

**VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ**  
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



**FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ**  
**ÚSTAV STROJÍRENSKÉ TECHNOLOGIE**

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING  
INSTITUTE OF MANUFACTURING TECHNOLOGY

**OPTIMALIZACE VÝROBY DÍLU PRO LETECKÝ PRŮMYSL**  
OPTIMIZATION OF A PART PRODUCTION FOR AIRCRAFT INDUSTRY

**DIPLOMOVÁ PRÁCE**  
DIPLOMA THESIS

**AUTOR PRÁCE**  
AUTHOR

**Bc. JIŘÍ FILIPČÍK**

**VEDOUCÍ PRÁCE**  
SUPERVISOR

**doc. Ing. MIROSLAV PÍŠKA, CSc.**

## ABSTRAKT

Práce se zabývá optimalizací výroby součásti Aretační hák, vyráběné z těžkoobrobitelné slitiny titanu Ti-6Al-4V. Pojednává o materiálu této součásti, o aktuálních výzkumech a optimalizaci v oblasti třískového obrábění titanu. Dále obsahuje část věnovanou nejnovějším trendům ve vývoji nástrojů pro obrábění titanových slitin. Tyto poznatky jsou pak následně využity při optimalizaci výroby součásti ve společnosti Frencken Brno s.r.o. Následuje rozbor stávající výrobní technologie této součásti a návrh na eliminaci „úzkého“ místa ve výrobě. Pro tuto změnu je navržen upínací přípravek součásti zmenšující vyšší procento zmetkovitosti způsobené geometrickou složitostí. Následně je vyhotovena technická dokumentace, potřebná pro implementaci ve výrobě. Byl navrhnout nový NC řídicí program. V závěru tohoto projektu je provedeno technicko-ekonomické zhodnocení.

### *Klíčová slova*

Obrábění titanových slitin, strategie výroby, optimalizace.

## ABSTRACT

This thesis deals with optimization of production of "Hold-down hinge hook" component, developed from difficult-to-cut titanium alloy Ti-6Al-4V. This work is focused on the material properties of the component, current research and optimization in titanium machinability sphere. Further it contains a part dedicated to the latest trends in development of cutting tools for machining of titanium alloys. This knowledge is furthermore used for the component production optimization in Frencken Brno s.r.o. company. This project continues with analysis of the component's current production technology and designs the way of elimination of production bottleneck. This change is presented by component's clamp jig, which decreases higher percentage of scrap due to the geometric complexity. This thesis further contains drawing and technological documentation needed for implementation of the improvement suggestions into the production. There was designed a new NC program. This project is accomplished with technical-economical evaluation.

### *Key words*

Machining of titanium alloys, production strategies, optimization.

## BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

FILIPČÍK, J. *Optimalizace výroby dílu pro letecký průmysl*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2009. 108 s. Vedoucí diplomové práce doc. Ing. Miroslav Píška, CSc.

## Prohlášení

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci na téma Optimalizace výroby dílu pro letecký průmysl vypracoval samostatně s použitím odborné literatury a pramenů, uvedených na seznamu, který tvoří přílohu této práce.

Datum: 20.05.2009

.....  
Jiří Filipčík

## **Poděkování**

Děkuji tímto vedoucímu mé diplomové práce panu doc. Ing. Miroslavu Píškovi, CSc., firmě Frencken Brno s.r.o, především Ing. Petru Valáškoví, dále pak firmě SolidVision s.r.o., jmenovitě Ing. Ivanu Cimrovi, panu Petru Thálovi a níže zmíněným nástrojařským firmám za velmi cenné připomínky, rady i finanční prostředky nutné pro vypracování tohoto projektu.

**OBSAH**

<b>Abstrakt</b> .....	<b>4</b>
<b>Prohlášení</b> .....	<b>5</b>
<b>Poděkování</b> .....	<b>6</b>
<b>Obsah</b> .....	<b>7</b>
<b>Úvod</b> .....	<b>9</b>
<b>1 Vlastnosti titanu a titanových slitin</b> .....	<b>10</b>
1.1 Historie titanu.....	10
1.2 Metalurgie titanu.....	10
1.2.1 Krystalografická struktura titanu.....	10
1.2.2 Plastická deformace titanových slitin v závislosti na struktuře.....	11
1.2.3 Metalurgická výroba titanových slitin.....	11
1.3 Základní rozdělení titanových slitin.....	12
1.3.1 Značení titanové $\alpha+\beta$ slitiny s obsahem 6 % Al a 4 % V.....	13
1.3.2 Tepelná úprava a zušlechťení Ti-6Al-4V.....	13
1.3.3 Složení a typické vlastnosti Ti-6Al-V4 (3.7164.1).....	14
1.4 Obrobitelnost Ti-6Al-4V.....	15
1.4.1 Vlastnosti Ti slitin způsobující těžkoobrobitelnost.....	17
1.4.2 Základní pravidla pro efektivní obrábění titanových $\alpha+\beta$ slitin.....	28
<b>2 Třískové obrábění titanových slitin v praxi</b> .....	<b>32</b>
2.1 Výzkumy v oblasti chlazení při obrábění Ti slitin v praxi.....	32
2.1.1 Vysokotlaké chlazení při soustružení Ti-6Al-4V.....	32
2.1.2 Suché obrábění titanových slitin a MQL metoda obrábění.....	35
2.2 Soustružení slitiny Ti-6Al-4V.....	38
2.2.1 Vliv tvaru VBD a úhlu $\kappa_r$ na trvanlivost nástroje a jakost povrchu.....	38
2.2.2 Maximální výrobnost při dodržení limitu drsnosti.....	40
2.2.3 Vliv úpravy ostří na intenzitu opotřebení SK při soustružení Ti.....	43
2.3 Metody a úprava strategií pro efektivnější obrábění Ti slitin.....	44
2.3.1 Využití trochoidní trajektorie nástroje pro hrubování Ti.....	45
2.3.2 Efektivní strategie frézování kapes v Ti slitinách.....	46
2.3.3 Úprava strategie pro čelní frézování titanových slitin.....	50
2.3.4 Frézování tenkostěnných součástí pro letecký průmysl.....	52
2.4 HSC obrábění titanových slitin.....	52
2.4.1 Strategie vysokorychlostního obrábění Ti slitin.....	52
2.4.2 Složky řezné síly působící při HSC obrábění Ti slitin.....	54
2.4.3 Řezné podmínky pro HSC frézování Ti slitin.....	58
2.4.4 Řezné materiály pro HSC obrábění Ti slitin.....	59
2.4.5 Efektivnost CBN, BCBN a PCD nástrojů pro HSC Ti slitin.....	60
2.4.6 Povlaky pro HSC obrábění Ti slitin.....	61
2.4.7 Nástrojová geometrie a řezné úhly pro HSC obrábění Ti slitin.....	63
2.4.8 Chlazení při HSC obrábění Ti slitin.....	63
2.4.9 Závěr kapitoly HSC obrábění Ti slitin.....	64
2.5 Bezpečnost a stabilita při upínání nástrojů v praxi.....	65
<b>3 Optimalizace výrobních nákladů a časů</b> .....	<b>68</b>
3.1 Kritérium minimálních výrobních nákladů.....	69
3.1.1 Optimalizace řezných podmínek obrábění (min. náklady).....	70
3.1.2 Omezení při procesu optimalizace obrábění.....	72

