náklady. Taguchiho metoda umožňuje identifikovat významné faktory, které mají vliv na odezvu tedy na výsledek experimentu. Bylo zvoleno ortogonální pole L8, které snižuje o polovinu nutný počet běhů experimentu, viz Tab. 9.

Vhodnou volbou nastavení vyhodnocení pro tento test byl poměr smaller-the-better (STB) pro všechny vyhodnocované odezvy podle vztahu (8). Nastavení STB je voleno, jelikož je záhodno mít minimální otřepy, minimální drsnost povrchu a minimální síly při obrábění (kvůli snížení energetické náročnosti procesu a snížení teploty v řezu).

$$STB = -\frac{10log_{10}\sum_{i=1}^{n} y_i^2}{2} \tag{8}$$

Tab. 8. Úrovně pro faktory v experimentu.

Faktor	Jednotky	Symbol	Úrovně	
			1	2
Posuv na zub	mm	f_z	0.05	0.1
Řezná rychlost	m/min	v_c	150	300
Radiální hloubka řezu	mm	a_e	1	3
Strategie	-	-	Nesousledně	Sousledně

Tab. 9. Návrh experimentu dle Taguchiho.

Označení běhu	A (f_z)	B (v_c)	C (a_e)	D (strategie)
1	1	1	1	1
2	1	1	2	2
3	1	2	1	2
4	1	2	2	1
5	2	1	1	1
6	2	1	2	2
7	2	2	1	2
8	2	2	2	1

5.6 Drsnost povrchu – výsledky testu standardních nástrojů

Délka cut-off byla volena 0,8 mm podle normy EN ISO 4288 [73] pro daný rozsah *Rz* a *Ra* parametru na základě prvního měření. Na obrobeném povrchu vzorku bylo provedeno 6 měření. 3 hodnoty drsnosti byly měřeny 1 mm od horního okraje obrobeného vzorku a 3 hodnoty 1 mm od spodního okraje vzorku.

Drsnost povrchu je významně ovlivněna orientací jednotlivých vrstev kompozitu, jak popsal Ramulu [17]. Ten také napsal, že *Ra* (průměrná drsnost povrchu) a *Rz* (maximální výška drsnosti) samostatně nejsou schopné popsat pravdivě kvalitu odfrézovaného povrchu FRTC. Pouze posouzení obou těchto parametrů drsnosti povrchu se zahrnutím opakovatelnosti a statistickým vyhodnocením dávají mnohem přesnější popis kvality povrchu. Drsnost povrchu *Ra* a *Rz* je vyjádřena následujícími rovnicemi.

$$Ra = \frac{1}{l}\int_0^1 |Z(x)|dx \tag{9}$$

$$Rz = \frac{1}{n}\sum_1^n Zti \tag{10}$$

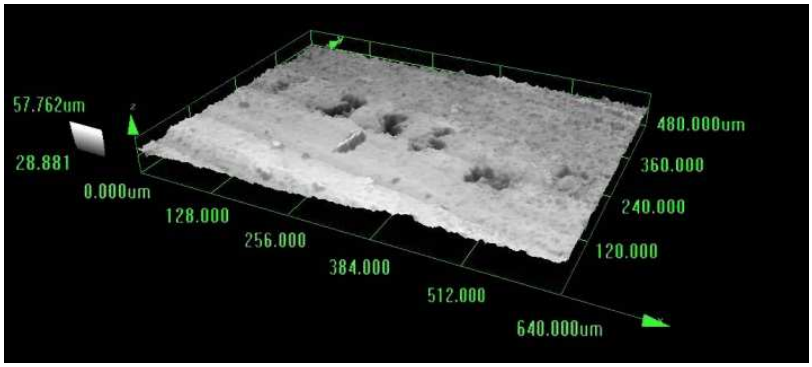
Kde *Z(x)* je pořadnice drsnosti povrchu a *Zti* je suma nejvyšších vrcholku a nejnižších hloubek na vyhodnocované délce.

Drsnost povrchu byla naměřena v rozmezí hodnot *Ra* = 0,5 až 1,5 μm pro všechny testované nástroje napříč jednotlivými běhy u materiálu C/PPS. Drsnost vyjádřená parametrem *Rz* pak byla mezi 4 až 7 μm. Variabilita dat v jednotlivých opakováních daného běhu byla však vyšší nežli variabilita mezi jednotlivými běhy. Z toho plyne, že není možné vyhodnotit pomocí S/N poměru významnost kontrolních faktorů na změnu drsnosti povrchu. Měření bylo neprůkazné. Podobný problém se vyskytl i při porovnávání nástrojů mezi sebou navzájem skrze průměrné hodnoty drsnosti napříč všemi běhy experimentu. Pomocí párového T-testu byla pro všechny testované skupiny potvrzena nulová hypotéza. Z toho vyplývá, že střední hodnoty všech testovaných párů nástrojů se statisticky významně neliší na hladině významnosti 0,05. Nelze tedy tvrdit, že jakýmkoli nástrojem byla dosažena lepší drsnost povrchu než jiným.

Drsnot povrchu u materiálu G/PA12 byla naměřena v rozsahu *Ra* = 0,4 až 1,2 μm pro všechna měření napříč jednotlivými běhy a pro všechny nástroje. Parametr *Rz* byl u tohoto materiálu měřen v rozsahu 4 až 6 μm. Rovněž zde párový T-test neprokázal rozdíly mezi nástroji v drsnosti povrchu.

Vyšší variabilita dat u C/PPS mohla být způsobena i malými otvory o průměru méně než 70 μm a hloubku ne více jak 30 μm, které je možné pozorovat pod mikroskopem (Obr. 45) [88]. Tyto díry byly způsobeny vytrhnutím zejména příčných vláken během

operace frézování. U materiálu G/PA12 tyto prohlubně pozorovány nebyly ani v jednom případě měření. Je možné, že by na výskyt děr po vytržených vláknech mohl mít vliv materiál matrice, obrobku a dokonce i teploty při obrábění. Z předběžných testů, které byly provedeny mimo hlavní běh experimentu, se zdálo být množství děr závislé přímo na velikosti posuvu a nepřímo závislé na řezné rychlosti. Vzhledem k tomu, že prohlubně nebyly příliš hluboké a vesměs nezabíraly velké procento obrobené plochy, předpokládá se minimální nepříznivý vliv na mechanické vlastnosti obrobeného povrchu, který by znemožňoval další použití obrobeného dílu.



Obr. 45. Zvětšený povrch obrobené plochy.

Teoreticky by toto prohlubně mohly mít vliv na vyhodnocení drsnosti povrchu. Malý diamantový hrot dílenského profiloměru Surtronic 3+ (kužel s kulovým vrchlíkem o poloměru 5 μm) mohl do těchto prohlubní náhodně zapadnout při měření. Jelikož nelze tímto měřidlem opakovat měření vždy na stejném místě a výskyt prohlubní je víceméně náhodný, mohla vzniknout chyba měření dostatečně veliká, aby překryla malou variabilitu odezvy mezi jednotlivými běhy experimentu i mezi nástroji. Tímto ovšem nelze vysvětlit obdobný problém s variabilitou dat u materiálu G/PA12.

Vzhledem k neprůkazným výsledkům měření drsnosti povrchu a časové náročnosti takového měření již nadále nebude tento parametr jakosti zahrnut v navazujících experimentech. Pozornost bude soustředěna na výskyt delaminace.

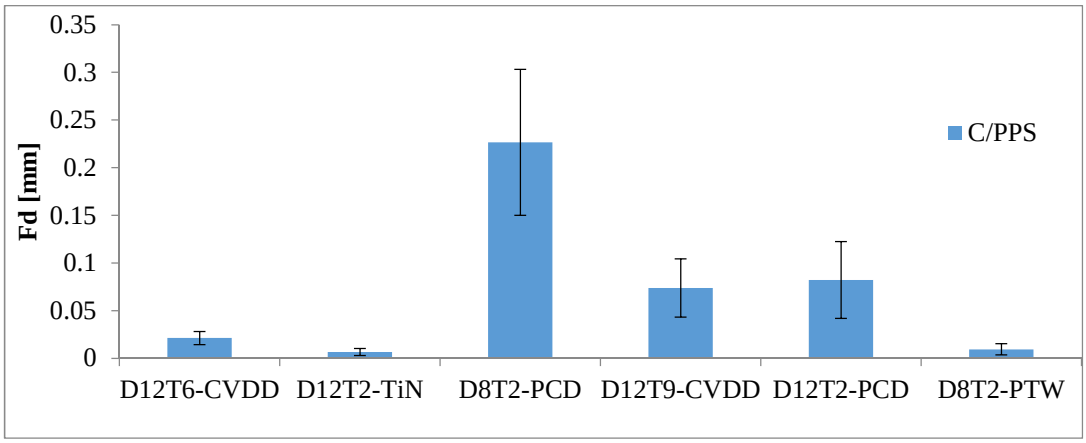
5.7 Delaminace/otřepy – vyhodnocení testu standardních nástrojů

Byla zaznamenána delaminace II. a III. typu. Generování otřepů při frézování je ovlivňováno krom řezných parametrů nástroje a řezných podmínek navíc rozložením vláken v kompozitu a jejich polohou vůči řezné hraně nástroje v daném okamžiku. Jelikož je velikost otřepu dána mnoha faktory, je také zároveň zatížena poměrně velkou nejistotou měření.

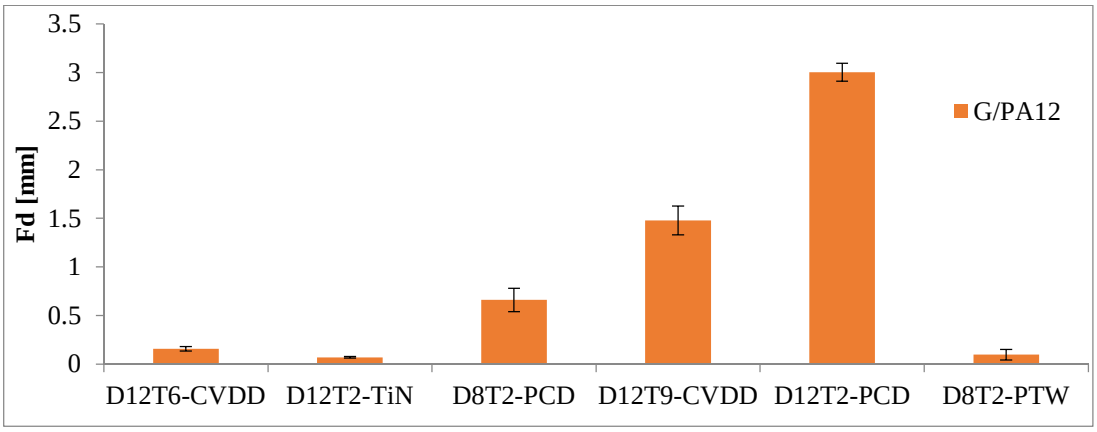
Výsledky měření jsou prezentovány přímým porovnáním sloupcovými grafy (Obr. 46 a Obr. 47). S/N poměr nebylo možné vyhodnotit z důvodu příliš velké variability naměřených dat. V těchto grafech je možné vypozorvat nástroje s geometrií, která je účinná pro redukci otřepu. Zároveň je při pohledu na oba grafy (Obr. 46 a Obr. 47)

patrné, že G/PA12 je více náchylný na tvorbu otřepů. S otřepy si nejlépe poradily nástroje D12T2-TiN a D8T2-PTW. Velmi dobré výsledky kvality obrobené hrany kompozitu předvedl také nástroj D12T6-CVDD. Tyto nástroje se především vyznačují vysokou pozitivitou úhlu čela. Nástroj D12T2-TiN s nejlepšími dosaženými výsledky navíc disponuje kompresní šroubovicí. Ta umožňuje stlačovat vrstvy dovnitř, a tím redukuje otřep na horní i dolní hraně obrobené plochy stejně dobře. Pozitivita čela se však jeví jako dominantnější vzhledem k výsledkům D8T2-PTW, který vykazoval také velmi nízké hondoty *Fd* a který dvojitou komresní šroubovici nemá. Jeho výsledky však předčily očekávání i v tom smyslu, že ani jeho úhel čela není tak pozitivní jako třeba u nástroje D12T6-CVDD. To je možné zdůvodnit menším poloměrem ostří. Pro povlakované nástroje je zpravidla tento poloměr vyšší něž pro nástroje bez povlaku. Náměry mikrogeometrie testovaných nástrojů však toto pravidlo nepotvrdily.

Podstatně hůře dopadly nástroje s PCD pájenými destičkami s negativním úhlem čela D8T2-PCD a D12T2-PCD. Ani nástroj D12T9-CVDD s pozitivním úhlem čela nebyl vhodny z hlediska odřezávání otřepů. Jeho neschopnost obrábět bez otřepů byla ovlivněna pravděpodobně malou mezizubovou mezerou. Nástroj se často při testech zahltil třískami, což bylo příčinou zvýšeného výskytu delaminace.



Obr. 46. Porovnání průměrného otřepu napříč běhy experimentu pro materiál C/PPS.



Obr. 47. Porovnání průměrného otřepu napříč běhy experimentu pro materiál G/PA12.

Z přímého porovnání nástrojů bylo možné vyvodit následující závěry:

- Nástroje s velmi pozitivním úhlem čela jsou efektivnější při odřezávání otřepů.
- Malá zubová drážka může být příčinou rychlé ucpání třískami.
- Úprava geometrie PCD pomocí laseru přináší výrazné zlepšení z hlediska redukce otřepů.
- Posouzení vlivu změny úrovně daného testovaného faktoru by v případě plochy otřepů znamenalo více jak 3 opakování, přesnější měřící a vyhodnocovací postupy.

5.8 Vyhodnocení sil – test standardních nástrojů

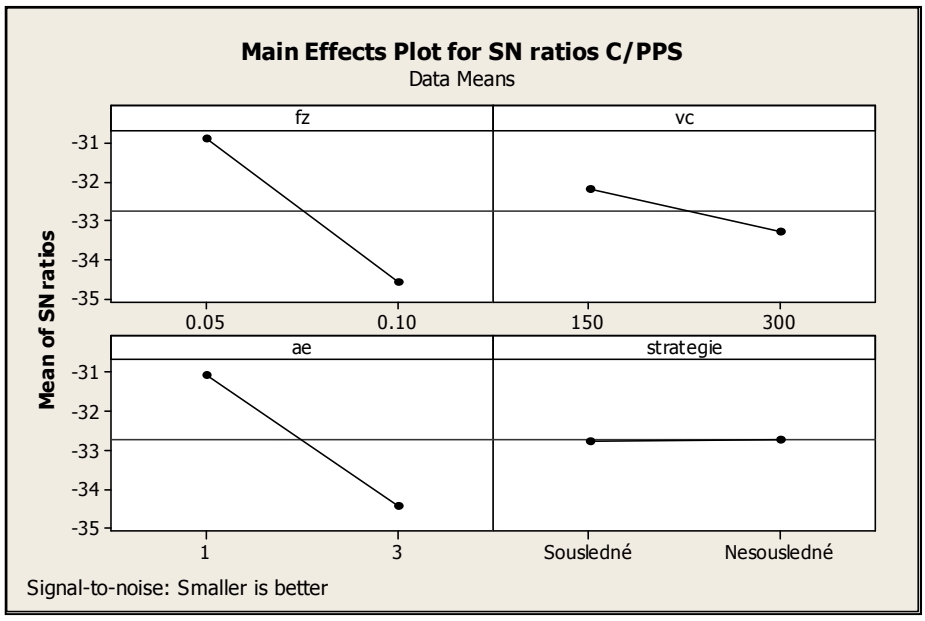
Naměřená data byla v případě měření sil natolik konzistentní, že bylo možné vyhodnotit významnost vlivu kontrolních faktorů na velikost měřené síly F_a. Aktivní složka je vhodnou srovnávací základnou při měření pomocí různých typů dynamometrů. Dá se totiž jednoznačně určit Následující závěry jsou shodné pro oba testované materiály. Pro většinu nástrojů pak platí z hlediska statistické významnosti faktorů na změnu F_a, že nejvýznamnějším faktorem byl posuv na zub na zvolené hladině významnosti 5 % (Tab. 10 a Tab. 11). Druhým nejvýznamnějším faktorem byla radiální hloubka řezu. Výjimkou mezi těmito nástroji byl D12T9-DIA. Tento nástroj měl za stejných řezných podmínek statisticky nejvýznamnější kontrolní faktor a_e (Obr. 50 a Obr. 51). To je důsledkem zřejmě velkého počtu zubů v záběru. Více zubů v kompresní šroubovici zvětšuje šířku odřezávané třísky úměrně radiální hloubce řezu. Významnost a vliv faktorů jak strategie obrábění, tak řezné rychlosti lze v tomto návrhu experimentu zpochybnit na základě vysoké p-hodnoty. Řezná rychlost má jiný vliv na sílu F_a u materiálu C/PPS a u materiál G/PA12, a to zcela inverzní (Obr. 48 a Obr. 49). Může to být samozřejmě způsobené vlastnostmi testovaných materiálů, ale jelikož leží tento faktor již pod zvolenou hladinou významnosti, je možné také tvrdit, že se jedná o chybu měření. Tab. 12 a Tab. 13 označily řeznou rychlost za více významnou nežli strategii obrábění z hlediska ovlivnění aktivní síly F_a.

Tab. 10. ANOVA test pro SN poměr na materiál C/PPS.

Zdroj	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
f_z	1	27,1506	27,1506	27,1506	41,37	0,008
v_c	1	2,5147	2,5147	2,5147	3,83	0,145
a_e	1	22,9535	22,9535	22,9535	34,97	0,01
strategie	1	0,0071	0,0071	0,0071	0,01	0,924
Residuální chyba	3	1,9691	1,9691	0,6564		
Total	7	54,595				

Tab. 11. Tabulka odezvy pro S/N poměr – materiál C/PPS.

Úroveň	f_z	v_c	a_e	strategie
1	-30,89	-32,18	-31,04	-32,77
2	-34,58	-33,3	-34,43	-32,71
Delta	3,68	1,12	3,39	0,06
Pořadí	1	3	2	4



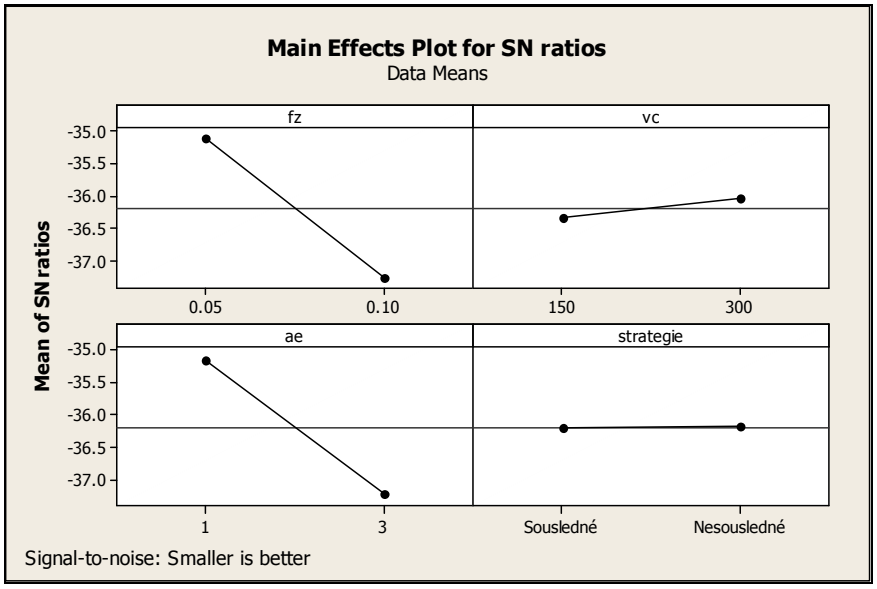
Obr. 48. Graf hlavních efektů pro S/N poměr – materiál C/PPS.

Tab. 12. ANOVA test pro S/N poměr na materiál G/PA12.

Zdroj	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
f_z	1	9,2782	9,27817	9,27817	362,45	0
v_c	1	0,1714	0,17142	0,17142	6,7	0,081
a_e	1	8,5116	8,51156	8,51156	332,51	0
strategie	1	0,0009	0,00086	0,00086	0,03	0,866
Reziduální chyba	3	0,0768	0,07679	0,0256		
Total	7	18,0388				

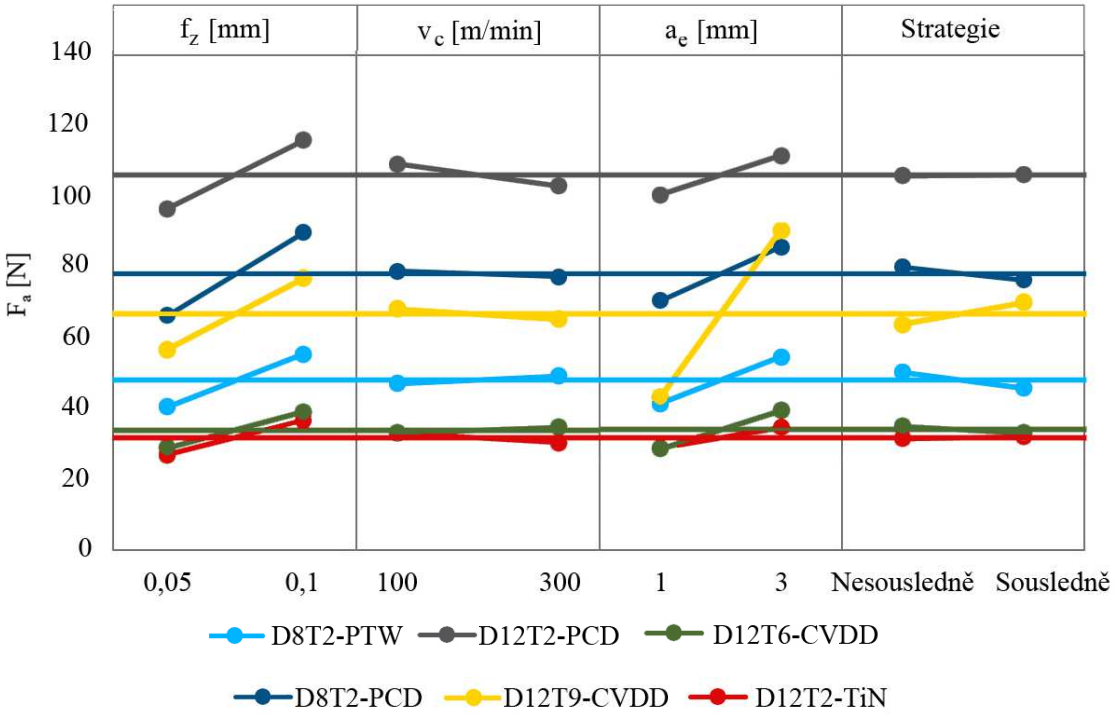
Tab. 13. Tabulka odezvy pro S/N poměr – materiál G/PA12.

Úroveň	f_z	v_c	a_e	strategie
1	-35,12	-36,35	-35,17	-36,21
2	-37,28	-36,05	-37,23	-36,19
Delta	2,15	0,29	2,06	0,02
Pořadí	1	3	2	4

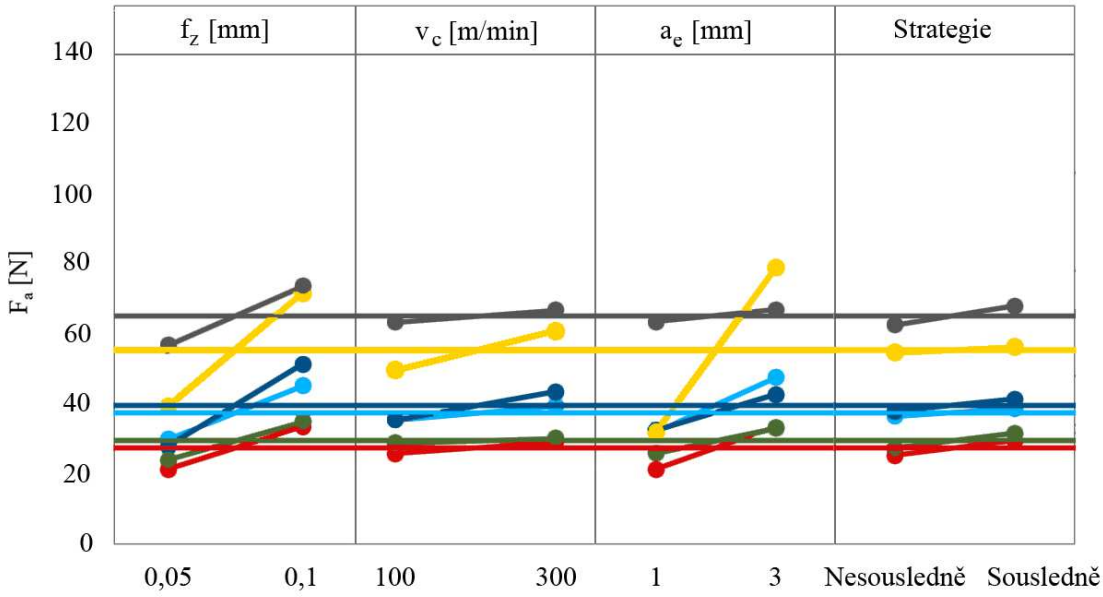


Obr. 49. Graf hlavních efektů pro S/N poměr – materiál G/PA12

Z měření jednoznačně vyplývá, že materiál G/PA12 vykazoval při obrábění za stejných podmínek přibližně 2x menší sílu F_a než při obrábění C/PPS. To poukazuje právě na nižší pevnost kompozitu G/PA12.



Obr. 50. Graf hlavních efektů na aktivní sílu – frézování C/PPS.



Obr. 51. Graf hlavních efektů na aktivní sílu – frézování G/PA12.

Nástrojem, který vykazoval nejnižší síly, byl D12T2-TiN. Všechny nástroje s pozitivním úhlem čela vykazovaly nižší síly oproti nástrojům s negativní geometrií (PCD nástroje). Zde opět s výjimkou D12T8-DIA. Ten i přes vyšší pozitivitu čela vykazoval velmi vysokou aktivní sílu v řezu. Není to však dáno již zmiňovanou velikostí šířky třísky v souvislosti s překryvem šroubovic. Během testu bylo pozorováno ucpávání drážek v prostoru překryvu zubů. To mohlo výrazně snížit schopnost nástroje odřezávat materiál čistě materiál obrobku a zvýšit sílu v řezu. Nápravou by mohlo být pouze snížení počtu zubů na tomto typu nástroje, což v kontrastu s D12T9-CVDD předvedl právě nástroj D12T2-TiN, též s kompresní geometrií, avšak s velmi širokou drážkou pro odvod třísek danou nízkým počtem břitů. U PCD nástrojů se prokázalo, že snížení řezných sil je možné dosáhnout právě zvýšením pozitivity na čele. Příkladem toho byly výsledky nástroje D8T2-PTW, který měl na čele pájené PCD destičky laserem vyrobený utvařeč (Obr. 50 a Obr. 51).

Z vyhodnocení sil lze dovodit následující závěry:

- Nástroje s pozitivnějším úhlem čela vykazují menší síly při frézování.
- Malá zubová mezera může způsobit zvýšení průměrné aktivní síly kvůli ucpávání drážek.
- PCD břity s laserem vyrobenými utvařečem třísek mohou snížit řezné síly oproti PCD nástrojům bez utvařeče třísek, což bylo důkladně diskutováno v [89].
- Sníží-li se posuv na zub, významně klesne F_a kvůli zmenšení tloušťky třísky.
- Sníží-li se radiální hloubka třísky, významně se sníží F_a.

- Faktory řezná rychlost a strategie obrábění byly vyhodnoceny v daném experimentu jako statisticky nevýznamné. V případě nutnosti snížení F_a je vhodné zaměřit se na úpravu posuvu na zub či radiální hloubky řezu.
- Větší počet zubů v záběru významně zvyšuje citlivost F_a na a_e.

5.9 Návrh optimálního tvaru řezné části prototypového nástroje

Z požadavku na vysokou životnosti nástroje při frézování kompozitního materiálu vyplývající z rešeršní části práce a měření standardních nástrojů byly navrženy 4 prototypy fréz s rozdílnými přístupy k řešení geometrie nástroje. Cílem bylo hlavně implementovat kompresní geometrii s co největším úhlem čela do nástroje s břity s dlouhou životností (PCD nebo slinuté karbidy s diamantovým povlakem) a dále vytvořit na nástroji co nejvíce břitů s dostatečně širokou drážkou pro odvod třísek. Požadavky na nástroje byly také prezentovány publikaci autora [86]. Požadavky na výrobu nástrojů byly zadány vybraným výrobcům speciálních nástrojů, se kterými byly jednotlivé návrhy konzultovány. Vybraným výrobcům nástrojů byl zadán požadavek na zhotovení nástroje se specifickými geometrickými prvky s požadavkem, či spíše doporučením rozsahů úhlů na řezné části nástroje.

Hlavní požadavky na nástroje:

- Co nejvíce pozitivní úhel čela (ideálně 20°) vzhledem k použité technologii výroby,
- úhel hřbetu minimálně 10°,
- dvojitá (kompresní) šroubovice minimálně 10°,
- materiál ostří přednostně PCD, jinak SK s CVD-D,
- maximalizovat počet zubů na nástroji.

Vytvoření lůžek pro pájení PCD destiček na karbidovém těle nástroje tak, aby bylo dosaženo kompresní geometrie a vysokého úhlu čela, je velmi problematické. První prototypy PCD nástrojů byly navrženy tak, aby hlavně splňovaly požadavek na kompresní geometrii nástroje. Zároveň byl vytvořen i karbidový prototyp s diamantovým povlakem se zvýšeným počtem zubů pro možnost obrábění vyššími posuvovými rychlostmi. Návrhy nástrojů byly zadány třem výrobcům. Ti měli za úkol vyřešit technologii výroby těchto nástrojů.

Frézy dodané vybranými výrobci nástrojů jsou přehledně uspořádány na Obr. 52 a Tab. 14. Zadání byla výrobci dodržena v navržených požadavcích na geometrii nástroje (úhlu čela, hřbetu a šroubovice) a požadavcích na materiál řezné hrany s ohledem na jejijch technologicko-výrobní možnosti. Z důvodu technologických limitů výroby nebyly dodrženy hlavně doporučené úhly čel na PCD frézách. Počet zubů na nástroji odpovídá technologickým možnostem výrobního procesu daného výrobce. U nástroje P-D12T4-PCD byl sice počet zubů navýšen na 4, což se ukázalo jako limit pro průměr

nástroje 12 mm, avšak za cenu zvýšené nepřesnosti usazení PCD plátků v lůžkách. Nástroje byly pájeny ručně pomocí induktoru. Pájka nanesená v podobě pásku na lůžko byla z hřbetní strany lůžka roztavena a následně byl ustaven PCD plátek a pájka se nechala ztuhnout. Při pootočení nástroje na další pozici břitu však kvůli příliš malé vzdálenosti mezi jednotlivými lůžky byl pájením dalšího zubu ovlivněn teplotně i zub předešlý. To vedlo ke změně ustavení zubů na nástroji, a tedy nedodržení předepsané konstrukce geometrie břitu. Několik nástrojů bylo reklamováno, dokud nebylo dosaženo vyšší přesnosti ustavení zubů na fréze. Nástroje s menším počtem PCD břitů měly zuby ustavené opakovaně správně pro oba objednané prototypy. Nástroj s kompresní geometrií byl vyroben i na průměru 8 mm s menším počtem zubů. Nástroj nese označení P-D8T2-PCD. Tento nástroj byl evidován jako prototyp v publikaci [81].

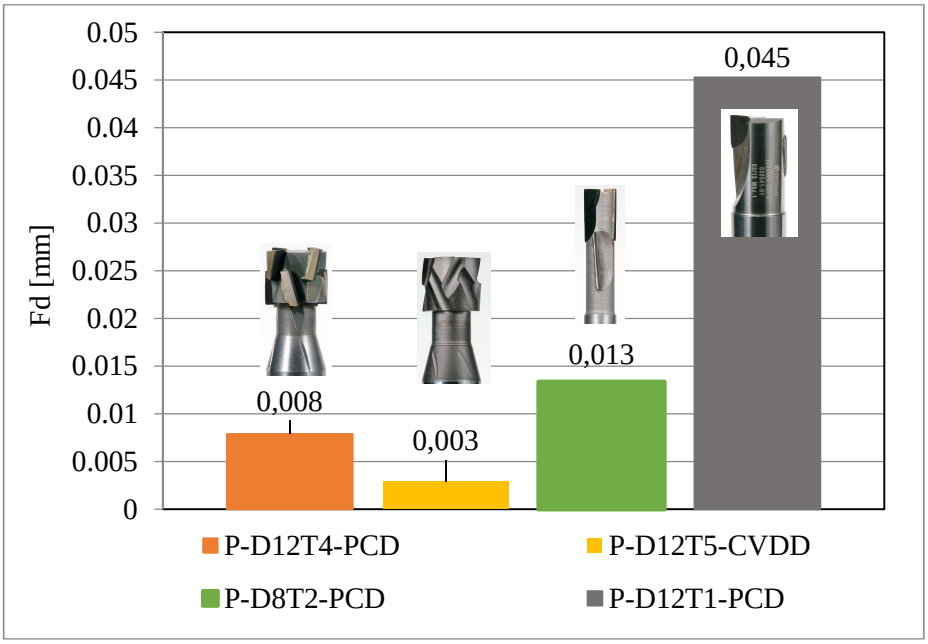
Obr. 52. Prototypy nástrojů pro druhou fázi testování.

