

**ČESKÉ VYSOKÉ  
UČENÍ TECHNICKÉ  
V PRAZE**

**FAKULTA  
STROJNÍ**



**TEZE  
DISERTAČNÍ  
PRÁCE**



ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE  
FAKULTA STROJNÍ  
*Ústav technologie obrábění, projektování a metrologie*

TEZE DISERTAČNÍ PRÁCE

*Frézování kompozitních materiálů s termoplastickou  
matricí*

*Ing. Petr Mašek*

Doktorský studijní program: Strojní inženýrství

Studijní obor: *Strojírenská technologie*

Školitel: *prof. Dr. Ing. František Holešovský*

Teze disertace k získání akademického titulu "doktor", ve zkratce "Ph.D."

Praha

2/2019



Název anglicky: *Milling of fibre reinforced thermoplastic composites*

Disertační práce byla vypracována v kombinované formě doktorského studia na Ústavu *Ústav technologie obrábění, projektování a metrologie* Fakulty strojní ČVUT v Praze.

Disertant: *Ing. Petr Mašek*

*Ústav technologie obrábění, projektování a metrologie,  
Fakulta strojní ČVUT v Praze,  
Technická 4, 166 07 Praha 6 – Dejvice*

Školitel: *prof. Dr. Ing. František Holešovský*

*Ústav technologie obrábění, projektování a metrologie,  
Fakulta strojní ČVUT v Praze,  
Technická 4, 166 07 Praha 6 – Dejvice*

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

*Ústav technologie obrábění, projektování a metrologie,  
Fakulta strojní ČVUT v Praze,  
Technická 4, 166 07 Praha 6 - Dejvice*

Oponenti: *doc. Ing. Miroslav Zetek, Ph.D. - ZČU, FST Plzeň*

*prof. Dr. Ing. Ivan Mrkvica - VŠB TU, FS Ostrava*

*Ing. Vítězslav Rázek, CSc. - ČVUT, FS Praha*

Teze byly rozeslány dne: .....

Obhajoba disertace se koná dne ..... v ..... hod.  
v zasedací místnosti č. 17 (v přízemí) Fakulty strojní ČVUT v Praze,  
Technická 4, Praha 6

před komisí pro obhajobu disertační práce ve studijním oboru *Strojírenská technologie*.

S disertací je možno se seznámit na oddělení vědy a výzkumu Fakulty strojní ČVUT v Praze, Technická 4, Praha 6.

prof. Ing. Jan Suchánek, CSc.  
předseda oborové rady oboru *Strojírenská technologie*  
Fakulta strojní ČVUT v Praze



## **Anotace**

Práce je zaměřena na frézování kompozitních materiálů s termoplastickou maticí. 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 opotřebením 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 tímtěž typem nástroje.

## **Annotation**

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.



# 1 Obsah

Anotace.....	7
Annotation .....	8
2 SOUČASNÝ STAV PROBLEMATIKY.....	11
2.1 Hlavní komplikace při frézování FRP.....	12
2.2 Výběr metody měření teploty na základě studie současného stavu.. .....	13
2.3 Trendy u fréz pro obrábění kompozitů.....	14
3 CÍLE DISERTAČNÍ PRÁCE .....	15
4 VLASTNÍ ZPRACOVÁNÍ.....	16
4.1 Volba testových FRTC materiálů.....	16
4.2 Test standardních nástrojů – návrh experimentu.....	17
4.2.1 Drsnost povrchu – výsledky testu standardních nástrojů .....	18
4.2.2 Delaminace/otřepy – vyhodnocení testu standardních nástrojů ... .....	19
4.2.3 Vyhodnocení sil – test standardních nástrojů.....	20
4.3 Návrh optimálního tvaru řezné části prototypového nástroje.....	20
4.3.1 Srovnání prototypových fréz 1. série z hlediska řezivosti.....	21
4.3.2 Ekonomická analýza testovaných materiálů .....	22
4.3.3 Shrnutí poznatků z vývoje první řady prototypových nástrojů	23
4.4 Návrh druhé řady prototypových nástrojů.....	24
4.4.1 Shrnutí poznatků z vývoje druhé řady prototypových nástrojů	28
4.5 Návrh geometrického modelu sil .....	29
4.5.1 Zobecnění modelu sil C/PPS a G/PA12.....	33
4.5.2 Ověření modelu sil pro materiál C/PPS .....	33
4.5.3 Ověření modelu sil pro materiál G/PA12.....	35
4.6 Empirický model delaminace.....	35
4.6.1 Ověření empirického modelu delaminace pro materiál C/PPS	35

4.6.2	Ověření empirického modelu delaminace pro materiál G/PA12 .	36
4.7	Měření teploty při frézování G/PA12 a C/PPS.....	37
4.7.1	Stanovení cejchovní závislosti C/PPS - chromel .....	37
4.7.2	Návrh metody měření teploty polomělym termočlánkem.....	38
4.7.3	Interpretace záznamu termoelektrického napětí a volba typu filtrace .....	39
4.7.4	Statistická významnost řezných podmínek pro nárůst teploty .	39
4.7.5	Empirický matematický model teploty .....	41
4.8	Termovize – komparační měření teploty na C/PPS a G/PA12....	42
4.8.1	Stanovení emisivity kompozitu C/PPS a G/PA12.....	42
4.8.2	Vyšetřování významnosti vlivu vybraných faktorů řezných podmínek na teplotu měřenou termokamerou.....	42
4.8.3	Vyšetřování významnosti vlivu geometrie kompresního nástroje v porovnání s $v_c$ na teplotu měřenou termokamerou .....	43
5	ZÁVĚR .....	44
5.1	Splnění cílů disertační práce.....	47
5.2	Nové poznatky a přínos pro teorii a praxi .....	48
5.3	Doporučení směrů dalšího výzkumu studované problematiky.....	49
	SEZNAM AUTOROVÝCH PUBLIKACÍ.....	49
	SEZNAM ODBORNÉ LITERATURY.....	52

## 2 SOUČASNÝ STAV PROBLEMATIKY

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) [24]. Vlákný vyztužený polymer (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 využívány v letectví, kosmonautice či ve zbrojařství, avšak prudký nárůst spotřeby polymerních kompozitů zaznamenala zejména odvětví stavebnictví a dopravy. 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 [25].

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 [26]. Současný světový výzkum obrábění FRP materiálů je zacílen zejména na tradičně používaný typ laminátů s termosetickou matricí, konkrétně 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 [24, 27, 28] 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

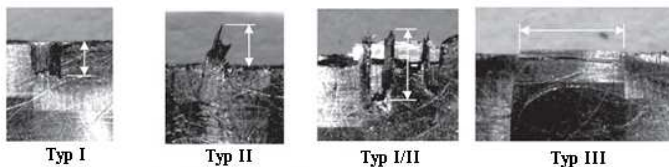
silovému a tepelnému zatížení obrobku, které může vést ke zhoršení výsledné kvality obrobeného povrchu. K tomu samému dojde i při nevhodně zvolených podmínkách.

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.

## 2.1 Hlavní komplikace při frézování FRP

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

Neهومogenita materiálu se projevuje při obrábění z hlediska kvality obrobeného povrchu takzvanou **delaminací** (obr. 1) [25] [26] [28]. 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 [29].



obr. 1. Typy delaminace při frézování [26, 30].

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 [31]. Nejčastěji sledovanou je teplota skelného přechodu [32] [33] [24] [34] [35]. 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 [27]. 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 [36]. Na druhou stranu vliv krátkodobého působení chladiva při obrábění by nemusel nutně znamenat poškození kompozitu, jak tvrdí Richter [37]. Každopádně je většina kompozitů tradičně obráběna na sucho, maximálně s použitím vzduchu jako chladicího média. Ve speciálních aplikacích je pak využito chlazení tekutým dusíkem nebo oxidem uhličitým.

Tvrdost vláknové výztuže je zároveň provázena její velkou křehkostí [38, 39]. Vlákno má tendenci při odřezávání praskat a lámat se na mnoho drobných částecek. Tyto částčky – **prachové třísky** [40] pak mohou zapříčinit při nedostačené ochraně dráždění sliznic, očí i pokožky a je proto třeba počítat s nutností odsávání pracovního prostoru. V případě termosetických matic, které jsou relativně křehké, je objem prachových třísek značný a ochrana zdraví pak nabývá na významu mnohonásobně [26, 40].

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 [41] [42] [36]. Pro zajištění dlouhé trvanlivosti břitů 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 [26].

## 2.2 Výběr metody měření teploty na základě studie současného stavu

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 supertvrдых řezných materiálů - PCD, diamant),
- vhodnost pro obrobky malých tloušťek a specifických fyzikálních vlastností (FRTC desky).

Vzhledem k tomu, že variant FRTC materiálů je nepřehledná 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.

Radiační termografie byla používána již v řadě studií obrábění FRP [32] [34] [95]. U radiační termografie je možné pozorovat teplotu 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 byl již v minulosti použit pro měření teploty u FRP materiálů [35]. 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 termočlánekového vodiče podobně jako v případě [43]. 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 matic.

### 2.3 Trendy u fréz pro obrábění kompozitů

Volba řezných materiálů pro obrábění kompozitních materiálů s termoplastickou maticí pracích musí být orientována na tvrdé až supertvrde řezné materiály kvůli silné abrazi vláknové výztuže [41]. Bylo zjištěno, že PCD mohou mít o něco málo vyšší životnost nežli diamantové povlaky [26] [44] [45]. Zpracování geometrií obou nástrojů je však velmi odlišné a porovnání životností 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 [46] [47]. Představuje zejména dva proudy. Vývoj utvařecích třísek [88, 95] a prostorových lisovaných PCD destiček pájených ve šroubovici na slinutý karbid [48] [48] [49] [50] Oba způsoby

umožňují dosáhnout vysokého ekonomického výkonu obrábění a navíc velmi dobré jakosti povrchu.

### 3 CÍLE 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 maticí, 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 obrobenej plochy.

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

Dílčí cíle tvoří:

1. Návrh konceptu frézovacího nástroje včetně tvaru, řezné geometrie a řezného materiálu za účelem dosažení vysoké kvality obrobenej plochy a vysoké produktivity obrábění při bočním frézování (ořezu) desek vlákný vyztužených termoplastových kompozitních materiálů (FRTC). Návrh bude probíhat ve třech krocích
  - Výběr standardních komerčních řešení na základě odborné a komerční 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 maticí.
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 obrobenej plochy za účelem nalezení limitních řezných podmínek pro frézování vybraných typů kompozitů s termoplastickou maticí.