3.2	Kritérium minimálních výrobních časů (max. výrobnosti) .....	72
3.3	Kritériální optimalizace obrábění sledující určitý cíl .....	73
3.4	Adaptivní optimalizace řezného procesu obrábění .....	74
3.5	Stanovení trvanlivosti frézy bez klasického využití Taylorova vztahu.....	74
3.6	Optimalizace řezného procesu s využitím řezné dráhy .....	76
3.7	Optimalizace frézování titanu s využitím analýzy meze stability .....	78
3.8	Optimalizace produktivity výroby eliminací „úzkých míst“ .....	81
<b>4</b>	<b>Návrh na optimalizaci výroby aretačního háku.....</b>	<b>82</b>
4.1	Analýza stávající technologie výroby ve firmě Frencken Brno .....	83
4.1.1	Výkresová dokumentace k součásti Aretační hák .....	83
4.1.2	Současný technologický postup dané součásti .....	83
4.1.3	Velikost výrobní dávky .....	86
4.2	Definování problémů ve výrobě dané součásti .....	86
4.2.1	Upnutí obrobku aretační hák při výrobě .....	87
4.2.2	Vyšší procento zmetkovitosti výroby .....	87
4.2.3	Úzké místo ve výrobním toku firmy .....	87
4.3	Návrh na změnu ve výrobě součásti aretační hák .....	88
4.3.1	Přesun větší části výroby součásti na méně vytížený stroj .....	88
4.3.2	Návrh upínacího přípravku pro eliminaci zmetkovitosti .....	88
4.3.3	Návrh na nový technologický postup výroby aretačního háku .....	89
4.3.4	Výběr vhodných nástrojů a řezných podmínek.....	90
4.3.5	Výběr hrubovací strategie s využitím simulace SolidCam.....	90
4.3.6	Tvorba NC programu pro obráběcí centrum ZPS MCFV 100 .....	92
4.3.7	Verifikace nově navrženého NC programu.....	93
<b>5</b>	<b>Celkový přínos dané optimalizace pro firmu Frencken Brno .....</b>	<b>94</b>
	<b>Seznam použitých zdrojů .....</b>	<b>96</b>
	<b>Seznam použitých zkratk a symbolů .....</b>	<b>104</b>
	<b>Seznam příloh .....</b>	<b>108</b>

## ÚVOD

Titan a jeho slitiny již nepatří pouze mezi nejpoužívanější materiály v leteckém či kosmickém průmyslu, jako tomu bylo do nedávné doby. Naopak, stále častěji nachází uplatnění i v jiných odvětvích. Například v medicíně a tělních implantátech, v automobilovém, chemickém, stavebním a „hi-tech“ sportovním průmyslu či ve výrobě šperků. Mezi jeho hlavní přednosti patří unikátní kombinace mechanických, fyzikálních a chemických vlastností a obecná stálost za působení vnějších extrémních podmínek.

Naneštěstí výše zmiňované přednosti a kvality vedou také ke špatné obrobitelnosti a tvárnosti těchto slitin titanu. Z mnoha důvodů jsou pak právem řazeny mezi těžkoobrobitelné materiály. První příčinou je nízká tepelná vodivost, jež způsobuje abnormální přehřívání nástroje a jeho rychlejší opotřebením, ve srovnání s běžně obráběnými materiály. Dalším negativem je vysoká chemická afinita titanu, kvůli níž má obráběný materiál snahu „navarovat“ se na nástroj. Dochází k mikrosvárům mezi odcházející třískou a čelem břitů nástroje, tedy k tzv. adheznímu opotřebením břitů. Problémem je i nižší Youngův modul pružnosti, kdy dochází k efektu odtlačení obráběného materiálu od místa řezu nástroje během obrábění. To přispívá ke zpevnování obráběného povrchu součásti a k následným problémům s přesnějším obráběním. Kombinace všech těchto vlivů pak následně způsobuje vysoký stupeň otupování nástroje, nižší trvanlivost břitů a tím vyšší náklady na obrábění. Kvůli jeho houževnatosti platí také zvýšené nároky na pevnost upnutí nástroje, obrobku a tuhost celé soustavy stroj-nástroj-přípravek-obrobek. Primárně z důvodu eliminace často vznikajícího samobuzeného chvění a vibrací. Důsledkem těchto chvění, vysokých řezných odporů a sil je další snížení trvanlivosti nástroje, zhoršení kvality obrobenej plochy a zvýšená možnost kolize v důsledku uvolnění obrobku či nástroje z upínacího zařízení během úběru materiálu.

Přes tyto negativní jevy je v současnosti stále větší procento součástí konstruováno právě z těchto materiálů. Jen stěží lze nalézt náhradu za materiál s takto unikátní kombinací vlastností, aby splňoval zároveň i podmínku lepší obrobitelnosti. Proto je třeba zaměřit se spíše na správný výběr technologie zpracování, nástrojů, vhodných řezných podmínek a komplexního procesu třískového obrábění. Tímto se zabývá i tato práce.

Soustřeďuje se zde tedy pozornost na současné výzkumy v oblasti obrábění Ti slitin, jejichž poznatky jsou následně aplikovány při návrhu optimalizace výroby konkrétní součásti. Tato součást nazvaná Aretační hák je vyráběna ve firmě Frencken Brno s.r.o. Plní funkci bezpečnostního závěsu kloubového pantu a slouží k upevnění dveří na trup letadla. Následuje analýza stávající technologie výroby, definování problémů. Po rozboru možných řešení je proveden návrh na změnu ve výrobě a její optimalizace, která pomůže zefektivnit výrobu dané součásti. Požadovaným výsledkem projektu má být sumarizace vhodných postupů při obrábění těchto slitin, za účelem dosažení minimálních výrobních nákladů.