Tab. 14. Technické parametry prototypových nástrojů ve druhé fázi testování.

Označení nástroje	Výrobce	Označení dle výrobce	Počet zubů	Průměr nástroje [mm]	Úhel hřbetu	Úhel čela	Úhel šroubovice
P-D12T4-PCD	Unicut (TGS nástroje)	TGS-N05024	4	12	10,61°	3,86°	15,87°
P-D12T5-CVDD		TGS-N05025	5	12	13,78°	21,07°	27,8°
P-D12T1-PCD	Hoffmaister	1009064-020-01 S00541-01	2	12	11,03°	4,43°	10,0°
P-D8T2-PCD	Hufschmied	PCD 165S080-S001	2	8	4,89°	3,75°	14,51°

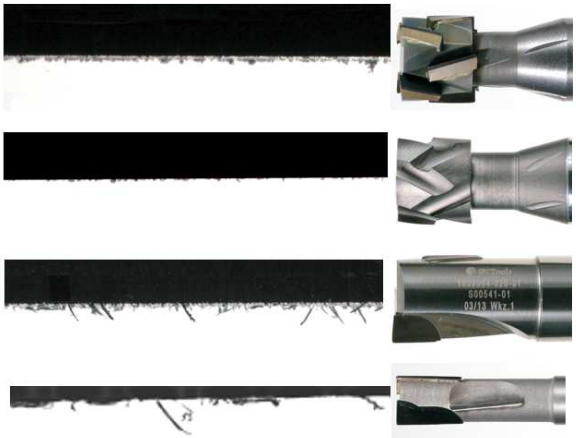
5.9.1 Srovnání prototypových fréz 1. série z hlediska řezivosti

Tento test měl za úkol odhalit, které prototypové nástroje již nemá význam dále vyvíjet a zdokonalovat. Šlo o jednoduchou sérii testů mající za úkol prověřit hlavně schopnost nástroje čistě odřezávat kompozit s minimální velikostí otřepů. Byly zvoleny podmínky a provedeno trojí opakování na materiálu C/PPS. Testovací podmínky byly následující: f_z = 0,05 mm, v_c = 200 m/min, a_e = 3 mm. Bylo zvoleno sousledné frézování. Kompozit byl ořezáván ve směru orientace tkané vrchní vrstvy kompozitu PW||.



Obr. 53. Průměrná velikost otřepů pro prototypové nástroje při obrábění C/PPS.

Z výsledku měření velikosti delaminace je patrné, že nástroj P-D12T5-CVDD vytvářel prakticky čistě obrobený povrch. Vyšší hodnoty otřepu měly nástroje P-D12T4-PCD a P-D8T2-PCD. Nástroj P-D12T1-PCD vytvářel při obrábění velmi velké otřepy po celé ploše (Obr. 53). Jak otřepy vypadaly reálně je znázorněné na Obr. 54.



Obr. 54. Porovnání prototypových nástrojů – velikost plochy otřepů.

Výsledkem tohoto testu bylo vyřazení nástroje P-D12T1-PCD z testu životnosti. Kvůli jeho nízké produktivitě z hlediska počtu zubů a také kvůli vysoké hodnotě otřepu, která byla zaznamenána během testu, tento nástroj již nebude ani předmětem dalšího vývoje. Nástroj P-D8T2-PCD nebyl z dalších testů vyřazen kvůli stále ještě vyhovující, i když vyšší velikosti generovaného otřepu a hlavně kvůli možnosti vybavení nástroje laserovaným utvařečem v další generaci prototypu.

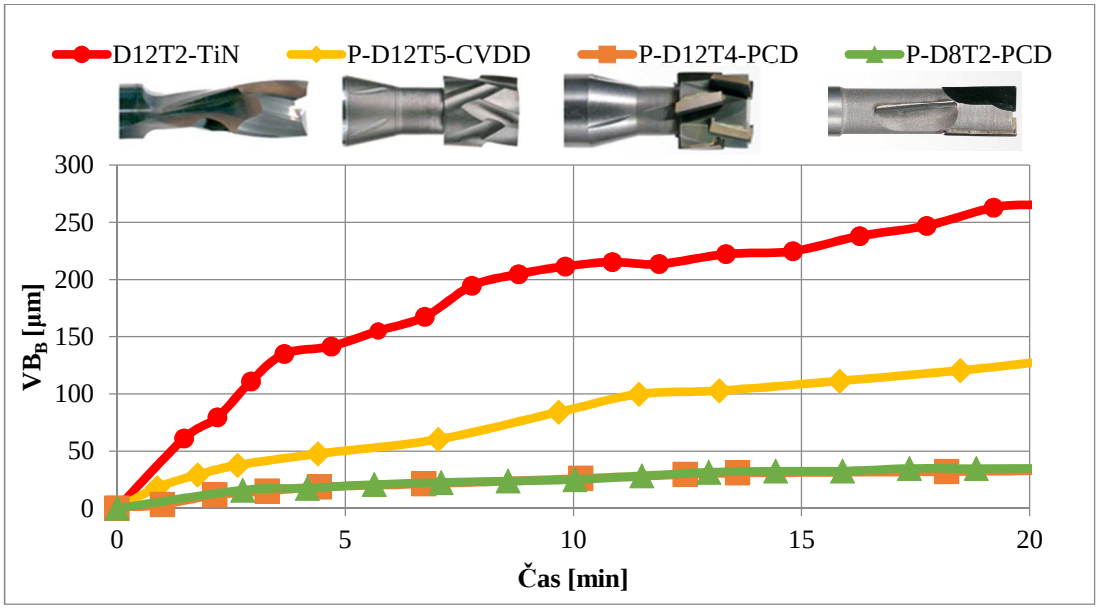
5.9.2 Testy životnosti prototypových nástrojů

Předmětem tohoto testu bylo ověřit životnost prototypových nástrojů vyrobených z různých řezných materiálů při obrábění kompozitního materiálu C/PPS. Tento kompozitní materiál byl vybrán z důvodu tabulkově větší pevnosti, a tedy předpokládané vyšší abrazivity oproti G/PA12. V tomto testu byly použity následující nástroje. P-D12T4-PCD, P-D12T5-CVDD, P-D8T2-PCD a referenční nástroj D12T2-TiN, tedy tři prototypové nástroje, které prošly rychlým testem jakosti obrábění a nejlepší nástroje z úvodních testů, které vykazovaly při obrábění nejnižší síly a nejmenší otřepy.

Obr. 55. Nastavení experimentu životnosti prototypových nástrojů.

Porovnání nástrojů bylo provedeno při následujících řezných podmínkách: f_z = 0,1 mm, v_c = 300 m/min, a_e = 3 mm posuv, sousledné frézování, orientace vláken na desce byla PW||. Na testy byl vyroben speciální přípravek, který byl schopen upnout desku o délce až 300 mm. Obráběná deska byla po několika přejezdech povytažena z přípravku. Jako testovací materiál byly zvoleny desky o rozměrech 300x400 mm materiálu C/PPS. Odpad z desky představoval pás asi 30x400 mm. Tento pás již nebyl možné bezpečně upnout do přípravku. Testy byly prováděné na stroji LM-2 (Obr. 33 a Tab. 5).

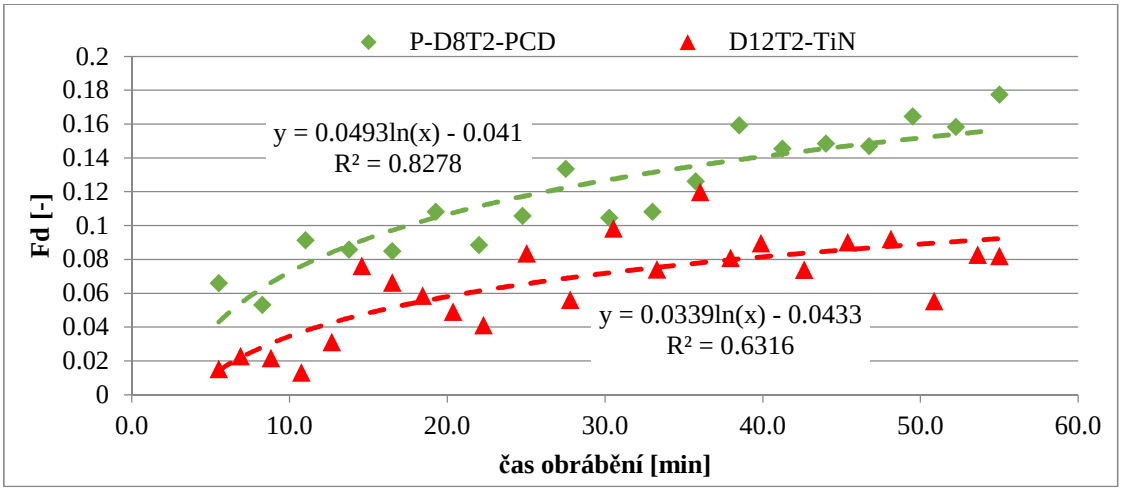
Test probíhal ve dvou blocích. V prvním bloku byly testovány trvanlivosti břitu nástrojů D12T2-TiN a P-D8T2-PCD. V tomto bloku test trval 55 minut obrábění a zároveň byl posuzován vývoj otřepů. V druhém bloku byly testovány nástroje P-D12T4-PCD a P-D12T5-CVDD. U těchto nástrojů již nebyla vyhodnocena delaminace, respektive vývoj delaminace, kvůli ztrátě pořízených dat. Test byl zkrácen na 20 minut z důvodů nedostatku volné kapacity výrobního stroje. Srovnání průběhu opotřebení nástrojů po 20 minutách je na Obr. 56.



Obr. 56. Průběhy opotřebení nástrojů D12T2-TiN, P-D12T5-CVDD, P-D12T4-PCD, P-D8T2-PCD.

Z naměřených dat je patrný zejména prudký nárůst měřeného středního opotřebení přes všechny zuby nástroje u referenční frézy D12T2-TiN. Je možné z toho dovodit, že povlak TiN není schopen odolat vysoce abrazivnímu působení vláknové výztuže v daném kompozitním materiálu. Nástroj vybavený PCD měl přibližně 3,5x menší opotřebení po 20 minutách v řezu a 7,5x menší opotřebení než TiN povlak referenčního nástroje [97]. Všechny nástroje byly schopné po ukončení testu dále obrábět, třebaže se sníženo kvalitou obrobené plochy. Oba testované PCD nástroje vykazovaly shodný trend opotřebení na hřbetu.

Vývoj otřepů v čase při obrábění C/PPS provedený pouze u nástrojů P-D8T2-PCD a D12T2-TiN naznačuje, že s rostoucím opotřebením, jak se zvětšuje poloměr ostří, dochází k nárůstu velikosti otřepu. Zajímavé je, že otřepy narůstají rapidně podle podobného trendu jak u PCD, tak u SK-TiN nástroje (Obr. 57). Nepřímo by se z tohoto výsledku dalo dovodit, že význam opotřebení je z hlediska velikosti delaminace menší než úhlu čela



Obr. 57 Příklad vývoje otřepů u nástrojů P-D8T2-PCD a D12T2-TiN.

5.9.3 Ekonomická analýza testovaných materiálů

Pro posouzení každé z vybraných ptotoypů fréz jsou důležité celkové náklady. Pro porovnání výsledků nástrojů P-D12T4-PCD, P-D12T5-CVDD se standardním komerčním nástrojem byla proto provedena zjednodušená kalkulace celkových nákladů obrábění C/PPS, aby bylo možno nástroje objektivně porovnat. Nástroje se vzájemně liší počtem zubů (tedy i potenciálem produktivity), trvanlivostí břitu i pořizovací cenou.

Cena nástrojů a jejich životnost jsou shrnuty v Tab. 15. Pro posouzení relativních celkových nákladů technologie byly uvažovány tři různé typy frézovacích strojů lišící se řezným materiálem, řeznou geometrií a pořizovací cenou (viz Tab. 16).

Tab. 15. Přehled ekonomických parametrů vybraných nástrojů pro porovnání.

Označení	**P-D12T4-PCD**	**P-D12T5-CVDD**	**D12T2-TiN**
Cena nástroje *CT*	11 100 Kč	4 875 Kč	4 250 Kč
Trvanlivost ostří *T0.1** **[min]**	100**	11.5	2.7
Objem odebraného materiálu MRT [cm³]	4775	686	64.5

*$T_{0.1}$ je trvanlivost břitu při opotřebení hřbetu VB_B = 0.1 mm.

** Hodnota trvanlivosti pro PCD předpokládaná na základě měřených aproximace dat.

Tab. 16. Cena různých typů obráběcích strojů.

Obráběcí stroj	3-osí CNC obráběcí stroj	3-osé CNC obráběcí centrum	5-osé CNC obráběcí centrum
Vybavení stroje	Automatická výměna nástrojů, zásobník na 9 nástrojů	Automatická výměna nástrojů, zásobník na 24 nástrojů, automatická výměna palet	Automatická výměna nástrojů, zásobník na 30 nástrojů, automatická výměna palet
Cena stroje	3 750 000 Kč	5 750 000 Kč	8 750 000 Kč
Cena práce stroje *OC**	725 Kč/hod	900 Kč/hod	1 175 Kč/hod
Otáčky vřetene	15 000 ot/min	20 000 ot/min	17 000 ot/min

* Počítaná z třísměnného provozu, 8 hodin na směnu, odpisová doba 3 roky, režijní náklady (řezná kapalina, stlačený vzduch atd.) 225 Kč/hodina, 254 pracovních dní za rok.

Na základě dat uvedených v Tab. 16 je možno spočítat celkové náklady strojního pracoviště *CNSP* [Kč/hod] včetně nákladů na obsluhu a spotřební materiál:

$$NSP = \frac{CS}{OD} + SN + MN \text{ [Kč/hod]} \tag{11}$$

kde *CS* je pořizovací cena stroje v [Kč], *OD* je odpisová doba v [hod] (daná počtem dnů v roce, kdy stroj pracuje, počtem osmihodinových směn a dobou odpisu investice), *MN* jsou mzdové náklady obsluhy stroje a *SN* jsou náklady na spotřební materiál (řezná média, tlakový vzduch apod.).

Objem odebraného materiálu během doby životnosti břitu *MRT* [cm^3] lze vypočítat:

$$MRT = a_e \cdot a_p \cdot f_z \cdot Z \cdot T_{0,1} \cdot n \cdot 10^{-3} \text{ [cm}^3\text{]} \tag{12}$$

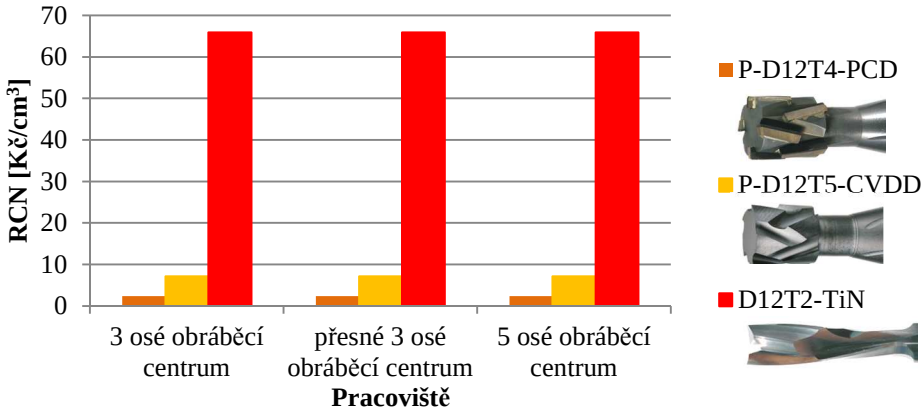
kde a_e je radiální hloubka řezu [mm], a_p je axiální hloubka řezu [mm], f_z je posuv na zub [mm], Z je počet zubů [1], $T_{0,1}$ je životnost nástroje pro dosažení opotřebení VB_B = 0,1 mm a n jsou otáčky vřetena [1/min].

Relativní celkové náklady na odebraný 1 cm^3 materiálu *RCN* [Kč/cm^3] lze potom vypočítat:

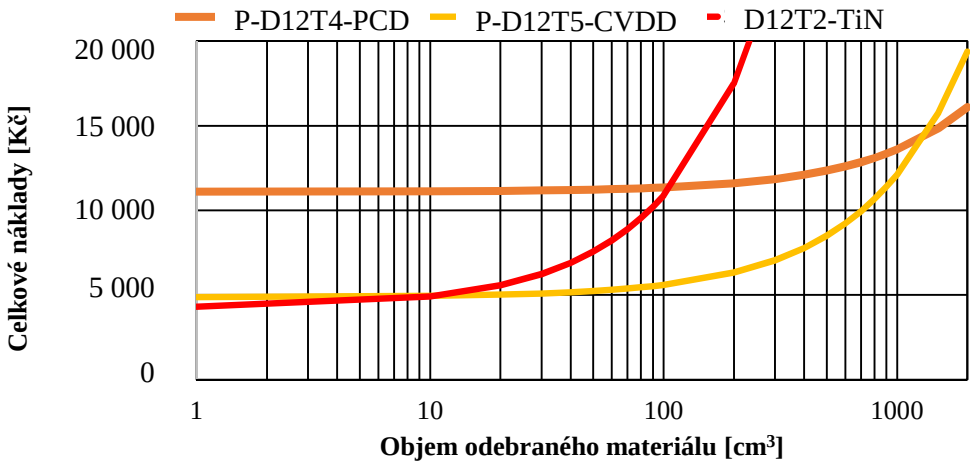
$$RCN = \frac{CN}{MRT} + CNSP \cdot \frac{T_{0,1}}{60 \cdot MRT} \text{ [Kč/cm}^3\text{]} \tag{13}$$

kde *CN* je cena nástroje [Kč].

Celkové relativní náklady jsou porovnány na (Obr. 58) a také v publikaci autora [87]. Jak vyplývá z grafu, náklady na nástroje jsou dominantní položkou celkových relativních nákladů. To znamená, že cena stroje nehraje rozhodující roli v celkové ceně technologie. Nástroje s břity z PCD jsou nejefektivnější pro dosažení nízkých relativních celkových nákladů technologie. Klíčovým faktorem je, že extrapolovaná životnost nástrojů s PCD břity může být odhadem 10x větší než u karbidových nástrojů s diamantovým povlakem až 40x vyšší než u karbidových nástrojů s povlakem na bázi titanu. Právě dlouhá životnost je hlavním benefitem, který kompenzuje vysokou absolutní pořizovací cenu nástroje. Návratnost investice do dražších nástrojů je vidět na Obr. 59, kde jsou porovnány absolutní celkové náklady *ACN* technologie v závislosti na objemu odebraného materiálu. Uvedené ceny nástrojů jsou platné pro kusovou výrobu prototypů; u sériově vyráběných nástrojů lze očekávat snížení ceny.



Obr. 58. Porovnání relativních celkových nákladů pro ořezy C/PPS.



Obr. 59. Návratnost investice do nástroje pro ořezy C/PPS.

5.9.4 Shrnutí poznatků z vývoje první řady prototypových nástrojů

- Prototypový nástroj P-D12T5-CVDD vykazoval velmi dobré výsledky z hlediska kvality obrobeného povrchu. Jeho geometrie byla funkční pro testovaný materiál C/PPS.

- Nástroj P-D12T4-PCD měl nevyhovující přesnost ustavení břitů nástroje. Problém tkví v technologii ručního pájení PCD plátků.
- Nástroj P-D8T2-PCD měl příliš malý úhel hřbetu. Výslednou menší kvalitu povrchu mohl při obrábění způsobit právě tento faktor.
- PCD nástroje z první řady prototypů nesplnily požadavek na vyšší úhel na čele břitu.
- PCD nástroje mohou při stejných podmínkách dosahovat 7,5x nižší opotřebení břitu než běžné TiN povlaky na slinutých karbidech.
- CVDD vykazují opotřebení břitu asi 3,5x menší než SK+TiN. Můžou zde působit vlivy adheze povlaku na substrátu i tloušťky povlaku [5].
- Z nákladového hlediska se vyplatí používat PCD frézu pro testovanou aplikaci kvůli vysoké produktivitě frézování a vysoké trvanlivosti břitu pro větší objemy odebraného materiálu (nad cca 1000 cm^3).
- CVDD nástroj se z hlediska opotřebení vyplatí pořizovat už i pro malé série obráběných dílců.
- Vedlejší produkt testů je poznatek o snižující se kvalitě obrobeného povrchu v závislosti na čase obrábění. To může poukazovat na velký vliv velikosti poloměru ostří na velikost otřepů.

5.10 Návrh druhé řady prototypových nástrojů

V této kapitole budou představeny nástroje z druhé vývojové řady prototypových fréz. Nástroje byly na základě předchozích testů podrobeny kritice a s výrobci byly konzultovány možné změny na vybraných prototypech pro zvýšení zejména řezivosti nástrojů s ohledem na kvalitu dosaženého povrchu.

U nástroje P-D12T4-PCD byla navržena úprava výbrusu lůžka PCD plátků za účelem dosažení více pozitivního úhlu čela. Destičky byly odsazeny od osy o definovanou vzdálenost tak, aby výsledný úhel čela byl minimálně 6° na hraně obráběného materiálu o tloušťce 8 mm. Bylo navržené podbroušení průměru pro zvětšení zubové mezery. Tato verze stopkové frézy byla prezentována v [92]. Byly zároveň zpracovány varianty nástrojů bez kompresní šroubovice s pozitivním a nulovým úhlem čela, kvůli posouzení nutnosti použití na výrobu velmi komplikované kompresní šroubovice u vícezubé PCD frézy.

Nástroj P-D8T2-PCD byl navržen ve variantě s laserovaným utvařečem třísek, který měl zvýšit pozitivitu na čele, jak tomu bylo v případě dříve testovaného nástroje D8T2-PTW.

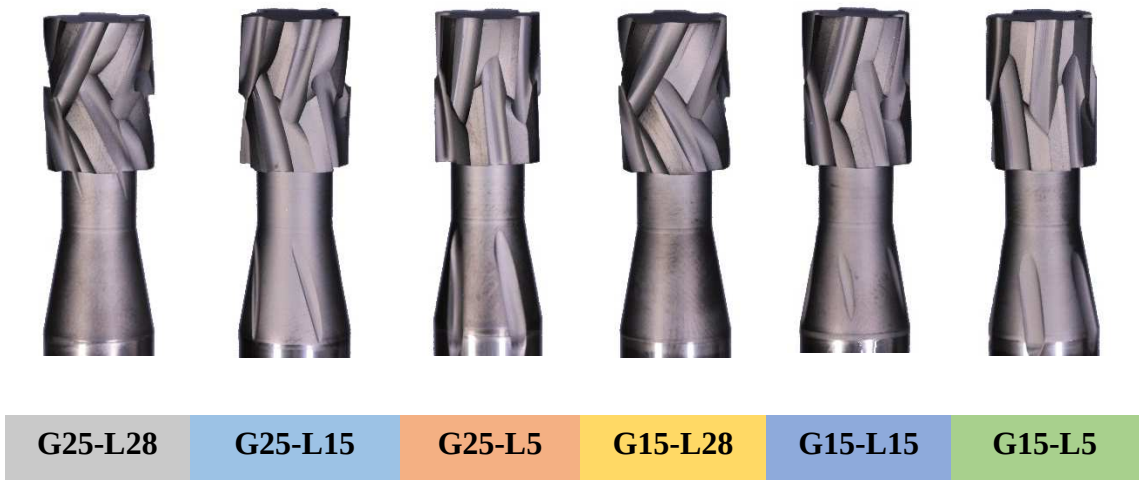
Nástroj P-D12T5-CVDD byl rozšířen o další varianty s jinými úhly čel a šroubovice pro testování vlivu řezné geometrie na kvalitu obrobené plochy a pro nalezení optimální

geometrie řezných sil pro nástroje s dvojitou kompresní šroubovicí. Koncepce tohoto nástroje byla registrována jako prototyp, viz [93].

Obr. 60. Prototypy PCD fréz druhé generace..

Tab. 17. Technické parametry PCD prototypových nástrojů druhé generace.

Označení nástroje	Výrobce	Označení dle výrobce	Počet zubů	Průměr nástroje [mm]	Úhel hřbetu [°]	Úhel čela [°]	Úhel šroubovice [°]
P1-D13T4-PCD	Unicut (TGS nástroje)	TGS-N05326	4	13	10	12	12
P2-D12T5-PCD		TGS-N06416	4	13	12,5	0	0
P3-D12T1-PCD		TGS-N06417	4	13	18	12	0
P4-D8T2-PCD	Hufschmied	PCD 165S080-S001	2	8	14,5	20	5

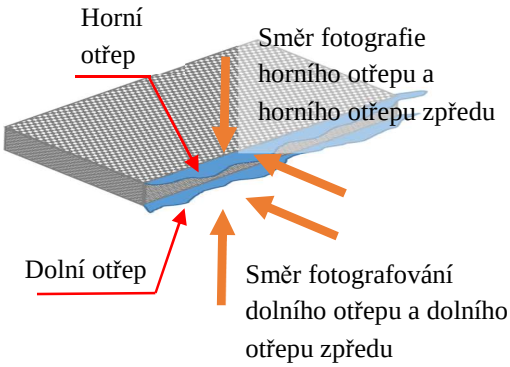


Obr. 61. Prototypy CVD-D nástrojů druhé generace.

Tab. 18. Technické parametry CVD-D prototypových nástrojů druhé generace.

Označení nástroje	Výrobce	Označení dle výrobce	Počet zubů	Průměr nástroje [mm]	Úhel hřbetu	Úhel čela	Úhel šroubovice
G25-L28	**Unicut (TGS nástroje)**	N06479	5	12	12	25	28
G25-L15		N06480				25	15
G25-L05		N06481				25	5
G15-L28		N06482				15	28
G15-L15		N06483				15	15
G15-L05		N06484				15	5

Pro tuto experimentální část byla upravena metodika měření otřepů. Ta byla prvně autorem prezentována v [100]. Měření bylo zpřesněno pozorováním z druhého kolmého pohledu. Myšlenka měření otřepu ze dvou směrů reflektuje fakt, že otřep, respektive delaminace II. a III. typu je nahodile orientovaná v prostoru. Popis velikosti delaminace z jednoho směru tak, jak uvádí mnoho vědeckých prací je tedy pro tento typ delaminace nepřesný. Otřep byl fotografován ve dvou na sebe kolmých pohledech a výsledný rozměr otřepu je počítán jako kvadratický součet ploch otřepu z obou těchto pohledů (Obr. 62)

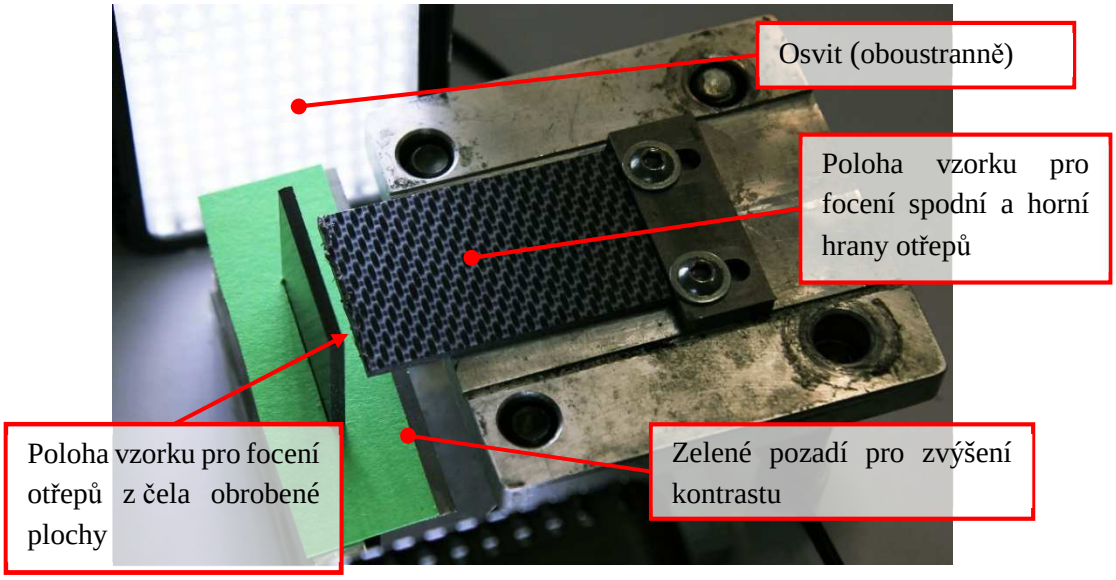


Obr. 62. Princip zpřesněné metody měření otřepu.

Vyhodnocována byla průměrná plocha otřepu vydělená hodnotou odřezané plochy. Výsledné číslo bylo označeno jako střední délka delaminace od plochy otřepu A_{dl}. Fotografie byly pořízeny fotoaparátem Canon EOS 505D. Pořízený obrazový záznam musel být vyhodnocován ručním výběrem v programu Adobe Photoshop CS4 za použití integrované aplikace automatického výpočtu vybrané oblasti obrazu. Dříve používané metody automatického výběru otřepu vzhledem k složitosti výběru, nejednoznačné poloze otřepu a malým kontrastním rozdílům oblasti otřepu od zbytku kompozitu nebyly již nadále využíváné. Delaminační faktor byl přeznačen na střední délku delaminace podle modifikovaného vztahu (14).

$$A_{dl} = \frac{A_d}{l} = \frac{\sqrt{A_t^2 + A_{ft}^2} + \sqrt{A_b^2 + A_{fb}^2}}{l} \quad [\text{mm}] \tag{14}$$

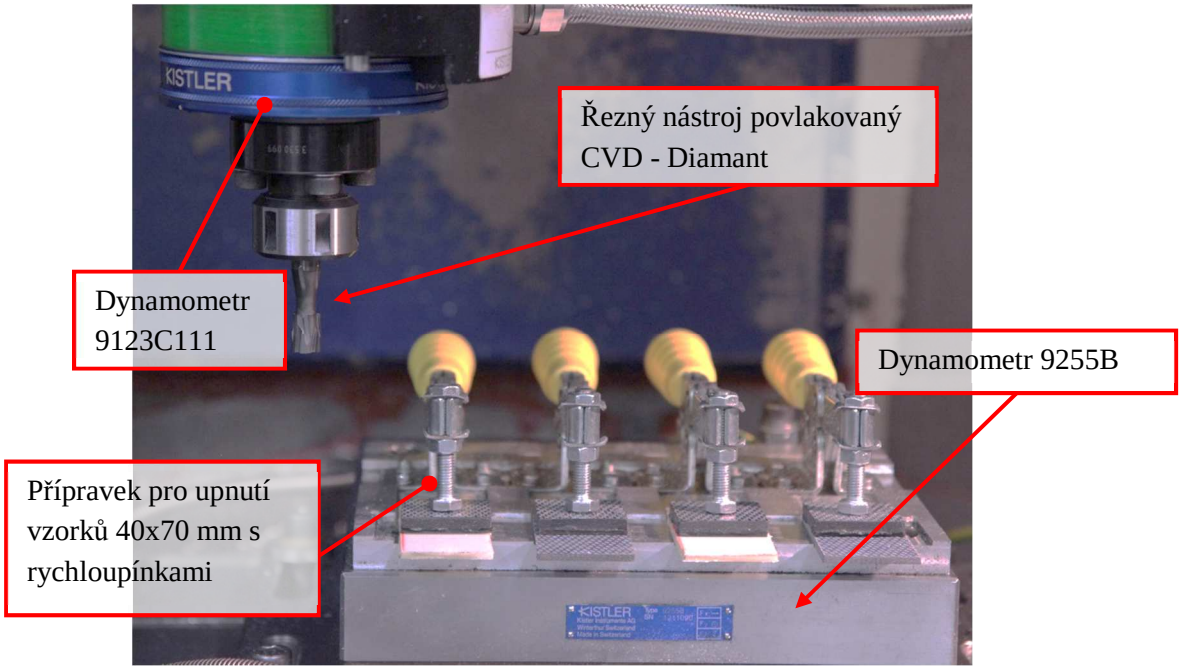
Kde A_d je plocha otřepu v [mm^2] a l je délka obráběného vzorku [mm]. Dále A_t je plocha otřepu měřená shora v [mm^2] a analogicky k tomu A_b je plocha otřepu měřená ze spodu testovacího vzorku v [mm^2]. Pak A_{ft} je plocha otřepu na horní hraně vzorku fotografovaná z předního pohledu v [mm^2] a A_{fb} je plocha otřepu na dolní hraně fotografovaná z předního pohledu v [mm^2].