5. Návrh modelu řezných sil pro zvolený optimální tvar nástroje za účelem predikce řezných sil v netestovaných stavech při frézování kompozitu s termoplastickou maticí.
  - Pro vybraný optimální tvar nástroje budou provedeny testy při různých řezných podmínkách za účelem porovnání navrženého modelu řezných sil pro danou aplikaci.

## 4 VLASTNÍ ZPRACOVÁNÍ

### 4.1 Volba testových FRTC materiálů

Pro tuto práci byly vybrány dva materiály G/PA12 a C/PPS na základě posouzení materiálových vlastností matic a vláken (tab. 1) z hlediska obrobitelnosti FRTC materiálů, které bylo provedeno v rámci projektu 7 rámce s názvem Fibrechain pod grantovým číslem 263385.

*tab. 1. 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) ] <sub>4</sub> ] <sub>s</sub>	[[ (0.90) / (±45) ] <sub>4</sub> ] <sub>s</sub>
Pevnost v tahu [MPa]	3530	1900
Prodloužení do přetržení [%]	1,5	3,7
Modul pružnosti v tahu [GPa]	230	73
Hustota [g/cm <sup>3</sup> ]	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



## 4.2 Test standardních nástrojů – návrh experimentu

Test byl navržen pro zjištění základních rozdílů mezi komerčními nástroji, za účelem odvození řezné geometrie, která by byla nejvhodnější pro obrábění testových materiálů C/PPS a G/PA12 [1]. Byl také navržen za účelem určení vlivu řezných podmínek na jakost obrobeného povrchu a sil vznikajících při bočním frézování testových materiálů, viz obr. 3.

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

- vysokou trvanlivosti bříty,
- vynikající řezivost s ohledem na jakost obrobené plochy,
- vysokou produktivitu frézování.

Výběr nástrojů probíhal na základě doporučení oslovených výrobců nástrojů. Vybráno bylo 6 nástrojů (obr. 2, tab. 2, obr. 3).



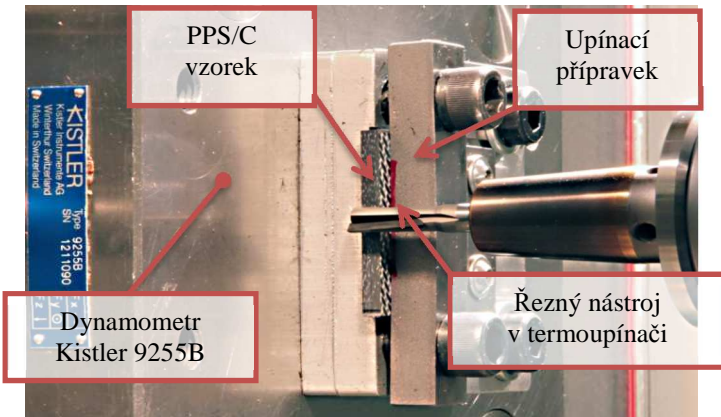
obr. 2. Typy vybraných komerčních nástrojů.

tab. 2. Základní informace o vybraných komerčních nástrojích.

Označení nástroje	Výrobce	No. zubů	Průměr nástroje [mm]	Materiál řezné hrany nástroje
<b>D8T2-PTW</b>	<b>Hufschmied</b>	2	8	PCD
<b>D8T2-PCD</b>		2	8	PCD
<b>D12T2-PCD</b>	<b>Gühring</b>	2	12	PCD
<b>D12T6-CVDD</b>	<b>Garant</b>	6	12	SK s CVDD
<b>D12T9-CVDD</b>	<b>Jabro</b>	9	12	SK s CVDD
<b>D12T2-TiN</b>	<b>WNT</b>	2	12	SK s Ti28

tab. 3. Měřená geometrie nástroje (výběr)

Označení nástroje	Úhel hřbetu	Úhel čela	Úhel šroubovice
<b>D8T2-PTW</b>	17,84	5,06	5,09
<b>D8T2-PCD</b>	17,16	-15,58	5,13
<b>D12T2-PCD</b>	10,09	0,37	2,53
<b>D12T6-CVDD</b>	10,68/11,28	32,24/20,72	15/16,03
<b>D12T9-CVDD</b>	8,31/8,68	11,89/12	19,96/20,17
<b>D12T2-TiN</b>	20,39/22,34	21,64/24,8	17,92/17,83



obr. 3. Ustavení vzorku v upínacím přípravku přišroubovaném na dynamometru [2].

#### 4.2.1 Drsnost povrchu – výsledky testu standardních nástrojů

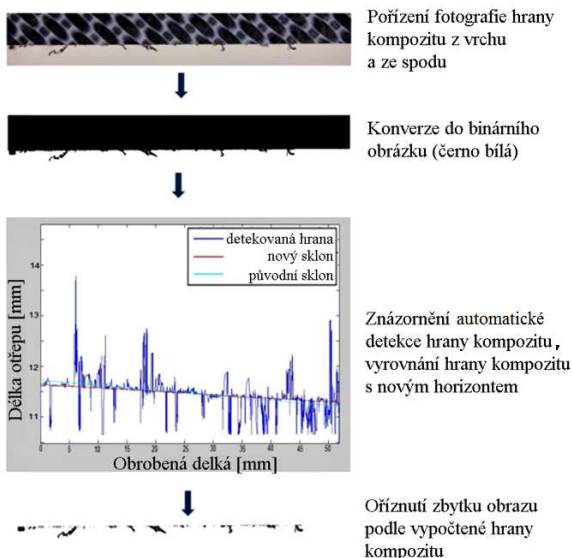
Drsnost povrchu byla naměřena v rozmezí hodnot  $Ra = 0,5$  až  $1,5 \mu\text{m}$  pro všechny testované nástroje napříč jednotlivými běhy u materiálu C/PPS. Drsnost vyjádřená parametrem  $Rz$  pak byla mezi přibližně  $4$  až  $7 \mu\text{m}$ . Provedený párový T-test neprokázal rozdíly mezi nástoji.

Drsnost povrchu u materiálu G/PA12 byla naměřena v rozsahu  $Ra = 0,4$  až  $1,2 \mu\text{m}$  pro všechna měření napříč celým experimentem a pro všechny nástroje. Parametr  $Rz$  byl u tohoto materiálu měřen v rozsahu  $4$  až  $6 \mu\text{m}$ . Rovněž zde párový T-test neprokázal rozdíly mezi nástroji v drsnosti povrchu.

Z měření nebylo, kvůli přílišné variabilitě dat, možné odvodit, který nástroj vytváří lepší obrobek povrch, nebo vliv řezných podmínek na drsnost povrchu [3].

## 4.2.2 Delaminace/otřepy – vyhodnocení testu standardních nástrojů

Pro měření delaminace byla vyvinuta speciální metoda vyhodnocení otřepu ze standardní fotografie. Fotografie byla postprocesně upravena v programu navrženém v prostředí software Matlab. Otřep byl v programu automaticky označen a oddělen od zbytku obrazu. Následně byla spočtena jeho plocha na základě znalosti velikosti obrazového bodu v mm, viz obr. 4 [5].



obr. 4. Postup konverze fotografie na monochromatický obraz otřepu.

Velikost otřepu byla stanovena faktorem delaminace dle vztahu (9).

$$F_{dA} = \frac{A_d}{l} = \frac{A_t + A_b}{l} \quad [mm] \quad (1)$$

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 obrábku při obrábění a  $l$  je obráběná délka.

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.

Z přímého porovnání nástrojů bylo možné vyvodit následující závěry:

- Nástroje s velmi pozitivním úhlem čela jsou efektivnější při odřezávání otřepů.
- Malá zubová mezera může způsobit rychlé ucpání drážek třískami.
- Úprava geometrie PCD pomocí laseru přináší výrazné zlepšení z hlediska tvorby otřepů v porovnání s takto neupraveným PCD
- Byla zjištěna velká variabilita naměřených dat, z čehož vyplynul návrh přesnější metody měření pro další testy

#### 4.2.3 Vyhodnocení sil – test standardních nástrojů

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.

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 [5].
- 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  $a_e$ .

### 4.3 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 (obr. 5, tab. 4). Cílem bylo 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 publikací autora [6].

#### Hlavní požadavky na nástroje:

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

#### 4.3.1 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 ořepů. Byly zvoleny podmínky testování 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 nesousledné frézování [4].



P-D12T4-PCD

P-D12T5-CVDD

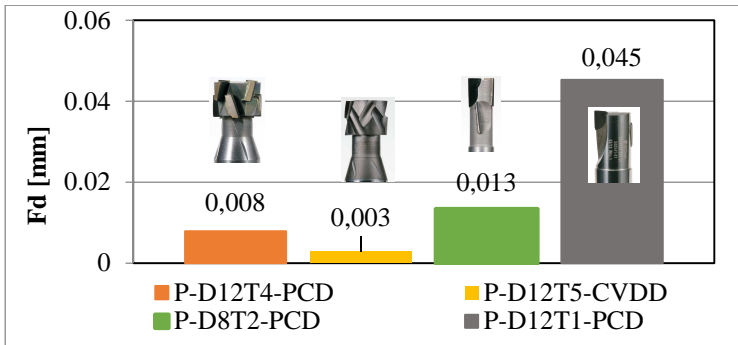
P-D12T1-PCD

P-D8T2-PCD

obr. 5. Testované prototypy PCD a CVD-D fréz.

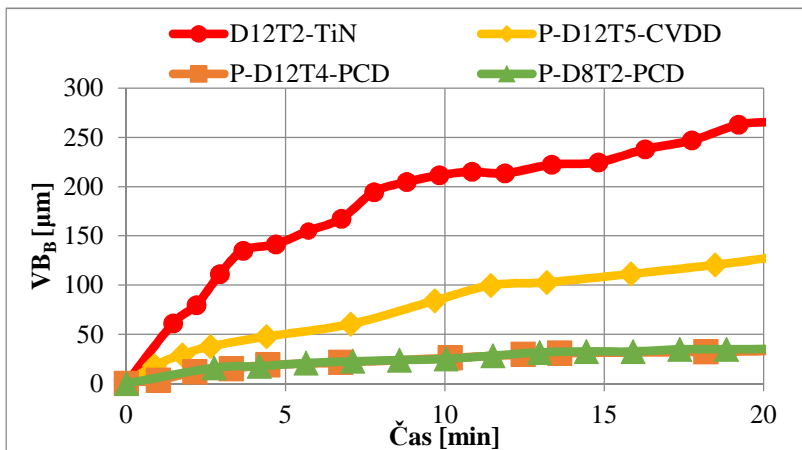
tab. 4. Technické parametry prototypových nástrojů ve druhé fázi testování.