## 1 VLASTNOSTI TITANU A TITANOVÝCH SLITIN

Nejdůležitější výhodou těchto materiálů je unikátní kombinace fyzikálních, chemických a mechanických vlastností. Ta spočívá především ve velmi vysoké pevnosti, houževnatosti, korozivzdornosti, biokompaktibilitě a stálosti i za extrémních teplot, v porovnání s relativně nízkou měrnou hmotností a nízkým modulem pružnosti v tahu. Titan může být snadno sléván s dalšími prvky jakými jsou hliník, vanad, molybden, zinek, chróm, nikl, palladium, ruthenium a dalšími legujícími prvky, za účelem vytvoření vysoce pevných, korozivzdorných a lehkých slitin.<sup>4</sup>

### 1.1 Historie titanu

Titan (značka Ti, teplota tání 1668 °C) je jako prvek oficiálně znám již od roku 1791, byl obsažen v magnetickém minerálu nyní známém jako *ilmenit* ( $\text{FeTiO}_3$ , oxid železnato-titaničitý). O pár let později došlo v Německu k prvnímu izolování oxidu titanu z horniny známé jako *rutil* ( $\text{TiO}_2$ , oxid titaničitý). Titan není na Zemi vzácným prvkem, právě naopak. Bohužel se ale nikdy nevyskytuje ve 100 % čistém stavu a následná úprava pak tento materiál výrazně prodražuje. Po mnohaletých pokusech o získání čistého titanu z hornin chemickou cestou, začal být až teprve v roce 1948 vyráběn pro komerční využití.<sup>10</sup> Tyto slitiny se vyrábí pomocí přetavování v obloukových a indukčních pecích. V posledních letech přicházejí moderní způsoby této výroby pomocí elektronových či plazmových pecí, zajišťujících lepší metalurgickou čistotu kovu. Nejlepší kvality dosáhneme prostřednictvím elektronového tavení pomocí svazku elektronů o vysoké kinetické energii. Tento proces se děje v prostředí vakua, proto je zde dosažena nejlepší možná jakost slitin.<sup>9</sup> I přes tento rozmach stále širších možností využití, zůstává letecký a kosmický průmysl dodnes hlavním zpracovatelem titanu, především titanových slitin.<sup>10</sup>

### 1.2 Metalurgie titanu

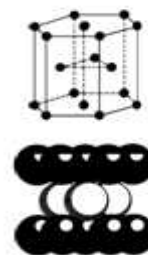
#### 1.2.1 Krystalografická struktura titanu

Jako mnoho jiných kovů se může titan vyskytovat v několika krystalických strukturách a záleží zde především na teplotě a tlaku. Tento jev se nazývá alotropie, nebo *polymorfismus*. Pro nižší teploty krystalizace utváří titan a většina jeho slitin hexagonální mřížku (HCP), nazývanou  $\alpha$ -titan, znázorněnou na Obr. 1.2.1 vpravo. Při vyšších teplotách, přibližně kolem 800 – 900 °C, dochází k transformaci z  $\alpha$ -titanu na  $\beta$ -titan, na mřížku prostorově středěnou (BCC), viz. Obr. 1.2.1 vpravo.<sup>10</sup> Tyto důležité poznatky se následně využívají pro cílenou kombinaci vlastností HCP a BCC uspořádání atomů a vytváří se tak slitiny s přesně požadovanými parametry. Obr. 1.2.1  $\alpha$  (HCP) a  $\beta$  (BCC) fáze Ti<sup>55</sup>. Například  $\alpha$ -titan je na rozdíl od  $\beta$ -titanu dobře svařitelný. „Čistý titan a slitiny  $\alpha$  se obrábí nejlépe. Obrábění se značně

Soustava krychlová  
prostorově středěná  
*bcc*



Soustava hexagonální  
těsně uspořádaná  
*hcp*





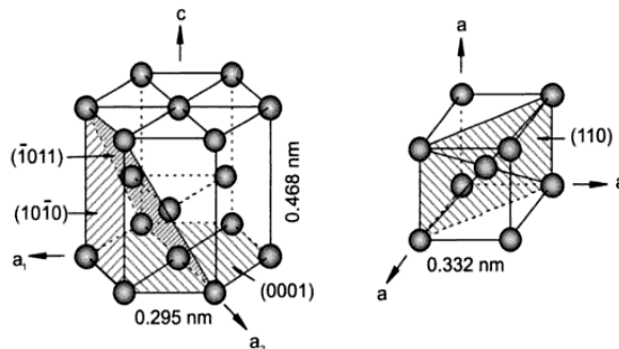
zhoršuje od slitiny  $\alpha$  ke slitině  $\beta$ .<sup>1</sup> Právě z těchto důvodů se nejčastěji využívá  $\alpha$ - $\beta$  slitiny, která kombinuje vlastnosti obou fází, výše zmíněných struktur.

Tab. 1.2.1 Porovnání vybraných vlastností  $\alpha$ ,  $\beta$  a  $\alpha$ - $\beta$  fází Ti<sup>10</sup>.

Vlastnosti	$\alpha$	$\alpha$ - $\beta$	$\beta$
Mez pevnosti	-	+	++
Lomová houževnatost	+	-/+	+/-
Tvárnost	-/+	+	+/-
Tvárnost za studena	--	-	- /+
Hustota	+	+	-
Odolnost proti oxidaci	++	+/-	-
Odolnost proti korozi	++	+	+/-

### 1.2.2 Plastická deformace titanových slitin v závislosti na struktuře

U krystalických materiálů dochází po překročení meze elasticity k trvalým změnám, deformacím a vzniku trhlin, které vlivem smykového napětí vedou k narušení meziatomárních spojení až k tzv. smykovému lomu. Po překročení elastické deformace dochází ke *skluzu* krystalografických rovin podél skluzové roviny, která je obvykle totožná s rovinou nejhustěji obsazenými atomy. Pro lepší názornost je tento mechanismus a jeho vlastnosti zobrazeny na Obr. 1.2.2 a v Tab. 1.2.2.<sup>10</sup>



Obr. 1.2.2 Skluzové roviny  $\alpha$  a  $\beta$  fáze Ti<sup>10</sup> (vlevo  $\alpha$  fáze Ti - HCP uspořádání atomů).