Obr. 63. Měřicí přípravek pro upnutí vzorků ve dvou směrech pro focení otřepu.

Pro fotografování byl sestaven přípravek umožňující ustavení vzorků do požadovaných pozic. Do přípravku bylo vloženo velmi kontrastní pozadí pro snazší práci při výběru oblasti otřepu. Nezbytný byl i silný osvit pro potlačení stínů a zlepšení kvality pořízeného snímku otřepu (Obr. 63).

Silové účinky byly měřeny pomocí rotačního dynamometru (Obr. 64). Pro testy byl zvolen stroj MCFV 5050LN LM-1. Vzorky byly upnuty do speciálního přípravku s pákovými upínkami. Pro měření sil byl použit dynamometr firmy Kistler typ 9123C111.

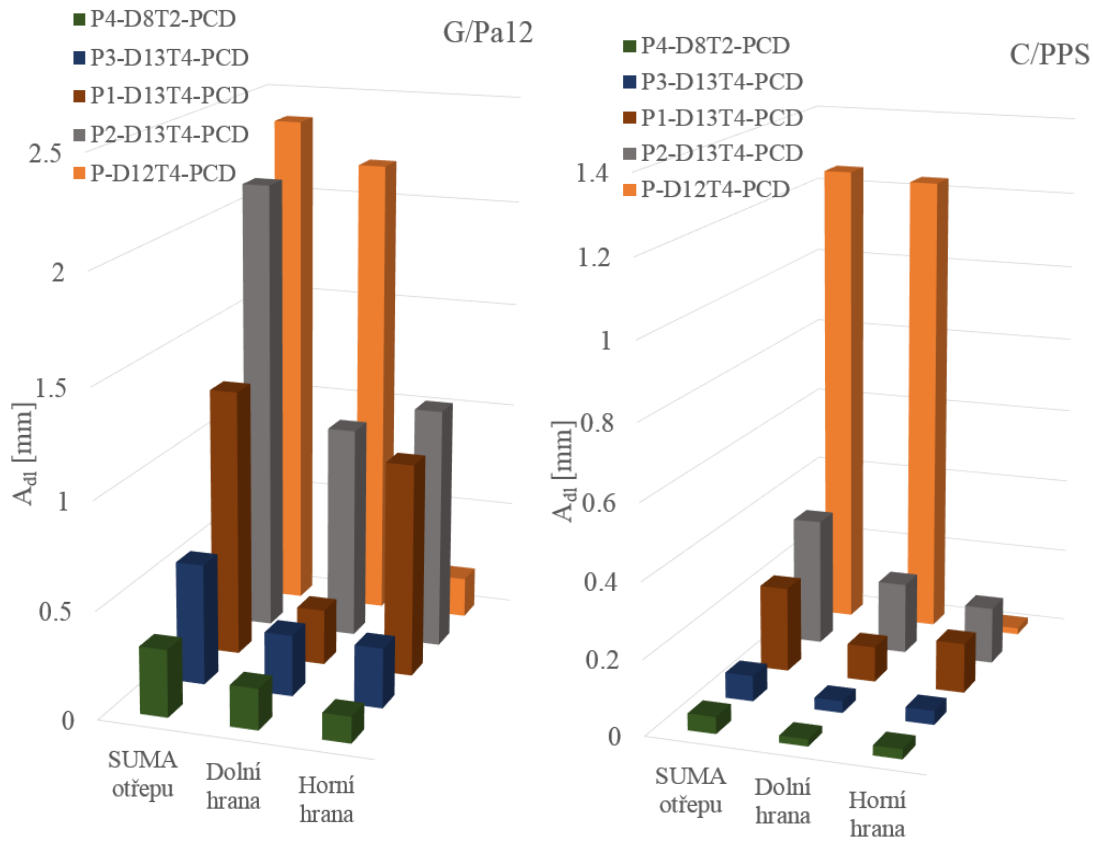


Obr. 64. Uspořádání experimentu měření sil rotačním a stacionárním dynamometrem se speciálním upínacím přípravkem.

5.10.1 **Porovnání druhé generace PCD nástrojů**

Test probíhal ve třech opakováních při řezných podmínkách f_z = 0,05 mm, v_c = 200 m/min, a_e = 3 mm, a_e = 3 mm a sousledném frézování. Testy probíhaly na obou materiálech C/PPS a G/PA12.

Otřepy byly vyhodnoceny zvlášť pro horní a dolní plochu frézovaného vzorku, avšak vyhodnocena byla i suma z obou měřených středních délek delaminace. Pro porovnání byl do testu zahrnut i nástroj P-D12T4-PCD – nástroj s dvojitou kompresní šroubovicí z předcházející generace stopkových fréz. Tento nástroj dopadl z testovaných PCD fréz na velikost otřepu nejlépe v předchozí fázi testování.



Obr. 65. Vyhodnocení otřepů PCD v druhé fázi testování – G/PA12 vlevo, C/PPS vpravo.

Je zřejmé, že PCD nástroje z druhé generace vykazují menší otřepy než nejlepší PCD z předchozí generace (Obr. 65). Úprava velikosti úhlu čela má zásadní význam a oba testované technologické přístupy k jeho zvýšení vykazovaly zlepšení. Výrazná redukce otřepu byla zaznamenána při použití nástroje s laserovaným utvařečem třísek v kompresní šroubovici (P4-D8T2-PCD). Zajímavé výsledky byly dosaženy nástrojem s nulovým úhlem šroubovice a pozitivním úhlem čela. Dosahoval lepších výsledků nežli nástroj se stejnou technologií úpravy úhlu čela, avšak s kompresním uspořádáním sklonu břitů. Mohou za to částečně opět nepřesnosti v ustavení pájených břitů, které se však nevyskytovaly u bez kompresně uspořádaných břitů na nástroji, jak napovídají i výsledky zpracované zvlášť pro horní a dolní plochu vzorků. Pokud by PCD břity byly napájeny stejně v horní šroubovici jako v dolní, myšleno z pohledu obrobku, nástroj by byl pravděpodobně, aspoň u obráběného materiálu G/PA12, úspěšnější v odřezávání otřepů než nástroj s nulovým úhlem na šroubovici a pozitivním úhlem čela. Z obou technologických úprav čela (laserovaného utvařeče třísek a posunutí břitu od osy nástroje) je úprava břitu laserem a výroba utvařeče třísek stále časově, technologicky a hlavně finančně nejnáročnější, avšak má prokazatelné kvalitativní výhody.

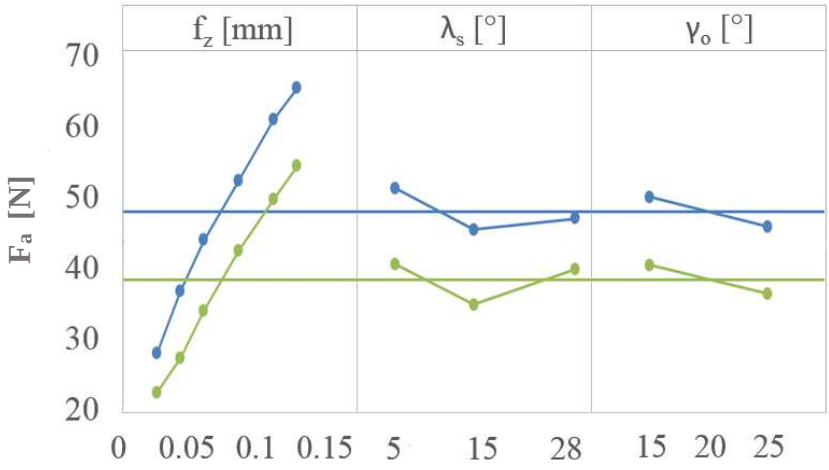
5.10.2 Srovnání CVD-D nástrojů z hlediska velikost otřepů a sil

Část výsledků této podkapitoly byla prezentována v bakalářské práci [74] vedené a korigované autorem. Pro srovnání sady CVD-D fréz s rozdílnou geometrií byl navržen experiment s větším počtem úrovní posuvů (viz Tab. 19) při konstantní řezné rychlosti (v_c = 100 m/min), radiální (a_e = 3 mm) a axiální hloubky řezu ($a_p \approx$ 3 mm). Větší počet úrovní f_z souvisí se statistickou významností daného faktoru z měření sil komerčních nástrojů. Pro tento nejsilnější faktor byla měřena funkční závislost $F_a - f_z$ a také $A_{dl} - f_z$. Těchto závislostí bylo využito pro stanovení koeficientů modelových rovnic v následující části práci.

Tab. 19. Návrh experimentu pro srovnání CVD-D.

Faktor	Jednotky	Symbol	Úrovně					
			1	2	3	4	5	6
Posuv na zub	mm	f_z	0,03	0,05	0,07	0,1	0,13	0,15
Úhel čela	°	γ_o	15	25				
Úhel stoupání šroubovice	°	λ_s	5	15	28			

Nástroje byly mezi sebou porovnány analýzou rozptylu - ANOVA. Tento postup pomohl odhalit význam faktorů úhlu čela a šroubovice na velikost sil a otřepu v kontrastu s vybraným kontrolním faktorem f_z. Tento kontrolní faktor byl identifikován jako statisticky nejvýznamnější při posuzování experimentů při testování standardních nástrojů.



Obr. 66. Grafy hlavních efektů pro střední hodnoty F_a.

Z uvedeného grafu (Obr. 66) je patrné, že faktor posuvu na zub je významnější nežli vybrané kontrolní faktory geometrie nástroje. Z grafů pro střední hodnoty F_a dále plyne, že zvyšování pozitivity na čele má za následek snížení aktivní síly, avšak u faktoru úhel

šroubovice není výsledek tak jednoznačný. Z uvedeného vyplývá, že zvyšování úhlu šroubovice nad 15° nemá další vliv na snižování síly F_a. Naopak je síla F_a vyšší pro úhel šroubovice 28°. To může být způsobeno zhoršeným odvodem třísek z místa překryvu šroubovic, které vede k ucpání této části nástroje a snížení řezivosti nástroje při příliš velkém úhlu šroubovice. Který z kontrolních faktorů geometrie je statisticky významnější na hladině významnosti 5 %, je patrné až z tabulky analýzy ANOVA (Tab. 20, resp. Tab. 21. Dle p-hodnoty jsou všechny faktory statisticky významné. Dle F-poměru je možné usuzovat na větší významnost posuvu na zub pro oba testované materiály. Z kontrolních faktorů charakteru geometrie břitu nástroje je statisticky významnější úhel čela než úhel šroubovice.

Tab. 20. Výsledky ANOVA testu pro F_a (G/PA12).

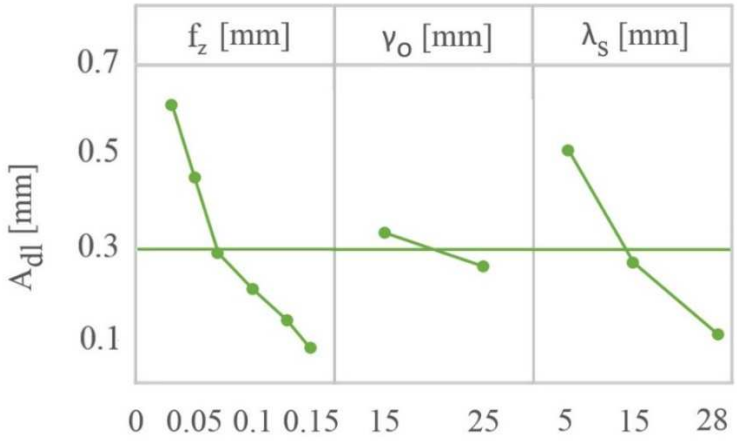
Zdroj	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
λ_s	2	229.41	229.41	114.71	16.13	0
γ_o	1	141.39	141.39	141.39	19.88	0
f_z	5	4719.83	4719.83	943.97	132.75	0
Reziduální chyba	27	192	192	7.11		
Total	35	5282.63				

Tab. 21. Výsledky ANOVA testu pro F_a (C/PPS).

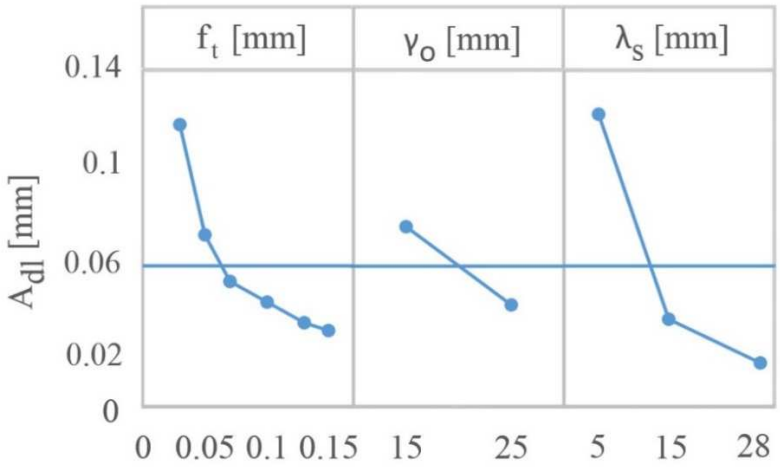
Zdroj	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
λ_s	2	216.33	216.33	108.17	13	0
γ_o	1	152.58	152.58	152.58	18.33	0
f_z	5	6080.78	6080.78	1216.16	146.14	0
Reziduální chyba	27	224.69	224.69	8.32		
Total	35	6674.38				

Při pohledu na výsledky vlivu posuvu na zub na otřepy v porovnání s vlivem úhlu šroubovice a úhlu čela na velikost otřepu je možné spatřit pro materiál G/PA12 klesající trend všech jmenovaných kontrolních faktorů. Zrovna tak je tomu u materiálu C/PPS. Závislost A_{dl} na posuvu na zub se zdá být u materiálu C/PPS velmi podobná mocninné závislosti. U materiálu G/PA12 je tato podobnost méně výrazná, avšak mocninný trend nevyvrací. Velmi významný faktor λ_s má trend u obou materiálů rovněž podobný. Dle měření s rostoucím úhlem stoupání šroubovice klesá velikost otřepu, avšak dalším

zvyšováním λ_s již progres zmenšování otřepu není tak významný. S rostoucím úhlem čela se velikost otřepu snižuje u obou testovaných materiálů. (Obr. 67 a Obr. 68).



Obr. 67. Grafy hlavních efektů pro střední hodnoty A_{dl} – G/PA12.



Obr. 68. Grafy hlavních efektů pro střední hodnoty A_{dl} – C/PPS.

Z výsledků ANOVA testu pro materiál G/PA12 plyne, že statisticky významné kontrolní faktory jsou všechny sledované (Tab. 22, Tab. 23). Dle F-poměru byl nejvýznamnějším faktorem z hlediska tvorby otřepu úhel šroubovice nástroje. Posuv na zub je pak druhým nejvýznamnějším faktorem z hlediska tvorby otřepu, ovšem jeho hodnota F-poměru je takřka shodná s úhlem čela. Podobný výsledek je možné sledovat i u materiálu C/PPS. Zde ovšem byl úhel čela vyhodnocen jako statisticky nevýznamný na hladině významnosti $\alpha = 0{,}05$.

Tab. 22. Výsledky ANOVA testu pro A_{dl} (G/PA12).

	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
γ_o	1	0.02413	0.02413	0.02413	0.54	0.468
λ_s	2	0.42033	0.42033	0.21016	4.71	0.018
f_z	5	1.18115	1.18115	0.23623	5.3	0.002
Reziduální chyba	27	1.20354	1.20354	0.04458		
Total	35	2.82915				

Tab. 23. Výsledky ANOVA testu pro A_{dl} (C/PPS).

	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
γ_o	1	0.009617	0.009617	0.009617	8.09	0.008
λ_s	2	0.074384	0.074384	0.037192	31.3	0
f_z	5	0.03114	0.03114	0.006228	5.24	0.002
Reziduální chyba	27	0.032084	0.032084	0.001188		
Total	35	0.147225				

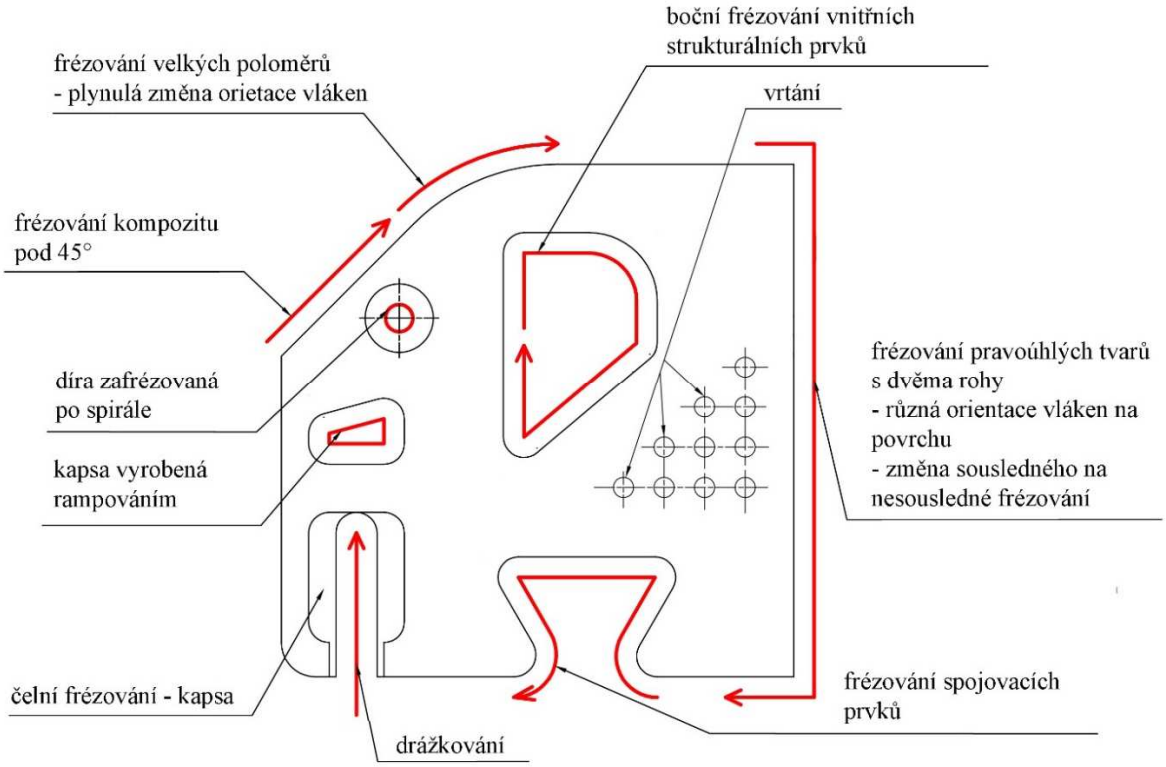
5.10.3 Shrnutí poznatků z vývoje druhé řady prototypových nástrojů

- Jako prokazatelně nejvhodnější varianta úpravy geometrie PCD nástrojů z hlediska redukce otřepu byla ta s laserovaným utvařečem třísek ve dvojité kompresní šroubovici nástroje P4-D8T2-PCD.
- Ekonomická varianta nástroje s velmi dobrými výsledky z hlediska kvality obrobeného povrchu je odsazení řezné hrany od osy s úhlem šroubovice 0° (fréza P3-D13T4-PCD).
- Varianta s kompresním uložení břitů s odsazením řezné hrany od osy selhává v porovnání s ostatními testovaným variantami kvůli přílišnému počtu zubů na nástroji a z toho vyplývajících technologických nepříznivých vlivů výroby ručního pájení na přesnost ustavení břitů na nástroji. Na druhou stranu nástroj P1-D13T4-PCD vykazuje stále vysokou kvalitu obrobeného povrchu v porovnání se standardními nástroji a jeho vyšší výkon, co se týče kvality je závislý zejména na přesné technologii výroby (např.: relativně nové a málo zavedené pájení ve vakuové peci).
- Nástroje povlakované CVD diamantem a řeznou částí s dvojitou kompresní šroubovicí s parametry λ_s = 28°, γ_o = 25° vykazovaly nejmenší otřepy (A_{dl}). Síly (F_a) byly nejnižší pro kombinaci parametrů λ_s = 15° a γ_o = 25° u obou testovaných materiálů.
- Vylepšená metodika posuzování otřepů poskytuje přesnější popis velikosti otřepu, ovšem za cenu podstatného zvýšení času vyhodnocování.

- Byly zjištěny přibližně mocninné závislosti A_{dl} na posuvu na zub pro oba testované materiály s vysokou spolehlivostí. Otřep se v testované oblasti posuvů s rostoucím f_z zmenšuje.

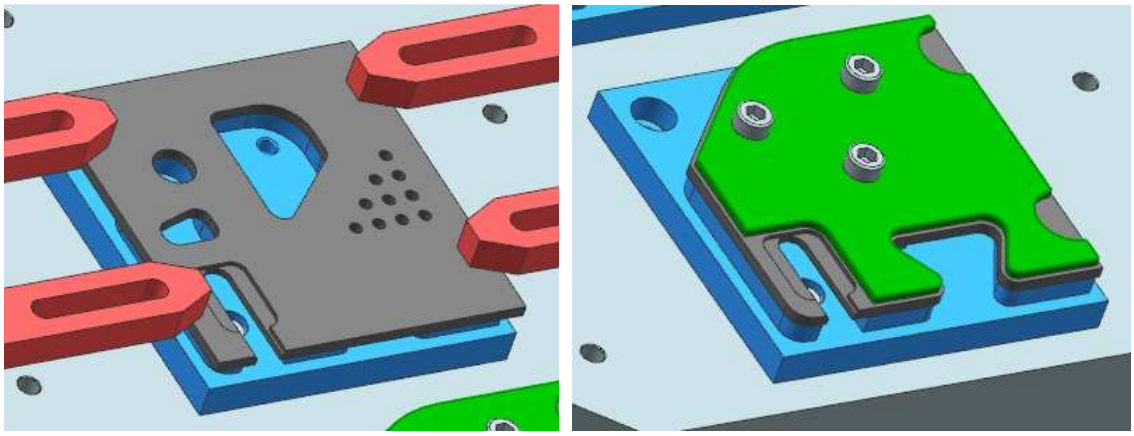
5.11 Demonstrace funkčnosti prototypových nástrojů

Pro prezentaci výsledků vývoje nástrojů z první prototypové řady v projektu Fibrechain byl navržen specifický obrobek, který zastupoval většinu konstrukčně-technologických úskalí, se kterými je možné se setkat při bočním frézování kompozitních desek, a mají vliv na jakost obrobeného dílce. Jednalo se o 2.5D tvar, viz Obr. 69.



Obr. 69. Demonstrační dílec - popis problematických míst.

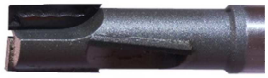
Pro účely zhotovení demonstračního dílce byl navržen jednoúčelový přípravek. Tento přípravek měl zaručit tuhé upnutí s minimalizací volných částí kompozitu kvůli omezení vibrací obrobku, a tím zvýšení kvality obrobeného povrchu. Rozměry funkčního vzorku byly 160 x 160 x 30 mm. Základní deska přípravku byla vyfrézována z duralu a horní přítlačná deska byla vypálena pomocí laseru z nerezového plechu z korozivzdorné oceli (Obr. 70). Na spojení základní desky a přítlačné desky byly použity tři šrouby M10 x 30 ISO 4762 - 12.9. Přípravek byl opatřen otvory pro přišroubování na paletu stroje LM-2, je však možné jej upnout i do svěráku, či na dynamometr. Přípravek je detailněji popsán v publikaci autora [84].



Obr. 70. Upínací přípravek – výroba otvorů (vlevo), výroba vnějšího tvaru (vpravo).

Demonstrátor měl sloužit pro porovnání kvality obrobeného povrchu prototypovými nástroji a standardními nástroji. Srovnání bylo provedeno na kompozitu C/PPS, kdy pro jeden dílec byla použita stopková fréza D12T2-PCD s vrtacím nástrojem z SK povlakovaného CVD diamantem SD250-C2. Druhý dílec byl obroben za stejných řezných podmínek zvoleným prototypem frézy P-D12T4-PCD, viz Tab. 14, nástrojem P4-D8T2-PCD (inovovaná varianta nástroje D8T-PCD od firmy Hufschmied, viz Tab. 17) pro frézování kapsy a vrtákem o průměru 6 mm SD203-6.06-21-6R1-CX1 s pájenou břitovou korunkou z PCD. Vrtací nástroje byly vybrány na základě rozboru vrtání nástrojů Seco v publikaci autora [95]. Pro frézování byly voleny řezné podmínky pro všechny stopkové frézy: v_c = 200 m/min a f_z = 0,05 mm. Pro vrtání pak byla volena v_c = 300 m/min a f_z = 0,06 mm. Na první pohled je zde patrné zvýšení kvality obrobeného povrchu, kdy druhá varianta byla obrobena prakticky bez delaminace (Tab. 24). Navíc se podařilo oproti první variantě zkrátit čistý výrobní čas z 10,8 min na 7,22 min. Vyšší produktivita je důsledkem použití nástroje s větším počtem zubů.

Tab. 24. Výsledky porovnání obrábění na kompozitu C/PPS – demonstrační dílec.

	Demonstrační dílce vyrobený standardními nástroji	Demonstrační dílec vyrobený prototypovými nástroji
Fréza	D12T2-PCD – Gühring	P1-D13T4-PCD
		P4-D8T2-PCD
		
Vrták	SD250-C2 - Seco	SD203-6.06-21-6R1-CX1 - Seco

6 Návrh geometrického modelu sil

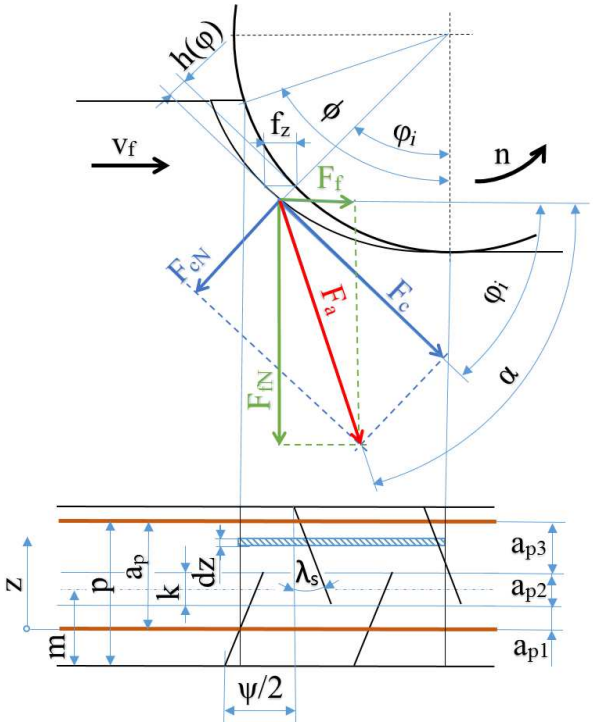
Model řezných sil má napomoci predikovat netestovaná nastavení řezných podmínek s přihlédnutím k řezné geometrii nástroje speciálně pro frézy s dvojitou kompresní šroubovicí. Geometrický model řezných sil vychází z hlavní myšlenky prezentované v [56]. Změna oproti předloze spočívá v uvažování překryvu pravé a levé šroubovice nástroje značené *k*. Jedná se o konstrukční prvek zabraňující nedořízntutí materiálu ve středové části, kde se obě šroubovice potkávájí. Vliv překryvu, který mívá délku mezi několika desetinami až millimetry u standardních nástrojů, spočívá v přírůstku síly kvůli prodloužení aktivní části břitu. K modelu je přistupováno jako k nástroji se třemi řeznými částmi, které jsou z pohledu obrobku značeny jako axiální hloubky řezu (a_{p1}, a_{p2}, a_{p3}) v [mm] a které vstupují do řezu postupně se zpožděním ψ daným osovou pozicí nástoje *m* vůči horní hraně obráběné desky *p*. Navržený model byl popsán v publikaci autora [103].

$$a_{p1} = \begin{cases} 0 & p > m - \frac{k}{2} + a_p \\ a_p & m - \frac{k}{2} - p + a_p > a_p \\ m - \frac{k}{2} - p + ap & v\check{s}ude\ jinde \end{cases} \tag{15}$$

$$a_{p2} = a_p - a_{p1} - a_{p3} \tag{16}$$

$$a_{p3} = \begin{cases} 0 & p < m + \frac{k}{2} \\ a_p & p - m - \frac{k}{2} > a_p \\ p - m - \frac{k}{2} & v\check{s}ude\ jinde \end{cases} \tag{17}$$

Zde viz Obr. 71, je *p* vzdálenost čela nástroje od vzdálenější, tedy horní hrany frézované desky v [mm], *m* je vzdálenost středu nástroje od špičky frézy v [mm], *k* je překryv šroubovic v [mm]. Axiální hloubka dolní šroubovice je zde značena jako a_{p1}, axiální hloubka horní šroubovice je a_{p3} a axiální hloubka překryvu horní a dolní šroubovice nástroje je značena jako a_{p2} to vše v [mm].



Obr. 71. Záběrové charakteristiky nezbytné pro zpracování modelu [102].