Označení nástroje	z	D [mm]	Úhel hřbetu	Úhel čela	Úhel šroubovice
P-D12T4-PCD [7]	4	12	10,61°	3,86°	15,87°
P-D12T5-CVDD [8]	5	12	13,78°	21,07°	27,8°
P-D12T1-PCD	2	12	11,03°	4,43°	10,0°
P-D8T2-PCD	2	8	4,89°	3,75°	14,51°



obr. 6. Výsledky měření delaminace prototypových nástrojů na materiálu C/PPS.

Porovnání nástrojů z hlediska životnosti řezné hrany bylo provedeno při  $f_z = 0,1$  mm,  $v_c = 300$  m/min,  $a_e = 3$  mm pouze na deskách C/PPS o tloušťce 5 mm. Výsledky měření jsou na obr. 7.



obr. 7. Průběhy opotřebení nástrojů D12T2-TiN, P-D12T5-CVDD, P-D12T4-PCD, P-D8T2-PCD [9].

#### 4.3.2 Ekonomická analýza testovaných materiálů

Pro posouzení každé z vybraných prototypových fréz jsou důležité celkové náklady. Pro porovnání výsledků nástrojů P-D12T4-PCD, P-D12T5-CVDD se standardním komerčním nástrojem byla proto provedena kalkulace celkových

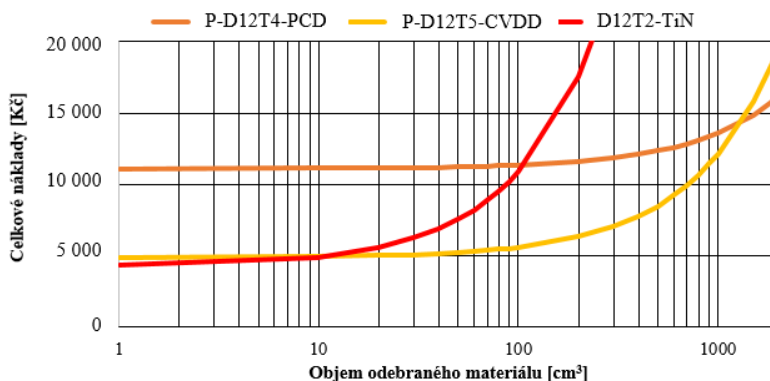
nákladů obrábění C/PPS (obr. 8, tab. 5). Nástroje se vzájemně liší počtem zubů (tedy i potenciálem produktivity), trvanlivostí i pořizovací cenou.

tab. 5. Přehled ekonomických parametrů vybraných nástrojů pro porovnání.

Označení nástroje	P-D12T4-PCD	P-D12T5-CVDD	D12T2-TiN
Cena nástroje CT	11 100 Kč	4 875 Kč	4 250 Kč
T <sub>0.1</sub> * [min]	100**	11,5	2,7
MRT [cm <sup>3</sup> ]	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 aproximace měřených dat.



obr. 8. Celkové náklady v závislosti na odebraném materiálu s ohledem na životnost nástroje [10].

#### 4.3.3 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 plátek.
- 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 [28].
- 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<sup>3</sup>).
- 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 ořepů.

#### 4.4 Návrh druhé řady prototypových nástrojů a testování

V této kapitole jsou představeny nástroje z druhé vývojové řady prototypových fréz (obr. 9, obr. 11). Nástroje z první řady byly na základě předchozích testů podrobeny kritice a s výrobcí byly konzultovány možné změny na vybraných prototypech pro zvýšení zejména řezivosti nástrojů s ohledem na kvalitu dosaženého povrchu (tab. 6, tab. 7).



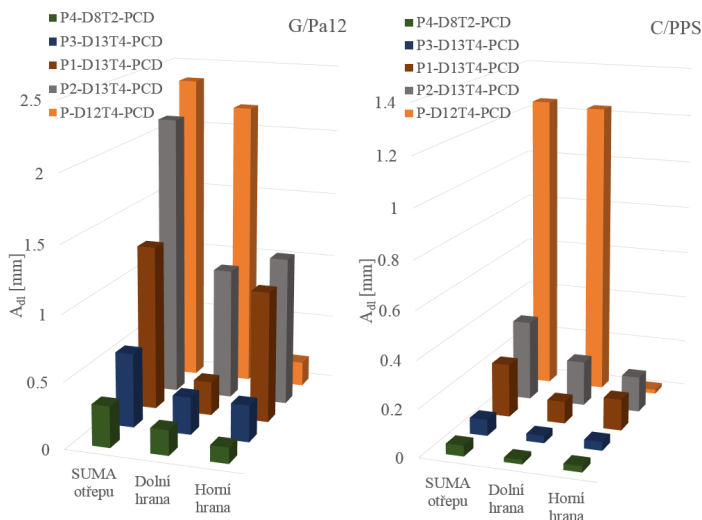
obr. 9. Prototypy PCD fréz druhé generace.

tab. 6. Technické parametry PCD prototypových nástrojů druhé generace.

Označení nástroje	No. zubů	Průměr [mm]	Úhel hřbetu	Úhel čela	Úhel šroubovice
P1-D13T4-PCD	4	13	10	12	12
P2-D12T5-PCD	4	13	12,5	0	0
P3-D12T1-PCD	4	13	18	12	0
P4-D8T2-PCD	2	8	14,5	20	5



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



obr. 10. Vyhodnocení otřepů PCD v druhé fázi testování – G/PA12 vlevo, C/PPS vpravo.

Otřepy byly vyhodnoceny zvláště pro horní a dolní plochu frézovaného vzorku, avšak vyhodnocena byla i suma z obou měřených středních délek delaminace (obr. 10). Vyhodnocení otřepů PCD v druhé fázi testování – G/PA12 vlevo, C/PPS vpravo. 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.

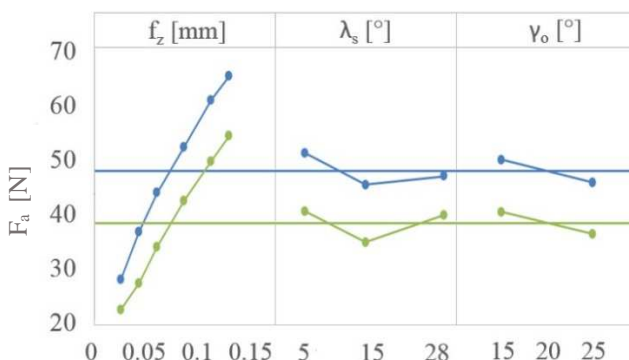


obr. 11. Prototypy CVD-D nástrojů druhé generace.

tab. 7. Technické parametry CVD-D prototypových nástrojů druhé generace.

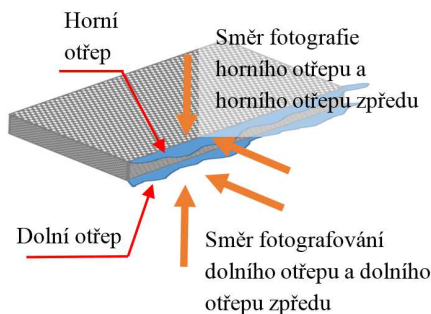
Označení nástroje	Počet zubů	Průměr [mm]	Úhel hřbetu	Úhel čela	Úhel šroubovice
G25-L28	5	12	12	25	28
G25-L15				25	15
G25-L05				25	5
G15-L28				15	28
G15-L15				15	15
G15-L05				15	5

Pro srovnání sady CVD-D fréz s rozdílnou geometrií (obr. 11 a tab. 7) byl navržen experiment s větším počtem úrovní posuvů 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  $f_z$  souvisí se statistickou významností daného faktoru z měření sil komerčních nástrojů obr. 12). Nástroje byly mezi sebou porovnány analýzou rozptylu – ANOVA [12].



obr. 12. Grafy hlavních efektů pro střední hodnoty  $F_a$ .

Pro tuto experimentální část byla upravena metodika měření otřepů. Ta byla prvně autorem prezentována v [23]. 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. 13).

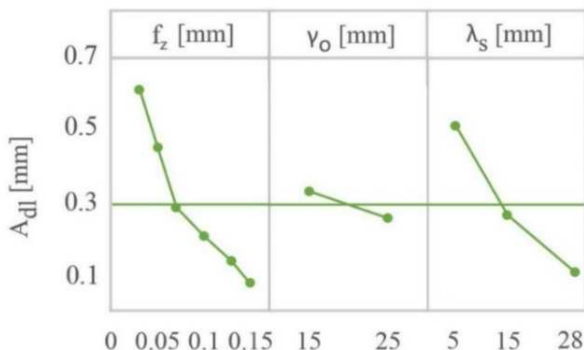


obr. 13. Princip přesné metody měření otřepu [13].

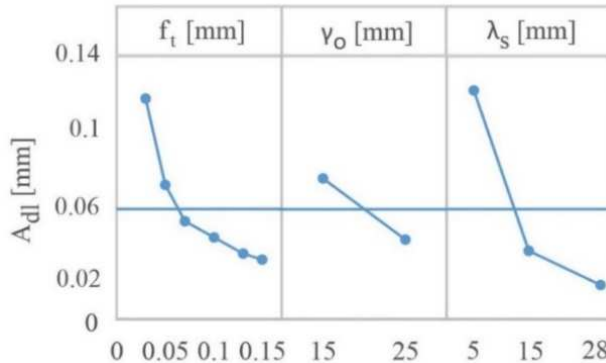
Vyhodnocována byla průměrná plocha otřepu vydělená hodnotou odřezané plochy. Výsledné číslo bylo označeno jako střední délka delaminace od plochy otřepu  $A_{dl}$ .