Tab. 1.2.2 Krystalické mřížky s uspořádáním atomů<sup>10</sup>

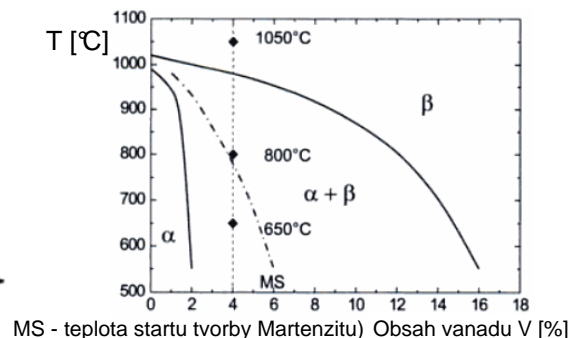
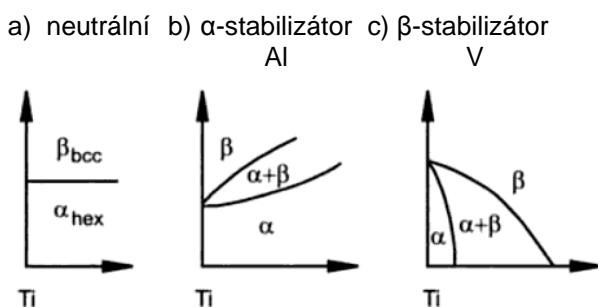
Vlastnosti	$\alpha$ -Ti BCC	$\beta$ -Ti HCP
Hustota uspořádání atomů v mřížce	68%	74%
Hustota uspořádání atomů ve skluz. rovině	91%	83%
Počet skluzových systémů v 1 mřížce	12	3
Příčný skluz je	možný	nemožný
Výsledná materiálová vlastnost	houževnatost	tvrdost /křehkost

### 1.2.3 Metalurgická výroba titanových slitin

Vzhledem k cílům tohoto projektu není nezbytné podrobně definovat mechanismy vnitřních změn struktury titanu a jeho slitin. Abychom však mohli přistoupit k rozdělení slitin titanu do tříd, je nutný přehled základních faktů.

Obecně je výsledná struktura slitin titanu ovlivněna především způsobem tepelného zpracování a podílem legujících prvků. Ty slouží mimo jiné (kromě neutrálních, jako např. Sn a Zr), jako tzv. *stabilizátory*. Tyto prvky ovlivňují termodynamickou stabilitu obou základních fází titanových slitin.<sup>10</sup> Dle vlivu na jejich stabilitu a různou rozpustnost v jednotlivých modifikacích tyto legující prvky dále dělíme do skupin.

Vezmeme-li slitinu *Ti-Al6-4V*, potřebnou pro tento projekt, pak hliník (Al) je tzv.  $\alpha$ -stabilizátorem. V binárním rovnovážném diagramu rozšiřuje oblast fáze  $\alpha$ , díky zvýšení teploty polymorfní přeměny. Oproti tomu vanad (V) je tzv.  $\beta$ -stabilizátorem, způsobující rozšíření oblasti fáze  $\beta$ , snížením teploty polymorfní přeměny. Ovlivnění struktury slitin Ti jednotlivými legujícími prvky lze pozorovat níže na Obr 1.2.3.1 a Obr 1.2.3.2 (znázorněny 4 % V).<sup>10</sup>

Obr. 1.2.3.1 Legující prvky Ti slitin<sup>10</sup>Obr. 1.2.3.2 Třífázový diagram Ti-6Al-4V<sup>10</sup>

### 1.3 Základní rozdělení titanových slitin

V dnešní době je známo více než 100 druhů slitin titanu. Jsou rozděleny a normovány podle obsahu fází v rovnovážném stavu a procentuálního složení legujících prvků. Ovšem pouze 20 - 30 z nich má opravdu komerční využití. Nejznámější a nejpoužívanější je *dvoufázová  $\alpha$ - $\beta$  slitina Ti-Al6-4V*, která pokrývá až 50 % požadavků celého průmyslu. Další 20 - 30 % produkce využívá čistého kovu titanu k obchodování a dalšímu zpracování. Kromě již výše zmíněných třech základních slitin  $\alpha$ ,  $\alpha$ - $\beta$  a  $\beta$ , se v literatuře také vyskytují pojmy: tzv. pseudo  $\alpha$ -slitiny (near- $\alpha$  alloy) s 2 - 8 %  $\beta$ -fáze v rovnovážném stavu a pseudo  $\beta$ -slitiny s 2 - 8 %  $\alpha$ -fáze (near- $\beta$  alloy).<sup>10</sup>

#### ➤ $\alpha$ slitiny titanu

Strukturální stabilita do 600 °C, nejčastěji žíhané, s vysokou houževnatostí i při velmi nízkých teplotách (do - 200 °C). Dobře svařitelné, použití pro svařované dílce (laserem, plazmou), lopatky leteckých motorů.

#### ➤ Pseudo $\alpha$ slitiny

Nízký obsah stabilizátorů  $\beta$  fáze v základní  $\alpha$  slitině. Výsledkem je titanová slitina, se zachováním vlastností  $\alpha$  slitiny a zvýšenou mezí plasticity. Novější typy žárupevných slitin, používané pro teploty do cca 500 °C.

#### ➤ $\alpha$ - $\beta$ slitiny

Nejčastěji používaná, dvoufázová slitina titanu, žíhaná či zušlechťená. Obsah  $\beta$  fáze až 50 %, výborné mechanické vlastnosti, svařitelnost a mezi Ti slitinami nejlepší obrobiteľnosť. Pevnosť je závislá na složení a způsobu tepelného zpracování, ale je stálá pouze do cca 450 °C, pak nastává její degradace.

#### ➤ $\beta$ slitiny

Tyto slitiny, včetně pseudo  $\beta$  slitiny, mají velmi vysokou pevnost a z titanových slitin jsou nejvhodnější pro tváření (BCC). Měrná hmotnost je

vyšší než u ostatních slitin, z důvodu většího obsahu těžších legujících prvků (V, Cr,...). Relativně vysoká cena, měrná hmotnost a nestálost při extrémních teplotách omezuje možnost využití.

Pro lepší orientaci v těchto slitinách zavedla organizace pro mezinárodní standardizaci ASTM (American Society for Testing and Materials) rozdělení do tříd 1 - 38. Definovala jednotlivá procentuální složení, dle kterých lze snadno vyhledat požadované složení a vlastnosti. Do skupiny 1 - 4 je zařazen technicky čistý kov titanu, rozdělen dle procenta čistoty, což je posuzováno za hranici meze kluzu materiálu.

Dále je pozornost zaměřena především na materiál součásti, jež je předmětem optimalizace výroby, tj. *Ti-6Al-4V*.

### 1.3.1 Značení titanové $\alpha+\beta$ slitiny s obsahem 6 % Al a 4 % V

*Ti-6Al-4V* je obvykle zařazen do skupiny 5, ovšem někdy je označován také jako *Ti-6Al-4V - ELI* (Extra Low Interstitial), spadající do skupiny 23. Rozdíl mezi těmito skupinami je v obsaženém procentu prvku  $O_2$ . Skupina 23 obsahuje max. 0,13 %  $O_2$ , což zvyšuje koeficient lomové houževnatosti.<sup>23</sup>

Tato slitina je používána po celém světě a má samozřejmě jako většina materiálů rozdílné normované označení pro danou lokalitu. V Tab. 1.3.1 je srovnání ekvivalentů v označení této slitiny pro vybrané země. Mezinárodní odborné texty používají nejčastěji značení DIN Ti6Al4V, dále se vyskytuje označení Ti-6Al-4V (např. Kennametal), popřípadě 3.7164.