Pokud je známa pozice nástroje vzhledem k obrobku v axiálním směru, je šířka třísky při obrábění v [mm] dána následujícím pravidlem:

$$b(\varphi) = \begin{cases} \dfrac{\pi D(\varphi_i - \phi_{st})}{360 \sin \lambda_s} & \phi_{st} \le \varphi_i \le \phi_{st} + \tau \\ \dfrac{\pi D(\phi_{ex} - \varphi_i)}{360 \sin \lambda_s} & \phi_{ex} - \tau \le \varphi_i \le \phi_{ex} \\ \dfrac{a_{pi}}{\cos \lambda_s} & \phi_{st} < \varphi_i < \phi_{ex} \\ 0 & v\check{s}ude\ jinde \end{cases} \tag{18}$$

Zde a_{pi} reprezentuje různé šroubovice na nástroji. Každý další zub přichází do záběru se zpožděním ψ. V horní šroubovici jsou zuby za spodní šroubovicí zpožděny o $\psi + \frac{\psi}{2}$. Ve středové části jsou pak navazující části zubů zpožděny za spodní šroubovicí o $\psi + \tau$, respektive za horní šroubovicí o $\psi + \frac{\psi}{2} + \tau$. Kde τ je zpoždění pro vstup středové části do záběru vyplývající z geometrických poměrů na nástroji. Zejména pak z úhlu stoupání šroubovice λ_s a překryvu šroubovice *k*. φ_i je okamžitý úhel záběru, ϕ_{st} je počátek záběru a ϕ_{ex} konec záběru.

$$\tau = \frac{180(a_p - k)\tan \lambda_s}{\pi D} \quad [°] \tag{19}$$

Zde D je průměr nástroje [mm]. Aktuální tloušťka odřezávané vrstvy v pravé a levé šroubovici $h_{1,3}(\varphi)$ je rovna:

$$h_{1,3}(\varphi) = -f_z \frac{\cos \phi_{st} - \cos \phi_{ex}}{\phi_{st} - \phi_{ex}} \quad [\text{mm}] \tag{20}$$

Pro střed nástroje v oblasti překryvu šroubovice je $h_2(\varphi)$:

$$h_2(\varphi) = -\frac{1}{2} f_z \frac{\cos \phi_{st} - \cos \phi_{ex}}{\phi_{st} - \phi_{ex}} \quad [\text{mm}] \tag{21}$$

Model vychází z předpokladu platnosti Kienzleho vztahu pro výpočet měrné řezné síly.

$$K_c(\varphi) = kc_1 \left(\sum h_i(\varphi) \right)^{-mc} \quad [\text{N} \cdot \text{mm}^2] \tag{22}$$

Zde kc_1 a m_c jsou koeficienty měrné řezné síly. Podobně může být spočtena i měrná normálová síla:

$$K_{cN}(\varphi) = kc_{N1} \left(\sum h_i(\varphi) \right)^{-mcN} \quad [\text{N} \cdot \text{mm}^2] \tag{23}$$

Zde kc_{N1} a m_{cN} jsou koeficienty měrné řezné normálové síly. Pak se řezná síla dá spočítat z následujícího vztahu dle *[75]*:

$$F_c(\varphi) = K_c(\varphi) \cdot \left(\sum h_i(\varphi) \right) \cdot \left(\sum b_i(\varphi) \right) + F_{ce} \quad [\text{N}] \tag{24}$$

Kde F_{ce} je příspěvek síly od řezné hrany, určený z graficko-početního řešení, viz dále. Řezná normálová síla pak vyplývá ze vztahu (25) a (26):

$$F_{cN}(\varphi) = K_{cN}(\varphi) \cdot F_c \quad [\text{N}] \tag{25}$$

Transformace F_c and F_{cN} do souřadného systému dynamometru F_x a F_y je popsána v rovnicích (28) a (29):

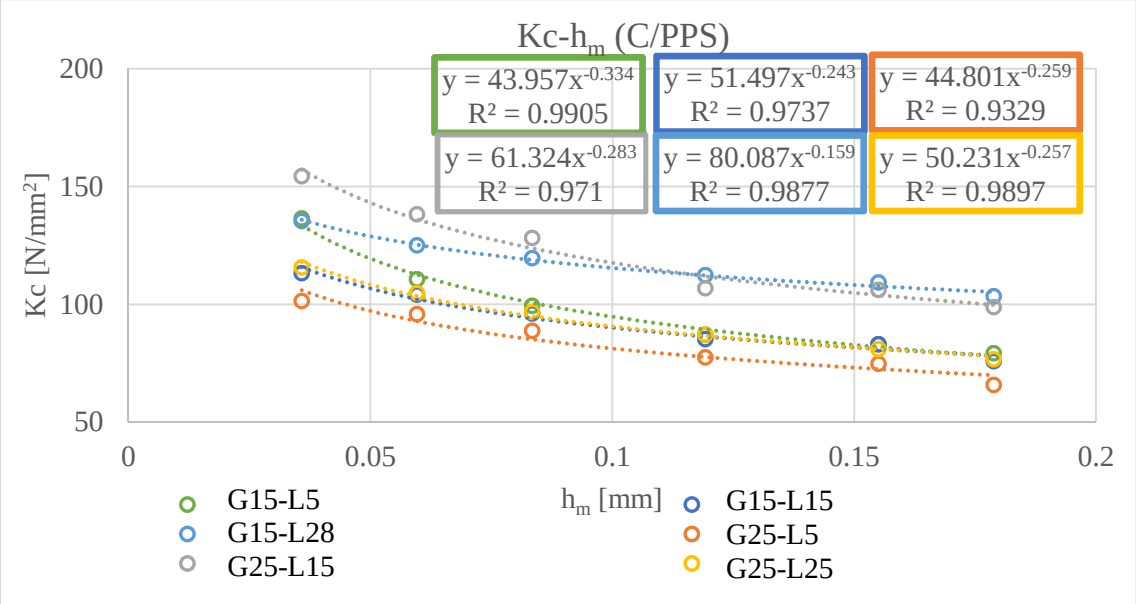
$$F_x(\varphi) = -F_c(\varphi) \cdot \sin \varphi_i + F_{cN}(\varphi) \cdot \cos \varphi_i \quad [\text{N}] \tag{26}$$

$$F_y(\varphi) = F_c(\varphi) \cdot \sin \varphi_i + F_{cN}(\varphi) \cdot \cos \varphi_i \quad [\text{N}] \tag{27}$$

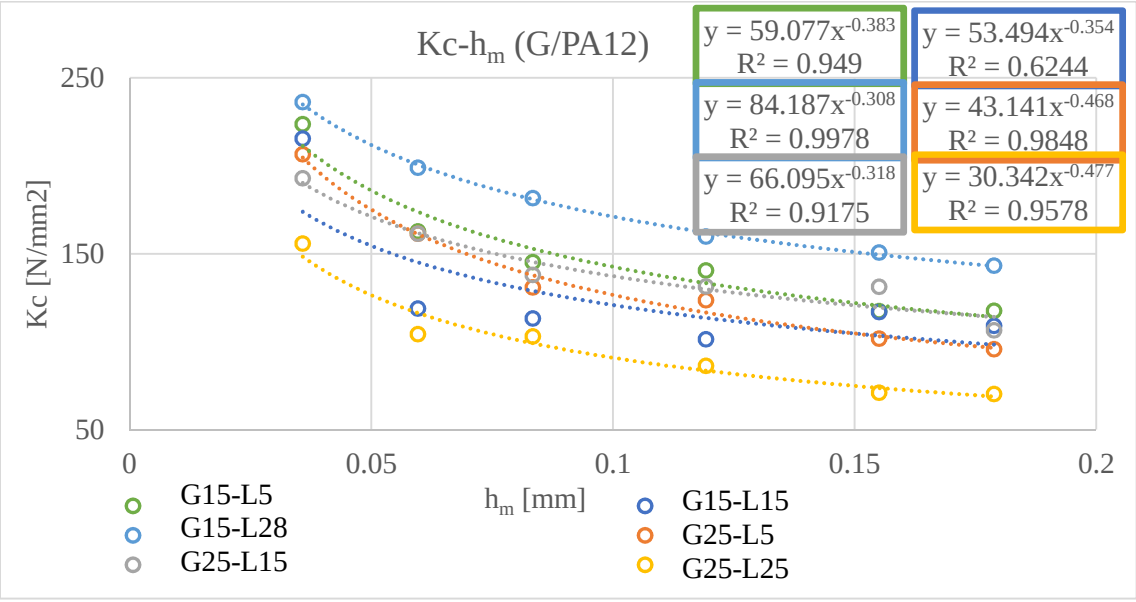
Modelové rovnice byly naprogramovány v programu MATLAB paramtericky, tak aby bylo možné v úvodní hlavičce programu možné měnit vstupní paramtery řezných podmínek a geometrických poměrů na nástroji, koeficientů měrné řezné síly a polohy řezné části vůči obrobku. Výstupem programu pak byly hodnoty řezné síly F_c, F_{cN}, F_a, F a také F_x a F_y dle rovnice (28) a (29) během 5 otáček nástroje a průměrné hodnoty sil F_c, F_{cN} a F_a.

6.1 **Ověření modelu sil**

Vyhodnocení koeficientů měrné řezné síly bylo provedeno pro všechny typy CVD-D prototypových nástrojů (Obr. 72 a Obr. 73). Pro stanovení potřebných koeficientů byla použita měření prezentovaná v kapitole 5.10.2. Tyto koeficienty byly použity pro první ověření funkčnosti a správnosti modelu. Cílem je pro specifické podmínky ověřit shodu mezi reálným záznamem řezných sil a vypočteným modelem na časové ose.



Obr. 72. Změřené závislosti K_c na h_m pro různé geometrie nástrojů na materiál C/PPS.



Obr. 73. Změřené závislosti K_c na h_m pro různé geometrie nástrojů na materiál G/PA12.

Zde pro materiál C/PPS a G/PA12 byly změřeny pro testované nástroje hodnoty k_{c1} a m_c. Hodnoty těchto koeficientů jsou dále přehledně sepsány v Tab. 25.

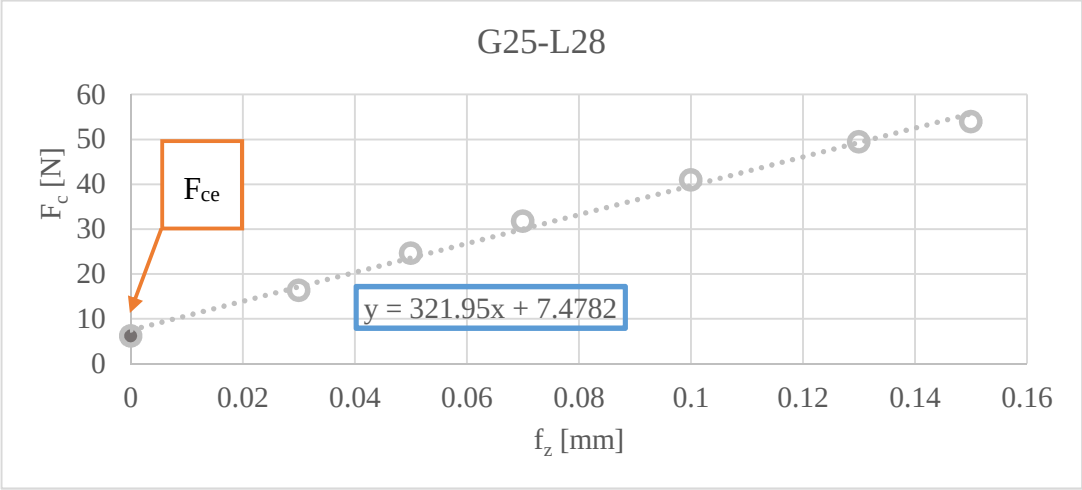
Tab. 25: Koeficienty měrné řezné síly pro testované karbidové nástroje dle jejich geometrie.

Označení nástroje	γ_o	λ_s	C/PPS		G/PA12	
			k_{c1}	m_c	k_{c1}	m_c
G25-L28	15	5	44	0,33	59,1	0,38
G25-L15	15	15	51,5	0,24	53,5	0,35
G25-L05	15	28	80,1	0,16	84,2	0,31
G15-L28	25	5	44,8	0,26	43,1	0,47
G15-L15	25	15	61,3	0,29	66,1	0,32
G15-L05	25	28	50,2	0,26	30,3	0,48

Pro komplexnost fungování modelu a možnost predikce sil ve všech osách je nutné změřit i aktivní složku F_a a to kolmou řeznou sílu F_{cN} a následně vypočítat měrnou řeznou sílu normálovou K_{cN}. Výsledky výpočtu K_{cN} jsou v Tab. 26.

$$K_{cN} = \frac{F_{cN}}{F_c} \quad [-] \tag{28}$$

Zpřesnění modelu lze dále dosáhnout určením silového příspěvku sil od řezné hrany F_{ce}. Síla měřená v závislosti na posuvu na zub má přibližně lineární průběh, avšak vynesená do grafu neprotíná počátek souřadného systému, viz příklad na měřených datech pro nástroji G25-L28 (Obr. 74). Průnik lineární regrese s osou y je hodnota hledaného příspěvku síly od řezné hrany. Tento příspěvek k řezné síle je dán záběrovými podmínkami pro konkrétní nástroj a obrobek [75]. Výsledné hodnoty F_{ce} pro měřené varianty nástrojů jsou v Tab. 26.

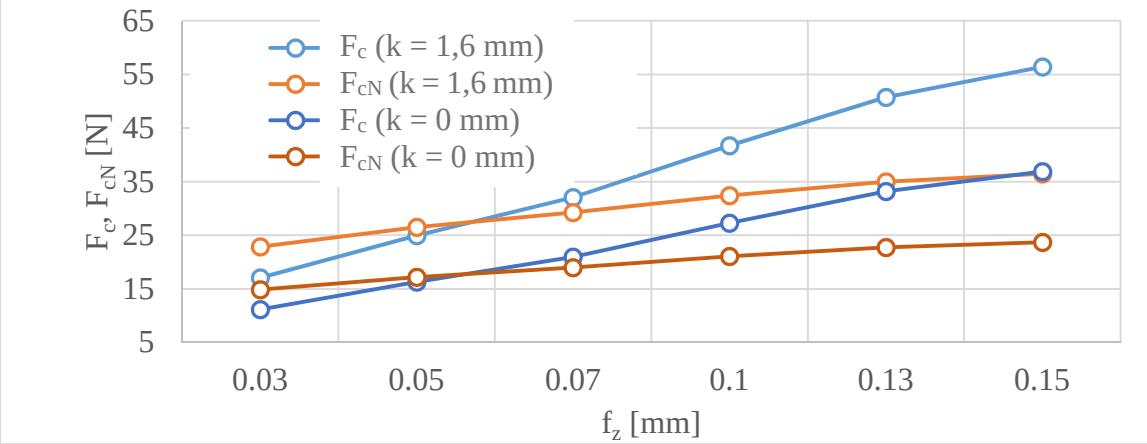


Obr. 74. Příklad vyhodnocení F_{ce} ze závislosti.

Tab. 26. Vypočtené parametry F_{ce} a K_{cN}..

Označení nástroje	G/PA12		C/PPS	
	F_{ce} [N]	K_{cN} [-]	F_{ce} [N]	K_{cN} [-]
G25-L28	15,06	0,255	7,48	0,288
G25-L15	6,66	0,2	9,45	0,321
G25-L05	8,89	0,257	8,94	0,25
G15-L28	5,17	0,313	4,77	0,288
G15-L15	5,12	0,22	7,4	0,287
G15-L05	10,05	0,203	11,4	0,386

Ověření popsaného modelu řezných sil s koeficienty k_{c1}, m_c, k_{c1N}, m_{cN} a F_{ce} bylo provedeno pro každý testovaný nástroj. Průměrná chyba modelu byla 3,2 %. Výpočtem bylo prokázáno, že model řezných sil bez uvažování překryvu šroubovic u nástrojů s dvojitou kompresní šroubovicí vykazuje podstatné rozdíly v porovnání s modelem uvažujícím překryv šroubovic (Obr. 75). Rozdíl obou modelů je závislý na proměnných k, λ_s a a_p. Vliv k na velikost sil klesá s rostoucím a_p a klesajícím λ_s.



Obr. 75. Porovnání modelovaných závislostí $F_c - f_z$ a $F_{cN} - f_z$ pro frézu G25L28 pro k = 1,6 mm a k = 0. a_p = 3 mm (material C/PPS).

6.2 Zobecnění modelu sil C/PPS a G/PA12

Navržený geometrický model je platný a přesný při použití konkrétních koeficientů náležících konkrétní řezné geometrii kompresní frézy. Pro zobecnění modelu sil bylo třeba najít koeficienty, které by nahradily potřebu definovat pro každou geometrii řezného nástroje nové k_{c1}, m_c, k_{c1N}, m_{cN} a F_{ce}. Zobecněný model musí obsahovat takové geometrické prvky a jejich koeficienty, které mohou statisticky významně ovlivnit shodu modelu s měřenými hodnotami síly řezné, resp. řezné normálové síly. Pro ověření geometrických modelů v mocninném tvaru, které byly testovány, byla vybrána metoda

nejmenších čtverců (MNČ). Z mnoha testovaných variant je zde prezentována pouze varianta s nejvyšším měřeným koeficientem determinace, který stanovuje vypovídací hodnotu modelu nebo také spolehlivost. Pro model byly vybrány pouze statisticky významné proměnné a jejich koeficienty. Proměnné významné pro model s nejvyšší spolehlivostí byly úhel čela γ_o a korekční faktor na nestejně nabroušené překryvy šroubovic k. Jejich koeficienty byly pojmenovány m_γ pro úhel čela a m_k pro překryv šroubovice. Modelová rovnice byla vyhodnocena prostřednictvím počítačového programu Statistica 12 CZ.

$$F_c(\varphi) = k_{c1} \cdot \left(\sum h_i(\varphi)\right)^{(1-mc)} \cdot \left(\sum b_i(\varphi)\right) \cdot \gamma_o^{-m\gamma} \cdot k^{-mk} \tag{29}$$

Stejná modelová rovnice jako pro materiál C/PPS byla využita i pro materiál G/PA12. Pro zvýšení shody modelu s měřenými hodnotami na materiálu G/PA12 bylo potřeba přepočítat koeficienty jednotlivých proměnných i konstanty k_{c1}. Koeficienty a jejich hodnoty jsou odhadnuté v Tab. 27 pro materiál C/PPS a v Tab. 28 pro materiál G/PA12. Na základě p-hodnoty lze říct, že všechny odhadnuté koeficienty jsou statisticky velmi významné pro model a jeho podobnost s reálně naměřenými daty.

Tab. 27. Odhad parametrů pro zobecněný model řezných sil pro materiál C/PPS.

označení	Odhadnutý parametr	Sm. Odch.	t-hodnota	p-hodnota
k_{c1}	82.897	6.768	12.248	0.00
m_c	-0.265	0.016	-16.385	0.00
m_γ	-0.201	0.0098	-20.415	0.00
m_k	-0.139	0.0253	-5.4851	0.00

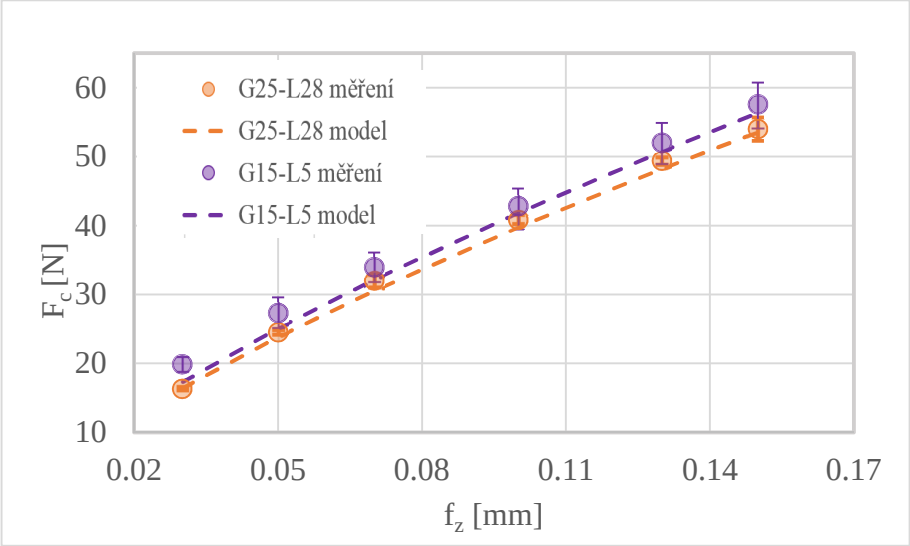
Tab. 28. Odhad parametrů pro zobecněný model řezných sil pro materiál G/PA12.

označení	Odhadnutý parametr	Sm. Odch.	t-hodnota	p-hodnota
k_{c1}	98.55	18.758	5.253	0.000009
m_c	-0.284	0.037	-7.621	0.00
m_γ	-0.1578	0.023	-6.727	0.00
m_k	-0.241	0.059	-4.06	0.000296

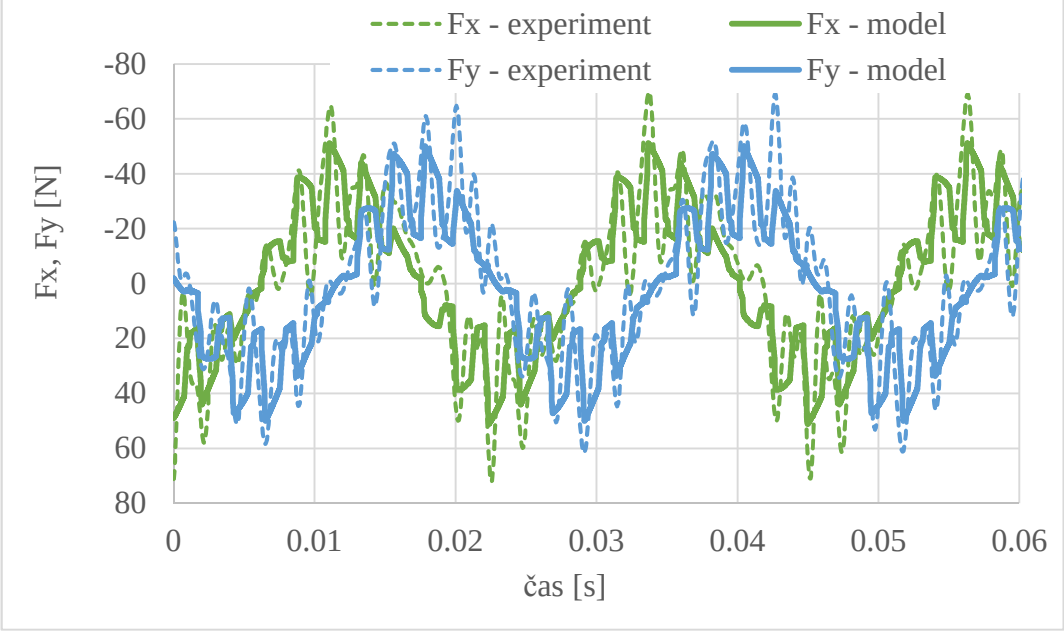
Zobecněná modelová rovnice byla opět naprogramována v prostředí programu MATLAB zcela parametricky. Výstupem byly opět hodnoty řezné síly F_c, F_{cN}, F_a, F a také F_x a F_y dle rovnice (28) a (29) během 5 otáček nástroje a průměrné hodnoty syl F_c, F_{cN} a F_a.

6.2.1 Ověření modelu sil pro materiál C/PPS

Navržený zobecněný model bylo nutné porovnat s reálně naměřenými daty. U materiálu C/PPS byl vypočtený koeficient determinace pro navržený model R^2 = 0,989. Průměrná odchylka všech porovnání mezi měřenou a vypočtenou hodnotou byla 4 % a největší odchylka byla 15,9 %. Porovnání měřených hodnot a hodnot vypočtených modelem bylo provedeno pro všechny měřené hodnoty. Ilustrativní porovnání pro případ dvou testovaných nástrojů je na Obr. 76. Porovnání reálného a modelovaného průběhu je možné vidět na Obr. 77. Zde bylo přistoupeno k rozkladu síly F_c a F_{cN} do souřadného systému dynamometru dle rovnic (28) a (29).



Obr. 76. Model řezné síly vs. měřená data pro vybrané nástroje pro materiál C/PPS.



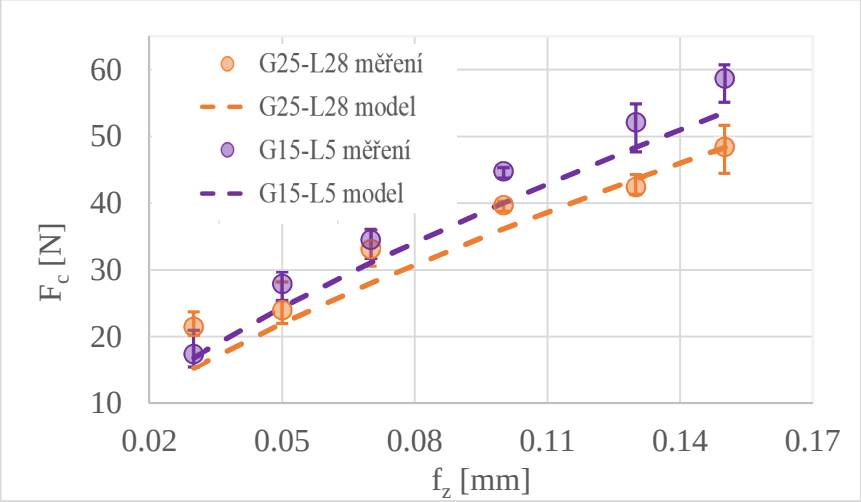
Obr. 77. Ověření modelu rozkladem sil F_c a F_{cN} do souřadného systému dynamometru na příkladu nástroje G25-L15, f_z = 0,05 mm, a_e = 3 mm, a_p = 3 mm, v_c = 100 m/min. Materiál obrobku C/PPS.

Rozdíly mezi modelem a naměřenými daty z Obr. 77 je daný s nevětší pravděpodobností dynamikou obráběcího procesu, ve kterém se projevuje dynamika vřetene, možná i tlumení dynamometru. Pro srovnání s modelem byl použit nefiltrovaný záznam sil, ve kterém jsou tyto vlivy viditelné [103].

6.2.2 Ověření modelu sil pro materiál G/PA12

Zde byl vypočten koeficient determinace na R^2 = 0,943. Poměrně vysoká spolehlivost modelované závislosti je důsledkem relativně homogenní odchylky měřených hodnot od modelu, kde průměrná hodnota odchylky byla v průměru 7,8 % s maximální měřenou chybou 28,9 %.

Grafické porovnání pro nástroje G25-L28 a G15-L5 modelované závislosti F_c na f_z s měřenými hodnotami je na Obr. 78. Patrné je větší odchýlení od měřených hodnot, než tomu bylo u materiálu C/PPS. Je to dané větší variabilitou měřených dat. Ta je zřejmě přímým důsledkem materiálových charakteristik obrobku týkajících se obrobitelnosti jako pevnost, měrné prodloužení apod., které ovlivňují dynamiku obráběcího procesu [103].



Obr. 78. Model řezné síly vs. měřená data pro vybrané nástroje pro materiál G/PA12.

7 Empirický model delaminace

Důležité bylo rovněž predikovat velikost delaminace pro netestované stavy. K tomu bylo potřeba rovněž navrhnout matematický model. Pro delaminaci byl empirický model rovněž navržen pomocí MNČ. Bylo testováno několik variant tvarů modelových rovnic vycházejících zejména z mocninného tvaru funkce, ze kterých byla vybrána ta s nejvyšším měřeným koeficientem determinace. Postupně pak byly z výsledné rovnice eliminovány statisticky nevýznamné proměnné a jejich koeficienty, aby byla nakonec odhadnuta rovnice ve tvaru (32).

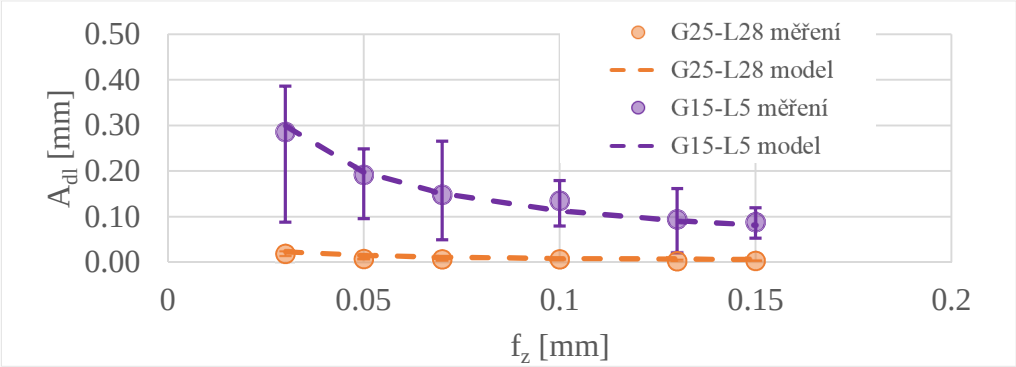
$$A_{dl} = C_{Adl} \cdot {f_z}^{-uA} \cdot \lambda^{-uA\lambda} \cdot \gamma^{-uA\gamma} \quad \text{[mm]} \tag{30}$$

7.1 Ověření empirického modelu delaminace pro materiál C/PPS

Konstanta modelu C_{Adl} měla výrazně největší p-hodnotu. To indikuje slabší statistickou významnost této konstanty (Tab. 29). Stále však na hladině významnosti 5 % nebylo možné tuto konstantu z modelu vyloučit. Koeficient determinace tohoto empirického vztahu byl odhadnut na R^2 = 0,966. Průměrná odchylka měřené hodnoty delaminace od modelem vypočítané byla 37 %. Ovšem maximální hodnota odchylky byla v jednom případě téměř 191 %. V měření delaminace se vyskytovaly větší rozptyly hodnot v opakovaných měřeních, a to mohlo být důvodem, proč některé hodnoty byly od modelu relativně dosti odlehlé. Porovnání naměřených hodnot a hodnot vypočtených pomocí empirického modelu pro nástroje G25-L28 a G15-L5 jsou znázorněna na Obr. 79 [103].

Tab. 29. Koeficienty odhadnuté metodou nejmenších čtverců pro empirický model A_{dl} pro materiál C/PPS.

označení	Odhadnutý parametr	Sm. Odch.	t-hodnota	p-hodnota
C_{Ad1}	2.724	1.015	2.684	0.011436
u_A	-0.806	0.048	-16.845	0.000000
$u_{A\lambda}$	-1.135	0.067	-16.844	0.000000
$u_{A\gamma}$	-1.185	0.114	-10.421	0.000000



Obr. 79. Model vs. měřená data pro A_{dl} pro materiál C/PPS.

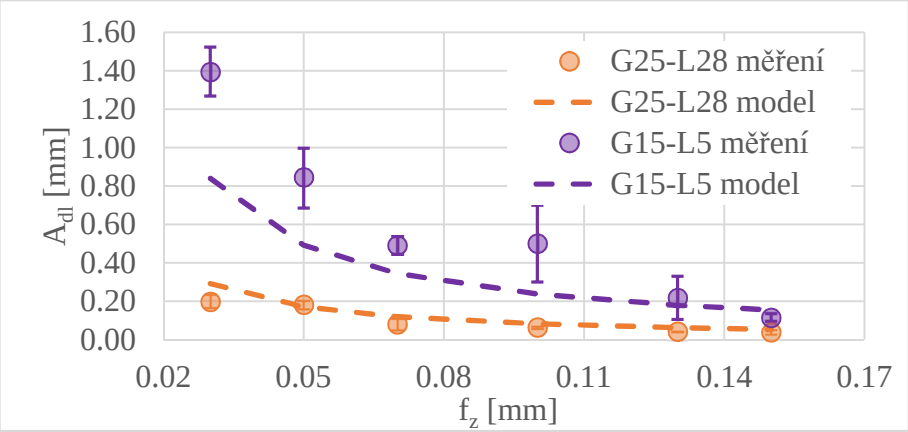
7.2 Ověření empirického modelu delaminace pro materiál G/PA12

Ověření empirického modelu bylo provedeno i pro materiál G/PA12. I zde byly pomocí metody nejmenších čtverců nalezeny koeficienty odpovídající naměřeným datům pro daný materiál, avšak pro stejný tvar modelové rovnice jako v případě materiálu C/PPS. Zde je možné vidět, že konstanta C_{Adl} (Tab. 30) na základě výsledků statistické analýzy a p-hodnoty může být považována za statisticky nevýznamnou, avšak jejím odstraněním z modelu výrazně klesla hodnota koeficientu determinace. Velikost koeficientu determinace pro modelovou rovnici je s uvažovanou konstantou C_{Adl} R^2 = 0,909. Průměrná odchylka modelu od měřených hodnot je 28 %, maximální pak 68 %. Model tak vykazuje menší odlehlost hodnot, avšak menší přesnost než u materiálu C/PPS.

Tab. 30. Koeficienty odhadnuté metodou nejmenších čtverců pro empirický model A_{dl} pro materiál G/PA12.

označení	Odhadnutý parametr	Sm. Odch.	t-hodnota	p-hodnota
C_{Ad1}	1.115	0.597	1.867	0.071046
u_A	-0.975	0.079	-12.247	0.000000
$u_{A\lambda}$	-0.762	0.158	-4.823	0.000033
$u_{A\gamma}$	-0.736	0.069	-10.66	0.000000

Nepřesnost modelu je zjevná z Obr. 80. Zde nástroj hodnoty měřeného A_{dl} nástroje G15-L5 vykazuje jen malou míru shody s modelem. Model je však dostatečně přesný vzhledem k variabilitě měřených hodnot delaminace.



Obr. 80. Model vs. měřená data pro A_{dl} pro materiál G/PA12.

8 Měření teploty při frézování FRTC

Měření teploty je při obrábění polymerních kompozitních materiálů důležité z hlediska ověření limitů daných řeznými podmínkami, geometrií nástroje a mírou opotřebení nástroje, které spolu působí na obrobek. Vnesené teplo může způsobit lokální poškození materiálu matrice. Limitní teplota potřebná k tomuto poškození u matric kompozitních polymerních není nikterak vysoká, zpravidla několik stovek či dokonce jen desítek stupňů celsia. Zde bude za limitní teplotu považována teplota tavení kompozitu, nad jejíž hodnotou je očekáváno poškození obrobené plochy termoplastické matrice. Správné nastavení řezné geometrie a řezných podmínek může zvýšit produktivitu obrábění a přitom nepřekročit limitní teplotu obrábění. Měřicí metoda by měla být schopna jednoduše a relativně přesně změřit teplotu polymerního kompozitu při změně vstupních řezných parametrů. Cílem této práce je navrhnout metodu nebo metody a odzkoušet měření teploty FRTC G/PA12 a C/PPS. Tyto materiály se od sebe liší svými fyzikálními a mechanickými vlastnostmi, což ovlivní výběr metody měření.

8.1 Návrh metody měření teplot při frézování G/PA12 a C/PPS

Pro návrh metody měření teploty v materiálu G/PA12 a C/PPS byly stanoveny okrajové podmínky, které byly definovány na základě technologicko-materiálových charakteristik pro danou frézovací operaci. Z těchto okrajových podmínek experimentu je možné navrhnout vhodnou metodu měření teploty pro oba testované materiály.

Okrajové podmínky měřicí metody:

- nutnost měření teploty utvářeného povrchu obrobku (nízká teplota tavení matrice kompozitu),
- elektrické vlastnosti obráběných materiálů (C/PPS - vodivý, G/PA12 - nevodivý),
- elektrické vlastnosti obráběcích nástrojů na bázi diamantu (jsou nevodivé),
- konstrukční vlastnosti fréz – monolitní nebo s pájenými destičkami,
- polotovar obrobku je tenká deska o síle 3 mm,
- operace frézování (hlavní řezní pohyb nástroje – rotace, vedlejší pohyby obrobek – přísuvy),

Z rešerše vyplývá, že pouze omezený počet prací se doposud zabýval měřením teploty při frézování polymerních kompozitních materiálů. Z dostupných zdrojů však plyne, že ne všechny metody použité v literatuře jsou vhodné pro navržené okrajové podmínky. Ze všech možných alternativ tak, jak byly diskutovány v rešerši, byly vybrány **metody poloumělého termočlánku** vloženého do obrobku C/PPS a využití jeho elektrické vodivosti k zaznamenání teploty na utvářeném povrchu obrobku **a termografie** pomocí termovizní kamery, která je vhodná pro G/PA12 i C/PPS. Touto metodou však není

možné měřit teplotu ve stejném místě jako teplotu měřenou poloumělým termočlánkem. Termokamera má omezené zorné pole, a třebaže bude hledán vhodný úhel pro ustavení termokamery pro maximální přiblížení se k místu odebírání třísky, stejné místo to nikdy nebude. Tudíž byl očekáván rozdíl ve velikosti teplot měřených poloumělým termočlánkem a termokamerou při srovnání hodnot měřených na materiálu C/PPS. Termokamera je však vhodným komparačním měřidlem teploty mezi materiály G/PA12 a C/PPS.

