



# VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

## FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

## ÚSTAV STROJÍRENSKÉ TECHNOLOGIE

INSTITUTE OF MANUFACTURING TECHNOLOGY

# VÝZKUM ŘEZNÉHO NÁSTROJE S DIAMANTOVOU AKTIVNÍ ČÁSTÍ

RESEARCH OF A CUTTING TOOL WITH A DIAMOND ACTIVE PART

## DIZERTAČNÍ PRÁCE

DOCTORAL THESIS

## AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Ing. Tomáš Trčka

## ŠKOLITEL

SUPERVISOR

Ing. Aleš Polzer, Ph.D.

BRNO 2022

## ABSTRAKT

Předkládaná dizertační práce je zaměřena na výzkum v oblasti frézovacích nástrojů s diamantovou aktivní částí při obrábění jednoho z těžkoobrobitelných materiálů (Ti-6Al-4V). První kapitoly jsou věnovány teoretickému rozboru daného materiálu obrobku a polykrystalického diamantu (PKD) jako super-řezného materiálu. Jedna z teoretických kapitol je zaměřena také na technologie ostření nástrojů, pro které již tvrdost diamantu není zásadním faktorem. Nosnou částí práce jsou návrhy, konstrukce a výroba nástrojů s uvážením technologičnosti jejich konstrukce spolu s aplikací moderních trendů a technologií umožňujících inovaci a progresivní provedení – to z pohledu makro/mikro nástrojové geometrie a technologie samotného ostření destiček. Výzkum byl zaměřen na aplikaci vlastních utvářečů na čele destičky a konkrétních technologií ostření EDMG, WEDM a LASER. Jedna modifikace čelní plochy PKD destičky pomocí laseru byla následně aplikována na prototypové soudečkové fréze. Podrobná analýza vyrobených nástrojů a materiálu obrobku byla provedena elektronovou, optickou a digitální mikroskopií. Měřenými parametry při následné analýze obráběcího procesu bylo silové zatížení, opotřebení nástrojů, měření teploty pomocí termovizní kamery i analýza obrobeného povrchu ve formě měření mikrotvrdosti a drsnosti.

### Klíčová slova

PKD, laser, EDMG, WEDM, ostření, utvářeč třisek, silové zatížení, Ti-6Al-4V

## ABSTRACT

The submitted dissertation is focused on research in the field of milling tools with a diamond active part when machining one of the difficult-to-machine materials (Ti-6Al-4V). The first chapters are dealing with a theoretical analysis of a given workpiece material and polycrystalline diamond (PCD) as a super-cutting material. One of the theoretical chapters is also focused on tool sharpening technologies, for which the hardness of a diamond is no longer a crucial factor. The main part of the dissertation is the design, construction and production of tools taking into account the technological design, along with the application of modern trends and technologies enabling innovation and progressive design – from the perspective of macro/micro tool geometry and insert sharpening technology. The research was focused on the application of own inserts on the insert rake face and specific sharpening technologies EDMG, WEDM and LASER. One modification of the face of the PCD insert with a laser was subsequently applied to prototype circle segment end mill. Detailed analysis of manufactured tools and workpiece material was performed by electron, optical and digital microscopy. The measured parameters in the subsequent analysis of the machining process were force loading, tool wear, temperature measurement using a thermal imaging camera and analysis of the machined surface in the form of microhardness and roughness measurements.

### Keywords

PCD, laser, EDMG, WEDM, sharpening, chipbreaker, force loading, Ti-6Al-4V

## **BIBLIOGRAFICKÁ CITACE**

TRČKA, Tomáš. *Výzkum řezného nástroje s diamantovou aktivní částí* [online]. Brno, 2022 [cit. 2022-02-20]. Dostupné z: <https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/137901>. Dizertační práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav strojírenské technologie. Vedoucí práce Aleš Polzer.

## ČESTNÉ PROHLÁŠENÍ

Tímto prohlašuji, že předkládanou dizertační práci na téma *Výzkum řezného nástroje s diamantovou aktivní částí* jsem vypracoval samostatně, s využitím uvedené literatury a podkladů, na základě konzultací a pod vedením svého školitele Ing. Aleše Polzera, Ph.D.

V Brně dne 20. února 2022

Ing. Tomáš Trčka

## PODĚKOVÁNÍ

Tímto děkuji svému školiteli Ing. Aleši Polzerovi, Ph.D. za cenné připomínky a rady týkající se zpracování dizertační práce. Dále děkuji panu Jiřímu Čechovi za pomoc při měření experimentální části stejně jako dalším zaměstnancům Odboru technologie obrábění za pomoc při zpracování dizertační práce a také panu proděkanovi Ing. Josefu Bednářovi Ph.D. za jeho doporučení při vyhodnocování plánovaného experimentu v programu Minitab.

V neposlední řadě chci poděkovat celé své rodině včetně prarodičů za trpělivost a toleranci po celou dobu mého studia, ve kterém mě neustále podporovali. Moc si vážím vstřícnosti, kterou projevovali. Dále chci poděkovat i své přítelkyni, která mě provázela všemi stupni na vysoké škole.

## OBSAH

Abstrakt	
Bibliografická citace	
Čestné prohlášení	
Poděkování	
Obsah	
Úvod se stanovenými cíly práce .....	8
1 Charakteristika titanových slitin a aspekty jejich obrábění .....	11
2 Řezné nástroje pro obrábění Ti-6Al-4V .....	14
2.1 Diamant jako super-řezný materiál .....	14
2.2 Nástrojová geometrie stopkových fréz s pájenou destičkou z PKD s rovinou plochou čela a jejich specifika .....	19
3 Nekonvenční technologie ostření nástrojů s diamantovou aktivní částí.....	29
3.1 Elektroerozivní technologie .....	29
3.1.1 WEDM ( <i>wire electrical discharge machining</i> ) – drátové elektroerozivní obrábění .....	30
3.1.2 EDMG ( <i>electrical discharge machining – grinding</i> ) – elektroerozivní broušení .....	31
3.2 LASER – metoda světelného paprsku.....	32
4 Vlastní řešení dizertační práce .....	34
4.1 Výzkum prototypových utvářečů třísek vlastní konstrukce v destičkách z PKD .....	35
4.1.1 Schéma experimentu.....	35
4.1.2 Konstrukce nástrojů .....	38
4.1.3 Analýza vyrobených nástrojů .....	42
4.1.4 Chlazení .....	45
4.1.5 Analýza silového zatížení .....	48
4.1.6 Analýza opotřebení nástrojů .....	50
4.1.7 Integrita obrobeného povrchu .....	55
4.1.8 Utváření třísek.....	57
4.2 Soudečková prototypová fréza s PKD .....	58
4.2.1 Konstrukce soudečkového nástroje, výroba a jeho analýza .....	60
4.2.2 Pětiosé frézování tyčového polotovaru.....	76
4.2.3 Obrobek vyrobený aditivní technologií – SLM.....	83
4.2.4 Technologie <i>jemného řádkování</i> .....	86
4.3 Technologie ostření destiček z PKD spolu s odlišnou nástrojovou geometrií.....	96
4.3.1 Analýza vyrobeného nástroje ostřeného rozdílnými technologiemi.....	99
4.3.2 Silové zatížení nástrojů.....	108
4.3.3 Hodnocení textury obrobeného povrchu.....	110
4.3.4 Měření teploty obrobku pomocí termovizní kamery .....	113
4.3.5 Opotřebení nástrojů.....	118

5	Závěry dizertační práce.....	124
6	Seznam použitých zdrojů.....	131
7	Seznam použitých symbolů a zkratek.....	140
8	Seznam příloh .....	144

## ÚVOD SE STANOVENÝMI CÍLY PRÁCE

Pro společenskou a ekonomickou situaci každé země v dnešní moderní době, je trvalý rozvoj průmyslu nezbytný. Neoddělitelnou součástí průmyslu je také obrábění jako jedna ze základních metod výroby. Pro úspěšnou realizaci obrábění je nutné splnit řadu podmínek, kde základní může znít jako: výroba kvalitního, funkčního a přesného dílce v požadovaném čase s vynaložením minimálních nákladů na jeho výrobu a trendem dnešní doby, kterým je maximální péče o životní prostředí. Progresivním směrem obrábění je tedy výroba s eliminací procesních kapalin. Díky rozvíjejícímu se průmyslu a technologiím v každodenním životě, je velmi mnoho součástí a komponent, které mají obecné tvarové plochy. Pro tyto součásti (resp. jejich plochy) vyžadující vyšší kvalitu povrchu a rozměrovou přesnost, se na výrobě ve většině případů podílí technologie frézování, která může být doplněna o navazující dokončovací operace. Typickým příkladem jsou lopatky turbín, tvarové formy (zápustky) určené pro jiné výrobní technologie, centroplány apod. Mimo strojírenský průmysl se uvažované obrábění také realizuje v oblasti zdravotnictví. Příkladem jsou implantáty pro lidské tělo – vedle zubních implantátů se může jednat také o implantáty při totální endoprotéze (TEP) kolene. Uvedené součásti jsou však vyráběny ze *speciálních* materiálů, které reflektují jejich požadované funkční požadavky – pevnostní vlastnosti, odolnost proti opotřebení, biokompatibilitu, nízkou hmotnost apod. Vzhledem k tomu se ve většině případů jedná o materiály těžkoobrobitelné, které vyžadují využití progresivních a moderních technologií třískového obrábění společně s vhodnými nástroji, ať už z hlediska typu frézy, rezného materiálu (obr. 1) nebo geometrie. Pro letecké součásti stejně jako zdravotnické implantáty, je často využívaným materiálem titan a jeho slitiny.

Předkládaná dizertační práce je zaměřena na výzkum v oblasti frézovacích nástrojů s diamantovou aktivní částí při obrábění jednoho z těžkoobrobitelných materiálů (Ti-6Al-4V). Obráběcí nástroje vlivem rozmachu nových technologií a počítačových SW postupují mílovými kroky ve svém vývoji. Například kulové frézy jsou standardním typem fréz, které se používají pro obrábění obecných ploch, avšak soudečkové frézy jsou moderním typem fréz, které se staly dostupné až s rozmachem CAM softwarů umožňujících práci s reznými křivkami daných nástrojů. S tímto vývoj nástrojů a softwarů se společně využívají progresivní a moderní technologie třískové obrábění pro zvýšení efektivity celého procesu, což klade požadavky i na výrobce obráběcích strojů. Cílem práce je výzkum stopkových fréz určených pro CNC stroje s destičkami z polykrystalického diamantu, a to z hlediska makro/mikro nástrojové geometrie, tak technologie samotného ostření destiček. Použitá metodika splnění uvedených cílů zahrnovala návrhy, konstrukci a výrobu nástrojů s uvažováním technologičnosti jejich konstrukce spolu s aplikací moderních trendů umožňujících jejich inovaci a progresivní provedení. Následovala podrobná analýza vyrobených nástrojů společně s analýzou samotného obrábění za rozdílných rezných podmínek. Výše uvedené je schematicky zobrazeno na obr. 2.

První kapitola dizertační práce je věnována problematice obrábění titanových slitin, především slitině Ti-6Al-4V. Ta je využívána jak v dopravním průmyslu, tak v medicíně, i přesto, že se jedná o těžkoobrobitelný materiál, který stále představuje výzvy v jeho obrábění.

Kapitola druhá je zaměřena na rezné nástroje pro obrábění titanových slitin a novým trendům v jejich konstrukci. Důraz je kladen na nástrojový materiál PKD, který se s rozvojem

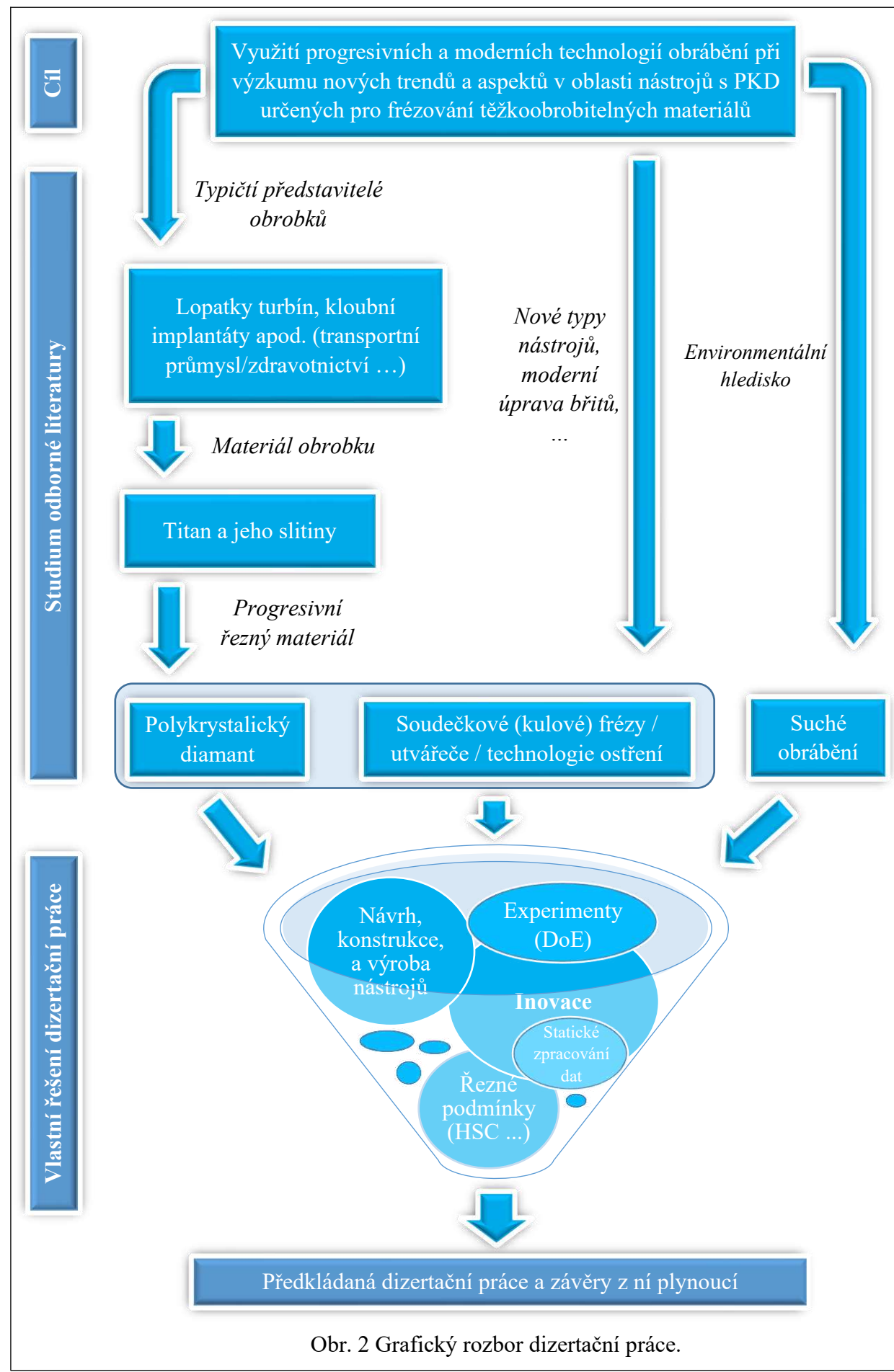
technologíí stává stále dostupnějším řezným materiálem, který se řadí mezi materiály super-tvrdé. V současnosti se však nástroje s diamantovými destičkami ostří nekonvenčními technologiemi, kde tvrdost materiálu není rozhodujícím faktorem. Vedle elektrických technologií (EDMG nebo WEDM), lze PKD také ostřit pomocí laseru, který navíc umožňuje efektivně zhotovit i prostorový utvářeč třísek na čele destičky. Těmito technologiím je věnována kapitola číslo tři.

Vlastnímu řešení dizertační práce je věnována nejobsáhlejší čtvrtá kapitola, ve které jsou uvedeny získané výsledky a data z provedeného výzkumu. Úvodní podkapitola je zaměřena na utvářeče vlastní konstrukce na čele destiček z polykrystalického diamantu, navazuje kapitola s konstrukcí a výrobou stopkové prototypové soudečkové frézy osazené destičkami z PKD, jelikož tento super-tvrký řezný materiál nebyl u daného typu fréz doposud zmiňovanými výrobci nabízen. Závěrečný výzkum je věnován technologiím ostření destiček z PKD.

V závěru je provedeno vyhodnocení výzkumu dizertační práce a také možný budoucí vývoj daných nástrojů ze super-tvrkého řezného materiálu společně s perspektivou dalších prací.



*Obr. 1 Howard Tracy Hall je považován za vynálezce umělého diamantu. Na fotce z roku kolem 1970 je s krychlovým lisem se šesti kovadlinami, který zkonstruoval a kde sintroval diamantová zrna dohromady, čímž vyrobil první produkt připomínající přírodní Carbonado. Byl to vůbec poprvé vyrobený polykrystalický diamant, který H. Tracy Hall původně nazval MegaDiamond [1].*



Obr. 2 Grafický rozbor dizertační práce.

# 1 CHARAKTERISTIKA TITANOVÝCH SLITIN A ASPEKTY JEJICH OBRÁBĚNÍ

Obrábění, přesněji řezání, je jedna ze základních technologií umožňujících výrobu dané komponenty. Pro úspěšnou realizaci obrábění je však nutné splnit řadu podmínek a jedná se tedy o komplexní problematiku, která zahrnuje spoustu proměnných, vyžaduje znalost samotného procesu a respektování vzájemného působení soustavy stroj-nástroj-obrobek (přípravek). Parametry obrobeneho povrch jsou prioritním výstupem celého procesu a také cílovou odezvou. Z toho hlediska je problematika mechanismu tvorby třísky velmi důležitá.

Při vnikání řezného klínu nástroje do obrobku dochází k pružným deformacím, které jsou vlivem smykových napětí následovány především deformacemi plastickými. Toto nastává ve 3 zónách [2]:

- před břitem nástroje (zóna primární plastické deformace). Většina vstupní energie pro řezání je přeměněna v teplo.
- V povrchové vrstvě odcházejícího materiálu obrobku (ve formě třísek) způsobené třením s čelem břitu (zóna sekundární plastické deformace). Vyskytují se velké třecí síly a teplo, které má vliv na vyštipování břitu a opotřebení čela ve formě žlábků.
- V povrchové vrstvě obrobeneho materiálu – zóna terciální plastické deformace, kde je významné tření obrobku o hřbet nástroje a tím i teplo [2].

Uvedená plastická deformace má vliv na [3]:

- integritu obrobeneho povrchu (zbytkové napětí, tvrdost, strukturální a texturové změny v obrobeneho povrchu i třísece a drsnost),
- utváření a oddělení třísky od obrobku
- a mechanické a tepelné zatížení řezného nástroje, které způsobuje jeho opotřebení, ovlivňuje síly během obrábění, vibrace apod.

Lze vidět, že plastická deformace ovlivňuje jak výstupní proces celého řezného procesu – obrobenu plochu, tak nástroj, na který jsou poté kladeny určité nároky. Obrábění pokrokových materiálů je spojováno s vysokými řeznými teploty a silami během obrábění, které mají na zatížení nástrojů větší vliv než běžné konstrukční materiály [2].

Plastická deformace před břitem nástroje v primární zóně lze ovlivnit, přičemž její velikost a tvar závisí zejména na [3]:

- fyzikálních vlastnostech obrábeneho materiálu,
- řezné rychlosti,
- řezném prostředí
- a geometrii nástroje.

Všechny uvedené aspekty jsou důležité pro úspěšnou realizaci obrábění a každému je v této práci věnována pozornost. Vhodná volba řezných podmínek je klíčovým faktorem celého procesu. Je uváděno, že až 20 % výrobních nákladů může být ušetřeno při zvolení správných řezných podmínek a nástrojovém vybavení [4]. Firma Emuge ve svém produktovém videu uvádí 90 % ušetřeného času při použití vhodného nástroje [5].

Fyzikální vlastnosti obráběného materiálu zahrnují především jeho zpevňovací a deformační schopnosti [3]. Obráběný materiál je však ve většině případů dán výkresovou dokumentací, následovaný technologickým postupem a není možné tak tento faktor měnit. Další tři uvedené aspekty je nutné volit s ohledem na obráběný materiál, a také materiál nástroje.

Pro tento výzkum je volen jako materiál obrobku titanová slitina Ti-6Al-4V (grade 5; TiGr5 [6], Ti-64; TC4 [7]). Mikrostruktura slitiny obsahuje  $\alpha$  +  $\beta$  fázi [7-12]. Fáze  $\alpha$  se skládá z hexagonální mřížky (HCP), která je tvrdá, křehká a se silnou tendencí ke zpevňování, zatímco  $\beta$  fáze (BCC krystalová struktura) je tažná, snadno tvářitelná, se silnou tendencí k ulpívání [9]. BCC mřížka má více kluzových systémů, čímž snižuje mez kluzu ve smyku [13].

Uvedená slitina je všeobecně používána v dopravním, lodním, leteckém, energetickém a zdravotnickém průmyslu díky svým specifickým funkčním vlastnostem [2, 6, 8, 10-21]. Vybrané fyzikální a mechanické vlastnosti jsou uvedeny v tab. 1.1. Nejvyšší měrná pevnost mezi běžnými kovy do teploty 550 °C [2], nízká měrná hmotnost, vysoká korozní a creepová odolnost a vysoká oteřuvzdornost jsou vlastnosti vhodné pro strojní součásti, jako například lopatky turbín [2, 8, 10-15, 17, 18, 20-23]. Ačkoliv je uváděna nejvyšší měrná pevnost do 550 °C, všeobecně doporučována provozní teplota pro lopatky turbín je do 350 °C [9]. Studie [2] uvádí jako limitující provozní teplotu 400 °C, jelikož může následovat vzplanutí. Zdravotnictví, mimo uvedených charakteristik, využívá nezbytnou vlastnost, kterou je schopnost interakce s lidským organismem (biokompatibilita), bioadheze, osteointegrace a chemická stabilita [6, 14, 18, 19, 21]. Je využíván, jak v kolenních náhradách pro část femuru, tak také v implantátech zubů [24, 25]. Schválení prototypových implantátů je složitým procesem, který musí potvrdit jeho vhodnost. Funkčnost a výkonnost nových implantátů je ověřena ve 4 fázích – mechanickými, chemickými, histologickými a testy na *odumřelých tkáních*. V případě pozitivních výsledků, následuje testování na pacientech. V poslední fázi již je možné klinické využití [19]. Pro usnadnění osteointegrace se někdy používají zdrsňené povrchy s bioaktivní povrchovou úpravou, které daný proces usnadní. Například se může jednat o hydroxyapatit, který je podobný minerální fázi přírodní tvrdé tkáně. Další možností je povlak DLC (*Diamond-like carbon*), který řeší problematiku tření, koroze a biokompatibility [19].

Tab. 1.1 Vybrané fyzikální a mechanické vlastnosti tvářené a žíhané slitiny Ti-6Al-4V při pokojové teplotě [26].

$\rho$ hustota	$\lambda_t$ tepelná vodivost	$R_m$ mez pevnosti	$R_{p0,2}$ mez kluzu	E modul pružnosti	HRC tvrdost
[kg.m <sup>-3</sup> ]	[W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	[MPa]	[MPa]	[GPa]	[-]
4 430	7	900 až 990	830 až 925	114	36

Pro obrábění však titan představuje komplikace, jelikož je kategorizován jako jeden z těžkoobrobitelných materiálů. Vzhledem k tomu je obrábění spojováno s vysokými náklady na obrábění a nízkou produktivitou [2, 8, 11, 13, 14, 16, 17, 21, 23]. Pro tyto pokrokové materiály je často využíván termín *buy-to-fly ratio*, který nabývá pro titanové součásti vyrobené klasickou cestou vysokých hodnot [2]– vysvětleno dále v kap. 4.2.3.

Relativně nízká tepelná vodivost, která je přibližně o 80 % nižší než pro ocel, znamená problém s odváděním tepla [2, 19]. Přibližně čtvrtina vzniklého tepla je odváděna třískami a zbytek nástrojem [19]. Vysoká pevnost, nízký Youngův modul, tvrdost materiálu obrobku a vysoká schopnost zpevňování společně s vysokou teplotou v řezu se projevuje zvýšenou rychlostí opotřebení řezného nástroje a tím k snížení jeho trvanlivosti a sníženou kvalitou obrobku. Problém s utvářením třísek a hodnotami sil během obrábění souvisí s výše uvedeným [2, 13-17, 19, 20, 21, 23]. Zpevňovací schopnosti materiálu lze kladně využít u vytvrzování povrchu pomocí plazmy [7].

K výše uvedenému je titan chemicky reaktivní ke všem známým rezným materiálům, což má za následek difuzi a adhezní otěr. Nárůstek a ulpívání materiálu obrobku na nástroji je obvyklým jevem, který se vyskytuje během obrábění při pokojové teplotě i při předehřívacích experimentech [2, 8, 13, 15, 17, 21, 27].

Segmentové třísky (*saw-tooth chips*) jsou tvořeny při obrábění titanových slitin vlivem kombinace vysoké hodnoty poměru meze kluzu a meze pevnosti ( $> 0,9$ ), společně s nízkou hodnotou Youngova modulu, která způsobuje malé plastické deformace. Toto má také za následek odtlačování obrobku od nástroje (rozměrovou přesnost), kolísání hodnot silových složek při řezání, řeznou nestabilitu a vibrace během obrábění, které mohou vést k vyštípování břitu nástroje [2, 8, 11, 13, 14, 19]. Dalším vysvětlením segmentované třísky je tvoření prasklin a adiabatických stříhových pásů způsobené efektem zpevňování, které má vyšší efekt než tepelné změkčení a efekt zamezení pohybů dislokací [11].

## 2 ŘEZNÉ NÁSTROJE PRO OBRÁBĚNÍ Ti-6Al-4V

Samotný nástroj má na řezné podmínky velký vliv, ať se jedná o použitelnou řeznou rychlost nebo řeznou geometrii. To jsou zároveň další dva aspekty, kterými lze ovlivnit zónu primární plastické deformace.

### 2.1 Diamant jako super-řezný materiál

Diamant je při pokojové teplotě a normálním atmosférickém tlaku chemicky metastabilní forma uhlíku. Stal se standardním materiálem používaným pro řezné nástroje [28]. Dnes je přírodní diamant nahrazen umělým, což také zvyšuje jeho dostupnost. Syntetický polykrystalický diamant může být ve formě silné CVD vrstvy nebo jako diamantové krystaly v rozměrech řádu  $\mu\text{m}$  s bází slinutého karbidu slinovaných za vysokých tlaků a teplot. Vyniká vysokou tepelnou vodivostí a jeho tvrdost při 100–600 °C dosahuje 9000 HV [29]. Pro předpokládanou práci je zkratkou PKD označován polykrystalický diamant vyrobený za vysokých teplot a tlaků, což je také v souladu s tím, co uvádí výrobce Element Six [30]. CVD polykrystalický diamant je vhodnější pro soustružnické operace oproti PKD, jelikož pro danou technologii je dominantní abrazivní opotřebení [30]. Frézovací nástroje mají sklon k vyštípování způsobený přerušovaným řezem. Výhodou PKD oproti monokrystalickému diamantu je jednotná – směrově homogenní struktura [29]. Monokrystalické diamanty se vyrábí také pomocí CVD i metody za vysokých teplot a tlaků [30].

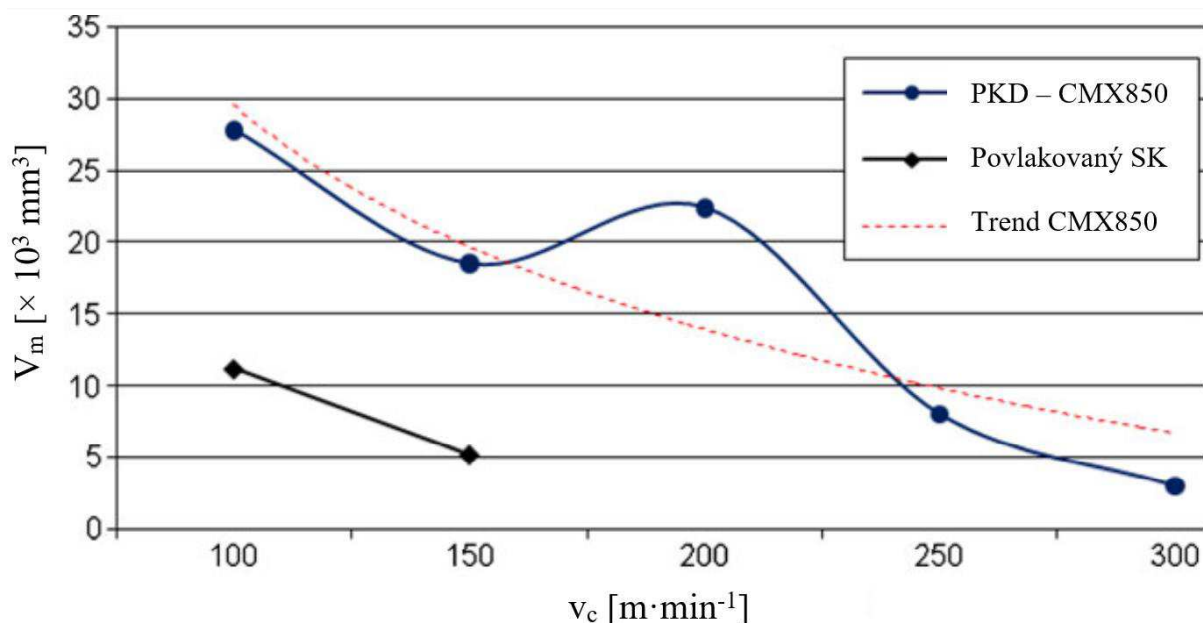
Vzhledem k obrobitelnosti titanových slitin, byla snaha nalézt optimální řezný materiál, který má zlepšit obrobitelnost těchto slitin. Tyto studie jsou zaměřeny i na PKD. Řada z nich uvádí jako vhodný řezný materiál pro materiál obrobku TC4 právě polykrystalický diamant, který umožňuje využití vyšších řezných rychlostí a tím spojenou produktivitu výroby. Vyšší trvanlivost oproti jiným nástrojovým materiálům je také benefitem PKD [2, 8, 12-15, 18, 31]. Nabhani [18] dokonce uvádí, že se polykrystalický diamant zdá být nejvhodnější komerčně dostupný řezný materiál pro obrábění titanových slitin. PKD dosahoval nejvyšší trvanlivosti a nejkvalitněji obrobeného povrchu před nástrojem ze slinutého karbidu (SK) s povlakem TiC/TiC-N/TiN *triplecoated* nanesený metodou CVD a polykrystalického kubického nitridu boru (PKBN) při obrábění za sucha [18]. Kuljanic [9] zmiňuje obrábění titanových lopatek PKD nástrojem již v roce 1998.

Ve vědeckých člancích [4, 9, 14-16, 18, 22, 27, 32] byly použity řezné rychlosti ( $v_c$ ) v rozmezí 75–250  $\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$  pro obrábění titanových slitin PKD řezným materiálem. Tato hodnota záležela na technologické operaci, geometrii nástroje, požadované trvanlivosti nástroje, způsobu chlazení a jiných řezných parametrech (např. posuvu na zub –  $f_z$  apod.). Všeobecně zvýšení řezné rychlosti znamená snížení trvanlivosti řezného nástroje [33] dle Taylorova vztahu (2.1) ve tvaru [3, 34]:

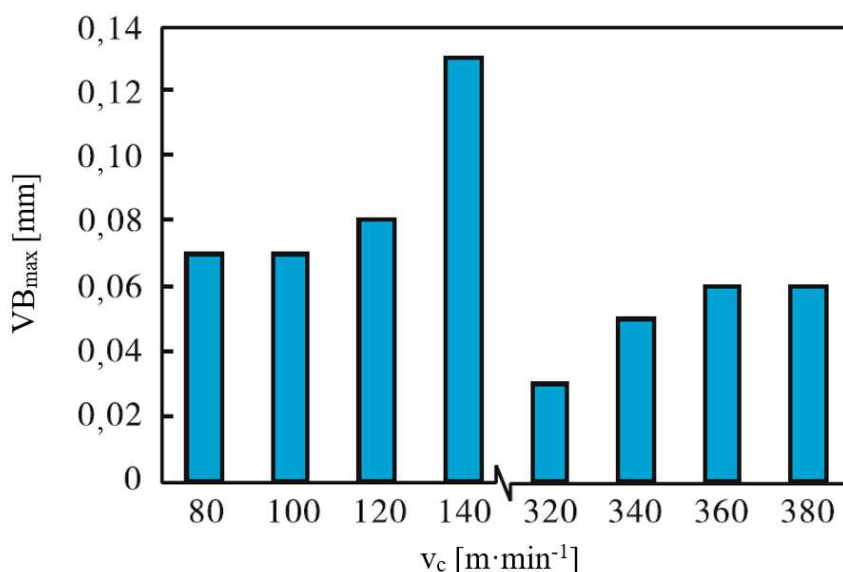
$$T = \frac{C_T}{v_c^m} \quad (2.1)$$

kde: T [min] – trvanlivost nástroje,  
C<sub>T</sub> [-] – konstanta,  
m [-] – exponent.

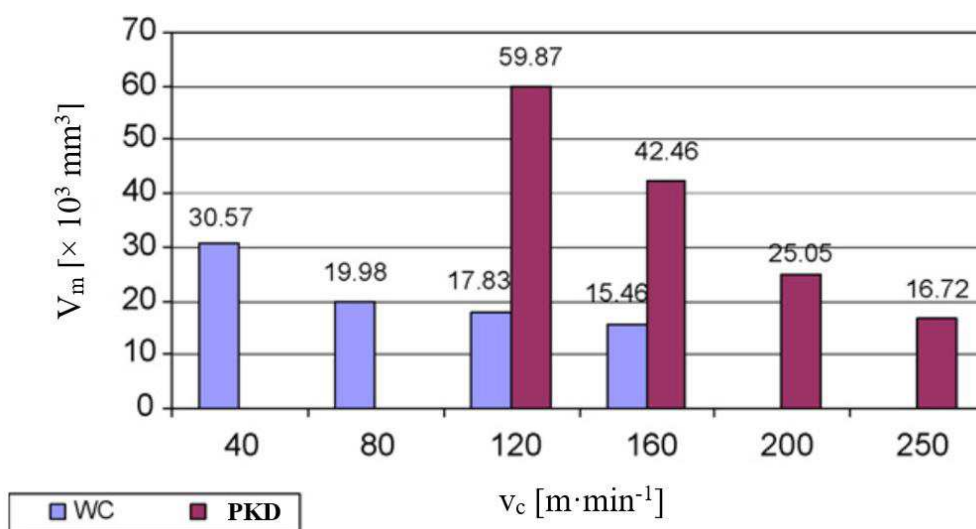
Konkrétní hodnota  $v_c$  souvisí s použitým nástrojovým materiálem, jelikož každý řezný materiál má pro tento parametr své omezení. Je to zároveň další aspekt, který ovlivňuje primární deformační zónu. Důkazem toho je, že při určitých řezných rychlostech v důsledku obrábění dvofázové  $\alpha + \beta$  slitiny Ti-6Al-4V se může trvanlivost lokálně zvýšit oproti stále klesajícímu trendu [13, 15]. Oosthuizen [13] testoval řezné rychlosti při frézování titanu *grade 5* destičkou z PKD sorty CMX 850, která je dále použita i v této práci. Vyšší řezná rychlost znamenala méně odebraného objemu materiálu obrobku ( $V_m$ ) při stejné trvanlivosti nástroje. Při řezné rychlosti  $200 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  však došlo k lokálnímu zvýšení trvanlivosti oproti  $150 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  – viz obr. 2.1. Literatura uvádí, že zvýšení řezné rychlosti nad  $200 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  zvýší teplotu v místě řezu nad  $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ . Autor tedy vysvětluje toto zvýšení trvanlivost efektu fázové transformace  $\alpha$  na  $\beta$  fázi slitiny Ti-6Al-4V. Za rychlosti  $250 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  byla trvanlivost opět menší, i když pevnost materiálu za této teploty je nižší. Efektem, který se za této teploty projevuje více je chemické opotřebení nástroje [13]. Při řezné rychlosti  $200 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  a stanovené trvanlivosti nástroje autorem byl však objem odebraného materiálu  $\approx 23 \text{ cm}^3$ . V grafu, lze také vidět, že v porovnání s povlakovaným slinutým karbidem byl objem odebraného materiálu řádově 2× až 4× větší. I když v další studii - [12] - klesla lokálně tloušťka ovlivněné vrstvy materiálu obrobku za určitých řezných rychlostí, tak nebyly nalezeny žádné fázové přeměny, i když se jednalo o podstatně vyšší řezné rychlosti než v případě předchozí studie - [13]. Yang [35] při frézování Ti-6Al-4V také nepozoroval žádnou fázovou transformaci při řezné rychlosti  $80\text{--}380 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , i když bylo opotřebení nástroje lokálně sníženo – viz obr. 2.2. Pro vyšší řezné rychlosti pozoroval u obrobeného povrchu deformaci  $\beta$  fáze, která byla výraznější než pro nižší řezné rychlosti. Frézování však probíhalo monolitní frézou (řezný nástroj ze SK).



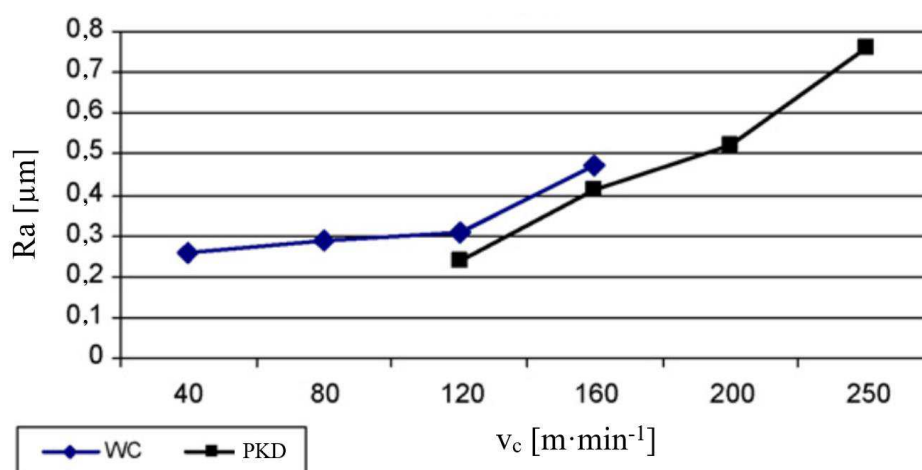
Obr. 2.1 Graf závislosti objemu odebraného materiálu na řezné rychlosti ze studie [13].

Obr. 2.2 Graf závislosti opotřebení  $VB_{\max}$  na řezné rychlosti ze studie [35].

Amin [14] při frézování slitiny Ti-6Al-4V definoval optimální řeznou rychlost pro PKD v hodnotách mezi 120–160  $\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$ , zatímco pro slinuté karbidy (přesněji WC-Co) se jednalo o 2× až 3× nižší hodnoty. Hodnota 120  $\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$ , však byla nejnižší testovaná  $v_c$  – viz obr. 2.3. Vyšší  $v_c$  zároveň způsobila nárůst hodnoty průměrné aritmetické úchylnosti drsnosti ( $R_a$ ), která však byla stále nižší než pro nástroj z WC-Co – viz obr. 2.4. Bylo to z důvodu nižšího opotřebení PKD, které má na výslednou integritu povrchu velký vliv [14]. Lze si také všimnout, že v tomto případě nebylo zjištěno žádné lokální zvýšení objemu odebraného materiálu jako v případě studie [13] na obr. 2.1 případně studie [35] na obr. 2.2 s parametrem  $VB_{\max}$ .



Obr. 2.3 Graf závislosti objemu odebraného materiálu na řezné rychlosti určené na trvanlivost nástroje ze studie [14].

Obr. 2.4 Graf závislosti hodnoty **Ra** na řezné rychlosti ze studie [14].

Li [12] zkoumal také vliv mezi řeznou rychlostí a objemem odebraného materiálu při frézování Ti-6Al-4V PKD nástrojem. Rozsah použitých hodnot  $v_c$  byl extrémně vysoký – 250 až 2000  $m \cdot min^{-1}$ . Při 250  $m \cdot min^{-1}$  maximální opotřebení na hřbetě dosahovalo hodnoty více než 0,2 mm po 160 s strojního času, čemuž odpovídalo 437,5  $mm^3$  odebraného materiálu. Katastrofické poškození nástroje ve formě lomu bylo získáno od 375  $m \cdot min^{-1}$  při stejném objemu odebraného materiálu (437,5  $mm^3$ ). Element Six – výrobce PKD polotovarů – doporučuje  $v_c$  pro obrábění titanu v rozmezí  $\approx 50$ –200  $m \cdot min^{-1}$  [36]. HSC (*high speed cutting*) je definováno, když je řezná rychlost 5–10× větší než běžná konvenční rychlost pro dané řezné podmínky [13]. Studie [21] uvádí HSM (*high speed machining*) v závislosti na podmínkách jako technologii, u které je  $v_c$  2–50× větší oproti konvenční řezné rychlosti.

Drsnost obrobeného povrchu nemá vliv na odolnost součásti proti cyklickému zatěžování. Naopak zbytkové napětí má zásadní vliv a platí, že tlakové napětí představuje delší životnost součásti. Moussaoui [23] uvádí, že na zbytkové napětí v povrchové vrstvě má významný vliv právě  $v_c$ . Nižší  $v_c$  představuje tlaková napětí, zatímco její zvýšení směřuje více k tahovým napětím, jelikož se zvýší teplota v místě řezu. Zbytková napětí jsou výsledkem kombinací tepelného, mechanického a metalurgického efektu [23]. Kombinace efektu teplotního a mechanického zatížení ve frézovacím procesu může způsobit subpovrchovou mikrostrukturní transformaci na obrobeném povrchu [35]. Mechanické zatížení všeobecně způsobuje tlaková napětí vlivem plastické deformace povrchu. Teplotní efekt naopak tahová napětí vlivem teplotního gradientu. Z experimentu [23] vyšlo jako nejvhodnější nastavení řezných parametrů nižší  $v_c$ , nižší  $f_z$  s malým  $r_\epsilon$  při použití chlazení při čelním frézování Ti-6Al-4V. Hodnota  $a_p$  nemá významný vliv, proto je vhodné ji s ohledem na výkonnost obrábění volit velkou [23]. Použitím chlazení a ostrých nástrojů, lze zamezit vzniku bílé vrstvy na obrobeném povrchu, jelikož se sníží teplota v místě řezu a řezné tlaky, které jsou při obrábění titanových slitin obrovské [35].

PKD má také značně vyšší tepelnou vodivost ( $\lambda_t \approx 400 W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$ ) oproti ostatním nástrojovým materiálům, která je například 4× vyšší než pro WC [13] a také vyšší tvrdost za tepla (teplota změkčení) než ostatní dostupný řezný materiál [8, 13]. To pomáhá s odváděním tepla [37] vzniklého během obrábění titanových slitin od ostří. Tím se také zvyšuje kontaktní plocha mezi

nástrojem a odcházející třískou, což je klíčovou strategií při obrábění titanu spolu s limitováním působení dynamických sil při obrábění [14].

Titan je vysoce karbido-tvorný prvek [9, 27] – vysoká afinita k uhlíku [9]. Velmi často se na čele PKD vytváří vrstva TiC, která je více stabilní než diamant, z čehož se může jednat i o ochranou vrstvu PKD [15, 18]. Su [31] testoval PKBN a PKD jako řezný materiál při obrábění slitiny titanu Ti-6.5Al-2Zr-1Mo-1V (TA15). Při stejných řezných podmínkách byla trvanlivost PKD mnohonásobně vyšší než trvanlivost destičky z PKBN i pro tuto titanovou slitinu.

Některé teorie definují odolnost proti abrazivnímu opotřebení řezných materiálů dle vztahu (2.2). Tento vztah je odvozen v souvislosti s lomovou houževnatostí, modulem pružnosti a tvrdostí dle Knoopu jako [28]:

$$W_r = K_{Ic}^{0,5} \cdot E^{-0,8} \cdot HK^{1,43} \quad (2.2)$$

kde:  $W_r$  [-] – odolnost proti abrazivnímu opotřebení,  
 $K_{Ic}$  [MPa·√m] – lomové houževnatost při módu zatěžování I,  
 $HK$  [GPa] – hodnota tvrdosti dle Knoopu.

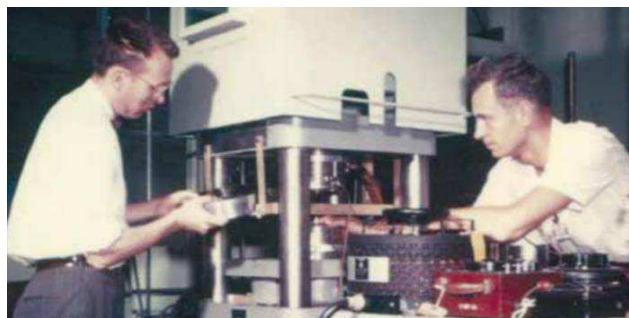
Hodnoty  $W_r$  pro jednotlivé materiály jsou uvedeny v tab. 2.1 dle zdroje [28]. Lze vidět, že PKD má v porovnání s jinými materiály tuto hodnotu největší. Jeho abrazivní odolnost v porovnání s kalenou ocelí je 500× větší [37]. Takové pořadí odpovídá pouze jednoduché situaci – odolnosti proti abrazivnímu opotřebení. Při obrábění kovových materiálů se však mohou vyskytnout jiné mechanismy opotřebení jako adhezní nebo chemické opotřebení, které mohou být opotřebením dominantním. Příkladem je obrábění niklových superslitin, pro které jsou poměrně vhodné sialonové nástroje. PKD i PKBN se opotřebí rapidně rychleji i přes fakt, že je znatelně tvrdší. Proto je podstatné vybrat správný řezný materiál pro daný materiál obrobku, aby bylo dosaženo potřebné hospodárnosti [3, 28, 29, 34]. Slinuté karbidy mají např. podstatně vyšší houževnatost než PKD [29]. V jedné z odborných studií zaměřené na soustružení tyče ze slinutých karbidů (WC-18 hm.% Co) za sucha pomocí tlusté vrstvy diamantu CVD a PKD, bylo dosaženo lepších výsledků použitím CVD diamantu. To z důvodu nižší tvrdosti PKD, ale také jeho velkému adheznímu opotřebení, které bylo způsobené přítomností kobaltu jak v samotném PKD, tak také v materiálu obrobku [38].

Tab. 2.1 Odolnost proti abrazivnímu opotřebení jednotlivých řezných materiálů [28].

Nástrojový materiál	$W_r$
Karbid wolframu (ISO K05)	0,73
Čistá oxidická keramika (Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )	0,76
Sialon	0,91
Směsná oxidická keramika (Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> + TiC)	0,92
PKBN (Amborite)	2,07
PKD (Syndite grade 010)	3,38

## 2.2 Nástrojová geometrie stopkových fréz s pájenou destičkou z PKD s rovinou plochou čela a jejich specifika

Jak bylo uvedeno, PKD je materiál vyrobený syntézou za vysokých teplot a tlaků, nejčastěji řízenou metodou HPHT, což je zkratka *High Pressure – High Temperature*. Historie diamantového zkoumání spadá do Francie a 18. století. Syntéza umělého diamantu byla veřejně oznámena 15. února 1955. Za jeho vynálezce se považuje Howard Tracy Hall, který je vyfocený u tehdejší aparatury na obr. 2.5 vlevo. V roce 1966 také zkompletoval první krychlový lis, kde o dva roky později sintroval první polykrystalický diamantový produkt označovaný jako PKD, který nazval *MegaDiamond*. Na obr. 2.5 a obr. 2.6 jsou zařízení pro výrobu umělého diamantu, které jsou principiálně stejné. Obr. 2.6 představuje moderní aparaturu pro výrobu syntetického diamantu v jedné z největších firem zabývajících se tímto materiálem – Element Six [1].



Obr. 2.5 Tehdejší aparatura pro syntézu umělého diamantu [1].



Obr. 2.6 Moderní aparatura ve firmě Element Six [1].

I přes uvedené složitosti syntézy, výrobci v současnost nabízejí celou škálu sort tohoto materiálu, které se v zásadě liší velikostí zrna a množství pojivové fáze. Polotovary diamantů určené pro oblast nástrojů jsou vzhledem ke složitému výrobnímu procesu většinou jednoduchého tvaru, a to nejběžněji ve formě disku s vrstvou PKD sintrovanou s podkladem ze SK [37] – obr. 2.7. Z něho se poté řezou destičky daného tvaru podle 3D modelu s optimalizovanou geometrií dle aplikace jako například na obr. 2.8. Destičky se pájí do sedel a následně ostří. Modelování se provádí v 3D CAD modeláři.

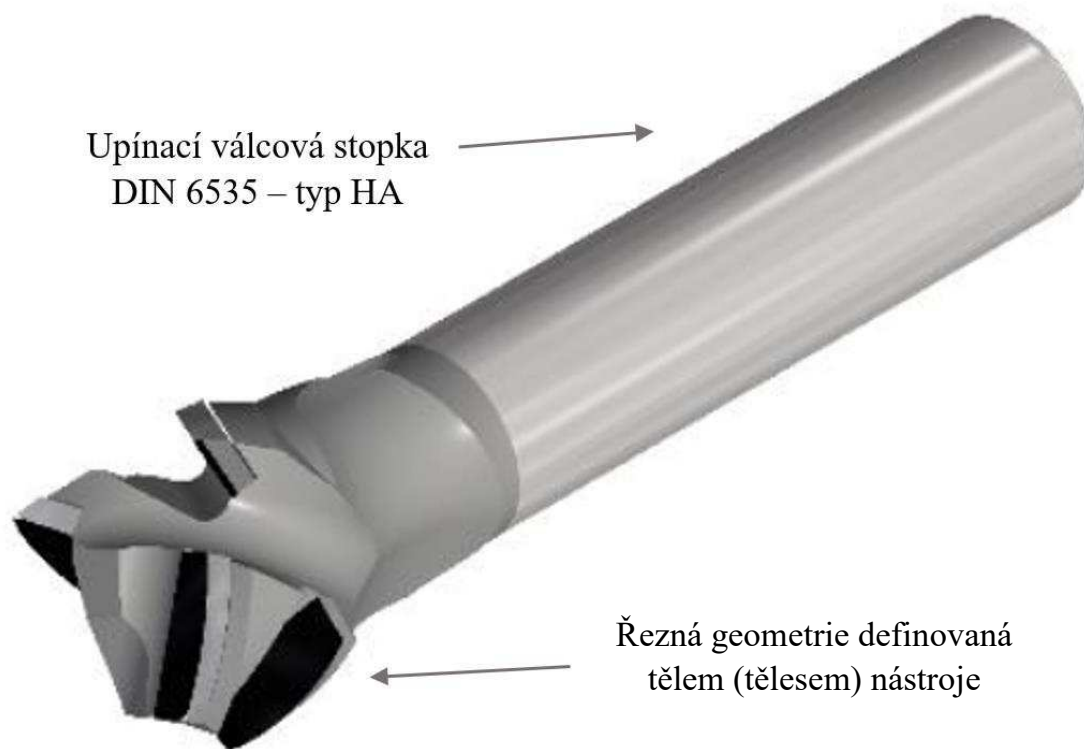
Samotná geometrie frézovacích nástrojů má přímý vliv na celý řezný proces a zejména jeho hlavní výstup, kterým je obrobena plocha. Mimo to, geometrie ovlivňuje síly vznikající při řezném procesu, teplotu v místě řezu, vibrace, a v neposlední řadě lámání a odchod třísek, což se odráží také v trvanlivosti nástroje [33] definované dle vztahu (2.1).

Zvýšit trvanlivost nástroje, zejména z hlediska vyštipování břitu, lze eliminovat správným upnutím obrobku, nastavením vhodných řezných podmínek, stavem obráběcího stroje, minimalizováním vyložení nástroje, optimalizováním jeho tuhosti nebo zvolením vhodného řezného materiálu, popřípadě sorty materiálu. Vhodné je také u vícebřitých fréz aplikovat pro každý zub jinou hodnotu nástrojového úhlu sklonu hlavního ostří  $\lambda_s$ , případně aplikovat

nepravdělnou rozteč zubů, což opět souvisí s geometrií nástroje, čímž jí přikládá velký podíl, jak samotný řezný proces bude probíhat [34, 39]. Destičky z PKD mají však stále rovinnou plochu čela, což do značné míry omezuje zachování optimalizované geometrie v každém bodě ostří. Vzhledem k tomuto faktu se při konstrukci používá orientace destičky ve dvou směrech – ve směru radiálním a axiálním. Tím lze řídit umístění a geometrii celé destičky v prostoru.



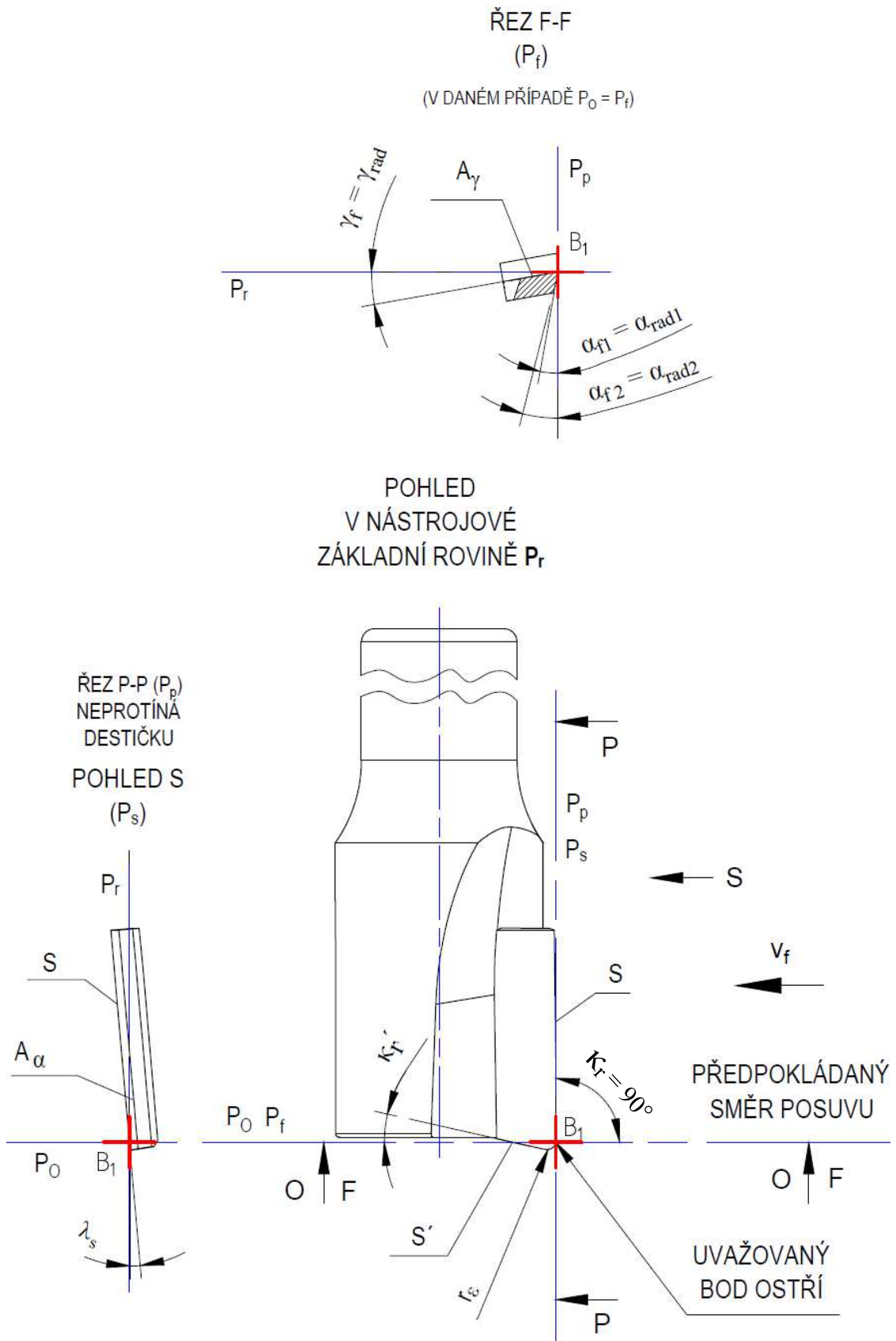
Obr. 2.7 Polotovar ve tvaru disku (průměr 76 mm a tloušťka 2 mm) pro řezání destiček z PKD.



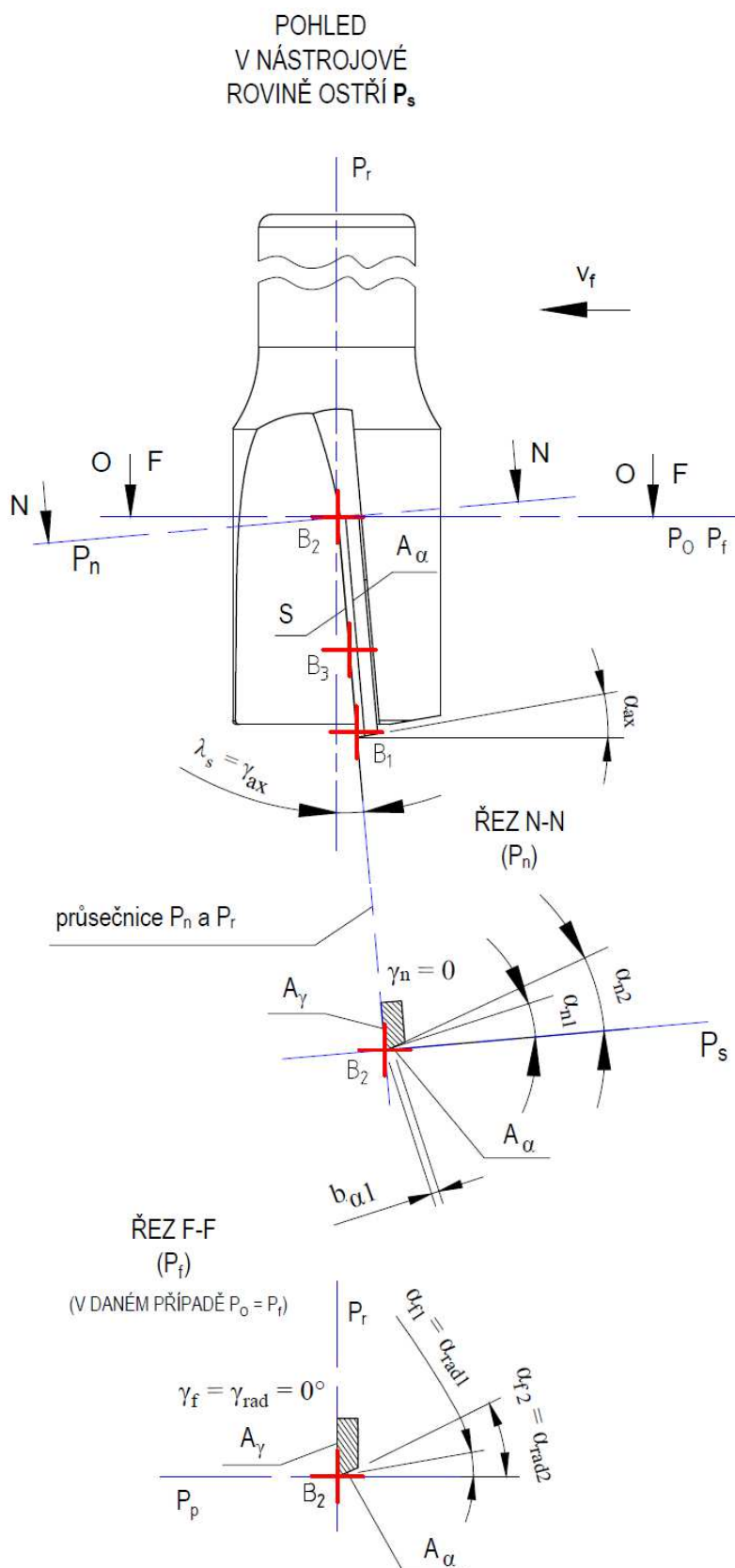
Obr. 2.8 Nástroj s destičkami z PKD s řeznou geometrií pro určité typy aplikací.

Na obr. 2.9 je uvedena základní geometrie stopkových fréz s pájenými destičkami z PKD s rovinnou plochou jejího čela. Toto schéma je definováno v nástrojovém souřadnicovém systému a konkrétně pro případ stopkových válcových čelních fréz, kde nástrojový úhel nastavení hlavního ostří  $\kappa_r$  má hodnotu  $90^\circ$ . Tato část kapitoly 2.2 popisující geometrii nástrojů je zpracována za pomoci zdrojů [3, 34, 39, 40] a zejména platné normy ČSN ISO 3002/1. Pro popis geometrie nástrojů je nutné zavést nástrojové roviny, ve kterých se následně konkrétní úhly definují. Jako první se definuje nástrojová základní rovina  $P_r$  procházející osou nástroje a uvažovaným bodem ostřím. Uvažovaný bod ostří představuje bod, ke kterému se daná geometrie definuje a kde se nachází začátek souřadnicového systému, nyní konkrétně pro bod **B1** ležící na hlavního ostří nástroje v oblasti nad špičkou. Nástrojová boční rovina  $P_f$  je rovina procházející uvažovaným bodem ostří, rovnoběžná s předpokládaným směrem posuvu a současně kolmá na základní rovinu  $P_r$  – pro frézy je to rovina kolmá k ose nástroje. Rovina kolmá na zmíněné roviny doplňující kartézský ortogonální systém se nazývá nástrojová rovina zadní  $P_p$ . Stopy jejich rovin jsou naznačeny modrou barvou. Pro definici dalších základních úhlů, jako například zmíněného nástrojového úhlu nastavení hlavního ostří nebo nástrojového úhlu sklonu hlavního ostří  $\lambda_s$ , je nutné definovat další ortogonální systém, jehož základem je opět rovina  $P_r$  na niž kolmá rovina a současně rovina tečny k ostří v uvažovaném bodu ostří se nazývá nástrojová rovina ostří  $P_s$ . Doplňující ortogonální rovina k tomuto systému se nazývá nástrojová ortogonální rovina  $P_o$ . Při  $\kappa_r = 90^\circ$  je rovina  $P_p$  shodná  $P_s$  a rovina  $P_f$  shodná s  $P_o$ , čímž jsou shodné i příslušné nástrojové úhly. Případ, kdy úhel  $\kappa_r$  není  $90^\circ$  a ostří prochází osou nástroje (kulové a soudečkové nástroje) je vysvětlen dále v práci u konkrétního nástroje na obr. 4.53 až obr. 4.58. Poslední, zde zmíněnou rovinou, je normální rovina ostří  $P_n$  dle [41] (dle [39] normálová rovina ostří, dle [3] nástrojová normální rovina), což je rovina kolmá k ostří v uvažovaném bodě ostří, čímž jako jediná z výše uvedených rovin není všeobecně kolmá na rovinu  $P_r$ , ale vždy kolmá k nástrojové rovině ostří  $P_s$  (obr. 2.10). Dále v této práci bude tato rovina uvažována jako normálová rovina ostří namísto normální roviny ostří a stejně tak příslušné úhly měřené v této rovině.

Frézy popisovaného typu obsahují nástrojové hlavní ostří (**S**) a nástrojové vedlejší ostří (**S'**), jejichž průsečík se nazývá špička. Ta může být sražená nebo zaoblená – poloměr špičky se označuje  $r_s$  a je měřen v rovině  $P_r$ . K prvkům popisující vedlejší se ostří se přidává značka ve formě čárky [41]. Úhel  $\kappa_r$  je definován v nástrojové základní rovině, mezi  $P_s$  a  $P_f$ , obdobně nástrojový úhel nastavení vedlejšího ostří  $\kappa_r'$ . Jeden z dalších důležitých úhlů popisujících orientaci ostří je nástrojový úhel sklonu hlavního ostří  $\lambda_s$ , což je úhel měřený v nástrojové rovině ostří  $P_s$ , mezi ostřím **S** a nástrojovou základní rovinou  $P_r$ .



Obr. 2.9 Vybraná nástrojová geometrie stopkové válcové čelní frézy s PKD destičkou s rovinnou plochou jejího čela.



Obr. 2.10 Vybraná nástrojová geometrie definovaná k uvažovanému bodu ostří  $B_2$  v nástrojových rovinách  $P_s$ ,  $P_n$  a  $P_r$  spolu s definováním konstrukčních úhlů hřbetů pro válcovou čelní frézu.

V obrázcích jsou vyznačeny vybrané nástrojové úhly s patřičnými indexy označujícími, ve které nástrojové rovině se měří a případně také s indexy označujícími pořadové číslo dané plochy směrem od ostří nástroje. Např. fréza na obrázku má v uvažovaném bodě ostří **B1** lomenou hřbetní plochu s nástrojovým bočním úhlem prvního hřbetu označeným  $\alpha_{n1}$  a nástrojovým bočním úhlem druhého hřbetu označeným  $\alpha_{n2}$ . Druhý hřbet začíná ve vzdálenosti  $b_{a1}$  od ostří, což je šířka fazetky na prvním hlavním hřbetu definovaná v rovině  $P_n$ . Nástrojový zadní úhel čela  $\gamma_p$ , definovaný jako úhel mezi čelem  $A_\gamma$  a rovinou  $P_r$  měřený v rovině  $P_p$ , není v daném obr. 2.9 uvažován, jelikož daný pohled není řezem ( $\kappa_r = 90^\circ$ ) a  $A_\gamma$  není viditelné – pouze ostří **S** a k tomu korespondující úhel  $\lambda_s$ . Daný úhel lze najít v případě řešení geometrie konkrétního nástroje na obr. 4.57. Veškeré názvosloví dle normy ČSN ISO 3002/1 je zpracováno např. ve zdroji [39] nebo [3].

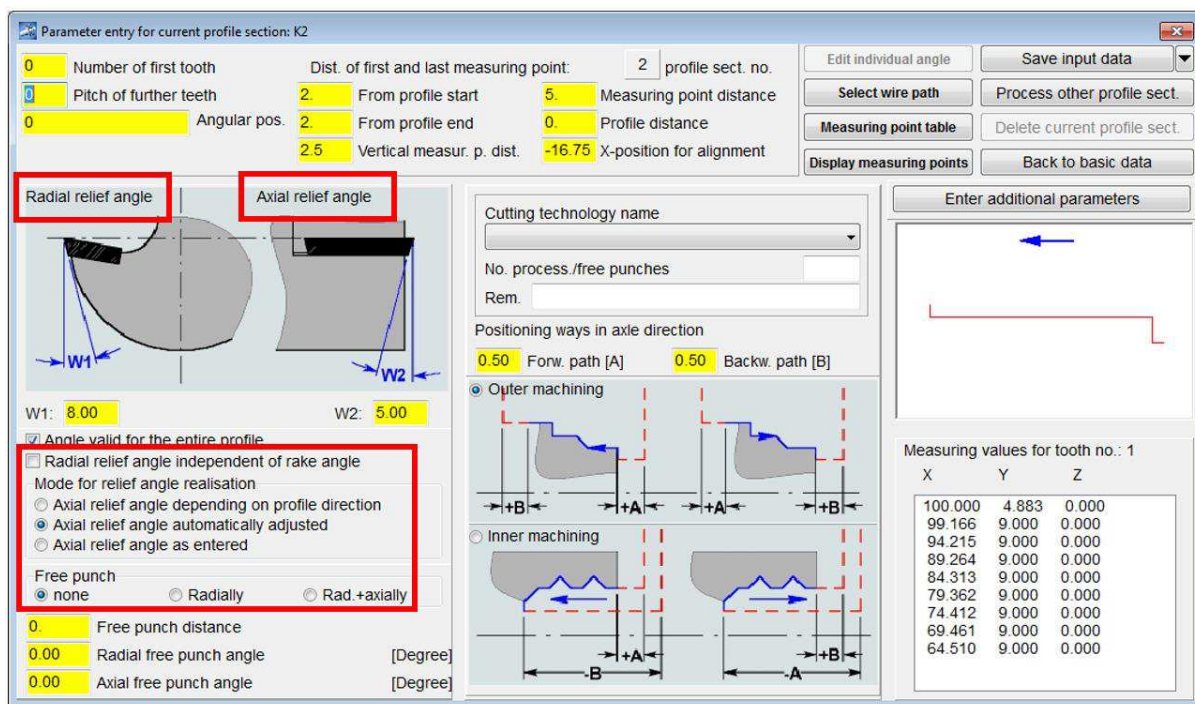
Nástrojový ortogonální úhel čela  $\gamma_o$ , známý také jako efektivní úhel čela [33], ovlivňuje síly během obrábění a tím potřebný příkon stroje, který klesá se zvyšující se pozitivností čela. Uvádí se [33], že zvětšením  $\gamma_o$  o  $1^\circ$ , se zmenší potřebný výkon o 1,5 %. Velikost daného úhlu ovlivňuje i tuhost bříty ve stejném směru.

Normálový řez v uvažovaném bodě ostří **B2** (obr. 2.10) znázorňuje nástrojový normálový úhel čela  $\gamma_n = 0^\circ$ , jelikož rovina čela destičky válcové čelní frézy je v daném pohledu kolmá na  $P_s$  – průsečnice rovin  $P_n$  a  $P_r$  leží v rovině čela destičky. V případě uvažovaného bodu hlavního ostří **B3**, se pohled musí potočit tak, aby daný uvažovaný bod ostří procházel v pohledu (nástrojové rovině ostří  $P_s$ ) opět osou nástroje. Poté se vede rovina kolmá k ostří v uvažovaném bodě ostří. Nástrojový normálový úhel čela  $\gamma_n$  následně bude v bodě **B3** nabývat kladných hodnot – bude pozitivní.

Jak bylo zmíněno, tak se při konstrukci s destičkami s rovinnou plochou čela často mluví o axiálním a radiálním úhlu čela, případně axiálním a radiálním úhlu hřbetu, který se také využívá pro jejich ostření (obr. 2.11). Tyhle úhly však platná norma ČSN ISO 3002/1 [41] neuvažuje. Pojem radiální a axiální se však vyskytuje i v knize *Příručka obrábění* [33], jako úhly konstrukční nebo v odborných člancích [21, 32].

Axiální úhel čela jako  $\gamma_{ax}$  lze definovat pomocí úhlů v nástrojové rovině zadní [33] za určitého předpokladu. Hodnota úhlu  $\lambda_s$  je pro monolitické stopkové válcové čelní frézy se zuby ve šroubovici nejběžněji v každém uvažovaném bodě ostří shodná, stejně jako nástrojový normálový úhel čela  $\gamma_n$ . V případě destiček s rovinným čelem se v každém uvažovaném bodě ostří  $\lambda_s$  mění, stejně jako nástrojový boční úhel čela  $\gamma_f$ . Z toho důvodu se definuje axiální úhel čela jako úhel mezi rovinou čela destičky a osou nástroje. Lze jej také definovat jako nástrojový zadní úhel čela  $\gamma_p$  [33] měřený v místě, kde úhel  $\gamma_f$  je roven nule, respektive v případě válcových fréz jako úhel  $\lambda_s$  měřený v místě, kde úhel  $\gamma_f$  je roven nule (obr. 2.10). Axiální úhel čela je na rozdíl od ostatních úhlů čela konstantní, jelikož není definován ke konkrétnímu bodu na ostří, ale vůči rovině čela destičky a osy nástroje. Smysl jeho hodnoty (pozitivní/negativní) má stejnou konvenci jako  $\lambda_s$ . Příklad na obr. 2.10. v pohledu nástrojové roviny ostří v uvažovaném bodě ostří **B2** vystihují tuto situaci, kdy  $\lambda_s$  je zároveň axiálním úhlem čela. Rovina čela destičky vytváří stopu splývající v pohledu  $P_s$  s hlavním nástrojovým ostřím **S** [33]. Hlavní ostří destičky, které je v každém bodě naostřeno na požadovaný

jmennový řezný průměr, vytváří prostorovou křivku (v daném případě elipsu), pro jejíž body se úhly čela mění. Tato situace je modelová, jelikož destička je v tomto pohledu protažena až do osy nástroje pro názornější ukázkou dané situace, kde je úhel čela v boční rovině roven  $0^\circ$ . Destička na reálném nástroji by pravděpodobně byla rozdělena do menších segmentů, aby se zachovala co nejkonstantnější pozitivní geometrii po celé délce profilu – jako např. na obr. 2.8.



Obr. 2.11 Programování řezné hrany pro elektroerozivní drátové stroje v softwaru GTR software ProfDia® [42].

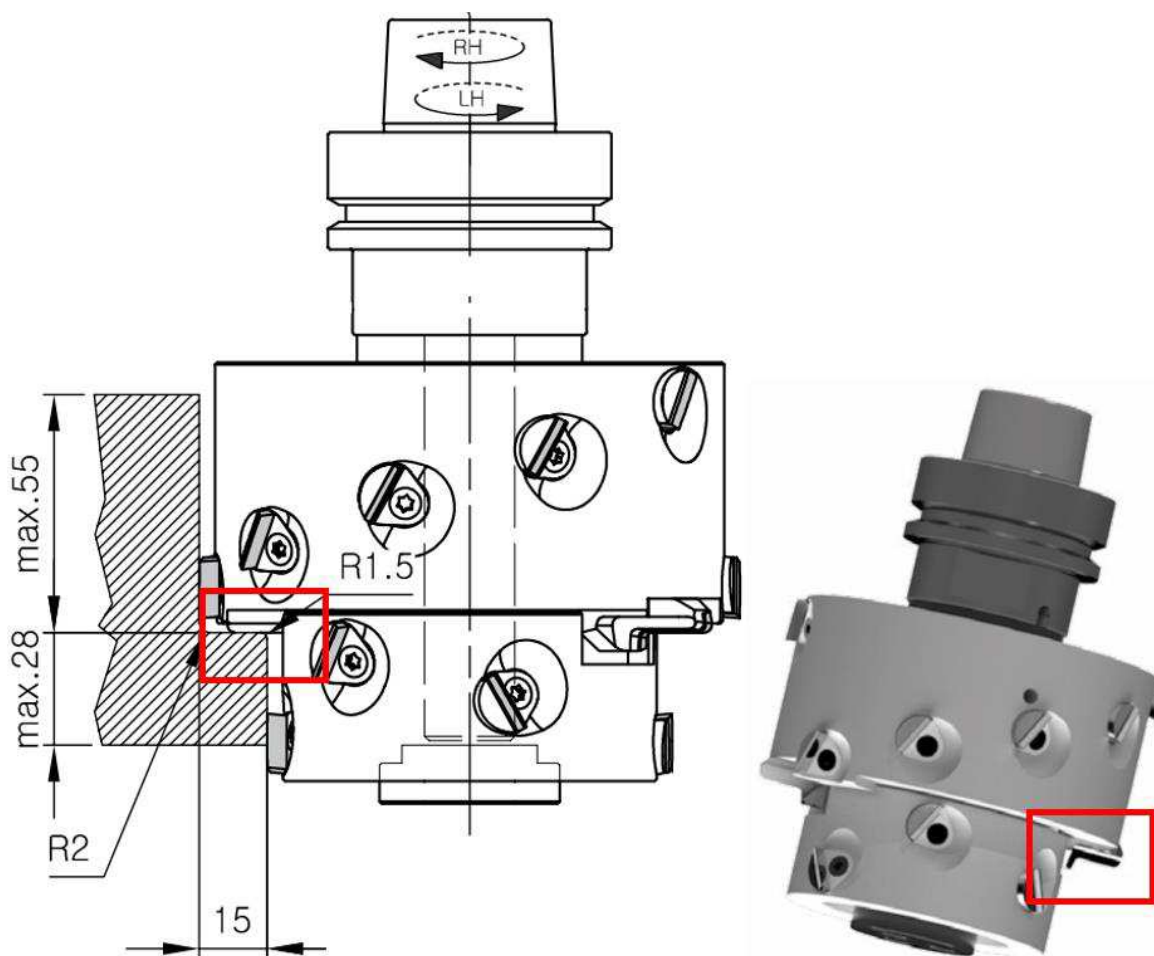
Radiální úhel čela ( $\gamma_{rad}$ ) je dalším úhlem využívaným při konstrukci těchto nástrojů. Je to úhel definovaný v radiální rovině (kolmé k ose nástroje) a je tudíž shodný s nástrojovým bočním úhlem čela  $\gamma_f$  [33] (obdobně radiální úhel hřbetu  $\alpha_{rad} = \alpha_f$ ). Tento úhel čela se však nejčastěji, na rozdíl od axiálního úhlu čela, v každém uvažovaném bodě mění – případ nenulového  $\gamma_{ax}$  a současně válcové frézy nebo i případ, kdy  $\gamma_{ax} = 0^\circ$ , současně  $\gamma_{rad} \neq 0^\circ$  a řezný profil leží na rozdílných řezných průměrech. Ve fiktivním bodě **B2** je roven nule a směrem ke špičce nástroje přes bod **B3** a **B1** se jeho kladná hodnota zvyšuje, až na špičce dosáhne nejvyšší hodnoty v rámci daného nástroje. Z toho důvodu si konstruktér vždy volí, v kterém bodě bude daný úhel uvažovat a následně kontroluje, jakou hodnotu má tento úhel na celém řezném profilu. Udává se tedy v určitém intervalu.