Tab. 1.3.1 Normy značení titanové  $\alpha+\beta$  slitiny Ti-6Al-4V<sup>23</sup>

Země	Německo	USA	Francie	Itálie	Anglie	Rusko
Norma	DIN	AISI/SAE	AFNOR	UNI	BS	GOST
Značení	Ti6Al4V	R56400	T-A6V	TiAl6V4	TA10-13/TA28	VT-6

### 1.3.2 Tepelná úprava a zušlechťení Ti-6Al-4V

Druhy tepelné úpravy titanových slitin jsou *žihání* nebo *kalení a popouštění*. Rozhodující pro charakter mikrostruktury a fázových změn je výše teplot, časový průběh ohřevu, rychlosti ochlazování materiálu a prostředí.

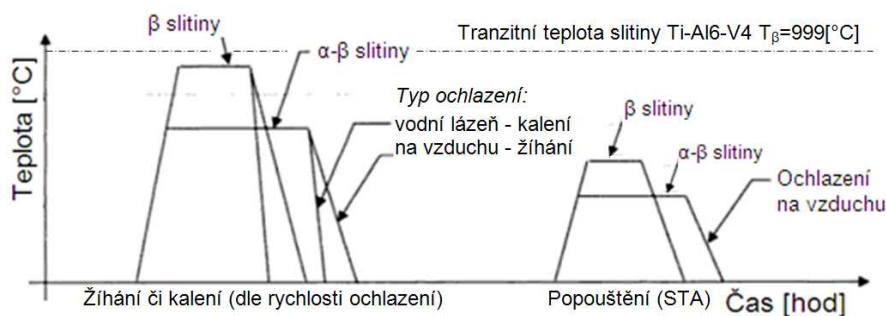
#### ➤ Žíhané slitiny titanu

Na trhu se základní, žíhaná slitina *Ti-6Al-4V* na měkko, značí bez doplňkové číslice 3.7164 nebo s doplňkovou číslicí 3.7164.1. Toto žihání bez překrytí probíhá jako ohřev pod tranzitní teplotu  $T_\beta$  (999 °C), na 705 – 790 °C, výdrž 1 – 4 hodiny na této teplotě a pozvolné ochlazení na vzduchu. Další možné metody žihání titanových slitin jsou rekrystalizační, stabilizační (izotermické, dvojité) a ke snížení vnitřního pnutí (480 – 650 °C).

#### ➤ Zušlechťené titanové slitiny

K základnímu označení slitiny *Ti-6Al-4V* se také vyskytuje přípona *STA* (Solution Treated and Aged) nebo číslicová přípona 3.7164.7. Ta označuje následnou tepelnou úpravu slitiny, za účelem zušlechťení struktury materiálu a mechanických vlastností. Z typických hodnot pro základní 3.7164.1,

uvedených v Tab. 1.3.2.3 pak dosáhneme zlepšení na maximální hraniční hodnoty v pevnosti v tahu, mezi smyku i tvrdosti. Toto následné zušlechtnění, tj. kalení + popouštění, probíhá jako ohřev  $\alpha$ - $\beta$  slitiny pod tranzitní teplotou okolo 900 – 970 °C, výdrž cca 2 hod a prudké ochlazení ve vodní lázni na teplotu kolem 540 °C (480 – 595 °C). Následuje popo uštění, výdrž na této teplotě cca 4 hodiny a pozvolné vychladnutí na běžném ovzduší. Výsledkem je zvýšený obsah metastabilní  $\beta$  fáze, zvyšující pevnost a tvrdost  $\alpha$ - $\beta$  slitiny. Pevnost v tahu je poté kolem 1070 MPa a mez kluzu je posunuta na cca 1000 MPa. Tyto zušlechtněné hodnoty jsou proměnné dle hloubky od povrchu (uvedené hodnoty pro hloubku  $h < 25$  mm).<sup>10, 4, 23, 13</sup>



Obr. 1.3.2.1 Tepelné úpravy titanových slitin<sup>10</sup>

Z důvodu vysoké reaktivity Ti s oxidem kyslíku a jinými prvky v ovzduší se jako alternativa pro toto umělé stárnutí doporučuje chladnutí v plynné ochranné atmosféře se sníženým obsahem kyslíku (v ovzduší obvykle kolem 21 % O<sub>2</sub>). Eliminujeme tak difuzní proces oxidace O<sub>2</sub> povrchu materiálu a následné vytvoření cca 0,2 mm vysoce zpevněné a křehké vrstvy.<sup>23, 68</sup>

V opačném případě je ještě před procesem obrábění vhodné:

- tuto vrstvu otrýskat drtí abrazivní směsí,
- mořením v roztoku 2 % kyseliny fluorovodíkové +20 % kyseliny dusičné.<sup>10</sup>

### 1.3.3 Složení a typické vlastnosti Ti-6Al-4V (3.7164.1)

Tato slitina je velice lehká, má pouze 60ti procentní hustotu běžných uhlíkových ocelí a lepší odolnost proti korozi než korozivzdorné oceli. Má pouze 55ti procentní modul pružnosti v tahu korozivzdorných ocelí, ovšem vysokou pevnost a stálost při vysokých teplotách.<sup>18</sup> Následující tři tabulky obsahují vybrané vlastnosti Ti-6Al-4V, přesněji slitiny 3.7164.1, skupiny 5 dle normy ASTM.

Tab. 1.3.2.1 Chemické složení Ti-6Al-4V, skupina 5<sup>10, 23, 68</sup>

Chemický prvek	Obsah prvku v celkovém množství Ti-6Al-4V
C	< 0,08 %
Fe	< 0,25 %
O <sub>2</sub>	< 0,20 %
N <sub>2</sub>	< 0,05 %
H <sub>2</sub>	< 0,01 %
Al	5,50 - 6,76 %
V	3,50 - 4,50 %
Ti	100 % - $\Sigma$ C, Fe, O <sub>2</sub> , N <sub>2</sub> , H <sub>2</sub> , Al, V %

Tab. 1.3.2.2 Fyzikální vlastnosti Ti-6Al-4V, skupina 5 <sup>10, 23, 68</sup>

Vlastnosti	Hodnota
Hustota	4,42g/cm <sup>3</sup>
Vysoký bod tání	1649±15°C
Měrný součinitel tepelné vodivosti (25°C)	7,2 W/m.K
Měrný součinitel tepelné vodivosti (400°C)	13,0 W/m.K
Měrný elektrický odpor (25°C)	45.10 <sup>-6</sup> μΩ.cm
Svažitelnost	Průměrná
Tranzitní teplota T <sub>β</sub>	999°C
Poissonova konstanta	0,30-0,33

Tab. 1.3.2.3 Mechanické vlastnosti Ti-6Al-4V, skupina 5 <sup>10, 23, 68</sup>

(mnoho vlastností Tab. 1.3.2.2 a 3 ovlivněno teplotou a přesným složením; pro T = 20-25°C)

Vlastnosti	Typická hodnota (rozmezí dle úpravy)
Pevnost v tahu	900M Pa (897 – 1100 MPa)
Mez kluzu	830M Pa (800 – 1000 MPa)
Youngův modul pružnosti	114 GPa (110 – 140 GPa)
Tvrдость	36 HRC (30 – 40 HRC)
Tažnost materiálu	14 % (10 – 18 %)
Vrubová houževnatost Charpy	22 J (20 – 27 J)

## 1.4 Obrobitelnost Ti-6Al-4V

Obrobitelnost materiálu je technologická vlastnost, která charakterizuje míru jeho schopnosti být zpracován některou z metod obrábění.