8.2 Vlastnosti navržených metod měření teploty

Měření poloumělým termočlánkem spočívá ve vodivém spojení materiálu obrobku a jiného kovu tak, aby při zvýšení teploty v měřicím spoji došlo ke změně termoelektrického napětí ve srovnávacím spoji. Přitom termoelektrické napětí musí být dostatečně velké, aby bylo měřitelné v potřebném rozsahu teplot [29]. Velikost termoelektrického napětí je dána rozdílem elektrických potenciálů obou spojených kovů. Čím větší bude rozdíl v elektrických potenciálech, tím větší bude i výsledné termoelektrické napětí při zahřátí měřícího spoje. Další nutnou podmínkou je, že srovnávací spoj musí být chladný, neovlivněný teplotou v místě měření. Většinou bývá srovnávací spoj vystaven pokojové teplotě nebo dokonce bodu mrazu. Metodu poloumělého termočlánku nelze použít na nevodivý kompozit G/PA12.

Nevýhoda spojená s použitím této metody spočívá v nutnosti stanovení takzvané cejchovní křivky poloumělého termočlánku pro vybrané dva kovy. To znamená, že je nutné nalézt pro měřené termoelektrické napětí ekvivalentní teplotu.

Měření termovizní kamerou je z velké části závislé na emisivitě daného měřeného objektu či měřených objektů. Stanovení emisivity je tedy pro měřená tělesa prioritou. Do jisté míry může být závislé i na úhlu pozorování, jak uvádí Nunak. Ten změřil, že pro termovizní kameru je hodnota emisivity přibližně stejná do úhlu pozorování 45°, pak nastává rychlý pokles emisivity, což znamená, že by se sledované těleso zdálo být chladnější, než ve skutečnosti je [76]. Dalším zřejmým omezením je nemožnost prohlédnutí opticky skrytých míst. To má za následek, že v podstatě není možné se dívat přímo do řezu při bočním frézování. Sledovat se dá nanejvýš místo blízké řezu při správném úhlu náhledu termovizní kamery.

8.3 Kalibrace měření poloumělým termočlánkem pro frézování C/PPS

Poloumělý termočlánek je uzavřený elektrickým obvodem složeným ze dvou kovů o rozličných elektrických potenciálech. V důsledku rozdílu teplot na obou koncích spojení těchto dvou kovů vzniká termoelektrické napětí, které je měřitelné milivoltmetrem. Aplikace metody na použití měření teploty při frézování C/PPS se

rozpadá na několik dílčích úloh, které musí být vyřešeny pro fungující, spolehlivé a přesné měření teploty. Tyto úlohy jsou:

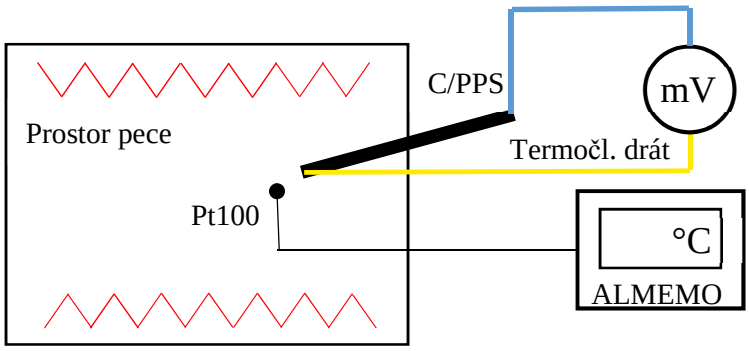
- Nalezení typu kovu s dostatečným rozdílem elektrického potenciálu k materiálu vláken výztuže.
- Stanovení cejchovní závislosti mezi vybraným vodičem a uhlíkovou výztuží.
- Řešení způsobu uložení vodiče ve vzorku C/PPS.
- Volba vhodné měřicí aparatury.
- Volba vhodné metody filtrace dat a jejich vyhodnocení.

8.3.1 Identifikace vhodné kombinace kovů termočlánku

Vhodný termočlánkový materiál drátu je takový, který s uhlíkovými vlákny kompozitu C/PPS vytvoří pokud možno co nejvíce lineární a strmou cejchovní závislost teploty na měřeném termoelektrickém napětí v požadovaném rozsahu teplot měření. Ověření vhodnosti polymerního kompozitního materiálu C/PPS pro použití v obvodu poloumělého termočlánku s cizím kovovým vodičem bylo provedeno v programovatelné elektrické peci MORA s regulovatelnou teplotou v rozsahu teplot od 50 °C do 250 °C. Schéma uspořádání měření je na Obr. 81. Test byl proveden pro čtyři typy kovů, které byly zvoleny jako možné pro kombinaci s kompozitem C/PPS. Těmito kovy byly konstantan, chromel, alomag a alumel (Tab. 31). Termočlánkové dráty měly průměr 0,3 mm.

Tab. 31. Chemická složení materiálů testovaných termočlánkových drátků.

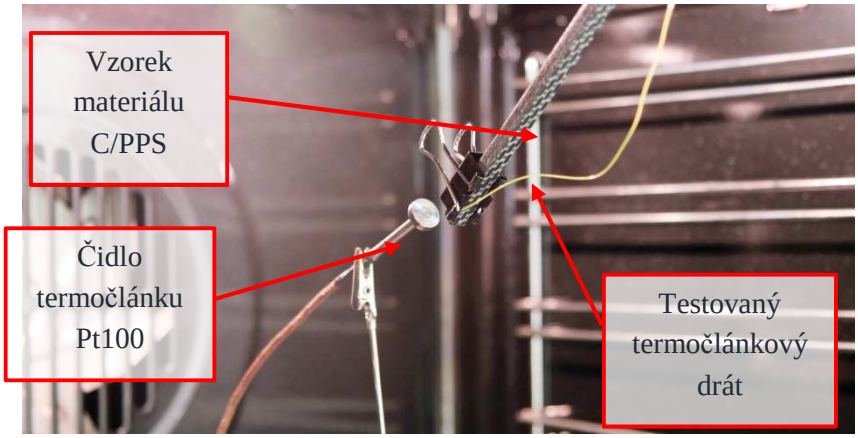
Konstantan	55 % Cu, 45 % Ni
Alomega	95 % Ni, 2 % Mn, 2 % Al
Alumel	95 % Ni, 2 % Al, 2 % Mn, 1 % Si
Chromel	90 % Ni, 10% Cr



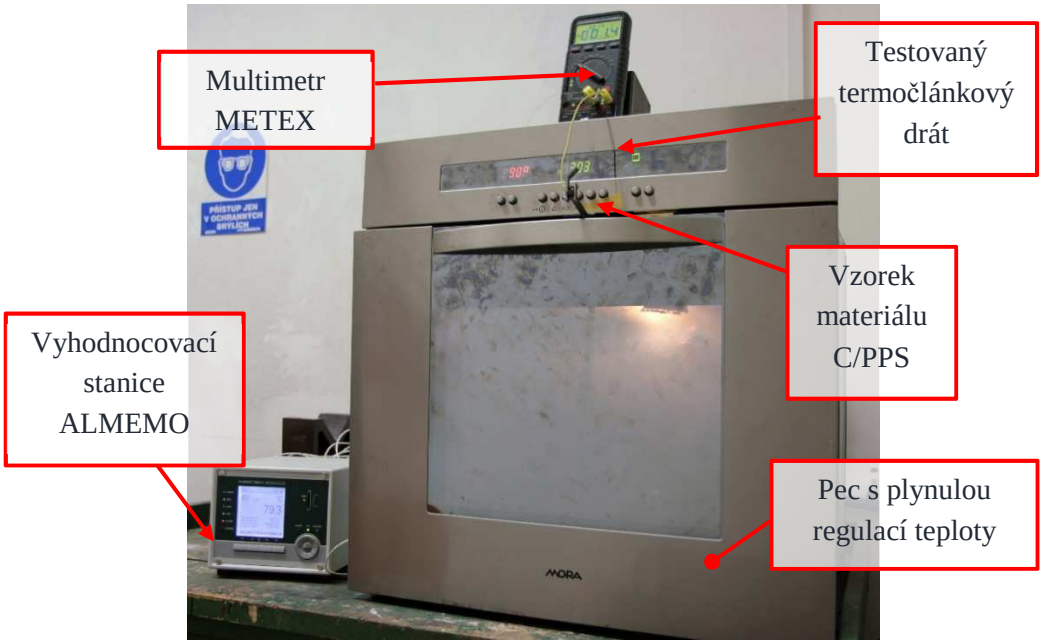
Obr. 81. Schéma měření pro nalezení vhodného párového kovu k vláknové výztuži do obvodu poloumělého termočlánku.

Teplota v peci byla zvyšována postupně po 15 °C se setrváním na nastavené teplotě do ustálení hodnoty měřeného termoelektrického napětí. Teplota tavení matrice kompozitu C/PPS je tabulkově stanovena na 280 °C. Pec tedy zcela nepokrývala maximální možné teplotní zatížení kompozitu, což však pro účely testu nepředstavovalo překážku. Smyslem bylo nalezení takové kombinace kovů, která bude mít značně velkou citlivost změny termoelektrického napětí na změně teploty a navíc bude mít pokud možno snadno popsatelnou nejlépe lineární závislost napětí na teplotě.

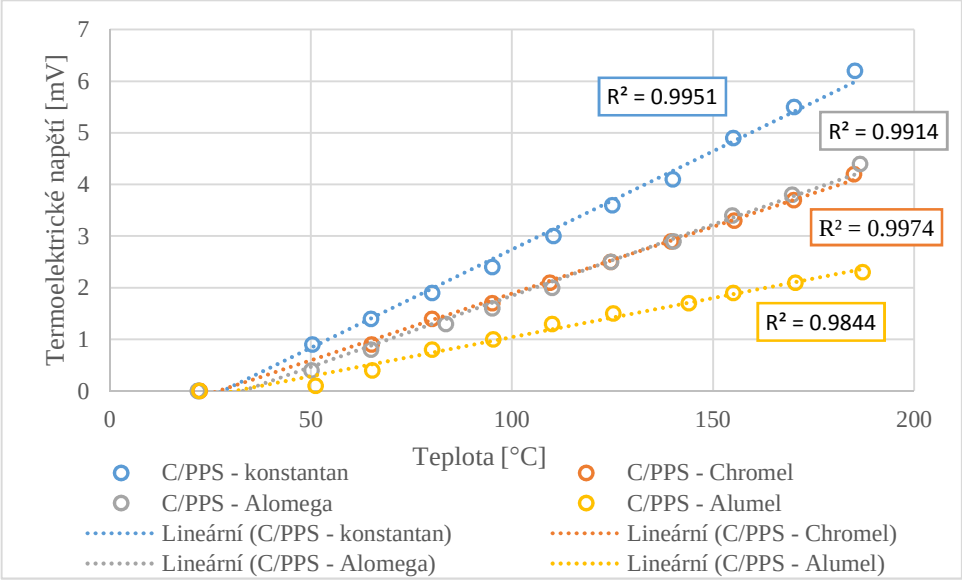
Měření termoelektrického napětí bylo provedeno na multimetru Metex M-3270D. Měření teploty v blízkosti měřícího spoje dvou vodičů bylo zajištěno cejchovaným termočlánkem Pt100 (Obr. 82) a vyhodnocovací stanicí ALMEMO 5690-2. Po ustálení teploty v peci byla odečtena hodnota termoelektrického napětí na multimetru Metex (Obr. 83).



Obr. 82. Cejchování poloumělého termočlánku pro C/PPS – vnitřní uspořádání.



Obr. 83. Cejchování poloumělého termočlánku C/PPS – vnější uspořádání.



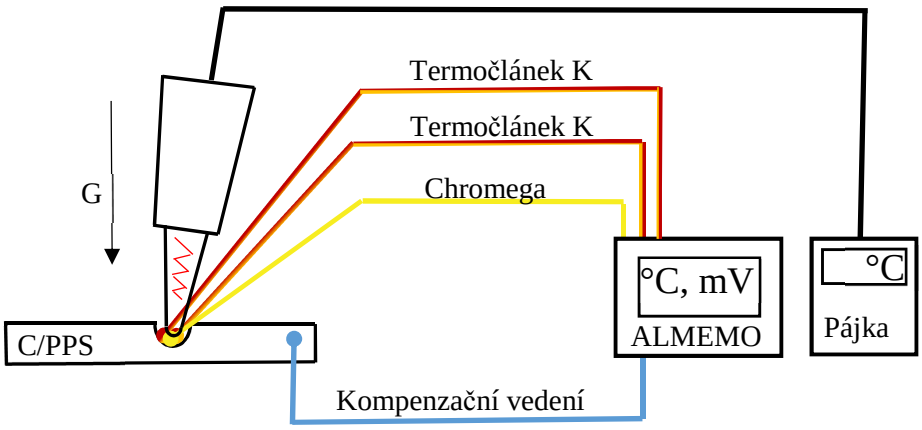
Obr. 84. Porovnání cejchovních křivek pro vybrané poloumělé termočlánky.

Měření v tomto experimentu bylo ukončeno při dosažení teploty 185 °C ± 1 °C. Vyšší testovací teploty nebylo možné tímto nastavením experimentu dosáhnout. Reálná teplota měřená v místě testu při zavřených dveřích byla 200 °C a při pootevřených dvířkách pece ještě o 15 až 20 °C nižší. Z výsledků experimentu plyne (Obr. 84), že je možné použít všechny testované termočlánkové vodiče pro měřený rozsah teplot. Nejméně vhodnou variantou je kombinace kovů C – Alumel. Zde má měřená závislost poměrně plochý charakter, což by při použití této kombinace vedlo ke snížené citlivosti při měření. Nejvíce strmou křivku vykazovala kombinace kovů C – konstantan. Pro posouzení linearity měřených dat byla proložena měřenými hodnotami závislostí lineární spojnice trendu a zobrazen koeficient determinace popisující míru spolehlivosti proložení měřených bodů lineární závislostí. Nejvyšší koeficient determinace vykazuje kombinace materiál C – Chromel a C – konstantan. Volen byl termočlánek C/PPS – Chromel kvůli dostatečné citlivost a míře linearity závislosti, kterou lze danou kombinací získat. Navíc byla rozhodující i dostupnost daného materiálu na českém trhu v požadované kvalitě a provedení. Konstantan jako vodič se v daném období nedal sehnat jako drát o dostatečně malém průměru a navíc s izolací, která je nutná pro zamezení vzniku parazitního termočlánku.

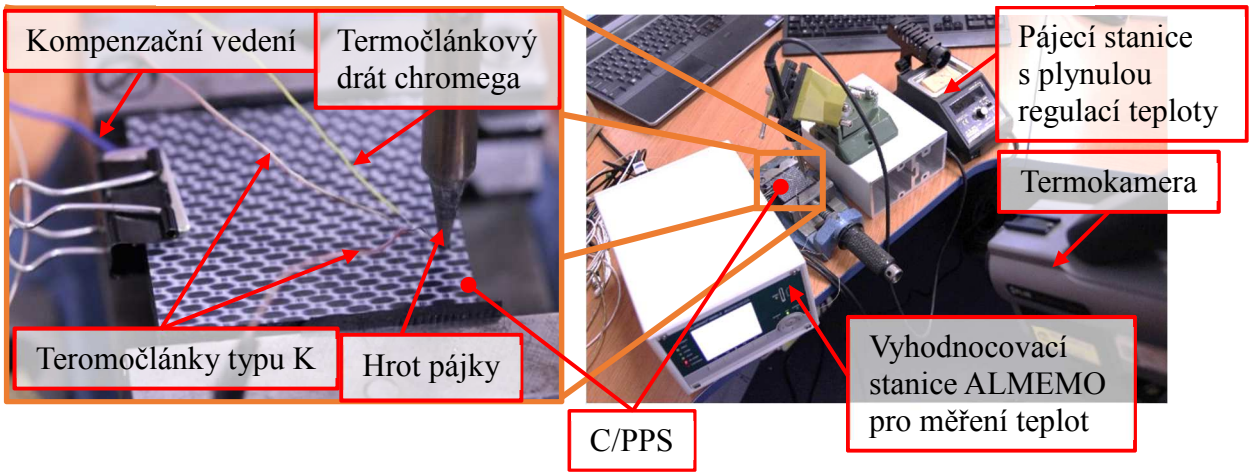
8.3.2 Stanovení cejchovní závislosti C/PPS - chromel

Pro vytvoření reálné cejchovní závislosti s vyšší přesností v lépe řiditelných podmínkách byl hledán vhodný způsob cejchování termočlánku. Jako nejvhodnější varianta byla zvolena metoda cejchování pod pájkou (Obr. 85). Tato metoda se osvědčila jako jednoduchá, nízkonákladová a velmi praktická z hlediska ověření skutečné dosažené teploty. Metoda spočívá v přivedení termočlánkového drátu do vrtaného zahloubení přímo v kompozitním vzorku. Do vrtaného zahloubení byly rovněž pro přesné měření

aktuální teploty v místě styku dvou kovů zavedeny dva umělé termočlánky typu K, které byly připojeny na vyhodnocovací jednotku ALMEMO 5690-2 stejně tak jako termočlánkový drát a kompenzační vedení připojené na kompozitní vzorek. Termočlánkový drát i oba termočlánky typu K byly přitlačeny na stěny zahloubení v kompozitu pomocí hrotu pájky s plynulou regulací teploty. Teplota v místě kontaktu byla následně zvyšována a zároveň byly zaznamenávány údaje o teplotě z obou termočlánků. Celý proces byl navíc monitorován termokamerou pro kontrolu dosažení nastavené teploty pájky (Obr. 86).

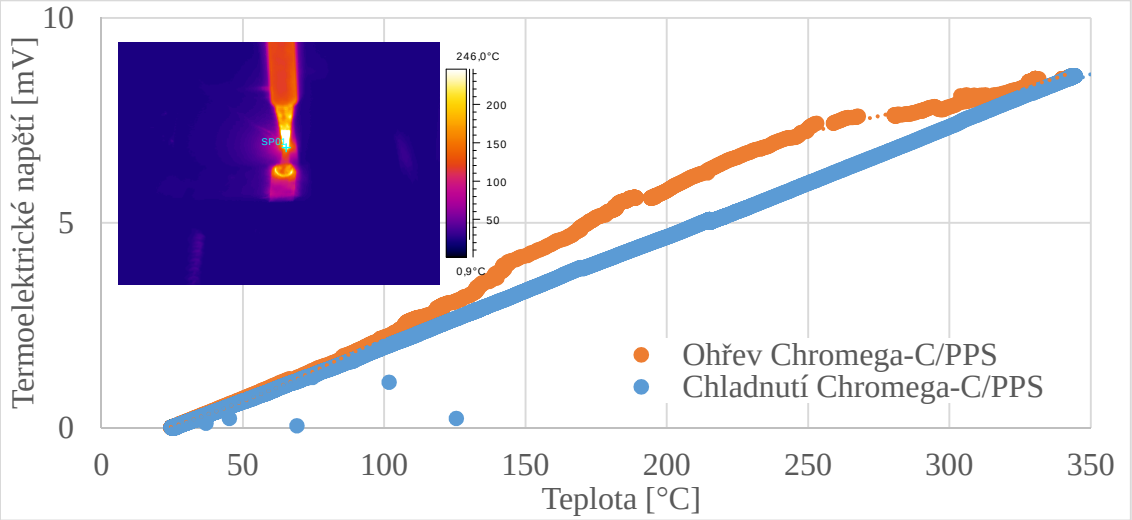


Obr. 85. Schéma cejchování pod pájkou



Obr. 86. Uspořádání zkoušek cejchování pod pájkou

Výsledkem cejchování pájkou je cejchovní křivka ohřevu a chladnutí termočlánku C/PPS – Chromega (Obr. 87). Podle křivky ohřevu budou při následném měření teploty převáděny měřené hodnoty termoelektrického napětí na teplotu v místě styku termočlánkového vodiče a obrobku.



Obr. 87. Cejchovní křivka ohřevu a chladnutí Chromega - C/PPS.

Výsledný vztah pro přepočet termoelektrického napětí na teplotu povrchu obrobené plochy při ohřevu popisuje nejvěrněji polynom pátého stupně.

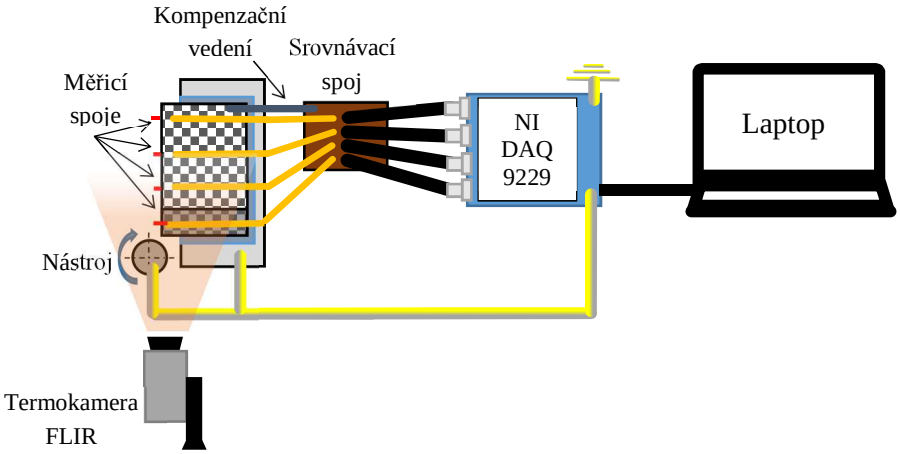
$$\Theta = -0{,}0089U_t^5 + 0{,}2338U_t^4 - 1{,}5282U_t^3 + 1{,}727U_t^2 + 35{,}47U_t + 24{,}303 \ [°C] \quad (31)$$

Při chladnutí popisuje se značnou spolehlivostí závislost termoelektrického napětí na teplotě povrchu obrobené plochy lineární závislost.

$$\Theta = 35{,}507U_t - 25{,}17 \ [°C] \quad (32)$$

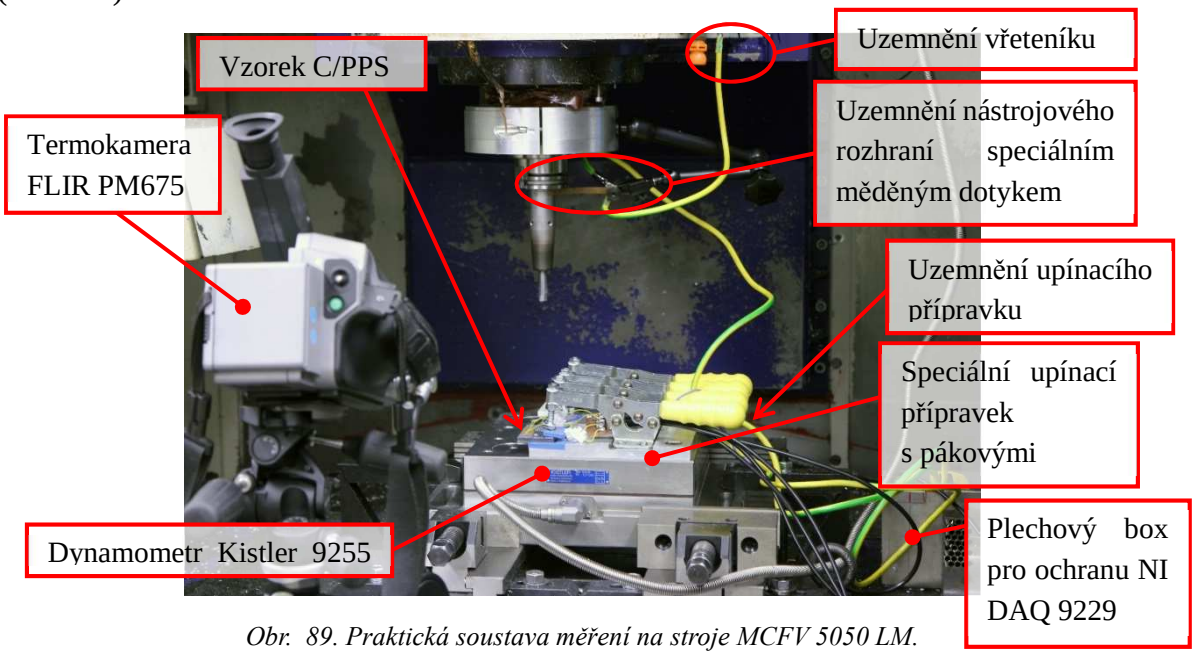
8.4 **Návrh metody měření teploty poloumělým termočlánkem**

Předmětem ověření principiálního fungování metody bylo nalezení takového nastavení experimentu, které bude při reálném obrábění dávat správné a spolehlivé výsledky. Tato úloha vedla hlavně na nalezení vhodného zapojení všech částí soustavy stroj-nástroj-obrobek pro potlačení veškerých rušivých signálů, které by znehodnotily výsledný signál termoelektrického napětí měřitelného v měřicím spoji poloumělého termočlánku. Tato metoda byla prezentována autorem ve výzkumné zprávě [102].



Obr. 88. Schéma zapojení měření poloumělým termočlánkem C/PPS – chromega.

Při bočním frézování dojde ke kolizi termočlánkového drátku chromega s obrobkem v důsledku jeho přitlačení na stěnu obrobku nástrojem. Vytvoří se měřící spoj. Aby bylo možné měřit termoelektrické napětí, bylo třeba uzavřít obvod termočlánku C/PPS – chromega a to se děje prostřednictvím kompenzačního vedení (Obr. 88). V chladném místě uzavření obvodu kompenzačním vedením a termočlánkového drátku vzniká srovnávací spoj. Signál byl zpracován pomocí NI DAQ 9229, 4 kanálové karty. Zesílený signál byl poté zaznamenán pomocí navrženého software pro měření v programu LabView. Proces frézování byl zároveň ve stejném okamžiku monitorován termovizní kamerou FLIR PM675. Důležitou součástí zapojení měření bylo přivedení všech rušivých signálu na zem a izolace soustavy obrobek – upnutí. Postupným uzemněním všech částí stroje a soustavy měření, které měly vliv na velikost šumu, bylo dosaženo dostatečně čistého signálu pro měření velmi nízkých napětí v soustavě měření (Obr. 89)

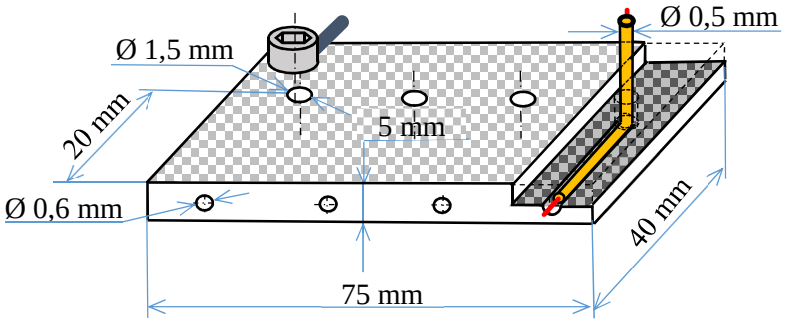


Obr. 89. Praktická soustava měření na stroje MCFV 5050 LM.

8.5 Vývoj návrhu vzorku pro zapojení termočlánku

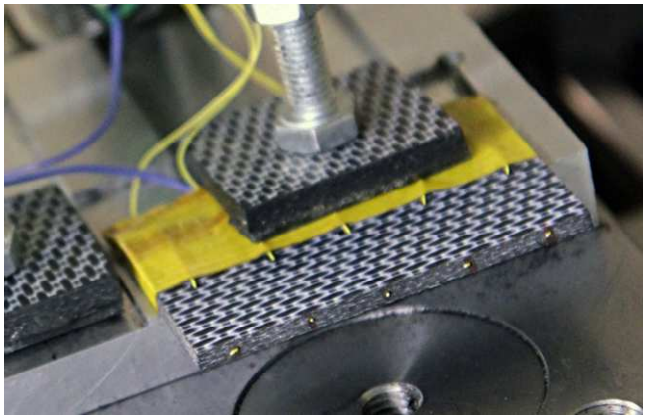
Pro návrh vzorku poloumělého termočlánku pro měření teploty obrobeného povrchu byla důležitá jediná základní podmínka, spolehlivý opakovatelný přenos signálu při průjezdu nástroje. S tím souvisí i vývoj takového vzorku, který je zde prezentován dvěma původními návrhy.

8.5.1 První testová varianta vzorku



Obr. 90. První testová varianta vzorku C/PPS.

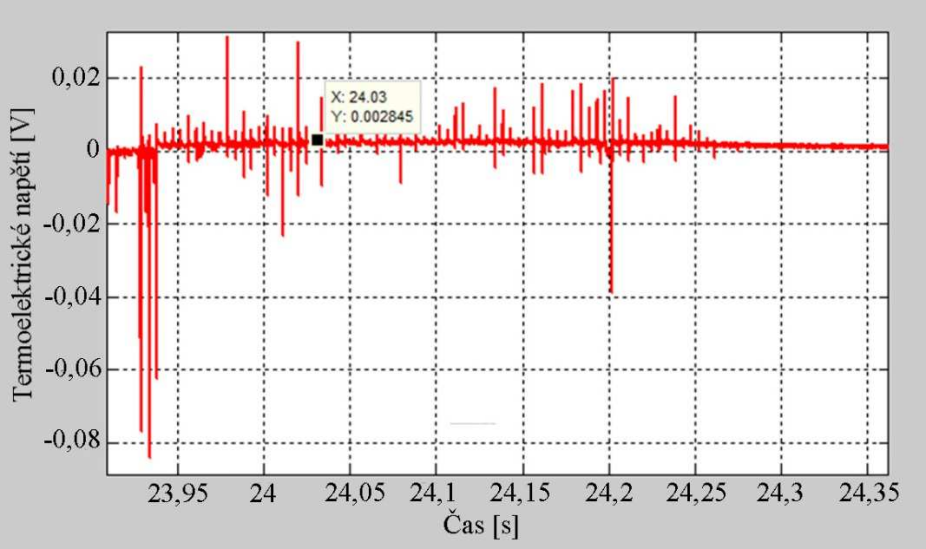
V testovaném vzorku byly vyvrtány 4 otvory malých průměrů d = 0,6 mm a ve vzdálenosti 20 mm od odřezávané hrany a kolmo na konce slepého otvoru byl z vrchní strany navrtán spojovací otvor většího průměru (1,2 mm). Termočlánkové drátky chromega (d = 0,5 mm) byly protaženy těmito otvory a na posledních dvou milimetrech drátku byla odstraněna jeho izolace pro zajištění přímého kontaktu termočlánkového drátu s testovaným kompozitním vzorkem. K tomu mělo dojít právě v okamžik dotyku nástroje a termočlánkového drátku. Na vzorek bylo připojeno kompenzační vedení (modrý drát Obr. 90 - vlevo), které uzavíralo elektrický obvod náhradou za přímé propojení kompozitního vzorku s termočlánkovým drátkem. Realizace vzorku je vyfotografována na Obr. 91.



Obr. 91. Realizace první varianty vzorku (starší varianta s pěti kanály).

Data měřená na tomto testovacím obrobku však nevykazovala dobrou opakovatelnost. Bylo odhadnuto, že tato nízká míra opakovatelnosti souvisí s nedostatečně těsným

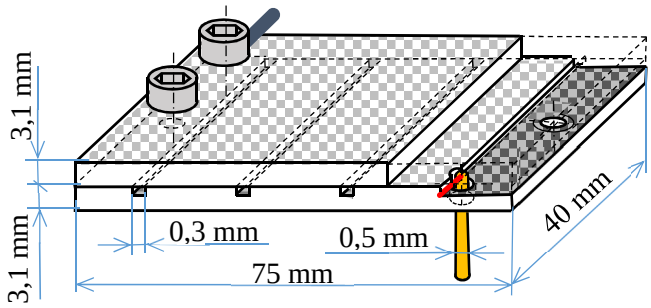
kontaktem termočlánkového drátku s obrobkem. Jmenovitý průměr termočlánkového drátku bez izolace činil 0,3 mm. Mezi stěnou vrtaného otvoru a termočlánkovým drátkem docházelo při průchodu nástroje k rázům, které pravděpodobně způsobovaly výboje řádově převyšující měřenou hodnotu termoelektrického napětí (Obr. 92). Mnohdy však nedocházelo k dostatečně dlouhému kontaktu drátku a obrobku. Avšak pouze stálým kontaktem by bylo dosaženo dostatečného času pro náběh teploty v místě střižení drátku v otvoru.



Obr. 92. Příklad průběhu termoelektrického napětí při frézování první varianty vzorku.