Danou geometrií čela a řezným profilem (respektive nástrojovým úhlem nastavení hlavního ostří  $\kappa_r$ ) je dána poloha destičky v sedle nástroje a také určeny pracovní úhly, které dané frézovací nástroje vyžadují [33]. Úhly hřbetů se volí na základě řezného profilu, aplikace, řezných podmínek, obráběcí strategie, obráběného materiálu, tuhosti samotného břitu apod. Hodnota radiálního úhlu hřbetu  $\alpha_{rad}$  v případě ukázkové frézy je všech bodech uvažovaného ostří stejná, jelikož je použita pro vzorovou aplikaci obvodového válcového frézování. Toto

nastavení lze však také editovat. Vzhledem k proměnnému nástrojovému úhlu čela  $\gamma_f$  v nástrojové boční rovině  $P_f$  a konstantnímu  $\alpha_f$ , nástrojový boční úhel břitu  $\beta_f$  dosahuje také proměnných hodnot v každém uvažovaném bodu ostří dle vztahu (2.3) jako:

$$\alpha_f + \beta_f + \gamma_f = 90^\circ \quad (2.3)$$

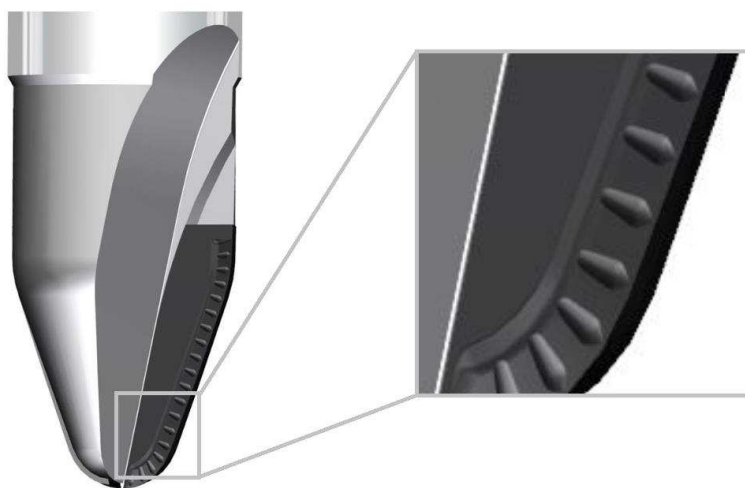
Posledním využívaným názvoslovím v případě konstrukce a ostření je axiální úhel hřbetu  $\alpha_{ax}$ , který v případě válcových čelních fréz definuje ostření na vedlejším břitu  $S'$  (viz obr. 2.10), zatímco u profilových tvarů destiček jako např. na obr. 2.12 definuje *podbrus* destičky ve směru osy nástroje, čímž se snižuje riziko tření hřbetní plochy o obrobenou plochu a zmenšuje se tak i úhel břitu v tomto směru. Tento úhel není definován platnou normou ČSN ISO 3002/1 a každý výrobce obráběcích nástrojů si jej tak může definovat dle svých firemních směrnic nebo předpisů. Jeho nastavení umožňuje ještě celou škálu editace v programovacím ostřicím softwaru záležící na konkrétním profilu nástroje a jeho aplikaci.



Obr. 2.12 Složený nástroj sestávající ze dvou DP fréz upnutých na trnu s vyznačenou plochou obráběnou VBD, u které je aplikován axiální úhel hřbetu [43].

Geometrie frézovacích nástrojů se často dělí podle nástrojových úhlů v nástrojové zadní (axiální) a boční (radiální) rovině –  $\gamma_p$  a  $\gamma_f$  na frézy dvojitě negativní, dvojitě pozitivní a pozitivně (ve směru  $\gamma_p$ ) – negativní (ve směru  $\gamma_f$ ) geometrii [33, 34]. Takové rozdělení se uvažuje pro frézování rovinných ploch. Dvojitá negativní geometrie vyžaduje vysoký příkon a stabilitu stroje z důvodu velkých sil vznikajících během obrábění. Může také docházet k nepříznivým vlivům utváření třísek, případně jejich hromadění v zubových mezerách. Geometrie je vhodná pro materiálů, při jejichž obrábění vznikají velké zatížení břitů. Naopak dvojitá pozitivní geometrie je vhodná pro obrábění materiálů se sklonem k zpevňování za studena [33].

Pro nástroje, kde nelze zabezpečit pozitivní geometrii čela pomocí polohování sedla, lze použít utvářeče třísek – viz obr. 2.13. To je případ kulových (soudečkových fréz), kde ostří prochází (směřuje) do osy nástroje a geometrii čela je v této oblasti *nulová*. Pozitivní geometrií lze získat snížení sil během obrábění, které mají vliv na kvalitu obrobeného povrchu, tvarovou přesnost apod. – zejména poté pro tenkostěnné obrobky.



Obr. 2.13 Utvářeč vlastní konstrukce na destičce z PKD – modifikace PKD destičky.

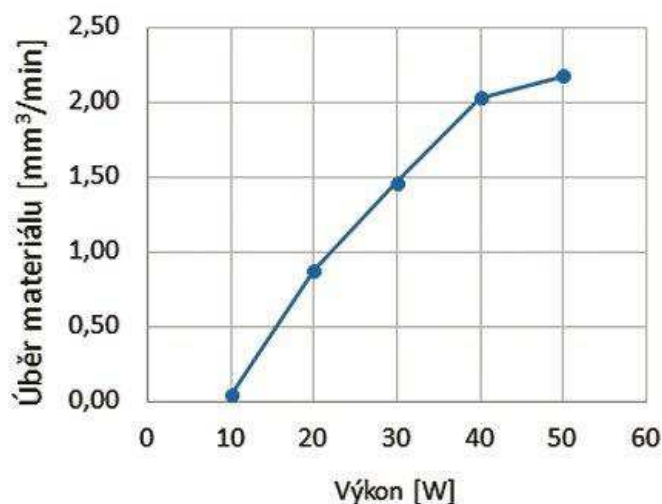
Vzhledem k přerušovanému frézovacího procesu se nejedná o úpravu čela, která by měla za úkol primárně lámat nebo svinovat třísky, ale spíše je vhodné utvářet. Proto je úprava čela PKD destičky pro tuto práci definována jako *utvářeč*, po jehož ploše primárně odchází tříska. Utvářeč kromě vhodného utváření třísky má vlivem své geometrie dopad i na teplotu v místě řezu, která je pro diamant limitující. V případě SK, je utvářeč třísek všeobecně používán, což je dáno technologií jejich výroby. Vzhledem k tvrdosti diamantu byla výroba utvářečů na čele destiček po dlouhou dobu problematická. Až s nástupem nových technologií implementovaných pro rezné nástroje, zejména laserových, je umožněno produktivněji vyrobit utvářeč i na těchto specifických a pro průmysl důležitých rezných materiálech. Laser umožňuje i samotné ostření destiček. Vzhledem k poměrně aktuální problematice, není tato oblast podložena mnoha studiemi. Lze zmínit studii Brechera [44], který ostřil PKD destičky pomocí laseru, ale bez utvářeče. Dumitru [45] uvádí možnosti použití laseru pro výrobu rezných destiček z tvrdých materiálů. Mikrootvory na čele destičky sloužící jako rezervoáry pro reznou kapalinu stejně jako prostorový utvářeč, vyroben na destičce ze SK, jsou dvě názorné reálné

aplikace. Rao [16] vyzkoumal výhody 3 otvorů na čele destičky již s PKD roubíkem při soustružení za použití chlazení typu MQL (*minimum quantity lubrication*). Tyto dutiny ( $\text{Ø}0,6 \times 1 \text{ mm}$ ) byly vyrobeny EDM vrtáním (hloubením) – viz obr. 2.14. Modifikovanou destičkou se podařilo snížit teplotu v místě řezu o 30–35 % v porovnání s destičkou bez úpravy, stejně jako se dosáhlo nižší drsnosti obrobeneho povrchu i nižšího opotřebení hřbetu nástroje.



Obr. 2.14 Modifikovaná VBD v případě studie [16].

Další studie zaměřená na laserové technologie a utvářeče [46], se také zabývala otvory ve VBD, ale ze slinutých karbidů při soustružení titanové slitiny Ti-6Al-4V za použití chlazení. Jejich průměr byl 0,1 mm a bylo jimi dosaženo o 30 % vyšší trvanlivosti. Další modifikovaná VBD ve formě prostorového utvářeče v PKD, přispěla ke snížení řezných sil a prodloužení trvanlivosti VBD. Úběr materiálu (rychlost ablace) při použití laseru může dosáhnout i hodnoty větší než  $2 \text{ mm}^3 \cdot \text{min}^{-1}$  – viz obr. 2.15 [46].



Obr. 2.15 Experimentálně stanovená křivka pro PKD sorty CTB010 ze studie [46].

### 3 NEKONVENČNÍ TECHNOLOGIE OSTŘENÍ NÁSTROJŮ S DIAMANTOVOU AKTIVNÍ ČÁSTÍ

Ostření je nutné věnovat velkou pozornost, jelikož se tím nástroji definuje jeho přesný tvar, je generována požadovaná kvalita a geometrie břitu a tím se zabezpečuje hlavní funkce obráběcího nástroje, kterou je řezivost. Připájené destičky z polykrystalického diamantu se ostří ze hřbetní plochy, jelikož čelo je již výrobcem těchto polotovarů leštěné. U těchto destiček se také hovoří o trvanlivosti, jelikož je možné jejich přestření, pokud je to z hlediska konstrukce a další funkce nástroje možné.

Dříve bylo možné ostřit diamantové nástroje pouze konvenčním abrazivním broušením, kde diamantová zrna vázaná v brusném kotouči působila na přibližně stejně tvrdý materiál PKD, a dokonce před syntézou umělého diamantu, na stejně tvrdý přírodní diamant určený zejména pro orovnávací operace. Koeficient broušení dosahoval velmi malých hodnot (často pouze 0,01 až 0,02), což bylo značně neefektivní, avšak v dané době jedinou možností, jak diamantové nástroje ostřit. V současné době se však ostření destiček obsahující diamant nejčastěji realizuje prostřednictvím elektroerozivních a laserových technologií. Jedná se o nekonvenční metody, u kterých dochází k oddělování materiálu jiným způsobem než řezným klínem. Takové metody se obzvláště hodí pro těžkoobrobitelné materiály, mezi které nejtvrdší známý minerál – diamant – patří [1, 28, 47]. Vývojem v oblasti ostření PKD destiček se také značně zvyšuje výkonnost samotných nástrojů a diamantové nástroje se tak stávají dostupnějšími a postupem času je možné využít všech výhod, které ultra-tvrde řezné materiály nabízejí [29].

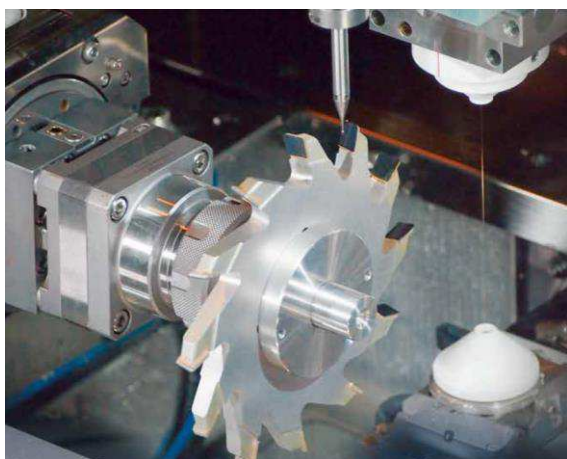
#### 3.1 Elektroerozivní technologie

Na základě fyzikálního principu jsou elektroerozivní technologie podskupinou technologií elektrických. Vedle elektroeroze hloubení jsou dvěma nejrozšířenějšími technologiemi drátové elektroerozivní obrábění (*WEDM*) a elektroerozivní broušení (*EDMG*). Při obrábění využívají elektrickou energii bez přeměny na energii mechanickou. Jedná se o vhodnou technologii pro obrábění tvrdých a křehkých vodivých materiálů, kde všechny elektricky vodivé materiály je možné obrábět přibližně stejnou rychlostí. Nezávisí na jejich tvrdosti a PKD tak lze obrábět, jelikož obsahuje kovové – nejčastěji kobaltové – pojivo, které zabezpečuje právě elektrickou vodivost [1, 30, 47].

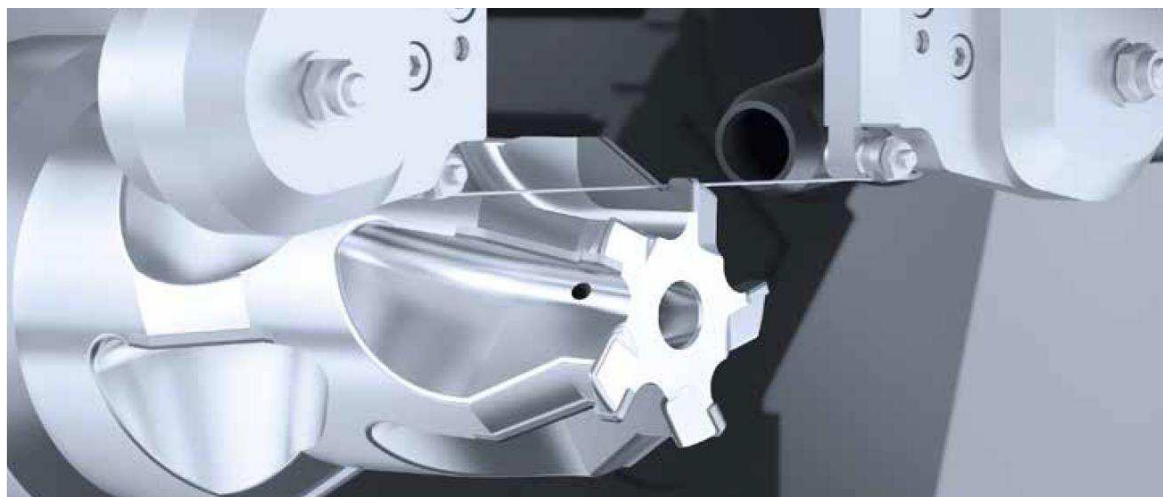
Samotný proces elektroeroze probíhá mezi dvěma elektrodami připojenými na zdroj elektrického napětí vzdálenými od sebe nejčastěji přibližně 20  $\mu\text{m}$ . Prostor mezi elektrodami (jiskrová mezera) je vyplněn dielektrickou kapalinou, což je izolant schopný polarizace. Samotnému elektrickému výboji předchází průraz dielektrika, přičemž jeho průběh je dán parametry *srdce* elektroerozivního stroje – generátorem. Vzniklým plazmovým kanálem se na povrchu elektrod vytvářejí jak tvarové, tak strukturální změny. Určité množství produkovaného tepla se spotřebovává na roztavení a odpaření materiálu elektrod, který se může následně transportovat různými mechanismy. Lze zmínit expanzi par, výtok vlivem magneto-hydrodynamických sil nebo elektrostatické vytrhávání pevného materiálu, při němž se na povrchu tvoří krátery. Všeobecně je cílem, aby se tyto mechanismy projevily co nejvíce na obráběné součásti – ostřeném nástroji a opotřebením elektrody bylo co nejmenší [47].

### 3.1.1 WEDM (wire electrical discharge machining) – drátové elektroerozivní obrábění

Jak už název napovídá, proces je uskutečněn odvíjejícím se drátem z cívky, který slouží jako jedna z elektrod. Může být různých průměrů a vyroben z různých materiálů, přičemž nejpoužívanější jsou mosazné dráty a pro menší průměry poté povlakované rychlořezné dráty s pevným ocelovým jádrem a elektricky více vodivým povlakem [47]. Jelikož elektroda jako drát se během řezání také opotřebovává, tak pro povrchy vyžadující vyšší kvalitu může být zvolena vyšší rychlost odvinu drátu, avšak za cenu jeho vyšší spotřeby. Jedná se o standardní nekonvenční technologii popsanou například ve zdroji [47], která může být využita i pro ostření nástrojů. To může být realizováno na běžném stroji s přidavným rotačním zařízením pro polohování nástroje vůči drátu se specializovaným SW pro erodování rotačních nástrojů [48] – viz obr. 3.1. Pro docílení nejvyšší kvality se břit ostří na několik průchodů drátu, který se v každém průjezdu přibližuje finální poloze ostří vždy s nižšími parametry eroze zabezpečující co nejméně ovlivněný povrch hřbetní plochy. Jsou však také nabízeny stroje s drátovou elektroerozí vyvinuté speciálně pro řezné nástroje, jako na obr. 3.2 [49]. Technologie je všeobecně vhodná pro komplexní tvarové kontury [49, 50].



Obr. 3.1 Ostření rotačního nástroje s PKD destičkami pomocí standardního stroje WEDM (nalevo) a přidavné rotační jednotky (napravo) pro polohování jednotlivých zubů [48].



Obr. 3.2 Drátová elektroeroze řezných nástrojů na stroji Vollmer VPULSE 500 [49].

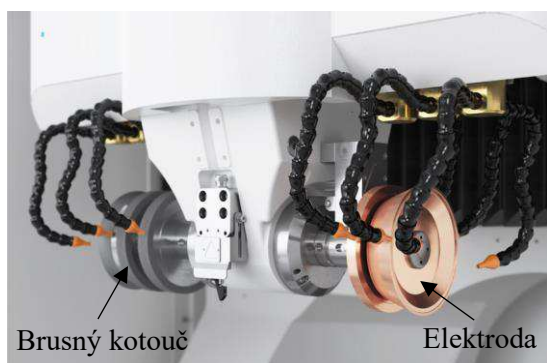
### 3.1.2 EDMG (electrical discharge machining – grinding) – elektroerozivní broušení

Tyto stroje pracují na stejném elektroerozivní principu, avšak elektroda již není ve formě odvíjejícího se drátu, ale rotujícího kotouče, který je tužší ale není vhodný pro uzavřené a složité kontury s malými rádiusy. Rotační elektroda je často měď-wolframová a dielektrikum na bázi oleje [49, 50]. Stroj Vollmer QXD 250 (obr. 3.3) umožňuje zároveň druhou hřbetní plochu na vrstvě SK abrazivně brousit a tím minimalizovat ulpívání materiálu na hřbetních plochách [49, 50].

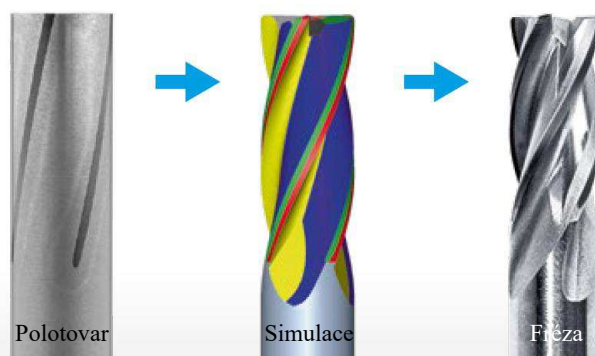


Obr. 3.3 Automatický erozivní stroj Vollmer QXD 250 se zásobníkem nástrojů a zásobníkem elektrod a brusných kotoučů [51].

Na trhu se vyskytují stroje, které kombinují erodovací a brousící technologie. Může být zmíněn Helitronic Vision Diamond 400 L od firmy Walter v katalogu z prosince roku 2021 – viz obr. 3.4 [51]. Stejně jako u strojů Vollmer i zde je aplikovaná technologie jemných pulzů [49] s vyšší hodnotou jejich frekvence pro vyšší ekonomičnost procesu a vyšší kvalitu erodovaného povrchu. Jako hlavní výhodu erodovacího SW je zmiňováno: „Co může být broušeno, může být také erodováno“ [51]. K danému tématu je jako příklad uváděna fréza na obr. 3.5, kde takové polotovary fréz výrobci diamantových polotovarů nabízejí [51]. Zásadním faktorem však zůstává nedostupnost všech diamantových polotovarů, pro jakékoliv aplikace a řezné profily, které umožňují být vybroušeny jako monolitické frézy. Ukázková daná válcová čelní fréza musí kopírovat přesné stoupání šroubovice dané polotovarem. Vollmer tyto stroje označuje jako hybridní [49].



Obr. 3.4 Kotouč a elektroda u stroje Helitronic Vision Diamond 400 L [51].



Obr. 3.5 Výroba válcové čelní frézy s PKD se zuby ve šroubovici [51].

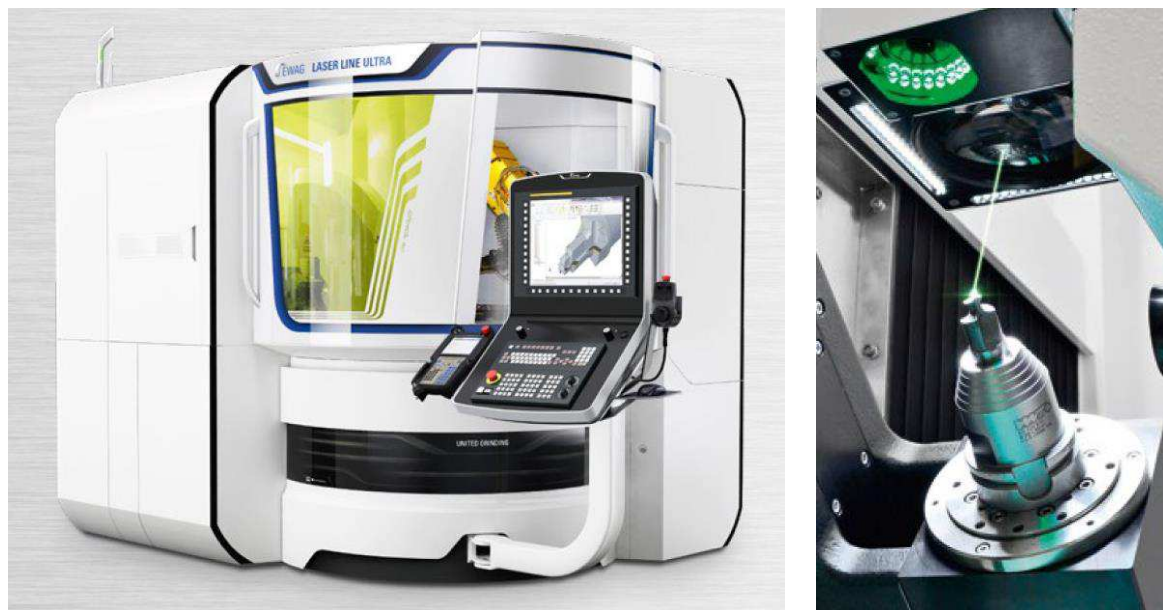
### 3.2 LASER – metoda světelného paprsku

Na základě fyzikálního principu je technologie laseru podskupinou technologií paprskových [47]. Jedná se o zcela známou technologii, která je používána v nástrojářské výrobě, avšak často pouze jako pomocná technologie například pro řezání polotovarů destiček daných tvarů z PKD disků, které se následně pájí do sedel na tělech fréz. Avšak až následný vývoj ve 21. století tuto technologii implementoval i do samotného ostření nástrojů. Tato progresivní technologie je také nejdostupnější technologií pro výrobu utvářečů [29, 52]. Výroba utvářeče byla doposud také možná pomocí elektrojiskrového obrábění, avšak vzhledem k pomalé rychlosti procesu, nutné tvorbě elektrody mikroobráběním, která se v průběhu erodování opotřebovávala a tím negativně ovlivňovala požadovanou přesnost pro řezné nástroje, nebyla uvedena metoda výroby ztelně rozšířena [29]. Technologii laseru lze také s výhodou použít u diamantů, které nevedou el. proud, což jsou určité typy CVD diamantů a monokrystaly.

Dle uváděného data článku [29] byla progresivní laserová technologie pro ostření nástrojů nabízena již v roce 2006 - nový stroj pro přesné mikroobrábění extrémně tvrdých materiálů včetně možného zhotovení utvářeče. Tento stroj byl buzený pevnolátkovým laserem pracujícím v infračerveném spektru (1064 nm) s extrémně krátkou dobou pulzu v rozsahu nanosekund. Stroj také disponoval i pilotním laserovým paprskem pracujícím ve viditelném spektru záření pro zaměřování a přesné polohování obrobku [29]. Avšak další článek ukazuje na ještě dřívější použití laserové technologie – vůbec první 3D utvářeč třísky vyrobený laserem v diamantové destičce byl dle článku [52] celosvětově představen již v roce 2004.

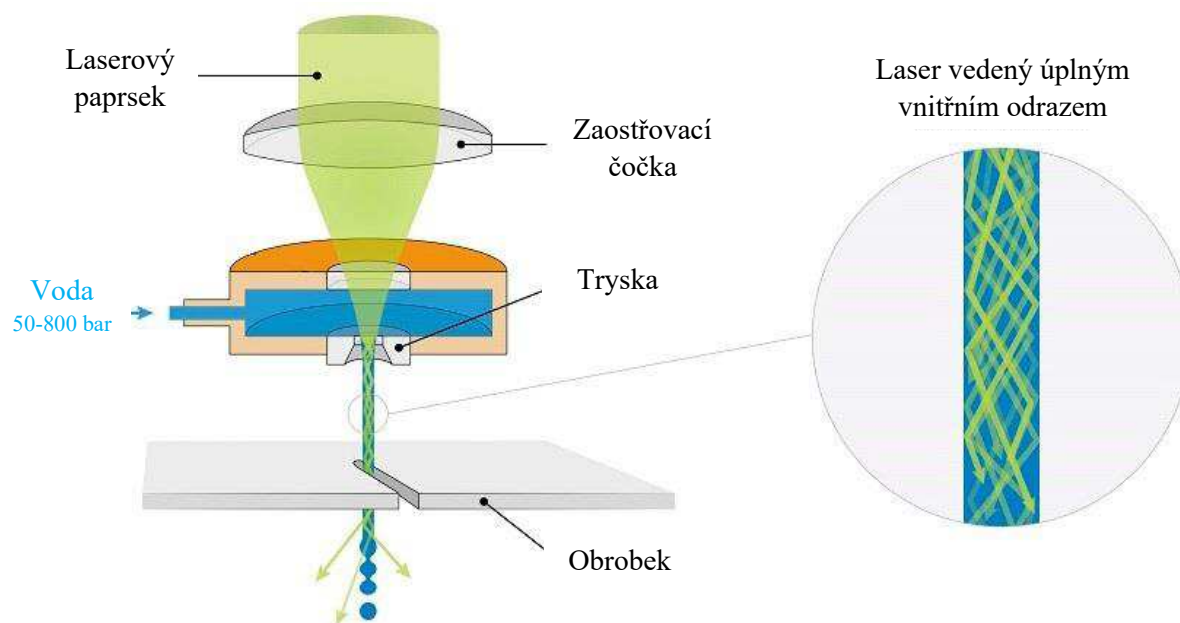
Z dnešních strojů pro ostření nástrojů s diamantovým řezným materiálem lze zmínit stroj LASER LINE ULTRA od firmy EWAG [53]. Ten je vhodný pro obrábění jak SK, CBN, keramiky tak pro všechny běžně dostupné diamantové materiály – PKD, polykrystalické CVD vrstvy i monokrystalické diamanty. Jedná se o laser s délkou pulzů 10 pikosekund a vlnovou délkou 1064 nm. Díky vysoké energii každého pulzu dochází k okamžitému odpaření materiálu v místě dopadu paprsku. Jak bylo zmíněno výše jedná se o studenou ablaci [54]. Ultra-krátká délka pulzů minimalizuje přenos tepla do ostřené nástroje [46, 53]. Navíc tyto pulzy v kombinaci s vysokou opakovatelností (0,2–1 MHz) produkují zvýšenou kvalitu obrobeného povrchu [53]. Stroj nabízí integraci s FANUC robotickou ruku pro automatickou výměnu nástrojů. Vznikající prachové částice při procesu jsou odsávány a zachycovány filtry [29, 53]. Tento stroj lze vidět na obr. 3.6.

Vzhledem k rozšiřující se aplikaci laserových technologií a také novým poznatkům s diamantovými destičkami ostřenými laserovými technologiemi včetně možných aplikací utvářečů umožňujících modifikaci geometrie fréz s destičkami z PKD, i jiní výrobci začínají nabízet stroje s technologií světelného paprsku. Jedná se například i o firmu Vollmer, která již na jaře roku 2020 prezentovala koncept stroje VLaser 370 [55]. Stroj umožňuje ostření i monokrystalických diamantů a diamantových materiálů s minimem elektricky vodivého pojiva, které stávajícími erodovacími stroji není možné ostřit. Avšak doposud tento stroj není nabízen a poslední aktuální článek na oficiálních stránkách daného stroje je stále z roku 2020 [55].



Obr. 3.6 Laser s ultra-krátkou délkou pulzů pro ostření nástrojů a jeho pracovní prostor [53].

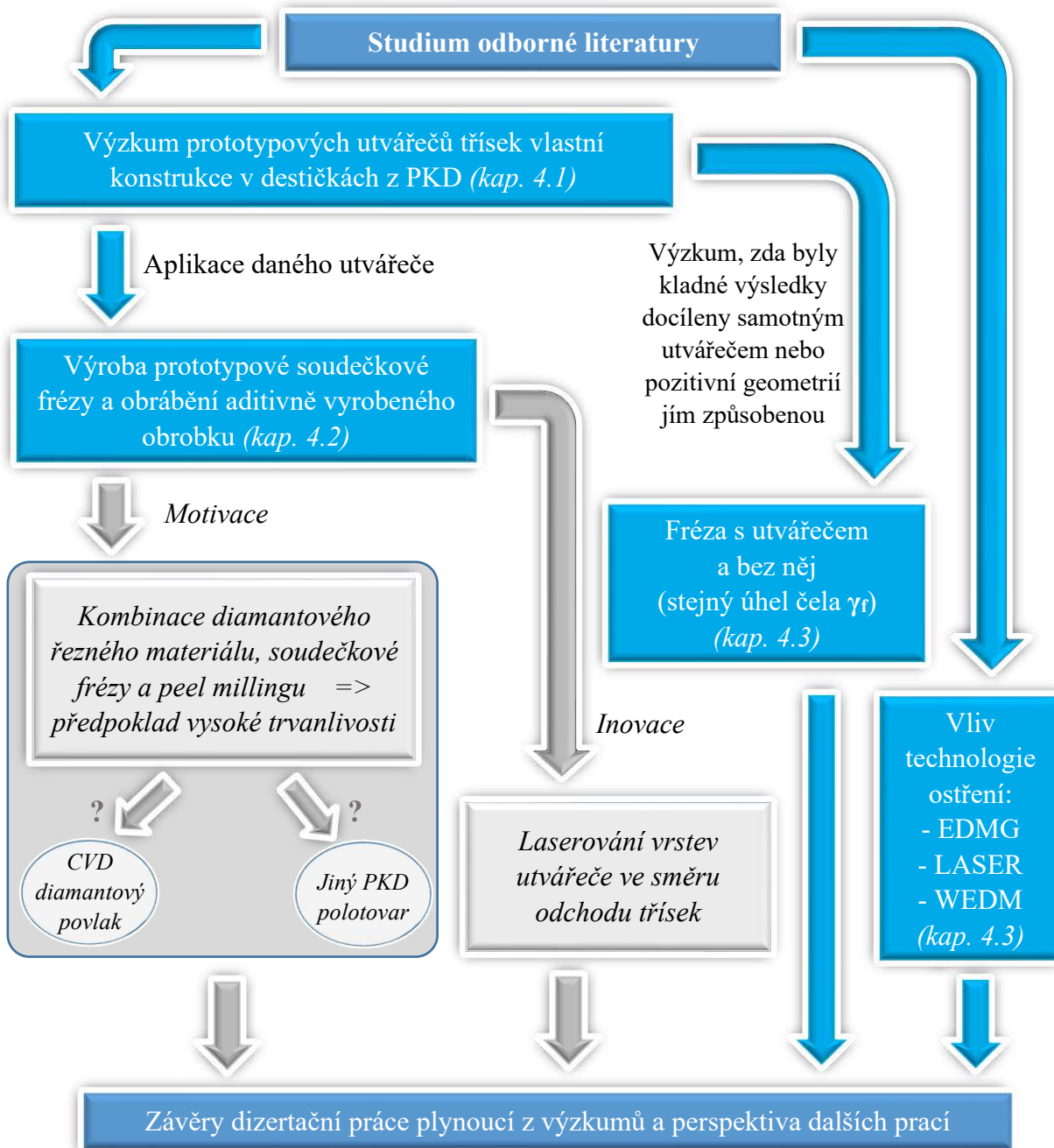
Další stroje pro laserové ostření mohou být např. LASERSMART 510 (ROLLOMATIC) [56] nebo LASERTEC od společnosti DMG MORI [57]. Některé lasery jsou již femtosekundové [57]. Progresivní technologií v nástrojářské výrobě může být *Laser MicroJet* od společnosti SYNOVA [58], při níž je paprsek laseru naváděn paprskem vodním (obr. 3.7) – synergie světla a vody. Tím je laserový paprsek stále paralelní na vzdálenost až 10 cm, a není nutné hlídat ohniskovou vzdálenost, což je vhodné například pro členité – schodovité součásti. Vodní paprsek zároveň eliminuje teplotní poškození řezaného povrchu a vyplavuje nečistoty z místa řezu. Technologií je možné řezat diamant o tloušťce až 30 mm [58].



Obr. 3.7 Technologie *Laser MicroJet* od společnosti SYNOVA [58].

## 4 VLASTNÍ ŘEŠENÍ DIZERTAČNÍ PRÁCE

Zlepšení řezivosti frézovacích nástrojů při obrábění těžkoobrobitelných materiálů je dlouhodobě aktuální oblastí řezných nástrojů. Na základě výše uvedených studií je vhodným řezným materiálem PKD, který však není zcela rozšířen. Implementování nových technologií do jejich výroby může snížit výrobní náročnost a současně aplikovat inovace. Nové možnosti utvářečů nástrojů s PKD, které ukázaly povzbudivé výsledky [16, 46], je nutné pochopit, testovat, dále rozvíjet a aplikovat. Proto v úvodní části dizertační práce byly zkoumány navržené utvářeče třísek vlastní konstrukce, které měly za cíl zefektivnění řezného procesu a zvýšení trvanlivosti nástroje. To bez použití procesních kapalin. Jednalo se o první krok postupu vlastního řešení dizertační práce – viz schematický diagram na obr. 4.1.



Obr. 4.1 Schéma postupu vlastního řešení dizertační práce.

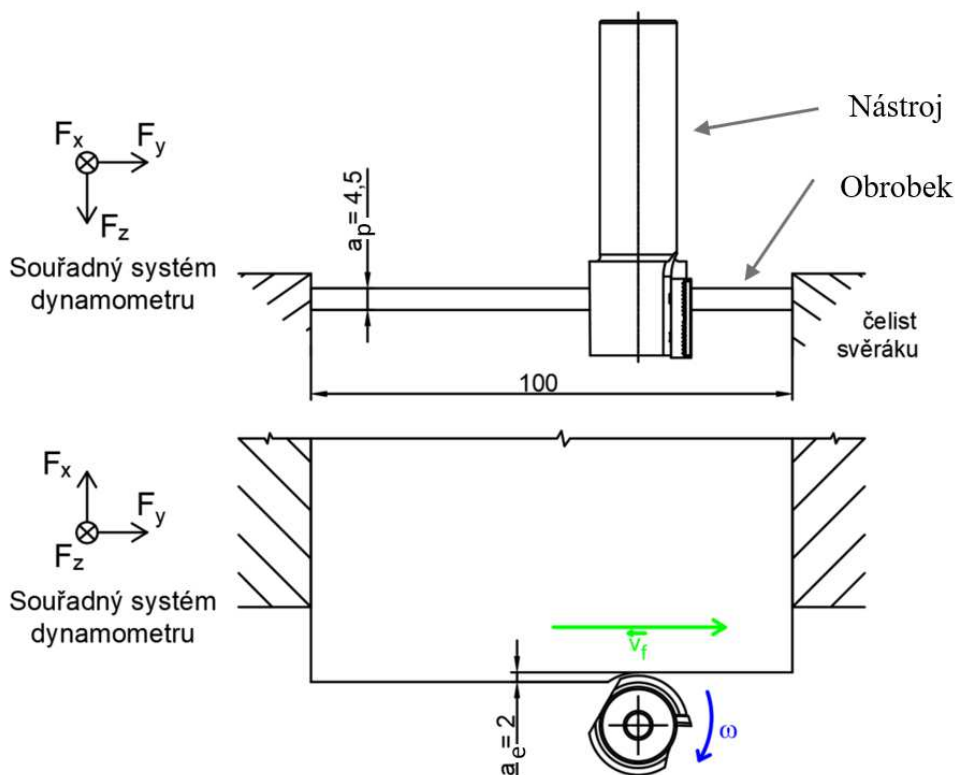
Na základě získaných výsledků z první podkapitoly byl aplikován utvářeč pro prototypovou soudečkovou frézu s destičkami z PKD v kap. 4.2. Vzhledem k dosaženým výsledkům v kap. 4.1 byla ověřena funkčnost utvářeče bez fazetky a to porovnáním s frézou mající shodnou nástrojovou geometrií ale bez utvářeče. Současně v poslední řešené podkapitole 4.3 byl proveden výzkum technologií ostření destiček z PKD.

## 4.1 VÝZKUM PROTOTYPOVÝCH UTVÁŘEČŮ TŘÍSEK VLASTNÍ KONSTRUKCE V DESTIČKÁCH Z PKD

Navrženy byly 3 prototypové utvářeče třísek, které byly porovnány s frézou bez utvářeče (leštěné čelo od výrobce PKD), z hlediska silové zatížení břitů měřeného během obrábění a integrity obrobeneho povrchu. V analýze bylo také zahrnuto opotřebení nástrojů.

### 4.1.1 Schéma experimentu

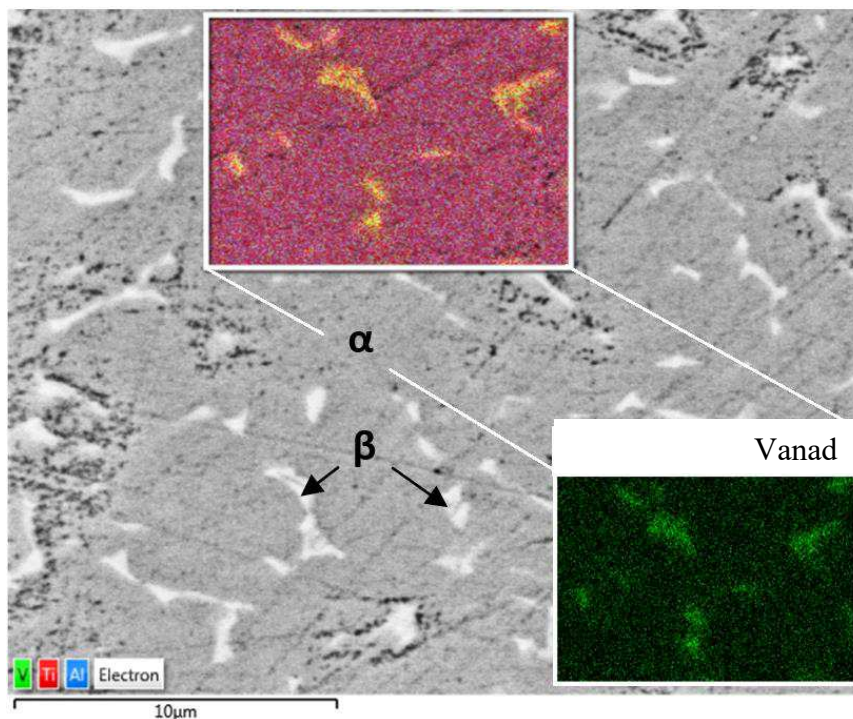
Experimentální obrábění bylo nastaveno s cílem minimalizovat všechny vlivy mimo vstupní proměnnou – utvářeče. Z toho důvodu byla volena strategie obvodového (srovnávacího) frézování, kde byl vliv utvářečů nejvíce prokazatelný. Při obráběcí strategii do rohu by do rezného procesu vstupovaly další vlivy jako vedlejší ostří, poloměr zaoblení špičky apod. Schéma experimentu je znázorněno na obr. 4.2.



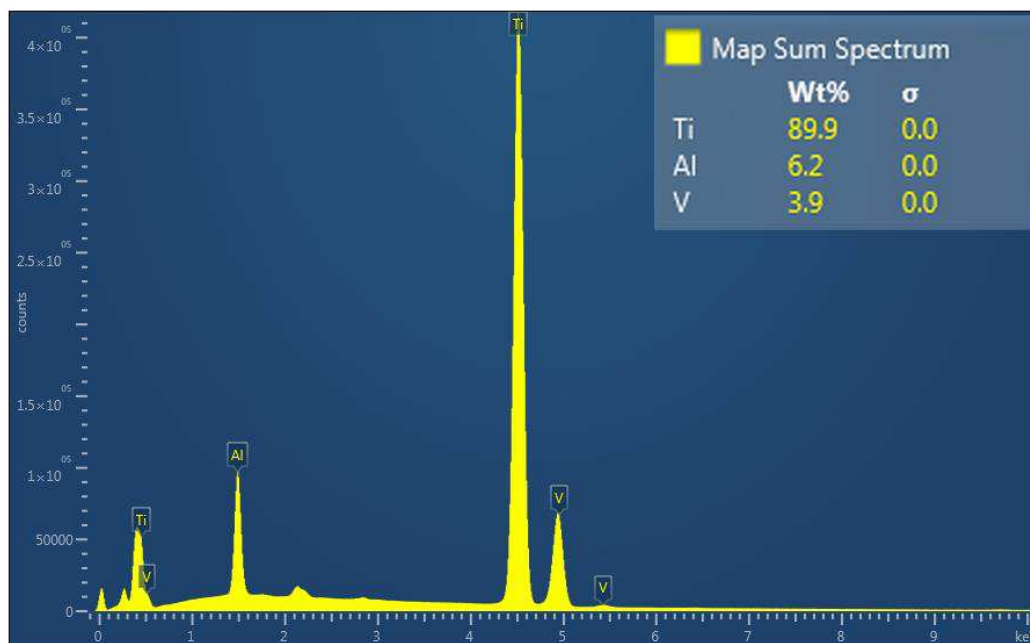
Obr. 4.2 Schéma obráběcího procesu včetně souřadného systému dynamometru.

Jako obrobek byl použit titanový plech Ti-6Al-4V (ASTM B265) tloušťky 4,5 mm. Mikrostruktura vzorku leptaného pomocí 10 ml HF, 5 ml HNO<sub>3</sub> a 85 ml destilované vody na principu Krollova leptadla byla sledována pomocí skenovacího elektronového mikroskopu

(SEM) – viz obr. 4.3. Lze vidět strukturu tvořenou  $\alpha$  a  $\beta$  fázemi. Energiově disperzní spektroskop (EDS) stanovil chemické složení vybrané oblasti z obr. 4.3 - viz obr. 4.4.



Obr. 4.3 Mikrostruktura Ti-6Al-4V sledovaná pomocí SEM s vyznačenou plochou pro EDS analýzu zahrnující prvkovou mapu (*mapping*) vanadu.



Obr. 4.4 Spektra z EDS analýzy.

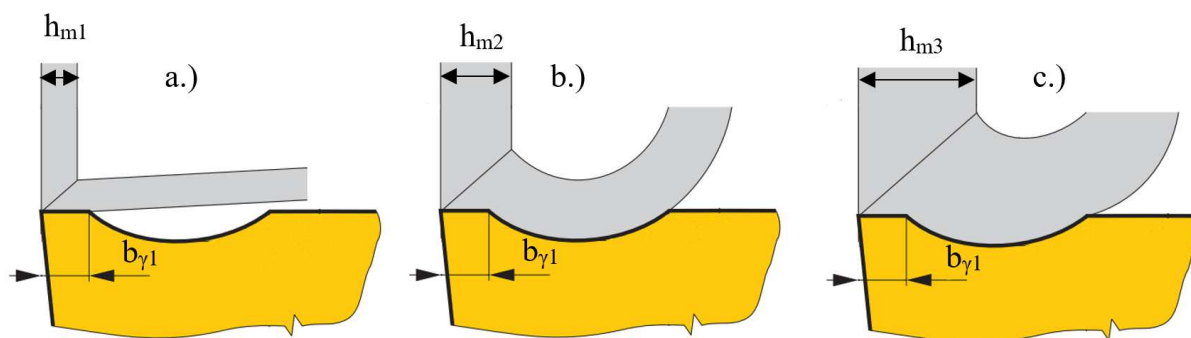
Řezné podmínky jsou uvedeny v tab. 4.1, kde je volena větší hodnota  $a_p$  a menší hodnota  $a_e$ , aby bylo vzniklé teplo během obrábění těžkoobrobitelných materiálů odvádělo větší plochou nástroje [34] a zároveň, aby bylo zachováno stejné zatížení břitu. Hodnota  $f_z$  byla zpětně

dopočítána s ohledem na velikost vyrobené fazetky na čele (dle ČSN ISO 3002 definované jako  $b_{\gamma 1}$ ), která byla s výrobcem upřesněna na hodnotě 0,03 mm, což je dále uvedeno v kapitole 4.1.2. Při daných řezných podmínkách a sousledném frézování, maximální tloušťka třísky ( $h_{max}$ ) dosahovala hodnoty 0,057 mm dle vztahu (4.1), čímž se tříska (tloušťka třísky –  $h_{mi}$ ) teoreticky dostávala až za fazetku do utvářeče, což představuje stav b.) na schematickém obr. 4.5.

Tab. 4.1 Řezné podmínky navrženého experimentu.

	Veličina	Jednotky	Hodnota
<b>Řezná rychlost</b>	$v_c$	$[m \cdot min^{-1}]$	90
<i>Otáčky vřetene</i>	$n$	$[min^{-1}]$	1302
<i>Řezný průměr nástroje</i>	$D$	$[mm]$	22
<b>Posuv na zub</b>	$f_z$	$[mm]$	0,1
<i>Posuvová rychlost</i>	$v_f$	$[mm \cdot min^{-1}]$	130,2
<b>Šířka záběru hl. ostří nástroje</b>	$a_p$	$[mm]$	4,5
<b>Radiální šířka záběru</b>	$a_e$	$[mm]$	2
<b>Sousledné frézování za sucha</b>			

$$h_{max} = f_z \cdot \sin \varphi_{max} = f_z \cdot \frac{2}{D} \cdot \sqrt{D \cdot a_e - a_e^2} = 0,1 \cdot \frac{2}{22} \cdot \sqrt{22 \cdot 2 - 2^2} = 0,057 \text{ mm} \quad (4.1)$$



Obr. 4.5 Schematické znázornění funkce utvářeče třísky pro rozdílné tloušťky třísek [59].

Vyšší posuv byl volen i s ohledem na zpevňování povrchové vrstvy titanu s cílem obrábět na co nejméně řezů a dostávat se břitem až pod tuto zpevněnou vrstvu. Řezná rychlost má všeobecně vliv na trvanlivost nástroje a také množství vzniklého tepla v místě řezu. Z uvedených výzkumů a doporučení výrobce PKD v kapitole 2 byla řezná rychlost  $100 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  nejpoužívanější a nejdoporučovanější hodnotou. Vzhledem k navrženým podmínkám suchého obrábění, hodnotě posuvu na zub, vyhnouti se katastrofickému poškození nástroje vlivem daného nastavení experimentu a snížené trvanlivosti nástroje byla hodnota řezné rychlosti stanovena na  $90 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ .

### 4.1.2 Konstrukce nástrojů

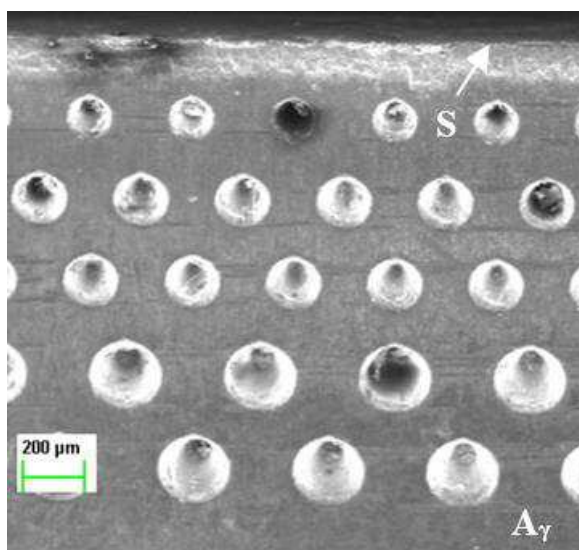
Konstrukce nástrojů byla provedena s ohledem na jejich výrobu (ostření) a aplikaci pro experimentální použití. Úhel nastavení hl. ostří ( $\kappa_r$ ) byl  $90^\circ$  a úhel sklonu hl. ostří nástroje ( $\lambda_s$ ) dosahoval hodnoty  $0^\circ$ . Jednalo se o stopkovou pravotočivou frézu s pájenou destičkou z PKD. Vzhledem k předpokládané vysoké trvanlivosti PKD nástroje, bylo provedení frézy jednozubé – viz obr. 4.6. Konstruování bylo provedeno v softwaru Autodesk Inventor Professional 2015. Vzhledem k jednozubému provedení bylo nutné konstrukčně provést vyvážení (viz řešení nevyváhy).



Obr. 4.6 3D model experimentální frézy.

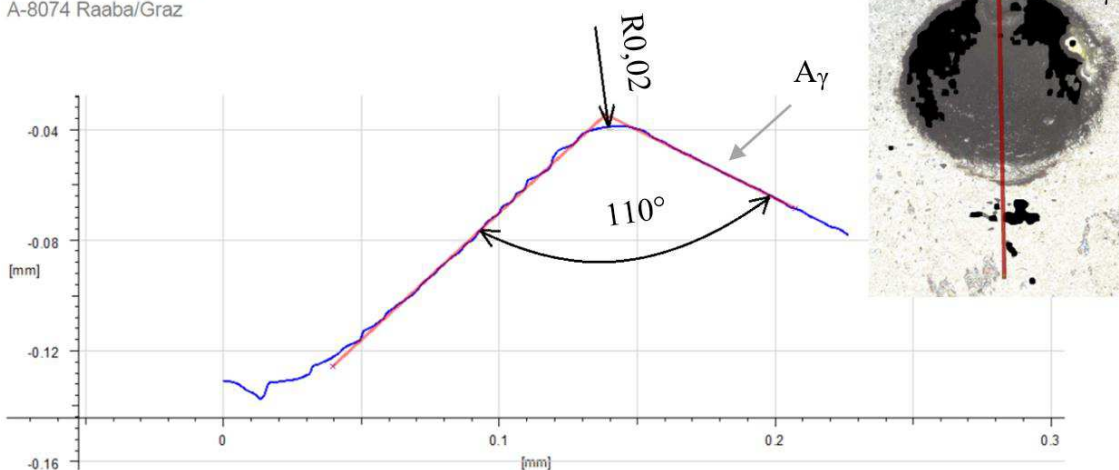
Geometrie nástrojů byla dalším podstatným krokem. Všechny 4 zkonstruované frézy měly stejné tělo (nosič) frézy, a proto také sedlo pro pájení destiček bylo stejné, což znamená stejnou základní geometrii bez utvářeče třísek. Ostření ze hřbetů bylo pro všechny frézy také shodné. Úhly hřbetů v boční rovině ( $\alpha_{n1}$  a  $\alpha_{n2}$ ) byly  $13^\circ$  a  $18^\circ$ . Lišila se pouze makrogeometrie čela destiček. Jedna fréza neobsahovala žádnou úpravu čela PKD destičky, a tak tento povrch byl leštěný od výrobce PKD polotovaru – fréza č. 1. Fréza 4 měla stejnou geometrii jako 1, byly v ní však vytvořeny otvory v řádech desetin milimetrů na základě výsledků [16] a [46]. Obrábění však bylo u studie [16] za použití MQL. Utvářeč 4 je zobrazen na obr. 4.7. Průsečnice otvorů s čelem destičky byly zaobleny R0,02 mm pro snadnější odchod třísek. Otvory nebyly válcové, ale z technologického hlediska byly kuželové s vrcholovým úhlem  $40^\circ$  – viz obr. 4.8.

Zbylé dva nástroje označené jak 2 a 3 obsahovaly již prostorové utvářeče třísek, kde v obou případech bylo cílem snížit styčnou plochu mezi čelem destičky a odcházející třískou. Konstruováním a následnou výrobou utvářeče, je geometrie nutně více pozitivní, díky odebranému materiálu PKD. Snahou však je zachovat co největší tuhost ostří, a proto šířka první fazetky na hlavním čele měla jmenovitou hodnotu 0,03 mm. V případě utvářeče 2 jsou vymodelovány výstupky (kapky), po kterých by měla odcházet tříska – měla by být *nadlehčována* od čelní plochy, zatímco naopak utvářeč 3 je vytvarován do formy prohlubní (údolí), s cílem zmenšit kontaktní plochu mezi čelem destičky a odcházející třískou. Souhrnnou tabulku nástrojů lze vidět v tab. 4.2. Geometrie jednotlivých utvářečů se schematickým řezem definující jednotlivé prostorové utvářeče poté na obr. 4.9 až obr. 4.13.



Obr. 4.7 Utvářeč 4.

Alicona Imaging GmbH  
Dr.-Auner Strasse 21a  
A-8074 Raaba/Graz



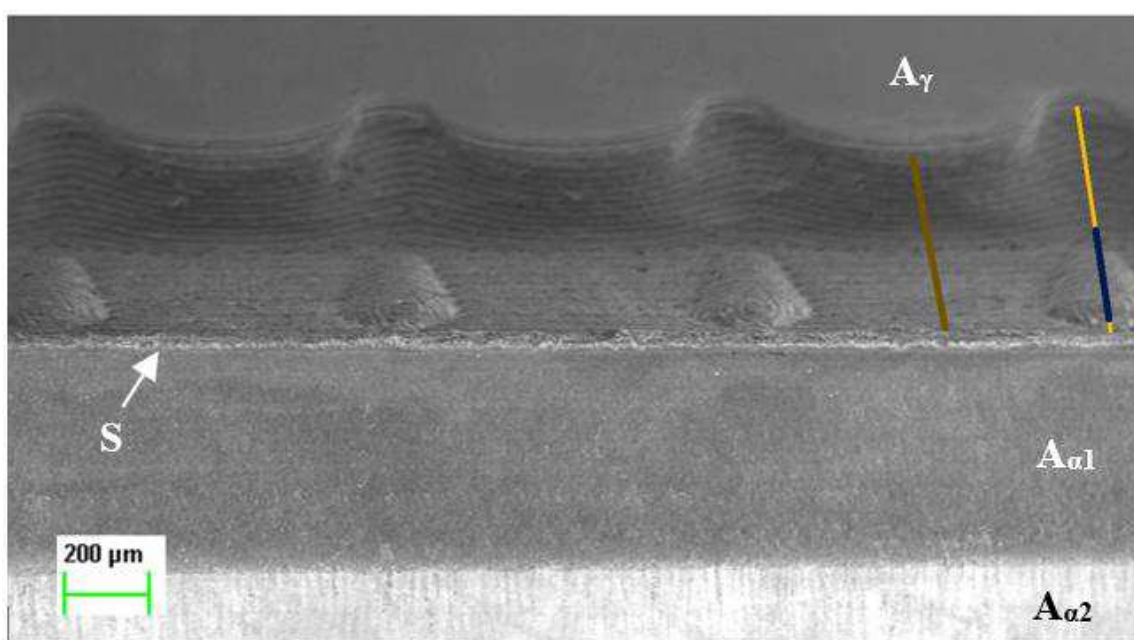
Obr. 4.8 Řez kuželového otvoru v čele PKD destičky.

Tab. 4.2 Přehled zkonstruovaných nástrojů.

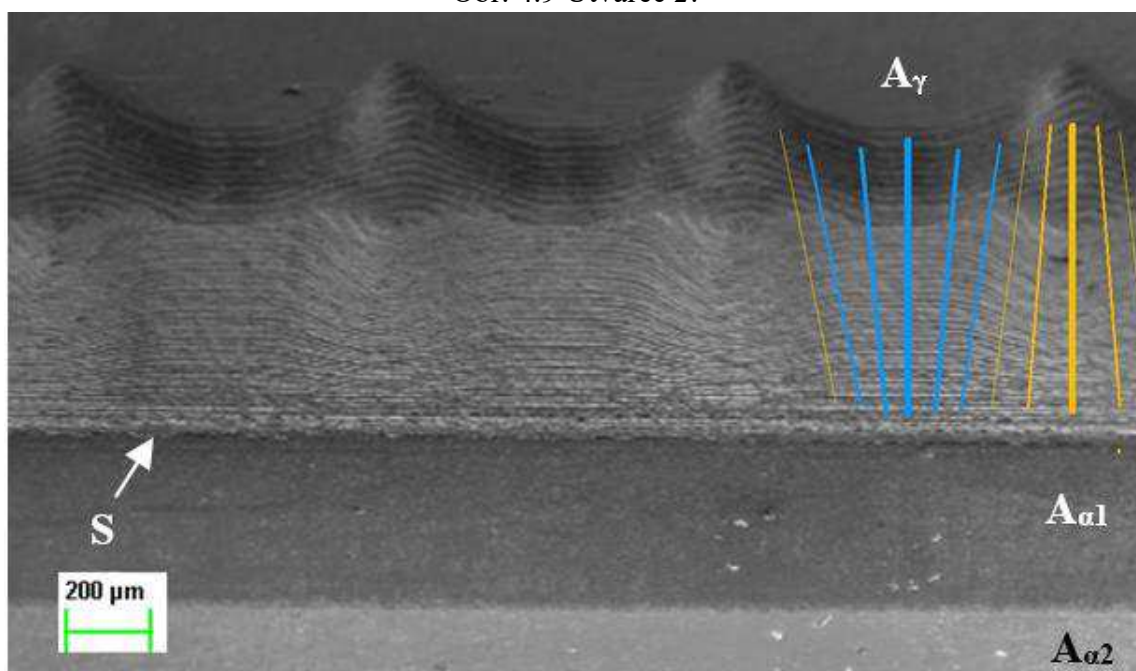
Číslo nástroje	Utvářeč
1	- (bez)
2	kapky (výstupky)
3	údolí (prohlubně)
4	otvory

Geometrii PKD nástroje v závislosti na produktivitě obrábění zkoumal i Ji [32] při frézování slitiny TC11. Menší úhel čela v boční rovině ( $\gamma_f$ ) znamenal delší trvanlivost nástroje. Menší úhel byl představován hodnotou  $1^\circ$ , jelikož nástroj byl testován ve 3 úrovních -  $1^\circ$ ,  $6^\circ$  a  $11^\circ$ . Z toho důvodu základní hodnota úhlu nástroje  $\gamma_f$  bez utvářeče byla  $1^\circ$ . Za fazetkou bylo čelo destičky více pozitivní. Samotný úhel čela v rámci utvářeče byl  $10^\circ$  (hnědé křivky v obr. 4.13), který s úhlem  $1^\circ$  daného geometrií nástroje tvořil celkový úhel  $\gamma_{f2}$   $11^\circ$  pro frézy s prostorovými utvářeči. To byl také nejvyšší testovaný úhel ve studii [32]. Výrobce PKD doporučuje geometrii méně pozitivní -  $\alpha = 7-11^\circ$  a  $\gamma = 0/6^\circ$  [36].

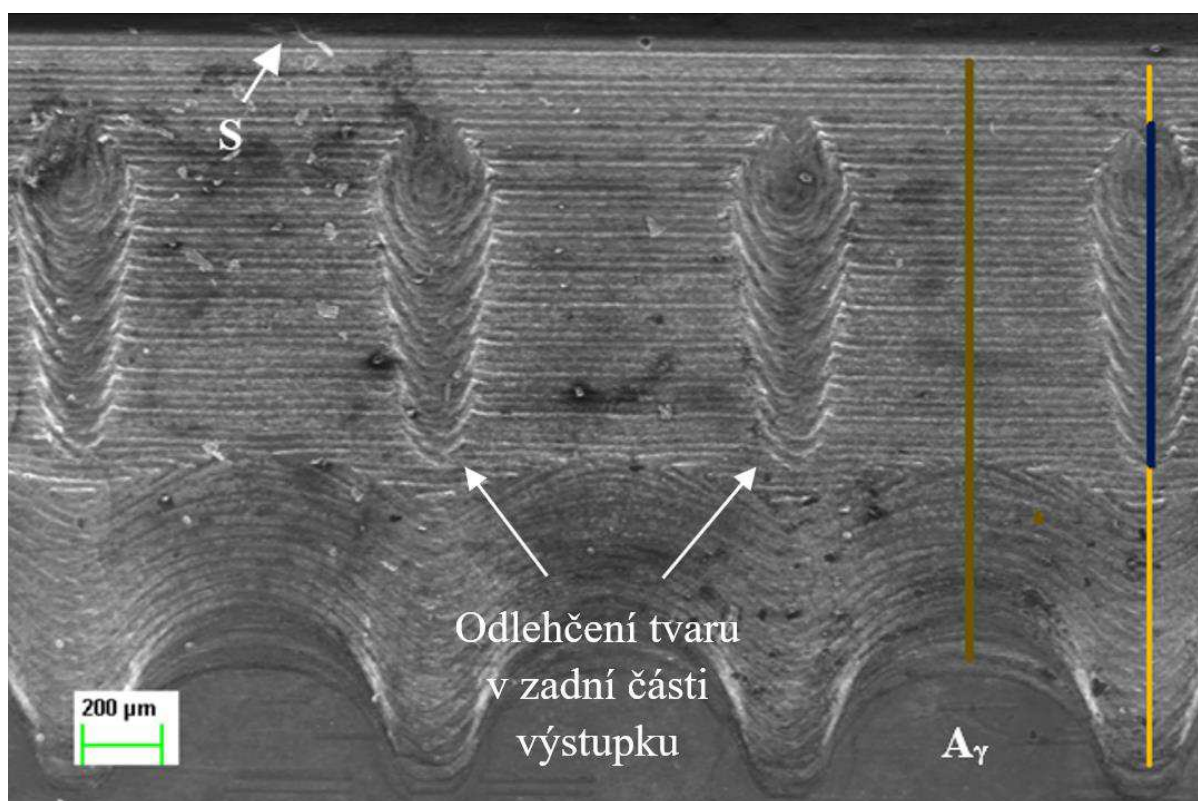
Pro implementování suchého obrábění je vedle samotné geometrie nástroje, řezných podmínek také nutná volba řezného materiálu [2, 60]. Výběr sorty PKD byl tedy dalším podstatným krokem. Řezným materiálem byl zvolena PKD sorty CMX850 od fy. Element Six, kterou tento výrobce doporučuje pro obrábění titanových slitin [36]. Má jemnozrnnou strukturu s velikostí zrn  $1\ \mu\text{m}$  a vysokou odolnost proti vyštipování břitu, stejně jako vysokou obrobitelnost – jak elektrickou, tak abrazivní. Je to dáno procentuálním zastoupením kobaltu. Celková tloušťka PKD polotovaru byla 2 mm s vrstvou PKD v rozmezí od 0,4–0,6 mm [36]. Sortu CMX850 použil i Oosthuizen [13]. Veškerá výrobní dokumentace nutná pro výrobu byla předána výrobcí těchto nástrojů, včetně úhlů pro ostření hřbetů. Schematický výkres s hlavnímu daty nástroje je uveden v příloze 2.



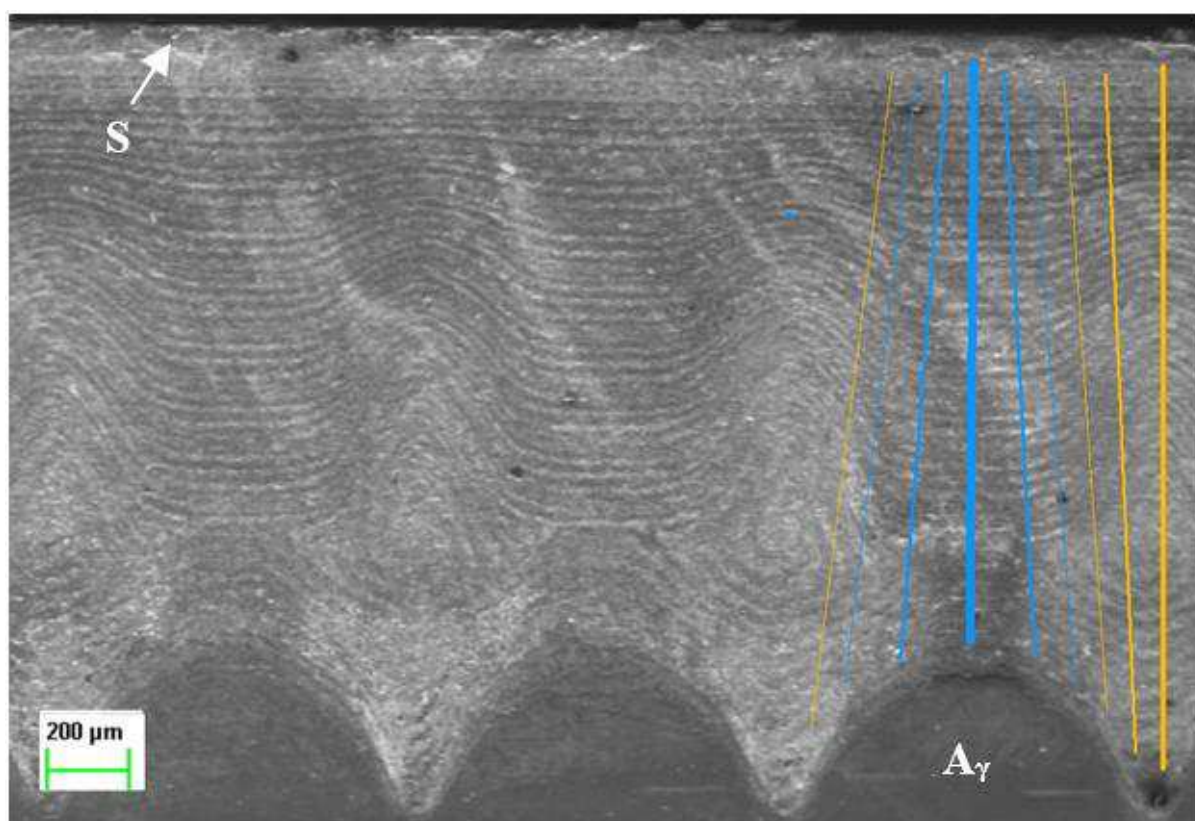
Obr. 4.9 Utvářeč 2.



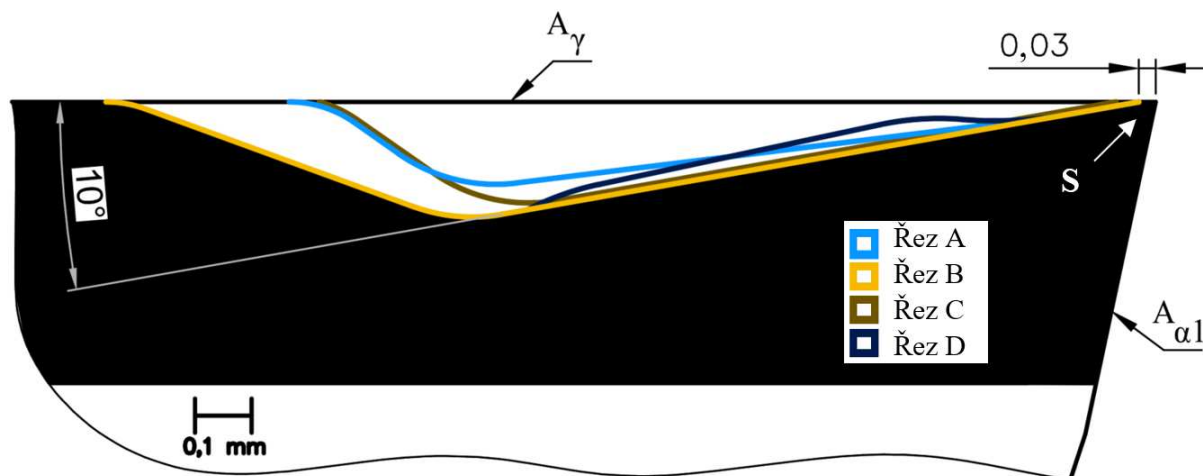
Obr. 4.10 Utvářeč 3.



Obr. 4.11 Utvářeč 2 – pohled na čelo destičky.



Obr. 4.12 Utvářeč 3 – pohled na čelo destičky.



Obr. 4.13 Schematický řez utvářečů 2 a 3 s úhlem čela  $10^\circ$  definovaného v rámci samotné destičky.

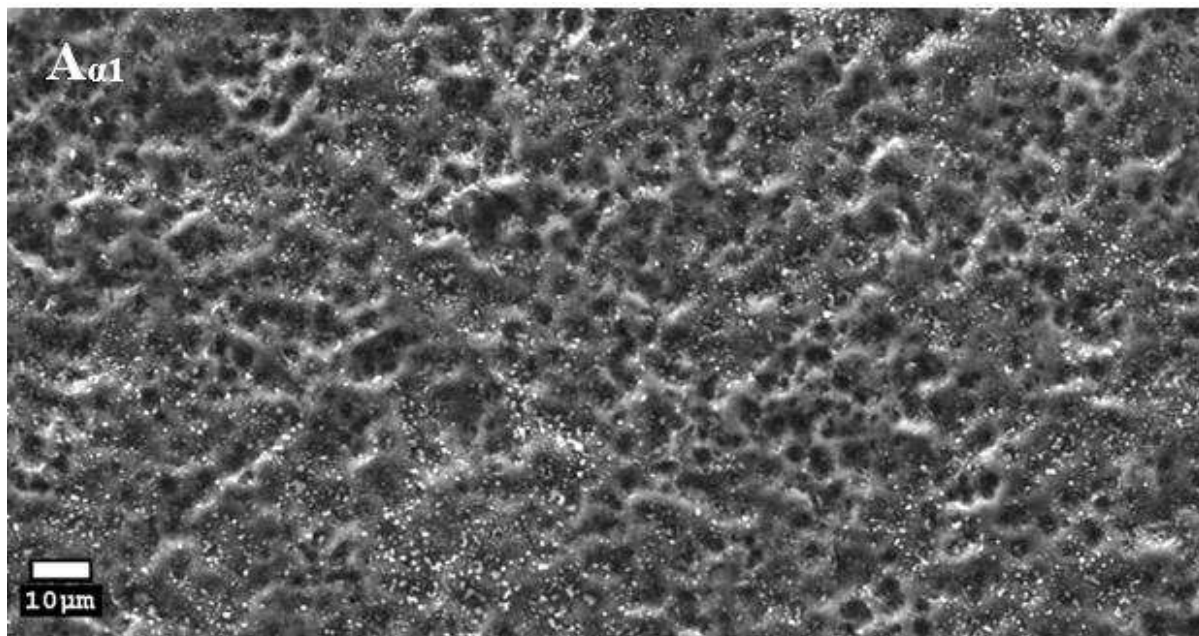
#### 4.1.3 Analýza vyrobených nástrojů

Po výrobě byly frézy zkontrolovány na nevývahu přístrojem Haimer – viz obr. 4.14, případně bylo provedeno vyvážení do stupně kvality nevývahy G2,5 při otáčkách  $10000 \text{ min}^{-1}$ . Vyvažování se provádí vždy do určité mezní hodnoty nevývahy vyjádřené ve stupni G. Nevývaha může vzniknout drobnými výrobními nepřesnostmi (standardními tolerancemi ISO 2768-mK) či v důsledku opakovaného přeastřování diamantových destiček. Vyvážený držák spolu s nástrojem poskytuje lepší kvalitu obrobené plochy, vyšší trvanlivost nástroje i ložisek vřetene, nižší vibrace a tím vyšší stabilitu řezu. Tyto faktory nabývají na významnosti při HSC obrábění, kde se nejčastěji používají tepelné držáky, které nemají dodatečné prvky jako upínací šrouby či drážky.



Obr. 4.14 Vyvažovací přístroj Haimer [61].

Snímek erodovaného povrchu destičky, který byl pořízen skenovacím elektronovým mikroskopem, je zobrazen na obr. 4.15. Povrch obsahující pravidelně vytrhaná zrna diamantu byl elektricky obroběn technologií EDMG na 6osém automatickém CNC stroji Vollmer QXD 250 [62]. Z toho důvodu povrch vypadá jako tzv. *měsíční krajina*.



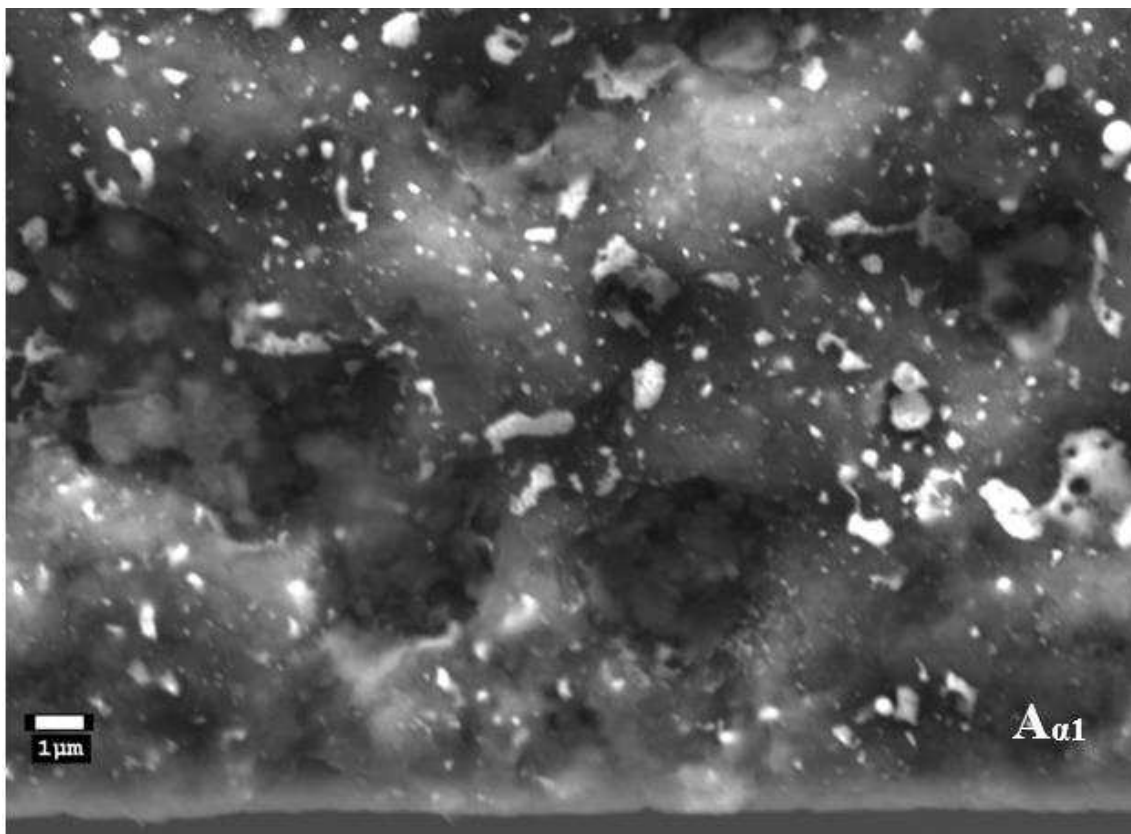
Obr. 4.15 Povrch erodované destičky CMX850.

Obr. 4.16 ukazuje detailněji výše uvedený povrch v kontrastu s povrchem obroběného pomocí laserové technologie (stroj EWAG Laser Line Ultra) na obr. 4.17. Oba obr. jsou zobrazeny ve srovnatelném měřítku. Lze si všimnout, že laser zrna nevytrhává, ale pálí. Toto *mikro-obrábění* laserem s krátkodobými pulzy funguje na principu tzv. *studené ablace*, čímž by měl být povrch obrobku (v tomto případě nástroje) zanedbatelně tepelně ovlivněn, jelikož se materiál přímo přemění na plynné skupenství vlivem vysoké energie každého pulzu, aniž by došlo k jeho natavení [29, 54].