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

Kde  $A_d$  je plocha otřepu a  $l$  je délka obráběného vzorku. Dále  $A_t$  je plocha otřepu měřená shora a analogicky k tomu  $A_b$  je plocha otřepu měřená ze spodu testovacího vzorku. Pak  $A_{ft}$  je plocha otřepu na horní hraně vzorku fotografovaná z předního pohledu a  $A_{fb}$  je plocha otřepu na dolní hraně fotografovaná z předního pohledu. Výsledky měření v grafech hlavních efektů viz obr. 14, obr. 15.



obr. 14. Grafy hlavních efektů pro střední hodnoty  $A_{dl}$  – G/PA12.



obr. 15. Grafy hlavních efektů pro střední hodnoty  $A_{d1}$  – C/PPS [14].

#### 4.4.1 Shrnutí poznatků z vývoje druhé řady prototypových nástrojů

- Jako prokazatelně nejvhodnější varianta úpravy geometrie PCD nástrojů z hlediska redukce otřepu byla u nástroje s laserovaným utvařečem třísek ve dvojité kompresní šroubovici nástroje P4-D8T2-PCD.
- Ekonomická varianta nástroje s velmi dobrými výsledky z hlediska kvality obrobeneho povrchu je odsazení řezné hrany od osy z úhlem šroubovice  $0^\circ$  (fréza P3-D13T4-PCD).
- Varianta s kompresním uložením břitů s odsazením řezné hrany od osy selhává v porovnání s ostatními testovanými 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 obrobeneho 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 v kombinaci geometrie řezné části s dvojitou kompresní šroubovicí  $\lambda_s = 28^\circ$ ,  $\gamma_o = 25^\circ$  vykazovaly nejmenší otřepy ( $A_{d1}$ ), Síly ( $F_a$ ) byly nejnižší u obou testovaných materiálů pro  $\lambda_s = 15^\circ$  a  $\gamma_o = 25^\circ$
- Vylepšená metodika posuzování otřepů poskytuje přesnější popis velikosti otřepu, ovšem za cenu podstatného zvýšení času potřebného vyhodnocení delaminace.

- 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.

## 4.5 Návrh geometrického modelu sil

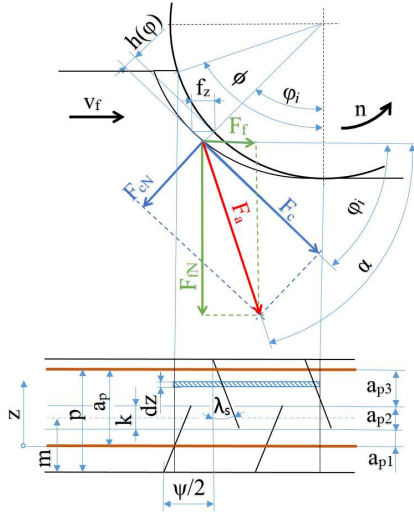
Model řezných sil má napomoci predikovat netestovaná nastavení řezných podmínek speciálně pro nástroje s dvojitou kompresní šroubovicí. Geometrický model řezných sil vychází z hlavní myšlenky prezentované v [42]. Změna oproti předloze spočívá v uvažování překryvu pravé a levé šroubovice nástroje značené  $k$ . 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  $\psi$  daným osovou pozicí nástroje  $m$  vůči horní hraně obráběné desky  $p$ . Navržený model byl popsán v publikaci autora [14].

$$a_{p1} = \begin{cases} 0 & p > m - \frac{k}{2} + a_p \\ a_p & m - \frac{k}{2} - p + a_p > a_p \\ m - \frac{k}{2} - p + a_p & \text{všude jinde} \end{cases} \quad (3)$$

$$a_{p2} = a_p - a_{p1} - a_{p3} \quad (4)$$

$$a_{p3} = \begin{cases} 0 & p < m + \frac{k}{2} \\ a_p & p - m - \frac{k}{2} > a_p \\ p - m - \frac{k}{2} & \text{všude jinde} \end{cases} \quad (5)$$

Zde viz obr. 16, 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  $a_{p2}$ .



obr. 16. Záběrové charakteristiky nezbytné pro zpracování modelu [12] [14].

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

$$b(\varphi) = \begin{cases} \frac{\pi D(\varphi_i - \phi_{st})}{360 \ln \lambda_s} & \phi_{st} \leq \varphi_i \leq \phi_{st} + \tau \\ \frac{\pi D(\phi_{ex} - \varphi_i)}{360 \ln \lambda_s} & \phi_{ex} - \tau \leq \varphi_i \leq \phi_{ex} \text{ [mm]} \\ \frac{a_{pi}}{\cos \lambda_s} & \phi_{st} < \varphi_i < \phi_{ex} \\ 0 & \text{všude jinde} \end{cases} \quad (6)$$

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

$$\tau = \frac{180(a_p - k) \tan \lambda_s}{\pi D} \quad [^\circ] \quad (7)$$

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

$$h_{1,3}(\varphi) = -f_z \frac{\cos \bar{\varphi} \phi_{st} - \cos \bar{\varphi} \phi_{ex}}{\phi_{st} - \phi_{ex}} \text{ [mm]} \quad (8)$$

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

$$h_2(\varphi) = -\frac{1}{2} f_z \frac{\cos \bar{\varphi} \phi_{st} - \cos \bar{\varphi} \phi_{ex}}{\phi_{st} - \phi_{ex}} \text{ [mm]} \quad (9)$$

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

$$K_c(\varphi) = kc_1 \left( \sum h_i(\varphi) \right)^{-mc} \text{ [N} \cdot \text{mm}^2] \quad (10)$$

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

$$K_{cN}(\varphi) = kc_{N1} \left( \sum h_i(\varphi) \right)^{-mcN} \text{ [N} \cdot \text{mm}^2] \quad (11)$$

Zde  $kc_{N1}$  a  $m_{cN}$  jsou koeficienty měrné řezné normálové síly. Pak se řezná síla dá spočítat z následujícího vztahu dle [51]:

$$F_c(\varphi) = K_c(\varphi) \cdot \left( \sum h_i(\varphi) \right) \cdot \left( \sum b_i(\varphi) \right) + F_{ce} \text{ [N]} \quad (12)$$

Kde  $F_{ce}$  je příspěvek síly od řezné hrany, určený z graficko-početního řešení, viz dále. Řezná normálová síla pak vyplývá ze vztahu (11) a (12):

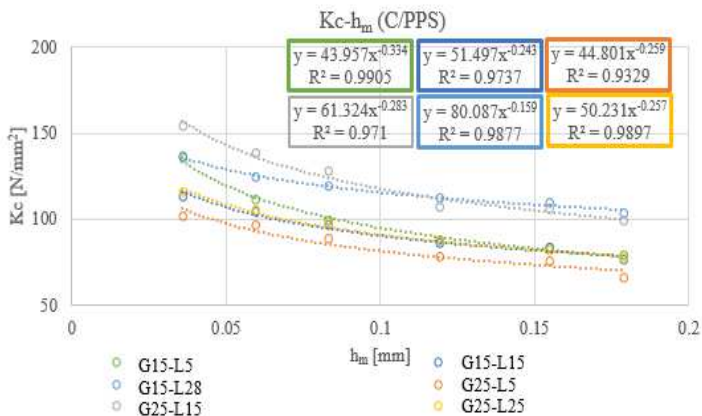
$$F_{cN}(\varphi) = K_{cN}(\varphi) \cdot F_c \text{ [N]} \quad (13)$$

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

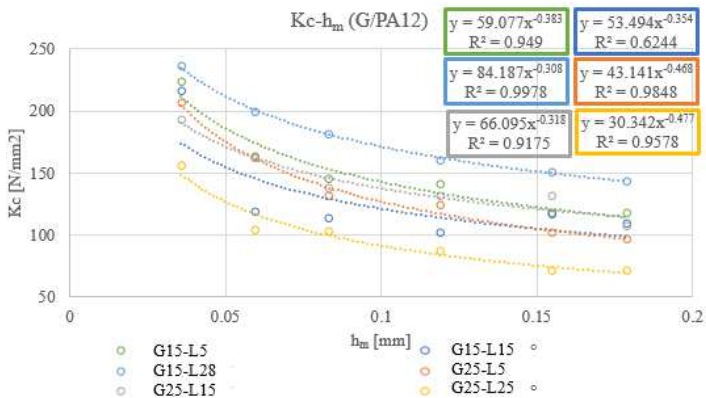
$$F_x(\varphi) = -F_c(\varphi) \cdot \sin \varphi_i + F_{cN}(\varphi) \cdot \cos \bar{\varphi} \varphi_i \text{ [N]} \quad (14)$$

$$F_y(\varphi) = F_c(\varphi) \cdot \sin \varphi_i + F_{cN}(\varphi) \cdot \cos \bar{\varphi} \varphi_i \text{ [N]} \quad (15)$$

Vyhodnocení koeficientů měrné řezné síly bylo provedeno pro všechny typy prototypových nástrojů (obr. 17 a obr. 18). 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. 17. Závislost  $Kc-h_m$  pro v CVD-D prototypy z druhé řady – Materiál C/PPS



obr. 18. Závislost  $Kc-h_m$  pro CVD-D prototypy z druhé řady – Materiál G/PA12.

tab. 8. 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. Rozdíl obou modelů je závislý na proměnných  $k$ ,  $\lambda_s$  a  $a_p$ . Vliv  $k$  na velikost sil klesá s rostoucím  $a_p$  a klesajícím  $\lambda_s$ .

#### 4.5.1 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 (tab. 9, tab. 10), které by nahradily potřebu definovat pro každou geometrii řezného nástroje nové  $k_{c1}$ ,  $m_c$ ,  $k_{c1N}$ ,  $m_{cN}$  a  $F_{ce}$ . Pro ověření geometrických modelů v mocninném tvaru, které byly testovány, byla vybrána metoda nejmenších čtverců (MNC). Modelová rovnice byla vyhodnocena prostřednictvím počítačového programu Statistica 12 CZ.

$$F_c(\varphi) = k_{c1} \cdot \left( \sum h_i(\varphi) \right)^{(1-m_c)} \cdot \left( \sum b_i(\varphi) \right) \cdot \gamma_o^{-m_\gamma} \cdot k^{-m_k} \quad [\text{N}] \quad (16)$$

tab. 9. 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
$m_\gamma$	-0.201	0.0098	-20.415	0.00
$m_k$	-0.139	0.0253	-5.4851	0.00

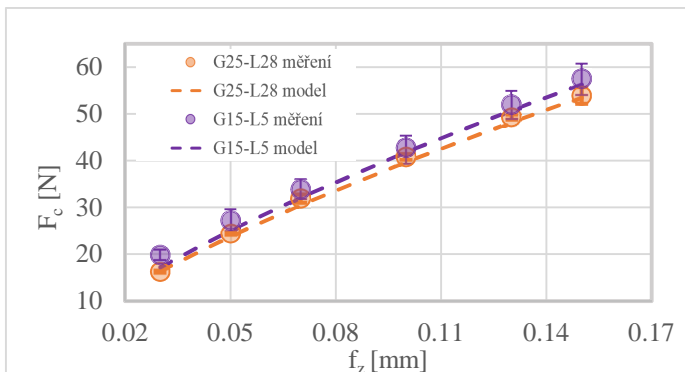
tab. 10. Odhad parametrů pro zobecněný model řezných sil pro materiál G/PA12.