Tento návrh zatížen velkou chybou spočívající zejména v samotné technologii výroby otvorů pro uložení termočlánkových drátků. Otvory vrtané do značné hloubky o velmi malém průměru se vyznačovaly zejména nepřesným a volným uložením drátku. Výroba otvorů byla navíc velmi časově náročná, jelikož v ní byl velmi velký podíl ruční práce. Výroba otvoru byla prováděna modelářskou bruskou Proxon fixovanou ve vrtacím přípravku.

8.5.2 Druhá testová varianta vzorku

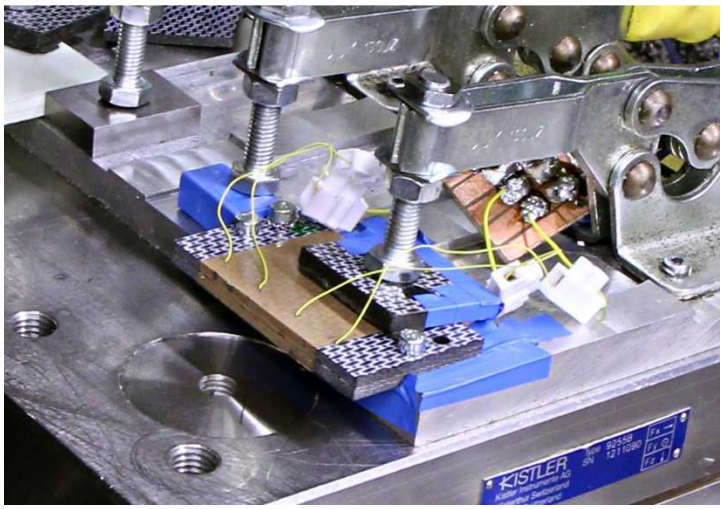


Obr. 93. Druhá testová varianta vzoru C/PPS.

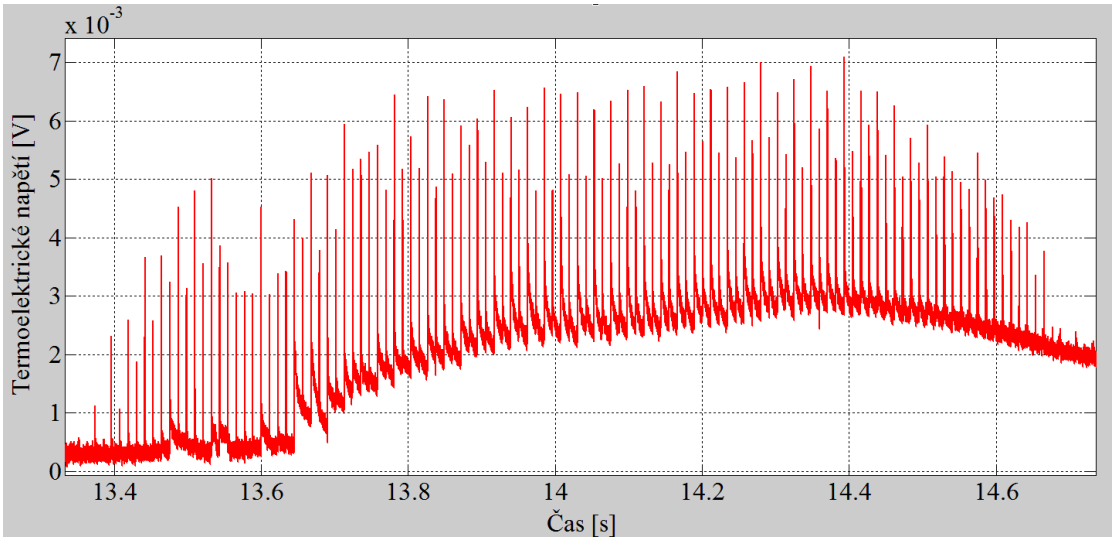
Druhá navržená varianta spočívala v sendvičovém uspořádání vzorku, kdy byly sešroubovány dva tenčí vzorky C/PPS o síle 3,1 mm. V jednom z obou vzorků byly na

gravírovacím laseru vytvořeny drážky o hloubce 0,3 mm a šířce rovněž 0,3 mm. Do této drážky byly ve vzdálenosti 3 mm od hrany vzorku vrtány díry pro prostrčení termočlánkového drátku. Termočlánkový drátek byl po prostrčení vrtaným otvorem zbaven izolace a obnažený drát byl zatlačen do vygravírované drážky. Drátek byl nyní velmi pevně fixován se stálým kontaktem s obrobkem. Následně byl drátek ještě pojištěn druhým neupraveným vzorkem z vrchu pomocí šroubového spoje (Obr. 93, Obr. 94). Výhoda této varianty je:

- rychlejší výroba vzorku,
- snazší vkládání termočlánkového drátku do vzorku,
- podstatně stabilněji převedený signál termoelektrického napětí.



Obr. 94. Realizace zapojení vzorku druhé varianty vzorku.

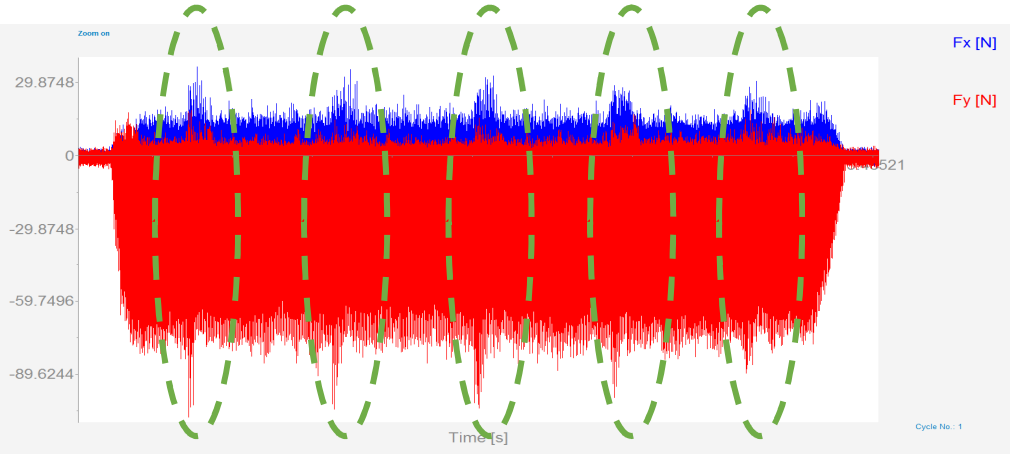


Obr. 95. Typický průběh termoelektrického napětí při frézování druhé varianty vzorku.

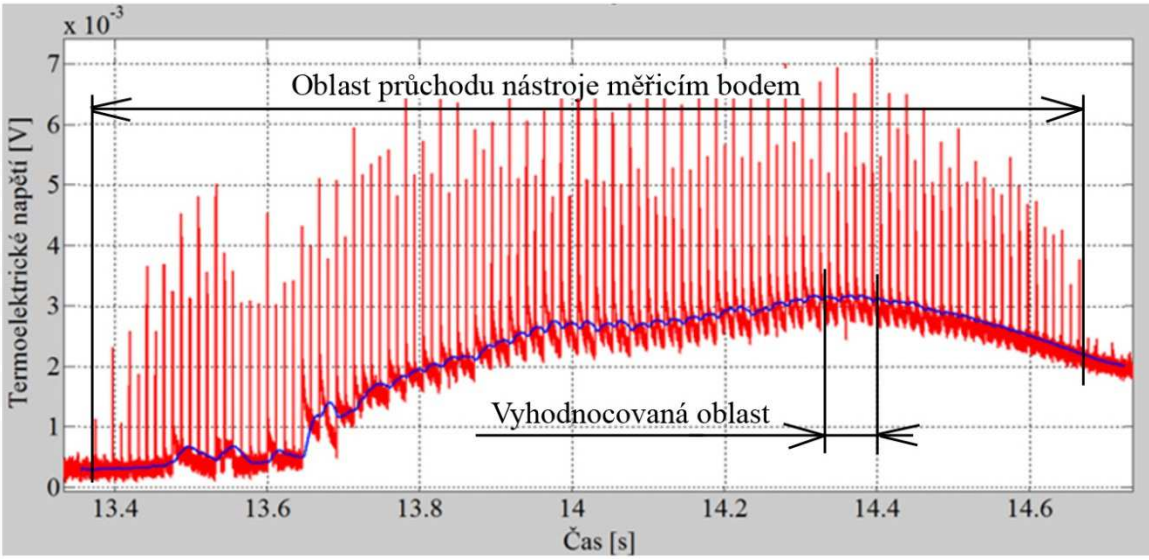
Kvalita signálu byla nyní velmi uspokojivá (Obr. 95), a proto bylo rozhodnuto pro použití druhé varianty obrobku pro vyšetřování závislostí teploty povrchu obrobené plochy na pracovních podmínkách.

8.5.3 Interpretace záznamu termoelektrického napětí a volba typu filtrace

Záznam teploty je po odstranění vnějšího šumu fyzickými opatřeními stále zatížen rozkmitem hodnot v rozpětí cca 0,3 mV. Pravá hodnota měřené veličiny by se mohla nacházet přibližně uprostřed tohoto rozpětí. Výsledný záznam teploty lze na základě tohoto odhadu popsat křivkou opisující zhruba střední část zhuštěného signálu (Obr. 97). Záznam měření byl navíc rušen vyššími špičkami napětí. Tyto napěťové špičky se vyskytovaly v časových rozestupech shodných se zubovou frekvencí nástroje a provází celý záznam měření od prvního kontaktu nástroje s termočlánkovým drátkem po konečné obrobení drátku frézou. Stejný jev pozoroval při měření teploty během frézování Inconelu 718 LeCoz [36]. Tyto napěťové špičky v jejich maximech označil za teplotu ostří nástroje. Vzhledem k tomu, že nástroj není součástí termoelektrického článku, je třeba být v interpretaci těchto napěťových, respektive teplotních špiček přesnější. Velmi pravděpodobně se jedná o teplotu způsobenou deformací termočlánkového drátu při jeho odřezávání nástrojem. K deformaci kovů je díky jejich vnitřnímu uspořádání potřebná větší energie, která se z velké části mění v teplo. Dokladem velkého vlivu termočlánkového drátu na okamžitou deformaci v třísce odebíraného materiálu v čase průchodu nástroje měřicím místem může být i záznam sil (Obr. 96). Ten jasně prokazuje, že vložením drátku do kompozitu vznikne silová špička výrazně převyšující průměr sil při obrábění daného typu kompozitu. Nárůst síly v oblasti uložení drátku je na níže uvedeném obrázku zvýrazněn zelenými elipsami. Teplotní špičky je tedy spíše možné označit za chybu měření teploty na obrobeném povrchu C/PPS, která je však přirozenou vlastností dané metody měření.



Obr. 96. Záznam sil při frézování C/PPS – měření s vloženými termočlánkovými drátky. Nástroj D12T2-PCD, v_c = 100 m/min, f_z = 0,05 mm, a_e = 3 mm, a_p = 3 mm. Dynamometr Kistler 9255B.



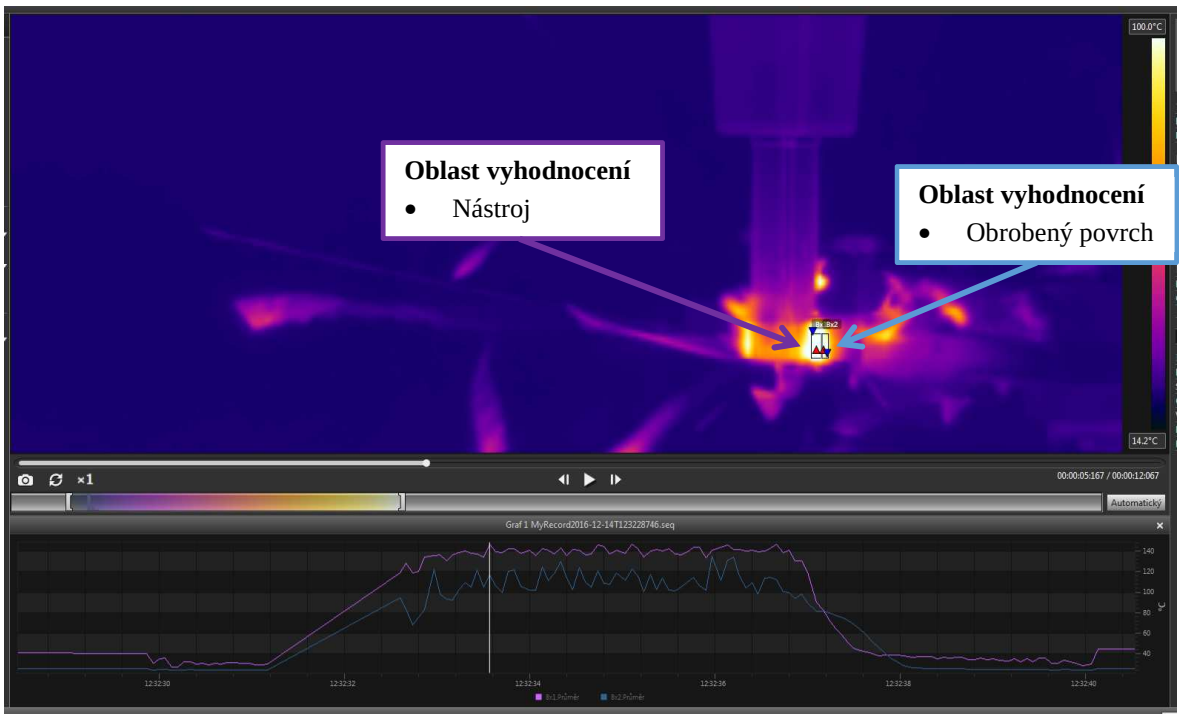
Obr. 97. Záznam měření termoelektrického napětí v čase s aplikací filtru napěťových špiček [103].

Špičková napětí v záznamu signálu termoelektrického napětí byla dále považována za šum, a z toho důvodu byla filtrována pomocí funkce klouzavého průměru s krokem pro průměrování časové řady 2 000 snímků. Reálná frekvence záznamu měření byla 50 000 Hz. Takový krok byl vhodný pro filtraci napěťových špiček při současném zachování průběhu napětí ohřevu měřicího spoje. Výsledný filtrovaný záznam (Obr. 97) přibližně kopíroval středovou čáru zhuštěného signálu s amplitudou 0,3 mV, v jejímž rozsahu amplitudy se pravděpodobně nalézala pravá hodnota teploty měřené na povrchu materiálu obrobku.

Termoelektrické napětí bylo bráno jako průměrná hodnota v blízkém okolí kolem maximálního dosaženého termoelektrického napětí na filtrovaném časovém záznamu. Data byla zaznamenána do tabulky a hodnoty ze všech aktivních měřicích spojů na daném vzorku byly průměrovány. V případě jasně nevyhovujícího měřeného průběhu v některém z měřicích spojů byl tento průběh vyloučen z vyhodnocení. V případě selhání více měřicích spojů bylo měření opakováno.

Termokamera byla při kontrolním měření nasměrována tak, aby do jejího zorného úhlu padlo okolí velmi blízké místu měření poloumělým termočlánkem. Vyhodnocována byla průměrná teplota z plochy na rozhraní nástroje a obrobené plochy na daném termografickém snímku, viz Obr. 98. Stejný postup měření byl využit i pro všechna ostatní měření termokamerou. Nejvyšší teplota na termografickém snímku byla nejčastěji na nástroji v těsné blízkosti řezu. Tato teplota se dá označit za teplotu měřenou na odebírané třísce těsně po jejím oddělení od materiálu obrobku. Výsledné termoelektrické napětí pro zvolené řezné podmínky bylo v uvedeném případě 2,823 mV, což podle cejchovní křivky odpovídá teplotě 117,1 °C. Maximální teplota naměřená termokamerou byla při stejném měření 107 °C. Teplota měřená termovizní kamerou byla tedy, jak bylo očekáváno, nižší než teplota měřená poloumělým termočlánkem. Pro

měření byla použita termokamera s tepelným detektorem, který má omezení v tepelné citlivost. Kamera nezvládala zaznamenat krátké teplotní špičky, které se během procesu frézování mohou vyskytovat. Vyšší citlivosti dosahují až kamery s chlazeným detektorem [77]. Srovnání výsledků termokamery s poloumělým termočlánkem bude v případě frézování nemožné vzhledem k výše zmíněnému omezení a vzhledem k tomu, že není možné sledovat oběma metodami stejné místo. Termokamera byla použita pouze pro srovnávací měření mezi materiály G/PA12 a C/PPS.



Obr. 98. Místo odečtu teploty při termovizním měření.

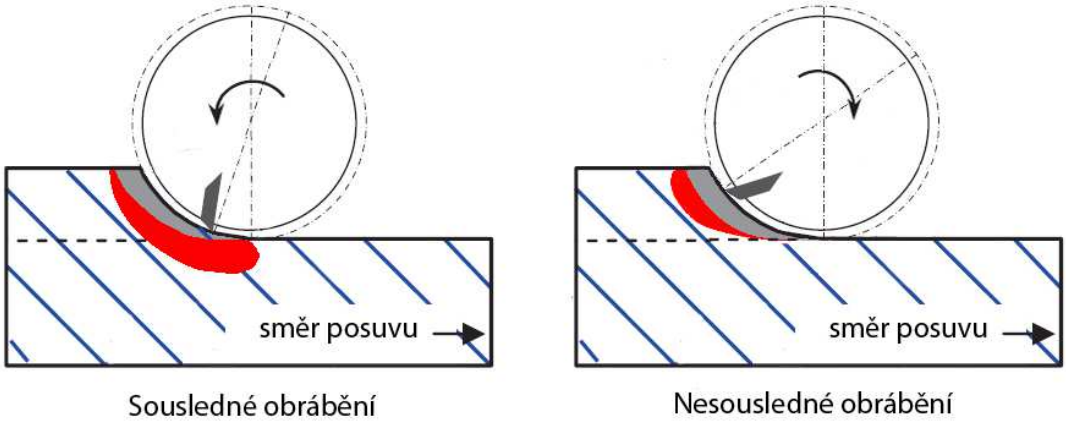
8.6 Experimentální část měření poloumělým termočlánkem

Tato kapitola je cílena na vyšetření vlivu řezných podmínek na velikost teploty na nově vznikajícím frézovaném povrchu měřením vyvinutou metodou měření pomocí poloumělého termočlánku C/PPS-chromega. Na základě výsledků měření by mohly být navrženy limitní parametry obrábění, při kterých ještě není překročena limitní teplota mající za následek poškození obrobeného povrchu. Jak bylo zjištěno už dříve z jiné studie obrábění termoplastických kompozitních materiálů, teplota v řezu může být příčinou vzniku za tepla tvářeného otřepu, který se nepodobá žádnému případu delaminace. Je charakteristicky tvrdý a zpravidla ostrý. Jeho odstranění vyžaduje další strojní operaci. Má se za to, že teplota potřebná k vytvoření tohoto poškození obrobeného povrchu bude vyšší nebo rovna teplotě tavení matrice materiálu.

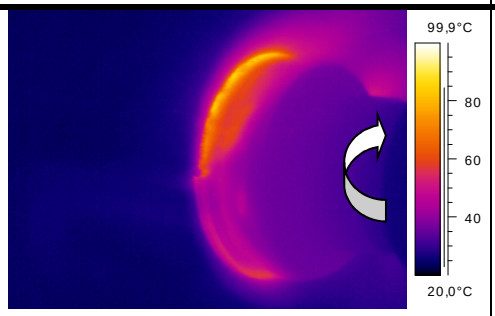
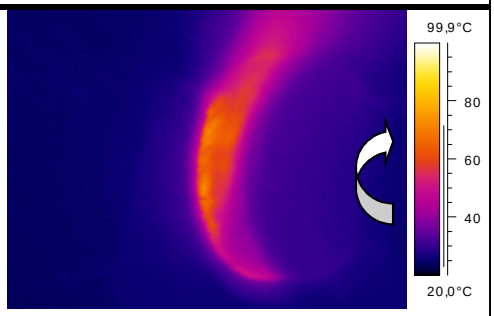
8.6.1 Vliv strategie obrábění

Vliv volby sousledného či nesousledného frézování na velikost teploty v řezu byl již prokázán ve studii [91] na termosetickém kompozitním materiálu G/epoxid, z níž byly

derivovány výsledky pro článek publikováný na konferenci v čínském Nankingu [96]. Termovizní kamerou zde byl pozorován záběr frézovací hlavy (Obr. 100) osazené diamantovými vyměnitelnými břitovými destičkami. Byla zde potvrzena teorie vnášení tepla do řezu. Pokud nástroj odebírá třísku od maximální tloušťky třísky po minimální, tedy je obráběno sousledně, je teplo spíše koncentrováno v povrchové vrstvě odfrézovaného povrchu, kdežto při nesousledném frézování je teplo spíše koncentrováno v objemu materiálu, který je odebrán následujícím zubem, jak ukazuje schematický Obr. 99. To má za následek zvýšení teploty ve sledovaném místě a rovněž zvýšení maximální teploty měřené na nástroji.



Obr. 99. Schematické znázornění teplotního pole při sousledné a nesousledném frézování [90].

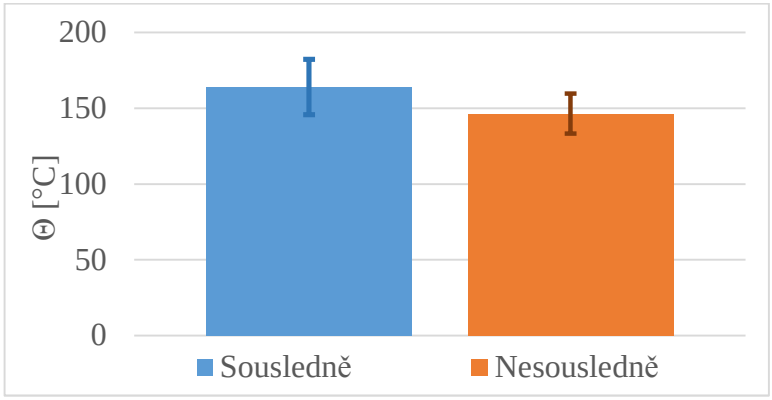
	Sousledně	Nesousledně
v_c = 300 m/min f_z = 0,15 mm		
T_{max} [°C]	89,93	71,23

Obr. 100. Teplotní pole při sousledném a nesousledném frézování [90].

Ověření tohoto principu pro termoplastický kompozit bylo provedeno pouze měřením poloumělým termočlánkem na materiálu C/PPS. Tento menší test byl navržen pro řezné podmínky v_c = 100 m/min, a_p = 3 mm, a_e = 3 mm, f_z = 0,1 mm. Použitý nástroj byla stopková fréza o průměru 12 mm s dvěma břity z polykrystalického diamantu. Jednalo se o nástroj D12T2-PCD, viz Tab. 7. Test byl proveden na 3-osém frézovacím centru MCFV 5050, viz Obr. 34 a Tab. 6.

Výsledky skutečně naznačily, že při použití sousledného frézování dochází k větší kumulaci tepla v povrchové vrstvě obrobeného povrchu (Obr. 101). Při použití této

strategie obrábění tak spíše hrozí při volbě nevhodné geometrie řezného nástroje a volbě nevhodných řezných podmínek zvýšené riziko poškození obráběného materiálu nadměrným teplem.



Obr. 101. Vliv strategie obrábění na velikost teploty.

8.6.2 Statistická významnost řezných podmínek pro nárůst teploty (C/PPS)

Teplotu ovlivňují řezné podmínky, strategie obrábění, geometrie nástroje a také opotřebení břitu. V následujících kapitolách budou kromě vlivu opotřebení nástroje posuzovány vlivy dalších faktorů a pro nejvýznamnější z nich bude navržen matematický model pro stanovení teploty na obrobeném povrchu.

Pro následující experiment byl volen opět nástroj D12T2-PCD. Smysl testu spočíval v tom nalézt statisticky nejvýznamnější kontrolní faktor ze čtyř zvolených řezných podmínek: posuvu na zub, řezné rychlostí a radiální a axiální hloubky řezu. Tento kontrolní faktor bude následně použit pro porovnání s rozličnými geometriemi diamantem povlakovaných nástrojů s kompresní šroubovicí, které byly již v předchozích kapitolách použity pro stanovení modelových závislostí. Pro vyhodnocení testu byla použita analýza rozptylů (ANOVA), kde byla testována správnost hypotézy H_0 o rovnosti rozptylů. Pro experiment byl volen plně faktoriální návrh a jeho podoba je uvedena v Tab. 32.

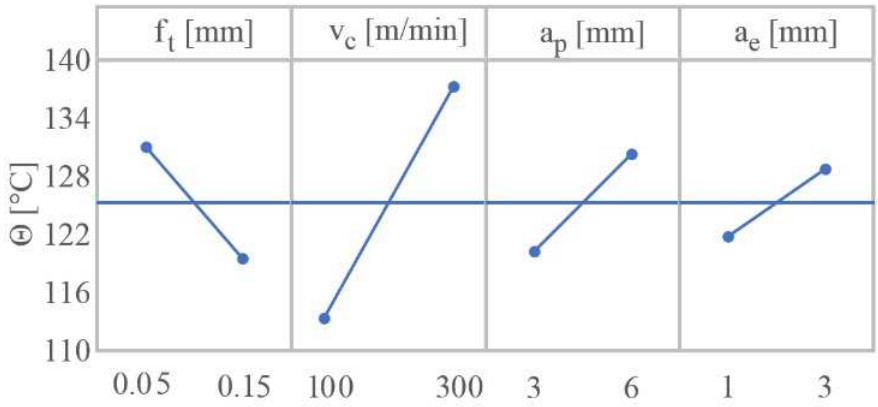
Tab. 32. DOE – vyšetřování statistické významnosti řezných podmínek.

Parametr /kontrolní faktor	**Jednotka**	**Symbol**	**úroveň**	
			1	2
Řezná rychlost	m/min	v_c	100	300
Posuv na zub	mm	f_z	0,05	0,1
Radiální hloubka řezu	mm	a_e	1	3
Axiální hloubka řezu	mm	a_p	3	6

Výsledky vyhodnocení experimentu prostřednictvím ANOVA testu vedou k závěru, že jediný statisticky významný faktor v případě měření teploty poloumělým termočlánkem byla řezná rychlost. Na základě porovnání p-hodnoty s volenou hladinou významnosti 5 % bylo možné zamítnout nulovou hypotézu o rovnosti rozptylů ve prospěch alternativní hypotézy. Z porovnání hodnot F-poměru je možné odhadnout, že větší vliv na změnu teploty má posuv na zub než axiální či radiální hloubka řezu (Tab. 33**)**. Dle grafu hlavních efektů pro hodnoty měřené teploty je pak zřejmé, že s rostoucí řeznou rychlostí výrazně narůstá teplota na povrchu kompozitu C/PPS. Stejný, avšak podstatně mírnější trend byl pozorován i pro axiální a radiální hloubku řezu. Opačný výsledek byl pozorován pro kontrolní faktor posuvu na zub, kde s rostoucí hodnotou posuvu klesala měřená teplota (Obr. 102) [103].

Tab. 33. Výsledky ANOVA testu pro Θ.

Zdroj	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
a_e	1	194.1	194.1	194.1	1.67	0.222
a_p	1	400.8	400.8	400.8	3.46	0.09
v_c	1	2282.2	2282.2	2282.2	19.69	0.001
f_z	1	529.6	529.6	529.6	4.57	0.056
Reziduální chyba	11	1275.1	1275.1	115.9		
Total	15	4681.8				



Obr. 102. Grafy hlavních efektů pro průměrné hodnoty Θ.

Na základě výsledků předchozího testu byl vybrán kontrolní faktor řezné rychlosti pro měření funkční závislosti v porovnání s řeznou geometrií navržené prototypové geometrie kompresní šroubovice. Tento další experiment byl odvozen z předchozího návrhu experimentu pro stanovení modelových rovnic závislosti posuvu na zub a sil, resp. velikosti otřepu. Návrh experimentu je definován v Tab. 34.

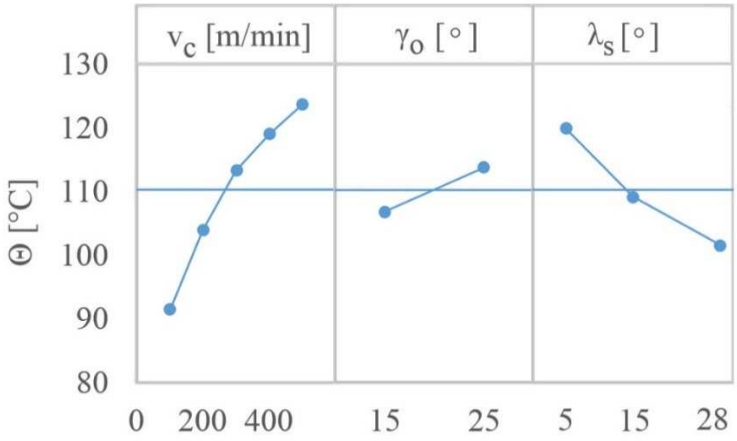
Tab. 34. DOE pro komparaci vlivu významného kontrolního faktoru řezné podmínky v_c a geometrie nástrojů.

Faktor	Jednotky	Symbol	Úrovně				
			1	2	3	4	5
Řezná rychlost	m/min	v_c	100	200	300	400	500
Úhel čela	°	γ_o	15	25			
Úhel stoupání šroubovice	°	λ_s	5	15	28		

Z výsledků ANOVA testu pro tento experiment je patrné, že pouze dva z testovaných kontrolních faktorů jsou statisticky významné, a to λ_s a v_c. Kontrolní faktor γ_o byl na základě p-hodnoty a volené hladiny významnosti $\alpha = 0{,}05$ shledán nevýznamným. Podle výsledků F-poměru je možné odhadnout, že vyšší vliv na změnu teploty má kontrolní faktor λ_s (Tab. 35). Dle grafu středních hodnot pro průměry teplot měřených poloumělým termočlánkem je zřejmá mocninná závislost teploty na řezné rychlosti. Tato závislost je stoupající. S rostoucí hodnotou úhlu čela roste i teplota na obrobeném povrchu. Tento výsledek může být vysvětlen delším kontaktem třísky s nástrojem, který následně více ohřívá nástroj, od kterého pak teplo přechází do obrobku. Toto vysvětlení nabízí i práce Saglamy [78]. S rostoucí hodnotou úhlu šroubovice byl měřen pokles teploty (Obr. 103). Měřené teploty byly jen mírně nad teplotou skleného přechodu PPS a na kompozitu nebyla pozorována žádná poškození v důsledku vysokých teplot [103].

Tab. 35. ANOVA - Θ vs geometrie a řezná rychlost

Zdroj	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
v_c	4	3935,6	3935,6	983,9	8,94	0
λ_s	2	1669,2	1669,2	834,6	7,59	0,003
γ_o	1	369,1	369,1	369,1	3,36	0,081
Reziduální chyba	22	2420	2420	109,6		
Total	29	8394				



Obr. 103. Graf hlavních efektů pro střední hodnoty Θ – geometrie vs v_c.

8.6.3 Empirický matematický model teploty

Empirický model teploty na obrobeném povrchu byl odhadnut ve tvaru mocninné funkce. Ta byla odhadnuta na základě výsledků předchozího experimentu a podobnosti závislosti teploty na řezné rychlosti s mocninnou funkcí, avšak po otestování i různých jiných variant matematických funkcí. Z testovaných funkcí měla mocninná funkce nejvyšší koeficient determinace vyjma polynomu 4. řádu, který prokládá naměřené body se 100% spolehlivostí, pouze však pro naměřenou kombinaci bodů závislosti teploty na řezné rychlosti. Koeficienty statisticky významných faktorů byly rovněž odhadnuty v mocninném tvaru metodou nejmenších čtverců. Z mnoha testovaných variant modelových rovnic byl nakonec vybrán tvar s jediným dalším významným faktorem λ_s a jeho mocninným koeficientem $u_{\Theta\lambda}$ (33).

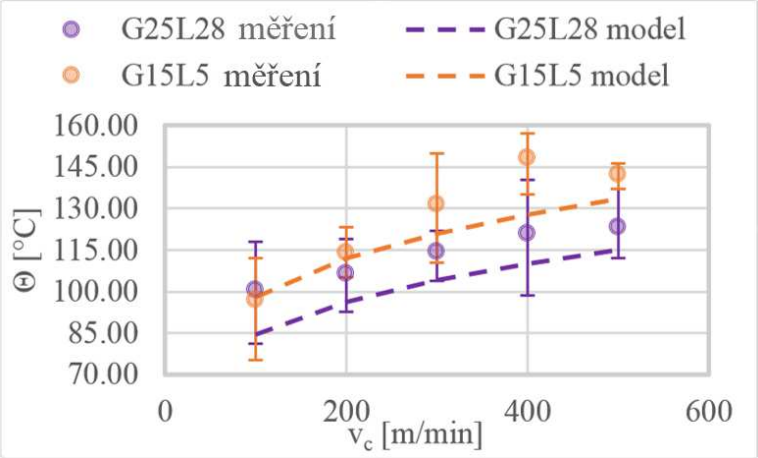
$$\Theta = C_\Theta \cdot {v_c}^{u\Theta} \cdot \lambda^{u\Theta\lambda} \quad [°C] \tag{33}$$

Tab. 36. Odhad parametrů pro model teploty.