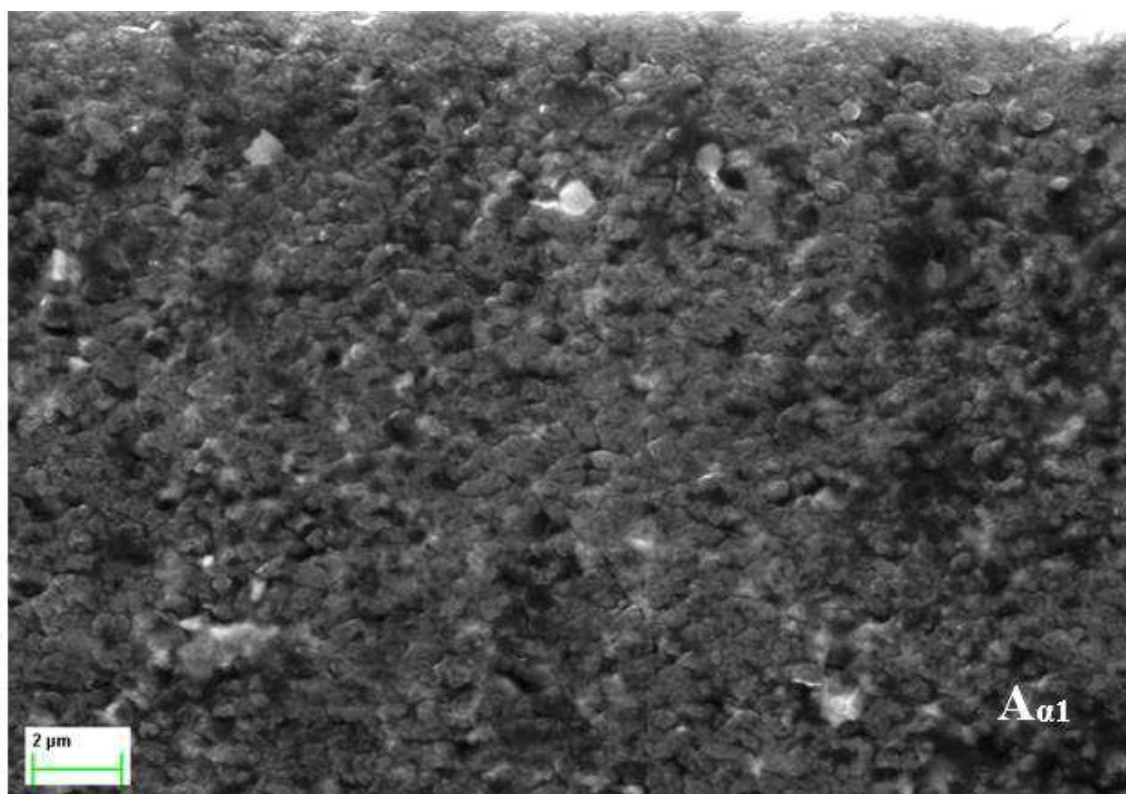
Hodnota aritmetického průměru výšky omezené stupnice povrchu dle ČSN EN ISO 25178-2 (**Sa**) na povrchu utvářeče obroběného laserem byla  $0,7 \mu\text{m}$  ( $\sigma = 0,9 \mu\text{m}$ ), zatímco na leštěném čele PKD od výrobce dosahovala hodnota **Sa**  $0,1 \mu\text{m}$  ( $\sigma = 0,1 \mu\text{m}$ ). Toto měření bylo provedeno na 3D optickém systému Alicona InfiniteFocus.

Ostření všech nástrojů i výroba utvářečů byla provedena na laserovém stroji za stejných podmínek, čímž se minimalizoval vliv vedlejších odezev, které by mohly zkreslit výsledky měření.

Strojní čas pro obrobění všech tří utvářečů bez ostření byl srovnatelný – 20 minut na ks. Jednalo se o první výrobu. Při další produkci a výrobě více kusů by šla pálicí strategie optimalizovat a strojní čas tak snížit.



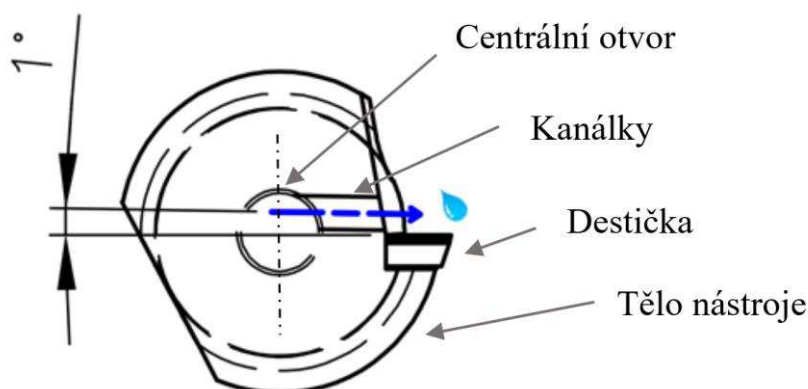
Obr. 4.16 Povrch prvního hlavního hřbetu obrobeneho technologií EDM-G.



Obr. 4.17 Povrch prvního hlavního hřbetu obrobeneho laserovou technologií.

#### 4.1.4 Chlazení

Řezné prostředí je posledním efektem, kterým lze ovlivnit zónu primární plastické deformace. Jak lze vidět na obr. 4.6, fréza byla zkonstruována i pro vnitřní přívod procesní kapaliny směřované přímo na čelo destičky, což lze vidět také schematicky na obr. 4.18. Bylo možné použít pouze jeden výstupní otvor, jelikož oba otvory byly konstruovány se závitem a bylo je tak možné *zaslepit* stavěcím šroubem DIN 913.



Obr. 4.18 Vnitřní přívod vysokotlakého chlazení (půdorysný pohled na nástroj ve směru nástrojových rovin  $P_o$  a  $P_f$ ).

Jak bylo zmíněno, generované teplo během obrábění titanu a titanových slitin představuje problém v jeho odvádění prostřednictvím obrobku a třísek. Teploty jsou extrémně vysoké a koncentrují se blízko ostří nástroje [8]. Díky tomu musí být vzniklé teplo odváděno nástrojem nebo chladicím médiem, které je nejpoužívanějším řešením pro zlepšení obrobitelnosti a snížení opotřebení nástroje, jako difuze nebo adheze [2, 8]. Ezugwu [22] vysvětluje, že řezná rychlost může být zvýšena až o 50 % při efektivním lámání třísek pomocí vysokotlakého chlazení. Ezugwu [4] také uvádí výhody vysokotlakého chlazení při obrábění Ti-6Al-4V PKD nástrojem. Článek [60] naopak uvádí, že při suchém obrábění je teplota v místě řezu vyšší, ale stabilnější, což může znamenat lepší utváření třísky a delší trvanlivost nástroje.

Do této části studie byl tedy zařazen pre-experiment a vložena samostatná podkapitola 4.1.4, v které se porovnávalo suché obrábění a obrábění za použití procesní kapaliny při konkrétních řezných podmínkách frézou  $I$ , která byla v tomto případě ostřena technologií EDMG. Řezná rychlost byla zvětšena na hodnotu  $150 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ , jelikož všeobecně při *mokrém* obrábění je menší opotřebení řezného nástroje [2] a jelikož testování probíhalo na nejužším nástroji s největším úhlem břitu. Změnou také bylo obrábění tloušťky plechu 2,5 mm. Tento pre-experiment byl proveden na 5osém CNC obráběcím stroji Tajmac-ZPS MCV 1210 s řídicím systémem Sinumerik 840D pl, který umožňuje přívod kapaliny středem nástroje a vývod byl tak přímo na čelo destičky. B. da Silva [27] uvedl, že nejvyšší trvanlivost nástroje byla dosažena při největším zkoušeném tlaku (20,3 MPa) při obrábění stejného materiálu obrobku stejným řezným materiálem (Ti-6Al-4V respektive PKD). Vzhledem k tomu byl použit tlak 25 MPa.

Přítomnost aditiv na bázi chlóru není doporučována při obrábění titanových slitin [2, 19]. Tato složka je také považována za riskantní substanci pro zdraví obsluhy a životního prostředí [2]. Z toho důvodu byla použita vodou mísitelná procesní kapalina (CIMCOOL CIMSTAR 597) s 10% objemovou koncentrací, která je bezchlórová [63].

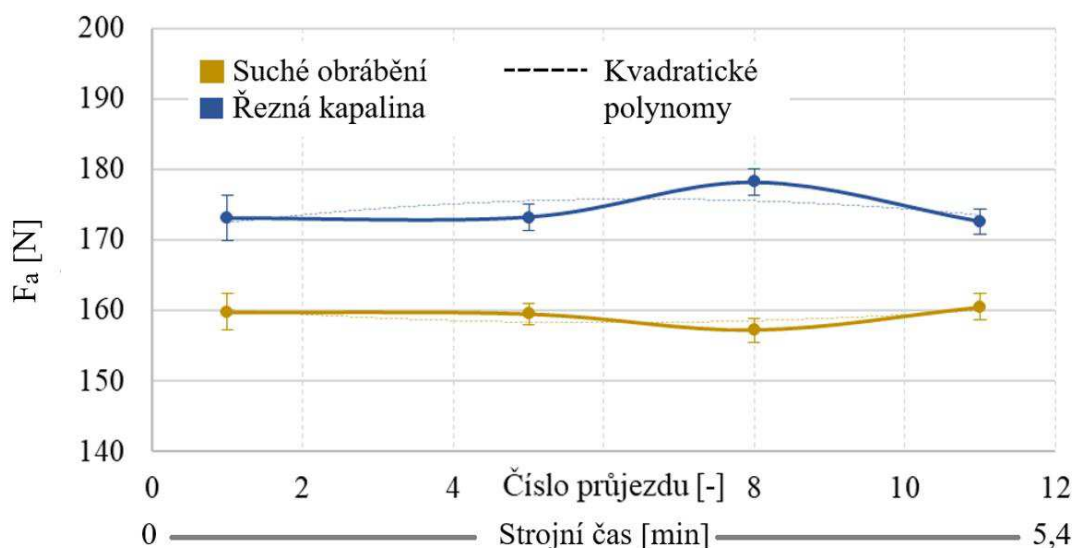
Pro vyhodnocení silových záznamů bylo využito geometrického rozkladu celkové síly  $F$  vyvolané řeznou částí do směrů  $v_c$  a směrů na něj kolmých dle vztahu (4.2) platné normy ČSN ISO 3002-4 [64]. Aktivní složka  $F_a$  je projekcí  $F$  do pracovní boční roviny  $P_{fe}$ . Pasivní síla  $F_p$  je složka celkové síly  $F$  kolmá na pracovní rovinu  $P_{fe}$  na směr výsledného řezného pohybu - tj. směr kolmý na směr posuvu i hlavního pohybu [64].

$$F = \sqrt{F_a^2 + F_p^2} \quad (4.2)$$

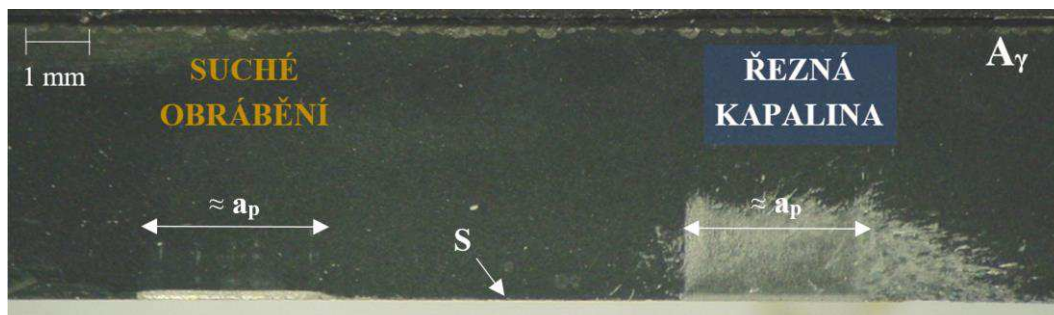
Vzhledem k nulovému nástrojového úhlu sklonu hlavního ostří  $\lambda_s$  byla pasivní síla  $F_p$  zanedbána a vyhodnocení probíhalo na základě  $F_a$ , kterou lze rozložit na složky definované v pracovní rovině, vztahující se k směru hlavního řezného pohybu dle vztahu (4.3). Řezná síla  $F_c$  je složka  $F$  ve směru  $v_c$  a kolmá řezná síly  $F_{cN}$  je složka celkové síly kolmá na směr hlavního pohybu definovaná v pracovní rovině  $P_{fe}$ .

$$F_a = \sqrt{F_c^2 + F_{cN}^2} \quad (4.3)$$

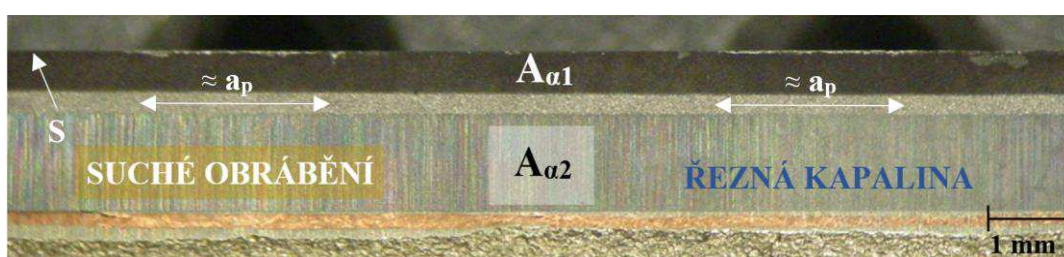
Získané výsledky na obr. 4.19 ukázaly, že uvedené řezné podmínky nebyly vhodné z hlediska velikosti působících sil. To mohlo být způsobeno kombinací efektu nástrojové geometrie, řezných podmínek a vysokotlakého chlazení. Pravděpodobně docházelo k *pěchování* třísek zpět k čelu nástroje směrem k obrobenému povrchu, což zvýšilo hodnotu aktivní síly. Toto *pěchování* lze potvrdit ze snímků pořízených optickým mikroskopem, kde je ulpěný materiál obrobku na čele destičky – viz obr. 4.20 a obr. 4.21 se hřbetními plochami.



Obr. 4.19 Graf silové výslednice v pracovní boční rovině  $P_{fe}$ .



Obr. 4.20 Čelo destičky na konci experimentu s adherovaným materiálem obrobku.



Obr. 4.21 Hřbet destičky na konci experimentu s adherovaným materiálem obrobku.

Tímto experimentem se nedá jednoznačně určit trend vývoje sil během obrábění, tudíž ani trvanlivost nástroje. U studie [27] docházelo také k fluktuaci řezných sil v intervalu nastavených řezných rychlostí a konvenčním chlazením se dosahovalo při určitých  $v_c$  nižších sil než pro vysokotlaké chlazení – což byl také trend uvedených výsledků. Trvanlivost nástroje byla však pro vysokotlaké chlazení vždy vyšší. Vyšší složky sil však nejsou všeobecně vhodné s ohledem na namáhání nástroje/stroje, mohou snížit trvanlivost nástroje, nejsou vhodné pro tenkostěnné obrobky, zvyšují vibrace, což má poté vliv na kvalitu obrobeného povrchu [2].

Stále mnoho používaných řezných kapalin, respektive emulzí, má velký dopad na životní prostředí a také zdraví pracovníků. Společně s rozvíjením vládních předpisů to vede k zvyšování nákladů na výrobu [2, 8, 20, 60]. Německo dle zdroje [60] spotřebuje za rok přes 75 tisíc tun řezných kapalin. Je odhadováno, že náklady související s řeznými kapalinami, při obrábění těžkoobrobitelných materiálů, dosahují 20–30 % z celkových nákladů. Pro porovnání, náklady na nástroje tvoří obvykle 2–4 % [2]. Při přerušovaném obrábění (např. frézování) se také často vyskytuje teplotní poškození břitu v podobě teplotních (hřebenových) trhlin [9].

Kryogenní chlazení představuje řešení pro snížení použití běžných řezných kapalin [2, 4, 8, 10]. Tato plynná chladiva jsou relativně čistší a šetrnější k životnímu prostředí než konvenční řezné kapaliny, i když použití vyžaduje také přídavná zařízení [2, 4, 10]. Například použitím tekutého dusíku (LN<sub>2</sub>) lze zvýšit trvanlivost nástroje až 3,3× při soustružení Ti-6Al-4V [2]. Kryogenní chlazení je také sledováno více efektivním než vysokotlaké chlazení [11].

Naproti tomu předehřev (iontový paprsek, plazmový ohřev nebo indukční ohřev) obrobku může také výrazně prodloužit životnost nástroje, protože se obrobek stává obrobitelnějším a teplota v místě řezu se přibližuje optimální řezné teplotě na základě prvního zákona řezání

kovů vytvořeného Makarowem – to je další technika, která eliminuje použití konvenční řezné kapaliny [2]. Ginta [17] se zaměřil na předehřev, což prodloužilo životnost nástroje při frézování Ti-6Al-4V pomocí nástroje z WC-Co. Předehřev při teplotě 650 °C prodloužil trvanlivost nástroje 3,25× a snížil velikost řezné síly. Nárůstek však byl nalezen ve všech případech. Na druhé straně, zvýšení řezné teploty není vždy vhodné pro nástroje, které mohou trpět teplotním změkčením [2].

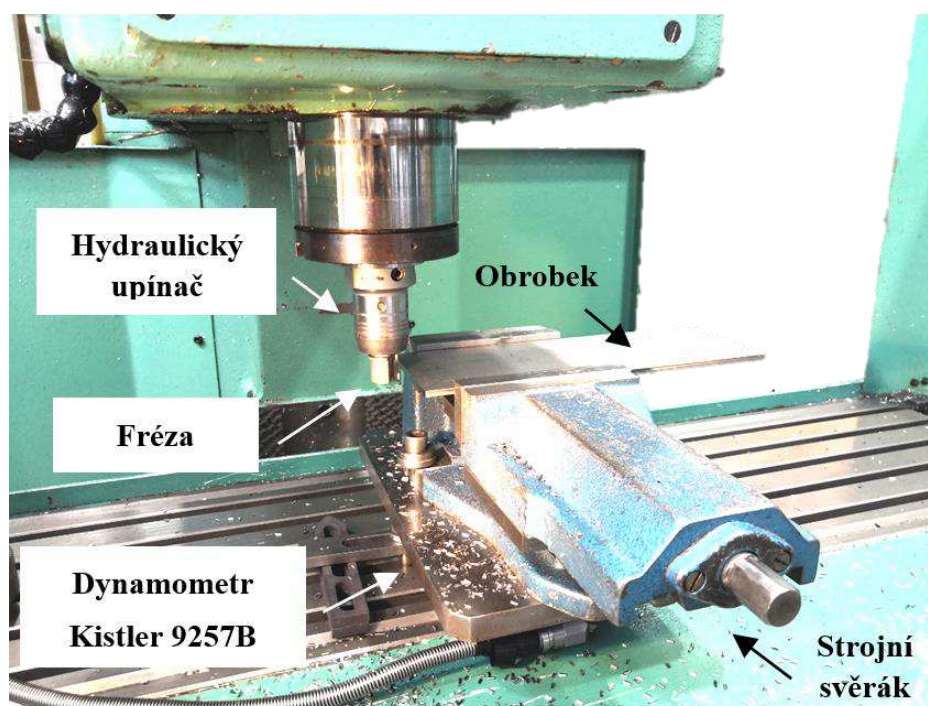
Pro obrábění těžko obrobitelných materiálů se někdy používá kombinace předehřevu obrobku a kryogenního chlazení nástroje, které se nazývá hybridní obrábění [11].

Mimo zmiňovaných technik je dalším způsobem pro eliminaci použití konvenčních řezných kapalin obrábění za sucha, na které je v této práci zaměřeno i vzhledem k výše uvedeným důvodům a také z důvodu, že PKD je materiálem vhodným pro aplikaci suchého obrábění [60].

#### 4.1.5 Analýza silového zatížení

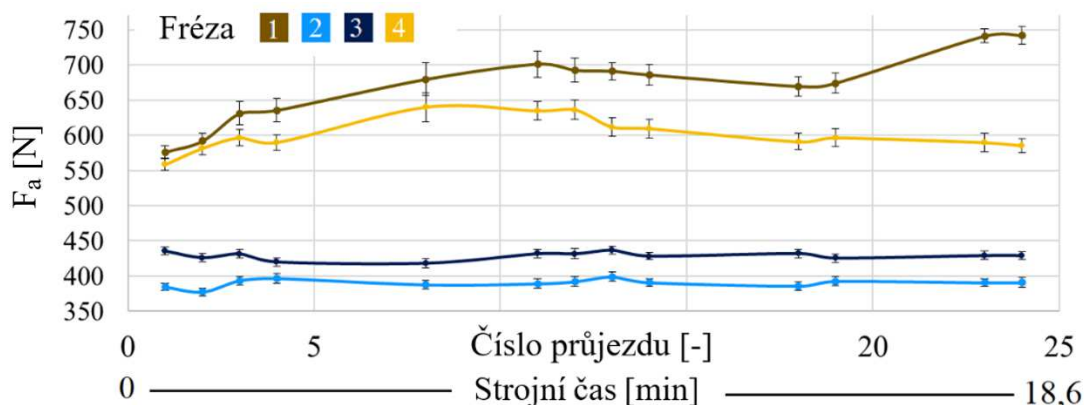
Měření silového zatížení je jedním z nejpoužívanějších experimentálních měření ve strojírenství, zabývající se vývojem v obrábění. Toto měření je také nepřímým měřením opotřebení fréz, které lze podle časových závislostí rozvoje sil nepřímo kvantifikovat. Běžně se dosahuje celkového zvýšení řezných sil o 200 % [34], jelikož stav opotřebení břitu má vliv na velikost deformační práce i práce vzniklé třením.

Experimentální měření bylo realizováno na CNC vertikální 3osé konzolové frézce FV 25 CNC A. Obr. 4.22 představuje nastavení obráběcího procesu pro měření silového zatížení za použití stacionárního piezoelektrického dynamometru Kistler 9257B připojeného dále na zesilovač.



Obr. 4.22 Schéma experimentu s použitím dynamometru Kister.

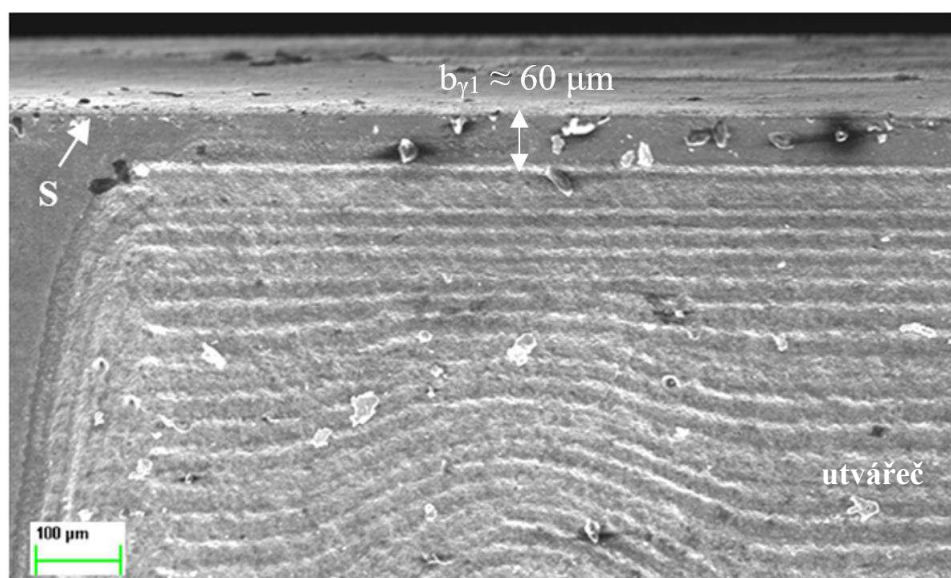
Experimentální měření probíhalo 18 minut pro každou frézu. Trend aktivní složky  $F_a$  pro všechny nástroje je znázorněn na obr. 4.23.



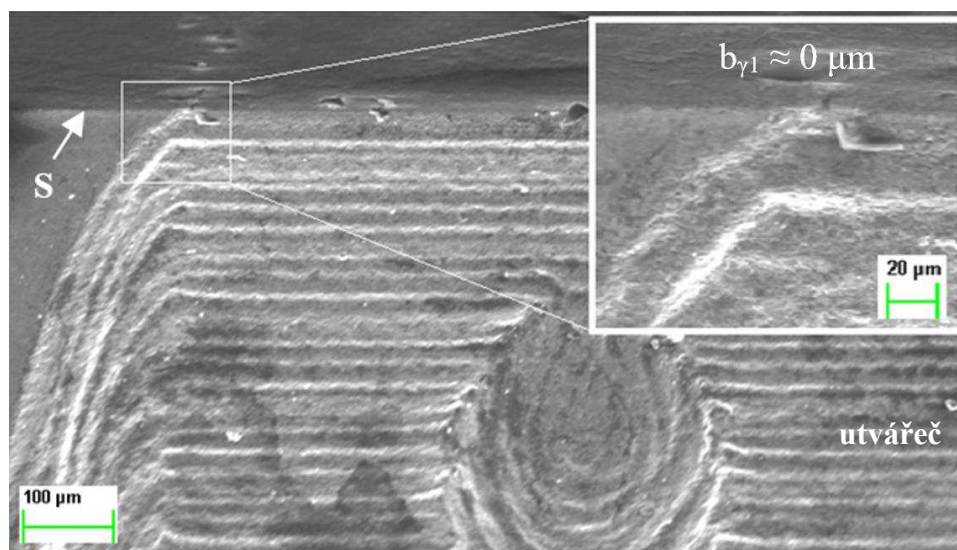
Obr. 4.23 Graf silové výslednice v pracovní boční rovina  $P_{fe}$ .

Jak bylo uvedeno, frézy označené jako 1 a 4 byly geometricky shodné s tím rozdílem, že v čele destičky frézy 4 byly otvory. Jak je vidět z grafu, tak tato makro-úprava snížila hodnotu síly i bez použití procesní kapaliny. U frézy 1 měl průběh silového zatížení rostoucí trend, zatímco u frézy 4 se po 10 minutách obrábění nárůst silového zatížení ustálil a nadále nenarůstal.

Frézy 2 a 3 měly vytvořené prostorové utvářeče čela, čím byla jejich geometrie pozitivnější, což prokázalo i nižší silové zatížení. Nebylo však možné rozhodnout, který zkonstruovaný utvářeč dosahuje z hlediska silového zatížení skutečně menších hodnot. Bylo to z důvodu odlišné geometrie popsané výše (obr. 4.13) a zejména velikosti fazetky na čele zabezpečující zachování tuhosti břitu, která má na hodnotu silového zatížení významný vliv. Dle obrázků ze SEM, šířka fazetky dosahovala pro 3. frézu hodnoty  $60 \mu\text{m}$  (obr. 4.24) a u frézy 2 nebyla zjištěna žádná fazetka (obr. 4.25), což značně zvýšilo pozitivnost tohoto nástroje. Přesnost výroby utvářečů fréz laserem má tedy významný vliv na výsledné silové zatížení při obrábění. Jmenovitá šířka fazetky měla hodnotu  $30 \mu\text{m}$ .



Obr. 4.24 Fazetka na čele nástroje 3.



Obr. 4.25 Žádná fazetka na čele nástroje 2.

Analyzovaná výslednice sil daných dvou fréz však zůstávala konstantní po celou dobu experimentu. Všeobecně s rostoucím silovým zatížením narůstá i opotřebení fréz, čímž se dá předpokládat, že frézy 2 a 3 dosáhnou vyšší trvanlivosti. Získané výsledky jsou tedy opačné v porovnání s [32], který však obráběl slitinu TC11 a nástroji bez utvářeče.

U fréz bez utvářeče lze dále vidět větší rozkmit silové výslednice, čímž lze říci, že frézováním prostorovými utvářeči byl proces více stabilní, což lze dále podpořit zvýšením počtem zubů v záběru, nakloněním v axiálním směru apod. Vibrace jsou nežádoucím průvodním jevem, který lze také eliminovat působením výslednice sil směrem proti upínací části stopkového nástroje [65], nutných také pro technologii HFC (*high feed cutting*).

#### 4.1.6 Analýza opotřebení nástrojů

Skenovací elektronový mikroskop byl použit pro identifikaci daných mechanismů opotřebení nástrojů a také pro zachycení obrobených třísek jednotlivými nástroji.

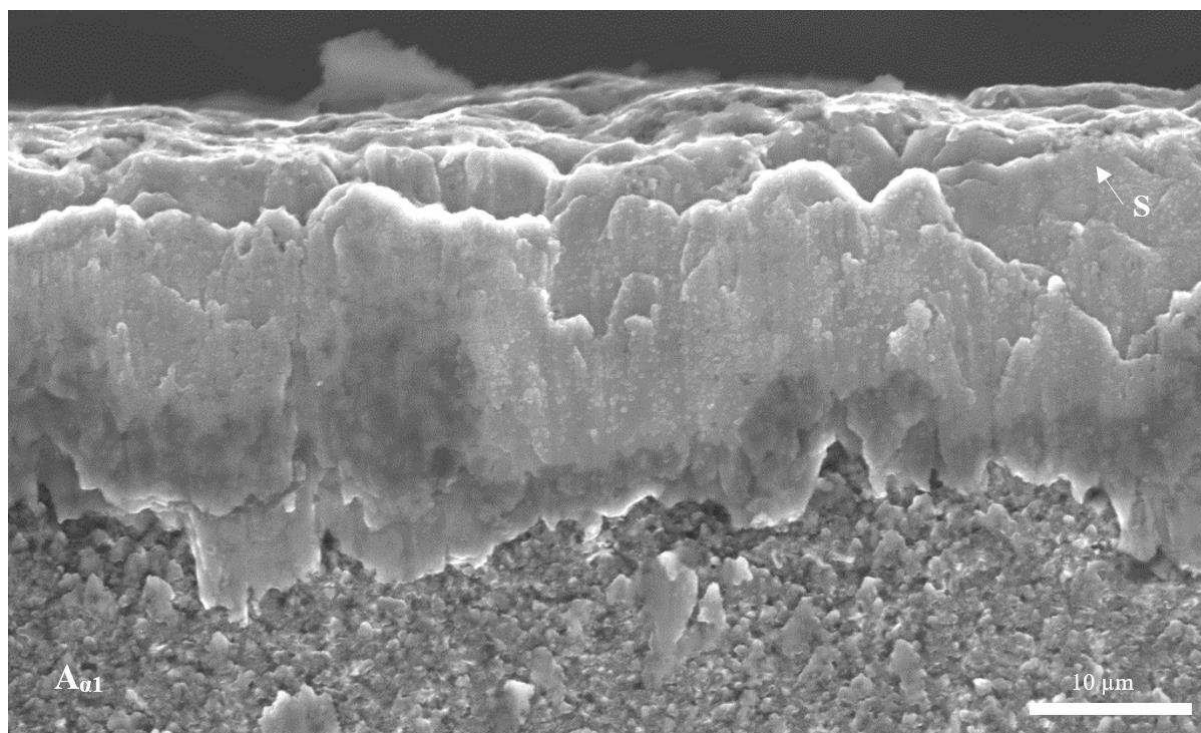
Na všech nástrojích se vyskytoval adherovaný materiál, který se vytvářel až do formy nárůstku – viz obr. 4.26 a obr. 4.27. Snímky s aktivní částí ostří jednotlivých nástrojů jsou zobrazeny na obr. 4.28 až obr. 4.31. Oosthuizen [13] potvrdil, že tento materiál je materiál obrobku. Fáze  $\beta$  s BCC mřížkou má silnou tendenci k ulpívání [9].

U nástroje 1 a 4 docházelo k významnému ulpívání materiálu. Při následujícím měření byla vrstva adherovaného materiálu u nástroje 1 nalezena naopak v levé části – světlá elipsa - obr. 4.28. V případě 4. nástroje adherovaná vrstva při následujícím měření nebyla nalezena vůbec. Tím tato adherovaná vrstva ve formě nárůstku stále vznikala a zanikala, což má vliv na obrobený povrch, co se týká čistoty a ulpěných částic. V případě fréz s prostorovými utvářeči byla adherovaná vrstva výrazně nižší, čímž lze předpokládat, že na obrobeném povrchu bude méně nečistot – viz obr. 4.29 a obr. 4.30.

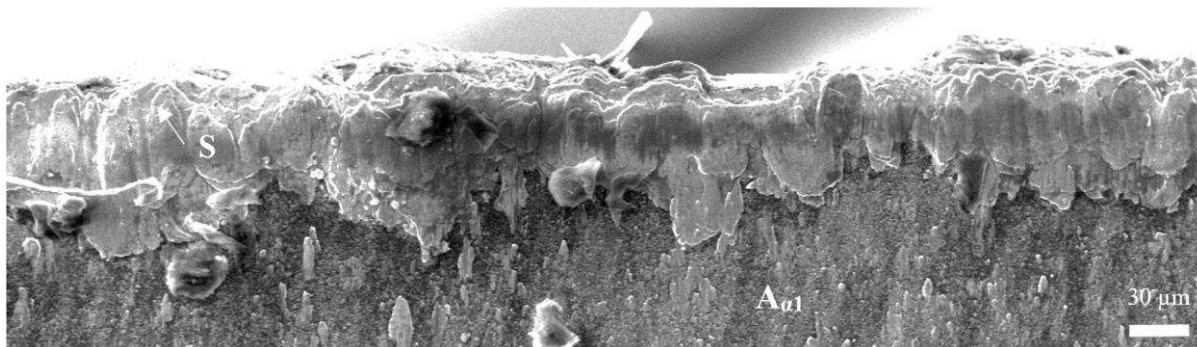
Obr. 4.32 ukazuje adherovaný materiál ve formě nánosů na čele destičky 1, který se vyskytoval na obou krajích záběru frézy. Při následujícím kontrolním měření (obr. 4.33) již nalezen nebyl, tzn., že se pravděpodobně po dosažení určité meze odtrhl. Naprosto stejná situace nastala u frézy 4, kde nános byl po 1. měření zjištěn, poté se nevyskytoval a na konci měření byl opět významný – obr. 4.34 až obr. 4.36. V tomto případě by bylo vhodné měnit polohu obrobku vůči nástroji, čímž by se dalo z výše uvedeného tomuto nánosu vyhnout – nedocházelo by k silnému zabrzdování odcházející třísky. To by mělo být také vhodné pro zamezení oxidační rýhy na kraji aktivní části břitu. Jiným řešením může být, aby hodnota  $a_p$  byla větší než aktivní šířka utvářeče, čímž by se však značně omezila univerzálnost nástroje. V aktivní části břitu nebyly otvory zalepeny materiálem obrobku, čímž byly stále naprosto funkční – také na obr. 4.38. Obr. 4.37 a obr. 4.38 doplňuje skutečnost, že se adherovaná vrstva po dosažení určité meze odtrhne.

Obr. 4.39 a obr. 4.40 ukazují krajní plochu hřbetů, kde končila aktivní část ostří. V této části se u všech nástrojů během obrábění vyskytovala tmavá oblast viditelná na SEM pomocí detektoru sekundárních elektronů. Jedná se o oblast s uhlíkem, čímž by se mohlo jednat o částečnou grafitizaci [15] nebo oblast s abrazivním otěrem způsobenou zpevněnou vrstvou s možnými otřepy od předchozího průjezdu, jelikož tato vrstva je tvrdší než základní materiál. Snížení tvorby nárůstku lze také docílit vhodnou volbou rezné rychlosti.

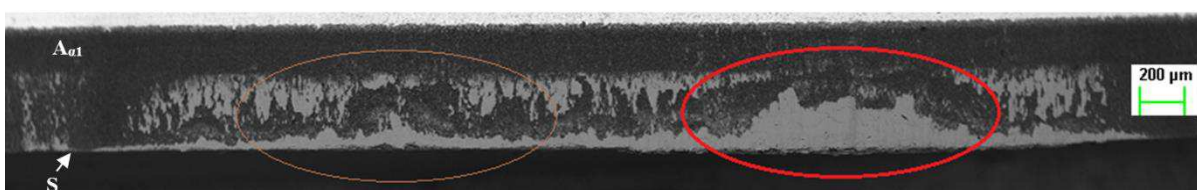
Obr. 4.41 a obr. 4.42 ukazuje, že prostorové utvářeče měly za efekt cílené snížení styčné plochy mezi třískou a čelem nástroje, jelikož adherovaný materiál ulpíval na vyvýšených plochách. Obráběný materiál se však rychle svinoval do formy třísek, proto by bylo vhodné tyto plochy posunout blíže k ostří, aby se tento efekt ještě zvýšil.



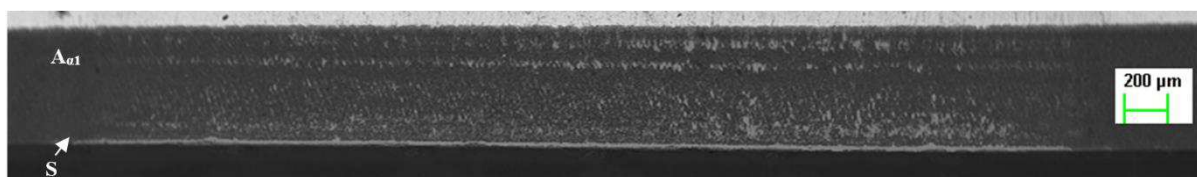
Obr. 4.26 Nárůstek na břitu frézy č. 2.



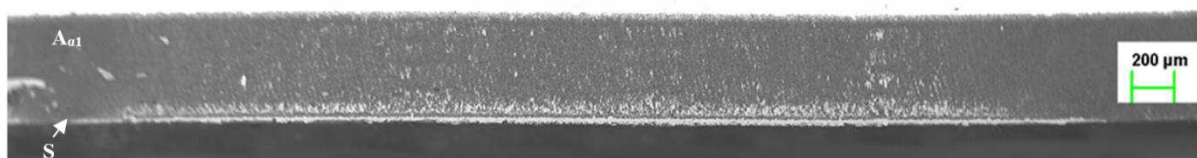
Obr. 4.27 Nárůstek na břitu frézy č. 1.



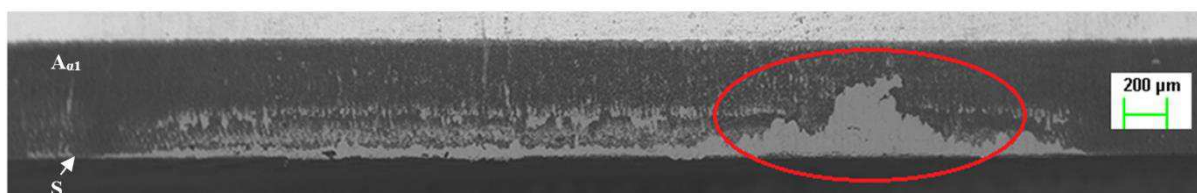
Obr. 4.28 Hřbetní plocha nástroje 1.



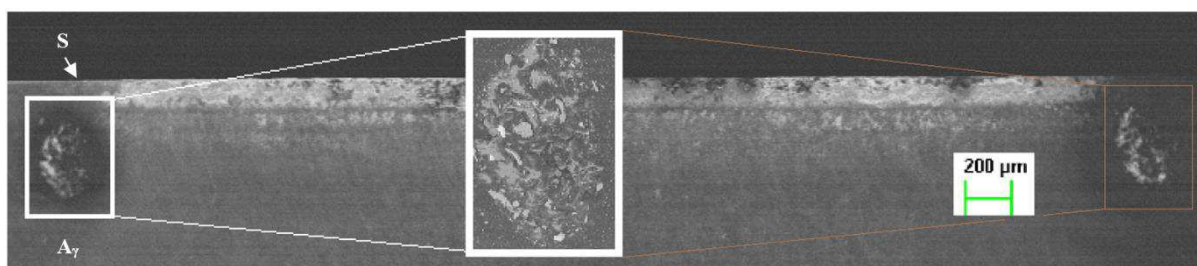
Obr. 4.29 Hřbetní plocha nástroje 2.



Obr. 4.30 Hřbetní plocha nástroje 3.



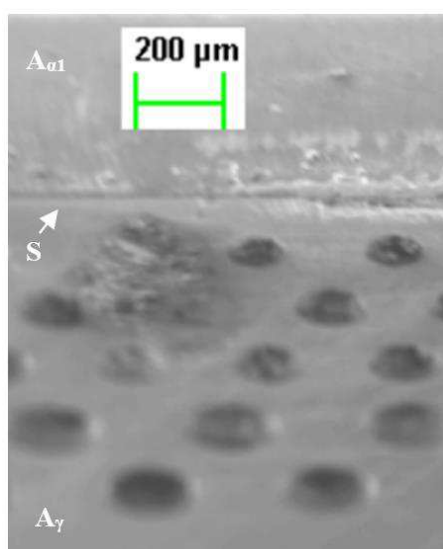
Obr. 4.31 Hřbetní plocha nástroje 4.



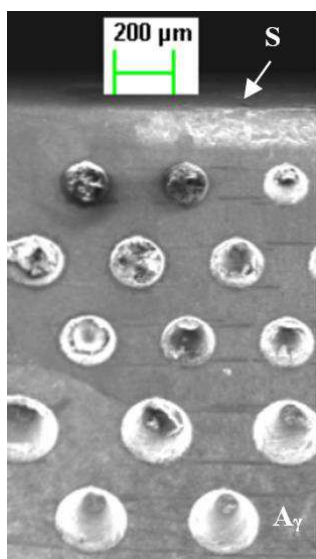
Obr. 4.32 Čelní plocha destičky 1 po 1. měření.



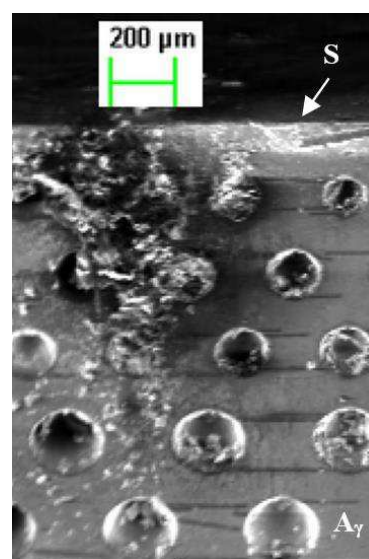
Obr. 4.33 Čelní plocha destičky 1 po 3. měření.



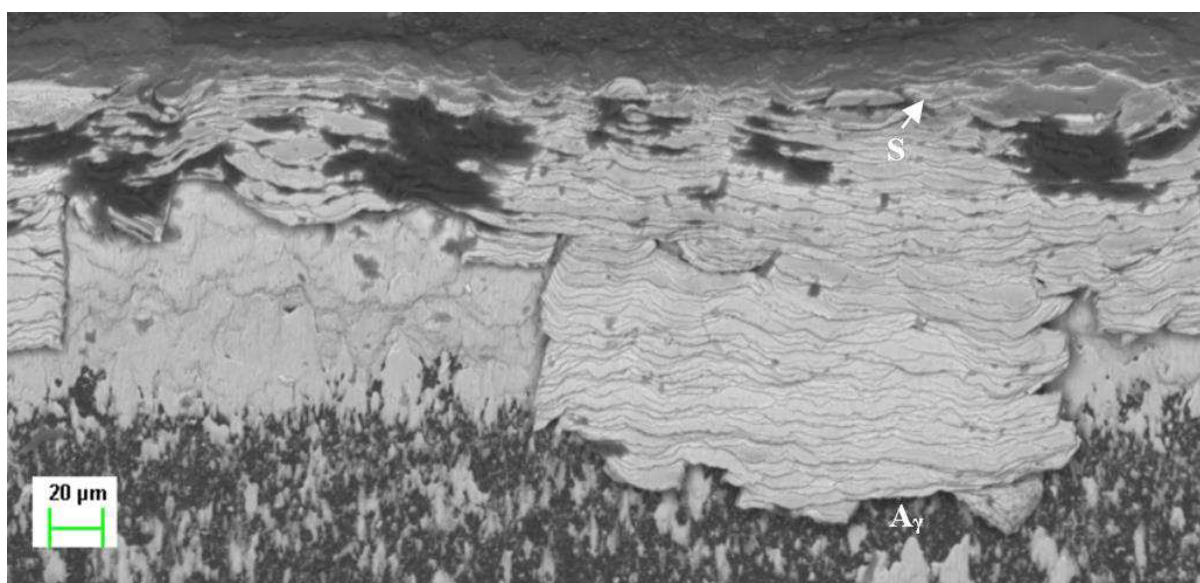
Obr. 4.34 Nástroj 4 po  
1. měření.



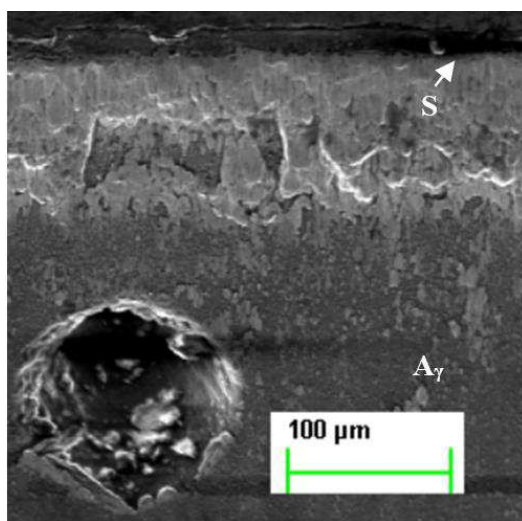
Obr. 4.35 Nástroj 4 po  
2. měření.



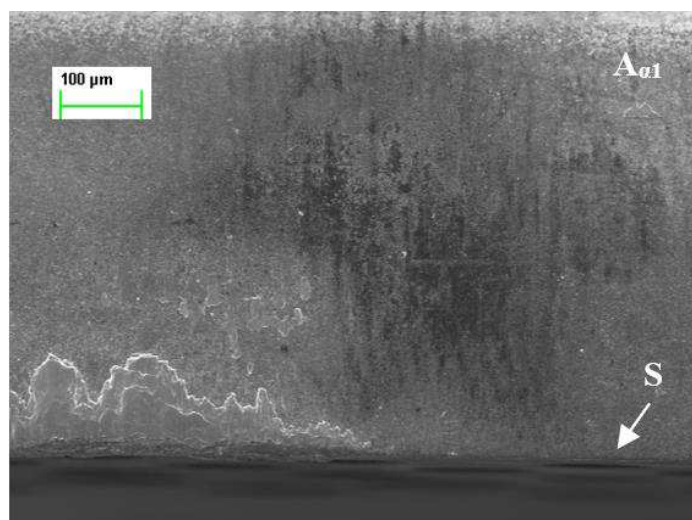
Obr. 4.36 Nástroj 4 po  
3. měření.



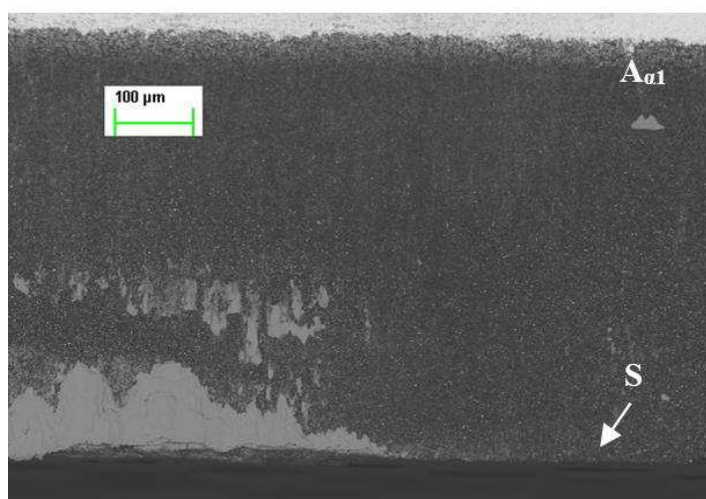
Obr. 4.37 Odtrhnutá část nárůstku – nástroj 1.



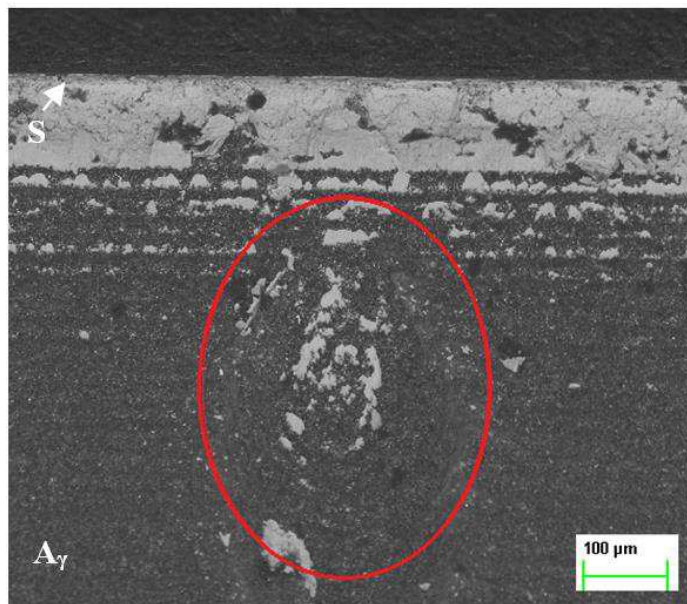
Obr. 4.38 Odtrhnutá část nárůstku – nástroj 4.



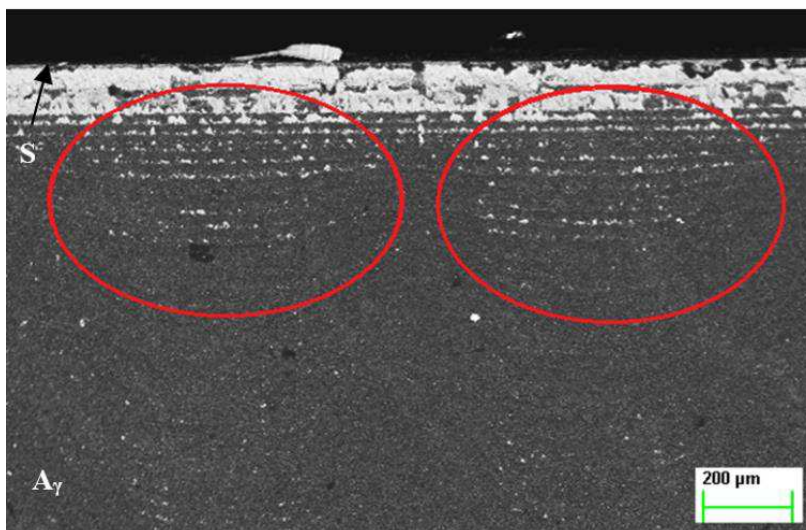
Obr. 4.39 Konec aktivní části bříty – pohled na hřbetní plochu (detektor sekundárních elektronů).



Obr. 4.40 Konec aktivní části bříty – pohled na hřbetní plochu (detektor zpětně odražených elektronů).



Obr. 4.41 Adherovaný materiál obrobku na vystouplých částech utvářeče – nástroj 2.



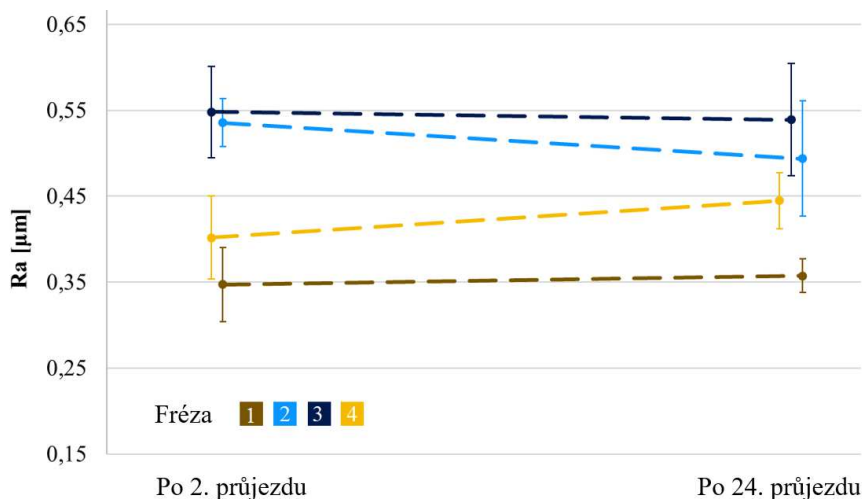
Obr. 4.42 Adherovaný materiál obrobku na vystouplých částech utvářeče – nástroj 3.

#### 4.1.7 Integrita obrobeného povrchu

Integrita obrobeného povrchu ovlivňuje funkční vlastnosti dané komponenty i komponent přilehlých. Drsnost je jednou metodou jeho hodnocení, která byla také experimentálně změřena v podélném směru. Pro analýzu obrobeného povrchu z hlediska drsnosti byl použit drsnoměr Form Talysurf Intra 50 (výrobce Taylor Hobson) s poloměrem zaoblení špičky měřícího hrotu 2 μm.

Byla zaznamenána nejnižší hodnota **R<sub>a</sub>** povrchu obrobeného frézou 1, která měla nejméně pozitivní geometrii – viz obr. 4.43. Mohlo to být způsobeno zahlazováním povrchu tvořící se třískou při sousledném obrábění, která byla hůře odváděna a spíše *pěchována* ve směru obrobeného povrchu v porovnání s frézou s pozitivnější geometrií. Druhou variantou je zvýšení poloměru zaoblení ostří (**r<sub>n</sub>**) díky tvořícímu se nárůstku. Trendem jde vidět, že pozitivnější

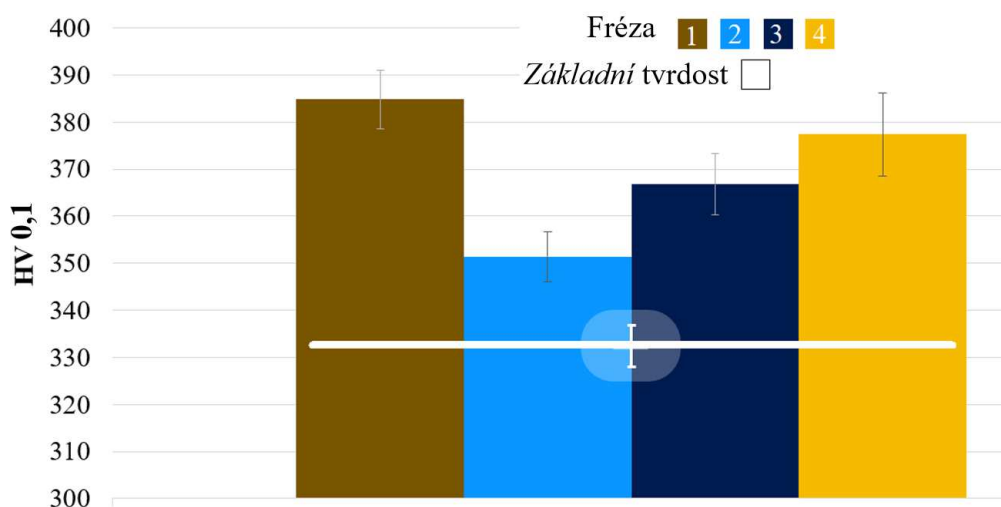
geometrie znamená zvýšení hodnoty **Ra**, což koresponduje s odborným článkem [32] pro radiální směr, resp. vyšší aktivní síla znamená nižší hodnotu **Ra**. V důsledku vyššího opotřebení frézy *l* však hodnoty plošné drsnosti **Sa** mohou nabývat odlišných hodnot než hodnoty **Ra**. Studie [6] uvádí, že zdrsňený (texturovaný) povrch implantátu integruje lépe s lidskou kostí než povrch hladký, jelikož obsahuje větší plochu pro proces osseointegrace, z čehož může být povrch s vyšší hodnou **Sa** bez nečistot vhodný.



Obr. 4.43 Hodnota **Ra** obrobeného povrchu.

Tvrдость je dalším parametrem charakterizující integritu obrobeného povrchu, kde vyhodnocený graf je uveden na obr. 4.44. Zde ve všech případech platí, že vyšší síla během obrábění představuje nárůst hodnoty **HV** obrobeného povrchu a tím jeho větší ovlivnění. Částečně to potvrzuje teorii zmíněnou v sekci hodnocení parametru **Ra** výše, kdy obrobený povrch byl více *tvářen* odcházející třískou nebo deformačním procesem během utváření třísky – mechanickým efektem. Bílou barvou je označena základní tvrdost materiálu. Souhlasí to s teorií, kdy vyšší úhel střížné roviny, způsobený pozitivnější geometrií představuje nižší zatížení, čímž dochází k menšímu ovlivnění povrchových a podpovrchových vrstev obrobeného povrchu [34]. Pro minimální ovlivnění obrobeného povrchu je tedy vhodná pozitivní geometrie nástroje. Samotná kinematika frézování má také velký vliv. Při sousledném frézování začíná břit odebírat velkou tloušťku třísky a nevzniká kluzný efekt jako u frézování nesousledného. Také je touto kinematikou minimalizován sklon ke zpevňování materiálu obrobku za studena [33].

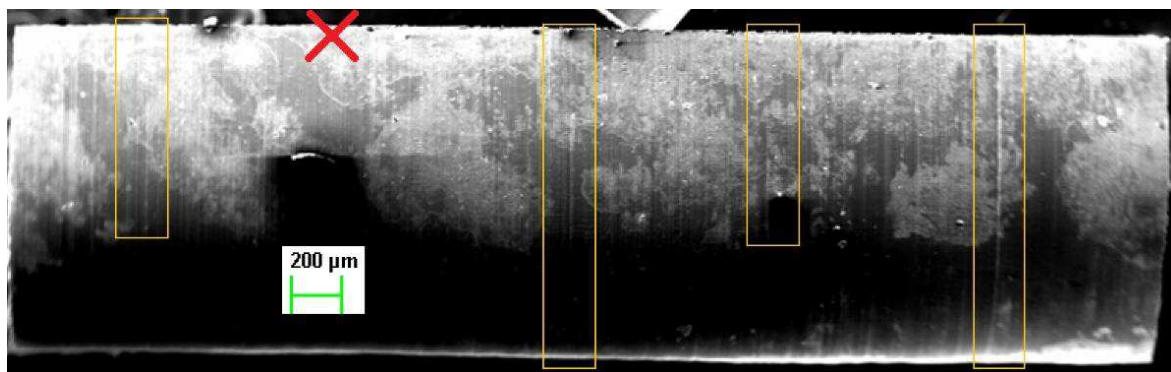
Tvrдость obrobené vrstvy v závislosti na řezné rychlosti zkoumal Yang [35]. Zjistil, že použití větší  $v_c$  znamená nižší tvrdost a nižší ovlivnění obrobeného povrchu. Křivka závislosti **HV** na vzdálenosti od povrchu, lze rozdělit do 3 oblastí. Je to způsobeno kombinací vysokého zatížení během tvoření třísky, vysoké teploty v místě řezu a malé tepelné vodivosti titanu. Při tom se současně vyskytuje proces teplotního změkčení a také zpevnění materiálu. V první oblasti dochází k změkčení materiálu na úkor jeho zpevnění a tvrdost dosahuje nižší hodnoty než základního materiálu (do  $\approx 60 \mu\text{m}$  pod povrchem), což je způsobené plastickou deformací. V druhé oblasti převládá proces zpevnění a tvrdost narůstá až k maximálním hodnotám  $\approx 100 \mu\text{m}$  pod povrchem, jelikož vzniklé teplo během řezného procesu se akumuluje zde. Poté tvrdost klesá až k základní tvrdost materiálu. Studie [12] uvádí ve stejném rozmezí  $v_c$  opačný trend, a to zvýšení hodnoty **HV** při zvyšující se  $v_c$ .



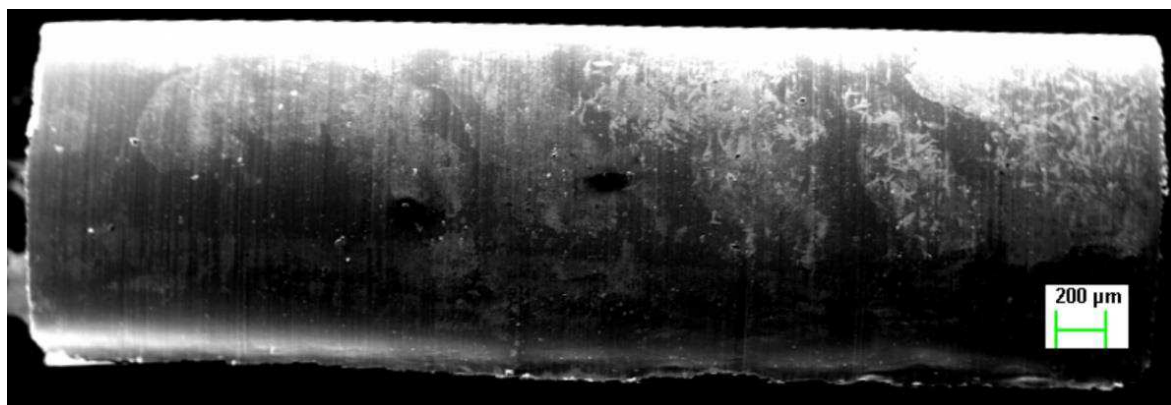
Obr. 4.44 Mikrotvrdost dle Vickerse pod zatížením 100 g pro jednotlivé nástroje.

#### 4.1.8 Utváření třísek

Ačkoliv jsou třísky vedlejším produktem obrábění, dokážou napovědět, jak samotný řezný proces probíhal. Mezi odebranými jednotlivými třískami nebylo možné shledat výrazný rozdíl kromě třísky obrobené nástrojem 2 – tzn. utvářeč s kapkami. Lze vidět náznak charakteristických stop (rýh) po kapkových elementech, které však nejsou vždy zcela prokazatelné – viz obr. 4.45. Toto mělo snížit kontaktní plochu mezi čelem destičky a odcházející třískou, což naznačilo i nižší silové zatížení nástrojů.



Obr. 4.45 Třísky obrobená nástrojem 2.

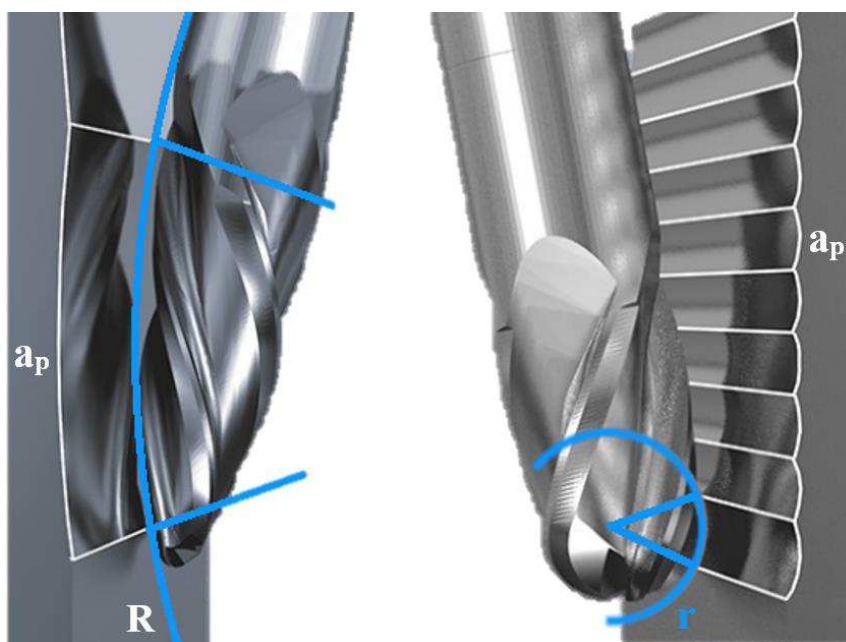


Obr. 4.46 Třísky obrobená nástrojem 4.

## 4.2 SOUDEČKOVÁ PROTOTYPOVÁ FRÉZA S PKD

Tato část vlastního řešení dizertační práce navazovala na aplikaci utvářeče třísky z předchozí kapitoly 4.1. Pro obrábění obecných tvarových ploch se běžně používají kulové nebo také toroidní frézy s různými rohovými rádiusy. Akademickou práci docenta Sadílka [66] zabývající se kulovými frézami lze zmínit. Soudečkové frézy jsou speciálním typem fréz pro 5osé frézování, které zkracují procesní časy a zároveň zvyšují kvalitu obrobeného povrchu, čímž minimalizují náklady na případné leštění. Jejich použití je zaměřeno zejména na dokončovací operace obecných tvarových ploch (strojírenství, nástroje a formy) [67-70]. Firma Garant doporučuje přídavek pro dokončování těmito nástroji 0,05 až 0,2 mm [67] a firma Franken podle typu frézy 0,05 až 0,3 mm. Dané světově unikátní stopkové frézy byly zařazeny do výrobní řady FRANKEN a vystaveny na Mezinárodním strojírenském veletrhu v Brně v roce 2016, jako *circle segment cutters* [68]. Poté (2017) firma Garant (Hoffmann Group) začala nabízet metodu frézování PPC (*Parabolic Performance Cutting*) označovanou jako soudečkové frézování, což je vývojový stupeň frézování s plným rádiusem [67]. Firma WNT také v roce 2017 zmiňuje tento nový typ fréz [71]. Dormer Pramet uvedl soudečkovou frézu na trh v roce 2021 [70, 72].

Na frézách je vybroušen kruhový segment (soudeček) – kruhová výseč o poloměru  $R$ , což lze vidět na levé fréze obr. 4.47 [67, 70, 73]. Soudečkové frézy se dále dělí podle typu a aplikačních možností na tvary: komolého kužele, rovného tvaru, kónického tvaru a tangenciálního tvaru [67]. Frézy firmy Franken zahrnují speciální tvary kapky, soudečku, čočky a tvaru kužele - obr. 4.48 [68, 69, 73]. Daný výrobce společně s WNT uvádí, že soudečkové frézy dokážou simulovat kulové frézy s průměrem 12 až 3000 mm nebo více, čehož by bylo v praxi nemožné dosáhnout [69, 71, 73]. Kulová špička navíc umožňuje použít frézy i pro kopírovací frézování [70].



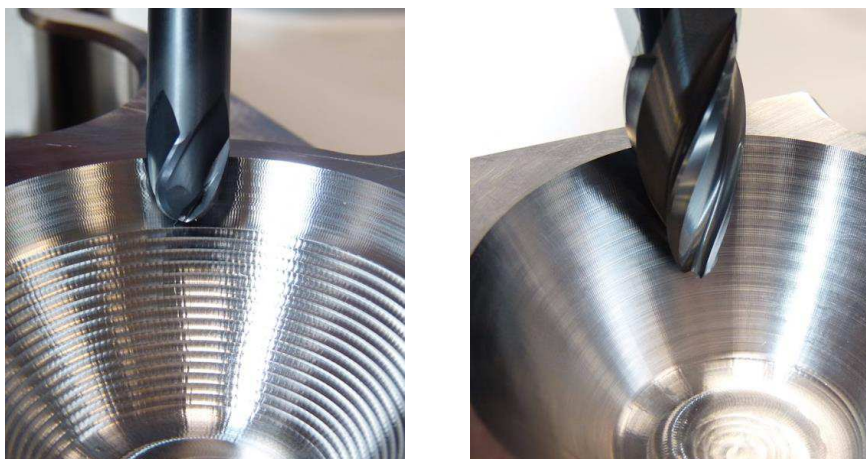
Obr. 4.47 Rozdílná hodnota  $a_p$  pro soudečkovou frézu (nalevo) a kulovou frézu [67].

Snížení výrobních časů je docíleno díky velkému řádkování ( $a_p$ ) – viz obr. 4.47. Emuge ve svém produktovém videu uvádí 90 % ušetřeného času při dokončování kuželové kapsy (36 s oproti 6 minutám a 15 s v případě kulové frézy) [5] – viz obr. 4.49. Úsporu času až 90 % uvádí i firma WNT [71]. Dormer Pramet uvádí zkrácení doby obrábění na polovinu [72], avšak ve svém katalogu novinek u uváděného příkladu obrábění je napsána doba řezání 21:10 min pro kulovou stopkovou frézu a pro soudečkovou frézu pouze 4:30 [70].

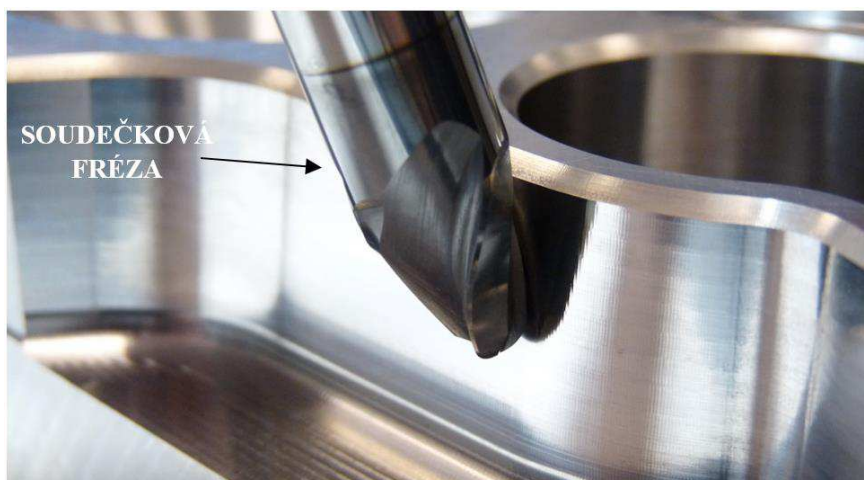
Pro kulovou frézu se používá konvenční strategie obrábění, zatímco pro soudečkovou frézu se používají nové strategie obrábění a moderní 5osé frézy. To je nevýhodou daných nástrojů, jelikož je nutná podpora CAD/CAM softwaru, který musí umět pracovat s řeznou křivkou frézy případně modelem, jako při obrábění na obr. 4.50. Jedná se například o Mastercam nebo hyperMILL MAXX [5, 67, 69, 71]. Právě pro Hypermill byla vyvinuta vhodná strategie frézování firmou Open Mind, která se společně s firmou Franken i WNT podílela na vývoji soudečkových nástrojů – jedná se tedy o spojení frézy a systému CAM [71, 73]. Vysoká dynamika pohybů způsobuje i nutnou podporu obráběcích strojů [65], kde na vývoji také spolupracovala firma Hermle. Stroje musí zvládat vyšší zatížení než pro tradiční kulové frézy vyvolané vysokým přísuvem [73]. Další částečnou nevýhodou je, že nástroje nelze přebrušovat [67] a v rámci řezného profilu se dosuje odlišných řezných rychlostí. Pro hluboké dutiny nebo kapsy je nutné dlouhé vyložení nástroje, které může produkovat vibrace. Podle zkušeností firmy Sandvik Coromant, lze vibrace potlačit používáním menších hodnot  $a_p$  a velmi malých hodnot  $a_e$  [65] - proto jsou frézy doporučovány jako dokončovací.



Obr. 4.48 Čtyři základní typy soudečkových fréz firmy Franken [73].



Obr. 4.49 Porovnání obrobeneho povrchu za stejný čas konvenční frézou (nalevo) a soudečkovou frézou tangenciálního tvaru [5].



Obr. 4.50 Obrobený povrch soudečkovou frézou kónického tvaru [5].

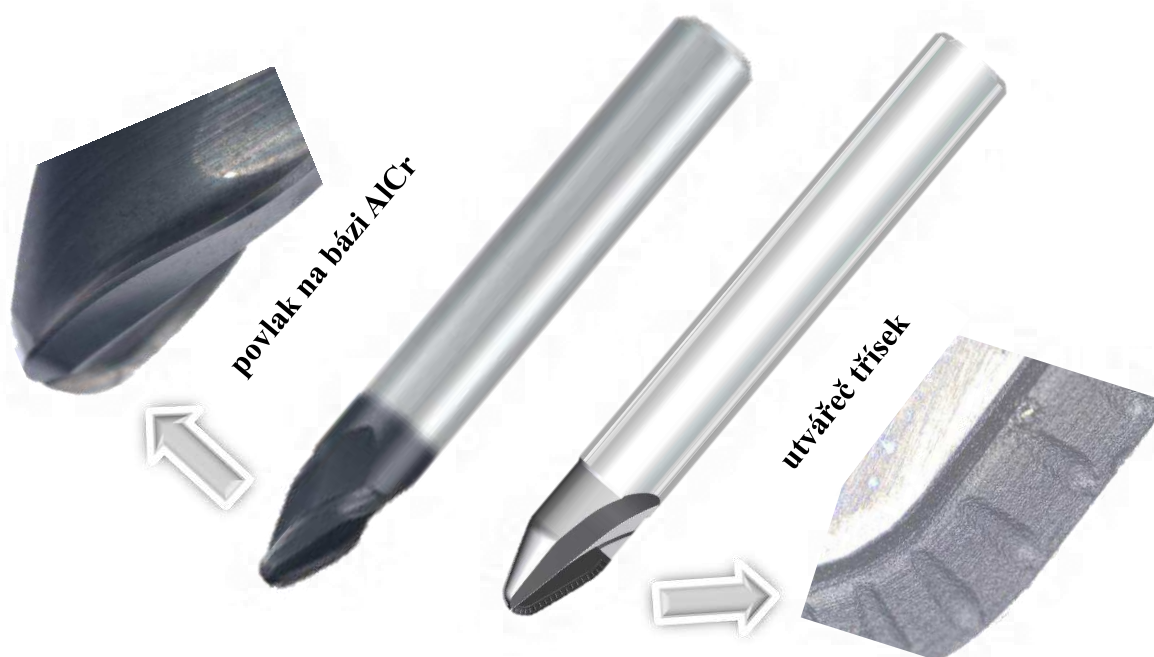
Na základě získaných výsledků z kapitoly 4.1 byla zkonstruována soudečková fréza, která byla porovnána s produkčně vyráběnou srovnatelnou frézou stejného profilu ze slinutých karbidů.

#### 4.2.1 **Konstrukce soudečkového nástroje, výroba a jeho analýza**

Z předchozího experimentu bylo zjištěno, že třísky se rychle svinovaly a kontaktní plocha tříška/nástroj byla velmi malá, což je také jedna z příčin, proč jsou titanové slitiny těžko obrobitelné [2]. Tato kontaktní plocha mezi třískou a nástrojem je zhruba třetinová v porovnání s tou, při obrábění oceli. Veškerá síla, která je navíc rozkmitaná vlivem tvoření *titanové* třísky, je soustředěna v oblasti ostří nástroje [14].

Z uvedeného důvodu byl utvářeč 2 z kapitoly 4.1 modifikován a kapky byly vymodelovány blíže k ostří nástroje a šířka fazetky na čele byla také zmenšena na jmenovitou hodnotu 0,02 mm, jelikož u daného utvářeče v předchozím výzkumu *nulová* fazetka dosáhla lepších výsledků. Fazetka složená z plochy polotovaru PKD není dle definice ČSN ISO 3002/1 redukováným čelem  $\bar{A}_\gamma$ , jelikož tato plocha dosahuje tak malých hodnot, že tříška neodchází pouze po ní. Jak bylo zmíněno výše, vzhledem k přerušovanému frézovacímu procesu se nejedná o úpravu čela, která by měla za úkol primárně lámat nebo svinovat třísky, ale spíše je vhodně utvářet. Proto je úprava čela PKD destičky definována jako *utvářeč*, po jehož ploše primárně odchází tříška. Za tohoto předpokladu je definována šířka první fazetky na hlavním čele jako  $b_{\gamma 1}$  a plocha utvářeče jako druhé hlavní čelo  $A_{\gamma 2}$ , po kterém odchází tříška, za pomoci úhlů čela s indexem 2 označující druhou plochu čela –  $\gamma_2$ . Tento úhel je dán součtem úhlu daného polohou destičky v nástroji  $\gamma_1$  a úhlu utvářeče v rámci samotné destičky, který měl konstantní hodnotu  $10^\circ$  v normálové rovině.

Nástroj s destičkou z PKD byl zkonstruován se shodným řezným tvarem jako povlakovaný monolitický nástroj ze SK od firmy EMUGE-FRANKEN (typ 3540L.12250A) s dovolenou mezní úchylkou  $\pm 0,01$  mm, což bylo v obou případech splněno a bylo to v podstatě základní jedinou společnou podmínkou pro oba nástroje – viz obr. 4.51. Oba nástroje se lišily pouze řezným materiálem a nástrojovou geometrií. Tab. 4.3 zavádí označení obou nástrojů.



Obr. 4.51 Monolitní soudečková fréza (nalevo) a fréza stejného řezného profilu s destičkou z polykrystalického diamantu (napravo).

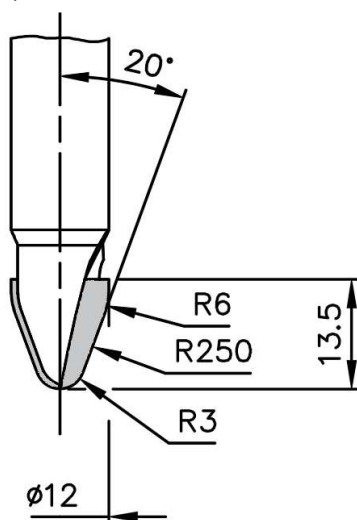
Tab. 4.3 Definované označení použitých nástrojů.

Nástroj	Označení dle ČSN EN 847-1 [74] (vychází také z ISO 513)
<b>Povlakovaný monolitický nástroj ze SK</b>	<i>HC nástroj</i>
<b>Nástroj s připájenými destičkami z PKD</b>	<i>DP nástroj</i>

Výrobce *HC* nástroje EMUGE FRANKEN uvádí proměnný nástrojový úhel sklonu hlavního ostří  $\lambda_s$  v rozmezí 20–30° [75, 76]. Tento typ dokončovací frézy má multi-vrstvý PVD povlak s chemickým složením na bázi AlCr. Jeho řezný profil se skládá z hlavního rádiusu o hodnotě 250 mm – obr. 4.52, čímž dokáže simulovat kulové frézy se shodným rádiusem a tím ekvivalentně zvýšit efektivitu celého řezného procesu při dokončovacích operacích [75]. Je používán také pro aplikaci HSC [76, 77]. Oproti pevnému úhlu  $\lambda_s$  s hodnotou 30° v případě katalogu z roku 2015 [77], došlo i k doplnění nového typu nástroje s menším nástrojovým úhlem nastavení hlavního ostří  $\kappa_r$  pro obrábění dna kapes (vodorovných povrchů). Novinkou katalogu z roku 2018 [76] jsou také tyto nástroje v 6zubém provedení, což je 2× více než původně [77]. To značně zvyšuje výkonnost celého procesu. Celková délka nástrojů byla 93 mm, při vyložení nástroje z hydraulického upínače při obrábění 45 mm, aby se eliminoval vznik vibrací.