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
$m_\gamma$	-0.1578	0.023	-6.727	0.00
$m_k$	-0.241	0.059	-4.06	0.000296

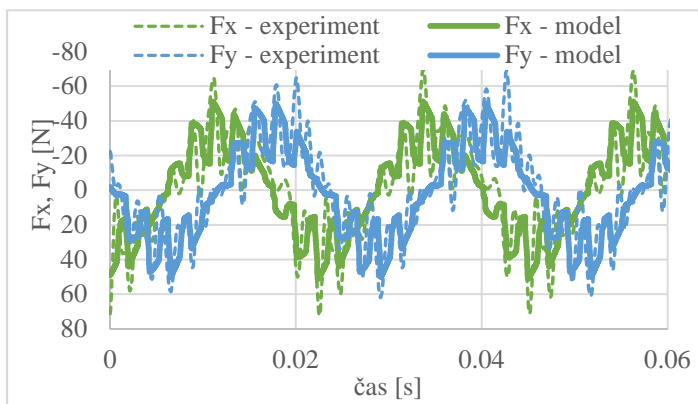
#### 4.5.2 Ověření modelu sil pro materiál C/PPS

Navržený zobecněný model bylo nutné porovnat s reálně naměřenými daty (obr. 19). 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 %.



obr. 19. Porovnání modelu s reálným měřením řezné síly pro dva vybrané CVD-D nástroje – C/PPS [14].

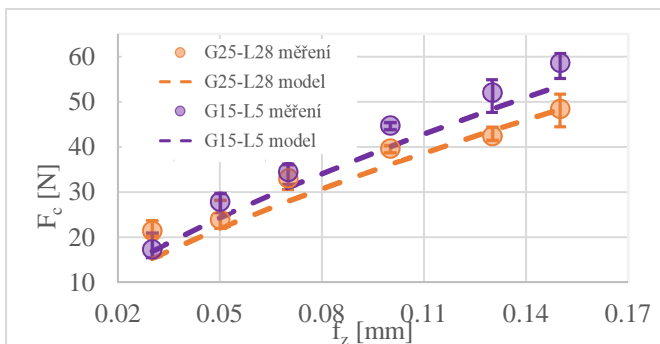


obr. 20. Ověření modelu rozkladem sil  $F_c$  a  $F_{cN}$  do souřadného systému dynamometru na příkladu nástroje G25-L15,  $f_z = 0,05$  mm,  $a_e = 3$  mm,  $a_p = 3$  mm,  $v_c = 100$  m/min. Materiál obrobku C/PPS [14].

Rozdíly mezi modelem a naměřenými daty z obr. 20 je daný s největší pravděpodobností dynamikou obráběcího procesu, ve které se projevuje dynamika vřtene, možná i tlumení dynamometru. Pro srovnání s modelem byl použit nefiltrovaný záznam sil, ve kterém jsou tyto vlivy viditelné [14].

### 4.5.3 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 (obr. 21), kde průměrná hodnota odchylky byla v průměru 7,8 % s maximální měřenou chybou 28,9 %.



obr. 21. Porovnání modelu s reálným měřením řezné síly pro dva vybrané CVD-D nástroje – G/PA12.

## 4.6 Empirický model delaminace

Důležité bylo rovněž predikovat velikost delaminace pro netestované stavy. K tomu bylo potřeba rovněž navrhnout matematický model tentokrát pro střední délku delaminace  $A_{dl}$ . Pro delaminaci byl empirický model rovněž navržen pomocí MNČ a byly odhadnuty koeficienty rovnice dle tab. 11 a tab. 12 pro proměnné posuvu na zub  $f_z$ , úhel šroubovice a úhel čela.

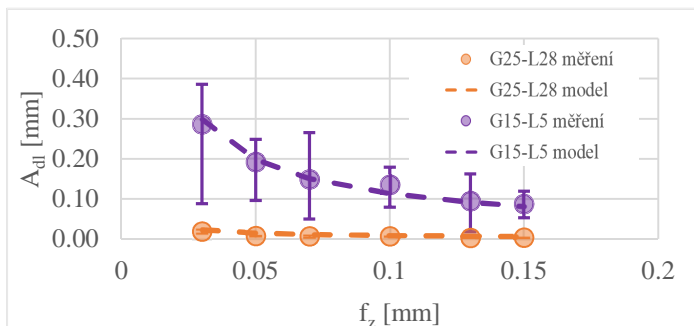
$$A_{dl} = C_{Adl} \cdot f_z^{-uA} \cdot \lambda^{-uA\lambda} \cdot \gamma^{-uA\gamma} \text{ [mm]} \quad (17)$$

### 4.6.1 Ověření empirického modelu delaminace pro materiál C/PPS

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 (obr. 22).

tab. 11. Koeficienty odhadnuté metodou nejmenších čtverců pro empirický model  $A_{dl}$  pro materiál C/PPS.

označení	Odhadnutý parametr	Sm. Odch.	t-hodnota	p-hodnota
$C_{Adl}$	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. 22. Model vs. měřená data pro  $A_{dl}$  pro materiál C/PPS [14].

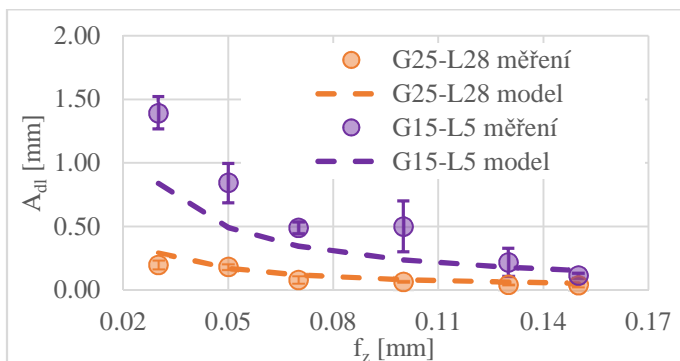
#### 4.6.2 Ověření empirického modelu delaminace pro materiál G/PA12

Velikost koeficientu determinace pro modelovou rovnicí 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. 12. Koeficienty odhadnuté metodou nejmenších čtverců pro empirický model  $A_{dl}$  pro materiál G/PA12.

označení	Odhadnutý parametr	Sm. Odch.	t-hodnota	p-hodnota
$C_{Adl}$	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. 23). 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.



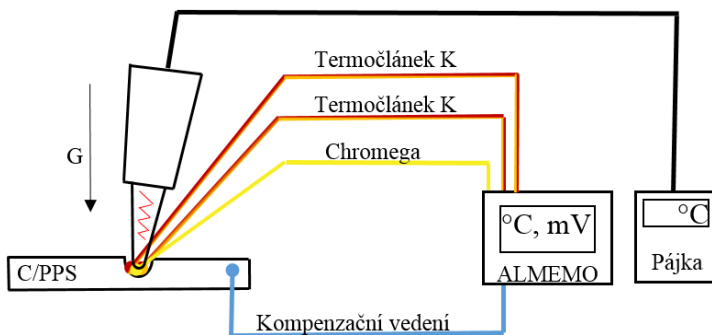
obr. 23. Model vs. měřená data pro  $A_{dil}$  pro materiál G/PA12.

## 4.7 Měření teploty při frézování G/PA12 a C/PPS

Zde byly na základě rozboru rešerše vybrány dvě metody měření teploty: pomocí termovize a pomocí poloumělého termočláneku. U druhé zmíněné byla teplota měřena pouze u materiálu C/PPS vzhledem k elektro-fyzikálním omezením metody

### 4.7.1 Stanovení cejchovní závislosti C/PPS - chromel

Stanovení cejchovní závislosti bylo provedeno pod hrotem elektrické pájky, viz schéma obr. 24. Podle křivky ohřevu pak bylo vyhodnocováno termoelektrické napětí měřené při frézování.



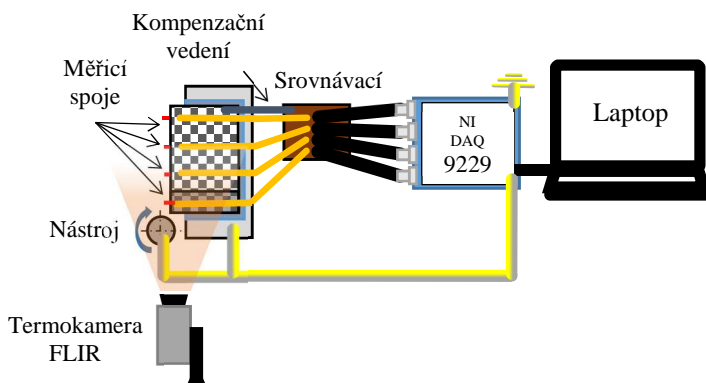
obr. 24. Schéma cejchování pod pájkou.