	Hodnota parametru	**Sm. odchylka**	**t-hodnota**	**p-hodnota**
C_Θ	48,292	8,9689	5,384	0,000011
u_Θ	0,191	0,0310	6,152	0,000001
$u_{\Theta\lambda}$	-0,096	0,0226	-4,272	0,000215

Matematický model teploty na obrobeném povrchu měl hodnotu koeficientu determinace $R^2 = 0{,}716$. Hodnoty koeficientů pro navrženou rovnici jsou uvedeny v Tab. 36. Průměrná odchylka naměřených hodnot od modelu byla spočtena menší než 7,5 %. Největší odchylka byla 19 %. Odchylka modelu vůči naměřeným hodnotám je zobrazena pro dva vybrané nástroje G25L28 a G15L5 na Obr. 104. Rozptyl naměřených hodnot byl poměrně značný, což vedlo k relativně nízké hodnotě koeficientu determinace. Vzhledem

ke složitosti celého měření od výroby vzorku po vyhodnocení byla relativně nižší opakovatelnost předvídatelná.



Obr. 104. Model vs. měřené hodnoty pro teploty na obrobeném povrchu.

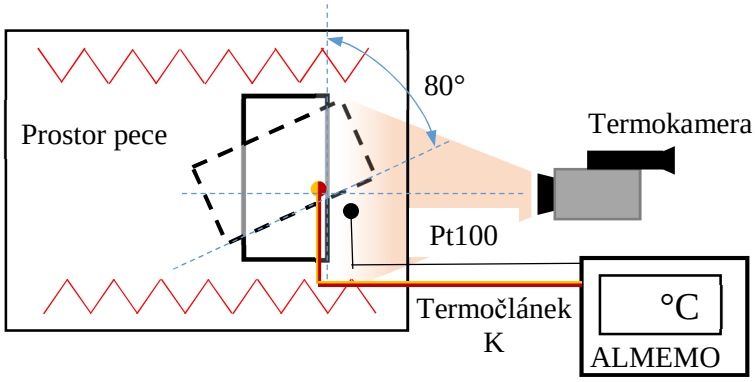
Model dle rovnice (35) předvídá, že při nasazení reálně použitelných řezných rychlostí nebude dosaženo teploty tavení kompozitu za předpokladu platnosti koeficientů modelové rovnice z Tab. 36. Přesnost modelu při vyšších řezných rychlostech nebylo možné ověřit z důvodu omezení otáčkového rozsahu použitého frézovacího centra [103].

8.7 Termovize – komparační měření teploty na C/PPS a G/PA12

Termovize byla použita jako měření pro srovnání vývoje teploty v testovaných materiálech obrobků z důvodu nevhodnosti použití metody poloumělého termočlánku pro materiál G/PA12. Pro správné použití termovizní kamery bylo nutné provést její kalibraci z hlediska emisivity měřených obrobků C/PPS a G/PA12. Emisivita je pro každý materiál jiná v závislosti na daných světelných podmínkách při měření. Emisivita byla tedy určována na boční obrobené ploše kompozitních vzorků.

8.7.1 Stanovení emisivity kompozitu C/PPS a G/PA12

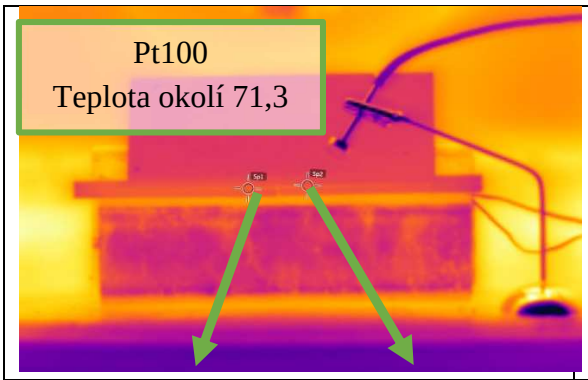
Experimentální zjištění emisivity vybraných materiálových vzorků bylo prováděno v peci s regulovatelnou teplotou ohřevu MORA. Emisivita objektu byla zjišťována ve dvou směrech pro ověření údajně významné úhlové chyby pozorování objektu [76]. Byl volen směr kolmý na úhel pozorování a pootočení obrobku o 80° k rovině kolmé s rovinou pozorování. Zapojení experimentu bylo takové, že mezi dva kompozitní obrobky C/PPS nebo G/PA12 byl umístěn termočlánek typu K co nejblíže k povrchu sledovanému termovizní kamerou. Tím bylo zajištěno měření skutečné teploty v požadovaném místě. Dále byl do prostoru pece přiveden termočlánek Pt100 pro měření teploty v okolí blízkém sledovanému objektu (Obr. 105). Teplota v peci byla zvýšena na 200 °C. Na teplotě se setrvalo, dokud se neustálila teplota měřených objektů. Následně byly dveře pece otevřeny a byl spuštěn záznam měření termokamerou společně s měření teploty termočlánkem K.

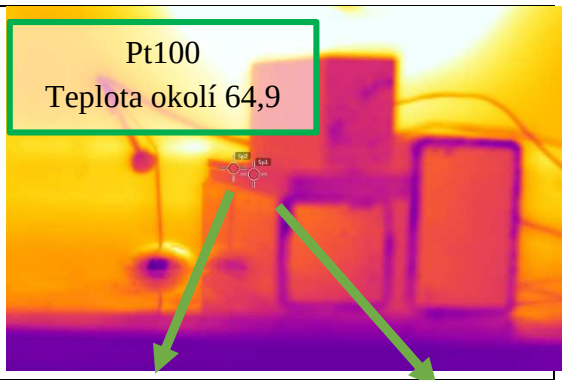


Obr. 105. Schéma experimentu stanovení emisivity kompozitu C/PPS a G/PA12.

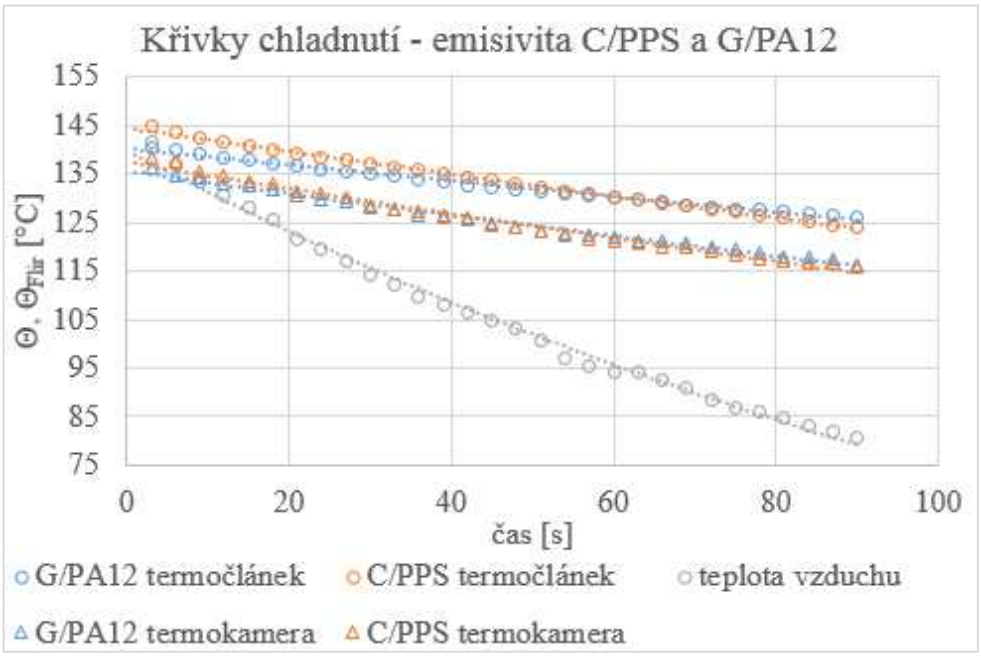
Komparací teploty měřené termovizní kamerou a teplot měřených termočlánky je možné dovodit skutečnou hodnotu emisivity sledovaného tělesa (Obr. 106 a Obr. 107) při znalosti původní defaultně nastavené hodnoty emisivity pro měření dle vztahu (4). Pokud je teplota měřená termokamerou shodná s teplotou měřenou termočlánky, pak je původní nastavená hodnota emisivity v termokameře správná. Je-li teplota měřená termokamerou nižší, pak musí být skutečná emisivita také nižší. Chyba úhlu pozorování se musí projevit snížením teploty zaznamenané termovizní kamerou, pokud podmínky testu zůstanou zachovány. Ukázku vyhodnocení testu je možné zhlédnout v Tab. 37.

Tab. 37. Příklad vyhodnocení výsledku měření emisivity (vlevo) a úhlové chyby emisivity (vpravo) pro C/PPS a G/PA12.

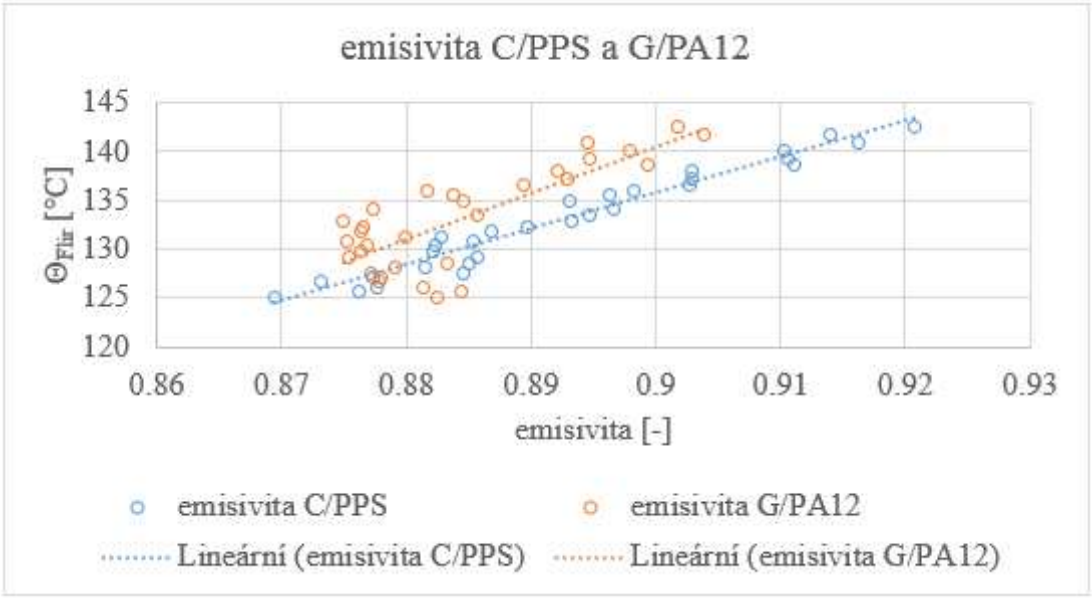




C/PPS	G/PA12	C/PPS	G/PA12
Termokamera PM675		Termokamera PM675	
122,9 °C	122,8 °C	129 °C	134,6 °C
Termočlánek K		Termočlánek K	
123 °C	118,2 °C	123,1 °C	127,2 °C



Obr. 106. Křivky chladnutí testovaných materiálů při měření temrokamerou a umělým termočlánkem.



Obr. 107. Křivky závislosti teploty na emisivitě testovaných materiálů.

Z detailního pohledu na výsledky lze vyvodit tři následující závěry:

- Emisivity materiálů C/PPS a G/PA12 si jsou velmi blízké, jak plyne z významné podobnosti teplot měřených termokamerou. Průměrná emisivita vyplývající ze vztahu (6) pro C/PPS je $\varepsilon_{C/PPS}$ = 0,89 a pro G/PA12 je $\varepsilon_{G/PA12}$ = 0,88.
- Vzorek G/PA12 chladne pomaleji nežli vzorek C/PPS.

- Úhlová chyba se testem neprokázala, tudíž nebylo nutné výsledky po měření dále korigovat.

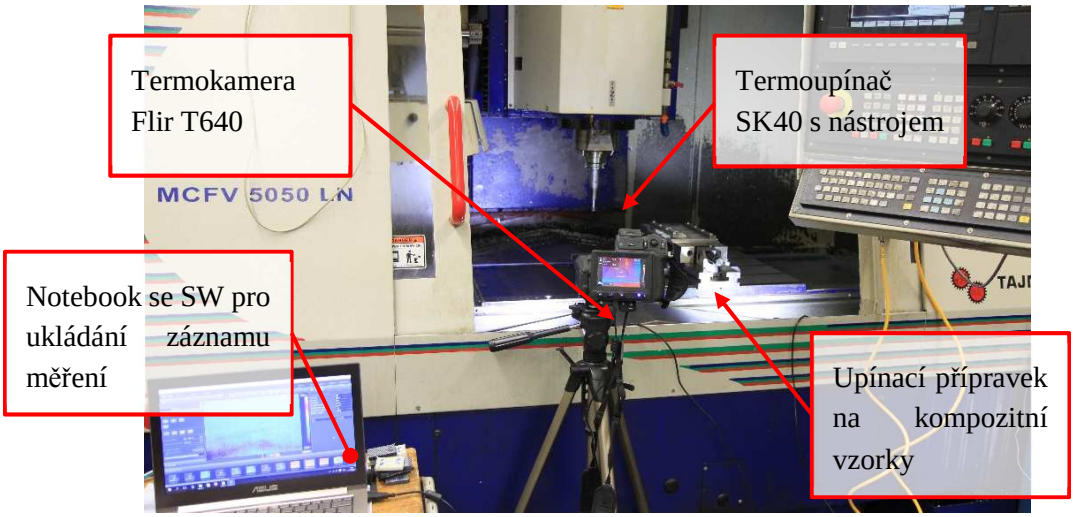
8.8 Vyšetřování významnosti vlivu vybraných faktorů řezných podmínek na teplotu měřenou termokamerou

Tento experiment byl popsán v bakalářské práci [79], která byla vedena autorem. Experiment měl potvrdit výsledky analýzy rozptylů z měření teploty poloumělým termočlánkem. Bylo však možné, že vzhledem k rozdílnostem obou metod měření i výsledky těchto testů budou rozdílné. Pro tento případ byl volen stejný plně faktoriální návrh experimentu pro faktory řezná rychlost, posuv na zub, radiální hloubka řezu, axiální hloubka řezu jako v obdobném testu při měření poloumělým termočlánkem. V každém faktoru byly voleny dvě úrovně dle Tab. 38. Tento návrh s jednou replikací umožní identifikaci nejvýznamnějšího faktoru.

Tab. 38. Návrh experimentu pro zjištění významnosti faktorů na teplotu měřenou termokamerou.

Parametr/Faktor	Jednotky	Symbol	Úrovně	
			Úroveň 1	Úroveň 2
Řezná rychlost	m/min	v_c	100	300
Posuv na zub	mm	f_z	0,05	0,1
Axiální hloubka řezu	mm	a_p	3	6
Radiální hloubka řezu	mm	a_e	1	3

Pro frézování byla zvolena stopková D12T2-PCD. Obrábění bylo realizováno bez přívodu jakéhokoli chladicího média. Proces frézování byl sledován termovizní kamerou T640, kterou byl pořízen kontinuální záznam s maximální možnou snímkovací frekvencí zařízení (Obr. 108). Byly testovány oba vybrané materiály C/PPS a G/PA12.

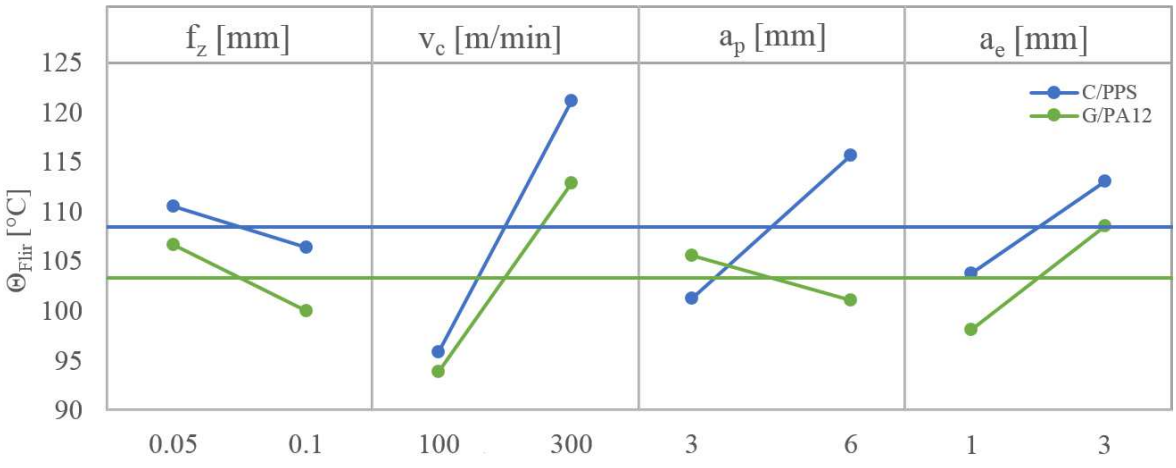


Obr. 108. Uspořádání experimentu měření termokamerou T640 na stroji MCFV 5050 LN.

8.8.1 Výsledky ANOVA testu z měření termokamerou a diskuze

Z výsledků zobrazených na Obr. 109 plyne, že nejvýznamněji působí na změnu teploty v řezu změna řezné rychlosti, což potvrdilo výsledky dosažené měřením teploty na obrobeném povrchu pomocí poloumělého termočlánku. Ostatní trendy ovšem nejsou tak strmé jako ty, které byly vyhodnoceny v případě měření teploty poloumělým termočlánkem. Měření termokamerou však provázely důležité aspekty značně ovlivňující výsledky měření. Záznam měření zachytil ve vyhodnocované oblasti krom obrobeného povrchu rovněž odletující třísky, jejichž přítomnost zkreslovala vyhodnocovaný časový úsek měření. Hlavní trendy však zůstaly zachovány. Dalším vlivem mohly být pozůstatky obrobených hran (otřepy) zasahujících do vyhodnocované oblasti na záznamu měření. Spolupůsobení těchto nepříznivých aspektů mohlo pravděpodobně i za převrácení trendu u kontrolního faktoru a_p při testování materiálu G/PA12, kde je utváření třísky a tvorba delaminace (otřepu) vzhledem k měření termokamerou více významná.

Vyhodnocení ANOVA testu opět potvrdilo dominantní roli řezné rychlosti při ovlivňování teploty obrobeného povrchu i pro případ měření termokamerou. Pro materiál C/PPS lze akceptovat nulovou hypotézu o rovnosti rozptylů pro kontrolní faktor f_z. Ostatní faktory vyšly jako statisticky nevýznamné (Tab. 39). U materiálu G/PA12 byl jako statisticky nevýznamný faktor identifikován rovněž a_p. Ostatní faktory měly p-hodnotu nižší jak volenou hladinu významnosti, a tak je lze považovat za statisticky významné (Tab. 40).



Obr. 109. Efekty středních hodnot vybraných kontrolních faktorů na teplotu měřenou termovizní kamerou – porovnání C/PPS a G/PA12.

Tab. 39. Výsledky ANOVA testu pro Θ_{Flir} na materiálu C/PPS.

Zdroj	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
v_c	1	2547.9	2547.9	2547.9	73.79	0
f_z	1	65.8	65.8	65.8	1.91	0.195
a_p	1	830.45	830.45	830.45	24.05	0
a_e	1	340.14	340.14	340.14	9.85	0.009
Reziduální chyba	11	379.84	379.84	34.53		
Total	15	4164.13				

Tab. 40. Výsledky ANOVA testu pro Θ_{Flir} na materiálu G/PA12.

Zdroj	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
v_c	1	1428.9	1428.9	1428.9	62.98	0
f_z	1	173.27	173.27	173.27	7.64	0.018
a_p	1	82.01	82.01	82.01	3.61	0.084
a_e	1	433.19	433.19	433.19	19.09	0.001
Reziduální chyba	11	249.58	249.58	22.69		
Total	15	2366.96				

Z výsledků dále plyne, že teplota měřená v oblasti vyhodnocení byla vyšší ve většině případů při obrábění materiálu C/PPS. Vzhledem k povaze teplotních charakteristik polymerních matric je ale patrné, že v obou případech se měření pohybovala nad teplotou skelného přechodu, avšak nikdy nepřesáhla teplotu tavení matric, a to ani v maximech, kde u materiálu G/PA12 byla měřena maximální teplota na povrchu obrobku kolem 140 °C, což je stále 30 °C pod teplotou tavení polyamidové matrice. U tohoto typu matrice by však použití podobného typu nástroje jako je D12T2-PCD a další zvyšování řezné rychlosti mohlo vést k překročení teploty tavení, právě kvůli nevhodné kombinaci řezné geometrie a řezných podmínek.

8.9 Vyšetřování významnosti vlivu geometrie kompresního nástroje v porovnání s řeznou rychlostí na teplotu měřenou termokamerou

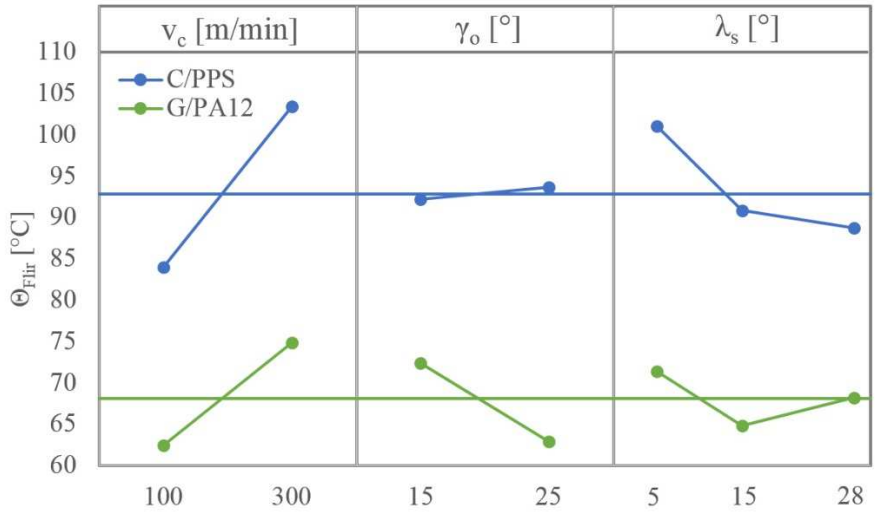
Tento test byl oproti tomu, který byl proveden u metody měření poloumělým termočlánkem zjednodušen. Nešlo v něm o nalezení modelové rovnice teploty obrobeného povrchu, ale pouze o srovnání trendů vlivu geometrie nástrojů na teplotu měřenou termokamerou mezi oběma testovanými materiály. Pro tento test bylo využito prototypových nástrojů ze slinutého karbidu s diamantovým povlakem, viz Tab. 18.

Volba pracovních podmínek byla ovlivněna schopností snímkovací frekvence termovizní kamery. Byl zvolen nízký posuv na zub f_z = 0,05 mm, radiální hloubka řezu a_e = 1 mm a axiální hloubka řezu = 3 mm. Frézování probíhalo sousledně bez chlazení.

Testovány byly oba testové materiály C/PPS a G/PA12. Pro test byly vybrány dvě řezné rychlosti v_c = 100 a 300 m/min.

8.9.1 Výsledky ANOVA testu geometrie nástroje v porovnání s řeznou rychlostí a diskuze

Graf středních hodnot (Obr. 110) pro teplotu měřenou termokamerou ukazuje na větší vliv řezné rychlosti než geometrie nástroje. S rostoucím úhlem šroubovice teplota v řezu klesá. Je zde však patrný zlom na hodnotě úhlu 15° u obou materiálů. Zdá se, že od hodnoty 15° dochází skutečně k horšímu odvodu třísek. Horší odvod třísek by měl za následek větší kumulaci tepla. Tento jev je markantní zejména u materiálu G/PA12, kde od úhlu šroubovice 15° dokonce stoupá měřená teplota, což koresponduje s výsledky měření sil, kde kvůli pravděpodobnému ucpávání drážek nástroje v oblasti překryvu šroubovic dochází k nárůstu řezných sil. U úhlu čela jsou výsledky nejednoznačné. Zřejmý pozitivní vliv má na teplotu u materiálu G/PA12. Naopak výsledky pro materiál C/PPS potvrdily měření poloumělým termočlánkem. To se dá vysvětlit rozdílným mechanismem tvoření třísky, kde pozitivnější úhel čela napomáhá snazšímu odvodu tepla u méně houževnatých kompozitů, jakým je G/PA12 v porovnání s C/PPS. Na druhou stranu je nutné zohlednit malou významnost vyhodnocení vlivu úhlu čela na velikost teploty měřené termokamerou. Statisticky nevýznamné bylo už měření poloumělým termočlánkem pro tento kontrolní faktor na materiálu C/PPS.



Obr. 110. Efekty středních hodnot faktorů úhlu čela a úhlu stoupání šroubovice na teplotu měřenou termovizní kamerou – porovnání C/PPS a G/PA12.

Z výsledků ANOVA testu vyplývá, že u materiálu C/PPS (Tab. 41) nelze přímo hovořit o statistické významnosti jakéhokoli kontrolního faktoru. Na základě F-poměru je možné konstatovat, že v_c byl nejvíce významný kontrolní faktor daleko před kontrolními faktory zastupujícími geometrii testovaných nástrojů. Prakticky žádný měřitelný vliv na velikost teploty byl zjištěn u γ_o.

Tab. 41. Výsledky ANOVA testu pro Θ_{Flir} na materiálu C/PPS.

Zdroj	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
v_c	1	800	800	800	5.12	0.058
γ_o	1	0	0	0	0	0.989
λ_s	2	143	143	71.5	0.46	0.651
Reziduální chyba	7	1093.9	1093.9	156.3		
Total	11	2036.9				

U materiálu G/PA12 byla situace trochu přehlednější (Tab. 42). Na základě velikost p-hodnoty je možné zamítnout nulovou hypotézu o rovnosti rozptylů u kontrolního faktoru v_c. Tento faktor je statisticky velmi významný. U zbylých kontrolních faktorů nelze statistickou významnost z provedeného měření ANOVA testem prokázat. Zdá se však, že na základě F-poměru je více významný kontrolní faktor γ_o, než λ_s.

Tab. 42. Výsledky ANOVA testu pro Θ_{Flir} na materiálu G/PA12.

Zdroj	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
v_c	1	509.56	509.56	509.56	12.33	0.01
γ_o	1	136.69	136.69	136.69	3.31	0.112
λ_s	2	105.25	105.25	52.62	1.27	0.338
Reziduální chyba	7	289.33	289.33	41.33		
Total	11	1040.82				

8.9.2 Shrnutí výsledků měření teplot poloumělým termočlánkem a termovizní kamerou

Navržená metoda **měření poloumělým termočlánkem** C/PPS-NiCr vykazuje dobrou spolehlivost měření, avšak je značně náročná zejména na přípravu vzorků. Na základě zkušeností s přípravou experimentu je nutné konstatovat, že metoda je vhodná spíše pro laboratorní účely. Pro danou aplikaci, kde je nutné znát teplotu povrchu obrobku malé tloušťky při frézování diamantem povlakovaným nástrojem z SK nebo PCD frézou, může být považována za metodu velmi vhodnou. Z měření se potvrdila očekávána mocninná závislost teploty na řezné rychlosti. Pro modelovou rovnici byl jako další statisticky významný faktor zvolen úhel šroubovice. Verifikace modelu s naměřenými daty vedla na průměrnou chybu 19 %. Při extrapolaci modelu do stavu s vyššími řeznými rychlostmi bylo zjištěno, že není možné za reálných řezných rychlostí dosáhnout teploty tavení kompozitu. Teplota povrchu obrobku se však vždy pohybovala nad teplotou skelného přechodu.

Měření termovizní kamerou se dá považovat za vhodnou doplňkovou metodu měření teploty povrchu kompozitu. Jednak proto, že není prakticky možné měřit povrchovou teplotu v místě, kde vniká nástroj do obrobku, jednak kvůli rušení záznamu

odletujícími třískami. Naměřená data potvrdila hlavní trendy a významnosti testovaných kontrolních faktorů řezných podmínek a také geometrie nástroje u materiálu C/PPS, které byly měřeny poloumělým termočlánkem. Porovnání obou materiálů z hlediska jejich citlivosti na změnu kontrolních faktorů prokázalo rozdíly mezi oběma testovanými polymerními kompozity a jen potvrdilo rozdílnost při obrábění dvou v zásadě úplně jiných kompozitních materiálů co do mechanických i technologických vlastností každého jednoho druhu kompozitu. Při maximální měřené teplotě 88 °C na povrchu obrobku pro materiál G/PA12 a řeznou rychlost 300 m/min je dosažení teploty tavení matrice stále velmi vzdálené pokud se obrábí nástrojem s dvojitou kompresní šroubovicí. Pokud bude nástroj volen nevhodně vzhledem k jeho řezivosti pro daný typ materiálů obrobku, je riziko dosažení této limitní teploty reálné, avšak při vyšších řezných rychlostech.

Závěry a diskuse

Tato disertační práce se věnovala obrábění kompozitních materiálu s termoplastickou matricí a vláknovou výztuží. Vybrány byly materiály C/PPS a G/PA12. Prvním cílem bylo navrhnout optimální tvar a geometrii frézovacího nástroje pro ořez desek FRTC materiálů. Na základě testů různých standardně nabízených typů stopkových fréz vhodných pro obrábění kompozitů a rešeršní práce byla identifikována makro i mikrogeometrie frézy a také doporučeny řezné materiály, která měla významně redukovat delaminaci (otřep) a měřené síly při současném zvýšení produktivity frézování a životnosti nástroje. Pro aplikace ve FRTC materiálech byla jako nejvhodnější zvolena kompresní geometrie nástroje s dvojitou šroubovicí. Ta umožňuje stlačovat vrstvy kompozitu do středu, což podstatně napomáhá čistému odřezávání hran obrobeného povrchu bez delaminace [88]. Důležité je ovšem také volit vhodně úhel šroubovice a úhel čela nástroje, jak prokázala dodatečná měření. Jako vhodný řezný materiál byl identifikován PCD kvůli vysoké odolnosti proti abrazivnímu opotřebení ve shodě s dřívějšími pracemi [1 a 3], avšak tento řezný materiál prozatím neumožňuje explicitní nastavení řezné geometrie, třebaže nové pokročilé metody pájení a také laserové technologie jsou příslibem již v brzké době, jak uvádí v [66]. Proto byla navržena i varianta nástroje s povlakem z CVD diamantu. Ten má sice měřenou životnost nižší, ale technologie výroby je podstatně levnější než PCD a umožňuje přesné nastavení řezné geometrie dle potřeb obrábění a maximalizovat produktivitu nástroje počtem břitů, [97]. Na karbidový nástroj o průměru 12 mm se vtěsnalo 5 zubů, přičemž byla zachována dostatečně veliká drážka pro odvod třísek. Byly zhotoveny dva prototypy PCD nástrojů s kompresní šroubovicí a prototyp fréz ze slinutého karbidu s povlakem CVD diamantu s různým nastavením řezné geometrie. Varianta frézy s kompresní šroubovicí s úhlem čela 25° se ukázala jako vhodná z hlediska snížení delaminace a sil. Zvyšování nebo snižování úhlu šroubovice od hodnoty 15° vedlo ke zvýšení sil i teploty v řezu pravděpodobně v důsledku snížení schopnosti nástroje odvádět třísky z místa překryvu obou šroubovic. Delaminace však byla nižší i při vyšší hodnotě úhlu šroubovice [103]. Je tedy nutné podotknout, že další zvyšování úhlu šroubovice může, i přes pozitivní vliv na delaminaci, vést k ucpání nástroje, což by mohlo způsobit zhoršení schopnosti odřezávat materiál obrobku či dokonce destrukci nástroje kvůli zvýšení sil a kumulaci tepla v místě řezání. Byla provedena demonstrace prototypových nástrojů na testovacím kusu s prokazatelně pozitivními výsledky z hlediska kvality obrobeného povrchu v rámci projektu Fibrechain.

Druhým bodem řešení bylo nalézt vhodné řezné podmínky pro frézování vybraným typem frézy s dvojitou šroubovicí. Úloha byla opět postavená na minimalizaci delaminace, řezných sil a teploty. Z uvedených grafů a vyhodnocení vyplynulo, že zvyšování posuvu na zub má příznivý vliv na snížení delaminace II. a III. typu [103].