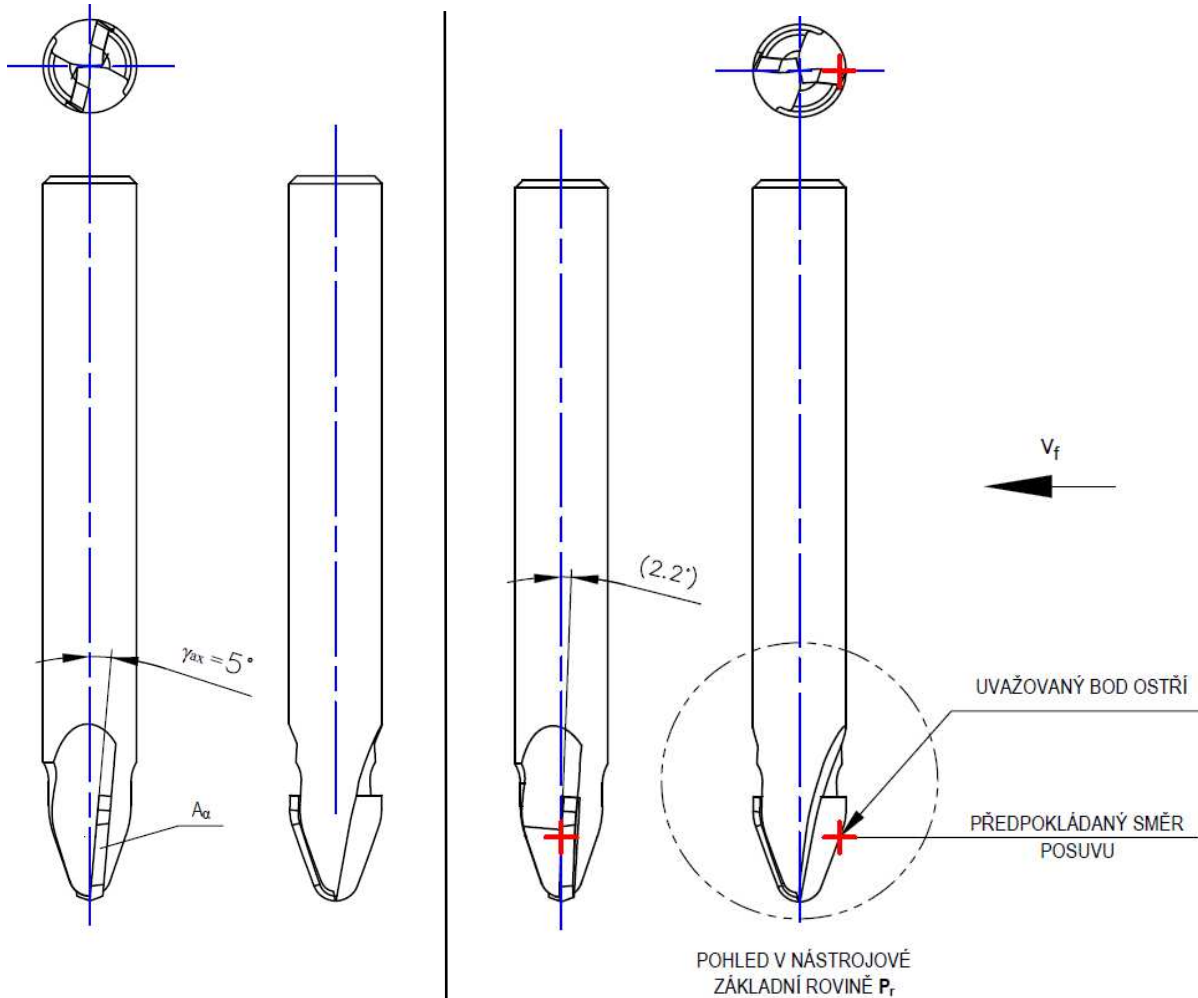
S pájenou variantou a destičkou s rovinnou plochou jejího čela, nelze provést konstantní nástrojový úhel sklonu hlavního ostří  $\lambda_s$  po celé délce řezného profilu, ani tak pozitivní úhel  $\lambda_s$  alespoň s hodnotou 20° pro plynulý a pozvolný záběr jako pro monolitický *HC* nástroj. Jediné, co lze u takových pájených fréz, kde břit prochází osou nástroje, konstrukčně nastavit,

je axiální úhel čela  $\gamma_{ax}$  definovaný výše v kapitole 2.2 – viz obr. 4.53. Takové naklopení destičky bez uvažování utvářeče definuje úhel čela v nástrojové boční rovině  $\Pr$ . Směrem do osy nástroje se limitně blíží nule, jelikož ostří osou nástroje prochází, a s rostoucí vzdáleností od osy nástroje roste – např. v uvažovaném bodě ostří na obr. 4.54 již bude úhel  $\gamma_f$  větší než na menším řezném průměru. Čím je axiální úhel čela větší, tím je větší rozdíl v nástrojovém bočním úhlu čela  $\gamma_f$  u osy nástroje a na maximálním průměru (12 mm). Hodnota axiálního úhlu čela byla zvolena  $5^\circ$  z hlediska technologičnosti konstrukce – jelikož byl řezný profil dotažený až do osy nástroje, tak musela být přizpůsobena i konstrukce, aby byl nástroj vyrobitelný. Standardní tloušťka destičky je obvykle 2 mm, což by v daném případě u osy nástroje znamenalo stav, kdy by destičku nebylo možné připájet do sedla – nebyla by zde žádná opěrná plocha, čímž by se snížila tuhost nástroje jako celku – viz obr. 4.55. V některých případech je vhodné také počítat s určitou mezerou mezi samotnou destičkou a tělem nástroje pro nanesení pájky. Tato pájecí mezera je každým výrobcem určována na základě používané pájky a firemních pravidel. Z toho důvodu bylo nutné použít destičku menší tloušťky. V daném případě nestačila tloušťka destičky ani 1,6 mm, ale bylo nutné použít destičku tloušťky 1 mm – viz obr. 4.56. V odborné studii [32] právě axiální úhel čela  $5^\circ$  dosáhl nejvyšší trvanlivosti břitů, při analyzovaných úrovních faktoru  $1^\circ$ ,  $5^\circ$  a  $9^\circ$ .



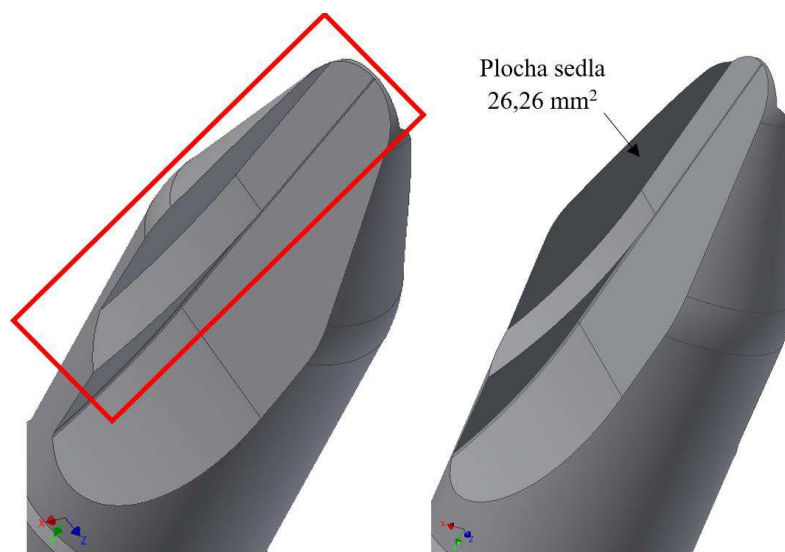
Obr. 4.52 Znárodnění řezného profilu soudečkových fréz.

Výběr samotné sorty PKD záleží na konkrétní aplikaci – kritériem může být požadovaná kvalita obrobeného povrchu nebo trvanlivost nástroje [37], což se odráží ve výrobních časech a celkové produkci. Větší zrna diamantu představují vyšší abrazivní odolnost samotného PKD, ale zase nižší kvalitu obrobeného povrchu. Samotná distribuce zrn v matrici udávaná výrobcem má na výsledný produkt PKD podstatný vliv [37]. Použitá sorta pro experimentální nástroj měla označení *CD-10M* celkové tloušťky včetně karbidového substrátu 1 mm od firmy Ceratonia. Tato sorta vyznačující se velikostí zrn  $10\ \mu\text{m}$  (střední) je určena pro obrábění abrazivních materiálů [37]. Jeho obsah diamantu je pro tyto aplikace zvýšen na úkor pojiva [37], čímž se vyznačuje horší obrobiteľností elektroerozivními technologiemi, což však nemá vliv na technologii laserového paprsku, který byl zvolen pro ostření břitů a výrobu utvářeče. Řízený pájecí proces byl proveden ve vakuové pájecí peci, která zabezpečuje čistotu daného spoje, což se odráží v jeho kvalitě a pevnosti.

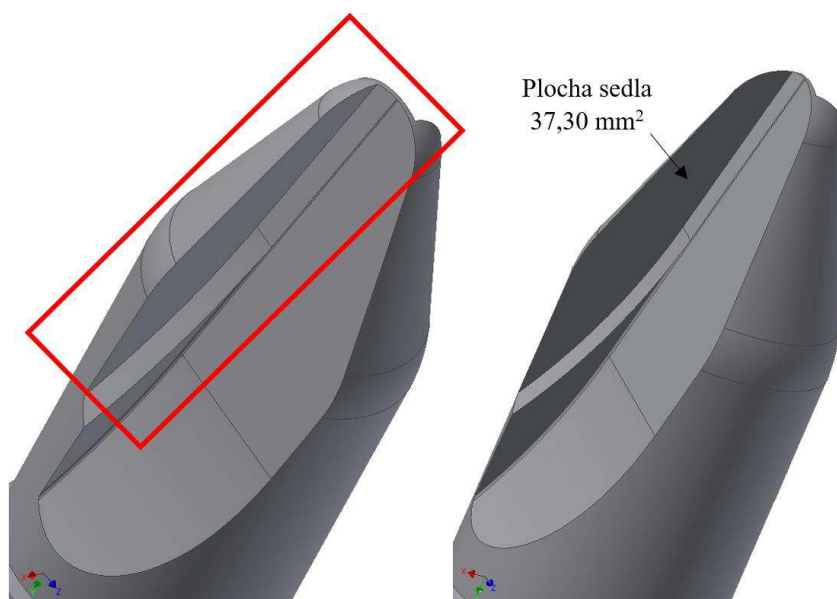


Obr. 4.53 Axiální úhel čela.

Obr. 4.54 Vyznačení uvažovaného bodu ostří v nástrojové základní rovině.



Obr. 4.55 Znázornění nástroje s broušeným sedlem pro uložení PKD destičky tloušťky 2 mm (odpovídající plocha sedla 26,26 mm<sup>2</sup>).

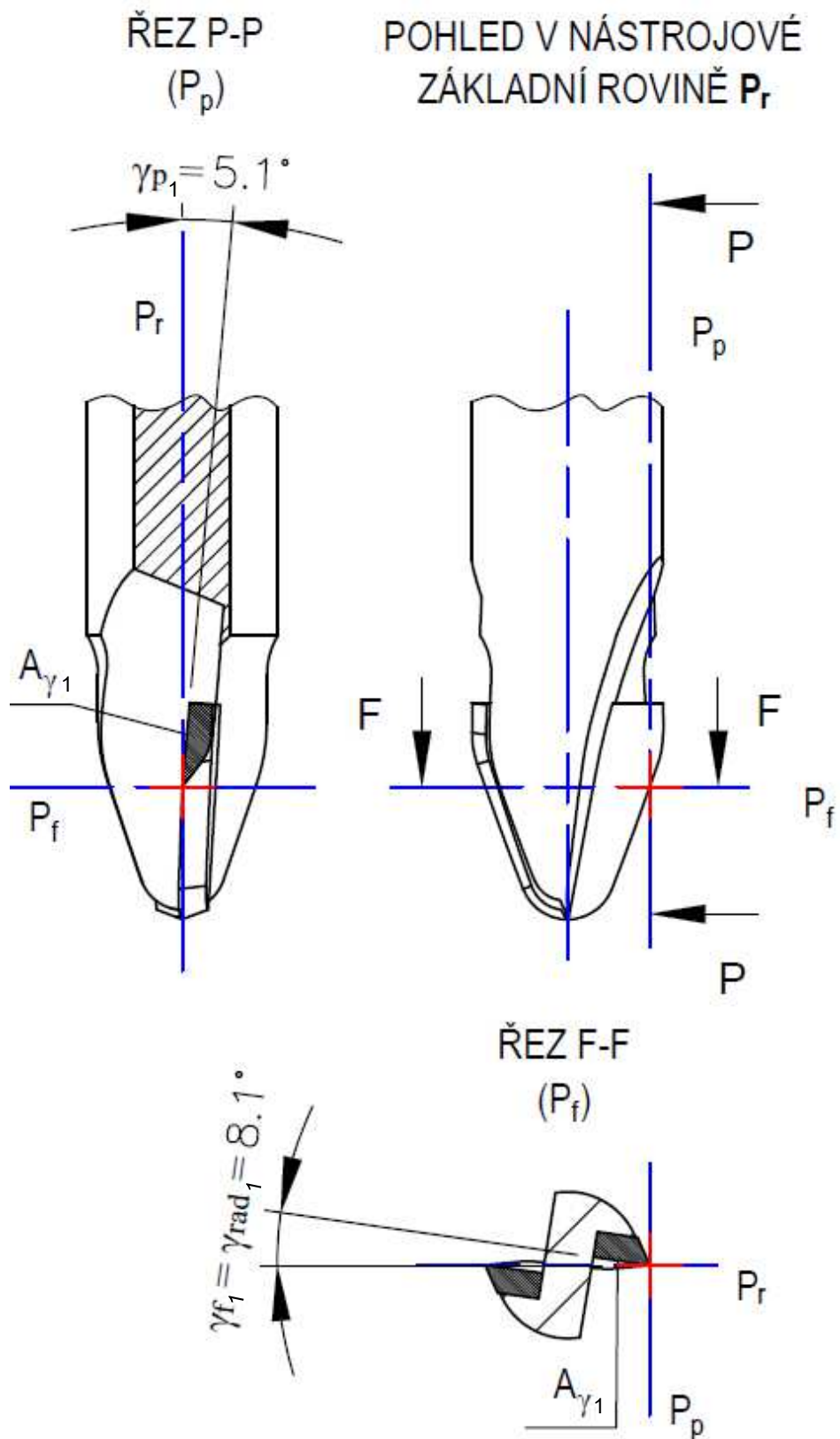


Obr. 4.56 Znáznornění realizovaného nástroje s broušeným sedlem pro uložení PKD destičky tloušťky 1 mm (odpovídající plocha sedla 37,30 mm<sup>2</sup>).

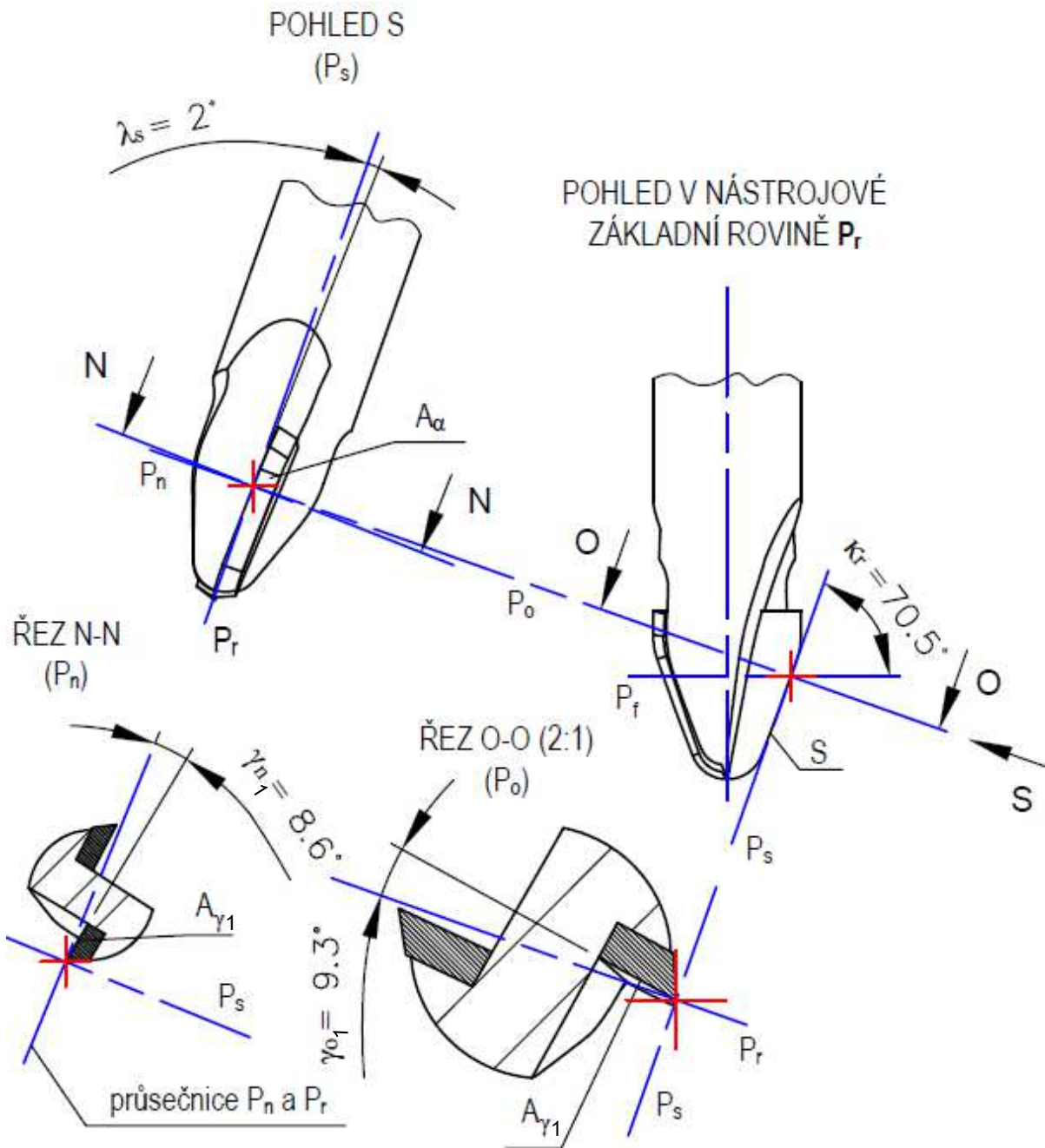
Na obr. 4.57 a obr. 4.58 je proveden rozbor geometrie nástroje v nástrojovém souřadnicovém systému dle normy ČSN ISO 3002/1 se zaměřením na nástrojové úhly čela a některé další vybrané úhly. Tento rozbor je proveden bez zahrnutí úpravy čela ve formě utvářeče třísek. Lze vidět, že v každé nástrojové rovině jsou nástrojové úhly čela odlišné, což je problematické při samotné konstrukci. Z toho důvodu je právě vhodné využívat  $\gamma_{ax}$  a  $\gamma_{rad}$  jako úhly konstrukční.

Na levém promítnutém pohledu obr. 4.54 lze vidět úhlovou kótu o velikosti 2,2°. Ačkoliv tento úhel není normou nijak definován a jedná se pouze o pohledový úhel mezi nástrojovou základní rovinou  $P_r$  a hlavním ostřím nástroje  $S$ , tak lze vidět, že cílem zvýšit plynulost řezného procesu naklopením destičky v axiálním směru se nemusí vždy docílit daného efektu. Daný případ, kdy uvažovaný bod prochází rovinou  $P_r$  a při zahrnutí daného profilu nástroje dochází k tomu, že plynulost daného řezného procesu je značně snížena. To potvrzuje zejména normovaný nástrojový úhel sklonu hlavního ostří  $\lambda_s$ , jehož hodnota je 2° – obr. 4.58. Stejný případ nastává u kuželových fréz, kde při naklopení destičky v axiálním směru je ve většině uvažovaných bodů ostří vlivem rozdílných průměrů hodnota úhlu  $\lambda_s$  blízká nule. Kdyby však axiální úhel čela  $\gamma_{ax}$  měl pro prototypový soudečkový nástroj nulovou hodnotu, tak by došlo k tomu, že všechny nástrojové úhly čela by byly rovny 0, což není pro obrábění titanu vhodné. Naopak větší úhel  $\gamma_{ax}$  nebylo také možné zvolit ze zmíněného hlediska vystiženého na obr. 4.55. Axiální úhel čela o velikosti 5° byl kompromisem zmíněných aspektů.

Nástrojovou geometrii danou polohou destičky v sedle nástroje lze měnit úpravou jejího čela – utvářečem. Tím lze zpozitivnit danou geometrii nástrojových úhlů čela. Nástrojový úhel sklonu hlavního ostří  $\lambda_s$  však nelze utvářečem v tomto případě ovlivnit, jelikož ten je dán řezným profilem a makro-geometrií celého nástroje.



Obr. 4.57 Nástrojová geometrie DP frézy v rovinách  $P_r$ ,  $P_p$  a  $P_f$  se zakótovanými nástrojovými úhly čela bez uvažování prostorového utvářeče.



Obr. 4.58 Nástrojová geometrie DP frézy v rovinách  $P_r$ ,  $P_o$ ,  $P_s$  a  $P_n$  se zakótovanými vybranými úhly a nástrojovými úhly čela bez uvažování prostorového utvářeče.

V příloze 3 je uveden výkres daného nástroje, kde jsou uvedeny proměnlivé úhly hřbetů v normálové rovině ostří  $P_n$  (názvosloví dle [41] je normální rovina ostří) – jmenovitý úhel prvního nástrojového normálového úhlu hřbetu  $\alpha_{n1}$   $10^\circ$  a úhel druhého nástrojového normálového úhlu hřbetu  $\alpha_{n2}$   $17^\circ$  začínající za fazetkou prvního hřbetu ( $b_{a1}$ ) s hodnotou 0,4 mm. Oproti prvímu návrhu výrobcem nástroje byl druhý úhel zvětšen z původní hodnoty  $15^\circ$  a šířka fazetky naopak snížena z hodnoty 0,5 mm, aby se minimalizovalo riziko tření hřbetní plochy o přechodovou a obrobenou plochu součásti.

Po výrobě byla provedena inspekce nástrojů 3D optickým systémem Alicona InfiniteFocusG5. Hodnota průměrné aritmetické úchylnosti **Ra** na samotném ostří byla pro PKD nižší, což je předpokladem pro kvalitně obrobený povrch v příčném směru. Druhým výškovým parametrem vyhodnoceným dle ČSN EN ISO 4287 [78] byla největší výška profilu drsnosti **Rz**. V případě uvažované velikosti zrna 10  $\mu\text{m}$ , tato hodnota potvrzuje princip řezání polykrystalického diamantu laserem, kde jeho paprsek samotná zrna řeže a nevytrhává je, čímž ostří břitu dosahuje předpokladů pro vysokou kvalitu obrobeného povrchu. Tuto skutečnost potvrzuje ukázka břitu obrobeného pomocí laseru a konvenční technologie ve zdroji [53], kde břit ostřený pomocí laseru je bez vyštípaného ostří. Na obr. 4.59 a obr. 4.60 je zeleně zobrazena křivka pro měření **Ra** ostří obou nástrojů.

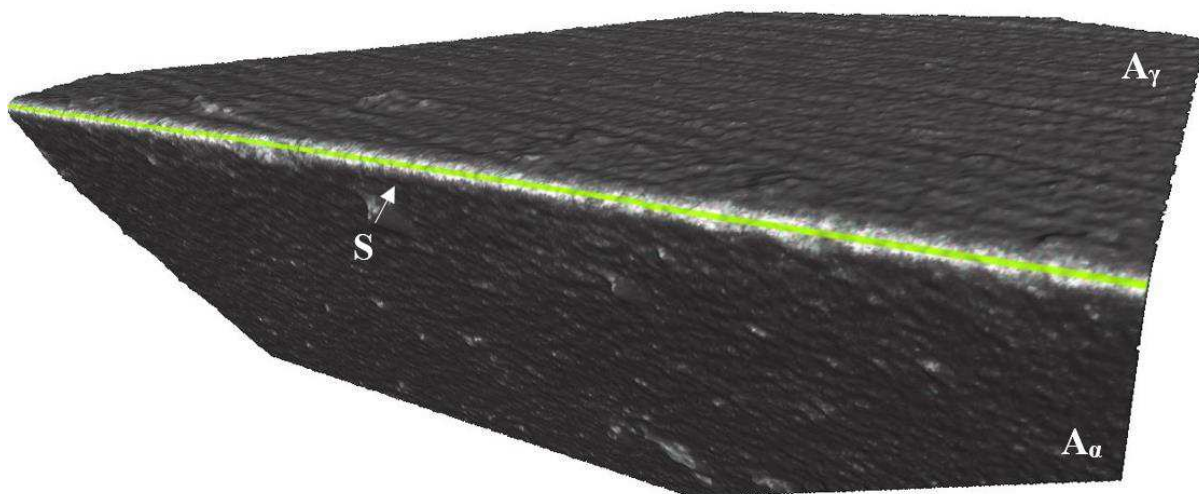
Aritmetický průměr výšky omezené stupnice povrchu utvářeče na čele PKD destičky však byl vyšší než pro *HC* nástroj stejně jako hřbetní plocha – viz tab. 4.4. Tuto hodnotu ovlivňují použité řezné podmínky v případě obrábění laserovým paprskem v podobě rychlosti skenovacích zrcátek, frekvence pulzů, výkonu laseru apod. U broušení hrají roli také použité podmínky stejně jako použitý brusný kotouč. Měření probíhalo v souladu s normou ČSN EN ISO 4288 [79]. Nastavený filtr profilu  $\lambda c$  (cut-off) pro plošné parametry (tab. 4.4) měl hodnotu 800  $\mu\text{m}$ , mimo analýzu čela PKD destičky ( $\lambda c = 250 \mu\text{m}$ ), jelikož hodnota byla v intervalu  $0,02 < \mathbf{Ra} \leq 0,1 \mu\text{m}$ , konkrétně  $0,054 \pm 0,069 \mu\text{m}$ .

Plocha syntetických diamantových produktů je výrobcem nejčastěji lapována nebo i leštěna podle konkrétní aplikace [30, 80]. Neupravený materiál (*as grown*) je také pro určité aplikace k dispozici [30]. Drsnost plochy PKD není uváděna, ale výrobce Element Six uvádí pro CVD polykrystalický diamant leštěnou plochu s hodnotou **Ra** < 100 nm a plochu lapovanou s hodnotou **Ra** < 400 nm [30]. CERATON CVD diamant od Ceratonie podle konkrétní sorty dosahuje na leštěné řezné ploše hodnoty **Ra** 10 až 60 nm a na pájené lapované ploše 80-190 nm [80]. Podle změřené hodnoty na čele destičky ( $54 \pm 69 \text{ nm}$ ) lze zjistit, že i plocha PKD destičky byla leštěna.

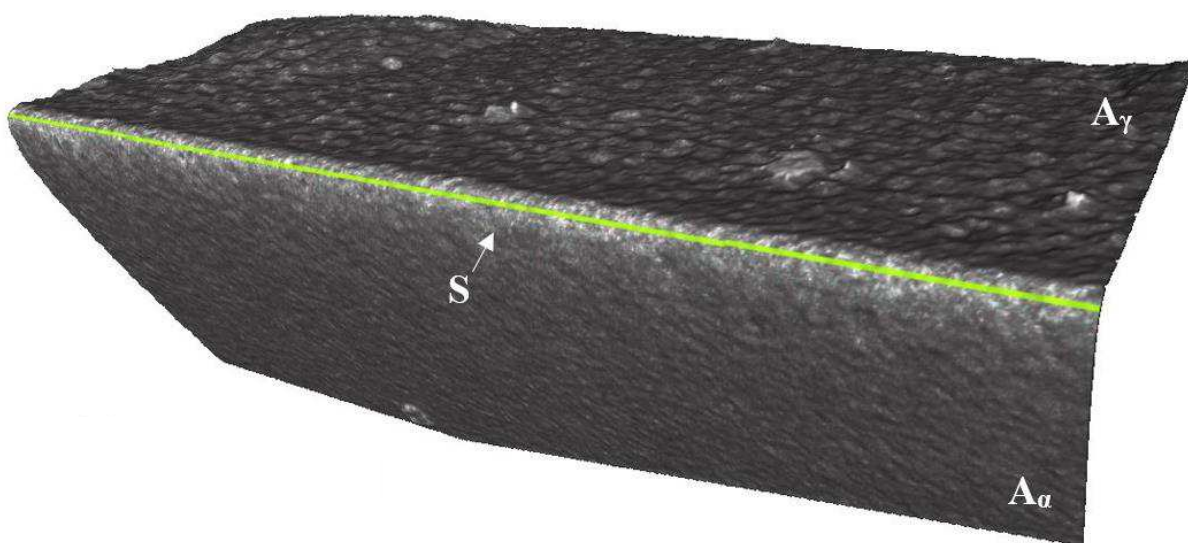
Tab. 4.4 Parametry břitu obou nástrojů měřených pomocí 3D optického systému Alicona InfiniteFocusG5.

Veličina	Jednotka	DP nástroj	HC nástroj
<b>Ra</b> na hlavním ostří destičky	[ $\mu\text{m}$ ]	0,272	0,405
<b>Rz</b> na hlavním ostří destičky	[ $\mu\text{m}$ ]	1,477	2,163
<b>Sa</b> na 1. hřbetu destičky – <b>A<sub>a1</sub></b>	[ $\mu\text{m}$ ]	0,235 $\pm$ 0,301	0,186 $\pm$ 0,234
<b>Sa</b> v utvářeči PKD destičky – <b>A<sub>γ2</sub></b>	[ $\mu\text{m}$ ]	0,495 $\pm$ 0,628	-
<b>Sa</b> na čele destičky – <b>A<sub>γ1</sub></b>	[ $\mu\text{m}$ ]	0,054 $\pm$ 0,069	0,381 $\pm$ 0,469

V modulu EdgeMasterModule byla změřena základní geometrie nástrojů spolu s poloměrem zaoblení ostří (**r<sub>n</sub>**) (dle ČSN EN ISO 3002/1). Vzhledem k proměnné nástrojové geometrii frézy, měření probíhalo ve dvou místech na břitu – viz schematický obr. 4.61 a k tomu korespondující tab. 4.5 a tab. 4.6 s hodnotami. Poloměr zaoblení ostří byl pro obě frézy srovnatelný.



Obr. 4.59 Břit HC nástroje s vyznačenou křivkou pro měření  $R_a$  ostří (zeleně), zvětšení objektivu 20 $\times$ .



Obr. 4.60 Břit DP nástroje s vyznačenou křivkou pro měření  $R_a$  ostří (zeleně), zvětšení objektivu 20 $\times$ .

Geometrie nástroje definovaná změřeným nástrojovým normálovým úhlem břitu ( $\beta_n$ ) je pro DP nástroj v obou místech srovnatelný. Daný úhel byl měřen mezi první hřbetní plochou  $A_{\alpha 1}$  a plochou utvářeče –  $A_{\gamma 2}$  (mezi jednotlivými výstupky, které měření neovlivnily). Jak lze vidět na obr. 4.58, tak nástrojový normálový úhel prvního čela  $\gamma_{n1}$  má v horním měřeném místě hodnotu 8,6° bez zahrnutí plochy utvářeče. Samotná plocha utvářeče za jmenovitou fazetkou 0,02 mm dosahovala normálového úhlu vůči rovinné ploše destičky 10°. Tím je normálový úhel druhého čela  $\gamma_{n2}$  včetně utvářeče 18,6°. Vzhledem k změřenému úhlu břitu dosahuje normálový úhel prvního hřbetu minimální hodnoty, což se ukázalo problematické při dalším pokračování experimentu. Dle 3D modelu nabývá normálový úhel břitu v této oblasti hodnoty  $\approx 60,2^\circ$  včetně utvářeče. Pro spodní oblast poté  $\approx 64,9^\circ$ .

Tyto nekorespondující hodnoty nástrojové geometrie, mohly být ovlivněny předchozími operacemi ve výrobě daného nástroje – zejména přesností usazení destičky do sedla pro pájení v peci. Důkazem je obr. 4.62, na kterém lze vidět obrobená plocha tělesa nástroje, která je narušená laserem při ostření destičky. Při definovaných nástrojových úhlech hřbetů a dle 3D modelu nebylo možné dosáhnout tohoto stavu – mezi laserovým paprskem ve směru druhého hřbetu a tělem nástroje byla vytvořena mezera, která tomuto zamezovala, stejně jako minimalizovala tření těla o obrobený povrch.

Samotné hodnoty úhlu hřbetu ( $\alpha$ ) a čela ( $\gamma$ ) z měřicího protokolu nebylo možné uvažovat, jelikož záviselo na natočení frézy při měření – nebylo možné zreferovat nástroj pro správné měření těchto úhlů. Vzhledem k tomu byl uvažován pouze úhel  $\beta$  jako nástrojový normálový úhel břitu ( $\beta_n$ ).

Tab. 4.5 Parametry břitu obou nástrojů měřených na začátku (kvadrantu) přechodového rádiusu R6 pomocí 3D optického systému Alicona InfiniteFocusG5.

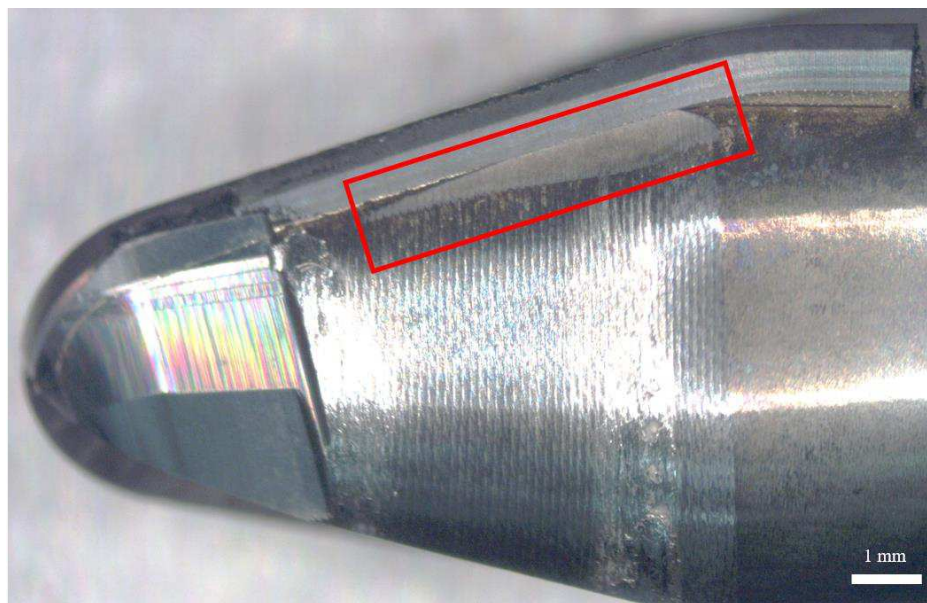
Veličina		DP nástroj	HC nástroj
<b>Poloměr zaoblení ostří (<math>r_n</math>)</b>	[ $\mu\text{m}$ ]	12,577 $\pm$ 0,439	11,310 $\pm$ 0,143
<b>Normálový nástrojový úhel břitu (<math>\beta_n</math>)</b>	[ $^\circ$ ]	70,737 $\pm$ 0,309	76,808 $\pm$ 0,053

Tab. 4.6 Parametry břitu obou nástrojů měřených na konci (kvadrantu) rádiusu R3 u čela nástroj pomocí 3D optického systému Alicona InfiniteFocusG5.

Veličina		DP nástroj	HC nástroj
<b>Poloměr zaoblení ostří (<math>r_n</math>)</b>	[ $\mu\text{m}$ ]	12,596 $\pm$ 2,314	12,615 $\pm$ 1,303
<b>Normálový nástrojový úhel břitu (<math>\beta_n</math>)</b>	[ $^\circ$ ]	69,125 $\pm$ 0,541	71,481 $\pm$ 0,571

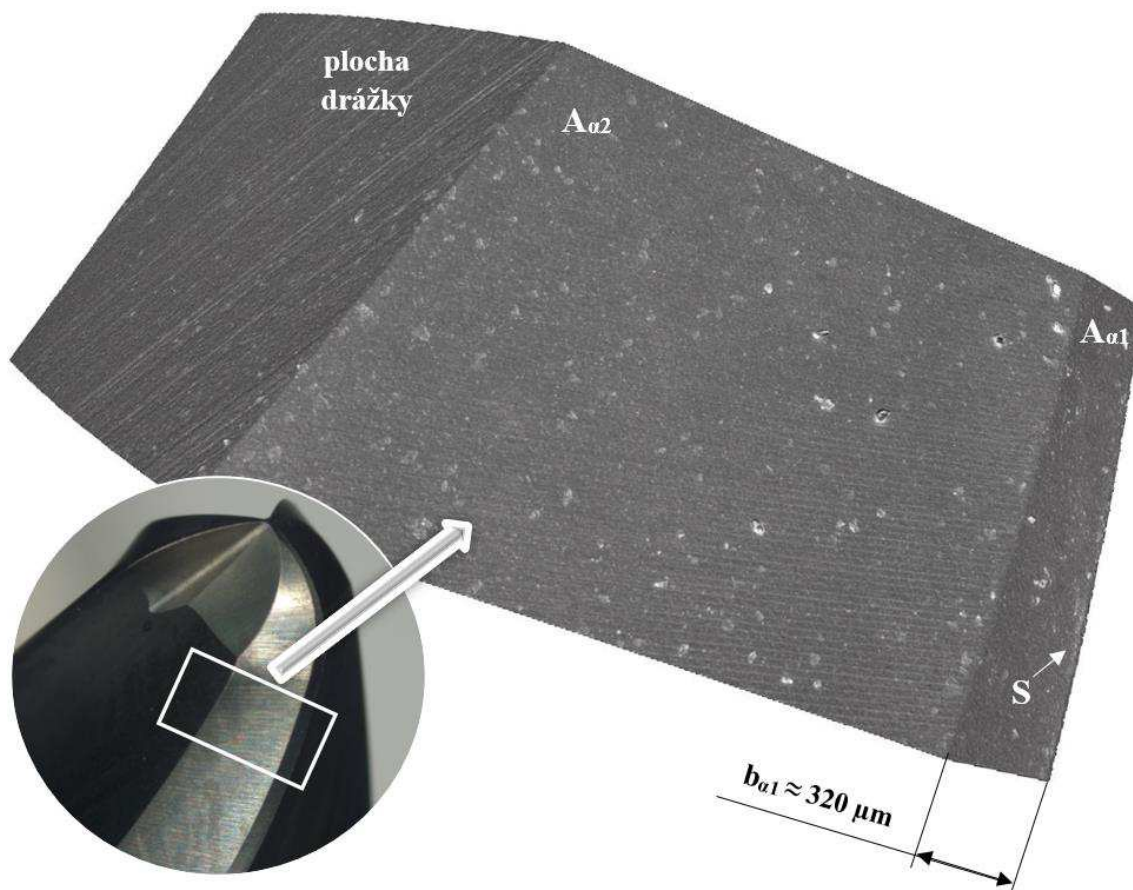


Obr. 4.61 Schematické znázornění měřených pozic na soudečkovém nástroji.



Obr. 4.62 Část tělesa *DP* frézy obrobena laserovým paprskem při ostření destičky.

Hřbetní plochy digitalizovaného *HC* nástroje, získané reverzní metodou, jsou zobrazeny na obr. 4.63. Lze vidět, že i hřbetní plocha tohoto monolitického nástroje je složena ze dvou hřbetů, z nichž šířka fazetky na prvním hlavním hřbetu  $b_{\alpha 1}$  definovaná v rovině  $P_n$  od ostří měla hodnotu  $320 \mu\text{m}$ .



Obr. 4.63 Hřbetní plocha *HC* nástroje.

Pro zjištění předpokládaného průběhu záběhového opotřebení je vhodné analyzovat *Abbott Firestoneovu křivku*, definovanou v normě ČSN EN ISO 4287 [78], jelikož souvisí se skutečnou plochou kontaktu mezi měřeným a doléhajícím povrchem. Tato norma se zabývá profilovou metodou. Ekvivalentem názvu této křivky je také *křivka materiálového poměru profilu* nebo *nosná křivka*, jelikož představuje materiálový poměr profilu v závislosti na výšce úrovně [78]. Může být interpretována jako procentuální množství materiálu přítomného ve vybraných výškách profilu povrchu, který slouží k přenášení vnějšího zatížení působícího na kontakt. Parametry popisující danou křivku slouží jako pomocný prostředek napomáhající k posouzení provozního chování mechanicky velmi namáhaných kontaktních povrchů [81]. Bližší určování parametrů křivky (dle [81] zmiňované pouze jako Abbottovy křivky) včetně výpočtu náhradní přímky určuje norma ČSN EN ISO 13565-2 [81]. Poloha náhradní přímky se zjišťuje pomocí sečny křivky mající délku 40 % materiálového poměru, která má od polohy  $M_r = 0$  % nejmenší sklon (gradient). Náhradní přímka je následně vypočítaná pro zjištěnou střední oblast pomocí metody nejmenších čtverců [81].

Norma ČSN EN ISO 25178-2 [82] zabývající se parametry textury povrchu formou ploch uvádí ekvivalent *Abbott Firestoneovy křivky* s názvem *poměr funkce plochy materiálu omezené stupnicí povrchu*, což je funkce, která vyjadřuje poměr funkce plochy materiálu omezené stupnicí povrchu formou funkce výšky [82]. Ekvivalentní přímka (v případě profilové metody nazývaná jako náhradní přímka [81]) je určována stejně jako u profilové metody na základě nejmenšího gradientu a 40 % hodnot [82].

Terminologie parametrů povrchu je uvedena dle ČSN EN ISO 25178-2 [82]. Ta byla však některými autory (také ve spolupráci s Českým metrologickým institutem [83]) navrhovaná na novelizaci, za cílem rozšíření do praxe v podobě zjednodušení názvosloví jednotlivých parametrů, které jsou analogií názvů profilových parametrů definovaných v ČSN EN ISO 4287 [84].

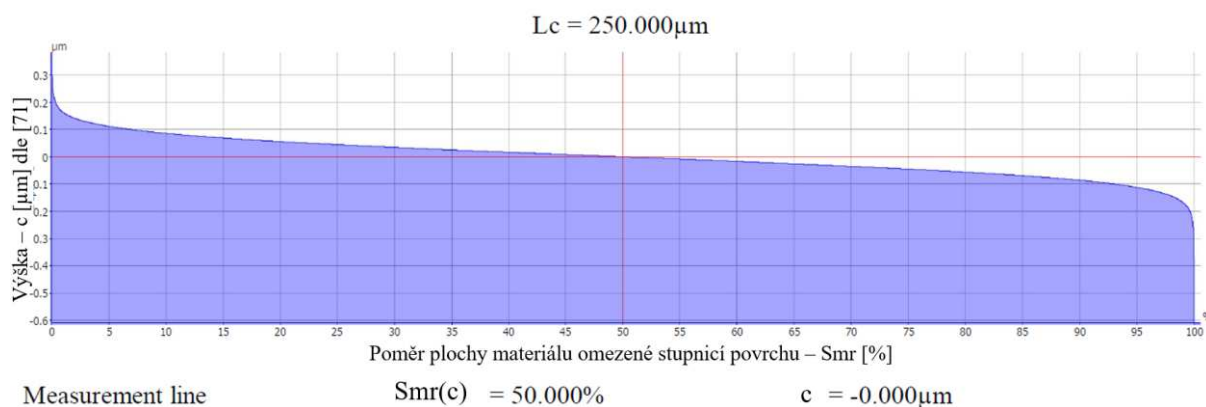
*Abbott Firestoneova křivka* (obr. 4.64) představující leštěné čelo PKD destičky obsahuje minimum piků a spíše prohlubně větších rozměrů, což je dáno technologií dokončovací operace – leštění. Svislá stupnice  $c$  respektuje změřené plošné parametry tohoto povrchu s hodnotami  $S_p = 0,380$   $\mu\text{m}$  (maximální výška piku omezené stupnice povrchu),  $S_v = 0,609$   $\mu\text{m}$  (maximální hloubka prohlubně omezené stupnice povrchu) a  $S_z = 0,990$   $\mu\text{m}$  (maximální výška omezené stupnice povrchu). To lze vidět také z pseudomapy leštěného povrchu na obr. 4.67. Redukované parametry pro danou křivku z tab. 4.7 však ukazují naprosto rovnoměrné rozložení celého profilu do formy piků a údolí. Výška jádra je ze všech měření nejnižší.

Čelní plocha břitu *HC* nástroje má redukované rozměry i výšku jádra nižší než utvářeč na čele PKD destičky. Nižší hodnotu  $S_k$  lze shledat výhodnější pro tlakově a teplotně namáhané plochy, mezi které čelo destičky, po němž odchází tříska z řezného procesu, patří. Hodnota  $S_{pk}$  je vyšší než hodnota  $S_{vk}$ , což je pro řezný nástroj nevhodné uspořádání. Mnoho ostrých a vysokých výstupků se tlakem rychle opotřebí, a navíc mohou bránit odcházející tříске. Naopak údolí jsou vhodná při obrábění za použití procesní kapaliny, kde slouží jako rezervoáry. Z toho hlediska je vhodný poměr mezi redukovanou hloubkou údolí

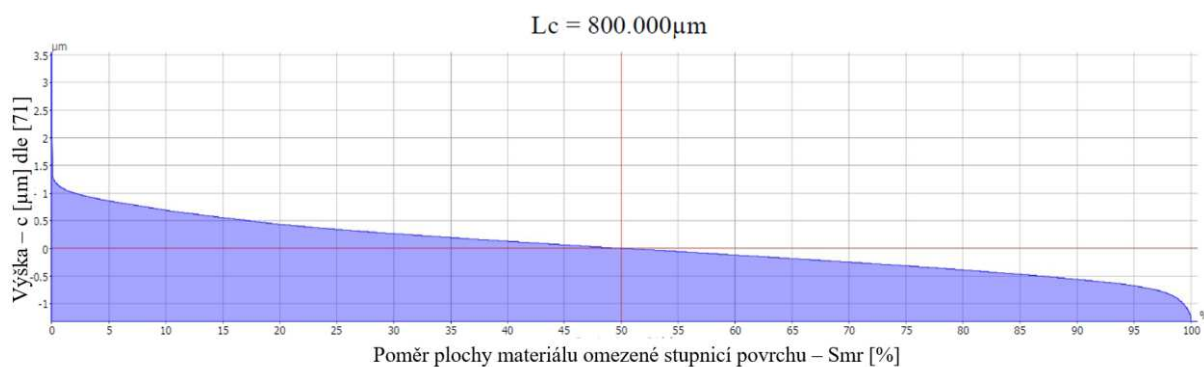
a korespondující hodnotou **Smr2** žádaný. V tomto případě lze sledovat pro tento účel jako vhodnější vylaserovaný utvářeč (obr. 4.66). V údolí se však nemohou vyskytovat hluboké rýhy, které by byly iniciátorem případných trhlin. I toto utvářeč splňuje, jelikož má vyrovnané zastoupení parametrů **Sp** (2,372  $\mu\text{m}$ ) a **Sv** (2,127  $\mu\text{m}$ ).

Z hlediska drsnosti povrchu má leštěné čelo PKD destičky nejnižší hodnotu **Sa** – viz tab. 4.4. To však neznamená, že tříška bude odcházet z řezného procesu nejjednodušeji. Při obrábění za mokra nemá dostatek rezervoáru a při obrábění za sucha závisí na obráběném materiálu, aby nedocházelo k adhezi na vyleštěném čele destičky, a tak k ulpívání třísky až k tvoření nárůstku vlivem velké styčné plochy mezi třískou a nástrojem – adhezní opotřebení. Pro změnu tribologických charakteristik se někdy používá řízená struktura povrchu, kterou nelze vyrobit konvenční metodou, ale pouze laserovou technologií, jelikož jde o struktury s rozměry v řádech jednotek mikrometrů [46]. Takto upravený povrch prokázal přínos v lepším utváření třísky na rozhraní tříška/nástroj, delší životnosti bříty a snížení velikosti sil vyskytujících se mezi nástrojem a obrobkem v porovnání se standardní VBD uvedenou ve zdroji [46]. Jedná se v podstatě o úpravu čela pro snadnější odvod třísek z hlediska tření, jelikož třísky odchází po optimalizovaných mikro-výstupcích na texturovaném povrchu. Tento princip byl aplikován i pro design utvářečů v kapitole 4.1.2 ve formě kapek a údolí. Řízeným vytvářením definovaných mikrostruktur pro zlepšení funkčních vlastností dílců lze optimalizovat i zadržování a přilnutí kapalin [46], což bylo také cílem utvářeče č. 4, avšak ve větším měřítku. Poměr materiálu piků a údolí a jejich redukovaných výšek v případě analyzovaného utvářeče je naprosto rovnoměrný a žádaný – viz tab. 4.7, obr. 4.68 a obr. 4.69. Na obrázcích lze také vidět rovnoměrnost těchto vyskytujících se výstupků a údolí na rozdíl od broušeného čela SK nástroje (obr. 4.70), kde jsou charakteristické rýhy po brusném kotouči ve větším měřítku dále do sebe. Pik [82] na *Abbott Firestoneově* křivce broušeného čela (obr. 4.65) je způsoben nejpravděpodobněji polétavou prachovou částicí PM2,5, jelikož tyto rozměry korespondují a samotné měření probíhá v otevřeném prostoru. Tato nečistota měla tedy vliv i na zmíněnou vyšší hodnotu **Spk** = 0,428  $\mu\text{m}$ .

Hřbetní plocha *DP* nástroje dosahuje vyšších hodnot výškových parametrů než *HC* nástroj.

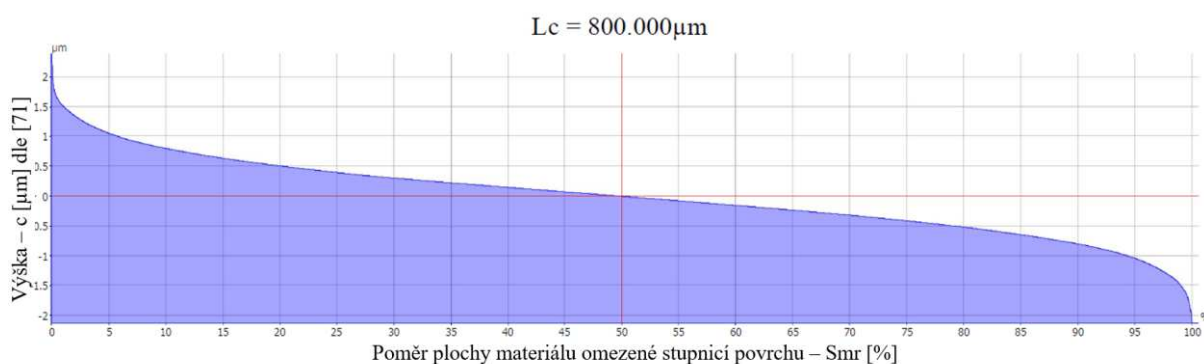


Obr. 4.64 *Abbott Firestoneova* křivka leštěné čelní plochy PKD destičky.



Measurement line  $\text{Smr}(c) = 50.000\%$   $c = 0.002\mu\text{m}$

Obr. 4.65 Abbott Firestoneova křivka broušené čelní plochy bříty HC nástroje.

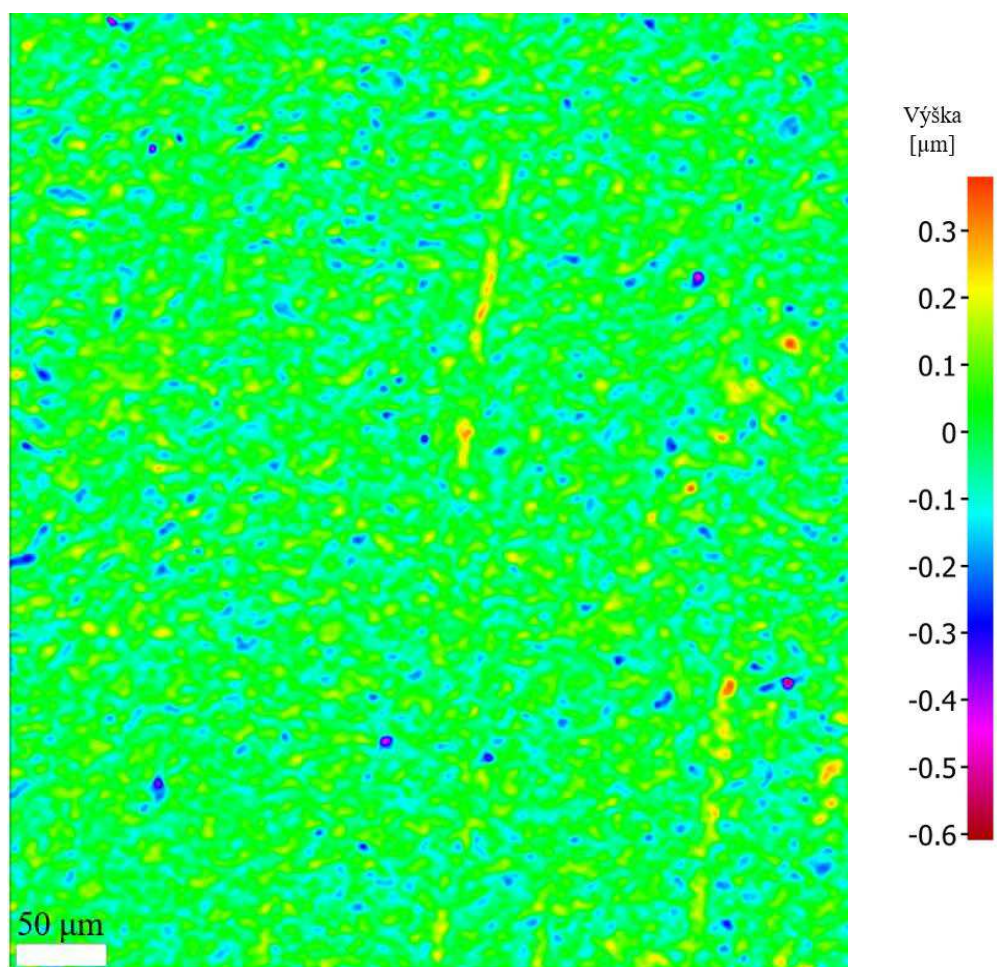


Measurement line  $\text{Smr}(c) = 50.000\%$   $c = -0.005\mu\text{m}$

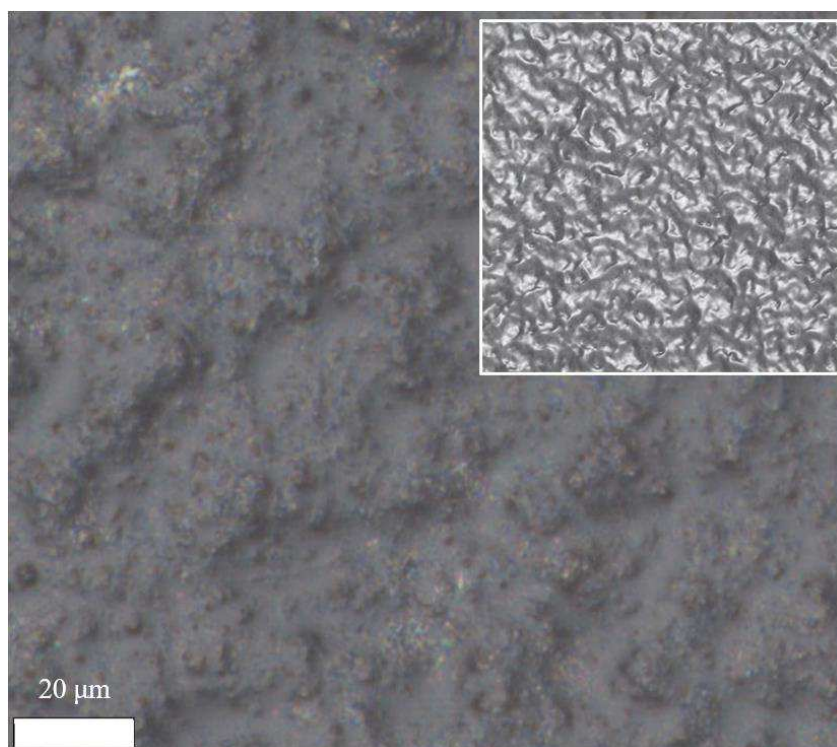
Obr. 4.66 Abbott Firestoneova křivka plochy laserovaného utvářeče na čele PKD destičky.

Tab. 4.7 Funkční parametry bříty obou nástrojů měřených pomocí 3D optického systému Alicona InfiniteFocusG5.

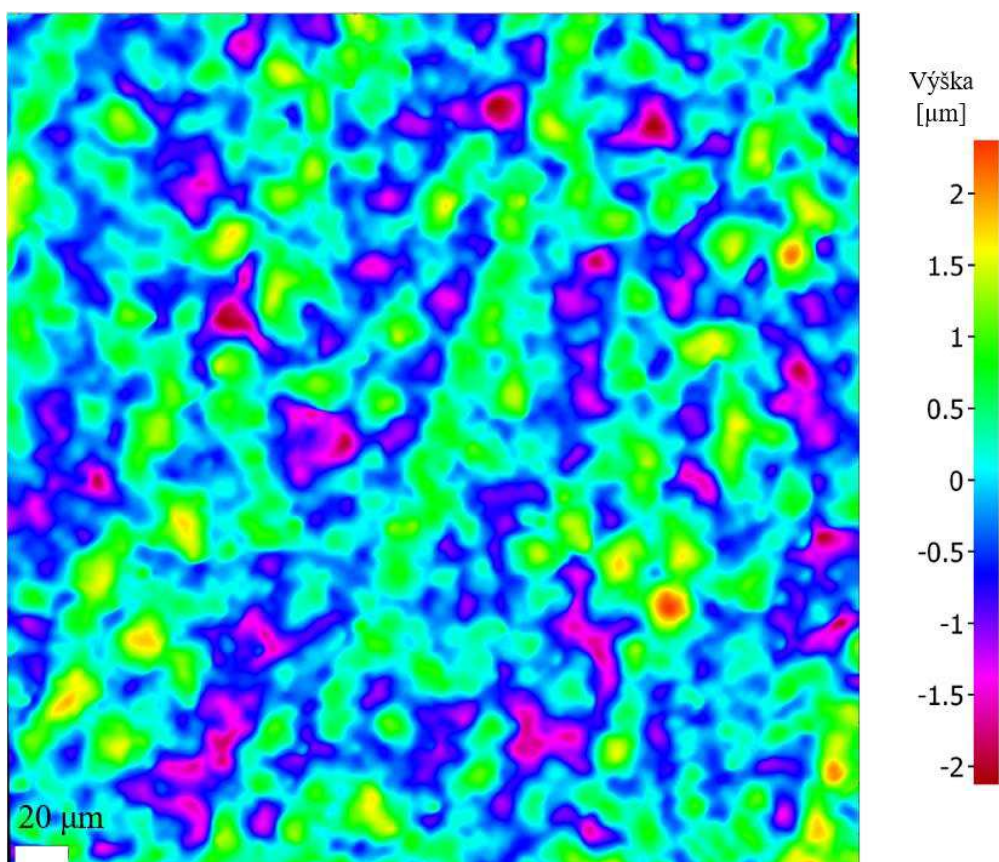
Nástroj	Veličina	Jednotka	Čelo destičky		Hřbet destičky		
			DP	HC	DP	HC	
<i>Prvek na nástroji</i>			Utvářeč	Čelo			
<b>Výška jádra</b>	Sk	$[\mu\text{m}]$	1,552	0,174	1,282	0,743	0,607
<b>Redukovaná výška piku</b>	Spk	$[\mu\text{m}]$	0,655	0,070	0,428	0,356	0,229
<b>Redukovaná hloubka údolí</b>	Svk	$[\mu\text{m}]$	0,629	0,073	0,307	0,336	0,225
<b>Poměr materiálu – piky</b>	Smr1	$[\%]$	10,81	9,77	11,52	7,32	10
<b>Poměr materiálu – údolí</b>	Smr2	$[\%]$	89,43	90,23	93,51	88,68	91,04



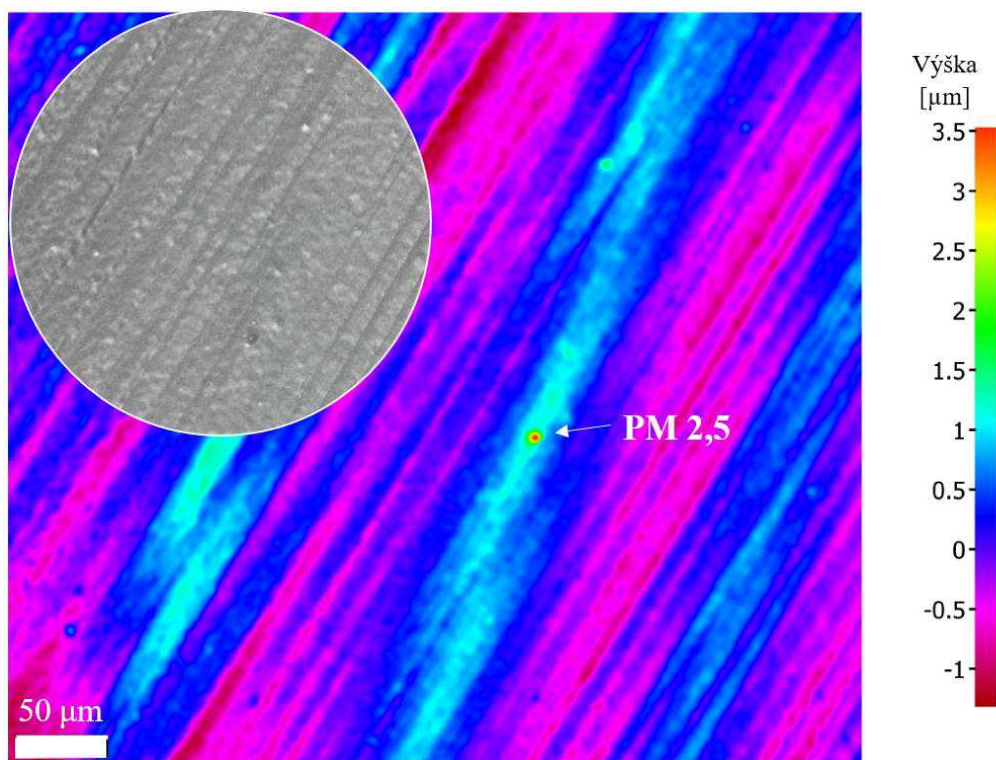
Obr. 4.67 Pseudomapa oblasti leštěného čela PKD destičky zahrnuté pro plošnou analýzu.



Obr. 4.68 Topografie laserovaného utvářeče PKD destičky.

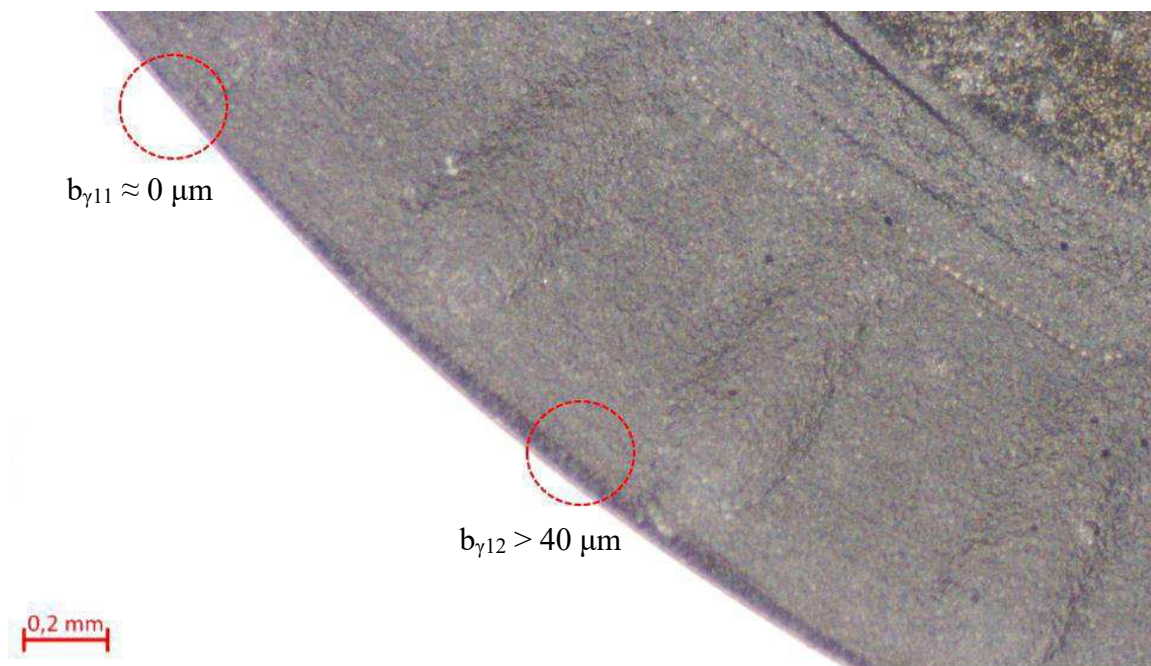


Obr. 4.69 Pseudomapa oblasti laserovaného utvářeče PKD destičky zahrnuté pro plošnou analýzu.



Obr. 4.70 Pseudomapa spolu s digitalizovaným povrchem broušeného čela HC nástroje zahrnuté pro plošnou analýzu.

Měřením byla také analyzována šířka první fazetky na hlavním čele PKD destičky ( $b_{\gamma 1}$ ), která měla modelovou jmenovitou hodnotu 20  $\mu\text{m}$ . U vyrobeného nástroje se však velmi lišila v rámci polohy ostří. Na některých místech dosahovala téměř nulové hodnoty, a naopak v některých místech překračovala hodnotu 40  $\mu\text{m}$  – viz obr. 4.71.

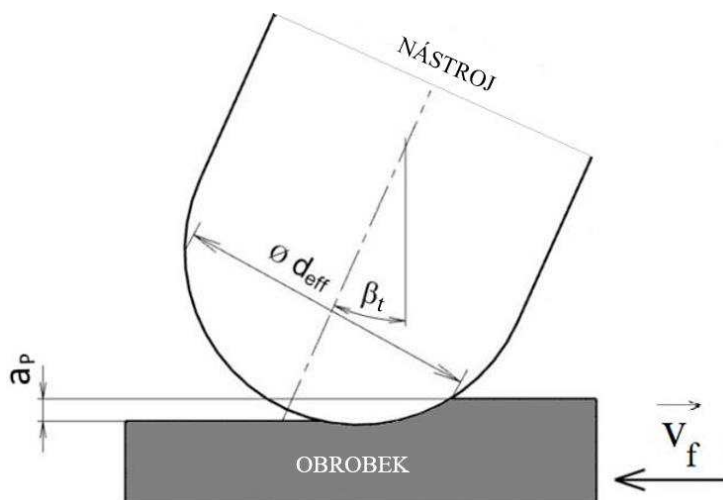


Obr. 4.71 Rozdílná velikost fazetky na čele PKD destičky.

#### 4.2.2 Pětiosé frézování tyčového polotovaru

Řezná část profilu u špičky nástroje byla zakončena rádiusem R3, který umožňoval současně použít tyto frézy jako kulové – viz obr. 4.52. Z uvedeného důvodu byla využita i daná řezná část pro experiment, který zkoumal vliv řezných podmínek a náklonu frézy na integritu obrobeného povrchu žíhaného tyčového polotovaru válcovaného za tepla z materiálu Ti-6Al-4V (ASTM B348 – viz příloha 1) při 5osém frézování.

Při konvenčním 3D frézování je orientace osy nástroje neměnná a totožná se souřadnou osou pracovního prostoru stroje  $Z$  – tj. vektor osy nástroje svírá s rovinou stolu frézky stále úhel 90°. Interpolace při frézování tvarových součástí se provádí pouze pomocí tří lineárních pohybů, což značně zjednodušuje způsob programování NC dat [85]. Nulová řezná rychlost v ose nástroje v případě použití kulových fréz však způsobuje nepříznivé záběrové podmínky a celkově ovlivňují řezný proces při dokončování. To způsobuje neodebírání materiálu ve formě třísek (tření a *pěchování* materiálu/třísky), zvýšení řezné teploty a zvýšení tvorby nárůstku, což má za důsledek zhoršení jakosti obrobeného povrchu a snížení trvanlivosti nástroje [86]. Tento negativní efekt lze eliminovat víceosým frézováním, tzv. naklopením nástroje ve směru čtvrté, popř. páté osy stroje – viz obr. 4.72 [85]. To způsobuje zvýšení efektivního řezného průměru nástroje ( $d_{\text{eff}}$ ) při zachování hodnoty  $a_p$ . Optimální naklonění nástroje ve směru posuvu ( $\beta_t$ ) při HSC frézování z hlediska procesní spolehlivosti, opotřebení nástroje, přesnosti a drsnosti obrobené plochy má dle zdroje [85] hodnotu 10° až 20° při sousledném frézování.



Obr. 4.72 Náklon kulové frézy – metoda tzv. vlečení/tažení nástroje – podle [85, 86].

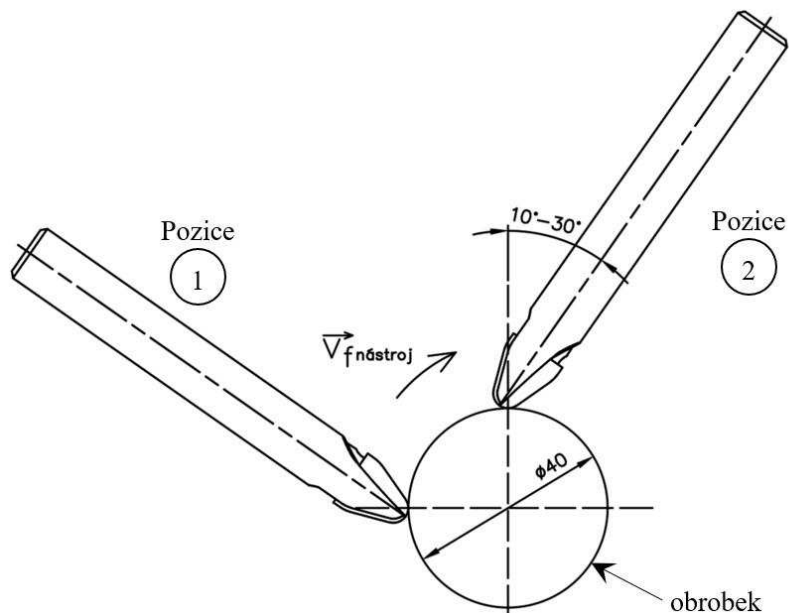
Experiment byl řešen metodou plánovaného experimentu (DoE) [87]. Úplný faktorový experiment využívající všechny možné kombinace jednotlivých faktorů zahrnoval 4 faktory ve dvou úrovních s dvěma centrálními body (dvě opakování), které měly určit, zda dochází k významnému zakřivení. Celkem bylo provedeno 20 kroků experimentu. Tři faktory byly spojitě a 1 nespojitě – nástroj. Odezvou byla hodnota **Ra** obrobeneho povrchu dle normy ČSN EN ISO 4287, což je veličinou spojitou – viz tab. 4.8. Aby se zamezilo proměnlivosti, systematickým vlivům a šumům reálného procesu bylo provedeno znáhodnění jednotlivých kroků experimentu, které byly automaticky vygenerovány v softwaru Minitab. Obrábění bylo prováděno na multifunkčním frézovacím centru Tajmac ZPS MCV 1210 s řídicím systémem Sinumerik, jelikož osa nástroje svírala s normálou válcovaného povrchu stále stejný úhel a trajektorie pohybu nástroje ležela v rovině kolmé k ose obrobku – viz obr. 4.73. Pětiosé programování bylo provedeno v softwaru PowerMILL. Tímto obráběním a tažením nástroje po válcovém povrchu, lze simulovat například obrábění lopatek turbín pro proudnicový profil [88-90].

Tab. 4.8 Zvolené faktory a odezva pro nastavení úplného faktorového experimentu.

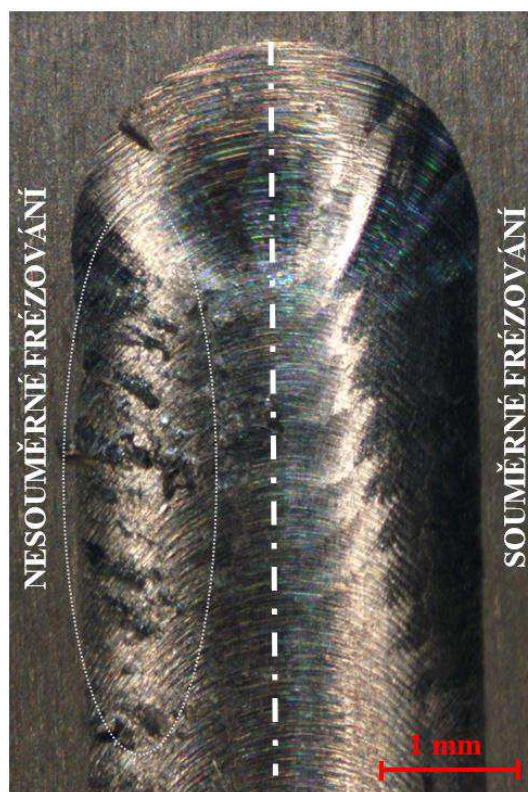
Faktor	Veličina	Jednotky	Dolní úroveň	Horní úroveň	
<b>A</b>	Otáčky vřetene	n	[ $\text{min}^{-1}$ ]	3183	4775
	- odpovídající řezná rychlost na průměru nástroje 6 mm	$v_c$	[ $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ ]	60	90
<b>B</b>	Posuv na zub	$f_z$	[mm]	0,02	0,04
<b>C</b>	Náklon nástroje	$\beta_t$	[°]	10	30
<b>D</b>	Nástroj	–	[–]	DP	HC
<b>Odezva</b>	<b>Ra</b> – průměrná aritmetická úchylna drsnosti				

Uvedený DoE byl analyzován v pravé polovině vyfrézované drážky z pohledu posuvu nástroje ( $V_f$  nástroj), jelikož při analýze drážky byla zjištěna výrazně nižší kvalita obrobeneho povrchu v polovině levé – obr. 4.74. Bylo to dáno smyslem frézování mělké drážky ( $a_p = 0,15$  mm), kdy docházelo současně k souměrnému a nesouměrnému frézování. Z uvedeného důvodu byla

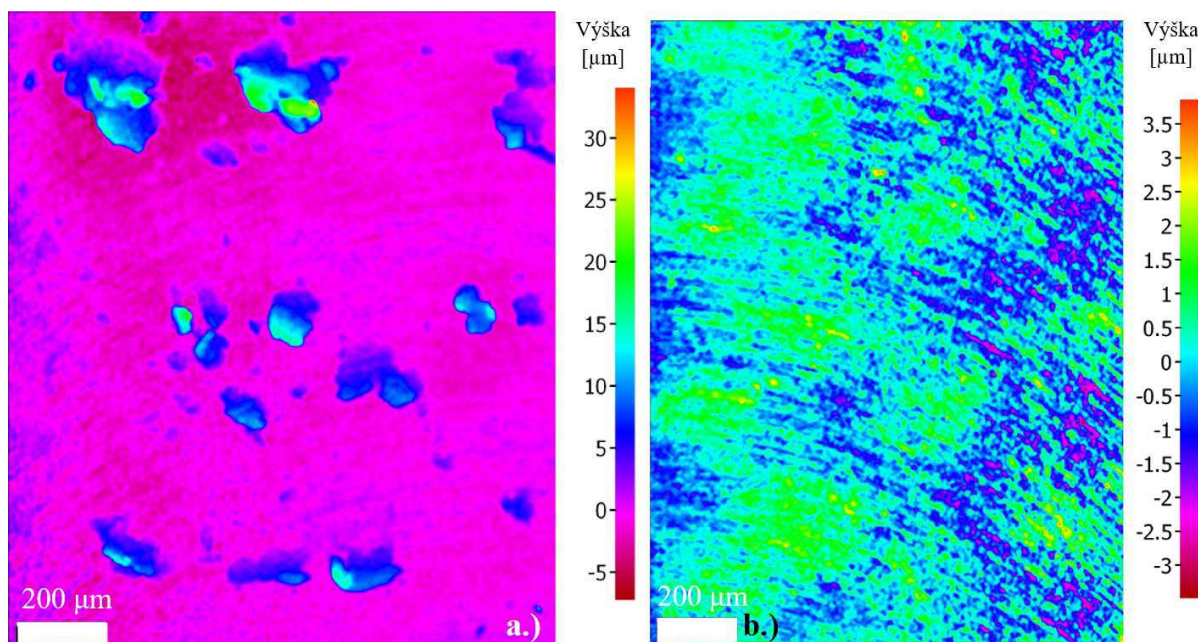
odezva  $R_a$  v tomto plánovaném experimentu hodnocena na straně sousledného frézování, které je doporučováno i pro obrábění lopatek turbín [65], což toto měření ukázalo. Nečistoty na straně nesouměrného frézování jsou detailně zobrazeny formou pseudomapy v části a.) obr. 4.75 v porovnání se souměrným frézováním (b.) v 8. kroku plánovaného experimentu při frézování HC nástrojem. Případ obrobek  $DP$  nástrojem je rozebrán níže.