Pojem „obrobitelnost“ je tedy funkční veličinou vztahu nástroje a obrobku. Pod tímto pojmem se rozumí souhrnný vliv fyzikálních vlastností a chemického složení obráběného materiálu, na průběh (ekonomický, jakostní) konkrétního procesu obrábění.<sup>1, 15, 7</sup>

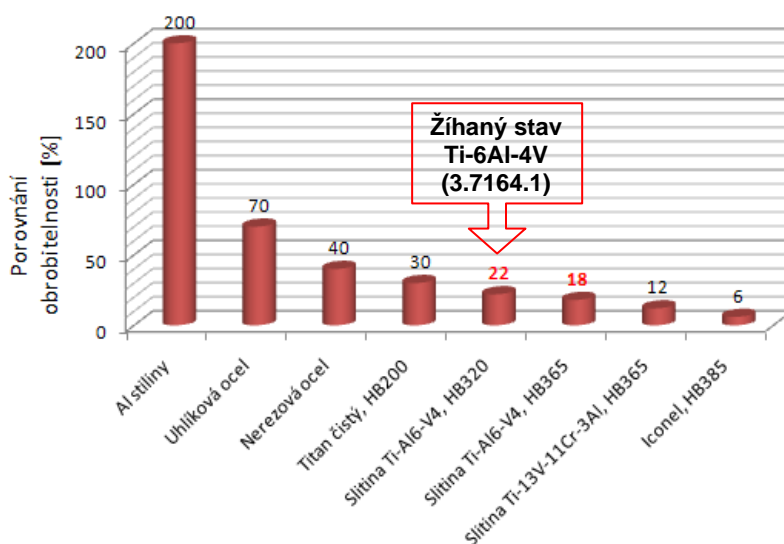
Obrobitelnost materiálu závisí na faktorech:

- chemické složení, fyzikální a mechanické vlastnosti,
- metoda obrábění, mikrostruktura a tepelné zpracování,
- řezné podmínky, prostředí a typ nástroje (typ materiálu, geometrie).

Pro srovnání stupně obrobitelnosti se v praxi používají relativní tzv. komparační testy s využitím etalonových materiálů (rozdělení do tříd obrobitelnosti). Stupeň obrobitelnosti materiálu se mění v závislosti na druhu obrábění (soustružení, frézování). Při zachování konstantních parametrů (řezná rychlost, aj.) se porovnávají veličiny:

- celková výsledná síla F, její složky F<sub>c</sub>, F<sub>f</sub>, F<sub>p</sub> a řezné momenty M<sub>c</sub>,
- měrné řezné síly a kroutící momenty (přepočtené celkové parametry),
- celková energie potřebná pro oddělení třísky,
- měrná energie obrábění (přepočtená celková energie),
- teplota v řezu, jakost obrobené plochy a způsob utváření třísky,
- součinitel tření a intenzita opotřebení břitu nástroje.

Obrábění těžkoobrobitelných slitin na bázi Ti, jako Ti-Al6-4V, je problematické z mnoha důvodů. Ty nelze v žádné případě podceňovat a musí být zohledněny pro úspěšné zvládnutí technické přípravy a výroby samotné. U těchto titanových slitin dosahuje běžně objem odebraného materiálu pouze 25 % hodnot, oproti běžným uhlíkovým ocelím za časovou jednotku.<sup>18</sup> Na součástech pro letecký průmysl je často potřeba odebrat až 90 % z původního objemu polotovaru.<sup>36</sup> Z důvodu nutných nízkých řezných rychlostí obrábění a výrazného opotřebení nástroje, s relativně nízkou životností, můžeme konstatovat, že obrábění tohoto materiálu patří mezi časově náročné operace. Proto zlepšením produktivity jen o několik procent může znamenat výrazné ekonomické úspory ve výrobě. Částečnou eliminaci těchto nepříznivých vlivů lze dosáhnout volbou vhodné technologie výroby, výběrem správných nástrojů a stanovením optimálních řezných parametrů pro konkrétní specifické prostředí obrábění.



#### Kritéria pro porovnání:

- trvanlivost břítu
- řezná rychlost
- řezná síla / energie
- afinita materiálu
- utváření třísky
- jakost povrchu

#### Obrobiteľnosť ovplyvňuje:

- tvrdosť a pevnosť
- tvárnosť
- tepelná vodivosť
- legujúci prvky
- zpevnenie povrchu

Obr. 1.4.1 Srovnání relativní obrobiteľnosti Ti-6Al-4V [%] s vybranými materiály<sup>17</sup>.  
(Např. hliníkové slitiny mají cca o 180% lepší relativní obrobiteľnosť než Ti-6Al-4V)

### **Souhrn negativních vlastností titanových $\alpha+\beta$ slitin způsobujících problémy při třískovém obrábění**

- nízká tepelná vodivost titanu a titanových slitin
  - posun teplotního pole k těsné blízkosti řezné hrany nástroje
  - vysoká koncentrace tepla na řezné hraně nástroje
- vysoká afinita titanu k většině chemických prvků
  - intenzivní tření mezi třískou a plochou čela nástroje
  - vysoká afinita k prvku C při zvýšených teplotách
  - extrémní afinita k prvkům O a N při teplotách nad 575 °C
  - kombinace vysokého adhezního a difúzního opotřebení
  - vznik nárůstku na řezné hraně nástroje
  - abrazivní opotřebení nástroje v důsledku tvorby velmi tvrdých karbidů, kyslíčků a zpevněné povrchové vrstvy

- tvorba zbytkových napětí v povrchové vrstvě
  - snižuje dynamickou únosnost povrchu
  - snižuje korozivzdornost a odolnost proti opotřebení
  - snižuje rozměrovou stálost a jakost povrchu
- nízký modul pružnosti v kombinaci s vysokou pevností
  - způsobuje elastické odtlačení materiálu od místa řezu
  - důsledek „odpružení“ - rozměrová i geometrická nepřesnost
  - vznik vynucených a samobuzených chvění a vibrací, poškozující nástroj (křehký lom)