U termosetických kompozitů byl měřen opačný účinek posuvu na zub [3], ale byl měřen rovněž jiný typ delaminace. Je velmi pravděpodobné, že při příliš velkém posuvu na zub se začne vyskytovat jiný druh delaminace. Bod zvratu, kdy již nebude účelné dále zvyšovat posuv na zub, hledán nebyl a může být námětem pro další práce ve smyslu dalšího zvýšení produktivity frézování. Zvyšování radiální hloubky řezu s sebou nese zvýšený výskyt otřepů. Z toho plyne, že je vhodné obrábět desky s přídavkem na dokončení například 1 mm pro maximalizaci kvality obrobeného povrchu [102]. Řezná rychlost neměla na delaminaci statisticky významný vliv ani u jednoho z testovaných materiálů. Z hlediska snížení silového zatížení je dobré volit nižší hodnoty posuvu na zub, vyšší hodnoty řezné rychlosti a nižší radiální a axiální hloubku třísky. Síly měření při frézování kompozitu C/PPS a G/PA12 za testovaných podmínek nepřesahovaly řády desítek Newtonů. Jejich vliv tak není významný z hlediska zatížení stroje, spíše z hlediska zatížení obrobku. Teplota byla citlivá hlavně na řeznou rychlost v každém z provedených testů, což odpovídá teorii obrábění [20] a práci Wanga [26]. Vždy byla teplota měřena nad teplotou skelného přechodu matrice kompozitu, avšak v žádném z testovaných případů dle měření nepřekročila teplotu tavení matrice. Vyšší řezné rychlosti jak 500 m/min a tím pádem další zvýšení teploty na frézovaném povrchu nebylo možné dosáhnout vzhledem k limitům obráběcího stroje MCFV 5050 LN (LM-1). V budoucnu je tak možné hledat na jiném výrobním zařízení limitní řezné rychlosti, které povedou k poškození kompozitu C/PPS nebo G/PA12 teplem z procesu obrábění. V tomto případě nebylo pozorováno žádné poškození vyplývající z teplotního působení od obráběcího procesu [103].

Pro testovanou kompresní geometrii nástroje byl navržen geometrický model založený na Kienzleho vztahu [20] pro výpočet měrné řezné síly, Altintasově přístupu k řešení geometrických poměrů na nástroji [75] a s myšlenkách spojených s modelováním nástrojů s dvojitou šroubovicí dle Karpata [56]. Do modelu byl přidán parametr překryvu šroubovice [102 a 103]. Překryv šroubovic je typickým konstrukčním prvkem kompresních fréz, který však prodlužuje řeznou hranu, a tím přispívá ke zvýšení řezné síly. Model byl následně zobecněn pomocí metody nejmenších čtverců. Zde ke geometrickému modelu bylo nutné přidat vliv překryvu šroubovice a vliv úhlu čela s jejich opravnými koeficienty pro dosažení vyšší přesnosti výpočtu. Výsledný matematický model umožňuje předvídat silové zatížení obrobku v mezích návrhu experimentu s vysokou spolehlivostí s koeficienty determinace pro kompozit C/PPS R^2 = 0,989 a pro kompozit G/PA12 R^2 = 0,943. Matematické modelování vycházející z nalezení nejvýznamnějšího kontrolního faktoru bylo provedeno i pro velikost otřepu a teplotu v řezu. Statisticky nejvýznamnější kontrolní faktor pro velikost delaminace byl posuv na zub, pro teplotu zase řezná rychlost. Metodou nejmenších čtverců byly určeny další významné geometrické parametry nástroje zpřesňující modely pro oba testované materiály. Pro střední délku delaminace byly k mocninné závislosti přidány parametry

jak úhlu šroubovice, tak úhlu čela. Výsledný empirický model má v případě materiálu C/PPS velikost koeficientu determinace R^2 = 0,966 v případě G/PA12 R^2 = 0,909. I přes poměrně vysoké hodnoty spolehlivosti je chyba modelů pro oba materiály takřka 30 % oproti naměřeným hodnotám. Ačkoli byla vyvinuta metoda výrazně zvyšující opakovatelnost měření delaminace II. a III. typu, utváření otřepu je zatíženo vysokou variabilitou jednotlivých měření a vyžaduje nespočet opakování pro zjištění přibližně pravé hodnoty střední délky otřepu. Model pro teploty povrchu obrobku byl rovněž odhadnut v mocninném tvaru a jeho koeficient determinace byl pro materiál C/PPS roven R^2 = 0,716 s průměrnou chybou 6 % od naměřených dat. Pro materiál G/PA12 nebyl model stanoven, jelikož by se jednalo o měření teploty obrobeného povrchu jinou metodou a jiném místě než v případě C/PPS, kde byla použita metoda poloumělého termočlánku.

Pro měření teploty na obrobeném povrchu byla modifikována metoda bodového měření poloumělým termočlánkem, která doposud nebyla celosvětově prezentována v dané kombinaci materiálu obrobku a řezného materiálu. Byl využit rozdíl v elektrických potenciálech uhlíkové vláknové výztuže v kompozitu a vloženého termočlánkového drátku Ni-Cr [102]. Podobně využil vodivosti uhlíkových vláken na epoxidovém kompozitu Wang [26] jen s konstantanovou folií. Byla stanovena cejchovní závislost pro tento termočlánek a následně zpracována metodika měření, která umožňovala při průchodu nástroje přes drátek umístěný v kompozitu zaznamenat hodnotu termoelektrického napětí a tu následně převést na hodnotu teploty na povrchu obrobku v popsaném okamžiku obrábění. Pro převod a zpracování signálu byl navržen software v programu Labview. Opakovatelnost měření byla vysoká a teplota se většinou pohybovala v rozpětí 10 °C pro jednotlivá opakování. Problém s danou metodou je správné uložení termočlánkového drátku v obrobku, které musí být velmi precizní. Byla navržena podoba vzorku, která definuje polohu drátku v obrobku velmi dobře, avšak práce na přípravě vzorku jsou neúměrně dlouhé a zde je možno spatřit prostor ke zlepšení navržené metodiky měření, aby bylo možné v kratším časovém úseku nashromáždit více opakování pro zpřesnění výsledků měření.

Splnění cílů disertační práce

Závěry této práce a její výsledky naplňují všechny zadané cíle, které byly v počátcích výzkumu předsevzaty. Výsledky lze shrnout do následujících bodů.

- Byly navrženy a úspěšně otestovány funkční prototypy nástrojů [82, 92, 93], které splňují požadavky na vysokou produktivitu obrábění, vysokou jakost obrobeného povrchu a také dostatečnou životnost v podmínkách frézování velmi abrazivních kompozitních materiálů s vláknovou výztuží a termoplastickou matricí [87 a 97].
- Statistickými metodami byly odhadnuty vhodné řezné podmínky dále podporující nastavený směr zvyšování produktivity a vysoké jakosti obrobeného povrchu. Testy byly

provedeny rovněž pro zjištění vlivu řezných podmínek na teplotu obrobeného povrchu a velikost sil [88, 89, 103].

- Byla navržena, otestována a ověřena metodika měření teploty povrchu obrobku pomocí poloumělého termočlánku [103]. Metodika je funkční a poměrně spolehlivá, avšak velmi náročná na přípravu z hlediska přípravy vzorku i přípravy samotného měření. Druhá navržená metoda měření pomocí termovizní kamery měří teplotní pole v místě mírně vzdáleném od oblasti řezání a je ovlivněna vnějším rušením. Je ale vhodná pro porovnání elektricky vodivých a nevodivých polymerních kompozitních materiálů.
- Byl vypracován model teplotního chování obráběného povrchu při frézování, který je použitelný pro predikci limitních stavů obrábění [102 a 103]. Tyto limitní stavy mohou být dosaženy pro materiál C/PSS pouze za řezných podmínek nedosažitelných na drtivé většině obráběcích strojů. Pro materiál G/PA12 bylo vypracováno pouze porovnání s materiálem C/PPS na základě měření termovizní kamerou, při kterém se vyšší riziko dosažení teploty tavení neprokázalo.
- Byl navržen a otestován model řezných sil na základě geometrických poměrů na nástroji s kompresní geometrií [102 a 103]. Model byl oproti doposud používaným modelům povýšen o vliv překryvu šroubovice nástroje. Tento překryv prodlužuje délku ostří a způsobuje další navýšení sil v důsledku prodloužení odebírané třísky. Model byl dále zobecněn za pomoci opravných koeficientů, aby byl nezávislý na konkrétní řezné geometrii kompresní frézy. Model vykazuje vysokou spolehlivost a přesnost v daném rozsahu experimentu.

Nové poznatky a přínos pro teorii a praxi

Přínos disertační práce spočívá v definici návrhu vhodného nástroje pro frézování kompozitních materiálů s termoplastickou matricí G/PA12 a C/PPS. Nástroj, respektive nástroje prokazatelně zvyšují kvalitu obrobeného povrchu v porovnání se standardní nabídkou řezných nástrojů výrobců nástrojů. Je ovšem zřejmé, že za dobu psaní disertační práce se vývoj nástrojů v tomto odvětví značně posunul. Nové technologie povlakování, úpravy PCD břitů laserem, nové přístupy k úpravě geometrií nástrojů jsou předzvěstí, že pravděpodobně již dnes existuje konkurence pro nástroje navržené v této práci, avšak většina vychází ze stejné koncepce jako ta, která byla popsaná zde. Zde navržené nástroje mají potenciál pro použití v praxi.

Navržené metody měření teploty obrobeného povrchu polymerních kompozitních materiálů dávají odpověď, jak v případě použití moderních nástrojů s diamantovým povlakem či PCD měřit kýženou teplotu v tenkých kompozitních deskách. Hlídání teploty je důležité pro stanovení limitních řezných podmínek obrábění pro danou polymerní matrici a obráběcí nástroj. Tyto limity je nutné nalézt měřením, bylo možné se vyvarovat poškození kompozitu hořením či tavením polymerní matrice. Metoda poloumělého termočlánku je v podobě, jak byla prezentována v této práci, bezezbytku použitelná pro

kompozity s vodivými uhlíkovými vlákny. Pro nevodivé kompozitní materiály je však tato metoda nevhodná. Možnou alternativou jsou vložené umělé termočlánky v materiálu obrobku s omezenou přesností odhadu skutečné teploty na povrchu obrobku či termovize. Termovize je vhodnou doplňkovou metodou pro komparativní měření, jak uvádí tato práce, avšak rovněž není možné sledovat přímo aktuální teplotu obrobeného povrchu pod břitem, který je skryt objektivu termokamery.

Přínos matematického modelu spočívá zejména v přidání parametru překryvu šroubovice, který významně zpřesňuje výpočet řezné síly. Elegantně se vypořádává s problémem kompresní geometrie stopkových fréz. Jeho další zobecnění platící pro materiál C/PPS a G/PA12 je použitelné pro odhad řezných sil minimálně u těchto testovaných materiálů, případně u materiálů blízkých svými charakteristikami zde testovaným materiálům. Rovněž jsou použitelné i modely vývoje otřepů s posuvem na zub a teploty frézovaného povrchu na řezné rychlosti.

Doporučení směrů dalšího výzkumu studované problematiky

Výzkum frézování kompozitních materiálů není k dnešnímu dni uzavřen. Nástroje, jak bylo již popsáno výše, se v dané technologické oblasti prudce vyvíjejí. Jejich testování a popis jejich vhodnosti pro daný typ kompozitu mají své opodstatnění, často však vedou na konkrétní zákaznické řešení, jelikož kompozitních materiálů je v dnešní době nepřeberně druhů a zpracovatelů relativně málo vzhledem k průmyslově-technologickému segmentu zabývajícím se obráběním všeobecně. S rostoucím počtem variant nástrojových geometrií a materiálů a variant obráběných polymerních kompozitů je také nutné se zaměřit na zobecňování závislosti pro stanovení řezných podmínek, řezných sil, teplot a dalších parametrů i vzhledem k delaminaci kompozitu.

Metoda měření teploty poloumělým termočlánkem tak, jak zde byla prezentována, je opakovatelně aplikovatelná vzhledem k daným okrajovým podmínkám (materiál obrobku, nástroje, místo měření). Pro praktické laboratorní aplikace by však bylo nutné zejména zkrátit časy na přípravu vzorků a samotné měření. Tímto směrem by bylo možné vést další výzkum za účelem zjednodušení metody tak, aby byla využitelná i pro praktická zakázková měření. Měření teploty by se pak mohlo zařadit vedle standardně nabízeného portfolia technologických zkoušek měření sil či měření opotřebení nástroje.

Citovaná literatura

1. TETI, R. Machining of composite materials. Elsevier : *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 2002, vol. 51, no. 2, pp. 611-34.

2. EHRENSTEIN, G. W. *Polymerní kompozitní materiály*. Praha: Scientia, 8086960296. ISBN 978-80-86960-29-6.

3. SHEIKH-AHMAD, J. Y. *Machining of polymer composites*. New York: Springer Science + Business Media, 9780387686196. ISBN 978-0-387-35539-9.

4. BECKWITH, S. W. *Drilling, Cutting, Machinig Composite Materials and Structures.* [Online]. 2009, vol. 45, no. 2. [cit. 2014-5-22]. Dostupné z: https://btgcomposites.files.wordpress.com/2016/09/drilling-cutting-machining-composite-materials-and-structures.pdf

5. DAVIM, P. J. *Machining composite materials*. London: ISTE Ltd, 2010, 261 s.. ISBN 978-1-84821-170-4.

6. PETERS, S. T. *Handbook of Composites*. London: Chapman and Hall, 1998, pp. 1120. ISBN 0412540207.

7. BIRON, M. *Thermoplastic and thermplastic composites*. Oxford: Elsevier, 2007.

8. KENNAMETAL. In: *www.kennametal.com* [online]. [cit. 2013-11-27].

9. QUARTUS ENGINEERING. *Composites 101*. San Diego: 2011.

10. COLLIGAN, K. a M. RAMULU. Delamination in surface plies of graphite/epoxy caused by the edge trimming process. Washington: PED-CP.49/MD-Vol.27, *Processing and manufacturing of composite materials - ASME*, 1991.

11. HAEGER, A. et al. Non-Destructive Detection of Drilling-induced Delamination. *CFRP and its Effect on Mechanical*, Procedia Engineering, vol. 149. 2016 pp. 130 – 142.

12. *Technický týdeník*. 21. února 2013, pp. 1.

13. RICHTER, A. Hole-some and clean. *Cutting tool engineering magazine.* vol. 59, no. 8. 2007. pp. 42-52.

14. MAZUMDER, M. J., R. J. CHANG a R. L. BOND. Aerodynamic and Morphological Properties of Carbon-Fiber Aerosols. *Aerosol Science and Technology*, 1:4. 1982. pp. 427-40. DOI: 10.1080/02786828208958606

15. DAVIM, P. J., P. REIS a C. C. ANTONIO. A study on milling of galss fiber reinforced plastics manufactured by hand-lay up using statistical. Porto (Portugal): *Elsevier - Composite structures*, vol. 64, 2004, pp 493-500.

16. SZVAJKA, K. a T. TRZEPIECIŃSI. Effect of tool material on tool wear and delamination during machining of particleboard. *Journal of Wood Science*, roč. LXII. 2016. pp. 305-315.

17. RAMULU, M. Machining and surface integrity of fibre-reinforced plastic composites. Washington (Seattle, USA): *Sadhana*, vol. 22, part 3, India, 1997, pp. 449-472.

18. VASILKO, K. a J. MÁDL. *Teorie obrábění*. Ústí nad Labem: Univerzita J.E.Purkyně, 2012. ISBN 978-80-7414-460-8.

19. VASILKO, K. *Analitický teória trieskového obrábania*. Prešov: Fakulta výrobných technológií TU v Košiciach, so sídlom v Prešove, 2007.

20. MÁDL, J. *Teorie obrábění*. Praha: ČVUT, 1996.

21. JURKOVIĆ, Z. Optimization of cutting parameters based on tool-chip interface temperature in turning process. *Trends in the Development of Machinery and Associated Technology*. Praha: 2011, pp. 69-72.

22. RAHMAN, M., S. RAMAKRISHNAN a H. C. THOO. Machinability study of carbon/PEEK composites. *Machning Science and Technology*, vol. 3. 1999. pp. 49-59.

23. PACAT, O., R. RENTSCH a E. BRINKSMEIER. Influence of milling process parameters on the surface integrity of CFRP. *5th CIRP Conference on High Performance Cutting 2012*. 2012.

24. JIA, Z., et al. *Temperature Effects in End Milling Carbon Fiber Reinforced Polymer Composites*. Polymer composites. Vol. 39. 2016. s. 11.

25. YOSHIRO, T., T. OGAWA a H. SASAHARA. Temperature measurement of cutting tool and machined surface layer in milling of CFRP. *International Journal of Machiene Tools & Manufacture*, vol. 70. 2013, pp. 63-69.

26. WANG, H. et al. Evaluation of cutting force and cutting temperature in milling carbon fiber-reinforced polymer. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 82, 2016, pp. 1517-1525.

27. KERRIGAN, K. et al. An Integrated Telemetric Thermocouple Sensor for Process Monitoring of CFRP Milling Operations. *5th CIRP Conference on High Performance Cutting 2012*. 2012.

28. SHEIKH-AHMAD, J. M. DHUTTARGAON a H. CHERAGHI. New tool life criterion for delamination free milling of CFRP. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 92, 2017, pp. 2131–2143.

29. MÁDL, J. *Experimentální metody obrábění*. Praha: ČVUT v Praze, 1988.

30. GHODAM, S. Temperature measurement of a cutting tool in turning process by using tool work thermocouple. *International Journal of Research in Engineering and Technology.* 2014, pp. 831-835.

31. *Nástroj pro měření teploty řezání.* [online]. ŠTAINOCHER, L. a VRABEC, M. Československá socialistická republika, 261259. 87-05-25 [cit. 2017-11-15]. Dostupné z: http://skpatents.com/4-261259-nastroj-pro-mereni-teploty-rezani.html

32. ŠÁFEK, J. *Experimentální a simulační výzkum vlivu řezných podmínek na tepelné jevy při obrábění*. Praha (disertační práce): ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav strojírenské technologie. 2008

33. OMEGA. Omega.com. In: *Thermocouple Introduction and theory* [online]. 1. 23. 2004 [cit. 2016-04-05]. Dostupné z: www.omega.com

34. LECOZ, G., et al. Measuring temperature of rotating cutting tools: Application to MQL drilling and dry milling of . *Applied thermal engeniering,* vol. 36 2012, pp. 434-41.

35. *Sensorischer Werkzeughalter - SPIKE* [online]. 2014 [cit. 2014-02-21]. Dostupné z: http:// www.pro-micron.de/en/products/sensory-tool-holder-spike/

36. LECOZ, G. a D. DUDZINSKI. Temperature variation in the workpiece and in the cutting tool when dry milling Inconel 718. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol 74. 2014, pp. 1133-1139.

37. MAKAROV, B. Errors in temperature measurement on the surface of a solid body using a thermocouple when heating. *Inzhenerno-Fizichskiy Zhurnal*, vol. 7, no. 12. 1964, pp. 60-65.

38. CEAU, G., V. POPOVICI a S. CROITORU. Researches about the temperature of the cutting edge in turning of unalloyed steel. *UPB Scientific Bulletin, Series D: Mechanical Engineering*. vol. 72, no. 3. 2010. pp. 97-110.

39. ASTAKHOV, V. *Metal cutting mechanics*. 1998, 297 s. ISBN 0-8493-1895-5.

40. SUN, Y., et al. An experimental investigation of the influence of cutting parameters on cutting temperature in milling Ti6Al4V by applying semi-artificial thermocouple. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 70. 2014. pp. 765-73.

41. DAVIES, M. A. et al. On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes. CIRP annals, vol. 56. 2007. pp. 581-604.

42. YOSHIOSKA, H., H. HASHIZUME a H. SHINNO. In process microsensor for ultraprecision machining. *IEE Proceedings - Science, Measurement and Technology*. vol. 151. 2004. pp. 121-125.

43. BRINKSMEIER, E. S. FANGMANN a R. RENTSCH. Drilling of composites and resulting surface integrity. *CIRP annals*, vol. 60. 2011, pp. 57-60.

44. KUS, A., et al. Thermocouple and infrared sensor-based measurement of temperature distribution i meteal cutting. *Sensors*, vol. 15. 2015. pp. 1274-91.

45. UEADA, T., et al. Temperature on Flank Face of Cutting Tool in High Speed Milling. *CIRP annals*, vol 50. 2001. pp. 37-40.

46. WRIGHT, P. a E. TRENT. Metallographic methods of determining temperature gradients in cutting tool. *J. Iron and Steel Institute*, vol. 211. 1973. pp. 364-388.

47. LO CASTO, S., et al. Cutting temperature evaluation in ceramic tools: experimental tests, numerical analysis and SEM. *CIRP annals*, vol. 43. 1994. pp. 73-76.

48. OSTAFIEV, V., et al. Tool heat transfer in onrthogonal metal cutting. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol.121. 1999. pp. 541-549.

49. LONGBOTTOM, J. a J. LANHAM. Cutting temperature measurement while machining - a review. *Aircraft Engineering and Aerospace Technology*, vol. 77. 2005, pp. 122-130.

50. HOCHENG, H. a H. Y. PUW. On drilling characteristic of fiber-reinforced thermoset and thermoplastics. *Int. J. Mach. Tools Manufact*. vol. 32, no. 4. Great Britain: Pergamon press Ltd. 1992. pp. 583-592.

51. QUADRINI, F., E. A. SQUEO a V. TAGLIAFERRI. Machining of glass fiber reinforced polyamide. Rome (Italy): *eXpress Polymer letters*, vol. 1, no.12, 2007.

52. CALZADA, K. A., et al. Modeling and interpretation of fiber orientation-based failure mechanisms in machining of carbon. *Journal of Manufacturing Processes*. vol. 14. 2012, pp. 141–149.

53. PUW, H. Y. a H. HOCHENG. Machinability test of carbon fiber-reinforced plastics in milling. Hsinchu (Taiwan): *Materials and manufacturing processes*, vol. 8(6), 1993. pp. 717-729.

54. AZMI, A. I. R., J. T. LIN a D. BHATTACHARYYA. Experimental Study of Machinability of GFRP Composites by End Milling. *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 27. 2012. pp. 1045-1050. ISSN: 1532-2475.

55. *CVD - hardness comparison* [online]. 2017 [cit. 2017-02-22]. Dostupné z: http://neher-group.com/en/cvd-tools.html

56. KARPAT, Y. a N. POLAT. Mechanistic force modeling for milling of carbon fiber reinforced polymers with double helix tools. *CIRP annals*, vol. 62. 2013, pp. 95-98.

57. LAMMER, M. Mechanical Properties of Polycrystalline Diamonds. *Materials Science and Technology*. vol. 4. 1988. pp. 949-955.

58. SANDVIK. In: *COMPAX® PCD TOOL BLANKS AND INSERTS* [online]. 2016 [cit. 2017-02-20]. Dostupné z: http://www.hyperion.sandvik.com

59. QUADRINI, F. Machining of Plastics: A New Approach for Modeling. *Polymer engineering and sience*. 2008. pp. 434-438.

60. DOLD, C. et al. Comparison of ground and laser machined polycrystalline diamond (PCD) tools in cutting carbon fiber. In: *5th CIRP Conference on High Performance Cutting 2012*. Switzerland: 2012. pp. 178 – 183.

61. WEISS AG. In: *Laser processed PCD and CVD diamond tools* [online]. 23. 5. 2013 [cit. 2017-01-05]. Dostupné z: www.weiss-diamant.com

62. KATO, H. K. SHINTANI a H. HANYU. In: *Cutting Performance of CVD Diamond Coated tool in Machining of Green Body of Silicon Nitride*. [online]. 1999 [cit. 2017-01-20]. Dostupné z: http://www.aspe.net/publications/Annual_1999/POSTERS/PROCESS/GRIND/KATO_H.PDF

63. ISHIMARUA, D. et al. Burr suppression using sharpened PCD cutting edge by ultraviolet-ray irradiation assisted polishing. In: *5th CIRP Conference on High Performance Cutting 2012*. 2012.

64. ELEMENT SIX. In: *Element six_AeroDianamics_Brochure_8pp_A4_english_R3_awVIZ* [online]. 2016 [cit. 2016-12-01]. Dostupné z: www.e6.com

65. LOVEJOY. In: *PCD End Mills - Composite Machining* [online]. 28. 10. 2013 [cit. 2016-11-02]. Dostupné z: www.lovejoytool.com

66. CHUKYO. In: *Chukyo General Guide* [online]. 16. 2. 2016 [cit. 2017-02-21]. Dostupné z: http://www.chukyo-corp.co.jp/en/products/

67. *PCD Twisted Helical End Mill features reduced cutting resistance*. Japonsko: DigInfo, 2014.

68. KŘENA, J. DC player. In: *Termoplastové kompozity v leteckých aplikacích* [online]. [cit. 2017-12-04]. Dostupné z: http://docplayer.cz/15395002-Termoplastove-kompozity-v-leteckych-aplikacich.html

69. VCSVTT. 135 ústav výrobních strojů a zařízení - RCMT. *Historie* [online]. 2018 [cit. 2018-01-02]. Dostupné z: http://www.rcmt.cvut.cz/o-nas/cz/historie

70. SMOLÍK, J. et al. *Návod k obsluze experimentálního stroje LM-2*. Praha: ČVUT v Praze, 2004.

71. JENARTHANAN, M. P., G. NISHANTH a R. BHARATWAJ. Optimization of machining parameters in end milling of GFRP composites based on the Taguchi method. *International Journal of Knowledge-based and Intelligent Engineering Systems*, vol. 20. 2016. pp. 123-34. DOI 10.3233.

72. *MI: ASI Press*. Allen Park, MI: ASI Press, 1987.

73. *ČSN EN ISO 4288 - Geometrické požadavky na výrobky (GPS) - Struktura povrchu: Profilová metoda* - Praha: Český normalizační institut, 1999.

74. BUCKO, M. *Frézování FRTC materiálů – vliv řezných podmínek na silové účinky*. Praha (Bakalářská práce): ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav technologie obrábění, projektování a metrologie. 2017.

75. ALTINTAS, Y. *Manufacturing Automation*. Cambridge: THE PRESS SYNDICATE OF THE UNIVERSITY OF CAMBRIDGE. 2000. ISBN 0-521-65029-1.

76. NUNAK, T., et al. Thermal image resolution on angular emissivity measurements usin infrared thermography. *Proceedings of the international MultiConference of Engineers and Computer Scientists.* vol. 1. 2015. pp. 1-5.

77. TERMOKAMERA.CZ. Termokamera.cz. *Příklady termokamer* [online]. 2018 [cit. 2018-05-21]. Dostupné z: http://www.termokamera.cz/princip-a-funkce/priklady-termokamer/

78. SAGLAM, H., S. YALDIZ a F. UNSACAR. The effect of tool geometry and cutting speed on main cutting force and tool tip temperature. *Materials & Design,* vol. 28. 2007. pp. 101-111.

79. TŘEŠŇÁK, A. *Frézování FRTC materiálů – vliv řezných podmínek na teplotu v řezu*. Praha (Bakalářská práce): ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav technologie obrábění, projektování a metrologie, 2017.

80. SOVA, J. a K. KADLEC. In: *Termokamery a pyrometry* - Princip měření, vlastnosti a využití [online]. 23. 4. 2014 [cit. 6-06-2016]. Dostupné z: www.alforpower.cz

Seznam autorových publikací k tématu práce

81. MAŠEK, P., ZEMAN, P. a KOLÁŘ, P. Technology optimization of PPS/C composite milling using Taguchi method. *MM Science Journal*, Special Issue. 2012. pp. 1-8. ISSN 1803-1269.

82. ZEMAN, P., KOLÁŘ, P., a MAŠEK, P. *Frézovací nástroj PCD pro obrábění kompozitů s termoplastickou matricí*. [Prototyp]. 2012. ČVUT v Praze, Praha.

83. ZEMAN, P., et al. *DV#2-2 (2012) Problematika obrábění těžkoobrobitelných, kompozitních, případně dalších materiálů a návrh způsobu hodnocení produktivity a hospodárnosti obrábění*. TA ČR. 2012, V-12-037.

84. MAŠEK, P., et al. *Upínací jednoúčelový přípravek pro frézování a vrtání kompozitu*. [Funkční vzorek]. 2013. ČVUT v Praze, Praha.

85. MAŠEK, P. a ZEMAN, P. Frézování kompozitů s termoplastickou matricí. *MM Průmyslové spektrum*. 2013. pp. 60-61. ISSN 1212-2572. Dostupné z: http://www.mmspektrum.com/clanek/efektivni-frezovanikompozitu- s-termoplastickou-matrici.html

86. MALÝ, J., et al. Technologie obrábění a aplikace. In: *Obráběcí stroje na EMO Hannover 2013*. 16.09.2013 - 21.09.2013. 2014. pp. 195-204. ISBN 978-80-904077-5-6.

87. KOLÁŘ, P., MAŠEK, P. a ZEMAN, P. Milling tools for cutting of fiber-reinforced plastic. *Journal of Machine Engineering*, vol. 14. no. 2. 2014. pp. 93-103. ISSN 1895-7595

88. MAŠEK, P., ZEMAN, P. a KOLÁŘ, P. Development of a cutting tool for composites with thermoplastic matrix [online]. *MM Science Journal*. 2013. 422-427. ISSN 1805-0476.

89. MAŠEK, P., KOLÁŘ, P. a ZEMAN, P. Optimization of trimming operations for machining carbon fibre reinforced thermoplastic composite. In: *Proceedings of the International Conference on Advanced Manufacturing Engineering and Technologies.* The 3rd International Conference on Advanced Manufacturing Engineering and Technologies. Stockholm, 27.10.2013 - 30.10.2013. Stockholm: KTH Royal Institute of Technology. 2013. pp. 73-82. ISBN 978-91-7501-892-8.

90. ZEMAN, P., MAŠEK, P. a SMOLÍK, J. *Praktické aspekty obrábění polymerních kompozitů s vláknovou výztuží*. 2014, V-14-004.

91. ZEMAN, P. a MAŠEK, P. *Testy frézování termosetického kompozitu se skelnými vlákny*. 2014, V-14-019.

92. MAŠEK, P., KOLÁŘ, P. a ZEMAN, P. *Frézovácí nástroj na FRTC materiály s PCD břity*. [Prototyp]. 2014. ČVUT v Praze, Praha.

93. MAŠEK, P., KOLÁŘ, P. a ZEMAN, P. *Diamantem povlakovýn frézovácí nástroj pro obrábění FRTC materiálů*. [Prototyp]. 2014. ČVUT v Praze, Praha.

94. ZEMAN, P., et al. DV#2 (2015) - *Vytvořený návrh technologie obrábění a jejího hodnocení pro kompozitní materiály*. 2015, V-15-050. ČVUT v Praze, Praha.

95. MAŠEK, P., et al. Investigation of Thrust Force and Delamination during Drilling of C/PPS. *Manufacturing Technology: Journal for Science, Research and Production*. vol. 16. no. 6. 2016. pp. 1308-1314. ISSN 1213-2489.

96. ZEMAN, P., KOLÁŘ, P. a MAŠEK, P. Experimental investigation into machining of FRP material. In: *12th International Conference on High Speed Machining. 12th International Conference on High Speed Machining. Nanjing*, 18.10.2015 - 20.10.2015. Pfaffikon: Trans Tech Publications Ltd.. 2015, pp. 29-35. sv. 32. ISSN 0255-5476. ISBN 978-3-03835-654-7. Dostupné z: https://www.scientific.net/

97. KOLÁŘ, P., et al. Vývoj nástrojů pro obrábění vláknových kompozitů s termoplastickou matricí [online]. *Transfer Výzkum a vývoj pro letecký průmysl*. vol. 10. no. 24. 2015., pp. 6-9. ISSN 1801-9315. Dostupné z: http://www.vzlu.cz/cs/casopis-transfer-rocnik-2015-c475.html

98. ZEMAN, P., et al. *Výzkumná zpráva o řešení projektu FV10282 „Hybridní technologie výroby nástrojů z ultratvrdých materiálů“ za rok 2016*. Praha: Ministerstvo průmyslu a obchodu. 2016, FV10282-2016.

99. ZEMAN, P., et al. *Dílčí výzkumná zpráva o řešení projektu FV10282 „Hybridní technologie výroby nástrojů z ultratvrdých materiálů" za rok 2016*. Praha: Ministerstvo průmyslu a obchodu. 2016, V-16-058.

100 ZEMAN, P., et al. *Výzkumná zpráva o řešení projektu FV10282 „Hybridní technologie výroby nástrojů z ultratvrdých materiálů“ za rok 2017*. Praha: Ministerstvo průmyslu a obchodu ČR. 2017, FV10282-2017.

101. ZEMAN, P., MALÝ, J. a MAŠEK, P. *Dílčí výzkumná zpráva o řešení projektu FV10282 „Hybridní technologie výroby nástrojů z ultratvrdých materiálů“ za rok 2017*. Praha: Ministerstvo průmyslu a obchodu ČR. 2017, V-17-068.

102. ZEMAN, P., et al. *Centrum pokročilých leteckých technologií - Výzkumná zpráva z řešení dílčích výzkumných témat v prvním období řešení projektu (do 07/2017)*. Praha: MŠMT. 2017, V-17-024.

103. MAŠEK, P., et al. Edge trimming of C/PPS plates. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2018. pp. 1-14.