Obr. 4.73 Schematické znázornění experimentu.

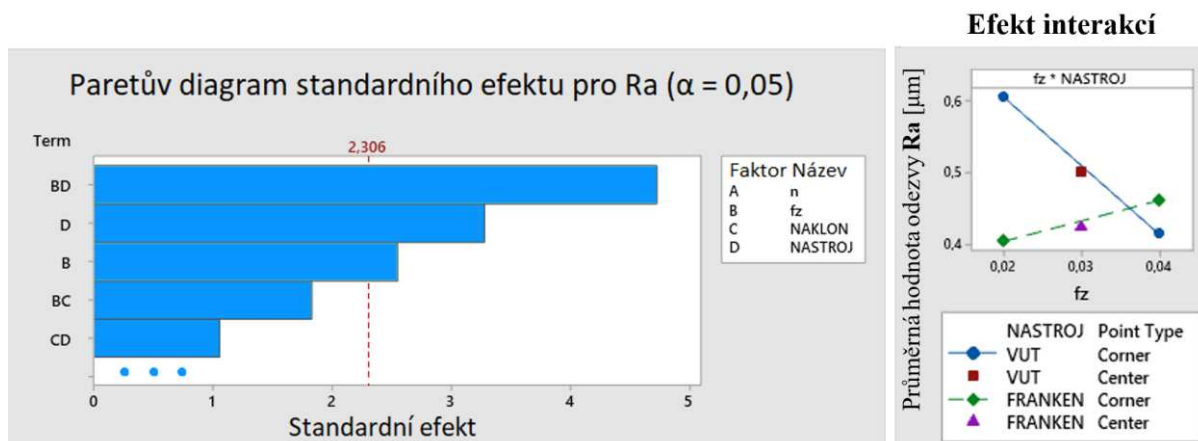


Obr. 4.74 Vyznačené nečistoty na straně nesouměrného frézování. Krok experimentu č. 11:  
 $n = 3979 \text{ min}^{-1}$ ;  $f_z = 0,03 \text{ mm}$ ;  $\beta_t = 20^\circ$ ; nástroj – HC.

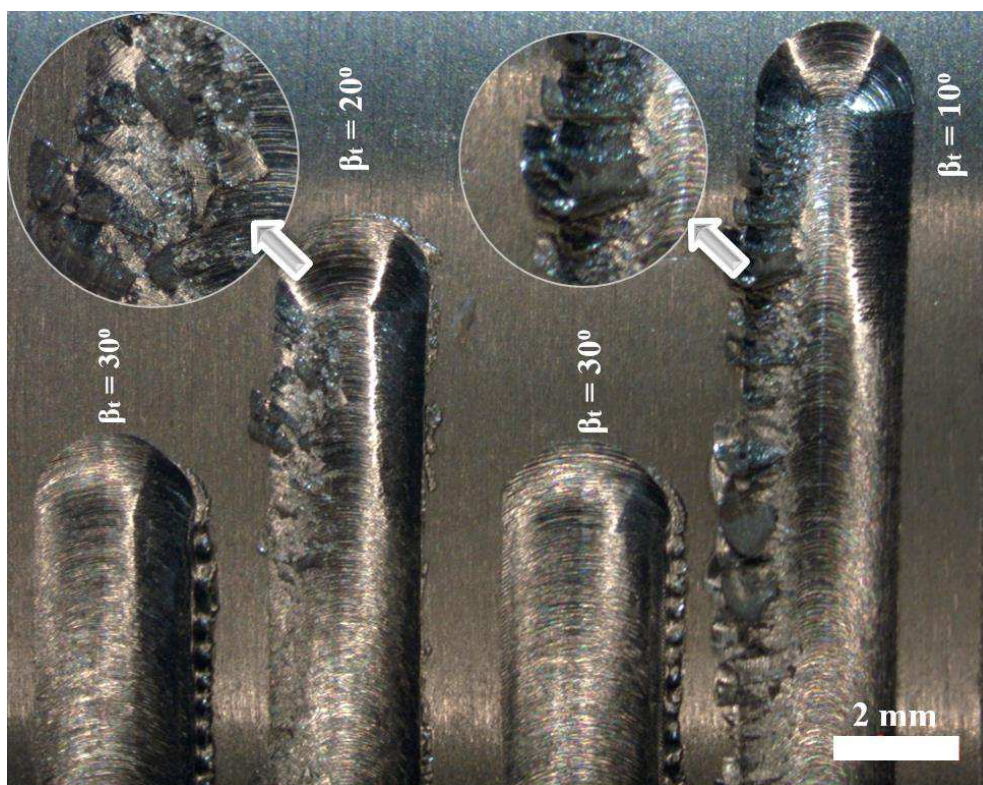


Obr. 4.75 Pseudomapa obrobeneho povrchu v 8. kroku experimentu: a.) nesouměrné frézování; b.) souměrné frézování. Krok experimentu č. 8:  $n = 4775 \text{ min}^{-1}$ ;  $f_z = 0,02 \text{ mm}$ ;  $\beta_t = 30^\circ$ ; nástroj – HC.

První *screeningový* Paretův diagram vykreslený na hladině významnosti  $\alpha = 0,05$  v levé části obr. 4.76 ukazuje jako statisticky významné faktory a jejich interakce  $BD$ ,  $D$  a  $B$  – vypsány v pořadí na základě významnosti. Na první pozici vystupuje faktor *nástroje* v interakci s *posuvem nástroje* a na druhé pozici *nástroj* jako samostatný faktor. Tato situace byla ještě blíže analyzována pomocí grafů s efekty interakcí. Byl zjištěn výrazný nesoulad mezi oběma nástroji, což je detailně ukázáno v pravé části uvedeného obr – při rostoucí hodnotě posuvu na zub se hodnota  $R_a$  pro HC nástroj zvyšovala, zatímco pro DP nástroj naopak výrazně klesala. Z toho důvodu byl následně obrobeneý povrch vzorků a nástroje podrobeny analýze, přičemž bylo zjištěno tření tělesa nástroje s PKD destičkami o obrobeneý povrch (obr. 4.77). Prototypový nástroj nebyl vyroben dle výkresové a modelové dokumentace. Těleso ve spodní části nástroje mělo prakticky shodný průměr, jako řezná část měřeno v boční nástrojové rovině, čímž docházelo k tření této nosné a neaktivní části nástroje (obr. 4.78).



Obr. 4.76 Rozdílné výsledky obou nástrojů.

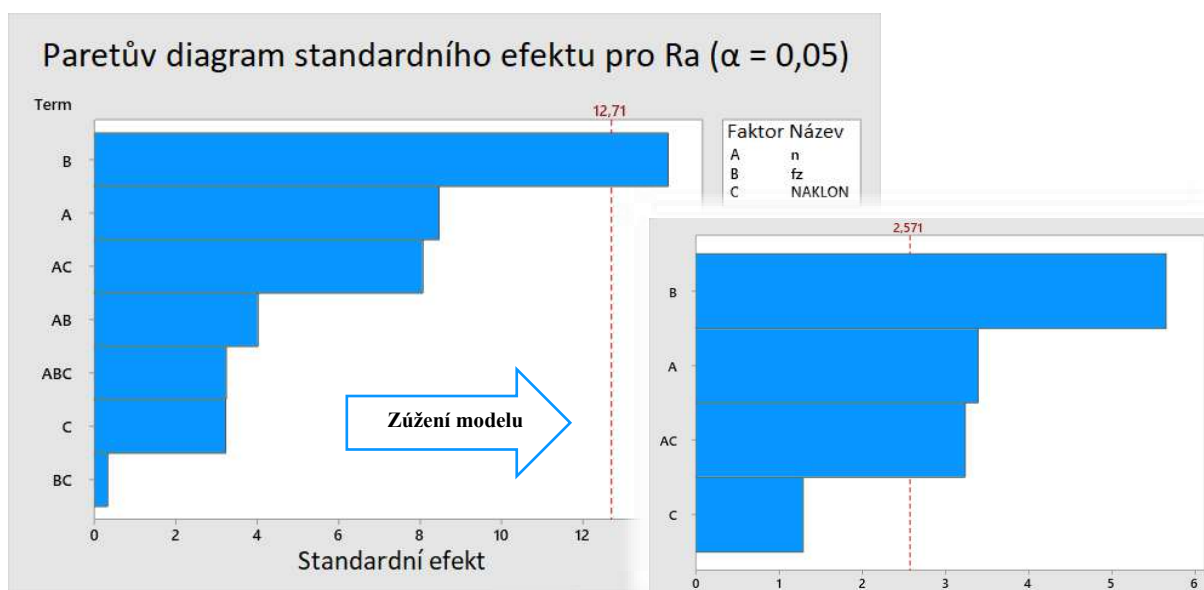


Obr. 4.77 Povrch obroběný DP nástrojem.  
Kroky experimentu zprava: 17; 18; 19; 20.



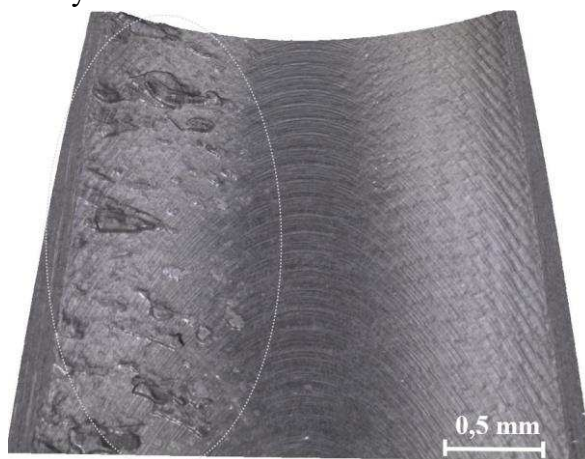
Obr. 4.78 Opatřebovaná část tělesa  
DP nástroje za aktivní částí břitu  
způsobená třením o obroběný povrch.

Tyto výsledky tedy nebylo možné brát za správné. Z toho důvodu se do DoE zahrnuly pouze data *HC* nástroje. První *screeningový* Paretův diagram vykonaný na hladině významnosti  $\alpha = 0,05$  ukazuje jako statisticky významný faktor pouze *posuv na zub*. Po bližším statickém vyhodnocení a postupném zužování modelu byl zjištěn z Paretova diagramu jako statisticky významný faktor posuvu  $f_z$ , otáček  $n$  a dvojitá interakce otáček a náklonu nástroje – viz obr. 4.79. Tato interakce mění podmínky v řezu, protože naklopením nástroje při stejných otáčkách nástroje se mění řezná rychlost ve stejné pozici na obrobku (obr. 4.72). Zakřivení bylo statisticky nevýznamné, čímž bylo chování modelu lineární.



Obr. 4.79 Paretův diagram standardního efektu vyhodnoceného pro nástroj *HC*.

Jak bylo uvedeno, obrobený povrch vykazoval odlišnou kvalitu z hlediska nečistot na povrchu nesouměrného frézování. Vizuálně byla levá polovina drážka obrobená kvalitněji při vyšším naklonění nástroje, což lze vidět na obr. 4.80 ( $\beta_t = 10^\circ$ ), obr. 4.81 ( $\beta_t = 20^\circ$ ) a obr. 4.82 ( $\beta_t = 30^\circ$ ). Z hlediska drsnosti byl však samotný náklon nástroje v hodnoceném sousledném směru statisticky nevýznamný.



Obr. 4.80 Digitalizace obrobeného povrchu s vyznačenými nečistoty na straně nesouměrného frézování při naklonění nástroje vůči obrobku  $10^\circ$ . Krok experimentu č. 16:  $n = 3183 \text{ min}^{-1}$ ;  $f_z = 0,04 \text{ mm}$ ;  $\beta_t = 10^\circ$ ; nástroj – *HC*.

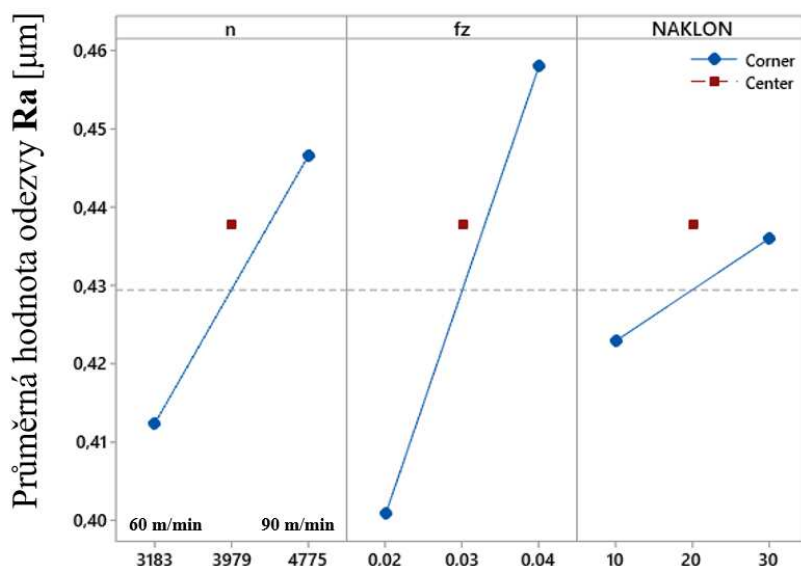


Obr. 4.81 Digitalizace obrobeného povrchu s vyznačenými nečistoty na straně nesouměrného frézování při naklonění nástroje vůči obrobku  $20^\circ$ . Krok experimentu č. 6:  $n = 3979 \text{ min}^{-1}$ ;  $f_z = 0,03 \text{ mm}$ ;  $\beta_t = 20^\circ$ ; nástroj – HC.

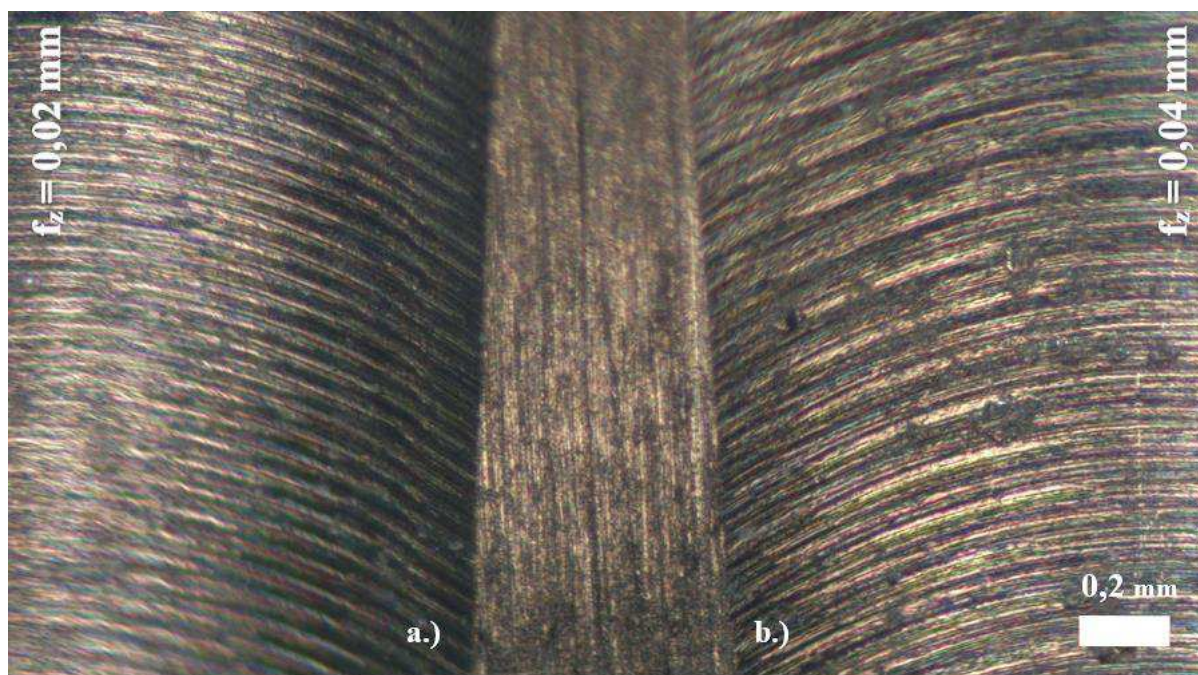


Obr. 4.82 Digitalizace obrobeného povrchu s vyznačenými nečistoty na straně nesouměrného frézování při naklonění nástroje vůči obrobku  $30^\circ$ . Krok experimentu č. 2:  $n = 3183 \text{ min}^{-1}$ ;  $f_z = 0,04 \text{ mm}$ ;  $\beta_t = 30^\circ$ ; nástroj – HC.

Graf hlavních efektů je zobrazen na obr. 4.83. Vlivem interakcí není nejvyšší **Ra** v rohu krychle u faktoru *náklonu*, který však nebyl statisticky významný, čímž bylo zakřivení odezvové plochy statisticky nevýznamné. Obr. 4.84 zobrazuje obrobený povrch HC nástrojem při rozdílných hodnotách posuvech na zub, a to s hodnotami 0,02 mm a 0,04 mm.



Obr. 4.83 Grafické znázornění efektů tří faktorů na odezvu **Ra**.



Obr. 4.84 Obrobený povrch *HC* nástrojem při rozdílných hodnotách posuvu na zub.  
a.) krok experimentu č. 3:  $n = 3183 \text{ min}^{-1}$ ;  $f_z = 0,02 \text{ mm}$ ;  $\beta_t = 30^\circ$ ; nástroj – *HC*.  
b.) krok experimentu č. 2:  $n = 3183 \text{ min}^{-1}$ ;  $f_z = 0,04 \text{ mm}$ ;  $\beta_t = 30^\circ$ ; nástroj – *HC*.

### 4.2.3 Obrobek vyrobený aditivní technologií – SLM

Cílem průmyslové ekonomiky by mělo být všeobecně minimalizovat pořizovací náklady na dané součásti, které jsou pro titanové materiály vysoké. Řešením je zefektivnění řezného procesu, ale také snížení *buy-to-fly ratio*, což je termín velmi často používaný u aditivních technologií. Právě ty dokáží toto číslo dostávat do řádů jednotek. Hodnota *buy-to-fly* (poměr hmotnosti vstupního materiálu k hmotnosti hotového výrobku) se pro letecké díly z titanu uvádí v rozsahu 12-25:1 u klasické výroby, naproti tomu 3-12:1 pro metodu aditivní výroby, což je ekonomicky efektivní vzhledem k minimálnímu odpadu [91]. Použitá metoda má také značnou výhodu ve skladování a nepoužitý prášek lze opakovaně využít [91]. Naproti tomu obrovská cena vstupního prášku pro 3D tisk vzhledem k ostatním polotovarům pro výrobu titanové součásti i vstupním nerostům pro výrobu titanu ( $\text{TiO}_2$  nebo  $\text{TiCl}_4$ ) je nevýhodou [92]. Z inovativního důvodu byla aditivní technologie, konkrétně SLM (*selective laser melting*), použita pro výrobu dané vstupní součásti jako obrobku pro tento experiment. Obrábění těchto materiálů vyrobených 3D tiskem představuje nové výzvy, jelikož trvanlivost nástrojů dosahuje nízkých hodnot v porovnání s nástroji při obrábění stejného materiálu, avšak vyrobeného klasickými technologiemi [93]. Materiálem byla stejně jako výše slitina Ti-6Al-4V s chemickým složením dle normy ASTM F2924. Použité zařízení bylo SLM 280 HL s YLR vláknovým laserem [92]. Stavba součásti probíhala v ochranné inertní atmosféře  $\text{N}_2$ . Výkres dané součásti jako obrobku je uveden v příloze 4.

Při SLM metodě se produkuje maximální teplota 2710 K při roztavení kovového prášku [91]. Následná obrovská rychlost chladnutí  $10^4\text{--}10^6 \text{ K/s}$  [91, 92] je předpokladem bezdifúzní

přeměny a tvorby dominantní martenzitické struktury  $\alpha'$  během 3D tisku [91, 92, 94-97]. Studie [95] uvádí rychlost chlazení  $10^5$ – $10^8$  K/s. Při takových rychlostech není možný difuzní proces, tj. transformace na  $\alpha + \beta$  fázi. Hodnota teploty martenzit start (Ms) Ti-6Al-4V se dle literatury liší a je udávána v rozsahu 575–800 °C [91]. To má vliv na výsledné zbytkové napětí součástí po 3D tisku, které se pro metodu SLM [91] udává v rozsahu 100-500 MPa. Část tohoto napětí se uvolní po odřezání vzorku od podložky. Problematické mohou být zejména prostorově tvarové součásti. Vyhnout se je nutné také vysokým součastem, případně následně provést žíhání ke snížení vnitřního pnutí, čímž dojde i ke zlepšení únavových vlastností materiálu [96]. V případě symetrických součástí je problém s tvarovou dilatací menší. Ve studii [96] při použití metody SLM a žíhání ke snížení vnitřního pnutí při teplotě 680 °C po dobu 3 hodin byl pozorován částečný rozpad velmi jemného jehličkovitého martenzitu uvnitř prioritních  $\beta$  zrn na více stabilní  $\alpha + \beta$  fázi.

Dalším zásadním vlivem vedle obrovského gradientu teplot je i teplota přehřevu komory, která je pro metodu SLM většinou pouze přirozeným zahřátím [92]. V případě další technologie 3D tisku – EBM (*electron beam melting*) – je zbytkové napětí velmi malé, jelikož tisková teplota je v rozmezí 600–750 °C [91], 640–700 °C [92]. To má značný vliv i na mikrostrukturu, jelikož při samotném procesu tisku dochází zároveň k tepelnému zpracování žíhání, a to rozkladu  $\alpha'$  martenzitu. V závislosti na konkrétní teplotě přehřevu komory dochází ke kompletní transformaci  $\alpha'$  na strukturu  $\alpha + \beta$  (teplota nad 700 °C) nebo nekompletní transformaci s konečnou strukturou  $\alpha + \beta/\alpha'$  při teplotě pod 600 °C [91]. V poslední fázi 3D tisku při pomalém chlazení na teplotu okolí již nedochází k žádnému transformování fázi [91]. Teplota přehřevu má také značný vliv na velikost  $\alpha$  desek. Při teplotě 600 °C to není znatelné, ale při teplotě 700–800 °C je tento efekt zhrubnutí desek velmi výrazný a s časem se zvětšuje [91]. Žíháním Ti-6Al-4V vždy nemusí dojít ke změně struktury [92] – příkladem je použití metody EBM, u které byla získána jehlicová martenzitická struktura, která zůstala i po žíhání při 600 °C po dobu 4 hodin.

Vzhledem k tomu, že laserové metody aditivní výroby produkují kompletní  $\alpha'$  martenzit, zatímco součásti vyrobené pomocí EBM mají ve většině případech  $\alpha + \beta$  mikrostrukturu, vykazují součásti SLM vyšší pevnost ale horší houževnatost v porovnání s EBM [91]. Nízkou hodnotu lomové houževnatosti a sníženou hodnotou plasticity po SLM, je možné žíháním ke snížení vnitřního pnutí zvýšit a transformovat tak jemný jehličkový  $\alpha'$  martenzit [91, 92, 97]. Tepelné zpracování (TZ) může také znatelně zvýšit únavové vlastnosti dané součásti [91]. Hustota dislokací je po 3D tisku vyšší než po TZ, což zvyšuje pevnost a tvrdost [94, 95]. Žíhání na odstranění vnitřního pnutí se uvádí v rozmezí teplot 480–650 °C [94]. Vzhledem k nízké tepelné vodivosti titanu Ti-6Al-4V může docházet k heterogenitám struktury [92, 94]. Na povrchu se díky vysokému chlazení vytvoří martenzitická metastabilní jehlicová struktura, zatímco uvnitř materiálu lze najít bimodální, rovnovážnou mikrostrukturu díky mnohem nižší rychlosti chlazení.

Vzhledem k uvedeným aspektům SLM metody byla součást po 3D tisku podrobena post-processingu – otryskání a následně žíhána na snížení vnitřního pnutí při teplotě 640 °C (pod teplotou fázové přeměny) po dobu 3 hodin. Chlazení probíhalo v peci. Následně byl vzorek odřezán metodou WEDM od základové podložky.

Provedená metalografická analýza vzorku po 3D tisku na obr. 4.85 vzhledem k samotné technologii potvrdila mikrostrukturu tvořenou výhradně jemným jehlicovitým (acikulárním) martenzitem, čímž docházelo k bezdifúzní martenzitické přeměně fáze  $\beta$  v přesycený tuhý roztok  $\alpha'$ . Teplota stavby byla daná pouze přirozeným zahřátím procesu. Při procesu 3D tisku tedy nebyly zachovány rovnovážné podmínky. Na žíhané struktuře (obr. 4.86) byla analyzována jemná transformovaná fáze  $\beta$  s většími deskami fáze  $\alpha$  [91]. Byly zaznamenány i určitá místa s košíkovou strukturou [94].

Současně byla změřena tvrdost na tvrdoměru Zwick 3212 za pomoci softwaru testXpert Master V9, která je uvedena v rohu příslušných výbrusů. Průběh zkoušky bylo vždy postupné zatížení do plna, 12-15 s dlouhá výdrž s následným odlehčením. Vzhledem k zakalené struktuře před TZ a mírně zvýšené tvrdosti po TZ, by bylo možné považovat dané TZ současně za stárnutí, čímž by se jednalo o vytvrzování, což daná slitina umožňuje, ale většina materiálových listů uvádí stárnutí při nižších teplotách. S největší pravděpodobností došlo k rozpadu martenzitu a precipitaci jemným  $\beta$  částic, které měly větší efekt, což mělo za následek nárůst tvrdosti. Druhou možností je absorpce kyslíku, který způsobí zpevnění, jelikož proces TZ byl prováděn bez ochranné atmosféry a nečistoty snadno reagují při ohřevu za vzniku nežádoucích křehkých fází. Tato teorie je však nepravděpodobná, jelikož povrch vzorku byl odbroušen. Pro porovnání byla analyzována i tvrdost tyče uvedené v příloze 1, která byla také použita pro předchozí experiment a která byla vyrobena klasickou metodou. Změřená tvrdost dosahovala nižší hodnoty a to  $295,7 \pm 4,92$  HV1.

Ve výzkumu [95] bylo prováděno také žíhání ke snížení vnitřního pnutí slitiny Ti64 po 3D tisku metodou SLM při teplotě  $650\text{ }^{\circ}\text{C}$  po dobu 3 hodin v Ar atmosféře a poté chlazení bylo prováděno v peci. Tvrdost po TZ klesla, což nepotvrzuje uvedené výsledky. Mez kluzu při zkoušce tlakem při pokojové teplotě i  $500\text{ }^{\circ}\text{C}$  také klesla. Při pokojové teplotě však vzorek po 3D tisku nedokázal pojmout celé vstupní napětí a předčasně praskl na rozdíl od vzorku po TZ, který prasknul až na konci měření. Při  $500\text{ }^{\circ}\text{C}$  zkouška proběhla celá, ale na vzorku po 3D tisku byly patrné smykové trhliny. Při  $700\text{ }^{\circ}\text{C}$  a  $900\text{ }^{\circ}\text{C}$  již oba vzorky měly prakticky shodné výsledky z důvodu rozkladu martenzitické struktury u vzorku po 3D tisku.

Naopak výzkum [98] uvedené výsledky potvrzuje. Porovnával se také stav po 3D tisku metodou SLM a po žíhání ke snížení vnitřního pnutí při teplotě  $600\text{ }^{\circ}\text{C}$  po dobu 2 h v Ar ochranné atmosféře. TZ součásti snížilo pórovitost, snížilo zbytkové napětí, ale také se zvýšila tvrdost dle Vickerse z  $339,80 \pm 11,7$  HV0,2 na  $404,96 \pm 6,15$  HV0,2. Současně se zvýšily i pevnostní parametry po TZ, což jsou opačné výsledky k [95]. Mez kluzu byla pro [98]  $840 \pm 25$  MPa (3D tisk) resp.  $960 \pm 10$  MPa (TZ), zatímco [95] uvádí  $1365 \pm 13$  MPa (3D tisk) resp.  $1138 \pm 7$  MPa (TZ).

I v případě klasické výroby dochází při stárnutí ( $550\text{ }^{\circ}\text{C}$  po dobu 12 h) k zvýšení tvrdosti oproti kalenému stavu [99]. Je to zapříčiněno rozkladem zbylé  $\beta$  fáze na malé  $\alpha$  fáze a precipitáty, a rozkladem martenzitické struktury  $\alpha'$  na  $\alpha + \beta$ . Stejně tak vzrostly pevnostní parametry po stárnutí při  $650\text{ }^{\circ}\text{C}$  a 24 hodinách oproti kalenému i tvářenému stavu.

Vzorky určené pro  
metalografický rozbor



Obr. 4.85 Mikrostruktura 3D tisku –  
martenzitické jehlicovitá struktura  $\alpha'$ .

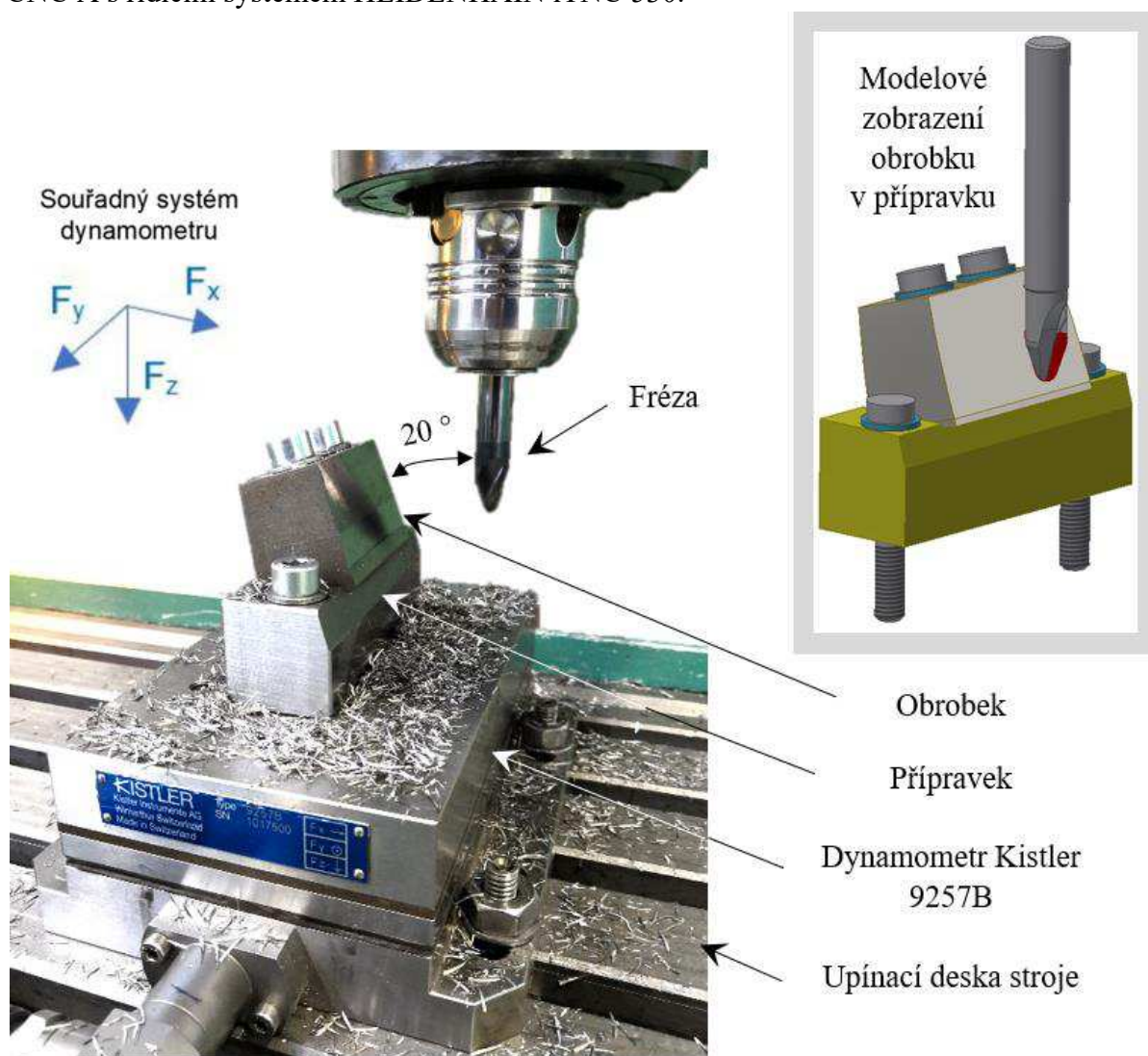
Obr. 4.86 Mikrostruktura po TZ – fáze  
 $\alpha$  a jemná fáze  $\beta$ .

#### 4.2.4 Technologie jemného řádkování

S použitím určitých typů soudečkových fréz souvisí technologie nazývaná *peel milling* (jemné řádkování). Využívá menší radiální hloubku řezu (5–10 % průměru nástroje), naopak velkou hodnotu  $a_p$ , a vysoké řezné rychlosti, čímž lze dosáhnout vysoké výkonnosti obrábění pro těžkoobrobitelné materiály, s čím souvisí strategie vysoce výkonného frézování (HPC – *high performance cutting*) [100, 101] – viz obr. 4.47. Technologie je vhodná pro obrábění těžkoobrobitelných materiálů, kde se v místě řezu vyskytuje vyšší teplota a vzniklé teplo je odváděno po delší části břitu a není koncentrováno v malé oblasti. Tak je odebrána štíhlá tříška s malou hodnotou  $f$  a velkou hodnotou  $a_p$  [34]. Vhodné poté zejména pro materiály obrobků s nízkou tepelnou vodivostí, kde se řadí i titanové slitiny. Snížení složek celkové síly, zejména aktivní síly umožňuje zvýšení posuvu a řezné rychlosti [100]. Výhodou celého procesu je vyšší stabilita, více odebraného materiálu za jednotku času, a také kvalitněji obrobený povrch, díky menšímu radiálnímu zatížení, čímž se eliminují náklady na dokončovací operace. Nižší silové zatížení také prodlužuje trvanlivost nástroje, která je více předvídatelná. Nižším úhlem záběru (úhlem opásání) se cílí na kratší dobu v záběru, což eliminuje jeho přehřívání vlivem krátkého kontaktu s obrobkem, a naopak delší dobou mimo záběr, čímž se zvyšuje čas pro jeho ochlazení [100] – vhodné pro PKD. Nutné je však použít tuhý nástroj s minimálním vyložení, aby se zamezilo průhybu nástroje [102] a vibracím. Jedna z variant *peel millingu* je často používané trochoidní frézování [100], což je považováno za typický příklad dynamického obrábění [101]. Dynamické obrábění je výrazem, který byl poprvé využit společností Seco v polovině 80. let, kdy ještě nebyly CAM softwary a numerické řídicí systémy na takové úrovni, aby umožňovaly skutečné použití dynamického frézování

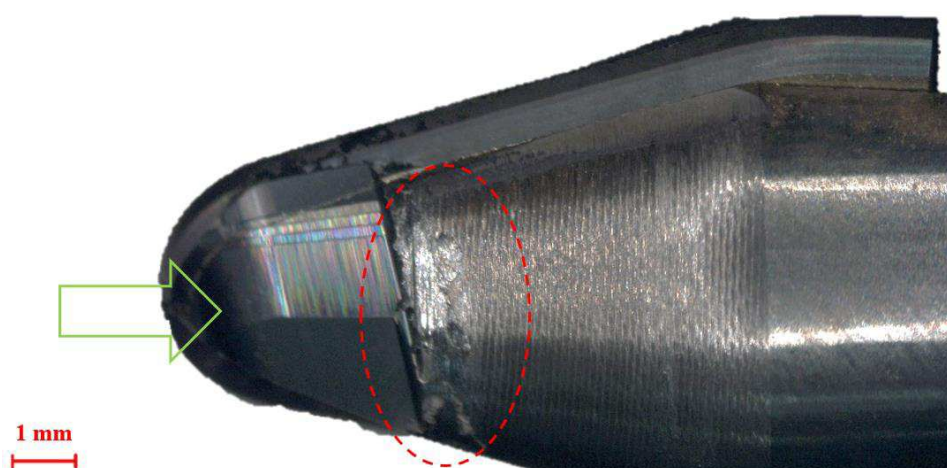
v praxi, s cílem maximální efektivity řezného procesu. Trochoidní frézování bylo původně vyvinuto pro obrábění tvrdých obrobků s tvrdostí nad 45 HRC, u kterých je hlavní zásadou kontrola vzniklého tepla. U bočního frézování lze toto kontrolovat, ale u frézování kapes nebo drážkování plným průměrem nástroje je situace odlišná. Při použití trochoidního obrábění však lze úhel záběru (opásání) kontrolovat díky řízené a upravované radiální hloubce řezu – lze tedy využít strategii malého úhlu záběru [101]. U břitů s nelineárními břitů (např. kulové frézy) je zvláště nutné správně zvolit posuv (pro vhodnou tloušťku třísky) a otáčky podle obráběné kontury (řezného efektivního průměru) [101].

Uvedená technologie *jemného řádkování* byla použita v rámci experimentu, který měl za cíl porovnat oba nástroje na CNC stroji v podobě měření sil (piezoelektrický dynamometr Kistler 9257B) a analýzy obroběného povrchu. Tvar obrobku a samotný soudečkový nástroj byly primárně připraveny pro obrábění na 5osé frézce. Obrábění však probíhalo na frézce 3osé, čímž muselo být přizpůsobeno i upnutí obrobku. Průběh experimentu je zobrazen na obr. 4.87. Obrobek byl upnut na dynamometru pomocí vyrobeného přípravku (příloha č. 5), který umožnil provést měření pouze ve 3 řízených osách na vertikální tříosé konzolové frézce FV 25 CNC A s řídicím systémem HEIDENHAIN iTNC 530.



Obr. 4.87 Schéma experimentu.

Před experimentem došlo k opravě *DP* nástroje u výrobce – odbroušení těla, které v místě špičky nástroje třelo o obrobenou plochu (obr. 4.78) – zeleně vyznačeno na obr. 4.88. Při obrábění však bylo zjištěno opakované tření tělesa *DP* nástroje o obrobenou plochu v dolní části nástroje hned za upravenou oblastí, což je červeně vyznačeno na obr. 4.88 a také na výše uvedeném obr. 4.62, kde tření bylo ve dvou místech tělesa pro druhý zub.



Obr. 4.88 Opakované tření tělesa *DP* nástroje (červeně) způsobené axiálním posunem destičky vůči tělesu. Zeleně vyznačená oblast byla odbroušena výrobcem daného nástroje.

Řezné síly z měření touto frézou byly zatíženy chybou a nebylo je tedy možné brát za směrodatné. V rámci započatého měření byl proveden experiment s *HC* frézou, který byl vliv změny řezné rychlosti na síly během obrábění vzhledem k specifické výrobě obrobku – 3D tisku.

V katalogích daného *HC* nástroje jsou doporučovány odlišné řezné podmínky pro materiál podskupiny S1.2 a S1.3, které představují titanové slitiny s odlišnou mezí pevnosti. Titanová slitina TiAl6V4 je kategorizována do podskupiny S1.2 s udávanou mezí pevností  $R_m \leq 900 \text{ N/mm}^2$ , zatímco skupina S1.3 již s mezí pevností  $R_m \leq 1250 \text{ N/mm}^2$  [76, 77]. V zadní části katalogu [77] je uvedeno mezinárodní srovnání materiálů, kde je pro podskupinu S1.2 (TiAl6V4/Ti Gr.5; T-A6V; TA 28) uváděna hodnota meze pevnosti  $R_m > 890 \text{ N/mm}^2$  a pro podskupinu S1.3  $R_m > 1000 \text{ N/mm}^2$ . Vzhledem k tomu, že vzorek nebyl vyroben klasickou výrobní metodou, ale pomocí aditivní výroby technologií SLM, lze předpokládat vyšší pevnost daného materiálu než obvykle – viz výše v kap 4.2.3. Norma ČSN EN ISO 18265:2014 *Kovové materiály – Převod hodnot tvrdosti* [103] (nahrazuje ČSN EN ISO 18265:2004) neuvádí orientační převody pevnostních parametrů pro titanové materiály ani tento materiál nezmiňuje. Z dostupných tabulek uvedených v přílohách dané normy pro nelegované oceli, nízkolegované oceli a litinu a také ocelí určených ke zušlechťování v zušlechťeném stavu je pro tvrdost 320 HV/HV 10 vždy vyšší mez pevnosti v tahu  $R_m$  než 1000 MPa. Dokonce i převodní tabulka dvou nástrojových ocelí ukazuje také pro tvrdost 320 HV 30 vyšší  $R_m$  než 1000 MPa. Pro rychlořezné oceli nebo tvrdokovy (názvosloví z dané normy) je zkoumaná tvrdost příliš nízká. V odborné článku [91] s názvem *Additive manufacturing of Ti6Al4V alloy: A review* jsou na straně 14 uvedeny pevnostní parametry

vzorků vyrobených pomocí technologie SLM, a to v různých stavech, co se týče tepelného zpracování. Pro tepelné zpracování k snížení vnitřního pnutí byla mez pevnosti v tahu pro všechny 3 odlišné citované zdroje vyšší než 1000 MPa. U dodané tyče s atestem uvedeným v příloze 1 s uváděnou mezí pevnosti v tahu 958 MPa, dosahovala tvrdost hodnoty  $295,7 \pm 4,92$  HV1 – viz výše. Z tohoto důvodu nebylo zřejmé, zda použít řezné podmínky definované podskupinou S1.2, kde je kategorizována klasická slitina TiAl6V4, nebo dle vyšší pevnosti zvolit podskupinu S1.3.

Proto byl proveden pre-experiment pro HC nástroj při dokončování stěny s přídatkem ( $a_e$ ) 0,1 až 0,2 mm. Pro materiály podskupiny S1.2 je doporučována řezná rychlost  $v_c = 80$  m/min a podskupinu S1.3 řezná rychlost  $v_c = 60$  m/min. Posuv na zub je pro obě skupiny shodný a je dán vztahem  $f_z = 0,003 \cdot D$  [76, 77]. Použité řezné podmínky pro HC nástroj lze vidět ve dvou levých sloupcích tab. 4.9.

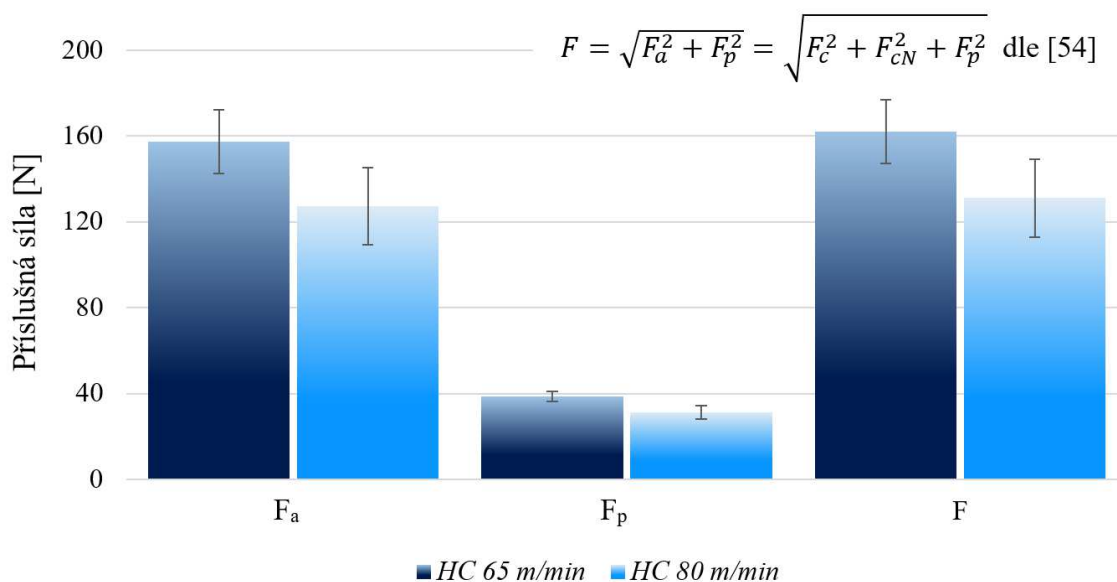
Tab. 4.9 Souhrnná tabulka s použitými řeznými podmínkami.

Nástroj	Veličina	Jednotky	Hodnota			
			HC	HC	DP	DP
Označení			HC 65 m/min	HC 80 m/min	DP 120 m/min	DP 80 m/min
Počet zubů	$n_t$	[-]	3		2	
Řezná rychlost	$v_c$	[m·min <sup>-1</sup> ]	65	80	120	80
Otáčky vřetene	$n$	[min <sup>-1</sup> ]	1724	2122	3182,5	2122
Průměr nástroje	$D$	[mm]	12			
Posuv na zub	$f_z$	[mm]	0,04			
Posuvová rychlost	$v_f$	[mm·min <sup>-1</sup> ]	207	254,6		169,8
Šířka záběru hl. ostří nástroje	$a_p$	[mm]	≈7			
Radiální šířka záběru	$a_e$	[mm]	0,2			
Sousledné frézování za sucha						

Síly vyvolané řeznou částí HC nástroje jsou uvedeny na obr. 4.89. Použité hodnoty v grafu prošly velice podrobnou filtrací ze zdrojových dat z ASCII formátu vyexportovaného ze SW DynoWare. Každý soubor obsahoval desetitisíce řádků, kde každý jednotlivý řádek se skládal z hodnot sil měřených v jednotlivých osách dynamometru ( $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$ ) při daném časovém okamžiku. První krok však spočíval vůbec v nastavení vhodné vzorkovací frekvence před samotným měřením. Například u frézy HC a řezné rychlosti 80 m/min – otáčkách 2122 min<sup>-1</sup> bylo požadováno, aby dynamometr zaznamenal 172 hodnot na jednu otáčku frézy. To vychází z požadavku zaznamenat při použitých řezných podmínkách ( $a_e$ ,  $D$  a  $f_z$ ) alespoň 5 hodnot frézy v záběru (úhel opásání). Tomu odpovídá vzorkovací frekvence dynamometru 6083 Hz. Následná filtrace v SW Microsoft Excel spočívala v hledání maximální hodnoty každého záběru jednotlivého zubu. Pro zmíněnou variantu a 3-zubou frézou se hledala maximální

hodnota z každých 58 řádků (ne však každá 58. hodnota) z jednotkového strojního času bez zvoleného časového okamžiku na začátku (náběhu) a konci frézované plochy (výběhu). To znamená, že pro každý průjezd byla průměrná hodnota pro statistiku počítána z téměř 1000 hodnot. Pro otáčky  $1724 \text{ min}^{-1}$  a následně *DP* frézu byl postup obdobný.

Bylo zjištěno, že s vyšší řeznou rychlostí při zachování shodného posuvu na zub, síly klesají. Trend všech zkoumaných složek celkové síly vyvolané řeznou částí byl shodný. Studie [13] měla stejný trend výsledků. Opořebení nástroje bylo zanedbatelné, a proto byla pro další průběh experimentu volena vyšší řezná rychlost pro *HC* nástroj –  $80 \text{ m/min}$ , což je doporučována řezná rychlost výrobcem pro daný materiál obrobku vyrobený klasickou metodou.

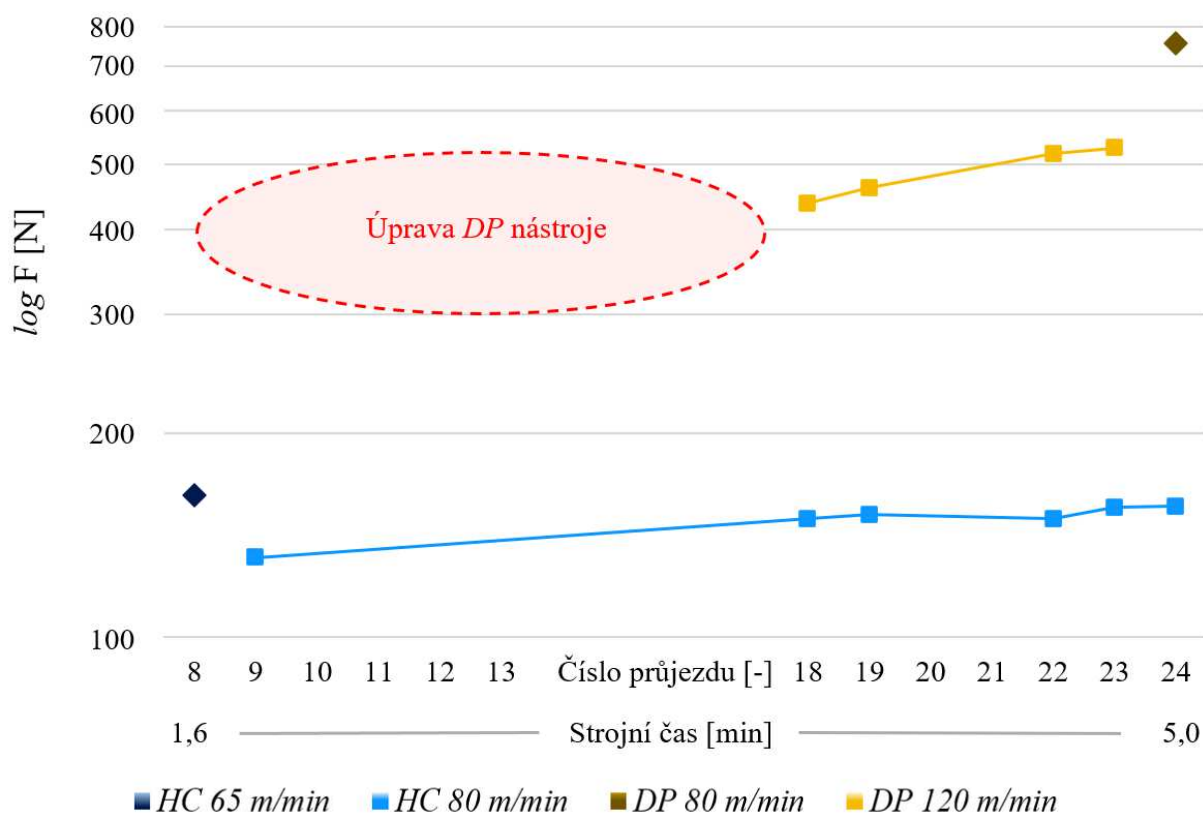


Obr. 4.89 Síly vyvolané řeznou částí *HC* nástroje při rozdílných řezných rychlostech.

*DP* nástroj byl výrobcem opět upraven obroušením SK tělesa – viz obr. 4.90, čímž bylo možné pokračovat v experimentu dle řezných podmínek uvedených v tab. 4.9. Pro *DP* nástroj byla zvolena řezná rychlost  $120 \text{ m/min}$ , což bylo vypočítáno na základě zachování stejné produktivity obou nástrojů – stejné hodnoty  $v_f$  ( $254,6 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ ), jelikož *DP* nástroj byl dvouzubého provedení namísto 3 zubů pro nástroj *HC*. Na závěr byla pro porovnání nástrojové geometrie obou nástrojů zvolena shodná řezná rychlost ( $80 \text{ m/min}$ ) a hodnota posuvu na zub ( $0,04 \text{ mm}$ ) pro oba nástroje. Z grafu na obr. 4.91 lze vidět, že síly vyvolané řeznou částí *DP* nástroje dosahovaly téměř ve všech měření více než  $3 \times$  vyšších hodnot než pro *HC* nástroj při stejné posuvové rychlosti. Při stejných řezných podmínkách ( $v_c$  a  $f_z$ ) dosahovala síla *F* dokonce téměř  $5 \times$  vyšších hodnot, což bylo dáno zejména nástrojovou geometrií. Pro oba nástroje znamenalo zvýšení řezné rychlosti snížení sil během obrábění.



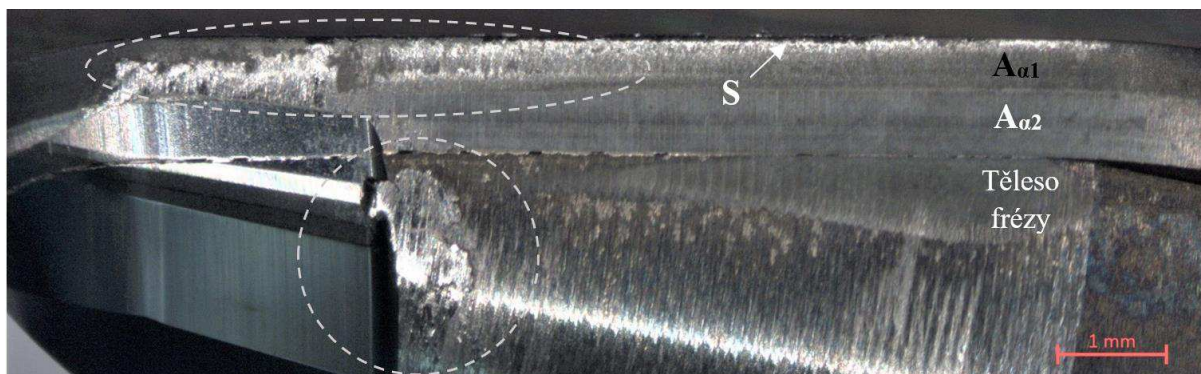
Obr. 4.90 Opakované odbroušení SK tělesa DP frézy, které třelo o obrobený povrch.



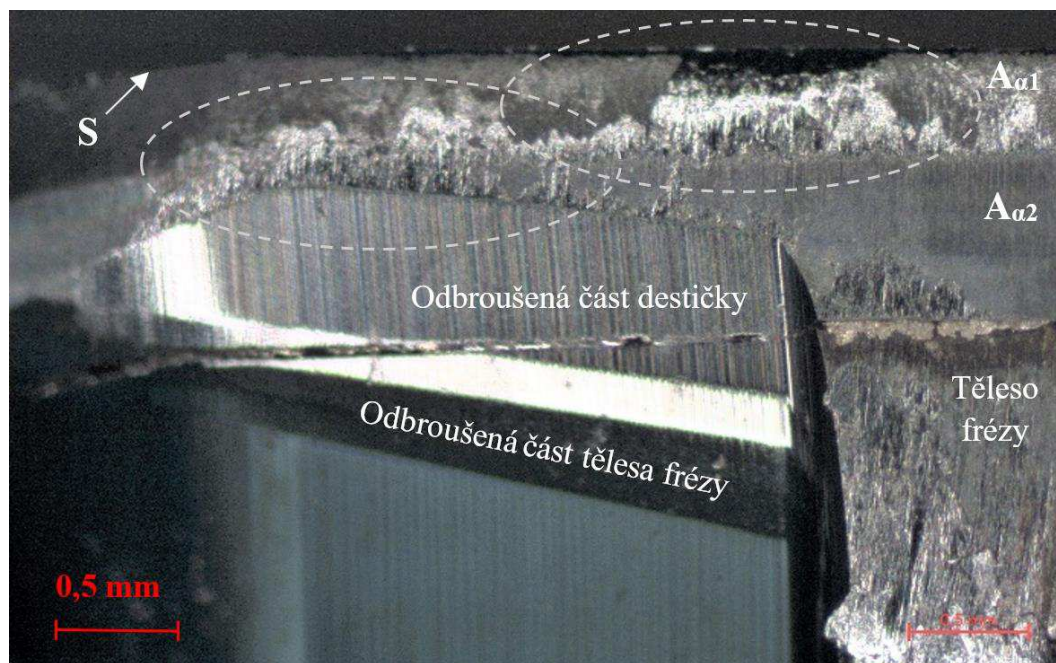
Obr. 4.91 Závislost celkové síly  $F$  vyvolané řeznou částí na počtu průjezdů frézy, resp. strojním čase pro HC i DP nástroj.

Pomocí mikroskopu Zeiss Stemi 2000-C byly pořízeny obr. 4.92 až obr. 4.95 se hřbetní plochou PKD destičky, kde masivně ulpíval obráběný materiál – adhezivní opotřebené nástroje. Obr. 4.92 a obr. 4.93 představuje stav po zjištění opakovaného tření tělesa před jeho poslední úpravou na obr. 4.90. Avšak v již odbroušené části břitu lze vidět masivní ulpívání na prvním, částečně i druhém hřbetu. Po úpravě (obr. 4.94 až obr. 4.96) byl výskyt adhezovaných částic srovnatelný – stále zejména v oblasti menšího řezného průměru. Na obr. 4.93 a obr. 4.95 je adhezovaný materiál vždy analyzován na jiné pozici v rámci stejné destičky, čímž byl

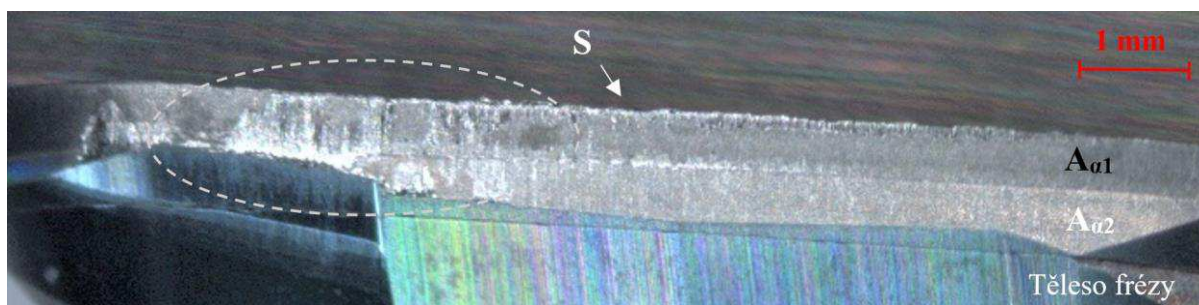
po dosažení určité meze odrhnut, a tak tato vrstva nárůstku stále vznikala a zanikala, což produkuje nečistoty na obráběném povrchu. To bylo nejpravděpodobněji způsobeno malým úhlem prvního hřbetu, což bylo zdůvodněno výše u změřeného nástrojového normálového úhlu břitu  $\beta_n$  dosahujících vyšších hodnot a tím pádem i menších úhlů  $\alpha_r$ . Dalším zásadním faktorem ovlivňující tento faktor byla metoda chlazení – za sucha a velikost fazetky na čele. Z uvedeného hlediska nebylo s daným nástrojem pokračováno v experimentu. Břit PKD destičky po 24. průjezdu s adherovaným materiálem obrobku na hřbetní ploše je zobrazena na obr. 4.96. Proměnná hodnota  $\lambda_s$  u HC nástroje zásadním způsobem mění poměry při tvorbě třísky. Nástrojový úhel sklonu hlavního ostří není možné utvářečem v případě DP nástroje ovlivnit. Vybroušení daného nástroje z monolitu má výhodu v možnosti optimalizovat nástrojovou geometrii. Břit HC nástroje po srovnatelném 24. průjezdu je uveden na obr. 4.97. Adhezní opotřebení bylo minimální. U daného nástroje převládalo vyštípané ostří, avšak stále na minimální úrovni. Adherovaný materiál byl u HC nástroje v menším měřítku, což je podpořeno menší změřenou drsností hřbetní i čelní plochy v první fázi řešení projektu, která byla větší pro DP nástroj vyšší – viz tab. 4.4.



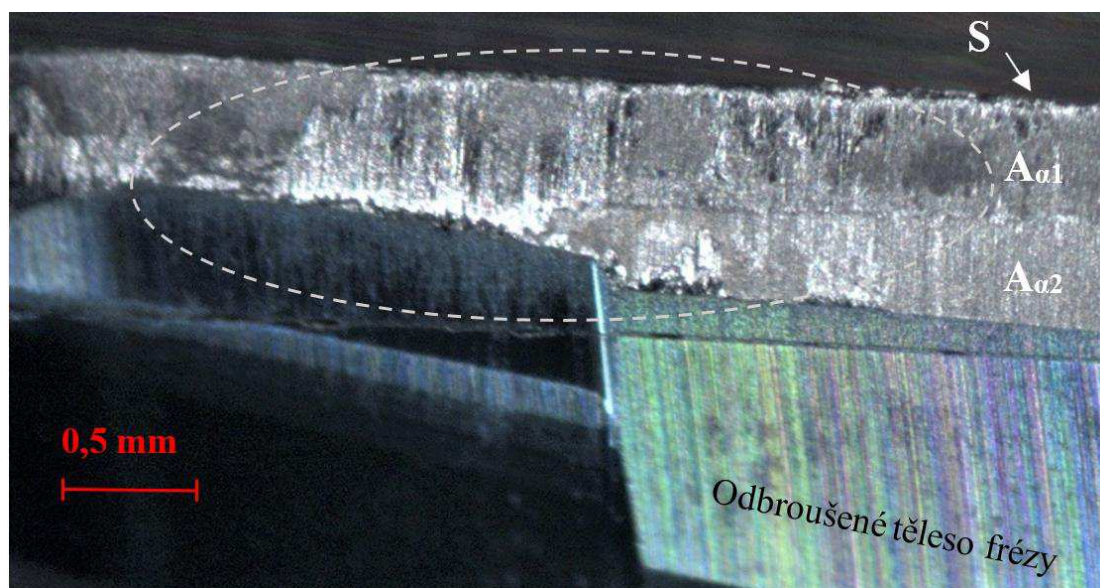
Obr. 4.92 Hřbetní plocha první PKD destičky DP nástroje po 10. průjezdu.



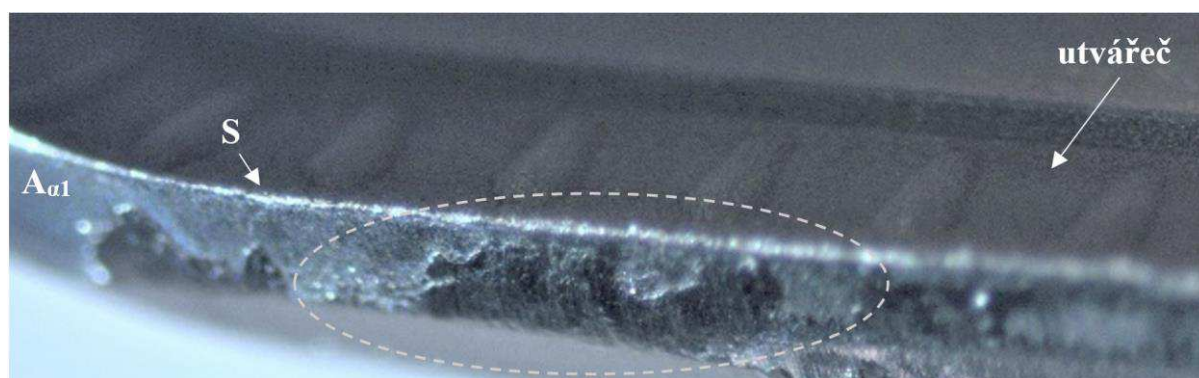
Obr. 4.93 Detail hřbetní plochy druhé PKD destičky DP nástroje po 10. průjezdu.



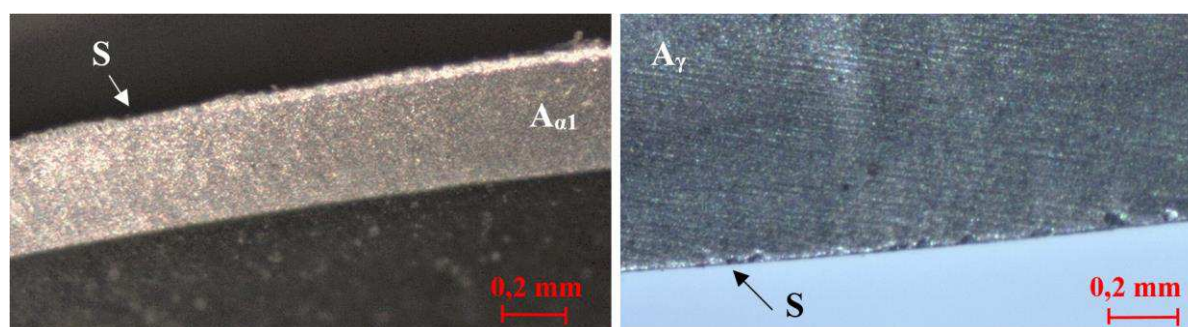
Obr. 4.94 Hřbetní plocha PKD destičky DP nástroje po 24. průjezdu.



Obr. 4.95 Detail hřbetní plochy PKD destičky DP nástroje po 24. průjezdu.

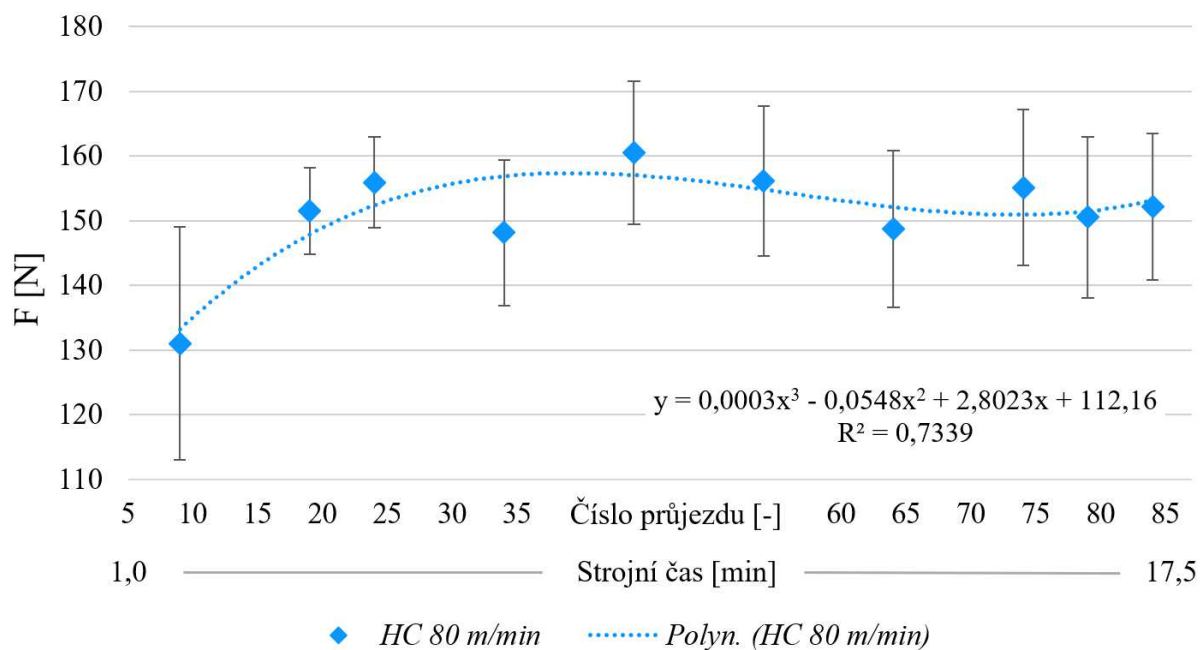


Obr. 4.96 Břit PKD destičky po 24. průjezdu s adherovaným materiálem obrobku na hřbetní ploše.

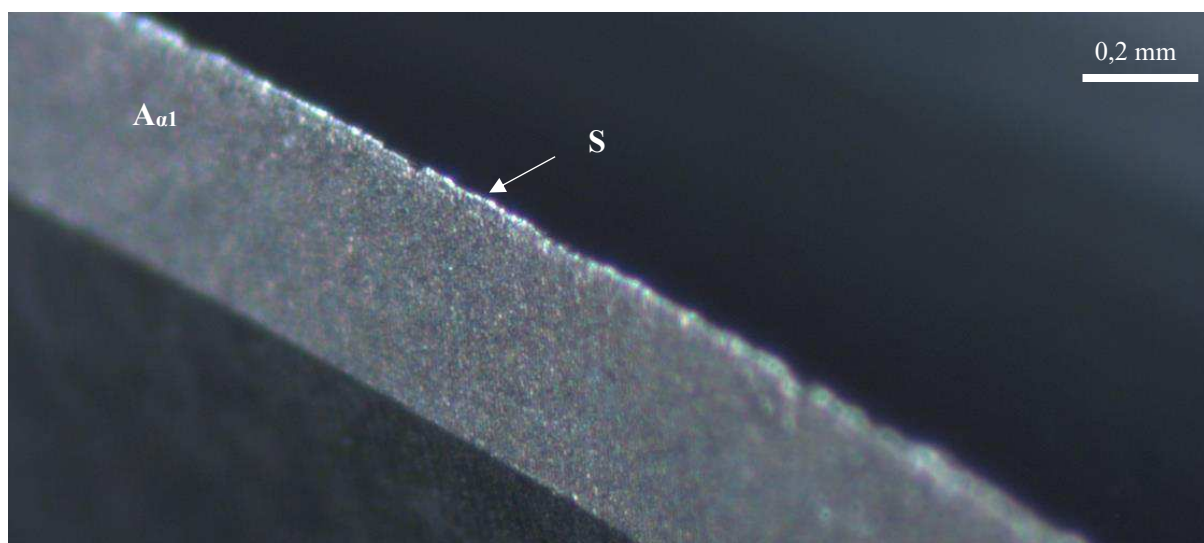


Obr. 4.97 Hřbetní a čelní plocha HC nástroje po 24. průjezdu.

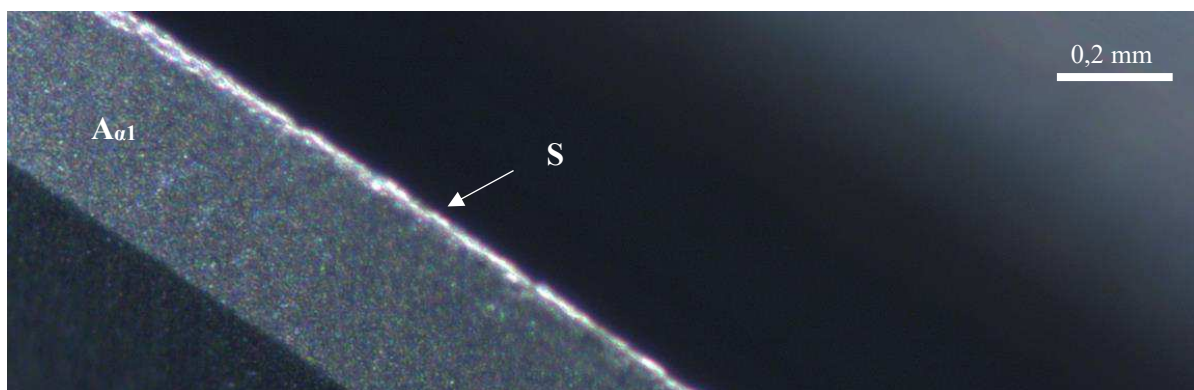
Vývoj průměrných hodnot síly  $F$  včetně směrodatných odchylek a regresní funkce pro  $HC$  nástroj je uveden na obr. 4.98. Po 15,7 minutách obrábění (76 měřitelných úseků – první měřitelný průjezd byl devátý) bylo zaznamenáno zvýšení síly  $F$  o 16 %, zatímco u  $DP$  nástroje byl nárůst 20 % po šesti měřitelných průjezdech při stejné posuvové rychlosti  $v_f$ . Břit  $HC$  nástroje dosahoval srovnatelného opotřebení jako po 24 průjezdech – viz obr. 4.99 až obr. 4.101.



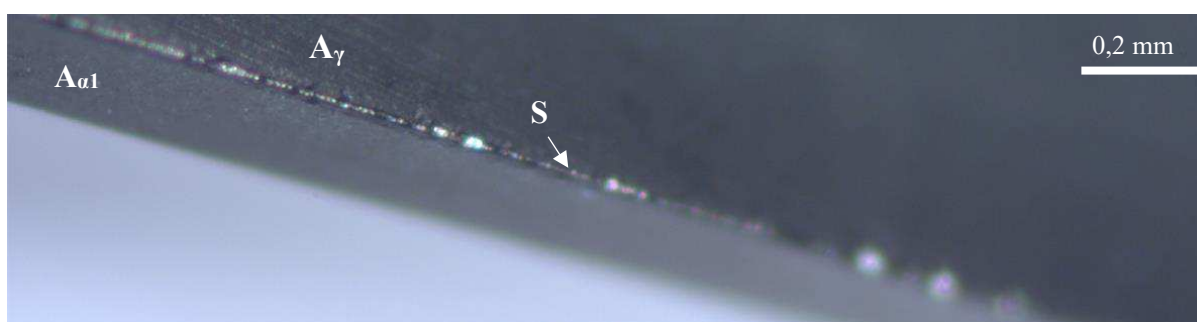
Obr. 4.98 Závislost celkové síly  $F$  vyvolané řeznou částí na počtu průjezdů frézy, resp. strojním čase pro  $HC$  nástroj.



Obr. 4.99 Hřbetní plocha  $HC$  nástroje po 55. průjezdu.

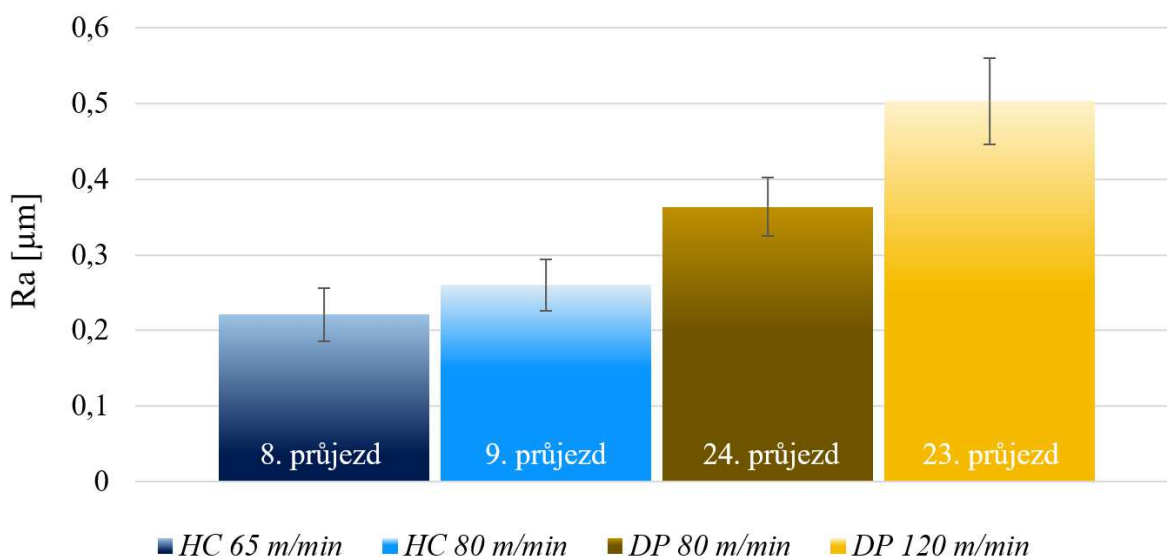


Obr. 4.100 Hřbetní plocha HC nástroje na konci experimentu – po 85. průjezdu.



Obr. 4.101 Břit HC nástroje na konci experimentu – po 85. průjezdu.

Hodnota **Ra** měřená v podélném směru byla pro *DP* nástroj vyšší při stejných řezných podmínkách (viz *HC* 80 m/min a *DP* 80 m/min) - obr. 4.102. V rámci samotných nástrojů se dosahovala nižší hodnota **Ra** snížením řezné rychlosti, při které se dosahovalo vyššího silového zatížení nástrojů. To bylo potvrzeno plánovaným experimentem, kde se jednalo o statisticky významný faktor - obr. 4.83. Stejně závěry byly zjištěny z předchozího výzkumu v kapitole 4.1.7, kde vyšší aktivní síla znamenala nižší hodnotu **Ra**. Je to také v souladu s odbornou studií [14] – viz obr. 2.4. Z výzkumu [35] naopak vyplývá, že při zvyšující se řezné rychlosti do 120 m·min<sup>-1</sup> hodnota **Ra** klesá. Ve směru posuvu se dosahovalo vyšších hodnot **Ra** než ve směru axiálním.