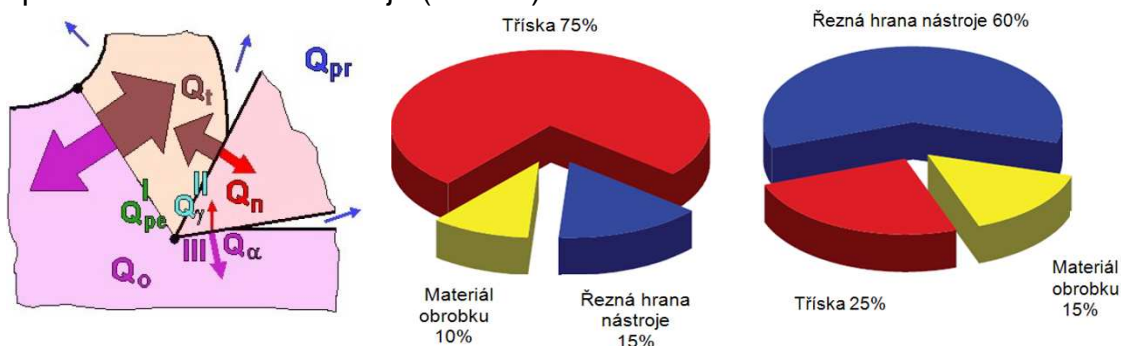
### Souhrn požadavků na stroj a nástroj při třískovém obrábění titanových $\alpha+\beta$ slitin

- Stroj
  - vysoká dynamická tuhost konstrukce
  - vysoká radiální tuhost vřetena
- Nástroj
  - maximální houževnatost a pevnost při vysokých teplotách
  - ostrý nástroj s pozitivní geometrií, pevnost v tlaku a ohybu
  - chemická stabilita při vysokých teplotách
  - vysoká otěruvzdornost, stálost při vysokých teplotách
  - odolnost proti difuznímu opotřebení a tepelných rázům

#### 1.4.1 Vlastnosti Ti slitin způsobující těžkoobrobitelnost

##### A) Nízká tepelná vodivost titanových slitin

Při obrábění Ti slitin vznikají vlivem řezného procesu vysoké teploty. Na Obr 1.4.1.1 jsou znázorněny rozdíly mezi distribucí tepla při obrábění běžné třídy oceli (uprostřed) a Ti slitiny Ti-Al6-4V (vpravo). Z důvodu špatného odvodu tepla do obrobku a třísky Ti slitin lze pozorovat vysokou koncentraci tepla na řezné hraně nástroje (o 45 %).<sup>27</sup>



Obr. 1.4.1.1 Vznik a distribuce tepla při obrábění oceli a Ti-Al6-4V (vpravo)<sup>27,37</sup>

$Q_{pe}$  - teplo generované plastickými a elastickými deformacemi v oblasti I., tj. primární plastické deformace;  $Q_{\gamma}$  - teplo vzniklé třením třísky o čelo nástroje v oblasti sekundární deformace II.;  $Q_{\alpha}$  - teplo z tření hlavního hřbetu nástroje o tzv. přechodovou plochu, oblast terciální pl. deformace III.;  $Q_t$  - teplo odváděné třískou,  $Q_n$  - teplo odcházející do nástroje,  $Q_o$  - teplo odváděné do obrobku,  $Q_{pr}$  - teplo odváděné řezným prostředím.<sup>37</sup>

➤ Tepelná bilance řezného procesu

Teplu  $Q_e$ , jenž se transformuje přeměnou z práce  $E_\varepsilon$  řezného procesu, musí být v rovnováze s teplem odvedeným z této soustavy. Za tohoto předpokladu lze sestavit tzv. „rovnicí tepelné bilance řezného procesu“.<sup>37</sup>

$$Q_{pe} + Q_\gamma + O_\alpha = Q_t + Q_n + Q_o + Q_{pr} = Q_e \approx E_\varepsilon \quad [\text{J}]. \quad (1.4.1.1)$$

Eliminovat tento jev lze částečně snížením řezné rychlosti, správným výběrem povlaku nástroje (např. TiAlN), vysokým objemem chladicí kapaliny na bázi vody a minerálních olejů v koncentraci 8 – 10 % (chladicí a mazací účinek). Dalším důvodem pro chlazení kapalinou je pak nutný odvod třísek z místa řezu. Třísky po plastickém přetvoření a vystavení vysokým teplotám jsou tvrdší než původní materiál obrobku a jejich opětovné přefezávání výrazně snižuje životnost nástroje.<sup>10, 23, 68</sup>

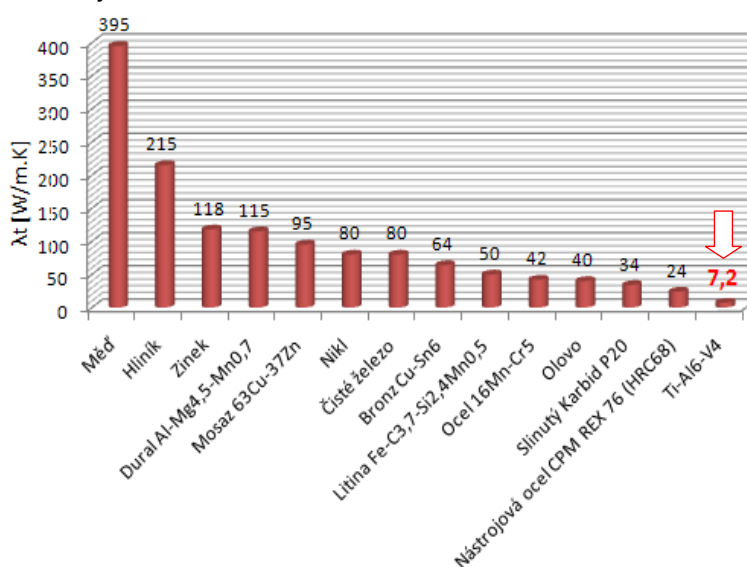
➤ Tepelná vodivost  $\lambda_t$   
 $\alpha+\beta$  slitiny Ti-6Al-4V  
 je až 50x menší než  
 např. u mědi (Cu).



Generuje se **extrémní teplo**  $Q_e$  v místě řezu.



V důsledku tohoto dochází k velmi rychlému **opotřebení** obráběcího nástroje.