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

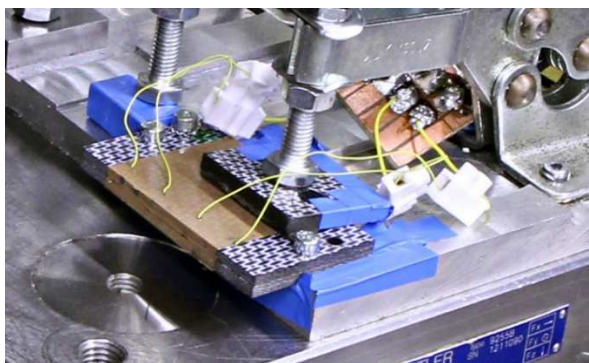
$$\Theta = -0,0089U_t^5 + 0,2338U_t^4 - 1,5282U_t^3 + 1,727U_t^2 + 35,47U_t + 24,303 \text{ [}^\circ\text{C]} \quad (18)$$

#### 4.7.2 Návrh metody měření teploty poloumělým termočlánkem

Termočláňkové drátky byly vkládány do přesných laserem gravírovaných drážek mezi dvě k sobě sešroubované kompozitní destičky (obr. 26). Drátky byly připájené na pájivé pole společně s kompenzačním vedením, které uzavíralo termoelektrický obvod. BNC kabely sváděli termoelektrické napětí do karty NI DAQ a z ní byla data stahována do prostředí Labview navrženého speciálně pro tato měření. Celá soustava musela být důkladně izolována a uzemněna na kartu NI DAQ (obr. 25).



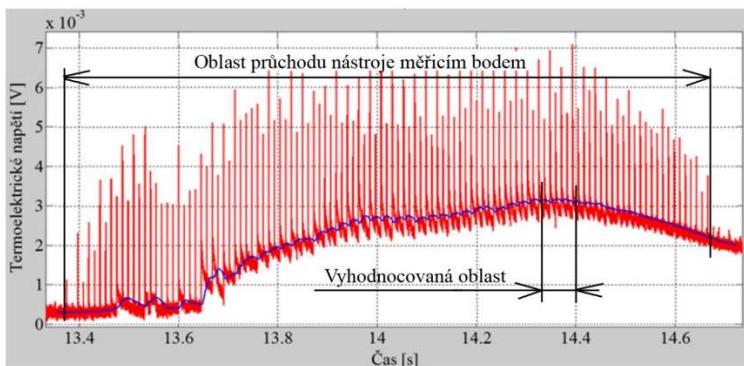
obr. 25. Schéma zapojení měření poloumělým termočlánkem C/PPS – chromega [14].



obr. 26. Vzorek C/PPS pro měření v termoelektrického napětí ve speciálním pákovém upínacím přípravku.

#### 4.7.3 Interpretace záznamu termoelektrického napětí a volba typu filtrace

Špičky napětí nesouvisely s měřenou teplotou na povrchu obrobku. Jejich výskyt byl shodný se zubovou frekvencí nástroje a byl způsoben pravděpodobně deformací termočlánkového drátku při interakci s nástrojem. Špičková napětí v záznamu signálu termoelektrického napětí byla považována za šum, a z toho důvodu byla filtrována pomocí funkce klouzavého průměru s krokem pro průměrování časové řady 2 000 vzorků. Vyhodnoceno bylo vždy maximální termoelektrické napětí v časovém záznamu, viz obr. 27.



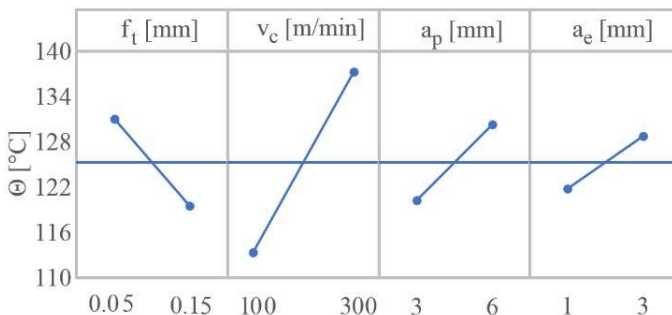
obr. 27. Záznam měření termoelektrického napětí v čase s aplikací filtru napětíových špiček [14], [15].

#### 4.7.4 Statistická významnost řezných podmínek pro nárůst teploty

Statisticky významná byla pouze řezná rychlost, viz výsledky ANOVA testu (tab. 13) a grafy hlavních efektů pro průměrnou teplotu na povrchu obrobku (obr. 28). Zde měla řezná rychlost stoupající charakter.

tab. 13. Výsledky ANOVA testu pro  $\Theta$ .

Zdroj	DF	Seq SS	Adj MS	F	P
$a_e$	1	194.1	194.1	1.67	0.222
$a_p$	1	400.8	400.8	3.46	0.09
$v_c$	1	2282.2	2282.2	19.7	0.001
$f_z$	1	529.6	529.6	4.57	0.056
<b>Reziduální chyba</b>	11	1275.1	115.9		
<b>Total</b>	15	4681.8			



obr. 28. Grafy hlavních efektů pro průměrné hodnoty  $\Theta$  [15].

Ve srovnání s vlivy řezné geometrie byla nastavována pouze řezná rychlost na základě předchozích statistických analýz (tab. 14).

tab. 14. DOE pro komparaci vlivu významného kontrolního faktoru řezné podmínky ve a geometrie nástrojů.

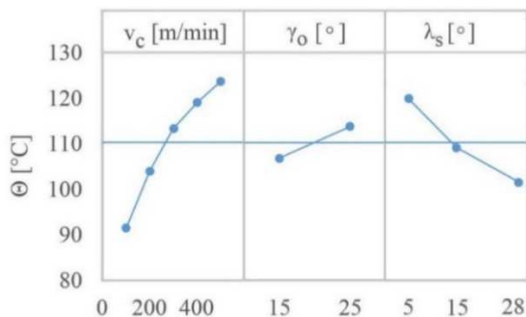
Faktor	Jednotky	Úrovně				
		1	2	3	4	5
Řezná rychlost	m/min	100	200	300	400	500
Úhel čela	°	15	25			
Úhel šroubovice	°	5	15	28		

Statisticky významný nebyl ve vlivu na teplotu obrobeneho povrchu pouze parametr úhlu čela (tab. 15 a obr. 29). Dle grafu hlavních efektů pro teplotu obrobeneho povrchu byl sledován pro stoupající trend pro úhel čela a naopak klesající u úhlu šroubovice.

tab. 15. ANOVA -  $\Theta$  vs geometrie a řezná rychlost.

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





obr. 29. Graf hlavních efektů pro střední hodnoty  $\Theta$  – geometrie vs  $v_c$  [14, 15].

#### 4.7.5 Empirický matematický model teploty

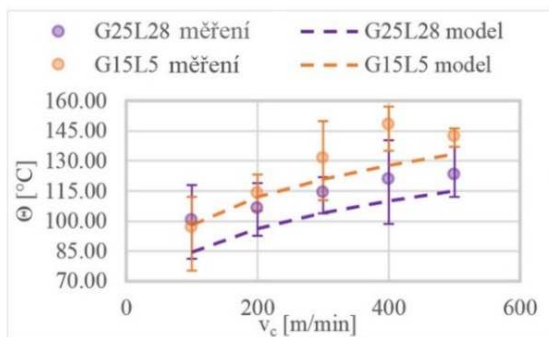
Model byl odhadnutý metodou MNČ. Potvrdil výsledky ANOVA testu, viz tab. 16.

$$\Theta = C_{\Theta} \cdot v_c^{u_{\Theta}} \cdot \lambda^{u_{\Theta\lambda}} \text{ [}^{\circ}\text{C]} \quad (19)$$

tab. 16. Odhad parametrů pro model teploty.

	Hodnota parametru	Sm. odchylka	t-hodnota	p-hodnota
$C_{\Theta}$	48,292	8,9689	5,384	0,000011
$u_{\Theta}$	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 koeficient determinace  $R^2 = 0,681$ . Průměrná odchylka naměřených hodnot od modelu byla spočtena menší než 7,5 %. Největší odchylka byla 19 % (obr. 30).



obr. 30. Model vs. měřené hodnoty pro teploty na obrobeném povrchu [14].

Model dle rovnice (19) předvídá, že při nasazení reálně použitelných řezných rychlostí nebude dosaženo teploty tavení kompozitu za předpokladu platnosti koeficientů modelové rovnice z tab. 16. Přesnost modelu při vyšších řezných rychlostech nebylo možné ověřit z důvodu omezení otáčkového rozsahu použitého frézovacího centra [103].

## 4.8 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 polomělého termočláčku pro materiál G/PA12.

### 4.8.1 Stanovení emisivity kompozitu C/PPS a G/PA12

- Emisivity materiálů C/PPS a G/PA12 si byly velmi blízké. 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.

### 4.8.2 Vyšetřování významnosti vlivu vybraných faktorů řezných podmínek na teplotu měřenou termokamerou

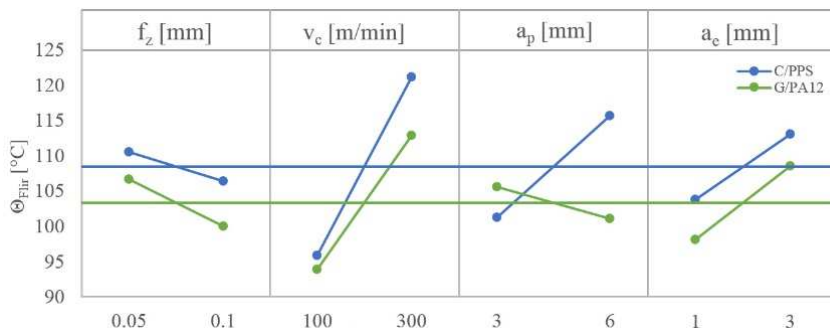
Cílem tohoto experimentu bylo porovnat vliv řezných podmínek na teplotu měřenou termokamerou pro oba testované materiály. Návrh experimentu je v tab. 17.

*tab. 17. Návrh experimentu pro zjištění významnosti faktorů na teplotu měřenou termokamerou.*

Jednotky	Symbol	Úroveň	
		Úroveň 1	Úroveň 2
<b>m/min</b>	$v_c$	100	300
<b>mm</b>	$f_z$	0,05	0,1
<b>mm</b>	$a_p$	3	6
<b>mm</b>	$a_e$	1	3

Pro materiál C/PPS lze akceptovat nulovou hypotézu o rovnosti rozptylů pro kontrolní faktor  $f_z$ . Ostatní faktory vyšly jako statisticky nevýznamné. U materiálu G/PA12 byl jako statisticky nevýznamný faktor identifikován

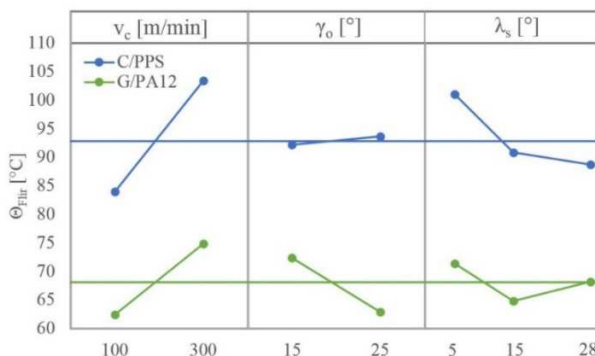
rovněž  $a_p$ . Ostatní faktory měly p-hodnotu nižší jak volenou hladinu významnosti, a tak je lze považovat za statisticky významné (obr. 31).



obr. 31. Efekty středních hodnot vybraných kontrolních faktorů na teplotu měřenou termovizní kamerou – porovnání C/PPS [15] a G/PA12.