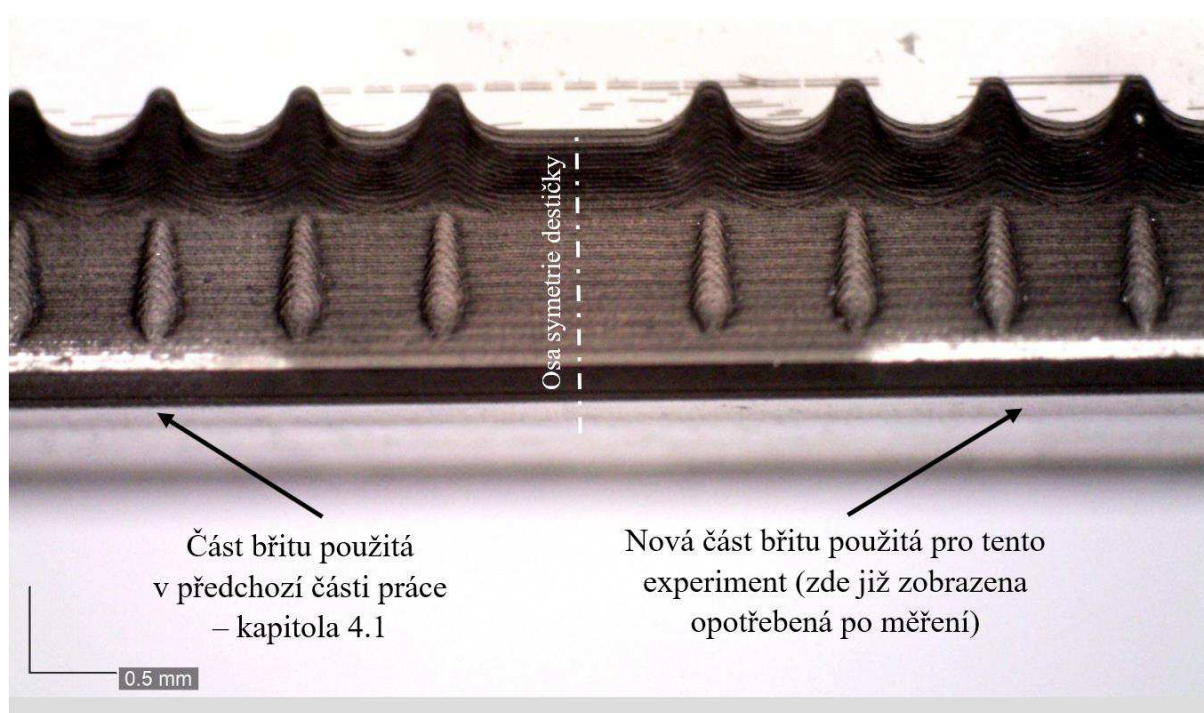


Obr. 4.102 Parametr **Ra** obrobeneho povrchu pro rozdílné řezné rychlosti a nástroje.

### 4.3 TECHNOLOGIE OSTŘENÍ DESTIČEK Z PKD SPOLU S ODLIŠNOU NÁSTROJOVOU GEOMETRIÍ

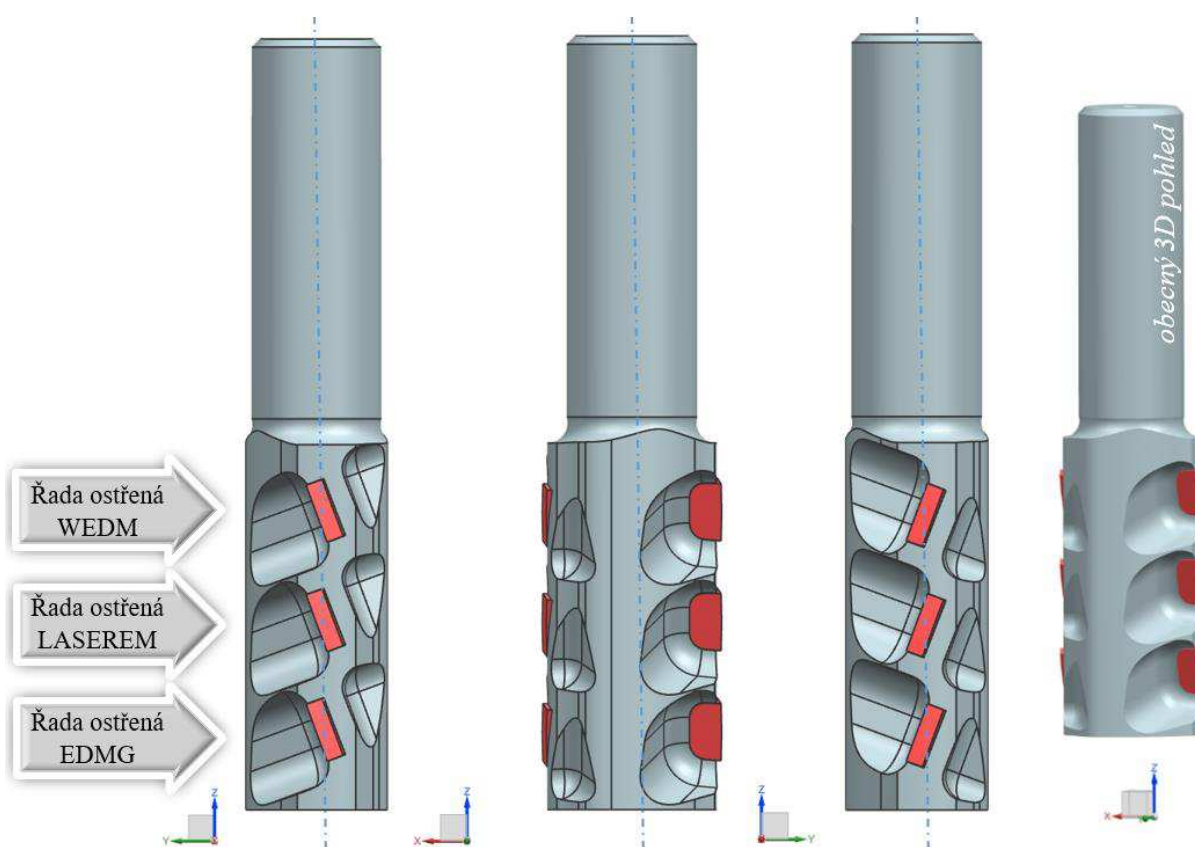
Ostření připájených destiček z polykrystalického diamantu do sedel na fréze je většinou poslední a zároveň jednou z nejdůležitějších technologických operací, která zabezpečuje hlavní funkci obráběcího nástroje – řezivost. Odstraňují se poškození způsobená předchozí přípravou a řezáním destiček daného tvaru nejčastěji pomocí laserového paprsku nebo drátového elektroerozivního řezání. Samotným ostřením se nástroji definuje jeho přesný tvar a je generována požadovaná geometrie a kvalita břitu. Z toho pohledu musí být technologií ostření věnována velká pozornost, jelikož dokáže rozhodovat o funkčnosti daného nástroje i z toho pohledu, že je nutné dodržet dané úhly hřbetů, kterými se udává ostření nástrojů s PKD destičkami. V současnosti se ostření běžně provádí pomocí nekonvenčních technologií, pro které již tvrdost diamantu není zásadním faktorem. Nejčastěji to jsou elektrické technologie a technologie laseru zmíněné v kap. 3, které jsou aplikované v tomto závěrečném výzkumu.

Do dané problematiky vstupují 3 nástroje. První nástroj je použit z kapitoly 4.1 s utvářečem č. 2 ve tvaru kapek, jelikož dosahoval v rámci daného výzkumu nejlepších výsledků. Destička daného nástroje byla zkonstruována tak, že břit bylo možné použít pro dva experimenty – viz obr. 4.103. Cílem použití daného nástroje v této kapitole bylo ověření, zda na dané výsledky a nízké síly během obrábění měl vliv samotný utvářeč nebo pouze pozitivní geometrie čela jím způsobená. Z uvedeného důvodu byl vyroben nástroj (*bez utvářeče*), který měl shodné rozměry, ale pouze destička byla na nástroji naklopena tak, že úhel čela v boční rovině dosahoval hodnoty  $11^\circ$  samotným naklopením destičky bez úpravy čela – viz příloha 6.



Obr. 4.103 Fréza s utvářečem typu 2 z kapitoly 4.1.

Zcela nový nástroj je zobrazen na obr. 4.104. Skládá se ze 3 řad destiček, kde každá řada obsahující 2 zuby je ostřena odlišnou technologií. Jelikož zde nebyl pozorován vliv jednotlivých typů utvářečů jako v kapitole 4.1, tak nebyla již volena nulové geometrie v axiálním směru, ale z důvodu pozvolného záběru destičky do obrobku a plynulejšímu řeznému procesu, axiální úhel čela byl konstruován s hodnotou  $\pm 20^\circ$  (viz příloha 7). Zuby v rámci 1 řady byly střídavě symetricky uspořádaný. Souhrnná tabulka použitých nástrojů je uvedena v tab. 4.10. Všechny PKD destičky vstupující do výzkumu byly sorty CMX850 od fy. Element Six s jemnozrnnou strukturou s velikostí zrn  $1 \mu\text{m}$ , stejně jako v kap. 4.1.



Obr. 4.104 Experimentální nástroj zobrazený dle evropského pravouhého promítání v modelových pohledech.

Experiment probíhal za shodných podmínek a na stejném stroji jako v kapitole 4.1. Schéma experimentu je uvedeno výše na obr. 4.2. Obrobek byl ve formě plechu z materiálu Ti-6Al-4V (ASTM B265) tloušťky 4,5 mm, jehož mikrostruktura je analyzována a popsána na obr. 4.3. Uvedené řezné podmínky pro tuto část práce jsou uvedeny v tab. 4.11.

Tab. 4.10 Nástroje určené pro výzkum s jejich hlavními daty.

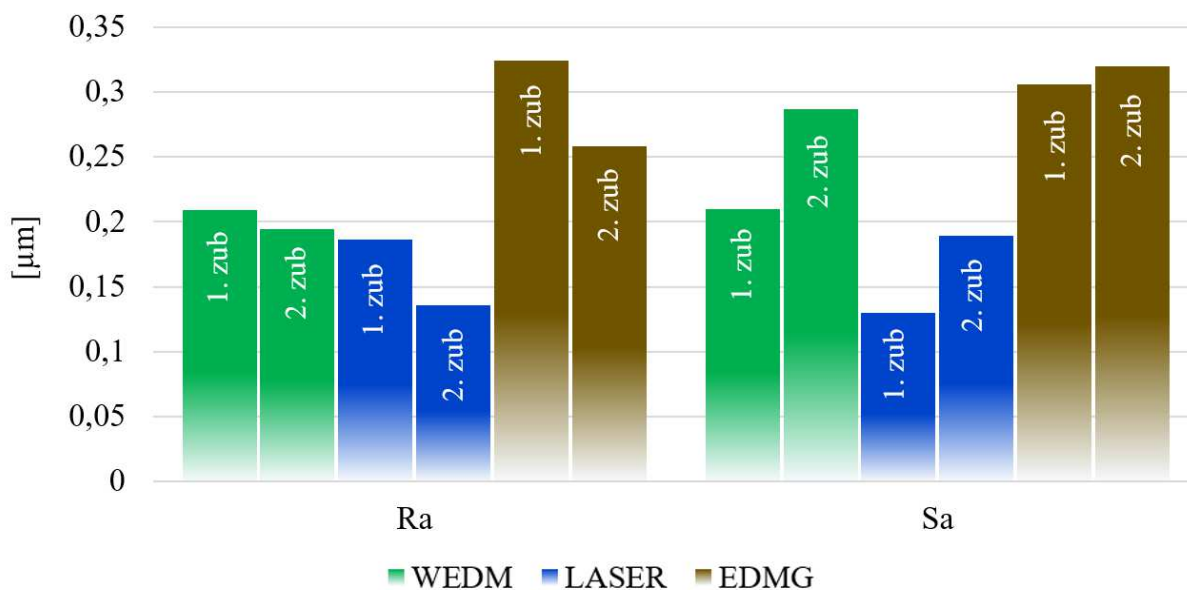
Označení nástroje	Technologie ostření	Řezný Průměr	Nástrojová geometrie				
			Utvářec	Axiální úhel čela	Radiální úhel čela	Fazetka na čele	Radiální úhel hřbetu
<i>Veličina</i>	-	D	-	$\gamma_{ax}$	$\gamma_{rad}$ $\gamma_f$	$b_{\gamma 1}$	$\alpha_{rad} 1/2$ $\alpha_f 1/2$
<i>Jednotka</i>	-	[mm]	-	[°]	[°]	[°]	[°]
<b>S utvářečem</b>	LASER	22 mm	Ano	0°	11°	0,02 mm	13°/18°
<b>Bez utvářeče</b>	EDMG	22 mm	Ne	0°	11°	Ne	13°/18°
<b>WEDM</b>	WEDM	22 mm	-	±20°	5°-15°	-	13°/15°
<b>LASER</b>	LASER	22 mm	-	±20°	5°-15°	-	13°/15°
<b>EDMG</b>	EDMG	22 mm	-	±20°	5°-15°	-	13°/15°

Tab. 4.11 Použité řezné podmínky.

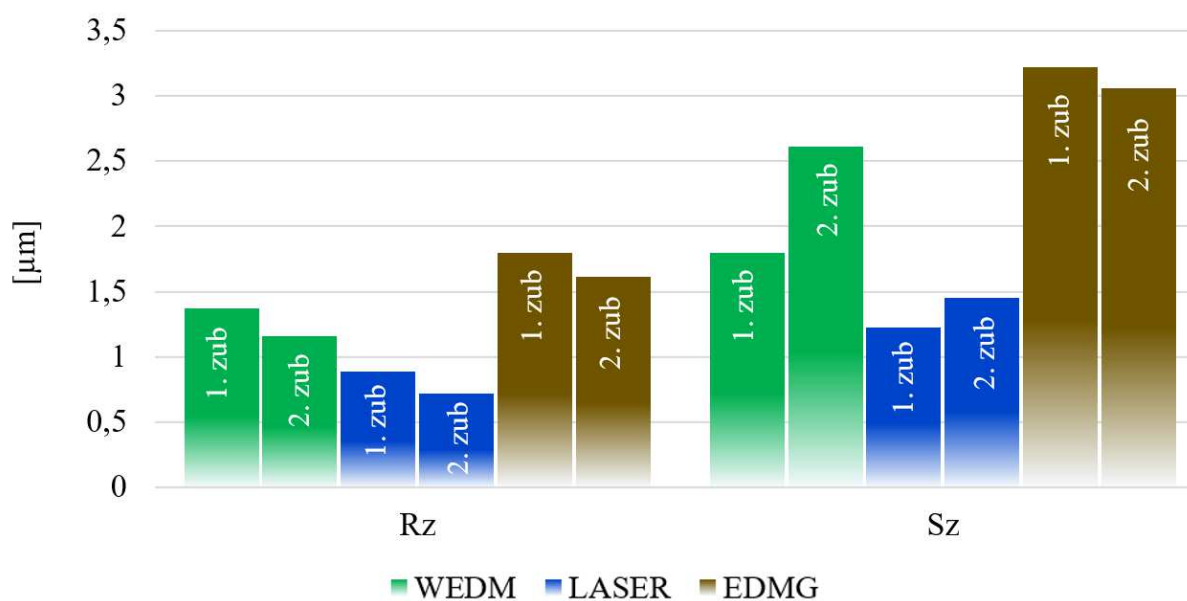
Označení nástroje	Počet zubů	Řezný nástroje	Posuv na zub	Posuvová rychlost	Řezná rychlost	Otáčky vřetene	Šířka záběru hl. ostří nástroje	Radiální šířka záběru	Sousledné frézování za sucha
<i>Veličina</i>	$n_t$	$D$	$f_z$	$v_f$	$v_c$	$n$	$a_p$	$a_e$	
<i>Jednotky</i>	-	mm	mm	$mm \cdot min^{-1}$	$m \cdot min^{-1}$	$min^{-1}$	mm	mm	
<b>S utvářečem</b>	1	22	0,1	130,2	90	1302	4,5	2	
<b>Bez utvářeče</b>				173,6	120	1736			
				231,5	160	2315			
<b>WEDM</b>	2			260,4	90	1302			
<b>LASER</b>				347,2	120	1736			
<b>EDMG</b>				463	160	2315			

### 4.3.1 Analýza vyrobeného nástroje ostřené rozdílnými technologiemi

Na obr. 4.105 jsou zobrazeny drsnosti povrchu prvního hřbetu vyjádřené parametry **Ra** a **Sa**, dle normy ČSN EN ISO 4287 resp. ČSN EN ISO 25178-2. Lze vidět, že laserovou technologií dosahovala hřbetní plocha nejnižší drsnosti. Stejný trend je pro parametry **Rz** a **Sz** zobrazené na obr. 4.106.

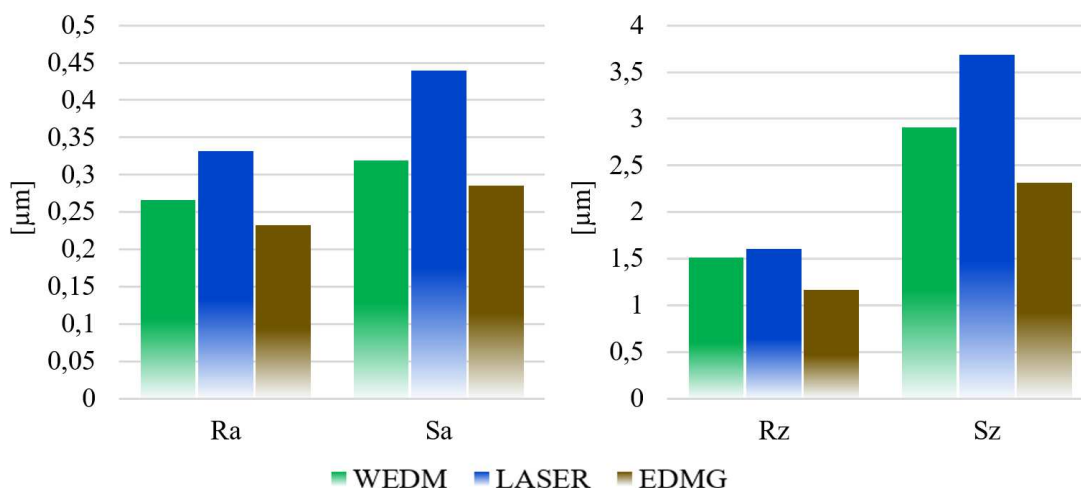


Obr. 4.105 Parametry povrchu (**Ra/Sa**) měřeného na prvním hřbetu destičky – na materiálu PKD.



Obr. 4.106 Parametry povrchu (**Rz/Sz**) měřeného na prvním hřbetu destičky – na materiálu PKD.

Pro druhou hřbetní plochu byl trend jiný. Vzhledem k časové náročnosti laserového ostření jsou v této části odlehčeného břitu voleny parametry pro co nejrychlejší úběr materiálu, což dokazují nejvyšší změřené parametry drsnosti ze všech technologií – viz obr. 4.107. Stroj pro elektroerozivní broušení umožňuje použití abrazivního broušení, které bylo aplikováno na druhé hřbetní ploše – na vrstvě destičky obsahující slinitý karbid. Proto zde změřená drsnost dosahuje nižších hodnot než na vrstvě PKD – první hřbetní ploše. Na čelní leštěné ploše PKD destičky byla změřena plošná drsnost parametrem  $Sa = 0,109 \mu\text{m}$  a  $Sz = 2,246 \mu\text{m}$ .



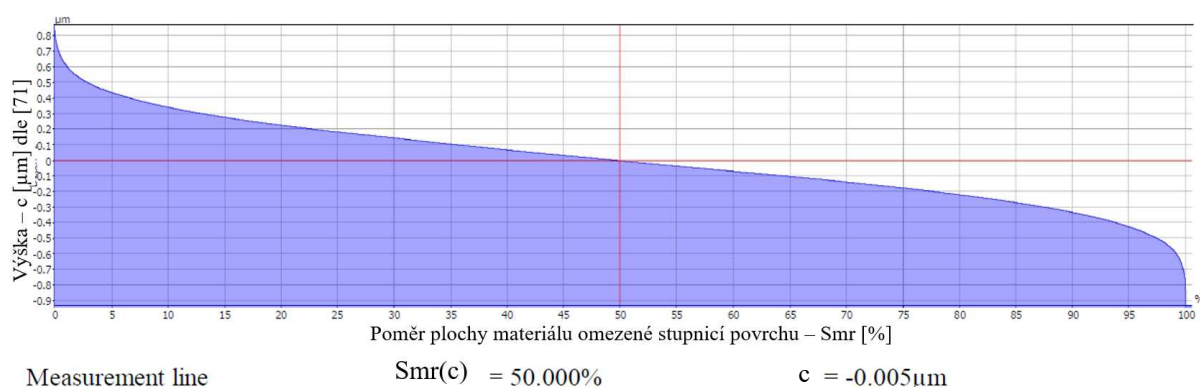
Obr. 4.107 Parametry povrchu (**Ra/Sa** a **Rz/Sz**) měřeného na druhém hřbetu první destičky – na materiálu SK.

Funkční parametry prvních hřbetů obou zubů ostřených danými technologiemi uvedených v tab. 4.12 mají stejný trend jako parametry **Ra**, resp. **Rz**. Korespondující *Abbott Firestone*ovy křivky jsou uvedeny na obr. 4.108 až obr. 4.110 pro první zuby. I vzhledem k nejnižšímu změřenému parametru **Rz/Sz** pro laserovou technologii, povrch touto technologií, má nejnižší výšku jádra, což může sloužit jako pomocný prostředek napomáhající k posouzení provozního chování mechanicky velmi namáhaných kontaktních povrchů [81]. Hodnoty redukované výšky piku **Spk** a poměr materiálu piku **Smr1** jsou také ze všech technologií nejmenší, čímž tyto výstupky nebudou v prvních fázích záběhového opotřebení *obroušeny*. Procentuální hodnoty udávající poměr údolí jsou pro elektroerozivní technologie a laserovou technologii odlišné. Redukované hloubky údolí jsou srovnatelné, ale v případě laserové technologie rozprostřeny na větší ploše analyzovaného povrchu, zatímco u elektroerozivních technologií jsou údolí na menší procentuální ploše vzorku (**Smr2**). Tyto údaje souvisejí se zachytáváním procesní kapaliny a s kontaktním třením jádra povrchu. Pro takové vyhodnocení se často používá veličina **V<sub>vv</sub>** s jednotkami  $\text{ml/m}^2$ , což je neplatný objem údolí omezené stupnice povrchu (název dle ČSN EN ISO 25178-2 [82]). Ten vyjadřuje objem údolí s ohledem na poměr materiálu a přímo tedy souvisí se zachytáváním procesní kapaliny. Lze vidět, že ačkoliv jsou výškové a procentuální parametry údolí pro WEDM a laserovou technologii odlišné, tak hodnoty **V<sub>vv</sub>** jsou srovnatelné. Avšak z uvedeného hlediska zachytávání procesní kapaliny má nejvyšší vliv technologie EDMG, kde veličina **V<sub>vv</sub>** nabývá nejvyšších hodnot, což je způsobeno největším ovlivněním povrchu do hloubky. To lze vidět na pseudomapě obr. 4.111, kde jsou krátery po vytrhaných zrnech. Pro srovnání případu utvářeče na čelní ploše PKD destičky u soudečkového nástroje z kap 4.2, je hodnota **V<sub>vv</sub>** =  $0,073 \text{ ml/m}^2$ . Toto uvedené

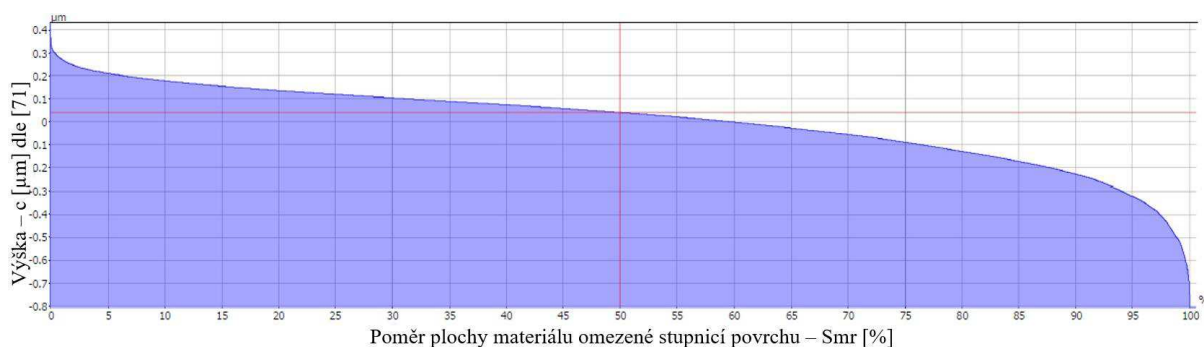
nejvyšší číslo je pro kontaktní plochu, po které odchází tříška vhodná. V případě pseudomapy povrchu ostřené pomocí technologie WEDM (obr. 4.112), je náznak typické pásovité struktury způsobené posuvem odvíjeného drátu, který se v mikroskopickém měřítku odtlačuje v závislosti na jeho napětí a délce řezu. Na odtlačování drátu mají vliv i výboje, kde působí elementární síly. Proto jsou některé pásy položeny níže a některé naopak výše, což se v případě tuhého erozivního kotouče (EDMG) nevyskytuje. Pseudomapa laserovaného povrchu (obr. 4.113) vykazuje velmi homogenní strukturu, která je narušena pouze jednotlivými přechody mezi laserovanými vrstvami. V rámci jedné ostřené vrstvy je povrch zcela rovný v řádu desetin mikrometrů, čímž paprsek laseru značně řezá, zatímco elektroerozivní technologie jednotlivá zrna vytrhávají. Toto lze vidět i na obr. 4.114, kde byla provedena částečná digitalizace nástroje pouze hřbetních ploch destiček, jelikož čelo destiček bylo shodné. Lze také vidět vada na jednom zubu ostřené pomocí technologie WEDM ve formě výstupku, který byl způsoben odklonem drátu.

Tab. 4.12 Funkční parametry první hřbetní plochy obou zubů měřených pomocí 3D optického systému Alicona InfiniteFocusG5.

Nástroj <i>Prvek na nástroji</i>	Veličina / Jednotka		První hřbet břitu					
			WEDM		LASER		EDMG	
			1. zub	2. zub	1. zub	2. zub	1. zub	2. zub
<b>Výška jádra</b>	Sk	[ $\mu\text{m}$ ]	0,704	0,867	0,334	0,531	0,963	1,075
<b>Redukovaná výška piku</b>	Spk	[ $\mu\text{m}$ ]	0,244	0,457	0,076	0,104	0,395	0,312
<b>Redukovaná hloubka údolí</b>	Svk	[ $\mu\text{m}$ ]	0,224	0,245	0,266	0,317	0,421	0,391
<b>Poměr materiálu – piky</b>	Smr1	[%]	9,270	15,030	5,73	4,070	10,150	7,760
<b>Poměr materiálu – údolí</b>	Smr2	[%]	91,23	92,680	80,120	80,760	89,070	90,210
<b>Neplatný objem údolí omezené stupnice povrchu</b>	V <sub>vv</sub>	ml/ m <sup>2</sup>	0,028	0,031	0,027	0,033	0,048	0,046



Obr. 4.108 Abbott Firestoneova křivka prvního hřbetu obrobku vyrobeného pomocí WEDM - 1. zub.

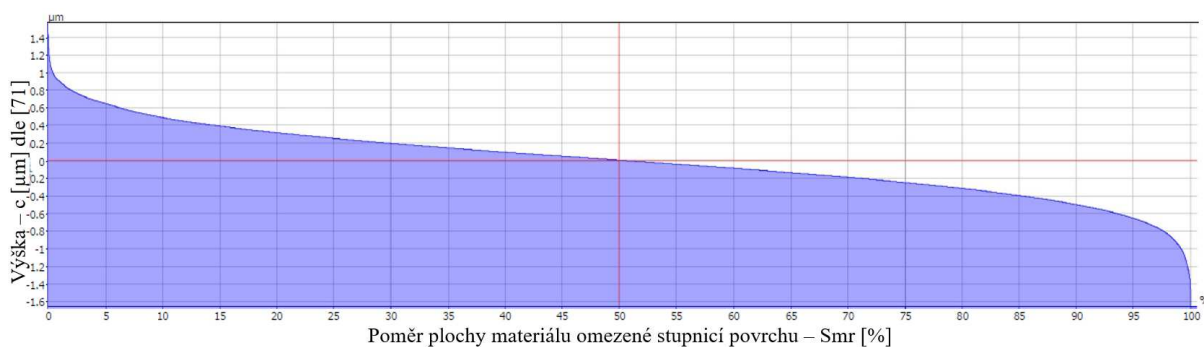


Measurement line

$Smr(c) = 50.000\%$

$c = 0.038\mu m$

Obr. 4.109 *Abbott Firestoneova* křivka prvního hřbetu obrobeného pomocí LASERU  
- 1. zub.

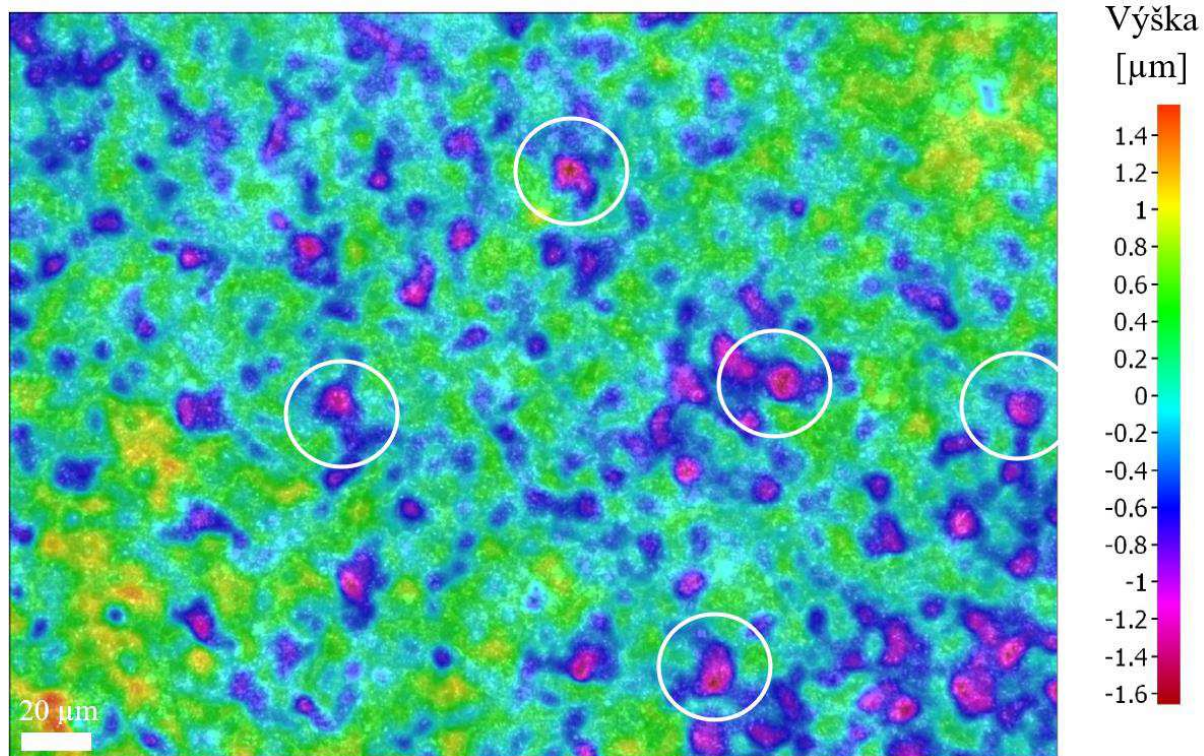


Measurement line

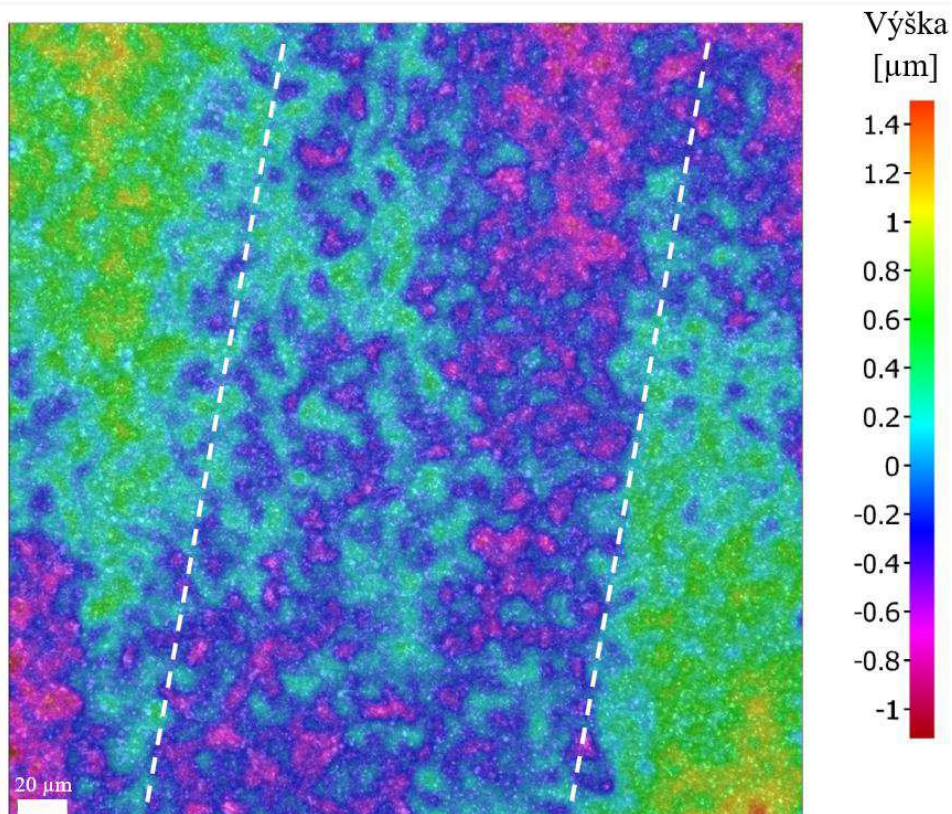
$Smr(c) = 50.000\%$

$c = 0.006\mu m$

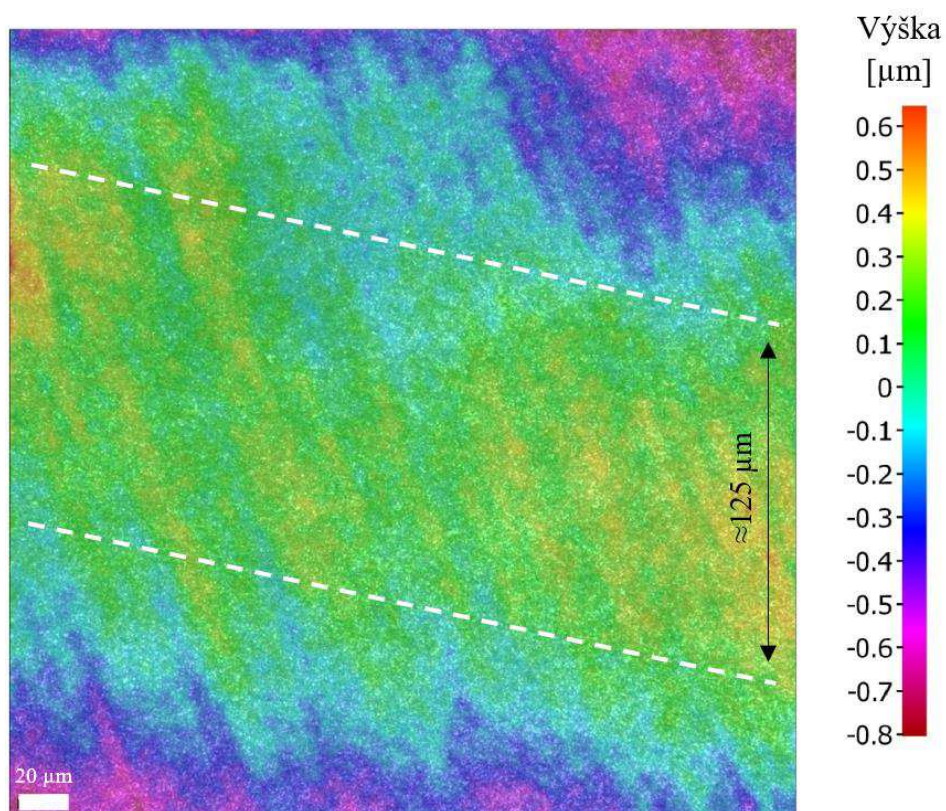
Obr. 4.110 *Abbott Firestoneova* křivka prvního hřbetu obrobeného pomocí EDMG - 1. zub.



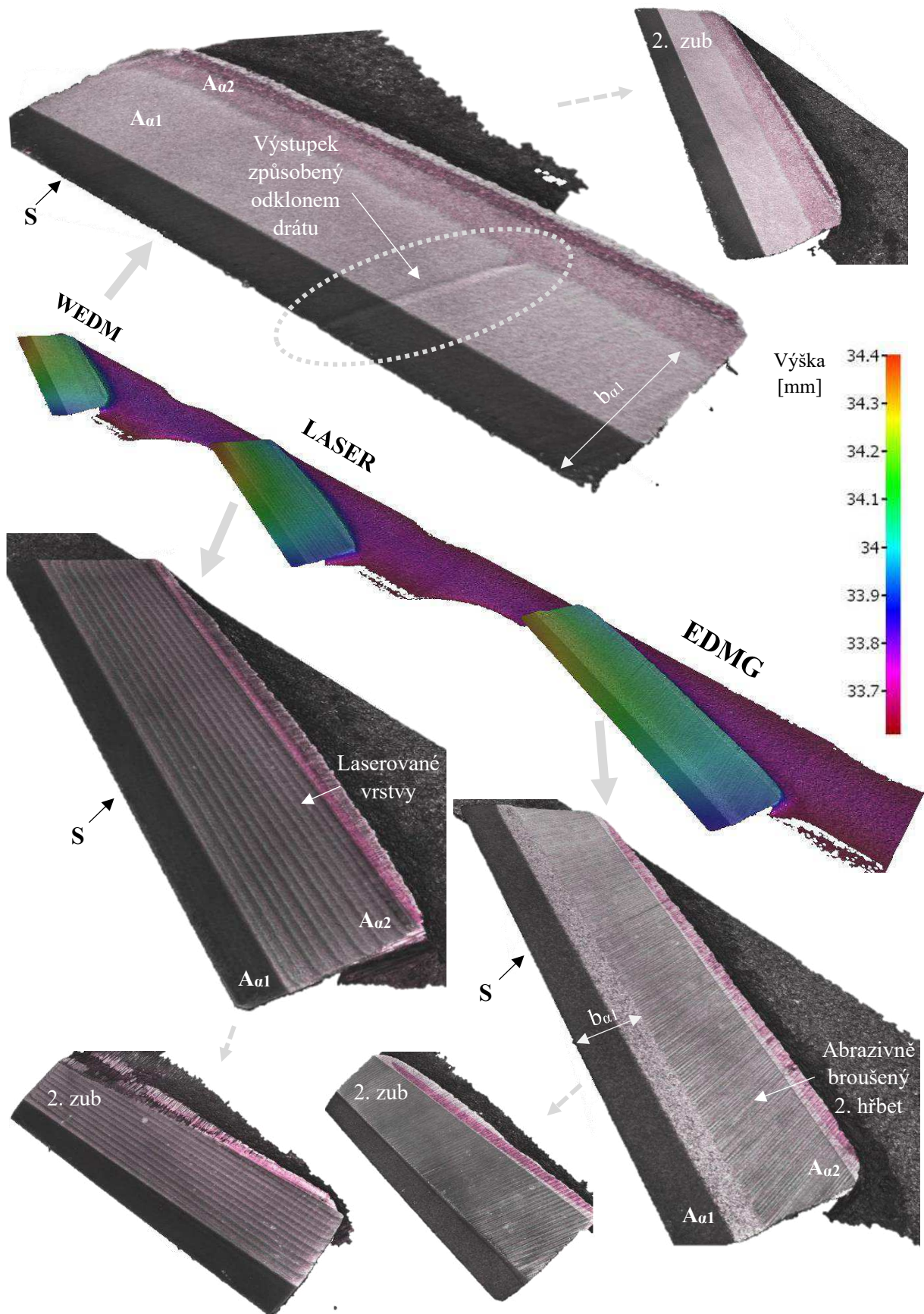
Obr. 4.111 Pseudomapa prvního hřbetu ostřeného technologií EDMG připomínající *měsíční krajinu* s vytrhanými diamantovými zrna (některá místa vyznačena).



Obr. 4.112 Pseudomapa prvního hřbetu ostřené technologií WEDM s pásovitou strukturou.

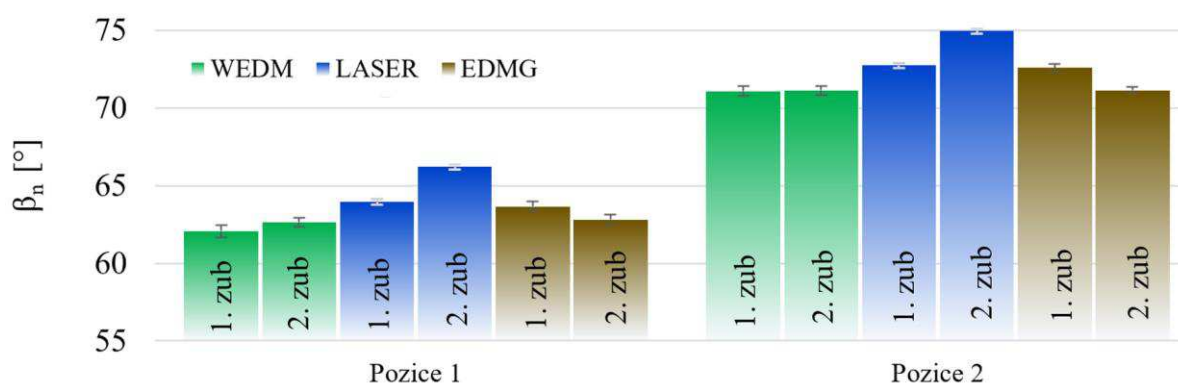


Obr. 4.113 Pseudomapa prvního hřbetu ostřené laserovou technologií s vyznačenou 1 laserovou vrstvou.



Obr. 4.114 Digitalizace nástroje pomocí 3D měřicího systému Alicona InfiniteFocusG5.

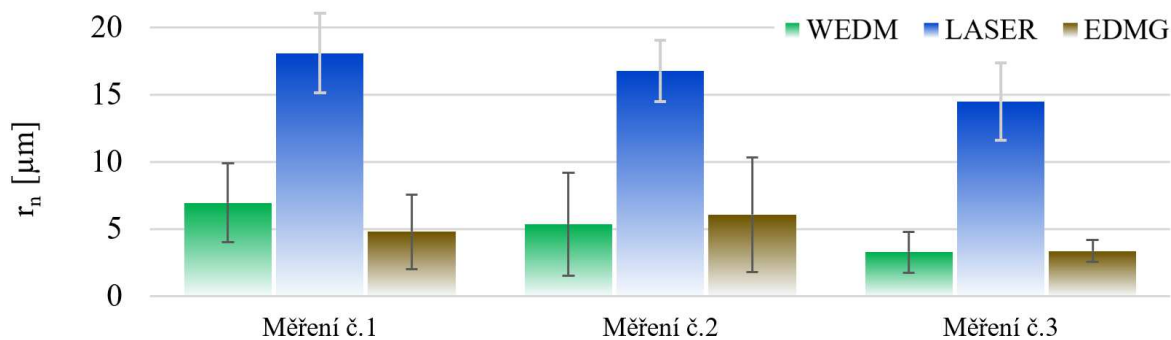
Následující analýza nástrojů byla provedena pomocí 3D optického systému Alicona InfiniteFocusG5 v modulu EdgeMasterModule. Hodnoty nástrojových normálových úhlů břitů ostřených jednotlivými technologiemi jsou uvedeny na obr. 4.115. Jelikož poloha sedel všech destiček byla shodná, tak daným normálovým úhlem břitu lze interpretovat velikost úhlu hřbetu. Destičky ostřené elektroerozivní technologií měly srovnatelnou geometrii, zatímco u laserové technologie břit dosahoval vyšší tuhosti a tím úhly hřbetů měly nižší hodnotu. Dané hodnoty byly měřeny ve dvou pozicích (na konci a začátku destičky) z důvodů měnící se geometrie v každém uvažovaném bodě ostří.



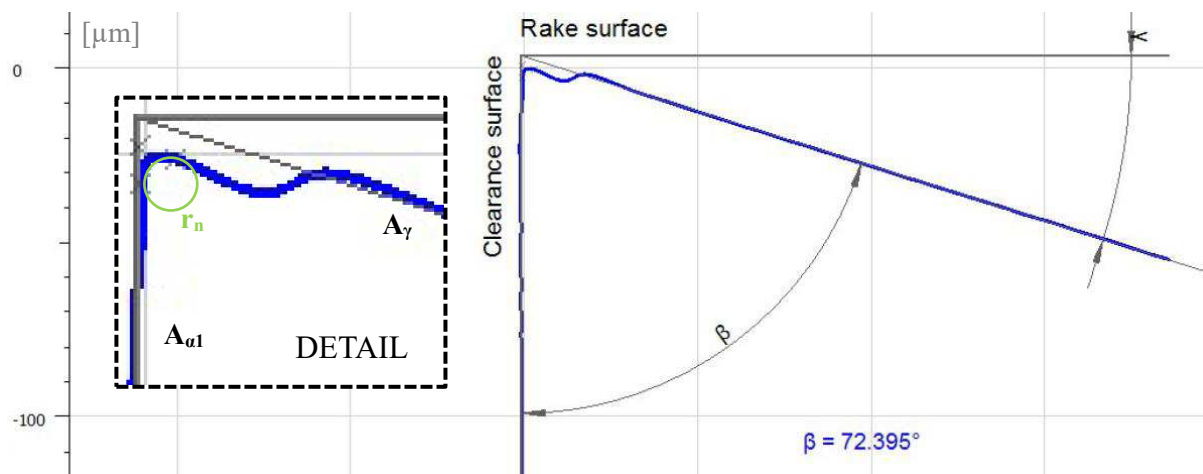
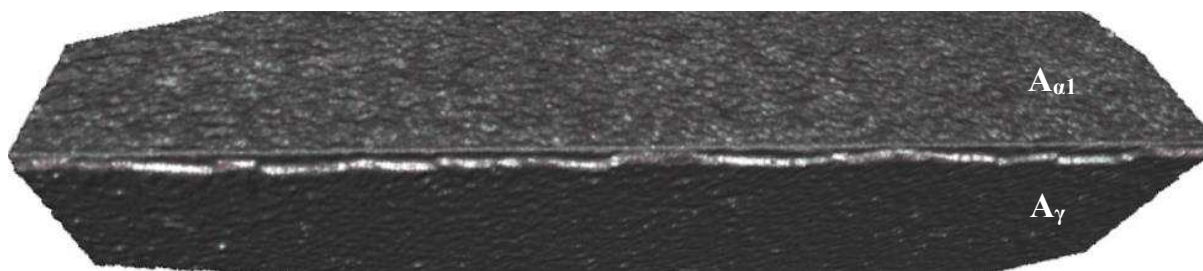
Obr. 4.115 Hodnoty nástrojových normálových úhlů břitů ostřených jednotlivými technologiemi.

Poloměr zaoblení ostří jednotlivých břitů ostřených danými technologiemi dosahoval pro elektroerozivní technologie srovnatelných hodnot v řádech jednotek  $\mu\text{m}$ . Ostří docílené laserovou technologií mělo 3× vyšší hodnotu  $r_n$  – viz obr. 4.116.

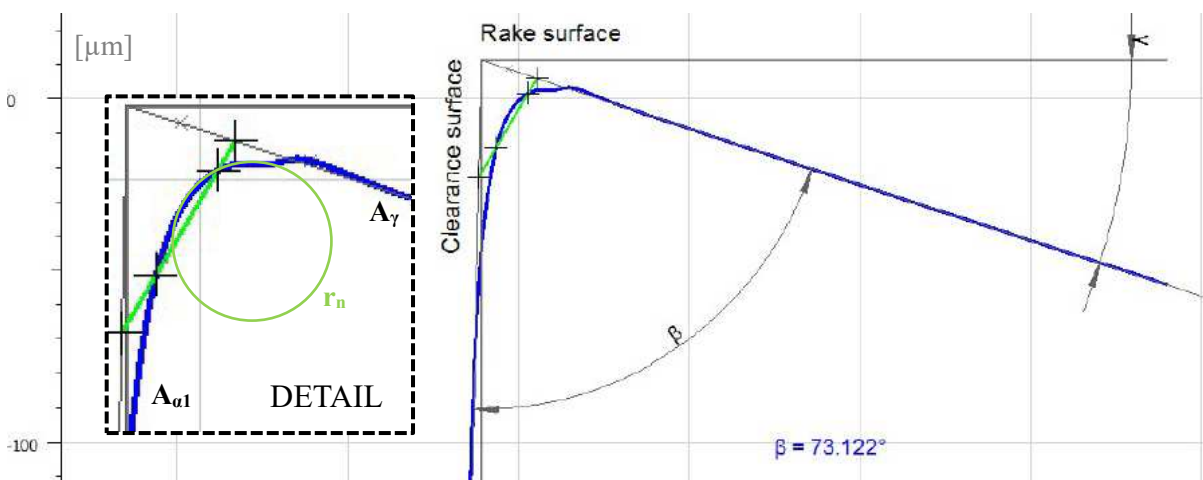
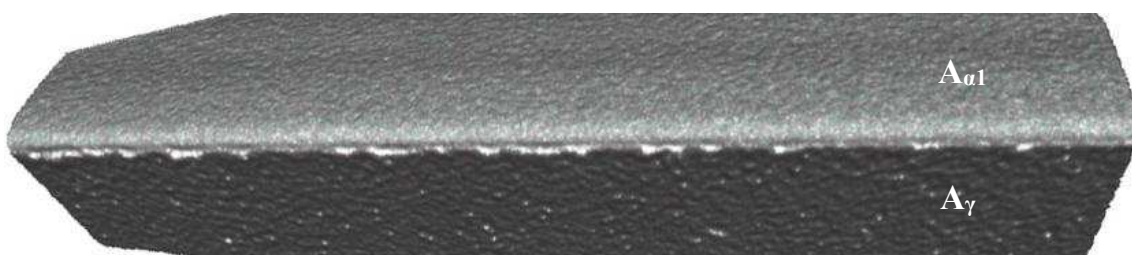
Na obr. 4.117 až obr. 4.122 jsou charakteristické 3D snímky břitů včetně řezů ostřených třemi technologiemi, kde trend vzhledu všech břitů v rámci dané technologie byl srovnatelný. V každém řezu lze vidět vyznačenou kružnici s jeho poloměrem  $r_n$  s hodnotami dle obr. 4.116. Po ostření technologií EDMG se vyskytovalo charakteristické odloupenutí ve tvaru mikroskopického žlábků na čele destičky. V případě LASERU takový žlábek nebyl analyzován, ale čelní plocha destičky byla také ovlivněna. Pro technologii WEDM byl poloměr zaoblení břitu srovnatelný s technologií EDMG, ale čelo bylo méně zasaženo (vyštípnuté). Poloměr zaoblení ostří byl pro laserovou technologii nejvyšší, avšak ostří mělo pravidelný vzhled bez jeho vyštípnutí na rozdíl od elektroerozivních technologií. Ostří obrobene pomocí laserovaného paprsku připomínalo rektifikované ostří s řízeným zaoblením.



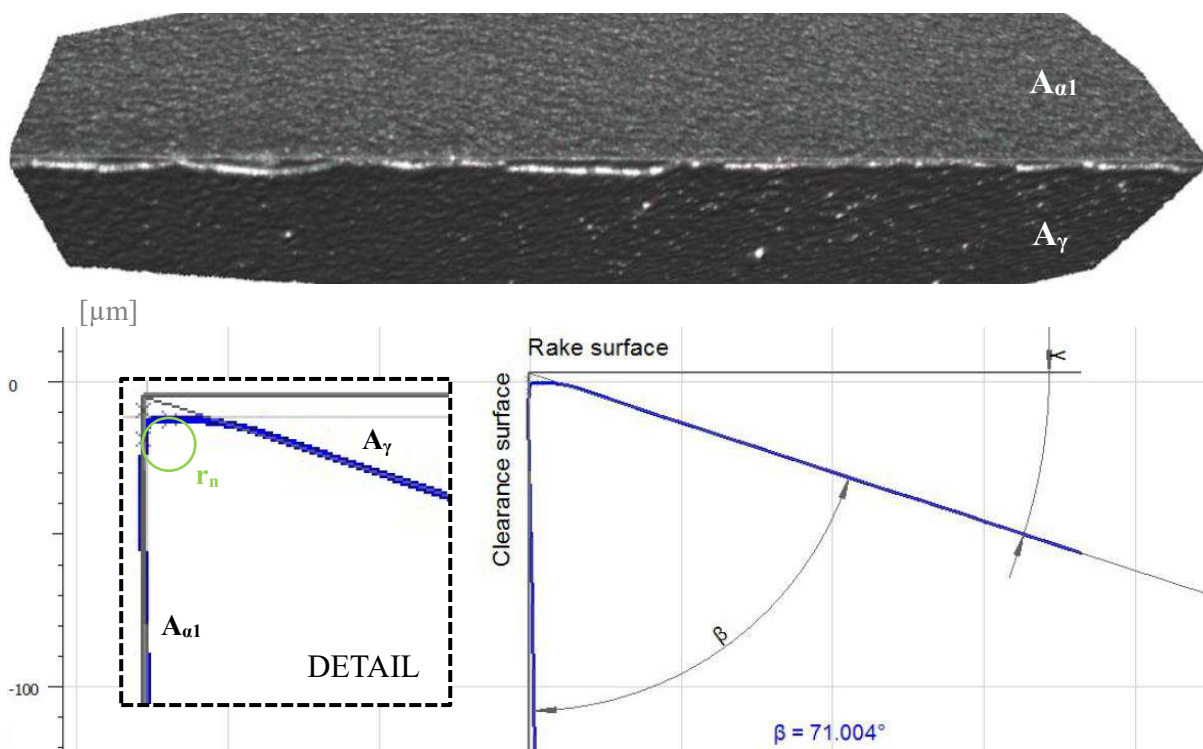
Obr. 4.116 Hodnoty poloměrů zaoblení ostří pro jednotlivé technologiemi.



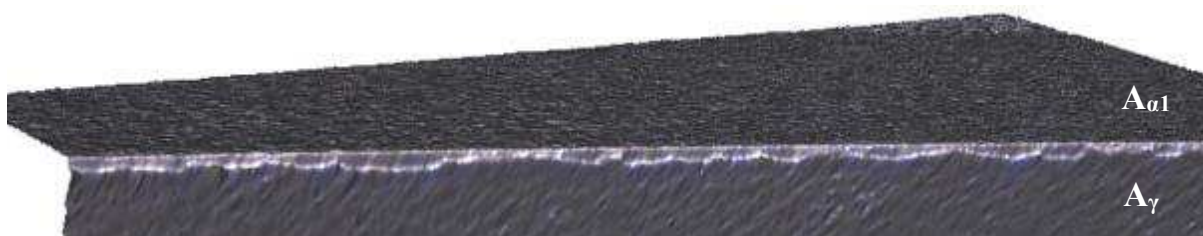
Obr. 4.117 Břit nástroje ostřený technologií EDMG a jeho normálový řez k ostří s průměrnými hodnotami daného měření (zvětšení 20 $\times$ ).



Obr. 4.118 Břit nástroje ostřený technologií LASER a jeho normálový řez k ostří s průměrnými hodnotami daného měření (zvětšení 20 $\times$ ).



Obr. 4.119 Břit nástroje ostřený technologií WEDM a jeho normálový řez k ostří s průměrnými hodnotami daného měření (zvětšení 20×).



Obr. 4.120 Břit nástroje ostřený technologií EDMG analyzovaný pomocí optického měřicího systému Alicona InfiniteFocusG5 (zvětšení 10×).



Obr. 4.121 Břit nástroje ostřený technologií LASER analyzovaný pomocí optického měřicího systému Alicona InfiniteFocusG5 (zvětšení 10×).



Obr. 4.122 Břit nástroje ostřený technologií WEDM analyzovaný pomocí optického měřicího systému Alicona InfiniteFocusG5 (zvětšení 10×).

### 4.3.2 Silové zatížení nástrojů

Silové zatížení bylo analyzováno u všech nástrojů při odlišných řezných rychlostech. Trend výsledků byl poměrně odlišný – viz obr. 4.124. Ty však mohou být interpretovány z hlediska odlišné nástrojové geometrie, frézy s utvářečem a bez utvářeče, stejně jako může být vyhodnocení provedeno z hlediska technologie ostření, a to vše s uvážením velikosti absolutních hodnot, tak také v závislosti na řezné rychlosti.

Nástroje v rámci nulové hodnoty nástrojového úhlu sklonu hlavního ostří dosahovaly rozdílných absolutních hodnot, kde fréza bez utvářeče dosahovala o 57,0 % ( $v_c = 90$  m/min), 74,3 % ( $v_c = 120$  m/min) a 110,2 % ( $v_c = 160$  m/min) vyšší hodnoty oproti fréze s utvářečem. Zde byl prokázán pozitivní vliv utvářeče z kap. 4.1 z hlediska snížení sil během obrábění a snadnějšího odchodu třísek po čele destičky. Síly dosahované frézou s utvářečem byly při řezné rychlosti 90 m/min srovnatelné s tou, která byla vyhodnocená ve výzkumu v kap. 4.1.5 (obr. 4.23), i když se jednalo o sílu aktivní  $F_a$ , jelikož pasivní síla byla u přímého zubu zanedbána.

Změnou naklonění destičky v axiálním směru pro dvouzubou frézu se také dosahovalo odlišných absolutních hodnot, jelikož nástrojová geometrie v boční nástrojové rovině je tímto nakloněním ovlivněna – viz tab. 4.10. Při vyhodnocení jednotlivých technologií bylo dosaženo nejvyšších hodnot pro technologii EDMG, následovanou WEDM a nejnižších sil dosahovala technologie LASER pro řezné rychlosti 120 m/min a vyšší.

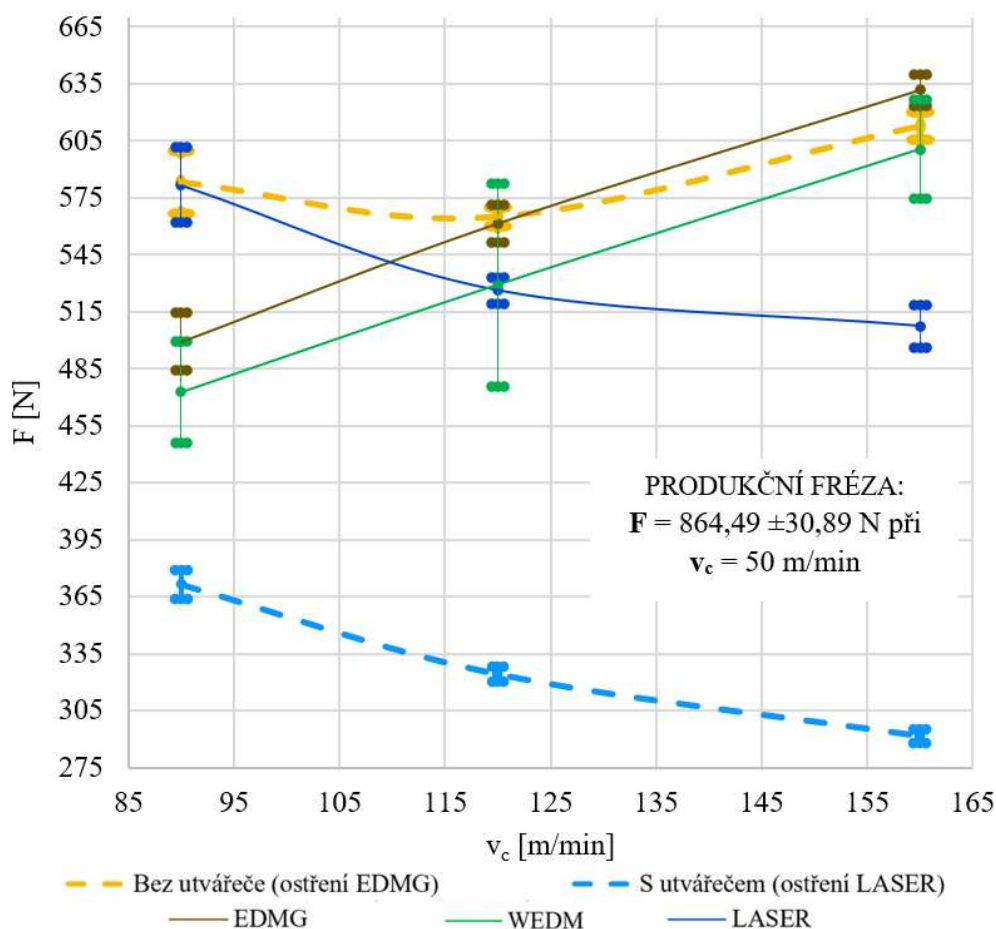
Z hlediska závislosti celkové síly vyvolané řeznou částí na řezné rychlosti byl trend pro elektroerozivní technologie naprosto stejný – rostoucí, ale pro LASER klesající – to pro oba nástroje ostřené touto technologií. Zde se nejpravděpodobněji promítl vliv opotřebení jednotlivých břitů, jelikož pro každé měření nebyl vyroben nový nástroj. U nástrojů s nulovým úhlem  $\lambda_s$  bylo prokázáno nižší opotřebení než u střídavých zubů – uvedeno dále v kap. 4.3.5. Pro elektroerozivní technologie bylo opotřebení vyšší než pro LASER ve všech případech. To vysvětluje klesající trend do řezné rychlosti 120 m/min a následný růst pro řeznou rychlost 160 m/min u nástroje ostřené technologií EDMG a nulového axiálního úhlu čela – fréza *bez utvářeče*. Experiment probíhal od měření nejnižší k nejvyšší řezné rychlosti. Při zvyšující se řezné rychlosti všeobecně klesá měrný řezný odpor [34], což lze potvrdit u břitů ostřených laserovými technologiemi s nižším opotřebením.

Pro srovnání velikosti daných sil bylo měření celkové síly vyvolané řeznou částí provedeno i produkčním monolitickým nástrojem ze slinutých karbidů s PVD povlakem AlTiN a řezným průměrem 16 mm od jedné z největších světových firem prodávající řezné nástroje. Tento 4zubý nástroj s proměnnou roztečí zubů pro minimalizování vzniku vibrací je zobrazen na obr. 4.123. Vzhledem k odlišnému řeznému materiálu, musela být volena nižší řezná rychlost, avšak tyto řezné podmínky jsou doporučovány přímo výrobcem daného nástroje pro použití konkrétního materiálu obrobku. Hodnota posuvu na zub byla doporučovaná v rozmezí 0,05 až 0,13 mm, čímž byla volena shodná hodnota jako pro ostatní nástroje – 0,1 mm. Řezná rychlost dosahovala hodnoty 50 m/min a tím otáčky vřetene měly hodnotu 995  $\text{min}^{-1}$ . Posuvová rychlost poté dosahovala hodnoty 398 mm/min. Při daných řezných podmínkách a nástrojové geometrii frézy byl vždy pouze 1 zub v záběru – jako u jiných fréz. Celková síla vyvolaná řeznou částí tohoto produkčního nástroje byla 864,49  $\pm 30,89$  N, což byla ze všech měření nejvyšší hodnota.

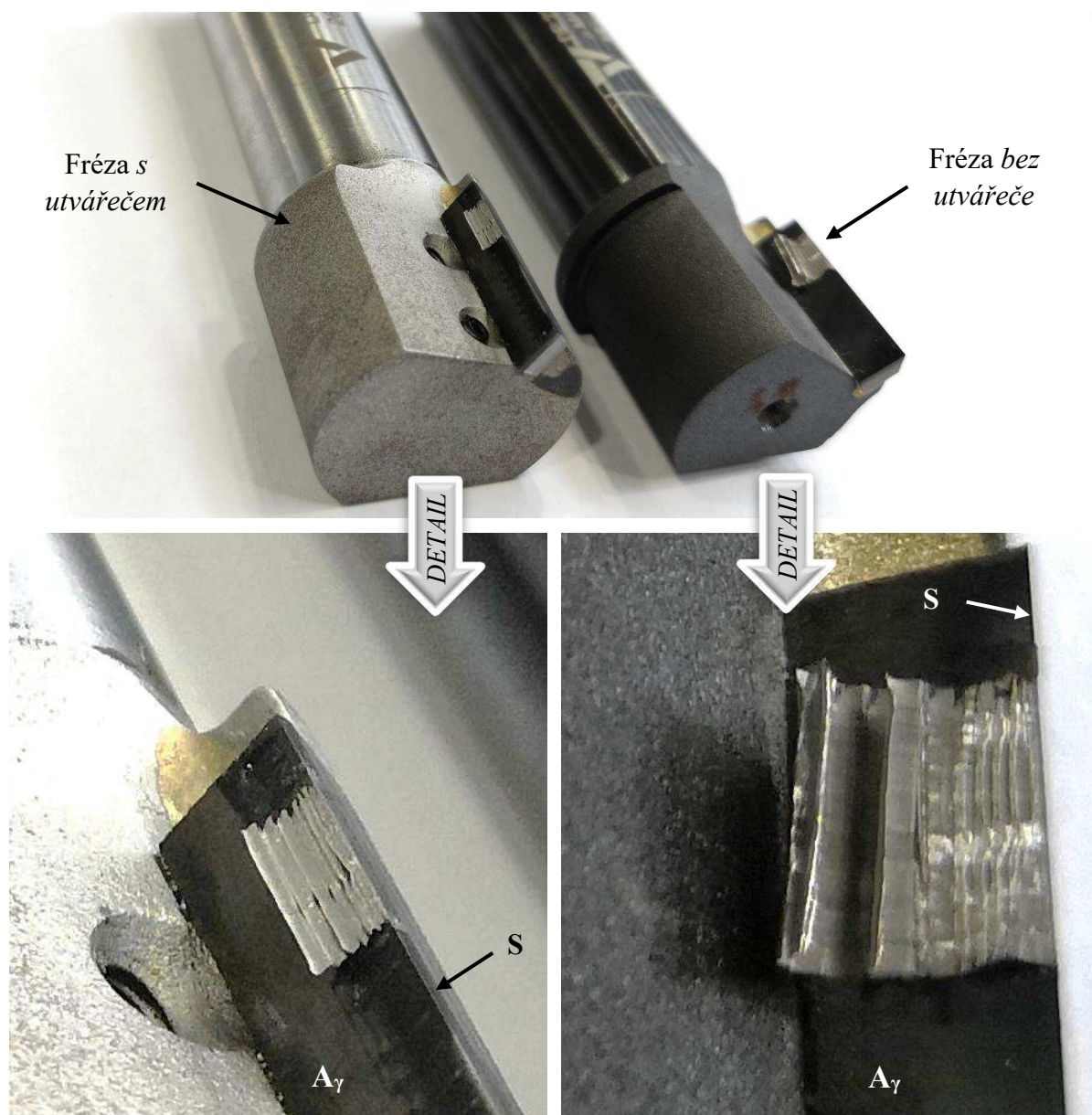
Na rozkmit sil během obrábění má vliv i samotný materiál obrobku, kdy v případě titanových slitin se vytváří typické segmentové třísky ve tvaru *zubů pily* (*saw-tooth chips*) – viz kap. 1. Tyto třísky ulpěné na nástrojích lze vidět na obr. 4.125. Ulpívání třísek na břitu destičky je zmiňováno i v knize [33]. Ulpěná tříska na břitu zůstává až do okamžiku následující záběru. Při nesousledném frézování může být vtažena mezi nástroj a obrobek a může dojít ke katastrofickému poškození nástroje nebo znehodnocení povrchu obrobku. V případě použitého sousledného frézování za běžných okolností toto poškození nehroží [33].



Obr. 4.123 Produkční nástroj použit pro srovnání velikosti daných sil vyvolaných nástroji prototypovými.



Obr. 4.124 Graf závislosti celkové síly vyvolané řeznou částí na řezné rychlosti pro jednotlivé nástroje.

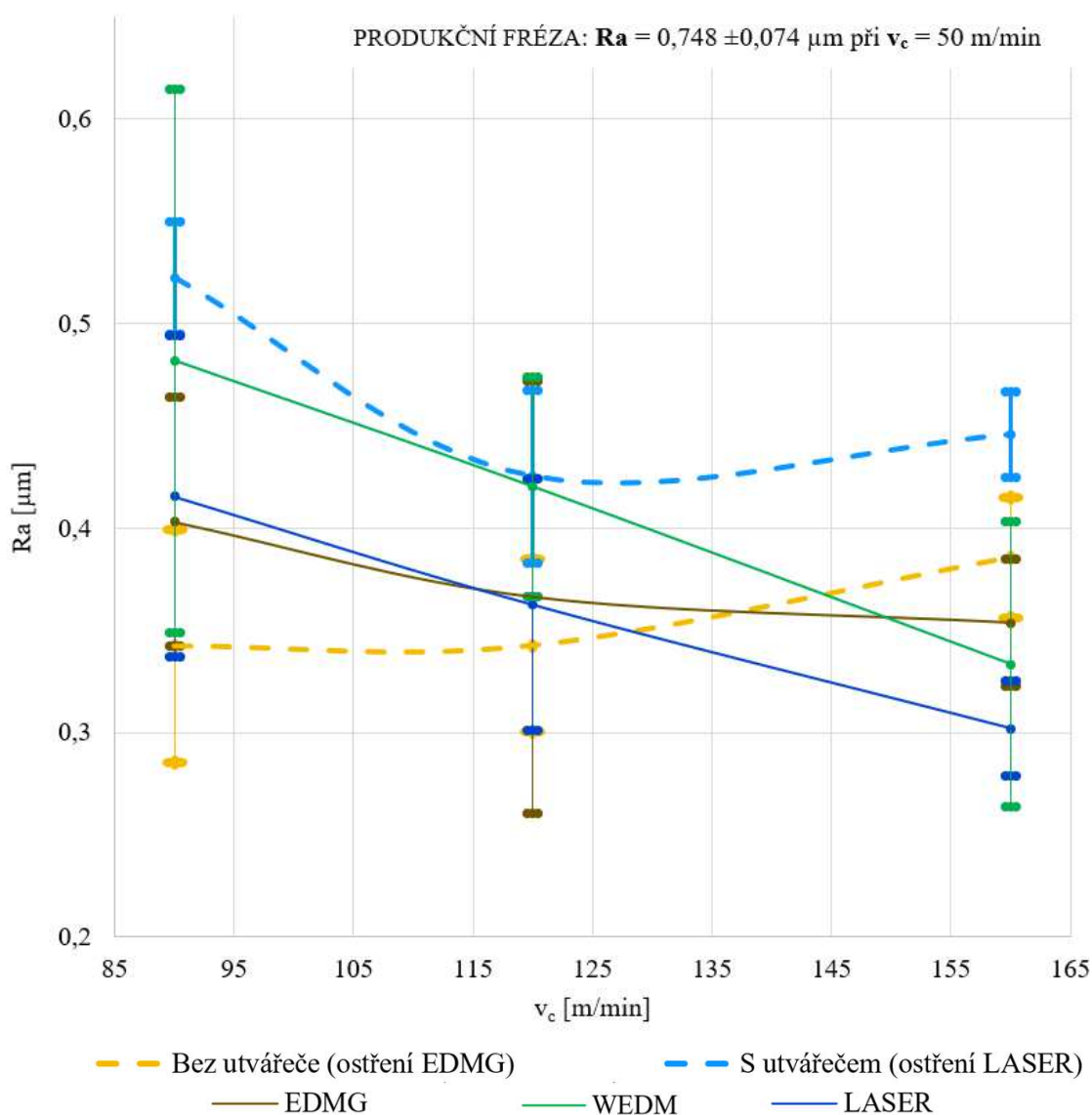


Obr. 4.125 Ulpěné titanové segmentové třísky ve tvaru zubů pily (*saw-tooth chips*) na nástrojích při řezné rychlosti 120 m/min.

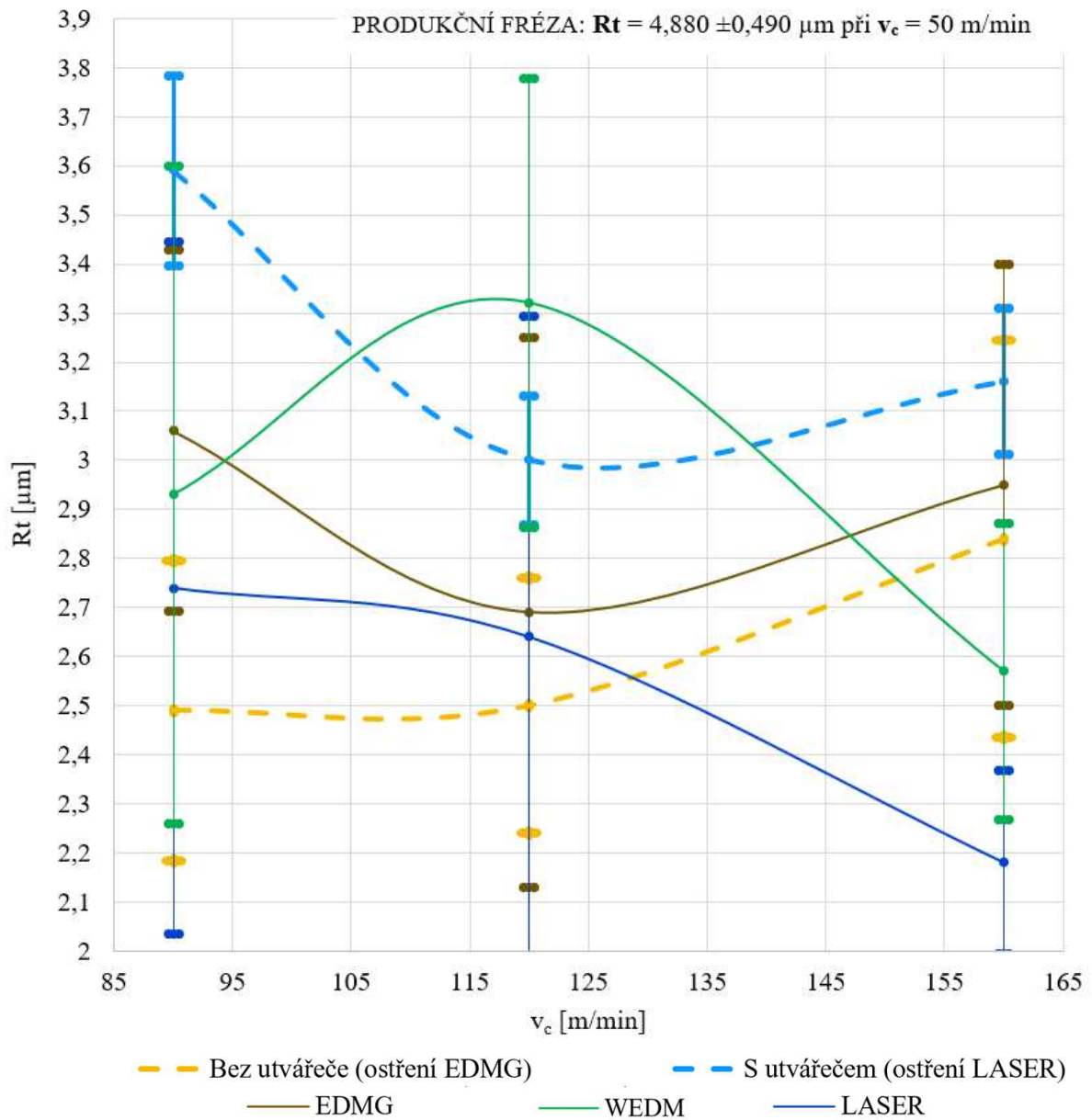
### 4.3.3 Hodnocení textury obrobeného povrchu

Drsnost obrobeného povrchu byla měřena v podélném směru pomocí kontaktní metody na drsnoměru Form Talysurf Intra 50 (výrobce Taylor Hobson) s poloměrem zaoblení špičky měřicího hrotu 2  $\mu\text{m}$ . Toto obrábění a následná analýza obrobeného povrchu byla provedena po měření silového zatížení jako celku společně s měřením teploty uvedeného v následující podkapitole 4.3.4, aby nástroje nebyly rozdílně opotřebované při prvním a posledním měření sil pomocí dynamometru, jelikož každou frézou pro danou řeznou rychlost byly z důvodu statistiky provedeny vždy 3 průjezdy s hodnotou jednoho 100 mm. Vzniklé opotřebení by mohlo ovlivnit i měřenou teplotu. Tudiž nástroje již byly v určité fázi opotřebení, kde však rapidní nárůst během tohoto krátkého experimentu nebyl předpokládán.

Graf na obr. 4.126 představuje zpracovaná data ze série pěti měření drsnoměrem v podobě závislosti průměrné aritmetické úchylky drsnosti na řezné rychlosti. Trendem měření je zlepšující se kvalita obrobeného povrchu vyjádřenou snižující se hodnotou  $R_a$  při zvyšující se řezné rychlosti pro dvouzubý nástroj se střídavým provedením zubů. U frézy *bez utvářeče* byl naopak trend opačný a u frézy *s utvářečem* byl průběh proměnný. Pro parametr celkové výšky drsnosti pro profilovou metodu na obr. 4.127 nejsou výsledky jednoznačné, ale ve většině případech kopírují trend parametru  $R_a$ . Určité odchylky mohou být způsobeny vibracemi během obrábění a také by bylo nutné provést sérii dalších opakujících se obrábění daných vzorků s následným měřením. Trend z přechozích měření v kap. 4.1.7 (obr. 4.43) a kap. 4.2.4 (obr. 4.102) lze částečně vypořádat i zde pro frézu *s utvářečem* a *bez utvářeče*, kde fréza *s* vyššími absolutními hodnotami celkové síly (*bez utvářeče*) dosahuje nižších hodnot  $R_a$ . V rámci samotné křivky v závislosti na řezné rychlosti se však tento trend lišil.



Obr. 4.126 Graf závislosti průměrné aritmetické úchylky drsnosti na řezné rychlosti pro jednotlivé nástroje.



Obr. 4.127 Graf závislosti celkové výšky drsnosti na řezné rychlosti pro jednotlivé nástroje.

V odborném článku [21] při frézování titanové slitiny Ti-6Al-4V za sucha měl největší vliv na kvalitu obrobeneho povrchu parametr  $a_p$ , následně  $v_c$  a parametrem s nejmenším vlivem byl posuv na zub, jelikož destička byla s geometrií *WIPER*. Při zvyšující se řezné rychlosti klesala hodnota parametru  $R_a$ , což je trendem předkládaných výsledků na obr. 4.126. Hodnoty při shodném posuvu na zub (0,1 mm) ležely dle grafu v intervalu 0,35 až 0,47  $\mu\text{m}$ , což jsou velice srovnatelné hodnoty. Opačný trend je zaznamenán u výzkumu na obr. 2.4.

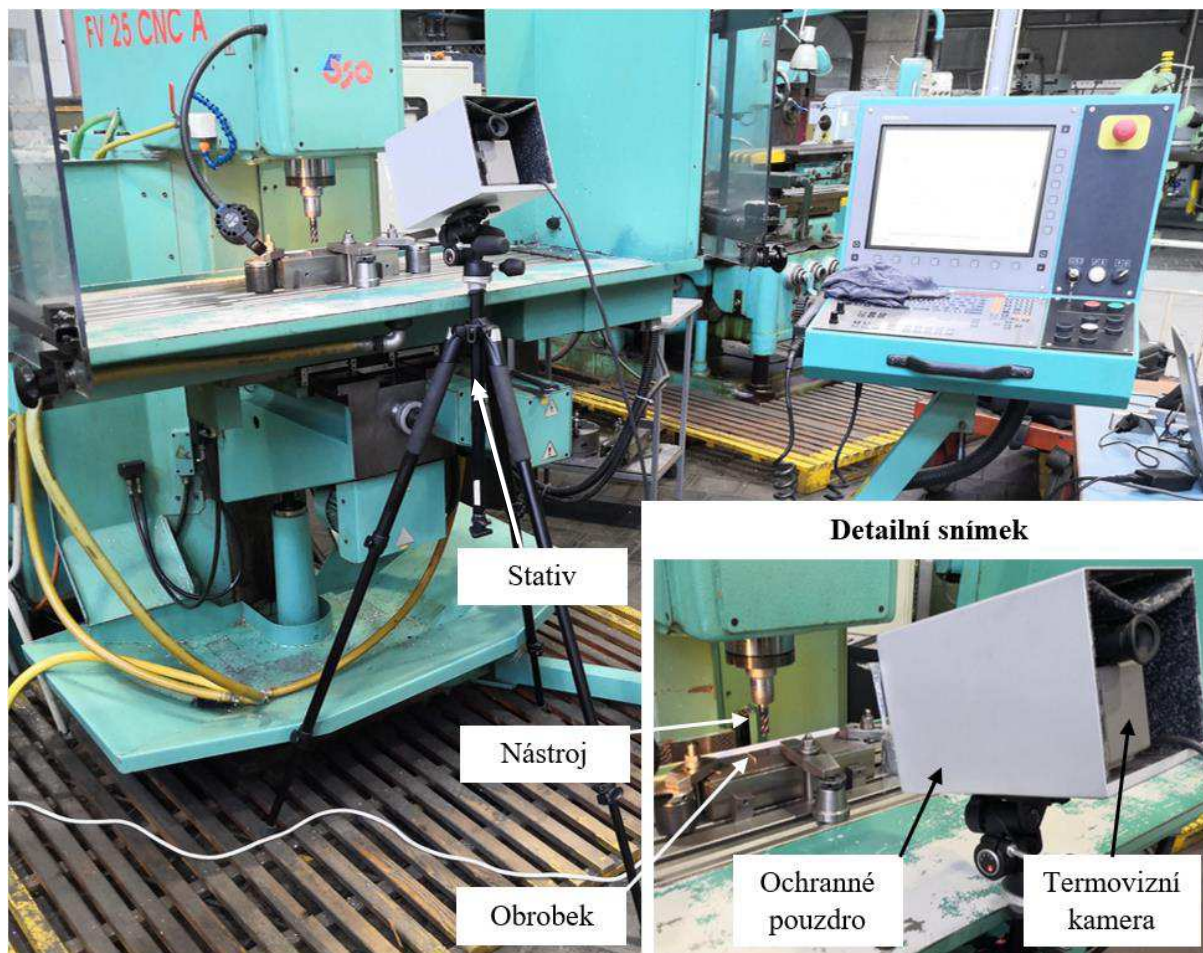
#### 4.3.4 Měření teploty obrobku pomocí termovizní kamery

Měření probíhalo v laboratoři C2 FSI VUT v Brně pomocí termovizní kamery Flir SC 2000 a softwaru ThermaCAM Researcher 2001. Možný rozsah měření je  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$  až  $+1500\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Kamera pracuje na principu snímání infračerveného spektra, kdy se současně zachytí infračervené i vizuální obrazy. Experiment spočíval v měření povrchové teploty na obrobku, jelikož ten lze jako jediný během obrábění považovat za stacionární. Měření nestacionárních předmětů zkresluje měřená data a je problematické je zaznamenat, z hlediska proudění vzduchu, rozdílné emisivity v každém okamžiku snímání apod. Průběh měření pomocí termovizní kamery je zobrazen na obr. 4.129. Uložení termovizní kamery v ochranném pouzdře s ochrannou fólií bylo pomocí stativu, jehož nohy byly uložena na podlaze a kamera tak nebyla v kontaktu s vertikální konzolovou frézku s řídicím systémem Heidenhain iTNC530 – viz obr. 4.130. Tím kamera snímala stále stejnou oblast s ohledem k vřetenu stroje a eliminoval se tak vliv rozdílných poloh jednotlivých měření při posouvání kamery, což by mohlo zkreslovat samotné měření s ohledem na možné odlesky, snímáný úhel, který byl  $60^{\circ}$  a jiné rušivé vlivy. Obrodek byl natřen termovizní barvou se známou a přesně definovanou hodnotou emisivity v rozsahu teplot při experimentálním měření, jelikož povrch titanového plechu byl lesklý. Emisivita je závislá na úhlu snímání kamery stejně jako velikosti snímáné teploty. Součástí nastavení experimentu mimo hodnotu emisivity bylo definování dalších počátečních podmínek. Relativní vlhkost dosahovala hodnot  $22,0\%$  a teplota  $22,3\text{ }^{\circ}\text{C}$  – viz obr. 4.128.

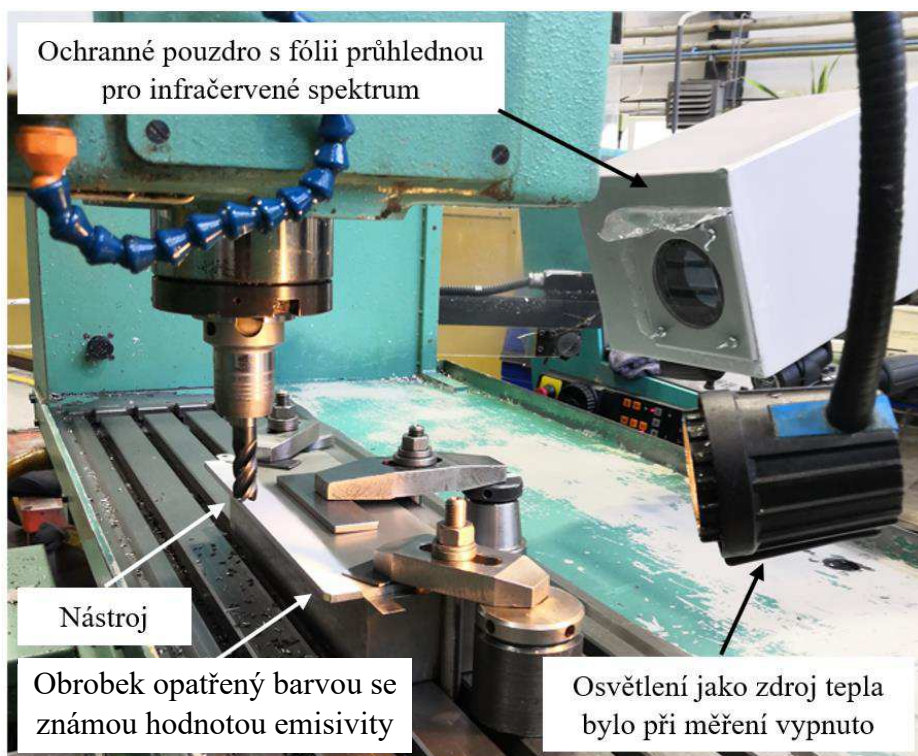


Obr. 4.128 Teplota a relativní vlhkost při měření.

V oblasti primární plastické deformace vzniká největší množství tepla. Terciální plastická deformace materiálu – oblast hřbetu nástroje – má mimo vliv na výslednou kvalitu obrobku také významný dopad na tření nástroje o obrobek a teplotu v této oblasti. Ta by měla být udržována co nejmenší. Z toho důvodu je nutno volit úhel hřbetu co největší, čímž se dá zamezit jeho výraznému opotřebení. Dané opotřebení na hřbetě ve tvaru fazetky navíc, tento úhel dále zmenšuje a opotřebení se tak kumuluje. Při zvyšující se řezné rychlosti všeobecně roste množství vzniklého tepla, které může být odváděno nástrojem, obrobkem, třískou a okolním prostředím. Poměrná distribuce tepla však není konstantní a s rozdílnou řeznou rychlostí se mění [34]. V odborné studii [21] při frézování Ti-6Al-4V (grade 5) za sucha je trend zvyšující se teploty se zvyšující se hodnotou řezné rychlosti shodný. Při sousledném frézování je také vyvíjeno méně tepla než při frézování nesousledném [33].



Obr. 4.129 Průběh měření pomocí termovizní kamery.

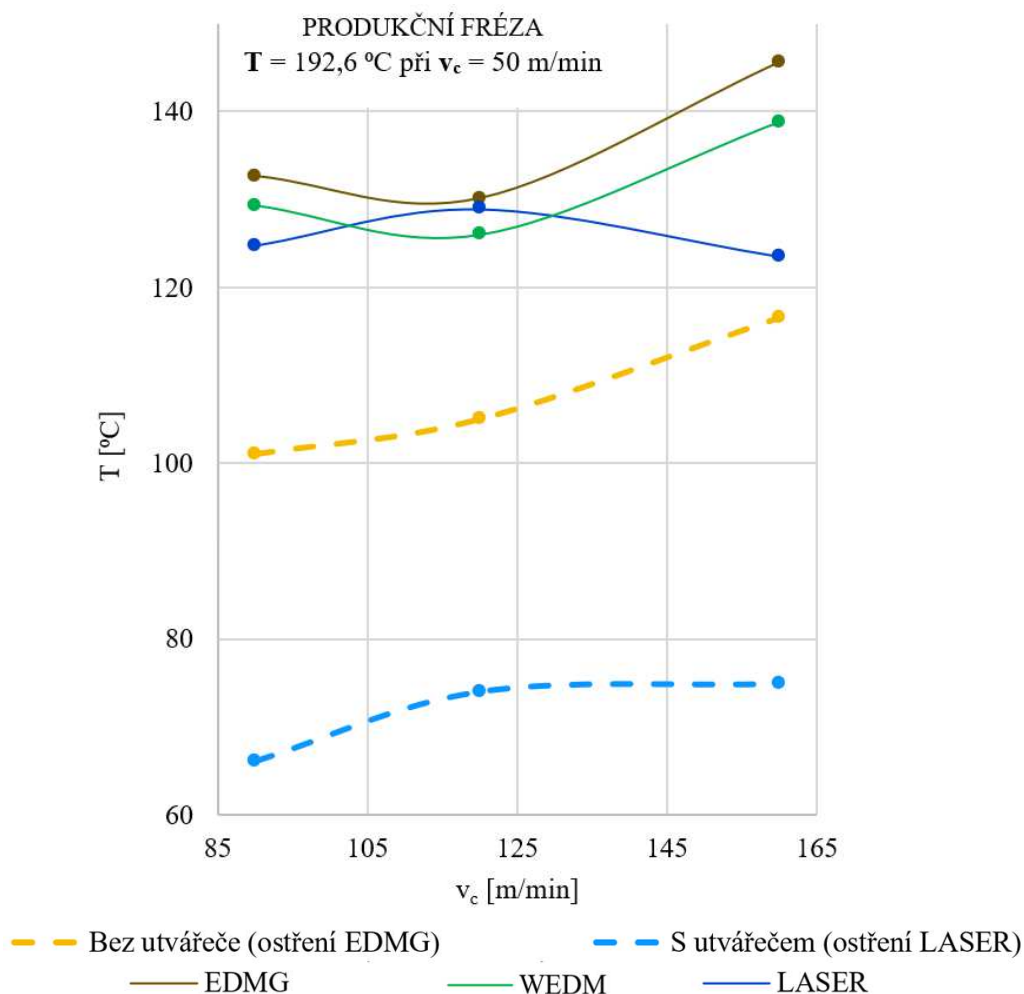


Obr. 4.130 Detail nastavení experimentu s měřením teploty ze zadní strany frézky.

Při analýze jednotlivých technologií je jejich pořadí shodné jako u analyzovaných sil během obrábění, což lze vidět na obr. 4.131 V rámci elektrických technologií byla měřena vyšší teplota na obrobku při obrábění nástrojem EDMG než v případě WEDM. Obráběním nástrojem s utvářečem byla změřena také nejnižší teplota stejně jako nejmenší hodnota celkové síly vyvolané řeznou částí.

Frézami s nástrojovým úhlem sklonu hlavního ostří o hodnotě  $0^\circ$  byla analyzována menší teplota, jelikož tyto frézy byly 1zubé a obrobek se tak mohl nepatrně více ochlazovat.

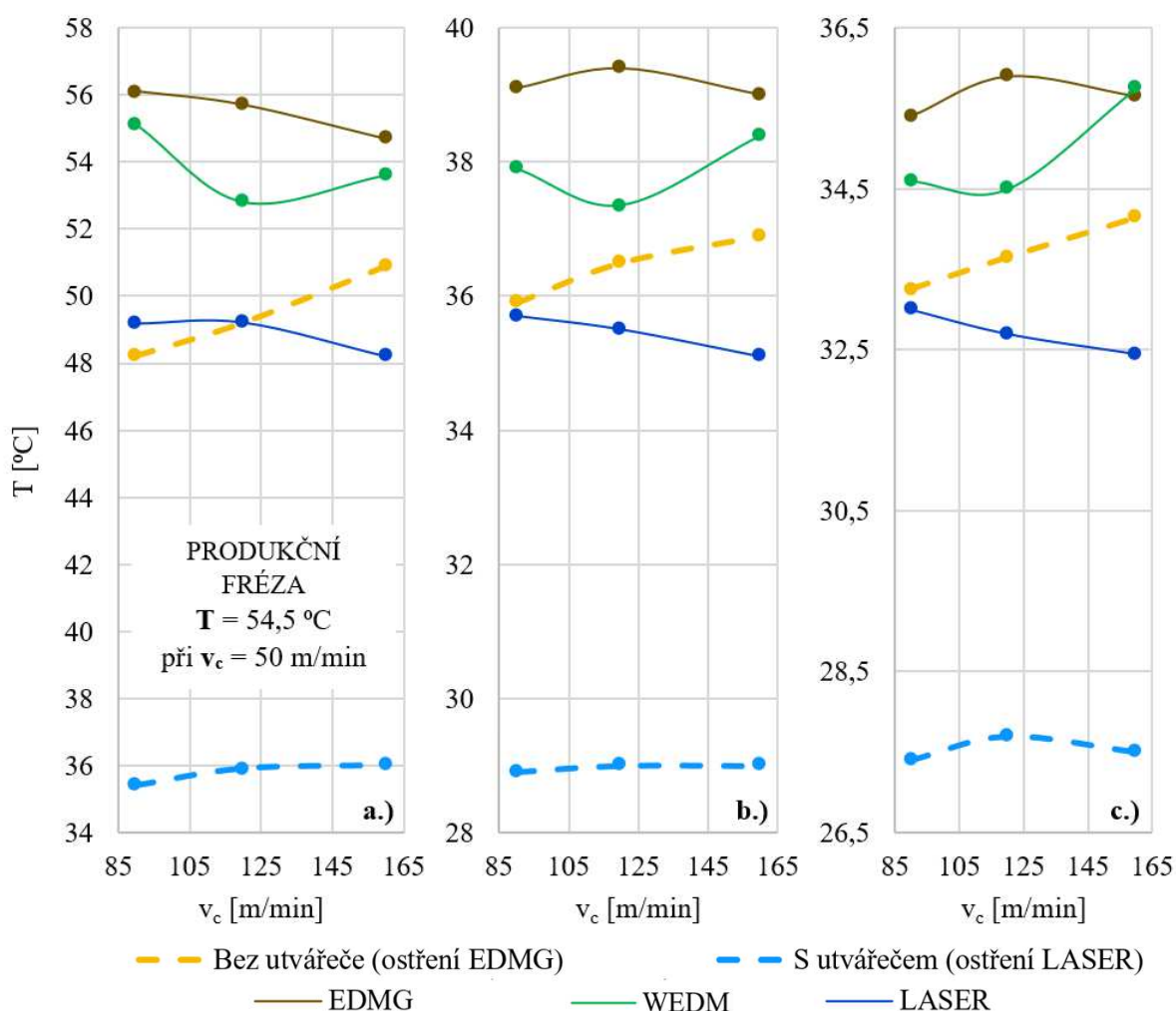
Trend vývoje teploty pro vyšší řezné rychlosti je pro elektroerozivní technologie stejně jako pro frézu s utvářečem rostoucí, což potvrzuje teorii zmíněnou výše. Pro destičky střídavého provedení ostření laserovou technologií, je tento trend nejednoznačný. Pro bližší analýzu by bylo vhodné provést sérii dalších měření s více nástroji. Při obrábění produkčním nástrojem byla změřena nejvyšší teplota  $192,6^\circ\text{C}$  při řezné rychlosti  $50\text{ m/min}$ , u kterého byla analyzována také nejvyšší změřená síla.



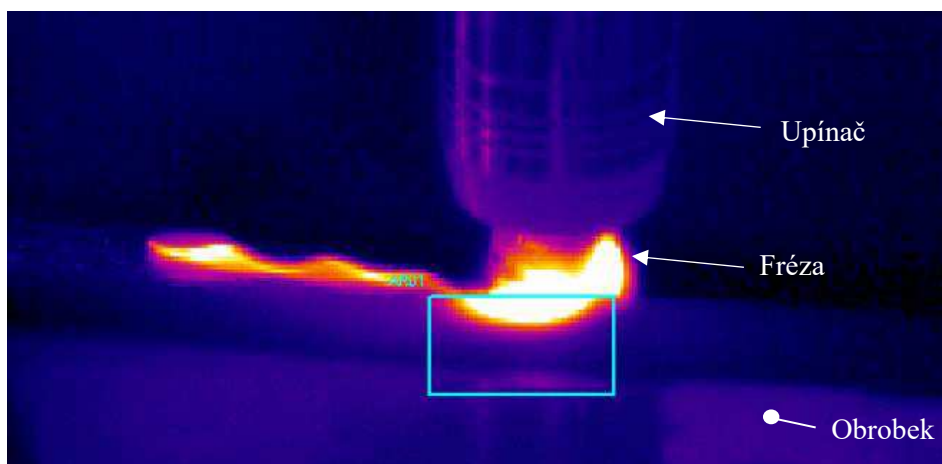
Obr. 4.131 Maximální teplota analyzovaná v ohraničené oblasti – na obrobku.

Grafy na obr. 4.132 zobrazují vývoj hodnot teplot v jednotlivých časových okamžicích po vyjetí frézy z řezu – chladnutí obrobku. Rozdíly mezi jednotlivými řeznými rychlostmi jsou velmi malé, což také souvisí s citlivostí termokamery a její vzorkovací frekvencí.

V rámci měření termovizní kamerou bylo možné vidět i směr odchodu třísek z místa řezu, který reflektoval nástrojovou geometrií – viz obr. 4.133 až obr. 4.135. U produkčního nástroje třísky odlétávaly do všech směrů vlivem daného úhlu sklonu hlavního ostří nástroje ( $\lambda_s = 38^\circ$ ).



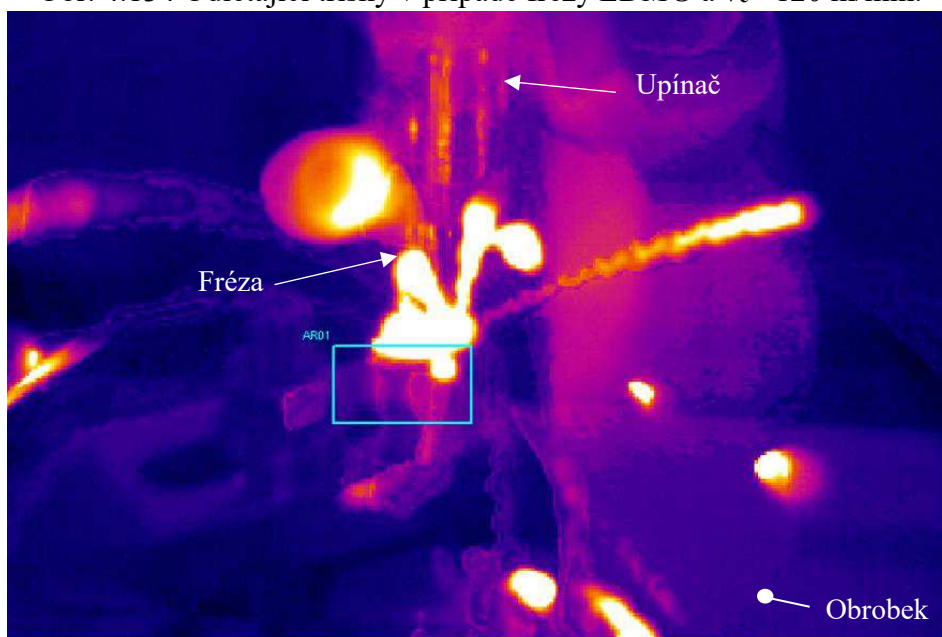
Obr. 4.132 Grafy závislosti teploty obrobku na řezné rychlosti analyzované v daných časových okamžicích po vyjetí frézy z řezu měřené na obrobku.  
a.) 5 s chladnutí b.) 15 s chladnutí c.) 20 s chladnutí.



Obr. 4.133 Odlétající třísky v případě frézy bez utvářeče a  $v_c=160$  m/min.



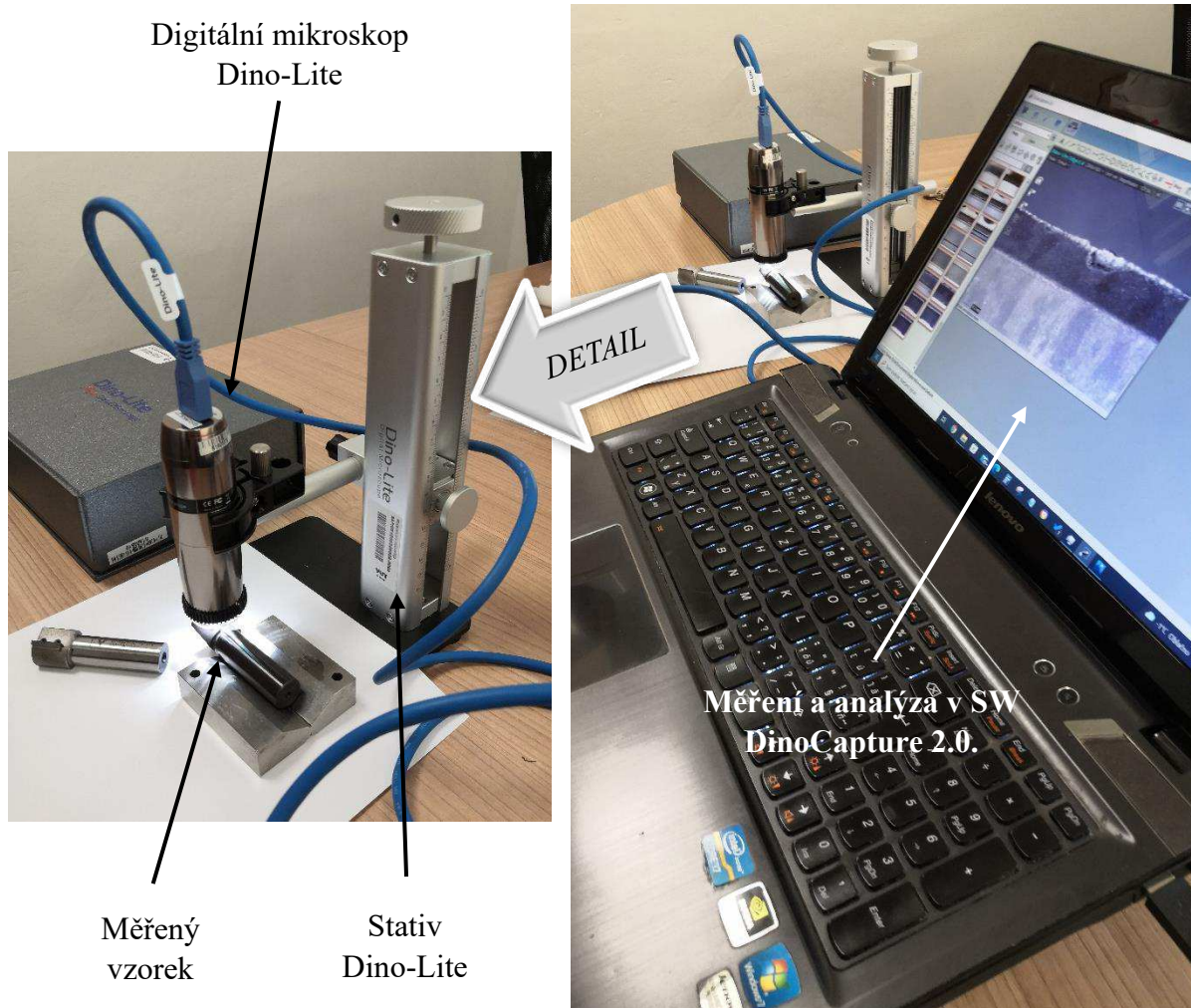
Obr. 4.134 Odlétající třísky v případě frézy EDMG a  $v_c=120$  m/min.



Obr. 4.135 Odlétající třísky v případě produkční frézy a  $v_c=50$  m/min.

### 4.3.5 Opotřebení nástrojů

Digitální mikroskop Dino-Lite AM73915MZT – Edge byl použit pro měření opotřebení všech nástrojů, který umožňuje připojení prostřednictvím USB 3.0 k PC se softwarem DinoCapture 2.0 – viz obr. 4.136. Rozsah zvětšení daného mikroskopu je 10× až 220×.

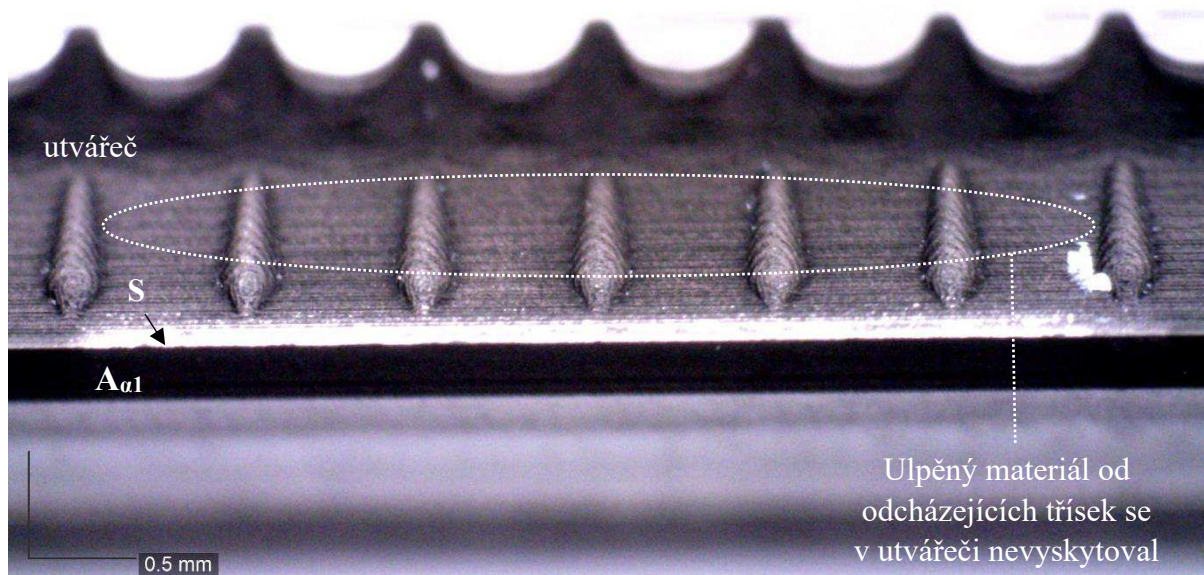


Obr. 4.136 Měření opotřebení pomocí digitálního mikroskopu Dino-Lite AM73915MZT – Edge připojeného USB 3.0 rozhraním k PC se softwarem DinoCapture 2.0.

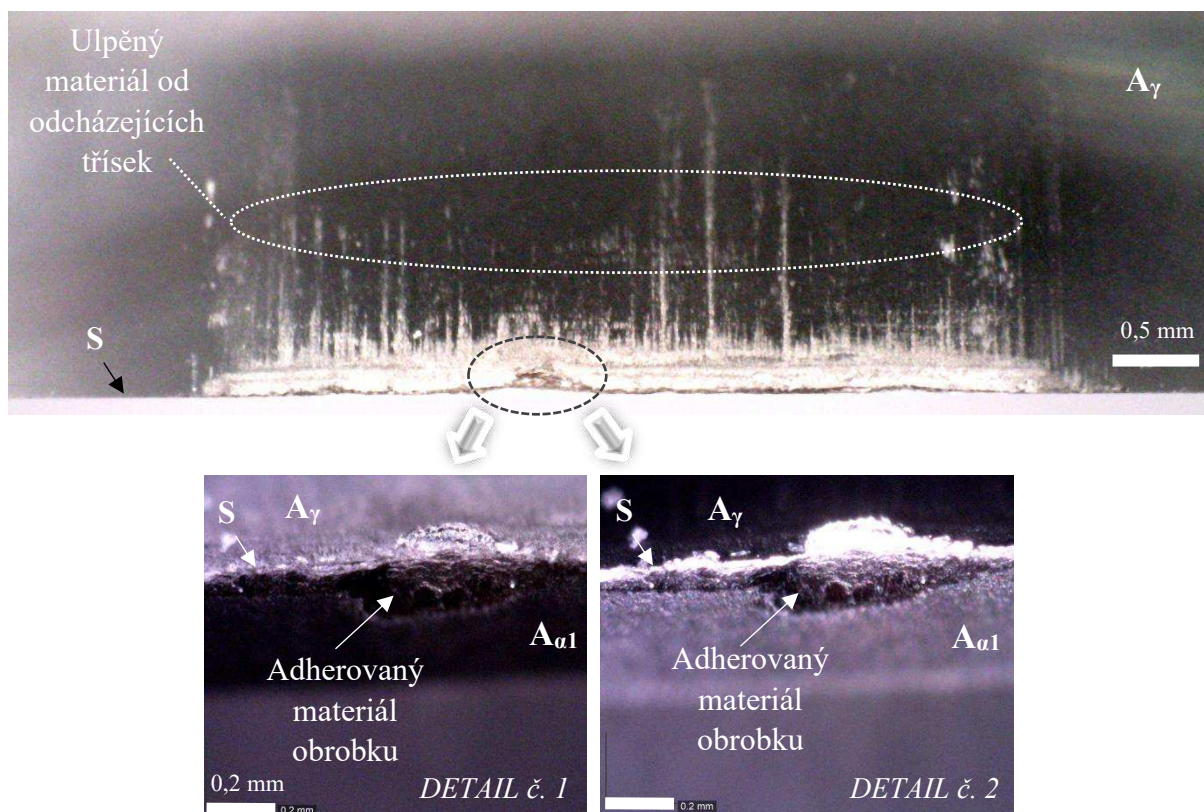
Na obr. 4.137 až obr. 4.140 jsou zobrazeny břity nástrojů s nulovým nástrojovým úhlem sklonu hlavního ostří na konci experimentu. Lze vidět, že nástroj ostřený laserovou technologií s utvářečem má rovnoměrně ulpěný materiál na čelní i hřbetní ploše, zatímco u frézy bez utvářeče se adhezaný vyskytoval ve větším měřítku a nerovnoměrně rozložen.

Obr. 4.141 až obr. 4.149 zobrazují opotřebení břitů nástroje ostřeného rozdílnými technologiemi, které bylo způsobené zejména vyštipováním ostří a adhezním opotřebením, kde ulpíval materiál obrobku. Nejmenšího opotřebení dosáhla nepatrně technologie laseru před elektroerozivními technologiemi, kde však břit ostřený laserovou technologií dosahoval největší hodnoty normálového úhlu břitu (obr. 4.115). Avšak u všech břitů dané frézy se vyštipování břitu vyskytovalo ve stejných polohách, a to sice v oblasti, kde úhel břitu

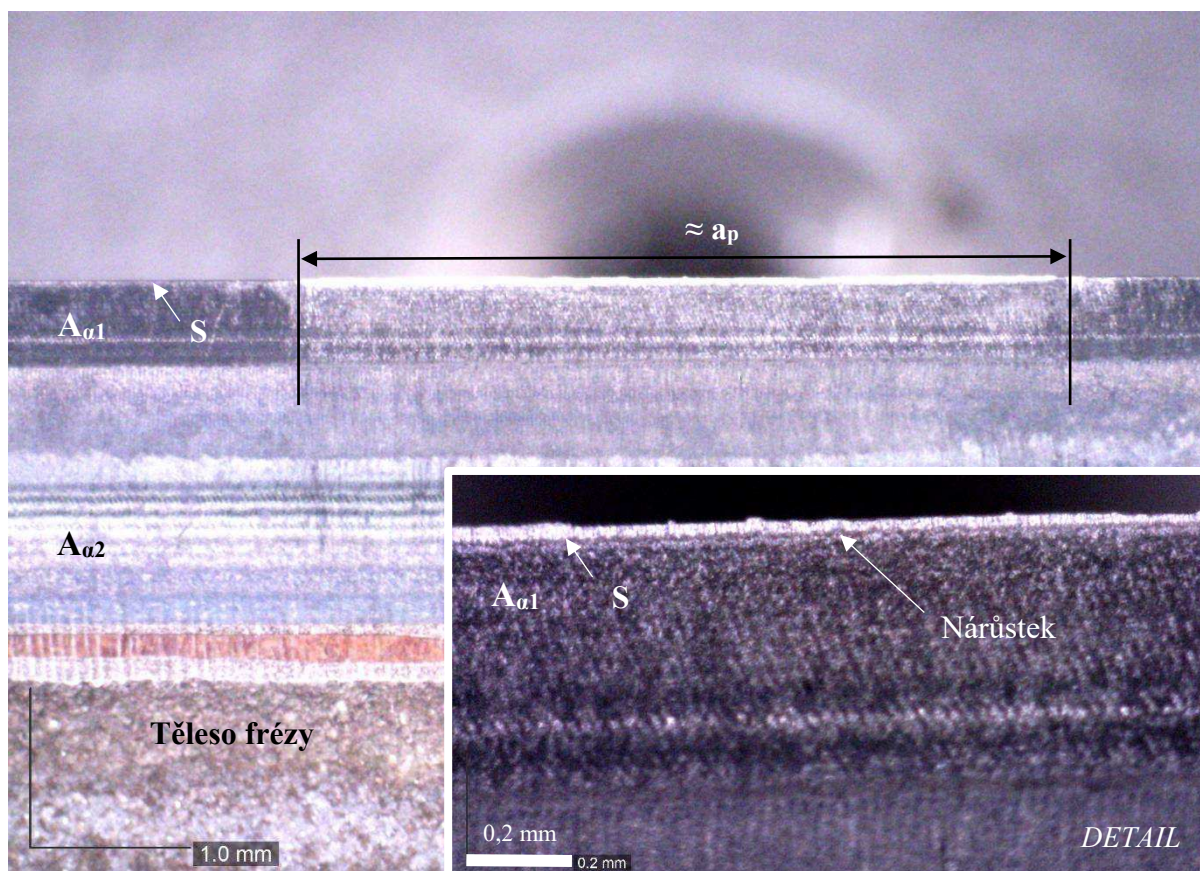
dosahoval nižších hodnot – kde břit byl pozitivnější – méně tuhý. Do řezu šla jako první část břitu s vyšší tuhostí a až poté pozitivnější část břitu. Z výkresu uvedeného v příloze 7 lze vidět, že hodnota radiálního úhlu čela se každým uvažovaným bodem ostří měnila v rozmezí  $5^{\circ}$ – $15^{\circ}$ . Vyštípaná oblast byla ta, kde hodnota radiálního úhlu čela dosahovala vyšších hodnot. U dvou dalších fréz (*s utvářečem a bez něj*) radiální úhel čela dosahoval konstantní jmenovité hodnoty  $11^{\circ}$  a opotřebení u těchto frézy bylo menší, ačkoliv tyto frézy byly pouze jednozubého provedení a tím byl objem odebraného materiálu těchto břitů dvakrát vyšší než u dvouzubé frézy ostřené rozdílnými technologiemi.



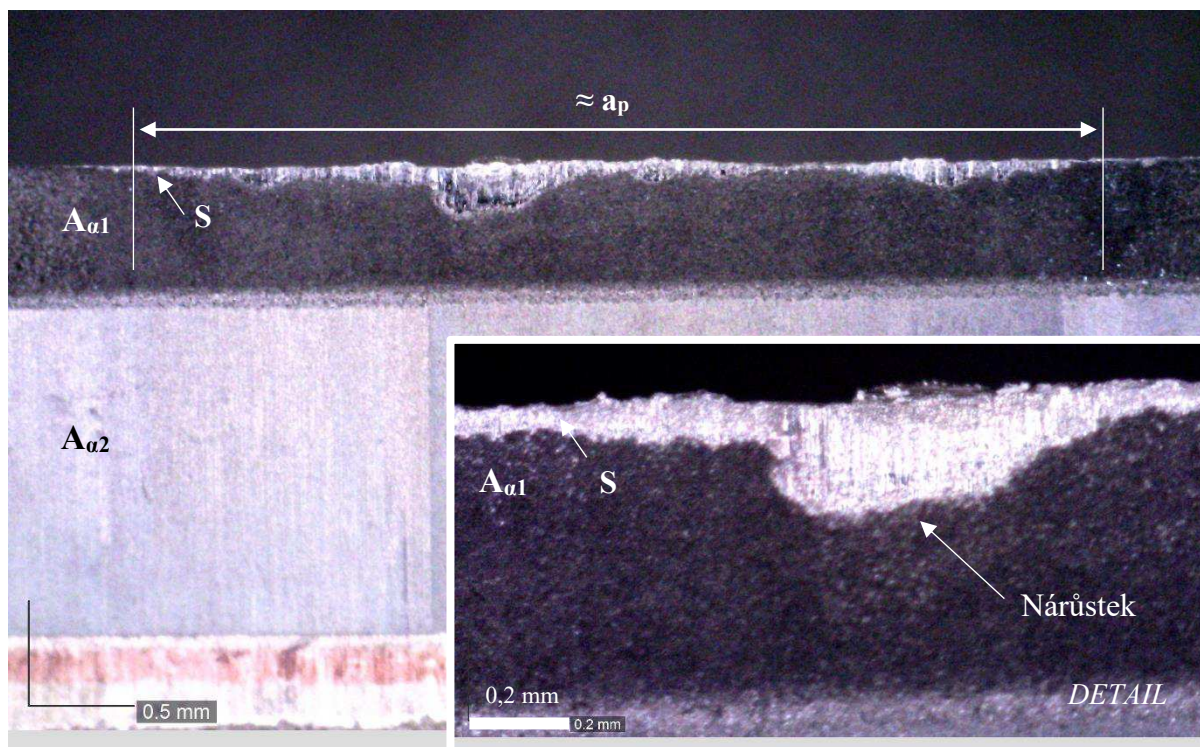
Obr. 4.137 Břit destičky nástroje s utvářečem – adherovaný materiál obrobku na čele.



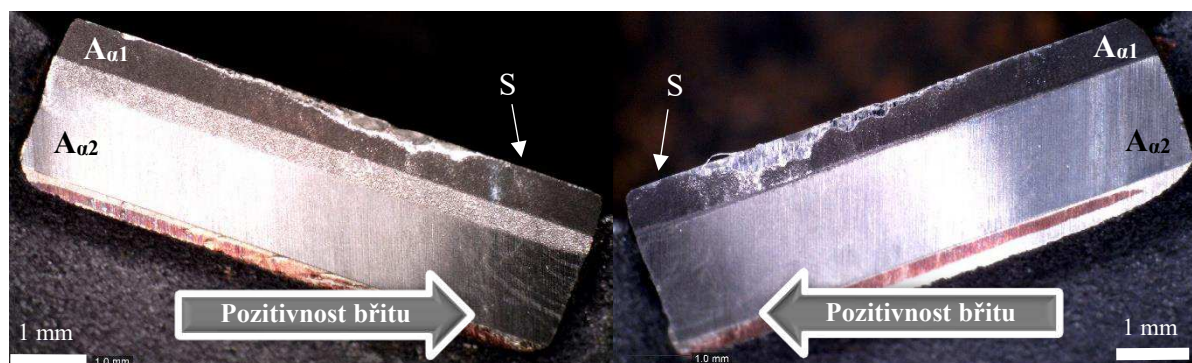
Obr. 4.138 Čelo destičky nástroje bez utvářeče – adherovaný materiál obrobku.



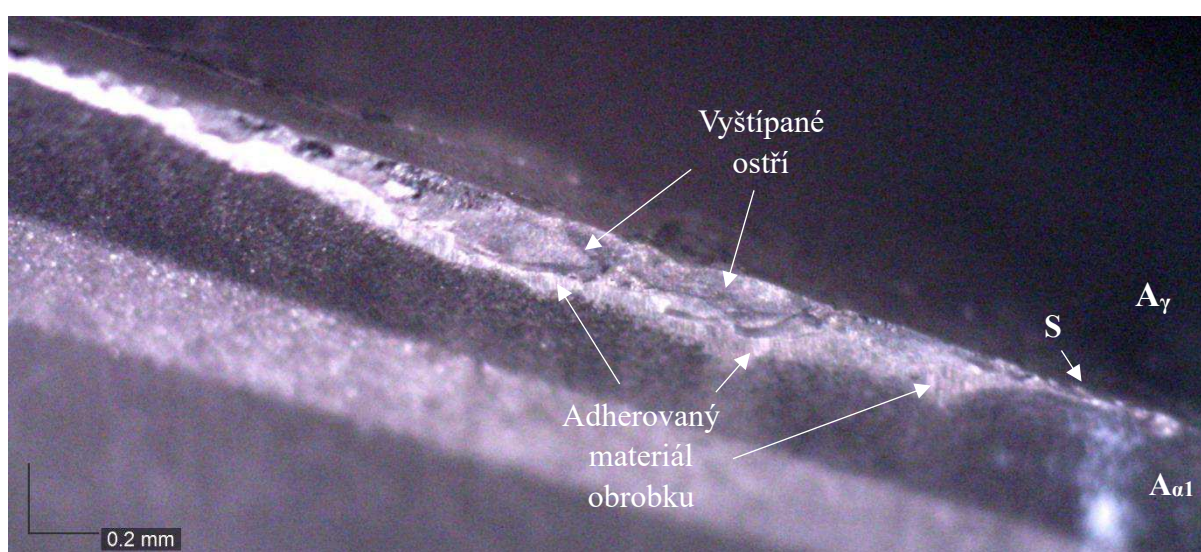
Obr. 4.139 Hřbet destičky nástroje s utvářečem.



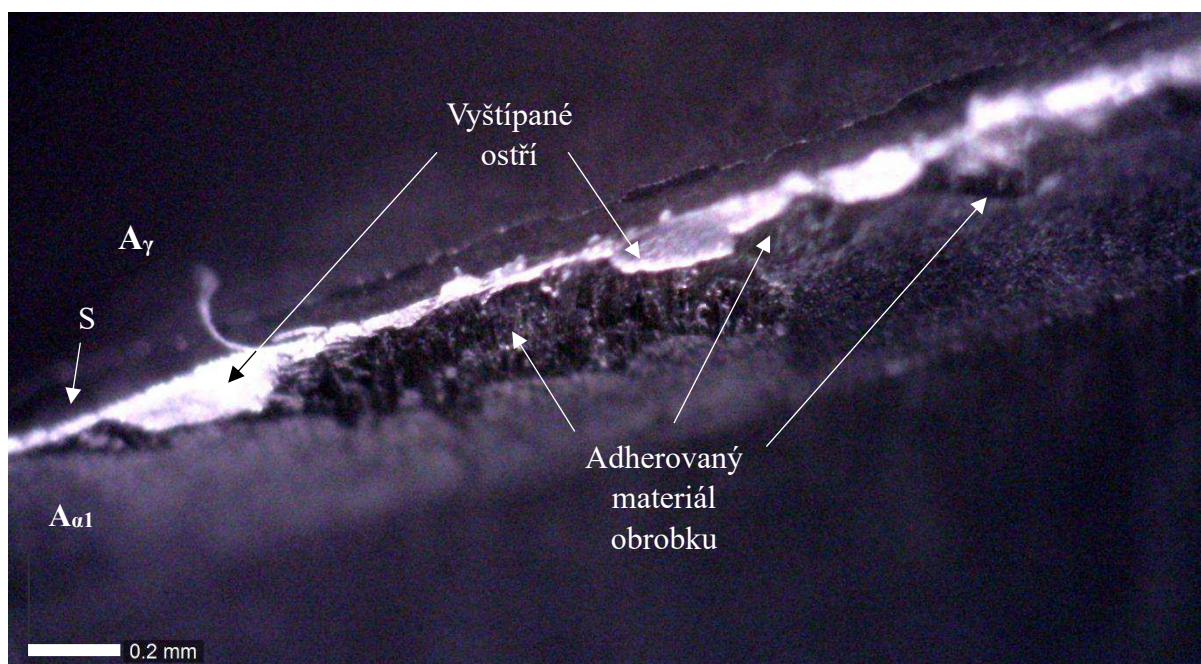
Obr. 4.140 Hřbet destičky nástroje bez utvářeče.



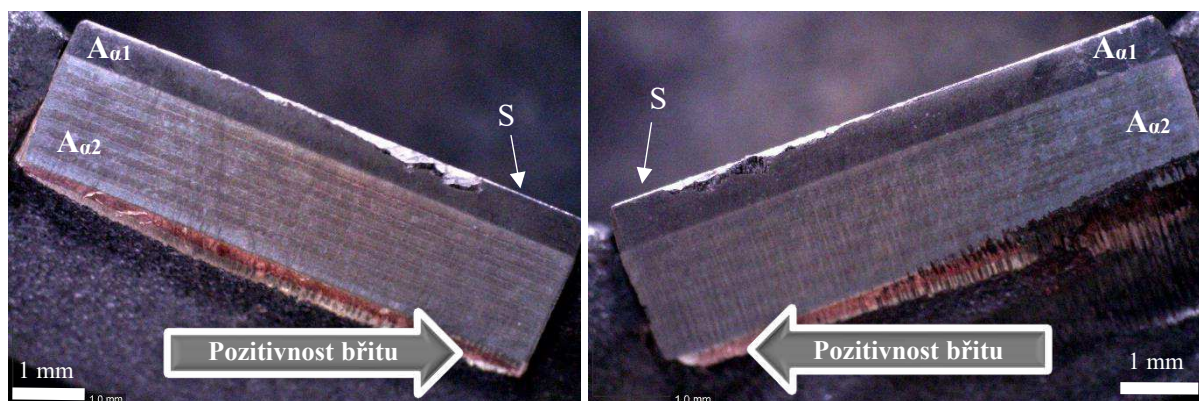
Obr. 4.141 Hřbet destiček ostřených technologií EDMG.



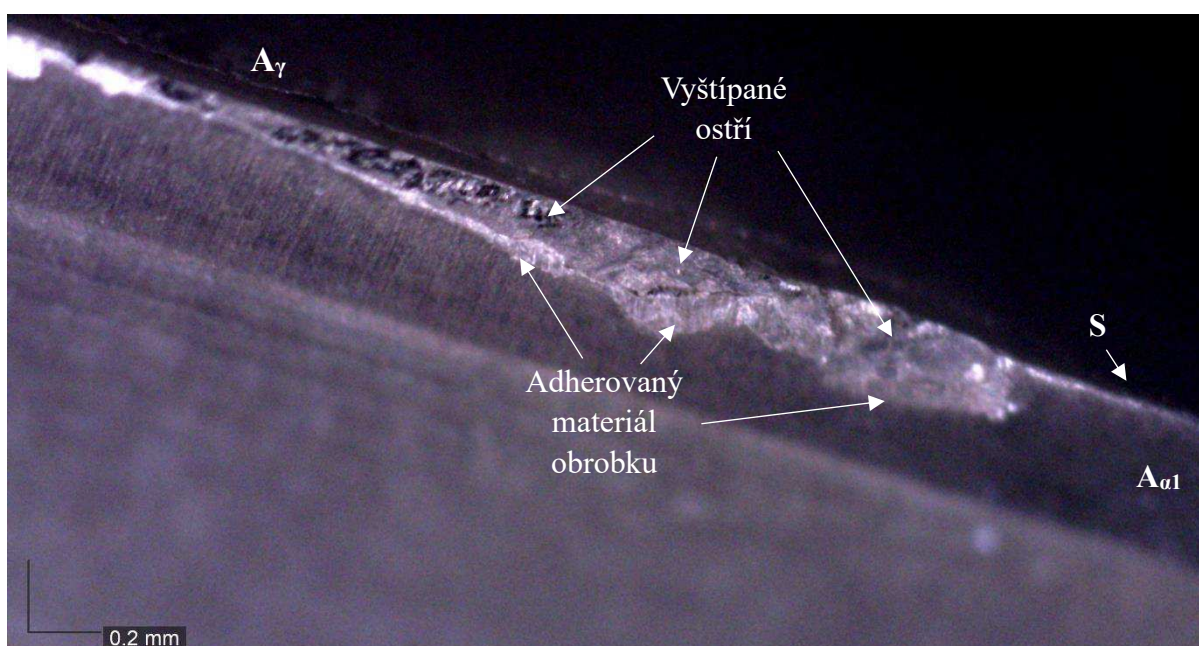
Obr. 4.142 Detail první destičky ostřené technologií EDMG.



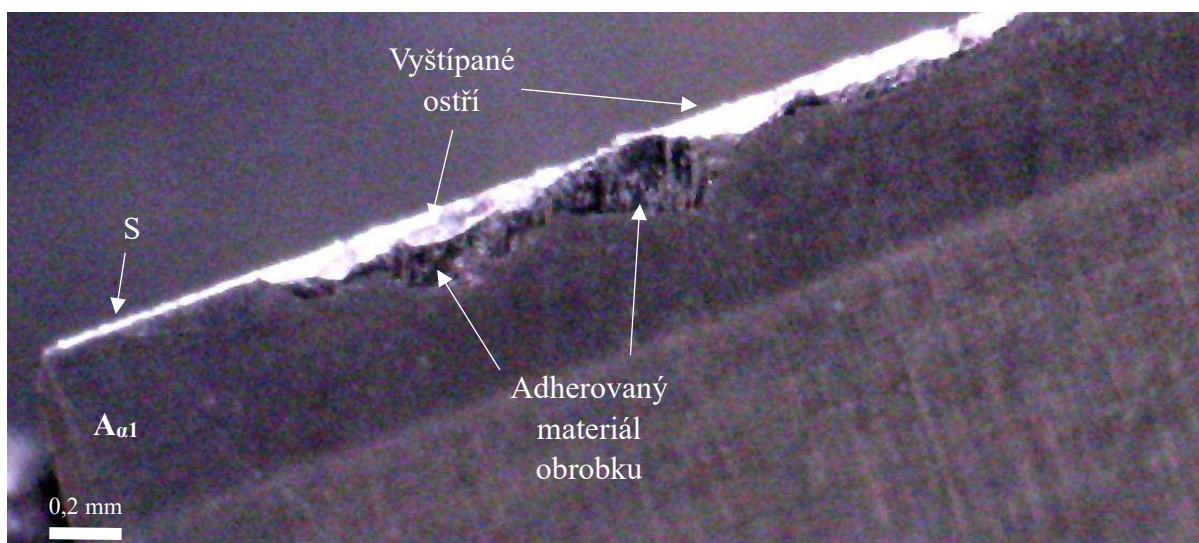
Obr. 4.143 Detail druhé destičky ostřené technologií EDMG.



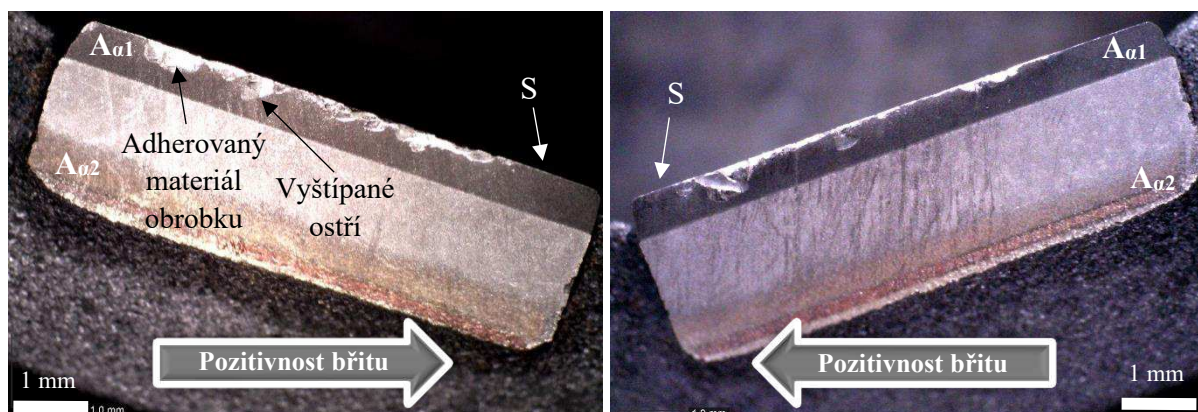
Obr. 4.144 Hřbet destiček ostřených technologií LASER.



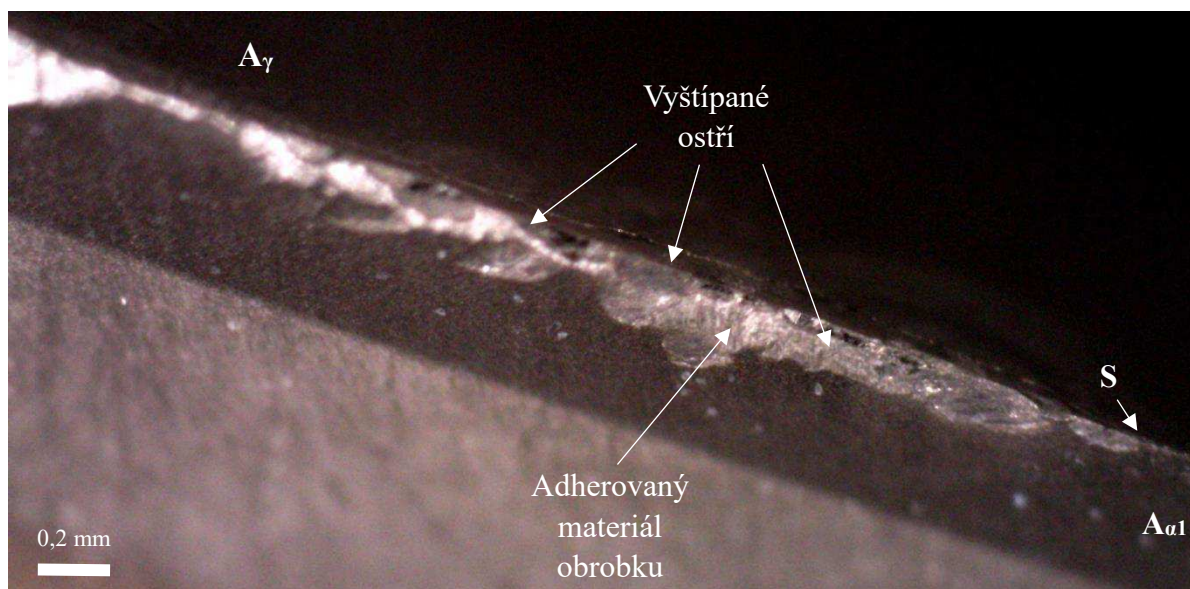
Obr. 4.145 Detail první destičky ostřené technologií LASER.



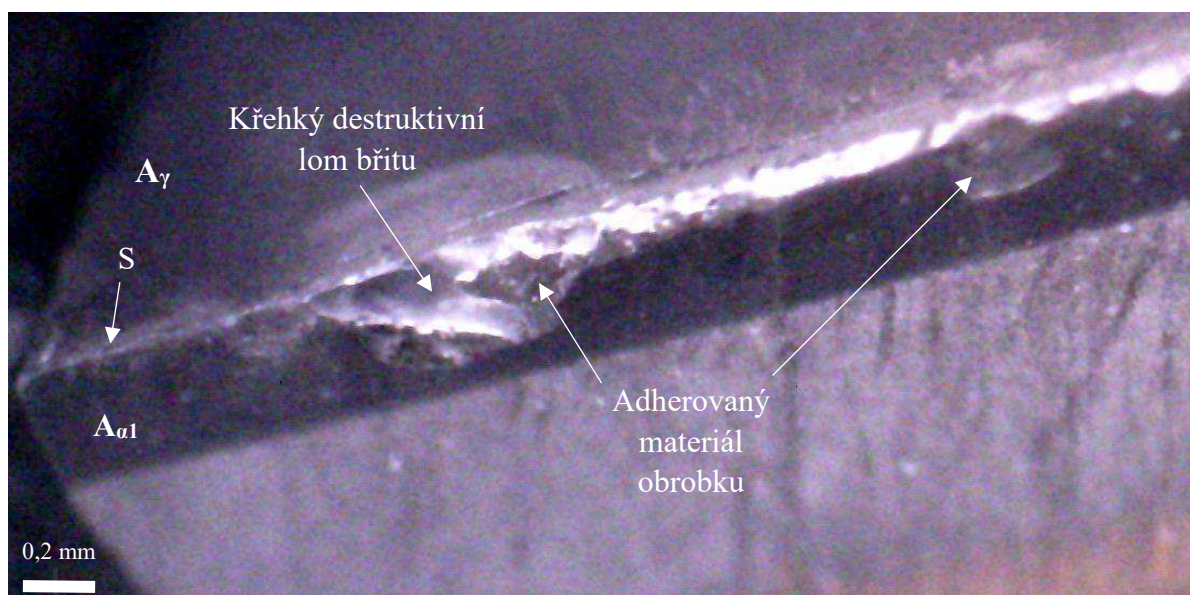
Obr. 4.146 Detail druhé destičky ostřené technologií LASER.



Obr. 4.147 Hřbet destiček ostřených technologií WEDM.



Obr. 4.148 Detail první destičky ostřené technologií WEDM.



Obr. 4.149 Detail druhé destičky ostřené technologií WEDM.

## 5 ZÁVĚRY DIZERTAČNÍ PRÁCE

Spolu s rozvíjejícími se výrobními technologiemi a technologiemi počítačového softwaru se neustále rozvíjí i oblast řezných nástrojů, která v posledních dekádách pokračuje v mílových krocích svého vývoje. Pokročilé výrobní technologie mohou být implementovány i do vývoje a konstrukce samotných řezných nástrojů, což následně jde ruku v ruce se zvyšujícími se požadavky na přesnost, kvalitu a funkčnost obráběných komponent vyráběných v požadovaném čase s vynaložením minimálních nákladů a také trendem dnešní doby, kterým je maximální péče o životní prostředí. Dosažení tohoto cíle je částečně záležitostí obráběcí strategie a částečně technologie – výběru řezných podmínek a typu frézy. To nutí výrobce nástrojů se neustále zabývat novými problémy, které s problematikou vývoje nových řezných nástrojů souvisejí. Ačkoliv je vývoj nekonvenčních technologií nacházejících široké uplatnění v průmyslové oblasti i nezbytně nutné oblasti zdravotnictví stále pokrokovější, tak řezné nástroje pro obrábění jsou doposud neoddělitelnou, nezbytnou a nepostradatelnou složkou většiny strojírenské výroby a zejména jedné z nejpoužívanějších technologií obrábění – frézování.

Dosažené výsledky z výzkumů této práce přináší rozvoj poznání u nástrojů s diamantovou aktivní částí. Jak je patrné z výsledků experimentů, je spousta vlivů, které výsledný nástroj ovlivňují. Ať se jedná o technologičnost konstrukce daných fréz, která je limitována vyráběnými polotovary, možnými technologiemi ostření a v neposlední řadě makro a mikroskopickými úpravami čela ve formě utvářečů třisek.

Celkové závěry dizertační práce tak lze rozdělit do několika dílčích oblastí, přičemž obecné závěry získané z výzkumu rozdílných typů utvářečů vlastní konstrukce vyrobených pomocí pikosekundové laserové technologie při obrábění materiálu obrobku Ti-6Al-4V jsou následující:

- hodnota aritmetického průměru výšky omezené stupnice povrchu lasovaného utvářeče dosáhla hodnoty  $0,7 \mu\text{m}$  ( $\sigma = 0,9 \mu\text{m}$ ), zatímco leštěné čelo PKD destičky od výrobce dosahovalo hodnoty  $S_a = 0,1 \mu\text{m}$  ( $\sigma = 0,1 \mu\text{m}$ ).
- Při použití vysokotlakého přívodu procesní kapaliny středem nástroje tlakem 25 MPa docházelo k zvýšenému ulpívání materiálu obrobku na čele destičky z PKD než při frézování za sucha, čímž se dosáhlo i vyšším silám během obrábění.
- Pouhá makroskopická úprava čelní plochy PKD destičky formou odlehčujících kuželových otvorů s technologickým vrcholovým úhlem  $40^\circ$  snížila aktivní složku celkové síly  $F_a$  v porovnání s frézou bez této úpravy. Průběh nárůstu této síly v čase byl také pro upravenou destičku menší. Na počátku dosahovala fréza bez úpravy 103,15% hodnoty síly vůči fréze s úpravou, zatímco na konci experimentu (po 18,6 minutách obrábění) byl již nárůst výrazný – 126,75% hodnota vůči fréze s úpravou.
- Frézy s navrženými a zkonstruovanými prostorovými utvářeči dosahovaly konstantních a téměř  $2\times$  nižších hodnot sil během 18,6 minut obrábění a nebyl zaznamenán žádný rostoucí trend, jako u frézy bez utvářeče.

- U fréz s utvářeči obsahující pozitivnější geometrii čela bylo opotřebení a ulpívání materiálu obrobku na břitu zanedbatelné v porovnání s frézami bez těchto prostorových utvářečů třísek, kde bylo ulpívání materiálu obrobku masivní.
- Ulpívání materiál obrobku ve formě nárůstku stále vznikal a zanikal.
- Adherovaný materiál obrobku byl analyzován i na vystouplých částech obou prostorových utvářečů, čímž byla cíleně snížena styčná plocha mezi odcházející třískou a čelem destičky, což částečně dokazovala analýza odebraných třísek, kde na některých z nich byly charakteristické stopy těchto konstrukčních prvků v utvářeči.
- Obrobený povrch vyjádřený parametrem **Ra** však dosahoval nejvyšších hodnot u povrchů obrobených frézami s utvářeči, ale stejný povrch byl naopak nejméně ovlivněn daných řezným procesem, což prokazovala změřená mikrotvrдость. U utvářečů dosahovala hodnoty  $351,4 \pm 5,31$  HV<sub>0,1</sub> a  $366,8 \pm 6,49$  HV<sub>0,1</sub>, zatímco u frézy bez utvářeče  $384,8 \pm 6,21$  HV<sub>0,1</sub>, v porovnání se základní tvrdostí obráběného materiálu  $332,4 \pm 4,41$  HV<sub>0,1</sub>. Tvrдость obrobeného povrchu destičkou s úpravou čela ve formě otvorů dosahovala vyšších hodnot než pro frézy s utvářeči, ale naopak menších než nejvýše změřené.
- Souhrnným trendem tohoto výzkumu bylo, že vyšší aktivní silou **F<sub>a</sub>** se dosahovalo zvýšení mikrotvrdsti obrobeného povrchu, ale také nižší drsnosti obrobeného povrchu vyjádřeného parametrem **Ra**.
- Jmenovitá šířka první fazetky na hlavním čele byla zkonstruována s jmenovitou hodnotu 30 μm, avšak skutečná velikost fazetky byla pro 3. frézu 60 μm a u frézy 2 nebyla detekována dokonce žádná fazetka, čímž utvářeč začínal hned u ostří nástroje, což značně zvýšilo pozitivnost tohoto nástroje. Přesnost výroby utvářečů fréz laserem má tedy významný vliv na výsledné silové zatížení při obrábění.

Konstrukce prototypového soudečkového nástroje s pájenými destičkami z PKD neumožnila nastavení optimální nástrojové geometrie z důvodu technologičnosti konstrukce, jelikož ostří nástroje u těchto typů fréz prochází (směřuje) k jeho ose a destičky mají rovinnou plochu čela a určitou tloušťku včetně podkladní vrstvy ze SK. Tato geometrie byla částečně modifikována nejvhodnějším utvářečem z předchozího výzkumu, přičemž například nástrojový úhel sklonu hlavního ostří není možné utvářečem již ovlivnit. *Abbott Firestoneova* křivka plochy řízeně laserovaného utvářeče na čele PKD destičky dosahovala naprosto rovnoměrného a žádaného poměru materiálu piků a údolí a jejich redukováných výšek s výškou jádra 1,552 μm, což má výborné vlastnosti z tribologických hledisek, kdy třísky odchází po optimalizovaných mikro-výstupcích na texturovaném povrchu, čímž lze optimalizovat i tvar prohlubní pro zadržování a přilnutí případných procesních kapalin. Avšak z důvodu složitější výroby než pro případ *srovnatelné sériově vyráběné* monolitické frézy stejného profilu ze SK, byla DP fréza opakovaně upravována kvůli tření plochy tělesa o obrobený povrch. Obrobené těleso frézy paprskem laseru způsobené ostřením destičky, které se nemělo dle 3D modelů vyskytnout, změřená vysoká hodnota normálového úhlu břitů pomocí 3D optického systému Alicona InfiniteFocusG5, stejně jako opakující se rozdílná velikost fazetky na čele destičky, jako v první části výzkumu způsobila neočekávaně horší výsledky v porovnání s konkurenční frézou stejného profilu od firmy Emuge-Franken a ukázala výrobní komplexnost daného typu fréz s požadavkem na přesnost výroby. Provedený úplný faktorový plánovaný experiment (DoE) také odhalil tyto nedostatky a nesoulad mezi oběma nástroji. Jednalo se o prvovýrobu

a kvůli finanční náročnosti diamantových nástrojů nebylo možné vyrobit novou frézu, kde by se tyto nedostatky napravily a experiment se provedl nový. Nevýhodou pájeného provedení DP fréz se zuby směřujícími do osy nástroje je také značné omezení v počtu zubů, což snižuje celkovou výkonost řezného procesu.

V rámci sériového nástroje ze SK při obrábění obrobku, který byl navržen a vyroben pomocí aditivní metody SLM s následným post-procesingem zahrnující navržené TZ žihání na odstranění vnitřního pnutí s provedeným metalografickým rozbořem byly závěry takové:

- při uvažování obráběcí strategie jemného řádkování (*peel milling*) zvyšující se řezná rychlost z 65 m/min na 80 m/min způsobila snížení všech složek celkové síly vyvolané řeznou částí ale současně zvýšení hodnoty **Ra** obrobeného povrchu, což bylo také analyzováno i pro opakovaně upravený *DP* nástroj.
- Z hlediska dlouhodobějších testů produkčního soudečkového *HC* nástroje po 17,5 minutách obrábění (76 měřitelných úseků) bylo zaznamenáno zvýšení síly **F** o 16 %, zatímco u *DP* nástroje byl nárůst 20 % po šesti měřitelných průjezdech, a stejné posuvové rychlosti  $v_f$ , přičemž břit *HC* nástroje dosahoval srovnatelně zanedbatelného opotřebení na konci měření jako po 24 průjezdech.

Výzkumem technologie ostření destiček z PKD (EDMG/WEDM/LASER) prováděným spolu s nástroji s odlišnou nástrojovou geometrií plynou tyto závěry:

- technologií laserového ostření se dosáhlo nejnižší drsnosti na první hřbetní ploše z hlediska analýzy profilu (**Ra/Rz**) i plochy (**Sa/Sz**) s hodnotami **Sa** = 0,13  $\mu\text{m}$  pro 1. zub a **Sa** = 0,19  $\mu\text{m}$  pro 2. zub.
- Na druhé hřbetní ploše však nejnižší drsnosti dosáhla technologie EDMG (**Sa** = 0,29  $\mu\text{m}$ ), kde tento hřbet byl abrazivně broušen, což daný CNC stroj nabízí. Naopak vzhledem k časové náročnosti laserového ostření jsou v této části odlehčeného břitu voleny parametry pro co nejrychlejší úběr materiálu, což se projevilo nejvýše změřenými parametry drsnosti ze všech technologií (**Sa** = 0,44  $\mu\text{m}$ ).
- Na čelní ploše PKD destičky byla změřena plošná drsnost parametrem **Sa** = 0,11  $\mu\text{m}$ .
- Neplatný objem údolí omezené stupnice povrchu první hřbetní plochy obrobené laserem byl pro 1. zub 0,027 ml/m<sup>2</sup> a 0,033 ml/m<sup>2</sup> pro zub druhý. Pro srovnání případu utvářeče na čelní ploše PKD destičky u soudečkového nástroje z předchozího výzkumu byla hodnota **V<sub>vv</sub>** = 0,073 ml/m<sup>2</sup>.
- Poloměr zaoblení ostří (**r<sub>n</sub>**) dosahoval pro destičky ostřené laserovou technologií 3× vyšších hodnot než pro elektroerozivní technologie, avšak ostří mělo pravidelný vzhled bez jeho vyštípnutí na rozdíl od elektroerozivních technologií, čímž připomínalo rektifikované ostří s řízeným zaoblením.
- Z hlediska závislosti celkové síly vyvolané řeznou částí na řezné rychlosti byl trend pro elektroerozivní technologie naprosto stejný – rostoucí. Zde se nejpravděpodobněji promítl vliv opotřebení jednotlivých břitů, jelikož pro každé měření nebyl vyroben nástroj nový. Síly vyvolané řeznou částí nástroje ostřeného technologií EDMG dosahovaly vyšších hodnot než nástrojem ostřeného WEDM. Pro oba nástroje ostřené laserem byl však trend opačný – klesající.
- Měření teploty horní plochy obrobku pomocí termovizní kamery kopírovalo trend analyzovaných sil z pohledu pořadí jednotlivých nástrojů a technologií. Obrobek řezán

destičkami ostřenými technologií EDMG dosahoval nejvyšších hodnot. Při  $v_c = 160$  m/min dosahovala teplota 145,6 °C, zatímco technologií laserem 123,4 °C při stejné  $v_c$ . Frézami s nástrojovým úhlem sklonu hlavního ostří o hodnotě 0° byla analyzována menší teplota, jelikož tyto frézy byly 1zubé a obrobek se tak mohl nepatrně více ochlazovat. Konkrétně nejmenší teplota na horní ploše obrobku byla změřena při obrábění frézy s utvářečem – 66,1 °C při  $v_c = 90$  m/min.

- Opotřebení destiček střídavého provedení se vyskytovalo v největší míře ve formě vyštipování břitu a adhezního opotřebení. U břitu technologie WEDM bylo možné vidět i křehký destruktivní lom břitu. U všech nástrojů se opotřebení nejvíce projevilo v části břitu s pozitivnější geometrií čela – nižší tuhostí břitu. Nepatrně menší opotřebení bylo analyzováno u laserové technologie, kde však břit ostřený touto technologií dosahoval nejvyšších hodnot normálového úhlu břitu změřeného pomocí 3D optického systému Alicona InfiniteFocusG5, čímž byl také nejužší.
- Nástroj ostřený laserovou technologií s utvářečem a úhlem čela  $\gamma_{R2}$  s hodnotou 11° z prvního výzkumu dosahoval rovnoměrně ulpěného materiálu na čelní i hřbetní ploše, zatímco u frézy se stejnou geometrií čela ale bez utvářeče, se adherovaný materiál vyskytoval ve větším měřítku a nerovnoměrně rozložen, čímž byl ověřen přínos samotného utvářeče a ne pouze pozitivnosti čela jím způsobené.
- Opotřebení frézy s utvářečem a přímým zubem bylo nejmenší, ačkoliv tato fréza byla pouze 1zubá a tím byl objem odebraného materiálu tohoto zubu dvakrát větší než u dvouzubé frézy ostřené rozdílnými technologiemi.

Ačkoliv utvářeče u frézovacích nástrojů neslouží primárně k lámání třísky, tak dokáží optimalizovat nástrojovou geometrii, laserový paprsek umožňuje provádět řízenou strukturu jejich povrchu a zpozitivňují břit odebráním materiálu bez snižování jeho tuhosti stejně jako tuhosti tělesa nástroje za destičkou. U všech vyrobených nástrojů se však velikost fazetky na čele před utvářečem – určující tuhost břitu a velikost sil během obrábění – velmi lišila.

Na závěr si autor dovoluje jménem spoluřešitelů poděkovat za finanční podporu tohoto výzkumu udělenou v rámci juniorského mezifakultního projektu typu specifického výzkumu 2018 – ID 29592, označení projektu FCH/FSI-J-18-5404 s názvem *Výzkum řezných nástrojů s aktivní částí z polykrystalického diamantu*.

Výzkum v takovém rozsahu bylo také možné provést díky získané podpoře projektu Fondu vědy 2019 – ID 31331, označení FV 19 – 09 s názvem *Výzkum v oblasti frézování obecných tvarových ploch materiálu používaného ve zdravotnictví prostřednictvím CNC strojů*.

## PERSPEKTIVA DALŠÍCH PRACÍ A VÝVOJE

Možnou inovací v případě výroby utvářečů na čelech PKD destiček může být strategie pálení po vrstvách, které by byly ve směru odchodu třísky z místa řezu. Doposud byly *pálicí dráhy* laseru pro utvářeče v rámci této práce *laserovány* ve směru rovnoběžném k ostří, což může v mikroskopickém měřítku zabrzďovat třísku, která měla směr odchodu kolmo k těmto drahám, což bylo na snímcích čela destičky možné vidět. Další výhodou může být v případě potřebného obrábění s vnitřním přívodem procesní kapaliny nástrojem do místa řezu i to, že vysokotlaká kapalina bude danými dráhami proudit až k ostří nástroje, což byl také princip utvářeče číslo 3 avšak ve větším měřítku. Tato inovace je nejpravděpodobněji pouze softwarovou záležitostí daného stroje či CAM softwaru.

Perspektivou využití diamantového řezného materiálu pro soudečkové frézy, která však neměla dosah v rámci dané práce, je použití jiného polotovaru PKD nabízeného výrobcí daných super-řezných materiálů pro stopkové nástroje a následné *vybroušení* požadované geometrie do PKD, která by nebyla limitována rovinnou plochou kruhových PKD disků. I tyto polotovary však nejčastěji nejsou pro tvarové frézy, ale pouze pro válcové čelní frézy anebo vrtáky. Nejefektivnější možnou variantou však zůstává použití CVD diamantového povlaku, kterým lze povlakovat monolitické frézy ze slinutých karbidů s vyšším obsahem kobaltu pro kvalitní přilnutí povlaku k substrátu. Tím není nástrojová geometrie limitována složitostí výroby PKD polotovarů a současně je aplikována optimální geometrie frézy s vyšším počtem zubů při zachování řezného materiálu ve formě super-řezného diamantu. To je jednou ze třech rozdílných vlastností ostří nástroje, kterým je řezný materiál a ten předurčuje diamant využívat pro technologie HSC.

Vzhledem k enviromentálnímu hledisku by však mělo být cílem alespoň částečně eliminovat používání procesních kapalin, a to snahou najít optimalizovanou nástrojovou geometrii nebo vyhovující řezné podmínky, při splnění bezpečnostních aspektů, které zamezují vznícení titanového prachu a třísek. Tím by bylo možné snížit také výrobní náklady a energetické nároky.