#### 4.8.3 Vyšetřování významnosti vlivu geometrie kompresního nástroje v porovnání s $v_c$ na teplotu měřenou termokamerou

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  $a_p = 3$  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.



obr. 32. Efekty středních hodnot faktorů úhlu čela a úhlu stoupání šroubovice na teplotu měřenou termovizní kamerou – porovnání C/PPS [15] a G/PA12.

tab. 18. Výsledky ANOVA testu pro  $\Theta_{Flir}$  na materiálu C/PPS.

Zdroj	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
$v_c$	1	800	800	800	5.12	0.058
$\gamma_o$	1	0	0	0	0	0.989
$\lambda_s$	2	143	143	71.5	0.46	0.651
<b>Reziduální chyba</b>	7	1093.9	1093.9	156.3		
<b>Total</b>	11	2036.9				

tab. 19. Výsledky ANOVA testu pro  $\Theta_{Flir}$  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
$\gamma_o$	1	136.69	136.69	136.69	3.31	0.112
$\lambda_s$	2	105.25	105.25	52.62	1.27	0.338
<b>Reziduální chyba</b>	7	289.33	289.33	41.33		
<b>Total</b>	11	1040.82				

Z výsledků měření je patrné, že řezná rychlost má větší statistický význam než zvolené parametry geometrie frézy. Větší vliv na velikost teploty má pak úhel stoupání šroubovice než úhel čela pro nástroj C/PPS (tab. 18), i když zde nelze mluvit o zamítnutí nulové hypotézy o rovnosti rozptylů u všech testovaných kontrolních faktorů. Opačný vliv geometrie na teplotu měřenou termovízi můžeme sledovat u materiálu G/PA12 (tab. 19). Zde byl statisticky významný kontrolní faktor  $v_c$  (obr. 32).

## 5 ZÁVĚR

Tato disertační práce se věnovala obrábění kompozitních materiálů s termoplastickou maticí 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 dle výrobců nástrojů vhodných pro obrábění kompozitů byly vybrány takové prvky nástroje a jeho geometrické parametry, které vedly k podstatnému snížení delaminace II. a III. typu a sil při současné maximalizaci produktivity nástroje a jeho životnosti. 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 bez delaminace. Důležité je ovšem také volit vhodné úhel šroubovice a úhel čela nástroje, jak prokázala dodatečná měření. Z měřených variant vyplývá, že úhel čela je vhodné maximalizovat. Varianta s úhlem čela  $25^\circ$  se ukázala jako vhodná z hlediska snížení sil i delaminace. Zvyšování i snižování úhlu šroubovice od hodnoty  $15^\circ$  vedlo ke zvýšení sil i teploty v řezu. Při zvýšení

úhlu šroubovice došlo k nárůstu sil a teploty v řezu pravděpodobně v důsledku snížení schopnosti nástroje odvádět třísky z místa překryvu šroubovic. Delaminace však byla nižší i při vyšší hodnotě úhlu šroubovice. Je tedy nutné podotknout, že další zvyšování i přes pozitivní vliv na delaminaci může vést k ucpaní nástroje a k jeho potenciálnímu destrukci nebo poškození obrobeneho povrchu. Jako vhodný materiál se ukázalo použít PCD, avšak tento materiál prozatím neumožňuje explicitní nastavení řezné geometrie, třebaže nové pokročilé metody pájení a také laserové technologie jsou příslibem již v brzké době. Proto byla volena varianta nástroje s povlakem z CVD diamantu. Ten má sice životnost nižší, ale technologie výroby je podstatně levnější než v případě výroby složité geometrie v PCD. Na karbidový nástroj o průměru 12 mm se vtěsnilo 5 zubů, přičemž byla zachována dostatečně velká drážka pro odvod třísek.

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. 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 ořepů. Z toho plyne, že je vhodné obrábět desky s přídatkem na dokončení například 1 mm pro maximalizaci kvality obrobeneho povrchu. Axiální hloubka řezu na nástrojích s dvojitou šroubovicí nebyla testována a 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 vždy závislá hlavně na řezné rychlosti v každém z provedených testů. Vždy byla 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 nebylo možné dosáhnout vzhledem k limitům obráběcího stroje MCFV 5050 LN (LM1). 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 obráběcího procesu.

Pro testovanou kompresní geometrii nástroje byl navržen geometrický model založený na Kienzleho vztahu pro výpočet měrné řezné síly, Altintasově přístupu k řešení geometrických poměrů na nástroji a s myšlenkách spojených s modelováním nástrojů s dvojitou šroubovicí dle Karpata. Do modelu byl přidán parametr překryvu šroubovice. 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 ořezu 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 ořezu je zatíženo vysokou variabilitou jednotlivých měření a vyžaduje nespočet opakování pro zjištění přibližně pravé hodnoty střední délky ořezu. Model pro teploty povrchu obrobku byl opět odhadnut v mocninném tvaru a jeho koeficient determinace je 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 obrobku jinou metodou než v případě C/PPS, kde byla použita metoda poloumělého termočlánku.

Pro měření teploty na obrobku byla modifikována metoda poloumělého termočlánku, která doposud nebyla celosvětově prezentována. Byl využit rozdíl v elektrických potenciálech uhlíkové vláknové výztuže v kompozitu a vloženého termočlánekového drátku Ni-Cr. 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 popsáném okamžiku obrábění. Pro zpracování signálu byl navržen software v programu Labview.

Je to metoda bodová, tudíž měří teplotu pouze ve zvoleném jednom konkrétním bodě na obrobku. Opakovatelnost měření byla vysoká a teplota se většinou pohybovala v rozpětí 10 °C. Problém s danou metodou je správné uložení termočláňkového drátku, 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 naměřených dat.

## 5.1 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, které splňují požadavky na vysokou produktivitu obrábění, vysokou jakost obrobeneho povrchu a také dostatečnou životnost v podmínkách frézování velmi abrazivních kompozitních materiálů s vláknovou výztuží a termoplastickou maticí.

- Statistickými metodami byly odhadnuty vhodné řezné podmínky dále podporující nastavený směr zvyšování produktivity a vysoké jakosti obrobeneho povrchu. Testy byly provedeny rovněž pro zjištění vlivu řezných podmínek na teplotu obrobeneho povrchu a velikost sil.

- Byla navržena, otestována a ověřena metodika měření teploty povrchu obrobku pomocí poloumělého termočláňku. 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 obrábeneho povrchu při frézování, který je použitelný pro predikci limitních stavů obrábění. Tyto limitní stavy mohou být dosaženy pro materiál C/PSS pouze za řezných podmínek nedosažitelných na drtivě 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. Model byl oproti doposud používaným modelům povýšen o vliv překryvu šroubovice nástroje. Tento překryv prodlužuje délku ostří a způsobuje další navýšení sil v důsledku

zvětšení odebírané třísky. Model byl navíc zobecněn za pomoci opravných koeficientů, aby byl nezávislý na konkrétní řezné geometrii kompresní frézy. Model vykazuje vysokou spolehlivost a přesnost v daném rozsahu experimentu.

## 5.2 Nové poznatky a přínos pro teorii a praxi

Přínos disertační práce spočívá v definici návrhu vhodného nástroje pro frézování kompozitních materiálů s termoplastickou maticí 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 popsána zde. Zde navržené nástroje mají potenciál pro použití v praxi a dosud není jejich potenciál využit.

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. Hlídní teploty je důležité pro stanovení limitních řezných podmínek obrábění pro danou polymerní matici a obráběcí nástroj. Tyto limity je nutné nalézt měřením, bylo možné se vyvarovat poškození kompozitu hořením či tavením polymerní matrice. Metoda poloumělého termočlánu je v podobě, jak byla prezentována v této práci, bezesbýtku použitelná pro kompozity s vodivými uhlíkovými vlákny. Pro nevodivé kompozitní materiály je však tato metoda nevhodná. Možnou alternativou jsou vložené umělé termočlánu 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 platíci 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.



### 5.3 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 obecně. 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 opotřebením nástroje.

## SEZNAM AUTOROVÝCH PUBLIKACÍ

- [1] P. MASEK a P. ZEMAN, „Frézování kompozitů s termoplastickou maticí,“ *MM Průmyslové spektrum*. 2013, pp. 60-61.
- [2] P. MASEK a kol., „Upínací jednoúčelový přípravek pro frézování a vrtání kompozitu.“. ČVUT v Praze, Praha Patent [Funkční vzorek], 2013.
- [3] P. MASEK, P. ZEMAN a P. KOLAR, „Technology optimization of PPS/C composite milling using Taguchi method,“ *MM Science Journal*, sv. Special Issue, pp. 1-8, 2012.