## AUTOROVA PUBLIKAČNÍ ČINNOST

### ČLÁNKY VZTAHUJÍCÍ SE K DIZERTAČNÍ PRÁCI

- TRČKA, Tomáš, Jakub PALOVČÍK, Aleš POLZER a František ŠOUKAL. End Milling of Ti-6Al-4V Alloy by PCD Inserts with Laser-Machined Integral Chipbreaker. *MM Science Journal* [online]. 2019, 2019(03), 2987-2997. DOI: 10.17973/MMSJ.2019\_10\_2018130. ISSN 1805-0476. Dostupné z: <http://www.mmscience.eu/2018130>
- TRČKA, Tomáš a Aleš POLZER. Analyzing the performance of circle segment end mill with PCD inserts with laser-machined integral chipbreaker when dry milling of additive manufactured Ti-6Al-4V titanium alloy. *MM Science Journal* [online]. 2021, 2021(2), 4434-4443. DOI: 10.17973/MMSJ.2021\_6\_2021006. ISSN: 1805-0476. Dostupné z: <https://www.mmscience.eu/journal/issues/june-2021/articles/analyzing-the-performance-of-circle-segment-end-mill-with-pcd-inserts-with-laser-machined-integral-chipbreaker-when-dry-milling-of-additive-manufactured-ti-6al-4v-titanium-alloy>

### OSTATNÍ ČLÁNKY

- TRČKA, Tomáš, Aleš POLZER a Josef SEDLÁK. End Mills with PCD Inserts Sharpened by Different Electrical Technologies. *MM Science Journal* [online]. 2018, 2018(01), 2192-2197. DOI: 10.17973/MMSJ.2018\_03\_201759. ISSN 1805-0476. Dostupné z: <http://www.mmscience.eu/march-2018.html#201759>
- TRČKA, Tomáš, Aleš POLZER a Josef SEDLÁK. Shoulder End Mills with PCD Inserts Sharpened by Different Electrical Technologies. *MM Science Journal* [online]. 2018, 2018(04), 2536-2542. DOI: 10.17973/MMSJ.2018\_11\_201822. ISSN 1805-0476. Dostupné z: <http://www.mmscience.eu/november-2018.html#201822>
- POLZER, Aleš, Luboš KŘEHLÍK a Tomáš TRČKA. End Mills with PCD Inserts Including Integral Chip Breaker. *MM Science Journal* [online]. 2019, 2019(01), 2808-2813. DOI: 10.17973/MMSJ.2019\_03\_2018134. ISSN 1805-0476. Dostupné z: <http://www.mmscience.eu/2018134>
- POLZER, Aleš, Vít ŠEBESTA a Tomáš TRČKA. 5-Axis Dry Milling of Bottom of Pocket by Ball and Circle-Segment End Mills. *MM Science Journal* [online]. 2020, 2020(1), 3740-3744. DOI: 10.17973/MMSJ.2020\_03\_2019153. ISSN 1805-0476. Dostupné z: <http://www.mmscience.eu/2019153>

- POLZER, Aleš, Tomáš VANČURA a Tomáš TRČKA. New Developed Software for Processing and Analysing of the Cutting Forces Records Verified when Machining by Modern Circle-Segment End Mills. In *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 968. Galati: IOP Publishing Ltd, 2020. p. 1-11. DOI: 10.1088/1757-899X/968/1/012017. ISSN: 1757-8981. ISSN 1757-8981. Dostupné z: <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/1757-899X/968/1/012017>

## 6 SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ

- [1] *Howard Tracy Hall: 1919-2008* [online]. South Jordan, Utah, USA: Legacy Books, 2012 [cit. 2017-05-21]. ISBN 978-0-9856830-0-9. Dostupné z: <http://www.htracyhall.org/featured-content.php>
- [2] SHOKRANI, A., V. DHOKIA a S.T. NEWMAN. Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* [online]. 2012, **57**, 83-101 [cit. 2018-04-21]. ISSN 08906955. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijmachtools.2012.02.002
- [3] HUMÁR, Anton. *TECHNOLOGIE I: TECHNOLOGIE OBRÁBĚNÍ – 1. část* [online]. VUT v Brně, 2003 [cit. 2017-03-03]. Dostupné z: [http://ust.fme.vutbr.cz/obrabeni/opory-save/TI\\_TO-1cast.pdf](http://ust.fme.vutbr.cz/obrabeni/opory-save/TI_TO-1cast.pdf)
- [4] EZUGWU, E.O. Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* [online]. 2005, **45**(12-13), 1353-1367 [cit. 2018-04-25]. ISSN 08906955. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijmachtools.2005.02.003
- [5] EMUGE Circle Segment & Trochoidal Milling Strategies. In: *Youtube* [online]. EMUGE Corp- [cit. 2020-05-02]. Dostupné z: <https://www.youtube.com/watch?v=OvAAu31RC0I>
- [6] BABÍK, Ondrej, Andrej CZÁN, Jozef HOLUBJAK, Roman KAMENÍK a Jozef PILC. Identification of Surface Characteristics Created by Miniature Machining of Dental Implants Made of Titanium Based Materials. *Procedia Engineering* [online]. 2017, **192**, 1016-1021 [cit. 2019-04-26]. ISSN 18777058. Dostupné z: doi:10.1016/j.proeng.2017.06.175
- [7] HAIYING, Xu, Zhang WEI, Fan KAI a Fu PENGFEI. TC4 Titanium Alloy Microstructure and Properties Influenced by High Frequency Scan of Electron Beam. *Rare Metal Materials and Engineering* [online]. 2017, **46**(6), 1457-1462 [cit. 2019-02-26]. ISSN 18755372. Dostupné z: doi:10.1016/S1875-5372(17)30146-7
- [8] EZUGWU, E.O, J BONNEY a Y YAMANE. An overview of the machinability of aeroengine alloys. *Journal of Materials Processing Technology* [online]. 2003, **134**(2), 233-253 [cit. 2019-04-26]. ISSN 09240136. Dostupné z: doi:10.1016/S0924-0136(02)01042-7
- [9] KULJANIC, E., M. FIORETTI, L. BELTRAME a F. MIANI. Milling Titanium Compressor Blades with PCD Cutter. *CIRP Annals* [online]. 1998, **47**(1), 61-64 [cit. 2018-04-25]. ISSN 00078506. Dostupné z: doi:10.1016/S0007-8506(07)62785-1
- [10] PITTALÀ, Gaetano. A study of the effect of CO2 cryogenic coolant in end milling of Ti-6Al-4V. *Procedia CIRP* [online]. 2018, **77**, 445-448 [cit. 2019-04-26]. ISSN 22128271. Dostupné z: doi:10.1016/j.procir.2018.08.278
- [11] PRAMANIK, A. Problems and solutions in machining of titanium alloys. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* [online]. 2014, **70**(5-

- 8), 919-928 [cit. 2018-03-22]. ISSN 0268-3768. Dostupné z: doi:10.1007/s00170-013-5326-x
- [12] LI, Anhai, Jun ZHAO, Yongwang DONG, Dong WANG a Xiaoxiao CHEN. SURFACE INTEGRITY OF HIGH-SPEED FACE MILLED Ti-6Al-4V ALLOY WITH PCD TOOLS. *Machining Science and Technology* [online]. 2013, **17**(3), 464-482 [cit. 2018-05-01]. ISSN 1091-0344. Dostupné z: doi:10.1080/10910344.2013.806180
- [13] OOSTHUIZEN, Gert, Guven AKDOGAN a Nico TREURNICHT. The performance of PCD tools in high-speed milling of Ti6Al4V. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* [online]. 2011, **52**(9-12), 929-935 [cit. 2018-04-20]. ISSN 0268-3768. Dostupné z: doi:10.1007/s00170-010-2804-2
- [14] AMIN, A.K.M., Ahmad ISMAIL a M.K. NOR KHAIRUSSHIMA. Effectiveness of uncoated WC-Co and PCD inserts in end milling of titanium alloy—Ti-6Al-4V. *Journal of Materials Processing Technology* [online]. 2007, **192-193**, 147-158 [cit. 2018-05-05]. ISSN 09240136. Dostupné z: doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.04.095
- [15] CORDUAN, N., T. HIMBART, G. POULACHON, M. DESSOLY, M. LAMBERTIN, J. VIGNEAU a B. PAYOUX. Wear Mechanisms of New Tool Materials for Ti-6Al-4V High Performance Machining. *CIRP Annals* [online]. 2003, **52**(1), 73-76 [cit. 2018-04-25]. ISSN 00078506. Dostupné z: doi:10.1016/S0007-8506(07)60534-4
- [16] RAO, Charitha, Shrikantha RAO a Mervin HERBERT. Influence of Modified Cutting Inserts in Machining of Ti-6Al-4V Alloy Using PCD Insert. *Materials Today: Proceedings* [online]. 2018, **5**(9), 18426-18432 [cit. 2019-01-20]. ISSN 22147853. Dostupné z: doi:10.1016/j.matpr.2018.06.183
- [17] GINTA, L., Mohd LAJIS a A.K.M. AMIN. The Performance of Uncoated Tungsten Carbide Insert in End Milling Titanium Alloy Ti-6Al 4V through Work Piece Preheating. *American Journal of Engineering and Applied Sciences* [online]. 2009, **2**(1), 147-153 [cit. 2018-04-21]. ISSN 1941-7020. Dostupné z: doi:10.3844/ajeassp.2009.147.153
- [18] NABHANI, Farhad. Machining of aerospace titanium alloys. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* [online]. 2001, **17**(1-2), 99-106 [cit. 2018-03-15]. ISSN 07365845. Dostupné z: doi:10.1016/S0736-5845(00)00042-9
- [19] BALAZIC, M. a J. KOPAC. Improvements of medical implants based on modern materials and new technologies. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering* [online]. 2007, **25**(2), 31-34 [cit. 2018-04-26]. ISSN 17348412. Dostupné z: [https://www.researchgate.net/publication/40543009\\_Improvements\\_of\\_medical\\_implants\\_based\\_on\\_modern\\_materials\\_and\\_new\\_technologies](https://www.researchgate.net/publication/40543009_Improvements_of_medical_implants_based_on_modern_materials_and_new_technologies)
- [20] SAFARI, H., S. SHARIF a S. IZMAN. Influence of Cutting Conditions on Surface and Sub-Surface Quality of High Speed Dry End Milling Ti-6Al-4V. *Jurnal Teknologi* [online]. 2014, **67**(3) [cit. 2019-04-26]. ISSN 2180-3722. Dostupné z: doi:10.11113/jt.v67.2776

- [21] KRISHNARAJ, V., S. SAMSUDEENSADHAM, R. SINDHUMATHI a P. KUPPAN. A study on High Speed End Milling of Titanium Alloy. *Procedia Engineering* [online]. 2014, **97**, 251-257 [cit. 2019-04-26]. ISSN 18777058. Dostupné z: doi:10.1016/j.proeng.2014.12.248
- [22] EZUGWU, Emmanuel, John BONNEY, Rosemar DA SILVA a O. ÇAKIR. Surface integrity of finished turned Ti–6Al–4V alloy with PCD tools using conventional and high pressure coolant supplies. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* [online]. 2007, **47**(6), 884-891 [cit. 2018-04-10]. ISSN 08906955. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijmachtools.2006.08.005
- [23] MOUSSAOUI, Kamel, Michel MOUSSEIGNE, Johanna SENATORE, Remy CHIERAGATTI a Pascal LAMESLE. Influence of Milling on the Fatigue Lifetime of a Ti6Al4V Titanium Alloy. *Metals* [online]. 2015, **5**(3), 1148-1162 [cit. 2018-04-26]. ISSN 2075-4701. Dostupné z: doi:10.3390/met5031148
- [24] SAPTAJI, Kushendarsyah, Mebrahitom Asmelash GEBREMARIAM a Mohd Azmir Bin Mohd AZHARI. Machining of biocompatible materials: a review. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* [online]. 2018, **97**(5-8), 2255-2292 [cit. 2019-04-26]. ISSN 0268-3768. Dostupné z: doi:10.1007/s00170-018-1973-2
- [25] ULUTAN, Durul a Tugrul OZEL. Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* [online]. 2011, **51**(3), 250-280 [cit. 2018-03-26]. ISSN 08906955. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijmachtools.2010.11.003
- [26] *Slitina titanu tvářená: Ti-6Al-4V. Norma ASTM B, F; UNS R56400.* [Materiálový list].
- [27] DA SILVA, Rosemar, Álisson MACHADO, Emmanuel EZUGWU, John BONNEY a Wisley SALES. Tool life and wear mechanisms in high speed machining of Ti–6Al–4V alloy with PCD tools under various coolant pressures. *Journal of Materials Processing Technology* [online]. 2013, **213**(8), 1459-1464 [cit. 2018-04-25]. ISSN 09240136. Dostupné z: doi:10.1016/j.jmatprotec.2013.03.008
- [28] DAVIS, Joseph R. *ASM Specialty Handbook: Tool Materials* [online]. Ohio: ASM International, 1995, 501 s. [cit. 2020-05-21]. ISBN 0-87170-545-1.
- [29] BORO VAN, Petr. Laserové technologie posouvají možnosti nástrojů s diamantem a kubickým nitridem bóru. *Technický týdeník* [online]. Business Media CZ s.r.o., 2006, **2006** [cit. 2021-01-29]. Dostupné z: [https://www.technickytydenik.cz/rubriky/archiv/laserove-technologie-posouvaji-moznosti-nastroju-s-diamantem-a-kubickym-nitridem-boru\\_16447.html](https://www.technickytydenik.cz/rubriky/archiv/laserove-technologie-posouvaji-moznosti-nastroju-s-diamantem-a-kubickym-nitridem-boru_16447.html)
- [30] ELEMENTSIX. *Taking unpredictability out of mechanical applications: Precision machining & finishing Synthetic Diamond Mechanical Range.* DE BEERS GROUP, 2021, 14 s.
- [31] SU, Honghua, Peng LIU, Yucan FU a Jihua XU. Tool Life and Surface Integrity in High-speed Milling of Titanium Alloy TA15 with PCD/PCBN Tools. *Chinese Journal of Aeronautics* [online]. 2012, **25**(5), 784-790 [cit. 2017-08-27]. ISSN 10009361. Dostupné z: doi:10.1016/S1000-9361(11)60445-7

- [32] JI, Wei, Xianli LIU, Lihui WANG a Shilong SUN. Experimental evaluation of polycrystalline diamond (PCD) tool geometries at high feed rate in milling of titanium alloy TC11. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* [online]. 2015, **77**(9-12), 1549-1555 [cit. 2018-04-21]. ISSN 0268-3768. Dostupné z: doi:10.1007/s00170-014-6517-9
- [33] KUDELA, Miroslav. *Příručka obrábění: kniha pro praktiky*. 1. české vyd. Praha: Scientia, 1997, 857 s. ISBN 91-972299-4-6.
- [34] FOREJT, Milan a Miroslav PÍŠKA. *Teorie obrábění, tváření a nástroje*. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2006. ISBN 80-214-2374-9.
- [35] YANG, Xiaoyong, Chengzu REN, Yan WANG a Guang CHEN. Experimental study on surface integrity of Ti-6Al-4V in high speed side milling. *Transactions of Tianjin University* [online]. 2012, **18**(3), 206-212 [cit. 2018-05-27]. ISSN 1006-4982. Dostupné z: doi:10.1007/s12209-012-1784-8
- [36] *Precision Machining. Giving toolmakers a competitive edge: With PCD, PCBN, CVD Diamond & Single Crystal Diamond*. Element Six, 2016, 19 s.
- [37] CERADITE PCD TOOL BLANKS. *CERATONIA* [online]. Ebelsbach, Germany: CERATONIA GMBH & CO. KG [cit. 2021-12-15]. Dostupné z: <https://ceratonia.com/en/first-class-quality-products/polycrystalline-diamond/ceradite-pcd-tool-blanks.html>
- [38] ALMEIDA, F.A., A.J.S. FERNANDES, F.J. OLIVEIRA a R.F. SILVA. Semi-orthogonal turning of hardmetal with CVD diamond and PCD inserts at different cutting angles. *Vacuum* [online]. 2009, **83**(10), 1218-1223 [cit. 2021-11-22]. ISSN 0042207X. Dostupné z: doi:10.1016/j.vacuum.2009.03.029
- [39] ZEMČÍK, Oskar. *Nástroje a přípravky pro obrábění*. 1. vyd. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2003, 193 s. ISBN 80-214-2336-6.
- [40] BRYCHTA, Josef, Robert ČEP, Marek SADÍLEK, Lenka PETŘKOVSKÁ a Jana NOVÁKOVÁ. *Nové směry v progresivním obrábění: učební text*. První. Ostrava: Vysoká škola báňská - Technická univerzita, 2007, 251 s. ISBN 978-80-248-1505-3.
- [41] ČSN ISO 3002/1. *Rezné nástroje: ZÁKLADNÉ VELIČINY PRI REZANÍ A BRÚSENÍ Část 1: Geometria aktívnej časti rezných nástrojov. Základné termíny, súradnicové systavy, nástrojové a pracovné úhly, lamače triesky*. Praha: ČESKÝ NORMALIZAČNÍ INSTITUT, 1993, 68 s.
- [42] ProfDia® / ProfDiaF® Draht. *GTR mbh* [online]. GTR mbh Gesellschaft für technische Rechneranwendungen, c1984-2021 [cit. 2021-12-06]. Dostupné z: <https://www.gtr.de/pdw>
- [43] *Vydona: Katalog produktů* [online]. Pravčice: Vydona, 2020, 146 s. [cit. 2021-10-04]. VI. Dostupné z: <https://www.vydona.cz/katalog-vydona.html>
- [44] BRECHER, Christian, Michael EMONTS, Jan-Patrick HERMANI a Thomas STORMS. Laser Roughing of PCD. *Physics Procedia* [online]. 2014, **56**, 1107-1114 [cit. 2019-02-27]. ISSN 18753892. Dostupné z: doi:10.1016/j.phpro.2014.08.024
- [45] DUMITRU, G., B. LÜSCHER, M. KRACK, S. BRUNEAU, J. HERMANN a Y. GERBIG. Laser processing of hardmetals: Physical basics and applications.

- International Journal of Refractory Metals and Hard Materials* [online]. 2005, **23**(4-6), 278-286 [cit. 2018-09-15]. ISSN 02634368. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijrmhm.2005.04.020
- [46] ZEMAN, Pavel. Výzkum progresivních laserových technologií. *MM Průmyslové spektrum*. Praha, 2017, **2017**(9), 54. ISSN 1212-2572.
- [47] OSIČKA, Karel a Milan KALIVODA. VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ – FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ. *Nekonvenční technologie obrábění: (vzdělávací a tréninkový modul)*. První. Brno, 2012, , 96 s.
- [48] FANUC - THE FACTORY AUTOMATION COMPANY. *ROBOCUT α-CiC series: High-Precision CNC Wire Electrical Discharge Machining*. V1. FANUC Europe Corporation, 2021, .
- [49] *VOLLMER* [online]. C2022. Německo: VOLLMER WERKE Maschinenfabrik GmbH, 2022 [cit. 2022-01-30]. Dostupné z: <https://www.vollmer-group.com/en/>
- [50] KORN, DEREK. A Role For Rotary Erosion. *Modern Machine Shop* [online]. USA: Gardner Business Media [cit. 2022-01-30]. Dostupné z: <https://www.mmsonline.com/articles/a-role-for-rotary-erosion>
- [51] *HELITRONIC VISION DIAMOND 400 L: TWO-IN-ONE, HIGH-PERFORMANCE ERODING AND GRINDING MACHINE*. V2. Tübingen, Germany: WALTER, 2021, 28 s.
- [52] DVOŘÁK, Luděk. Nástroje se silnou vrstvou CVD-diamantu. *MM Průmyslové spektrum*. Praha, 2013, **2013**(12). ISSN 1212-2572. Kód článku: 131218.
- [53] *LASER LINE ULTRA: State-of-the-art ultra-short pulse laser technology for maximum flexibility*. V1. Etziken, Switzerland: EWAG, 2020, 20 s.
- [54] HOFMEISTER. Adaptace utvařeče na řezném nástroji pro konkrétní podmínky obrábění. *MM Průmyslové spektrum*. Praha, 2017, **2017**(5). ISSN 1212-2572. Kód článku: 170539. Dostupné také z: <https://www.mmspektrum.com/clanek/adaptace-utvarece-na-reznem-nastroji-pro-konkretni-podminky-obrabeni>
- [55] VLASER 370 - NEWS BLOG: JOIN US ON OUR DEVELOPMENT JOURNEY. *VOLLMER* [online]. VOLLMER WERKE Maschinenfabrik GmbH, 2022 [cit. 2022-01-29]. Dostupné z: <https://www.vollmer-vlaser.com/en/>
- [56] LASER MACHINING: LASERSMART 510. *Rollomatic* [online]. Švýcarsko, 2021 [cit. 2022-01-30]. Dostupné z: <http://www.rollomatic.ch/en/products/laser-machining/lasersmart501>
- [57] LASERTEC. *DMG MORI* [online]. 2022 [cit. 2022-01-30]. Dostupné z: <https://cz.dmgmori.com/produkty/stroje/lasertec>
- [58] *SYNOVA: Advanced Laser Systems* [online]. Švýcarsko: SYNOVA, 2022 [cit. 2022-01-30]. Dostupné z: <https://www.synova.ch/>
- [59] *Prametheus: Katalog pro školy – vybraný sortiment* [online]. Šumperk: DORMER PRAMET, 2017 [cit. 2018-05-14]. Dostupné z: <https://www.prametheus.cz/soubory#nav>
- [60] ROČEK, Vladimír. Suché obrábění snižuje výrobní náklady. *MM Průmyslové spektrum*. Praha, 2003, **2003**(4), 44. ISSN 1212-2572.

- [61] Modular Balancing Technology - Tool Dynamic Balancing Machines. *HAIMER: Quality Wins* [online]. Villa Park, USA: HAIMER [cit. 2020-05-01]. Dostupné z: <https://www.haimer-usa.com/products/balancing-technology.html>
- [62] *QXD 250: PCD rotary tools. Disk erosion machine for complete machining of PCD-tipped tools.* Vollmer, 12 s. Dostupné také z: <https://www.vollmer-group.com/en-uk/products/solutions-for-rotary-tools/erosion-of-pcd/qxd-250>
- [63] MIROSLAV, Píška, Trubačová PAVLÍNA, Horníková JANA, Šandera PAVEL a Klas BOIVIE. A Study of Selective Laser Melting Technology on the Ultra-High Strength Tool Steel Use—Quality, Mechanical Properties and Fatigue. *Applied Mechanics, Behavior of Materials, and Engineering Systems* [online]. Cham: Springer International Publishing, 2017, 67-86 [cit. 2018-05-01]. Lecture Notes in Mechanical Engineering. ISBN 978-3-319-41467-6. Dostupné z: doi:10.1007/978-3-319-41468-3\_6
- [64] ČSN ISO 3002-4. *Rezné nástroje: ZÁKLADNÉ VELIČINY PRI REZANÍ A BRÚSENÍ Časť 4 : Sily, práca a výkon.* Praha: ČESKÝ NORMALIZAČNÍ INSTITUT, 1994, 20 s.
- [65] BENEŠOVÁ, Dana. Optimalizace při pětiosém obrábění. *MM Průmyslové spektrum.* Praha, 2011, 5(2011), 48. ISSN 1212-2572.
- [66] SADÍLEK, Marek. *Výzkum změny polohy osy nástroje při víceosém frézování.* Ostrava, 2012, 49 s. Habilitační a inaugurační spisy, sv. 67. ISBN 978-80-248-2672-1. Teze habilitační práce. Vysoká škola báňská - Technická univerzita Ostrava.
- [67] DYNAMICKÉ 5OSÉ FRÉZOVÁNÍ S PPC FRÉZAMI GARANT A PPC VYMĚNITELNÝMI BŘITOVÝMI DESTIČKAMI: Pro kratší procesní časy a nejvyšší kvalitu povrchu při frézování. *Hoffmann Group* [online]. Nürnberg [cit. 2020-03-23]. Dostupné z: <https://www.hoffmann-group.com/CZ/cs/hot/company/garant/garant-innovationen/tonnenfraeser-ppc>
- [68] EMUGE-FRANKEN: nové nástroje na MSV-IMT BRNO 2016. *Technický týdeník* [online]. Praha: Business Media CZ s. r. o. [cit. 2020-05-01]. Dostupné z: [https://www.technikytydenik.cz/rubriky/archiv/emuge-franken-nove-nastroje-na-msv-imt-brno-2016\\_38610.html](https://www.technikytydenik.cz/rubriky/archiv/emuge-franken-nove-nastroje-na-msv-imt-brno-2016_38610.html)
- [69] CIRCLE SEGMENT CUTTERS: 5-Axis Milling Tooling. *EMUGE* [online]. West Boylston: Emuge Corporation, 2020 [cit. 2020-05-02]. Dostupné z: <https://www.emuge.com/products/end-mills/circle-segment-cutters>
- [70] DORMER PRAMET. *NOVÉ VÝROBKY: 2021.* Dormer Pramet International CZ: Dormer Pramet, 2021, 74 s.
- [71] CIRCULAR SEGMENT CUTTERS HAVE PRODUCTIVITY OVER A BARREL. *WNT: CERATIZIT GROUP* [online]. CERATIZIT UK & Ireland Ltd. [cit. 2020-04-28]. Dostupné z: <https://www.wnt.com/ie/news-detail/circular-segment-cutters-have-productivity-over-a-barrel-1659.html>
- [72] Soudečková stopková fréza snižuje dobu obrábění na polovinu. *Dormer Pramet* [online]. Šumperk: © Dormer Pramet, 2021 [cit. 2022-01-1]. Dostupné z:

- <https://www.dormerpramet.com/cs-cz/newssite/pages/2021-s7-barrel-end-mill.aspx?country=cz>
- [73] BREMSTAHLER, Andreas. Větší řádkování při obrábění načisto. *MM Průmyslové spektrum*. Praha, 2017, **2017**(6), 74. ISSN 1212-2572.
- [74] ČSN EN 847-1. *Nástroje na strojní obrábění dřeva – Bezpečnostní požadavky – Část 1: Frézovací nástroje a pilové kotouče*. Česká agentura pro standardizaci, 2018, 40 s.
- [75] CIRCLE SEGMENT CUTTERS: Taper Form <45° Tilt Angle: 3540L.12250A. *EMUGE-FRANKEN* [online]. Emuge Corporation, 2020 [cit. 2021-02-03]. Dostupné z: <https://www.emuge.com/products/end-mills/circle-segment-cutters/taper-form-cutter/3540l12250a>
- [76] FRANKEN EXPERT. *Circle Segment End Mills: End Mills for the Advanced 5-Axis Operation*. F. Germany: EMUGE FRANKEN, 2018, 28 s.
- [77] FRANKEN MILLING TECHNOLOGY. *Catalogue 250*. A. Germany: EMUGE FRANKEN, 2015, 439 s.
- [78] ČSN EN ISO 4287. *Geometrické požadavky na výrobky (GPS) – Struktura povrchu: Profilová metoda – Termíny, definice a parametry struktury povrchu*. Praha: ČESKÝ NORMALIZAČNÍ INSTITUT, 1999, 24 s.
- [79] ČSN EN ISO 4288. *Geometrické požadavky na výrobky (GPS) – Struktura povrchu: Profilová metoda – Pravidla a postupy pro posuzování struktury povrchu*. Praha: ČESKÝ NORMALIZAČNÍ INSTITUT, 1999, 16 s.
- [80] *CERATONIA: quality diamond for brilliant tools*. Ebelsbach, Germany: CERATONIA GmbH & Co. KG, 76 s.
- [81] ČSN EN ISO 13565-2. *Geometrické požadavky na výrobky (GPS) – Struktura povrchu: Profilová metoda; povrchy mající stratifikované funkční vlastnosti – Část 2: Výškové charakteristiky využívající křivku lineárního materiálového poměru*. Praha: ČESKÝ NORMALIZAČNÍ INSTITUT, 1999, 12 s.
- [82] ČSN EN ISO 25178-2. *Geometrické specifikace produktu (GPS) – Textura povrchu: Plocha – Část 2: Termíny, definice a parametry textury povrchu*. Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2012, 52 s.
- [83] METELKOVÁ, Jitka. *Pokročilé metody vyhodnocování topografie povrchu*. Brno, 2014, 77 s. Bakalářská práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav strojírenské technologie. Vedoucí práce Prof. Ing. Miroslav Piška, CSc.
- [84] JANKOVÝCH, Róbert a Bohumil BUMBÁLEK. Výškové parametry textury povrchu. *MM Průmyslové spektrum*. Praha, 2014, **2014**(11). ISSN 1212-2572. kód článku: 141103.
- [85] SKOPEČEK, Tomáš a Petr HOFMANN. Frézovací strategie při výrobě forem a zápuštěk. *MM Průmyslové spektrum*. Praha, 2005, **2005**(5). ISSN 1212-2572.
- [86] MAREK, Sadílek. *Hodnocení stavu obrobeného povrchu po víceosém frézování*. Plzeň: 2. mezinárodní podzimní školu povrchového inženýrství projektu Integrita, 2013, 34 s. Dostupné také z:

- [https://www.integrita.zcu.cz/download/skola2/ostrava\\_prez1.pdf](https://www.integrita.zcu.cz/download/skola2/ostrava_prez1.pdf). Fakulta strojní VŠB-TU Ostrava.
- [87] MILLER, Ivan. *DOE: návrh a analýza experimentu s pomocí MINITAB®*. Praha: Interquality, 2010. ISBN 978-80-902770-5-2.
- [88] KENNAMETAL INC. *Turbine Blade Machining with Kennametal's Standard Ceramic Tools* [online]. In: . YouTube [cit. 2021-08-26]. Dostupné z: <https://www.youtube.com/watch?v=o12cYQvpwBU>
- [89] SECO TOOLS. *Turbine Blade Machining with a Liechti Machine and Seco Tools* [online]. In: . YouTube [cit. 2021-08-26]. Dostupné z: <https://www.youtube.com/watch?v=IbV4vIYUg1U>
- [90] SANDVIK COROMANT. *Blade machining by Sandvik Coromant* [online]. In: . YouTube [cit. 2021-08-26]. Dostupné z: <https://www.youtube.com/watch?v=mnQMcy7q2g>
- [91] LIU, Shunyu a Yung C. SHIN. Additive manufacturing of Ti6Al4V alloy: A review. *Materials & Design* [online]. 2019, **164** [cit. 2020-01-25]. ISSN 02641275. Dostupné z: doi:10.1016/j.matdes.2018.107552
- [92] YAN, Ming a Peng YU. An Overview of Densification, Microstructure and Mechanical Property of Additively Manufactured Ti-6Al-4V — Comparison among Selective Laser Melting, Electron Beam Melting, Laser Metal Deposition and Selective Laser Sintering, and with Conventional Powder Metallurgy. *Sintering Techniques of Materials* [online]. InTech, 2015, 77-106 [cit. 2020-01-25]. ISBN 978-953-51-2033-9. Dostupné z: doi:10.5772/59275
- [93] PÍŠKA, Miroslav a Katrin BUČKOVÁ. Řezné materiály současnosti. *MM Průmyslové spektrum*. Praha, 2018, **2018**(5). ISSN 1212-2572. Kód článku: 180547. Dostupné také z: <https://www.mmspektrum.com/clanek/rezne-materialy-soucasnosti>
- [94] FIŠARA, Šimon. *Vliv tepelného zpracování na mikrostrukturu slitiny TiAl6V4*. Brno, 2016. Bakalářská práce. VUT v Brně, Fakulta strojního inženýrství. Vedoucí práce Rudolf Foret.
- [95] KIM, Young-Kyun, Soon-Hong PARK, Yong-Jin KIM, Bandar ALMANGOUR a Kee-Ahn LEE. Effect of Stress Relieving Heat Treatment on the Microstructure and High-Temperature Compressive Deformation Behavior of Ti-6Al-4V Alloy Manufactured by Selective Laser Melting. *Metallurgical and Materials Transactions A* [online]. 2018, **49**(11), 5763-5774 [cit. 2020-01-25]. ISSN 1073-5623. Dostupné z: doi:10.1007/s11661-018-4864-0
- [96] SYED, Abdul Khadar, Bilal AHMAD, Hua GUO, Thays MACHRY, David EATOCK, Jonathan MEYER, Michael E. FITZPATRICK a Xiang ZHANG. An experimental study of residual stress and direction-dependence of fatigue crack growth behaviour in as-built and stress-relieved selective-laser-melted Ti6Al4V. *Materials Science and Engineering: A* [online]. 2019, **755**, 246-257 [cit. 2020-01-25]. ISSN 09215093. Dostupné z: doi:10.1016/j.msea.2019.04.023
- [97] ALI, Haider, Hassan GHADBEIGI a Kamran MUMTAZ. Effect of scanning strategies on residual stress and mechanical properties of Selective Laser Melted Ti6Al4V.

- Materials Science and Engineering: A* [online]. 2018, **712**, 175-187 [cit. 2020-01-25]. ISSN 09215093. Dostupné z: doi:10.1016/j.msea.2017.11.103
- [98] HATTAL, Amine, Thierry CHAUVEAU, Madjid DJEMAI, Jean Jacques FOUCHET, Brigitte BACROIX a Guy DIRRAS. Effect of nano-yttria stabilized zirconia addition on the microstructure and mechanical properties of Ti6Al4V parts manufactured by selective laser melting. *Materials & Design* [online]. 2019, **180** [cit. 2020-01-25]. ISSN 02641275. Dostupné z: doi:10.1016/j.matdes.2019.107909
- [99] ABBAS, Abdelrahman, Andrew SEIF, Iman EL-MAHALLAWI a Waleed KHALIFA. Microstructure and Hardness of Subzero Quenched and Heat Treated Ti-6Al-4V Alloy. *The Minerals, Metals & Materials Series* [online]. Cham: Springer International Publishing, 2017, **2017**, 379-391 [cit. 2020-01-25]. ISBN 978-3-319-52131-2. ISSN 2367-1696. Dostupné z: doi:10.1007/978-3-319-52132-9\_39
- [100] VERELLEN, Jay. The Appeal Of Peel Milling. *Modern Machine Shop* [online]. Seco. Cincinnati: Gardner Business Media, 2007 [cit. 2019-05-24]. Dostupné z: <https://www.mmsonline.com/articles/the-appeal-of-peel-milling>
- [101] DE VOS, Patrick. Příručka pro technology: Dynamické frézování - využití kompenzačního přístupu. *MM Průmyslové spektrum*. Praha, 2013, **2013**(7), 82. ISSN 1212-2572.
- [102] POLZER, Aleš. Deformace stopkových frézovacích nástrojů při obrábění. *MM Průmyslové spektrum*. Praha, 2015, **2015**(5). ISSN 1212-2572. Kód článku: 150517.
- [103] ČSN EN ISO 18265. *Kovové materiály – Převod hodnot tvrdosti*. Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2014, 80 s.

## 7 SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ A ZKRATEK

Označení	Legenda	Jednotka
$a_e$	radiální šířka záběru (pracovní záběr hlavního ostří nástroje)	[mm]
$a_p$	šířka záběru hlavního ostří nástroje	[mm]
$b_{\alpha 1}$	šířka první fazetky na hlavním hřbetu	[ $\mu\text{m}$ ]
$b_{\gamma 1}$	šířka první fazetky na čele	[ $\mu\text{m}$ ]
$b_{\gamma 11}$	šířka první fazetky na čele měřená v bodě 1	[ $\mu\text{m}$ ]
$b_{\gamma 12}$	šířka první fazetky na čele měřená v bodě 2	[ $\mu\text{m}$ ]
$C_T$	konstanta pro výpočet trvanlivosti řezného nástroje	[-]
$c$	výška úrovně ( <i>Abbott Firestoneova křivka</i> )	[ $\mu\text{m}$ ]
$D$	průměr nástroje	[mm]
$d_{\text{eff}}$	efektivní řezný průměr nástroje	[mm]
$E$	modul pružnosti v tahu (Youngův modul)	[GPa]
$F$	celková síla vyvolaná řeznou částí	[N]
$F_a$	aktivní složka – silová výslednice síly $F_{cN}$ a $F_c$	[N]
$F_c$	řezná síla	[N]
$F_{cN}$	kolmá (normálová) řezná síla	[N]
$F_p$	pasivní síla	[N]
$F_x, F_y, F_z$	jednotlivé složky celkové síly vyvolané řeznou částí ve směru souřadných os dynamometru	[N]
$f_z$	posuv na zub	[mm]
$G$	stupeň nevyváhy	[-]
HK	tvrdost dle Knoopu	[GPa]
HRC	tvrdost dle Rockwella – stupnice C	[-]
HV	tvrdost dle Vickerse	[-]
$h_{mi}$	tloušťka třísky	[mm]
$h_{\text{max}}$	maximální tloušťka třísky	[mm]
$K_{Ic}$	lomové houževnatost při módu zatěžování I	[MPa $\cdot\sqrt{\text{m}}$ ]
Mr; BA	materiálový podíl (materiálový poměr)	[%]
Ms	teplota martenzit start	[°C]
$m$	exponent pro výpočet trvanlivosti řezného nástroje	[-]
$n$	počet otáček vřetene za minutu	[min <sup>-1</sup> ]
$n_t$	počet zubů frézy	[-]
$R, r$	efektivní řezný poloměr nástroje	[mm]
$R_a$	průměrná aritmetická úchylna drsnosti (profilová metoda)	[ $\mu\text{m}$ ]
$R_m$	mez pevnosti v tahu	[MPa]
$R_{p0,2}$	smluvní mez kluzu v tahu při nevyřazné mezi kluzu	[MPa]
$R_t$	celková výška drsnosti (profilová metoda)	[ $\mu\text{m}$ ]
$R_z$	největší výška drsnosti (profilová metoda)	[ $\mu\text{m}$ ]
$r_n$	poloměr zaoblení ostří	[ $\mu\text{m}$ ]

$r_e$	poloměr špičky	[mm]
$S_a$	aritmetický průměr výšky omezené stupnice povrchu	[ $\mu\text{m}$ ]
$S_k$	výška jádra	[ $\mu\text{m}$ ]
$S_{mr}$	poměr plochy materiálu omezené stupnicí povrchu	[%]
$S_{mr1}$	poměr materiálu – piky	[%]
$S_{mr2}$	poměr materiálu – údolí	[%]
$S_p$	maximální výška piku omezené stupnice povrchu	[ $\mu\text{m}$ ]
$S_{pk}$	redukovaná výška piku	[ $\mu\text{m}$ ]
$S_v$	maximální hloubka prohlubně omezené stupnice povrchu	[ $\mu\text{m}$ ]
$S_{vk}$	redukovaná hloubka údolí	[ $\mu\text{m}$ ]
$S_z$	maximální výška omezené stupnice povrchu	[ $\mu\text{m}$ ]
$T$	trvanlivost nástroje	[min]
$VB_{max}$	maximální opotřebení hřbetu	[mm]
$V_m$	objem odebraného materiálu obrobku	[ $\text{mm}^3$ ]
$v_c$	řezná rychlost	[ $\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$ ]
$v_f$	posuvová rychlost obrobku	[ $\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$ ]
$v_{fnástroj}$	posuvová rychlost nástroje	[ $\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$ ]
$W_r$	odolnost proti abrazivnímu opotřebení	[-]
<hr/>		
$\alpha$	nástrojový úhel hřbetu	[ $^\circ$ ]
$\alpha_f$	nástrojový boční úhel hřbetu	[ $^\circ$ ]
$\alpha_{f1}$	nástrojový boční úhel prvního hřbetu	[ $^\circ$ ]
$\alpha_{f2}$	nástrojový boční úhel druhého hřbetu	[ $^\circ$ ]
$\alpha_{n1}$	první nástrojový normální (normálový) úhel hřbetu	[ $^\circ$ ]
$\alpha_{n2}$	druhý nástrojový normální (normálový) úhel hřbetu	[ $^\circ$ ]
$\alpha_{rad}$	radiální úhel hřbetu	[ $^\circ$ ]
$\beta_f$	nástrojový boční úhel břitu	[ $^\circ$ ]
$\beta_n$	nástrojový normální (normálový) úhel břitu	[ $^\circ$ ]
$\beta_t$	úhel sklonu nástroje vůči normále k povrchu ve směru posuvu	[ $^\circ$ ]
$\gamma$	nástrojový úhel čela	[ $^\circ$ ]
$\gamma_1$	nástrojový úhel prvního čela	[ $^\circ$ ]
$\gamma_2$	nástrojový úhel druhého čela	[ $^\circ$ ]
$\gamma_{ax}$	axiální úhel čela (není definováno dle [41])	[ $^\circ$ ]
$\gamma_f$	nástrojový boční úhel čela	[ $^\circ$ ]
$\gamma_n$	nástrojový normální (normálový) úhel čela	[ $^\circ$ ]
$\gamma_o$	nástrojový ortogonální úhel čela	[ $^\circ$ ]
$\gamma_p$	nástrojový zadní úhel čela	[ $^\circ$ ]
$\gamma_{rad}$	radiální úhel čela	[ $^\circ$ ]
$\kappa_r$	nástrojový úhel nastavení hlavního ostří	[ $^\circ$ ]
$\kappa_r'$	nástrojový úhel nastavení vedlejšího ostří	[ $^\circ$ ]
$\lambda_c, L_c$	filtr profilu pro rozhraní mezi drsností a vlnitostí (cut-off)	[nm]

$\lambda_s$	nástrojový úhel sklonu hlavního ostří	[°]
$\lambda_t$	součinitel tepelné vodivosti	[W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$\rho$	hustota	[kg·m <sup>-3</sup> ]
$\varphi_{\max}$	úhel pootočení frézy, kterému odpovídá $h_{\max}$	[°]
$\omega$	úhlová rychlost	[rad·s <sup>-1</sup> ]

$A_{\alpha 1}$	plocha prvního hlavního hřbetu
$A_{\alpha 2}$	plocha druhého hlavního hřbetu
$A_\gamma$	plocha čela
$A_{\gamma 1}$	plocha prvního čela
$A_{\gamma 2}$	plocha druhého čela
$\bar{A}_\gamma$	plocha redukovaného čela
BCC	<i>body centered cubic</i> – prostorově centrovaná krystalová mřížka
CAD	<i>computer aided design</i> – počítačem podporované projektování
CAM	<i>computer aided manufacturing</i> – počítačem podporované obrábění
CNC	<i>computer numerical control</i> – počítačově číslicové řízení obráběcího stroje
CVD	<i>chemical vapour deposition</i> – chemická metoda povlakování
DLC	<i>diamond-like carbon</i> – „diamantový uhlík“ – povlak
DoE	<i>design of experiment</i> – plán experimentu
EBM	<i>electron beam melting</i> – technologie kovového 3D tisku
EDM-G (EDMG)	<i>Electrical Discharge Machining – Grinding</i> – elektroerozivní broušení
EDS	<i>Energy-Dispersive X-Ray Spectroscopy</i> – energiově disperzní spektroskop
HCP	<i>hexagonal close packed</i> – hexagonální těsně uspořádaná krystalová mřížka
HFC	<i>high feed cutting</i> – vysoce posuvové řezání
HPC	<i>high performance cutting</i> – vysoce výkonného řezání
HPHT	<i>High Pressure – High Temperature</i> – syntéza za vysokých teplot a tlaků
HSC/HSM	<i>high speed cutting / high speed machining</i> – vysoce rychlostní řezání / obrábění
MQL	<i>minimum quantity lubrication</i> – technologie minimálního množství maziva
$P_f$	nástrojová boční rovina
$P_{fe}$	pracovní boční rovina
PKBN	polykrystalický kubický nitrid boru
PKD	polykrystalický diamant
PM2,5	polétavá prachová částice o průměrné velikost 2,5 $\mu\text{m}$
$P_n$	normální (normálová) rovina ostří
$P_o$	nástrojová ortogonální rovina
$P_p$	nástrojová rovina zadní
PPC	<i>Parabolic Performance Cutting</i> – metoda soudečkového frézování

P <sub>r</sub>	nástrojová základní rovina
P <sub>s</sub>	nástrojová rovina ostří
S	nástrojové hlavní ostří
SEM	<i>scanning electron microscope</i> – skenovací elektronový mikroskop
SK	slinuté karbidy s obsahem primárního WC
SLM	<i>selective laser melting</i> – technologie kovového 3D tisku
SW	software
S´	nástrojové vedlejší ostří
TEP	totální endoprotéza
TZ	tepelné zpracování
WC	karbid wolframu
WEDM	<i>wire electrical discharge machining</i> – drátové elektroerozivní obrábění

## 8 SEZNAM PŘÍLOH

PŘÍLOHA 1	Atest 3.1 tyčového polotovaru Ti-6Al-4V (ASTM B348).
PŘÍLOHA 2	Srovnávací DP fréza s vnitřním chlazením – č. v. <i>PR2018NA-1</i>
PŘÍLOHA 3	Soudečková fréza R3/R250/20° s utvářečem – č. v. <i>PR2019NA-2</i>
PŘÍLOHA 4	Obrobek vyrobený aditivní technologií - SLM – č. v. <i>PR2019OB-5</i>
PŘÍLOHA 5	Přípravek k vertikální tříosé konzolové frézce FV 25 CNC A – č. v. <i>PR2019OB-PRIPRAVEK</i>
PŘÍLOHA 6	Srovnávací DP fréza – č. v. <i>PR2020NA-1</i>
PŘÍLOHA 7	Srovnávací DP fréza ostřená rozdílnými technologiemi se symetricky-střídavými zuby – č. v. <i>PR2021NA-1</i>

# PŘÍLOHA 1



## QUALITY CERTIFICATE EN 10204 - 3.1 Certificate No.:20180718-3

Contract No.	Product Name	Designator No.	Lot No.	Heat No.	Condition	Size(mm)	Quantity (pc)	Net Weight (kg)	Specification	Case No.				
500547	Titanium Round Bar	Gr5	WG052018040 14-4	WG052018040 14-4	Annealed	Dia40 x 2900-3100	30	513.1	ASTM B348 ASME SB348 AMS 4928R	/				
Tensile Test	Sample Condition	Tensile Strength [N Pa]	Yield Strength 0.2% [N Pa]	Elongation [%]	Reduction of area[%]	HB(d)		Bend test	Macrostructure	Microstructure				
	Standard	895	828	10	25	/	/	/	/	/				
*Others	Test	958	883	14	34	/	/	/	/	/				
	Dimensional Inspection	Visual Inspection	Ultrasonic Inspection	100% ultrasonic test according to AMS 2631 class A	/	/	/	/	/	/				
(%) Chemical Composition														
Name	Ti	Al	V	Mg	Pd	Zn	S	Si	Fe	C	N	H	O	(others)
Standard	Remainder	5.5-6.75	3.5-4.5	/	/	/	/	/	0.40	0.08	0.05	0.015	0.20	(Each) : <0.1 (Total) : <0.4
Test	Remainder	6.05	3.93	/	/	/	/	/	0.14	0.020	0.010	0.0006	0.148	
Note	Surface finish: Centerless Ground We hereby certify this product conforms to all specifically listed technical requirements, and others requirement for these specifications. Furthermore, I certify the above stated quantitative results were derived from testing and analysis, and were in accordance with the referenced specification requirement, without complaints.													



Q.S.H

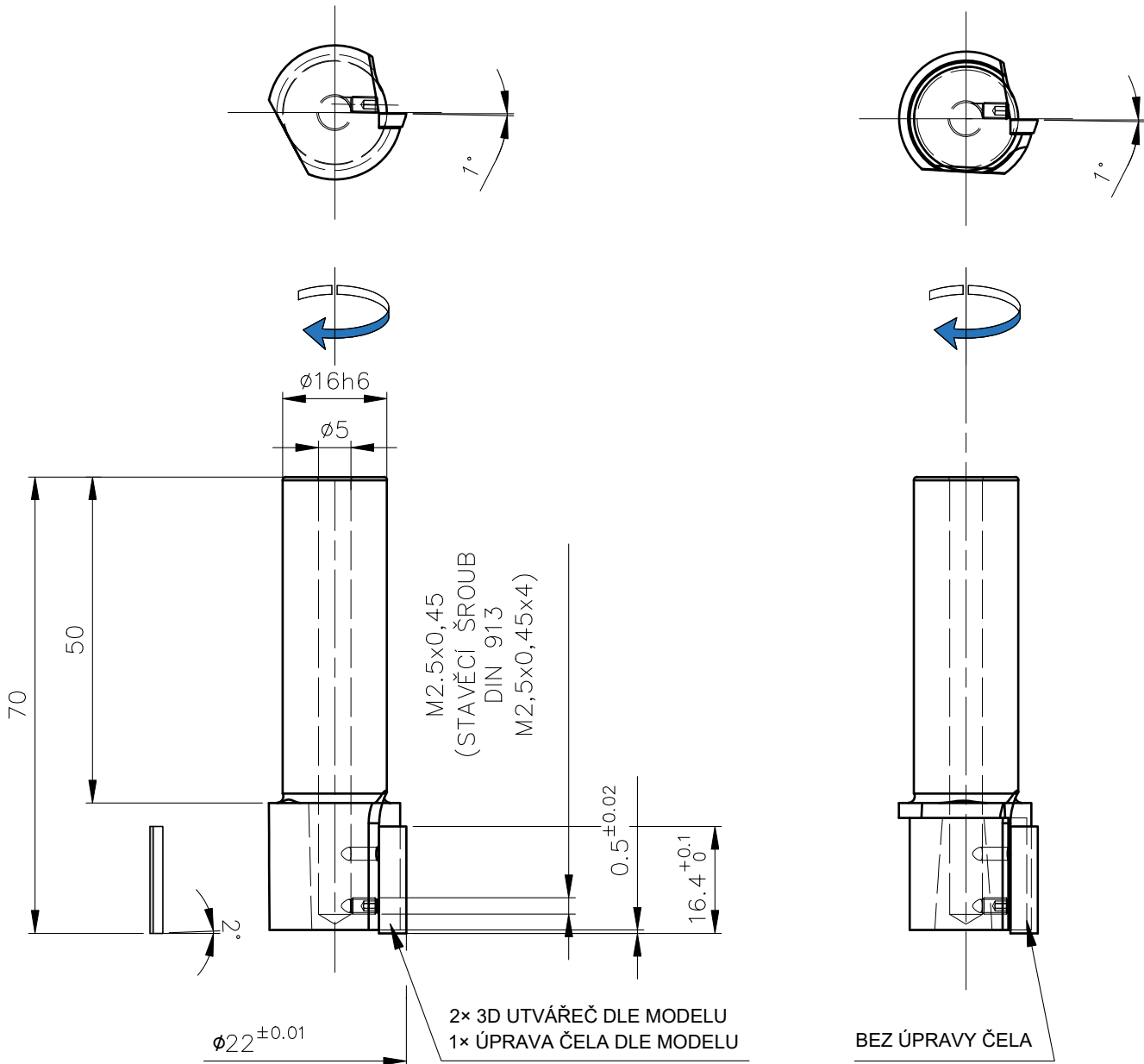
RADIÁLNÍ ÚHEL ČELA:	1°
AXIÁLNÍ ÚHEL ČELA:	0°
RADIÁLNÍ ÚHEL HŘBETU:	13°/18°
DRUHÝ ÚHEL HŘBETU 0,6 mm OD OSTRŮÍ (b <sub>al</sub> )	
AXIÁLNÍ ÚHEL HŘBETU:	2°

# PŘÍLOHA 2

FRÉZY typu A a B SE LIŠÍ POUZE VE FRÉZOVÁNÍ OBVODOVÝCH PLOCH

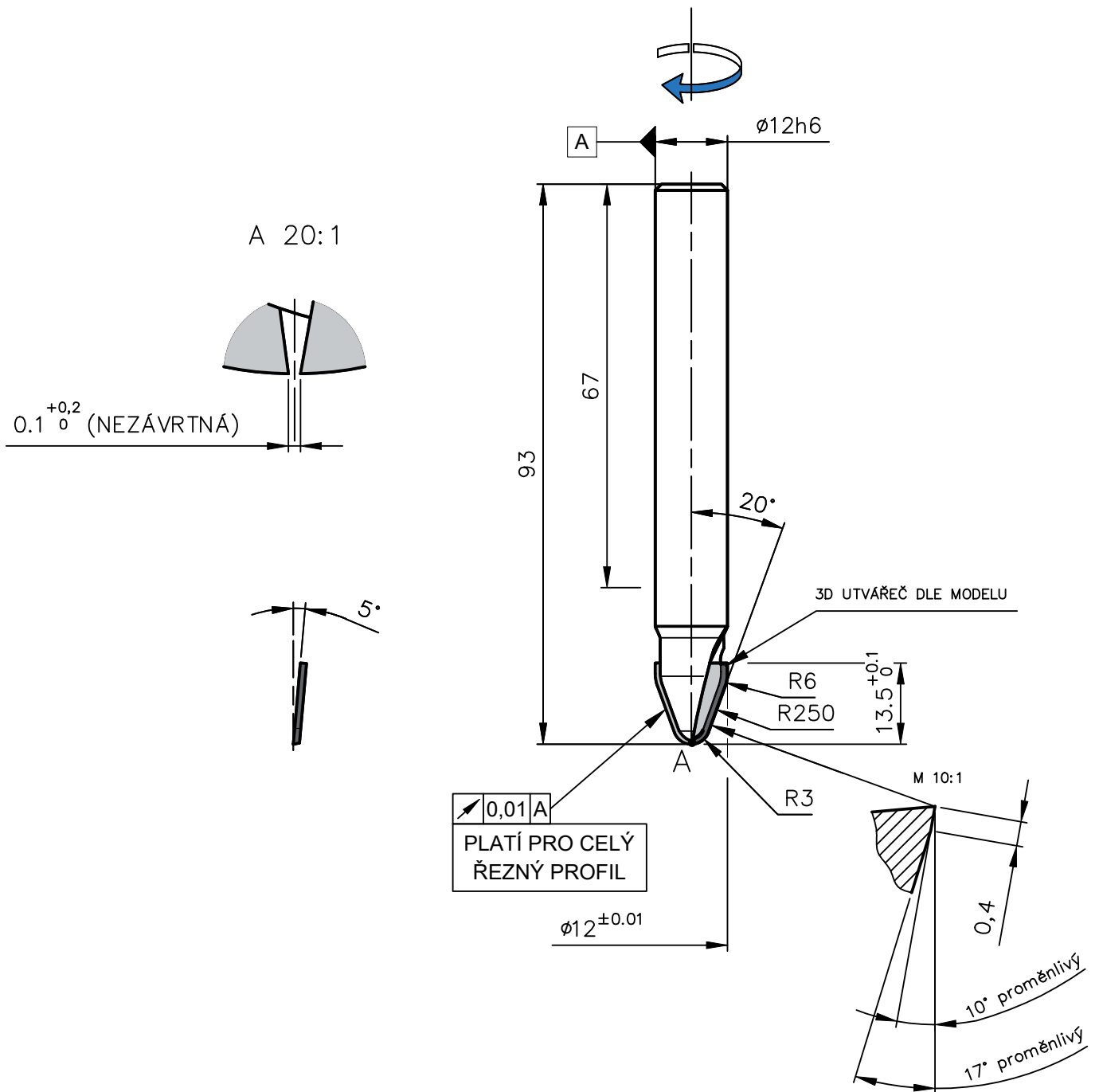
typ A

typ B



VÝROBA CELKEM 4 KUSŮ FRÉZ

	Měřítko 1:1	Materiál tělesa 42CrMo4 (ISO 683-2)	Materiál fezné destičky PKD 2,0 mm, Z1	Obráběný materiál Ti6Al4V	Index změny -	
	Stroj CNC frézka	Datum 17. 9. 2018	Rozměr - mm	Objem - mm <sup>3</sup>	Hmotnost - kg	
	Název SROVNÁVACÍ DP FRÉZA S VNITŘNÍM CHLAZENÍM	Kreslil Tomáš Trčka	Číslo výkresu PR2018NA-1	Přesnost ISO 2768-mK		
	ÚSTAV STROJÍRENSKÉ TECHNOLOGIE ODBOR TECHNOLOGIE OBRÁBĚNÍ FSI VUT v BRNĚ	List 1/1				

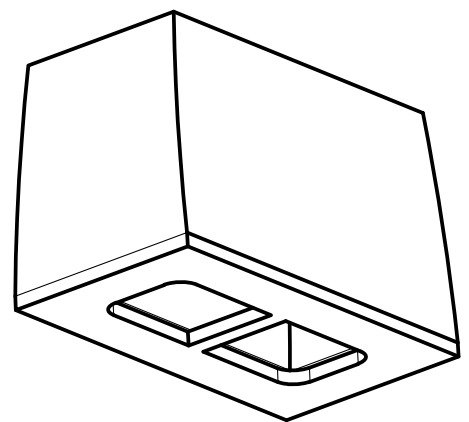
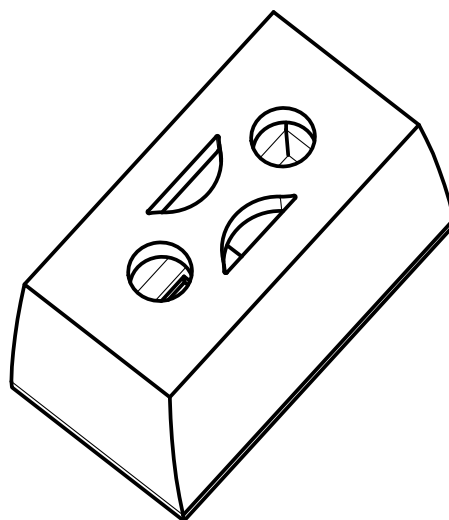
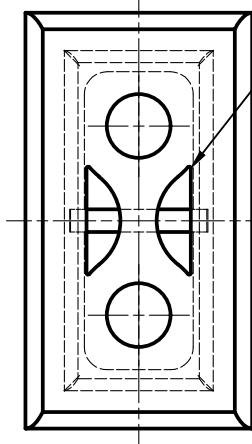
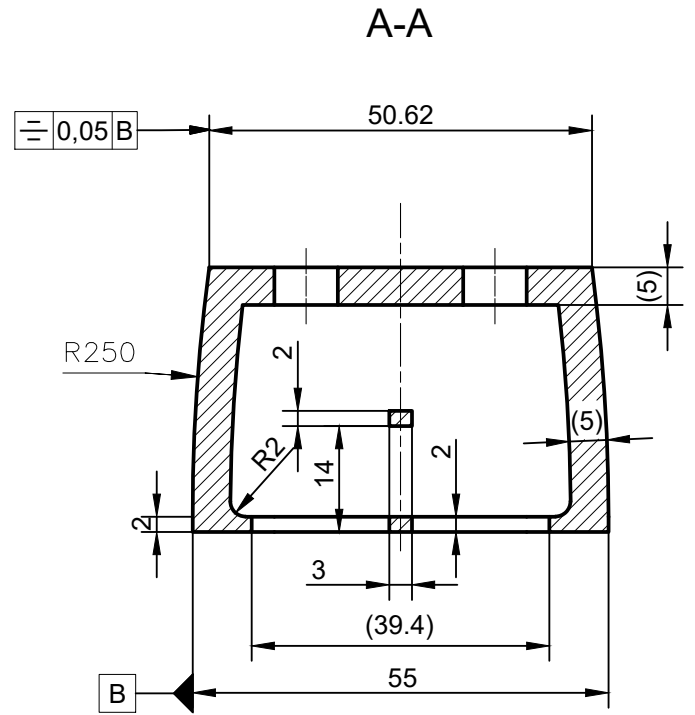
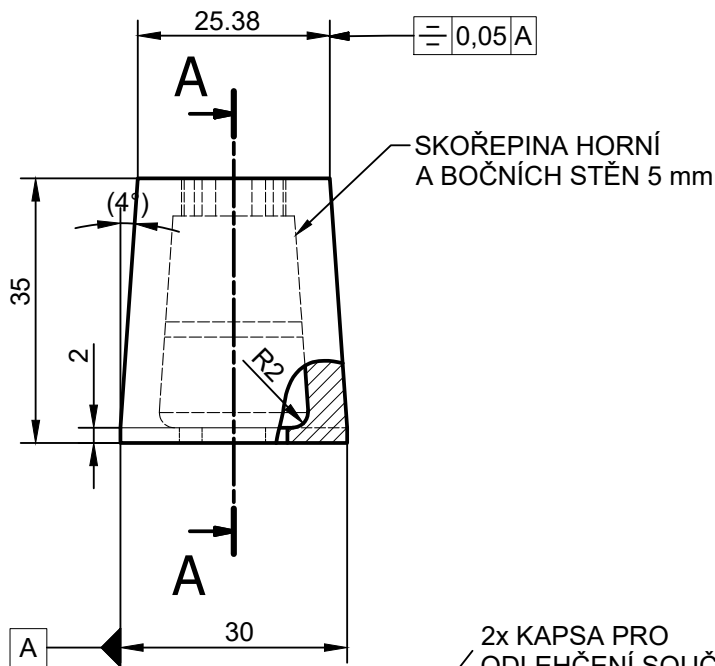
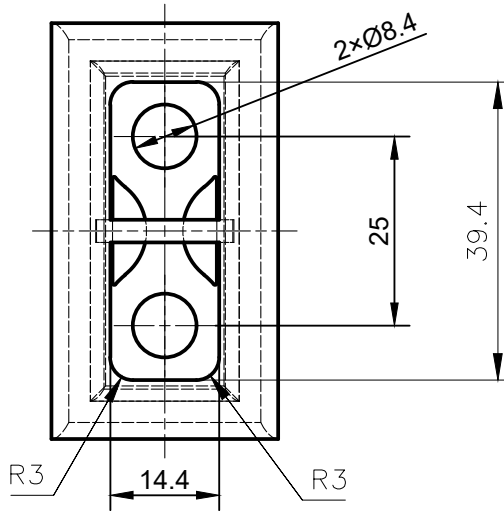


**KŘIVKA PROFILU (1:1)**

**Tolerance tvaru  $\pm 0,01$  mm**

<p>ÚSTAV STROJÍRENSKÉ TECHNOLOGIE ODBOR TECHNOLOGIE OBRÁBĚNÍ FSI VUT v BRNĚ</p>	Měřítko 1:1	Materiál tělesa SK	Materiál řezné destičky PKD 1,0 mm, Z2	Obráběný materiál Ti6Al4V	Index změny 4. 11. 2019
	Stroj CNC frézka	Datum 29. 10. 2019	Rozměr - mm	Objem - mm <sup>3</sup>	Hmotnost - kg
	Název SOUDEČKOVÁ FRÉZA R3/R250/20° s UTVÁŘEČEM	Kreslil Tomáš Trčka	Číslo výkresu PR2019NA-2	Přesnost ISO 2768-mK	

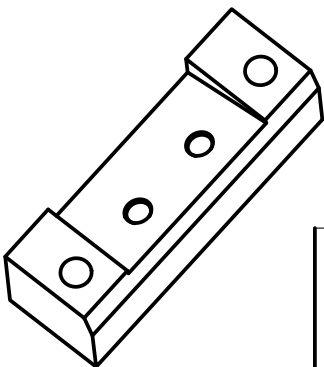
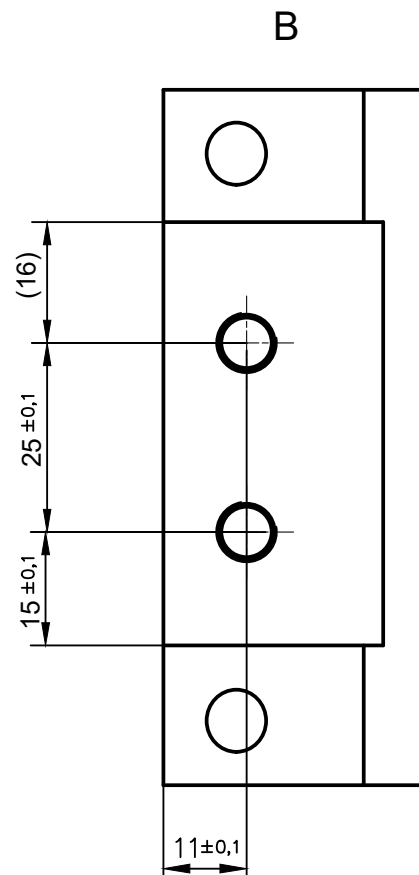
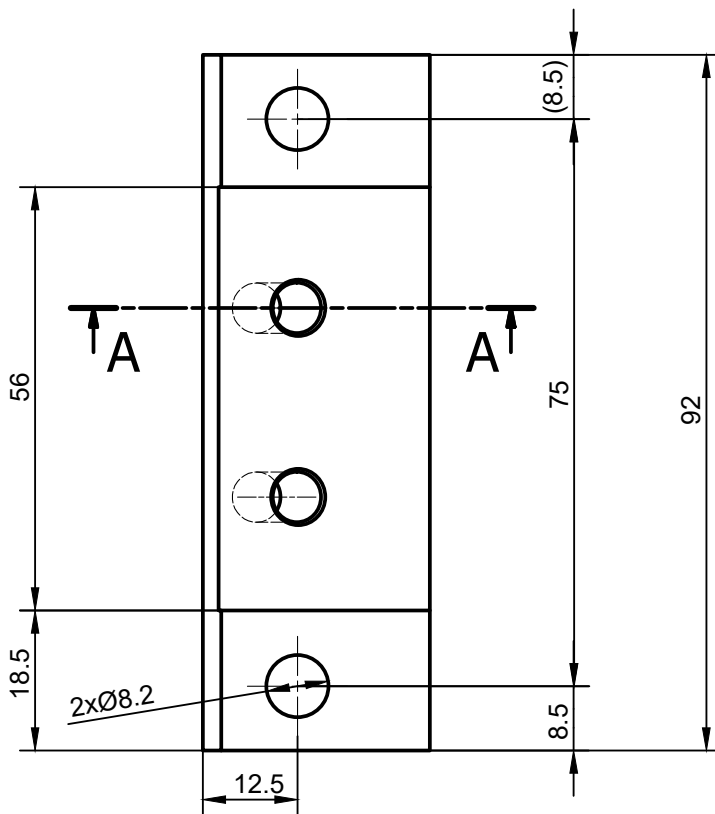
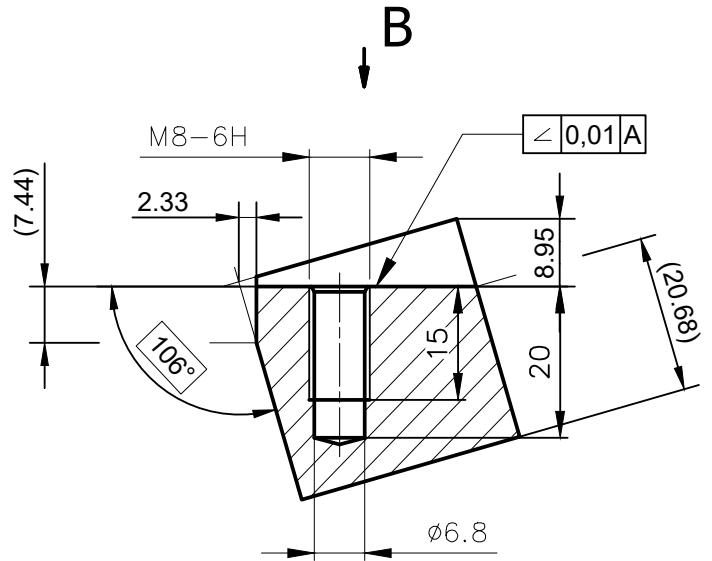
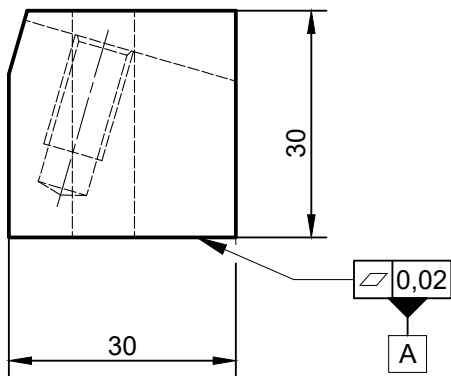
# PŘÍLOHA 4



	Měřítko	1:1	Materiál tělesa	Ti6Al4V	Materiál fezné destičky	Obráběný materiál	Index změny	-
	Stroj		Datum	6. 11. 2019	Rozměr	30×55×35 mm	Objem	28,3 cm <sup>3</sup>
			Kreslil	Tomáš Trčka			Hmotnost	0,12 kg
	Název	OBROBEK VYROBENÝ ADITIVNÍ TECHNOLOGIÍ - SLM			List 1/1	Číslo výkresu součásti	PR20190B-5	Přesnost

# PŘÍLOHA 5

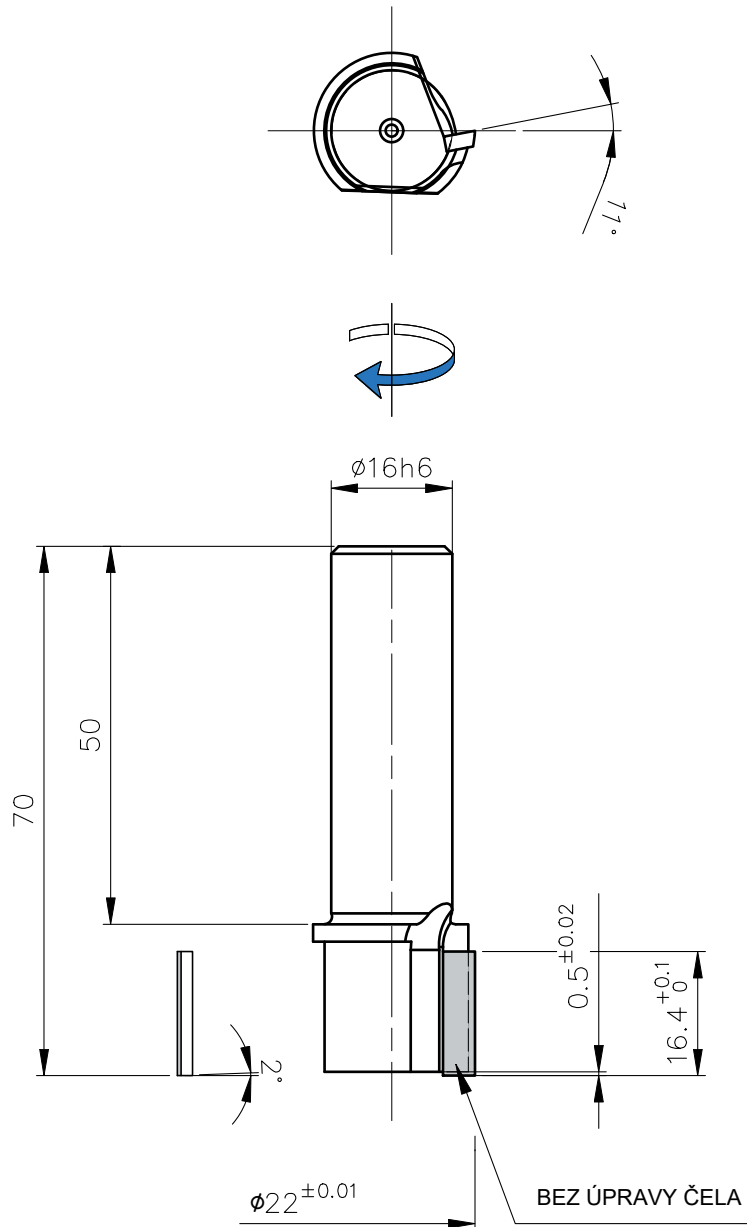
A-A otočeno - 16°




	Měřítka 1:1	Materiál tělesa 42CrMo4 (ISO 683-2)	Materiál fezné destičky	Obráběný materiál	Index změny -
	Stroj	Datum 17. 1. 2020	Rozměr 30×30×92 mm	Objem - mm <sup>3</sup>	Hmotnost - kg
	Název PŘÍPRAVEK K VERTIKÁLNÍ TRÍSOSE KONZOLOVÉ FRÉZCE FV 25 CNC A.	Kreslil Tomáš Trčka	Číslo výkresu součásti PR20190B-PŘIPRAVEK	Přesnost ISO 2768-mK	

RADIÁLNÍ ÚHEL ČELA:	11°
AXIÁLNÍ ÚHEL ČELA:	0°
RADIÁLNÍ ÚHEL HŘBETU:	13°/18°
DRUHÝ ÚHEL HŘBETU 0,6 mm OD OSTŘÍ (b <sub>al</sub> )	
AXIÁLNÍ ÚHEL HŘBETU:	2°

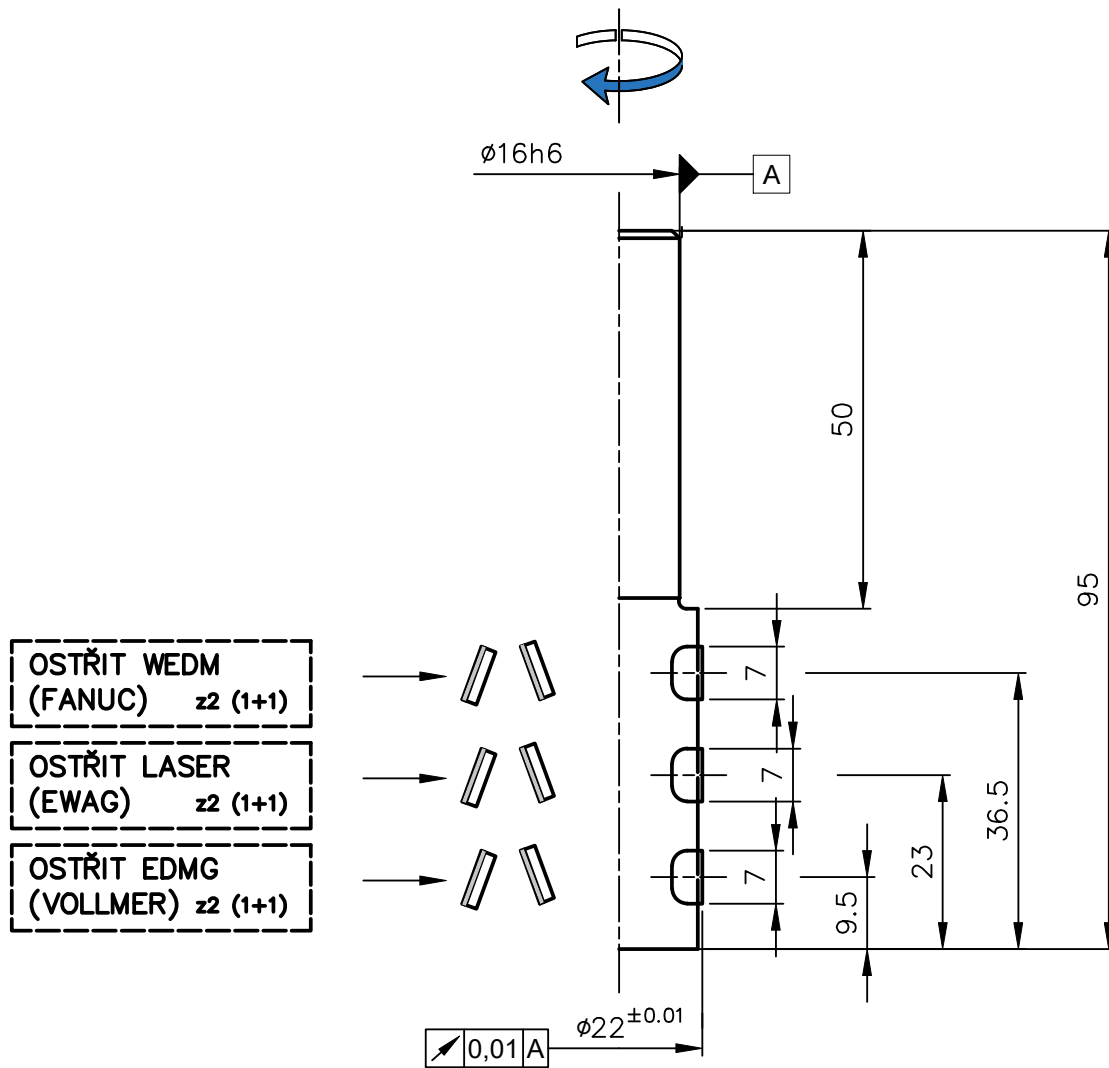
# PŘÍLOHA 6



	Měřítko	1:1	Materiál tělesa	42CrMo4 (ISO 683-2)	Materiál fezné destičky	PKD 2,0 mm, Z1	Obráběný materiál	Ti6Al4V	Index změny	-
	Stroj	CNC frézka	Datum	23. 3. 2020	Rozměr	- mm	Objem	- mm <sup>3</sup>	Hmotnost	- kg
			Kreslil	Tomáš Trčka						
	Název	SROVNÁVACÍ DP FRÉZA				List 1/1	Číslo výkresu	PR2020NA-1	Přesnost	ISO 2768-mK

RADIÁLNÍ ÚHEL ČELA:	5°–15°
AXIÁLNÍ ÚHEL ČELA:	±20°
RADIÁLNÍ ÚHEL HŘBETU:	13°/15°
DRUHÝ ÚHEL HŘBETU 0,6 mm OD OSTŘÍ (b <sub>01</sub> )	
AXIÁLNÍ ÚHEL HŘBETU:	0°

# PŘÍLOHA 7



DESTIČKY JSOU BEZ ÚPRAVY ČELA

Měřítko 1:1	Materiál tělesa 42CrMo4 (ISO 683-2)	Materiál řezné destičky PKD 2,0 mm, Z2 (1+1) - 3×	Obráběný materiál Ti6Al4V	Index změny -	
Stroj CNC frézka	Datum 7.11.2020	Rozměr - mm	Objem - mm <sup>3</sup>	Hmotnost - kg	
Název SROVNÁVACÍ DP FRÉZA OSTŘENÁ ROZDÍLNÝMI TECHNOLOGIEMI SE SYMETRICKY-STŘÍDAVÝMI ZUBY	Kreslil Tomáš Trčka		Přesnost ISO 2768-mK	Číslo výkresu List 1/1	Číslo výkresu PR2021NA-1