- [4] P. MASEK, P. ZEMAN a P. KOLAR, „Development of a cutting tool for composites with thermoplastic matrix [online],“ *MM Science Journal*, pp. 422-427, 2013.
- [5] P. MASEK, P. KOLAR a P. ZEMAN, „Optimization of trimming operations for machining carbon fibre reinforced thermoplastic composite,“ v *Proceeding of the International Conference on Advanced Manufacturing Engineering and Technologies*, The 3rd International Conference on Advance Manufacturing Engineering and Technologies. Stockholm, 27.10.2013 - 30.10.2013, 2013.
- [6] J. MALÝ a kol., „Technologie obrábění a aplikace,“ v *Obráběcí stroje ne EMO Hannover 2013. 16.9.2013 - 21.9.2013*, 2014.
- [7] P. ZEMAN, P. KOLAR a P. MASEK, „Frézovací nástroj PCD pro obrábění kompozitů s termoplastickou maticí“. ČVUT v Praze, Praha Patent [Prototyp], 2012.
- [8] P. MASEK, P. KOLAR a P. ZEMAN, „Diamantem povlakovaný frézovací nástroj pro obrábění FRTC materiálů“. ČVUT v Praze, Praha Patent [Prototyp], 2014.
- [9] P. KOLAR a kol., „Vývoj nástrojů pro obrábění vláknových kompozitů s termoplastickou maticí [online],“ *Transfer Výzkum a vývoj pro letecký průmysl*, sv. 10, č. 24, pp. 6-9, 2015.
- [10] P. KOLAR, P. MASEK a P. ZEMAN, „Milling tools for cutting of fiber-reinforced plastic,“ *Journal of Machine Engineering*, sv. 14, č. 2, pp. 93-103, 2014.
- [11] P. MASEK, P. KOLAR a P. ZEMAN, „Frézovací nástroj na FRTC materiály s PCD břity“. ČVUT v Praze, Praha Patent [Prototyp], 2014.
- [12] P. ZEMAN a kol., „Centrum pokročilých leteckých technologií - výzkumná zpráva z řešení dílčích výzkumných témat v prvním období řešení projektu (do 07/2017),“ Praha: MŠMT, V-17-024, 2017.

- [13] P. ZEMAN, J. MALÝ a P. MASEK, „Výzkumná zpráva o řešení projektu FV10282 "Hybridní technologie výroby nástrojů z ultratvrdých materiálů" za rok 2017,“ Praha: Ministerstvo průmyslu a obchodu ČR, FV10282-2017, 2017.
- [14] P. MASEK, P. ZEMAN, P. KOLAR a F. HOLESOVSKÝ, „Edge trimming of C/PPS plates,“ *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, p. 14, 2018.
- [15] P. KOLAR, P. MASEK, P. ZEMAN a M. VRABEC, „Temperature monitoring during FRTP edge trimming operation,“ v *CIRP CWG on Composite Materials Parts Manufacturing, CIRP GA Guimarães, August 25th 2016*, 2016.
- [16] P. ZEMAN, P. MASEK a J. SMOLIK, „Praktické spekty obrábění polymerních kompozitů s vláknovou výztuží,“ ČVUT v Praze, Praha, V-14-004, 2014.
- [17] P. ZEMAN a P. MASEK, „Testy frézování termosetického kompozitu se skelnými vlákny,“ ČVUT v Praze, Praha, V-14-019, 2014.
- [18] P. ZEMAN, P. KOLAR a P. MASEK, „Experimental investigation into machining of FRP material,“ v *12th International Conference on High Speed Machining*, Nanjing, 2015.
- [19] P. ZEMAN, J. MALÝ a P. MASEK, „Dílčí výzkumná zpráva o řešení projektu FV10282 "Hybridní technologie výroby nástrojů z ultratvrdých materiálů" za rok 2016,“ Praha: Ministerstvo průmyslu a obchodu ČR, V-17-068, 2017.
- [20] P. MASEK a kol., „Investigation of Thrust Force and Delamination during Drilling of C/PPS,“ *Manufacturing Technology: Journal for Science, Research and Production*, sv. 16, č. 6, pp. 1308-1314, 2016.
- [21] P. ZEMAN a kol., „DV#2 (2015) - Vytvořený návrh technologie obrábění a jejího hodnocení pro kompozitní materiály,“ ČVUT v Praze, Praha, V-15-050, 2015.

- [22] P. ZEMAN a kol., „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.
- [23] P. ZEMAN a kol., „Výzkumná zpráva o řešení projektu FV10282 "Hybridní technologie výroby nástrojů z ultratvrdých materiálů" za rok 2016,“ Praha: Ministerstvo průmyslu a obchodu ČR. 2016, V-16-058, 2016.

## SEZNAM ODBORNÉ LITERATURY

- [24] R. TETI, „Machining of composite materials,“ *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, sv. 51, č. 2, pp. 611-634, 2002.
- [25] G. W. EHRENSTEIN, *Polymerní kompozitní materiály*, Praha: Scientia, 2009. ISBN 978-80-86960-29-6.
- [26] J. Y. SHEIKH-AHMAD, *Machining of polymer composites*, New York: Springer Science + Business Media, 2009. e-ISBN 978-0-387-68619-6.
- [27] S. W. BECKWITH, „Drilling, Cutting, Machinig Composite Materials and Structures,“ *SAMPE Journal*, sv. 45, č. 2, 2009.
- [28] P. J. DAVIM, *Machining composite materials*, London: ISTE Ltd, 2010, p. 261.
- [29] A. HAEGER a e. al, „Non-Destructive Detection of Drilling-induced Delamination in CFRP and its Effect on Mechanical Properties,“ *Procedia Engineering*, sv. 149, p. 130 – 142, 2016.
- [30] K. COLLIGAN a M. RAMULU, *Delamination in surface plies of graphite/epoxy caused by the edge trimming process*, Washington: PED-CPů.49/MD-Vol.27, Processing and manufacturing of composite materials - ASME, 1991.

- [31] P. BORO VAN, „Obrábět kompozity je umění,“ *Technický týdeník*, p. 1, 21 2 2013.
- [32] M. RAHMAN, S. RAMAKRISHNAN a H. C. THOO, „Machinability study of carbon/PEEK composites,“ *Machining Science and Technology*, sv. 3:1, pp. 49-59, 1999.
- [33] O. PACAT, R. RENTSCH a E. BRINKSMEIER, „Influence of milling process parameters on the surface integrity of CFRP,“ v *5th CIRP Conference on High Performance Cutting 2012*, 2012.
- [34] T. YOSHIRO, T. OGAWA a H. SASAHARA, „Temperature measurement of cutting tool and machined surface layer in milling of CFRP,“ *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, pp. 63-69, 2013.
- [35] H. WANG, J. SUN, J. LI, L. LU a N. LI, „Evaluation of cutting force and cutting temperature in milling carbon fiber-reinforced polymer composites,“ *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, č. 82, pp. 1517-1525, 2016.
- [36] S. T. PETERS, *Handbook of Composites*, London: Chapman and Hall, 1998, p. 1120.
- [37] A. RICHTER, „Hole-some and clean,“ *CUTTING TOOL ENGINEERING Magazine*, sv. 8, č. 59, pp. 42-52, 2007.
- [38] M. RAMULU, *Machining and surface integrity of fibre-reinforced plastic composites*, Washington, Seattle: Sadhana, Vol. 22 Part 3, India, 1997, pp. 449-472.
- [39] H. Y. PUW a H. HOCHENG, „Machinability test of carbon fiber-reinforced plastics in milling,“ *Materials and Manufacturing Processes*, sv. 8:6, pp. 717-729, 1993.
- [40] M. J. MAZUMDER, R. J. CHANG a R. L. BOND, „Aerodynamic and Morphological Properties of Carbon-Fiber Aerosols,“ *Aerosol Science and Technology*, sv. 1, č. 4, pp. 427-440, 1982.

- [41] A. AZMI, R. LIN a D. BHATTACHARYYA, „Experimental Study of Machinability of GFRP Composites by End Milling,“ *Materials and Manufacturing Processes*, č. 27, pp. 1045-1050, 2012.
- [42] Y. KARPAT a N. POLAT, „Mechanistic force modeling for milling of carbon fiber reinforced polymers with double helix tools,“ *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 62, pp. 95-98, 2013.
- [43] R. ŠTĚPÁNEK, Identifikace teploty při obrábění : doktorská disertační práce, Ostrava: Fakulta strojní VŠB-TU Ostrava, 2006.
- [44] P. J. DAVIM, P. REIS a C. C. ANTONIO, A study on milling of glass fiber reinforced plastics manufactured by hand-lay up using statistical analysis (ANOVA), Porto, Portugal: Elsevier - Composite structures 64, 2004, p. 493500.
- [45] F. QUADRINI, „Machining of Plastics: A New Approach for Modeling,“ *Polymer Engineering and Science*, pp. 434-438, 2008.
- [46] C. DOLD, M. HENERICHS, L. BOCHMANN a K. WEGENER, „Comparison of ground and laser machined polycrystalline diamond (PCD) tools in cutting carbon fiber reinforced plastics (CFRP) for aircraft structures,“ v *5th CIRP Conference on High Performance Cutting 2012*, Switzerland, 2012.
- [47] Weiss AG, „Laser processed PCD and CVD diamond tools,“ 23 5 2013. [Online]. Available: [www.weiss-diamant.com](http://www.weiss-diamant.com). [Přístup získán 5 1 2017].
- [48] Element Six, „Element six\_AeroDynamics\_Brochure\_8pp\_A4\_english\_R3\_awVIZ,“ 08 2016. [Online]. Available: [www.e6.com](http://www.e6.com). [Přístup získán 1 12 2016].
- [49] Lovejoy, „PCD End Mills - Composite Machining,“ 28 10 2013. [Online]. Available: [www.lovejoytool.com](http://www.lovejoytool.com). [Přístup získán 2 11 2016].

- [50] Chukyo, „Chukyo General Guide,“ 16 2 2016. [Online]. Available: <http://www.chukyo-corp.co.jp/en/products/>. [Přístup získán 21 2 2017].
- [51] Y. ALTINTAS, Manufacturing Automation, Cambridge: THE PRESS SYNDICATE OF THE UNIVERSITY OF CAMBRIDGE, 2000.
- [52] T. NUNAK a a. další, „Thermal image resolution on angular emissivity measurements usin infrared thermography,“ *Proceedings of Ineternational MultiConference of Engineers and Computer Scientists*, sv. 1, pp. 1-5, 2015.
- [53] G. LeCOZ a D. DUDZINSKI, „Temperature variation in the workpiece and in the cutting tool when dry milling Inconel 718,“ *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, pp. 1133-1139, 2014.
- [54] „Příklady termokamer,“ 2018. [Online]. Available: <http://www.termokamera.cz/princip-a-funkce/priklady-termokamer/>. [Přístup získán 21 5 2018].
- [55] H. SAGLAM, S. YALDIZ a F. UNSACAR, „The effect of tool geometry and cutting speed on main cutting force and tool tip temperature,“ *Materials and Design*, sv. 28, pp. 101-111, 2007.
- [56] A. TŘEŠŇÁK, Frézování FRTC materiálů – vliv řezných podmínek na teplotu v řezu, Praha: ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav technologie obrábění, projektování a metrologie, 2017.