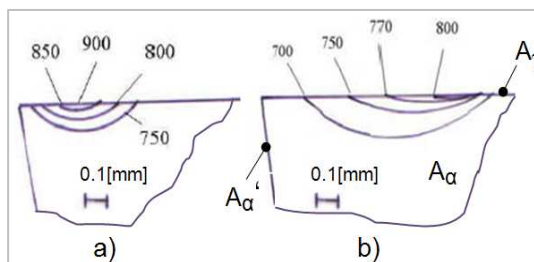


Obr. 1.4.1.2 Srovnání tepelné vodivosti  $\lambda_t$  ( $T=20-25^\circ\text{C}$ ) vybraných kovů a slitin<sup>10, 4, 50, 8</sup>

➤ Při procesu třískového obrábění titanových slitin lze pozorovat **posun teplotního pole** mnohem blíže k řezné hraně nástroje. Na Obr 1.4.1.3 lze tuto translaci pozorovat na základě srovnání teplotního pole při třískovém obrábění:

a) slitiny Ti-6Al-4V ( $v_c=61\text{m/min}$ )

b) nízkouhlíkové oceli ( $v_c=150\text{m/min}$ )

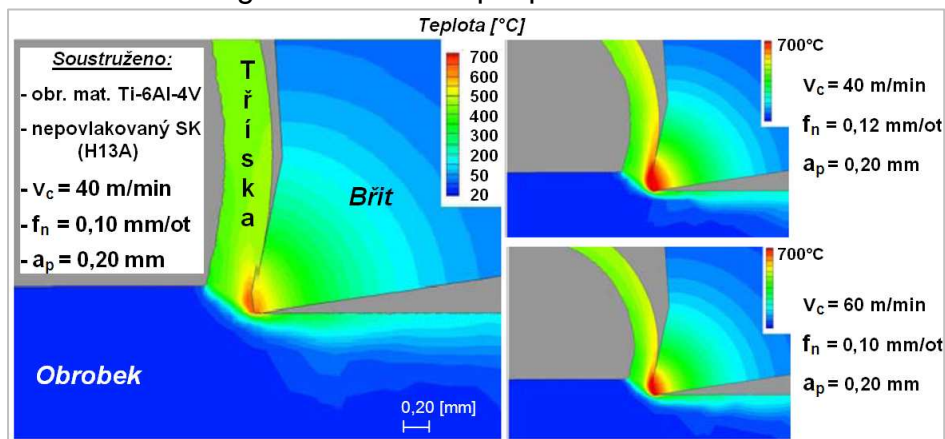


Obr. 1.4.1.3 Teplotní pole v řezu břitů ze SK (Izotermické křivky při obrábění,  $T[^\circ\text{C}]$ ).<sup>16</sup>

Během obrábění Ti-6Al-4V je na Obr 1.4.1.2a možné pozorovat zvýšení teplot a posun teplotního pole mnohem blíže k řezné hraně nástroje, ve srovnání s obráběním oceli. Dělo se tak i navzdory faktu, že byla při tomto experimentu snížena řezná rychlost obrábění z původní  $v_c = 150 \text{ m/min.}$ , v případě Obr 1.4.1.2b,  $v_c = 61 \text{ m/min.}$  V případě 1.4.1.3a (materiál nástroje - slitinový karbid).<sup>16</sup>



➤ Pro lepší kontrolu teploty v místě řezu lze využít optimalizační prvek při stanovení „optimálních řezných podmínek“, tj. simulace teplotního spektra. Po zadání parametrů do této PC simulace, založené na matematické metodě konečných prvků (FEA - Final Elements Analysis), můžeme získat informace o množství a distribuci generovaného tepla při obrábění.<sup>53</sup>



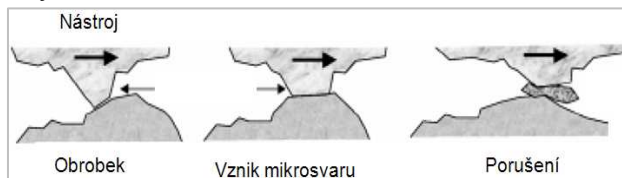
Obr. 1.4.1.4 Teplotní spektrum místa řezu při soustružení Ti-6Al-4V<sup>53</sup>

Využití PC simulace pomocí metody konečných prvků (FEA - Final Elements Analysis)

Trendem dnešní doby je využití postupu *frézování za sucha*, metody použití *minimálního množství chladicí emulze MQL* (Minimum Quantity Lubricant), či využití podchlazeného vzduchu. Tento přístup je poháněn především snahou o minimalizaci nákladů, vázanými chlazením při obrábění. Světoví výrobci nástrojů jako Iscar, Sandvik, Kennametal, Seco Tools, Walter, Güehring, atd. však u této skupiny materiálů *doporučují jednohlasně chlazení vodní emulzí* (pokud možno vysokoobjemové, vysokotlaké a středem nástroje přímo k břitům). Nedoporučují se chladicí emulze s obsahem chlóru, který negativně ovlivňuje následnou korozivzdornost obrobků z Ti slitin.<sup>10, 4, 14, 27, 1, 35,</sup>

### **B) Vysoká afinita titanových slitin**

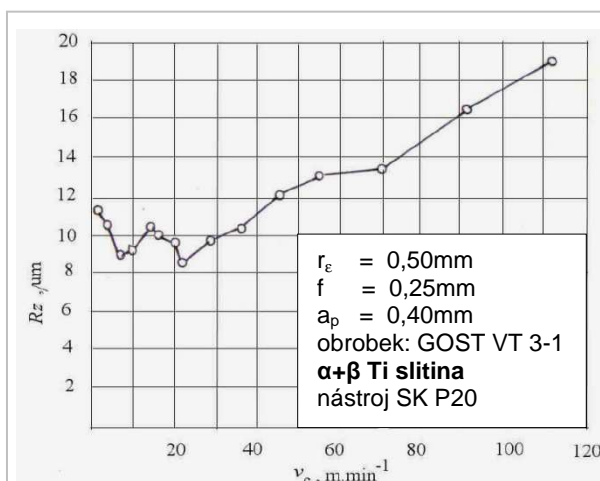
Chemická afinita popisuje ochotu atomu nebo sloučeniny reagovat s jiným atomem nebo sloučeninou. Umožňuje tak různým chemickým látkám tvořit chemické sloučeniny. Vysoká chemická reaktivita titanu a jeho stupeň afinity k většině materiálů vede k výraznému *adheznímu*, a také *difuznímu opotřebení*. To způsobuje oslabení řezného materiálu a zhoršuje jakost obrobenej plochy. U titanu tato reaktivita roste se zvyšující se teplotou v místě styku obráběné plochy a nástroje.<sup>10, 1, 16, 19.</sup>



Obr. 1.4.1.5 Vznik adhezního opotřebení<sup>49</sup>

➤ Obr. 1.4.1.5 znázorňuje mechanismus vzniku abrazivního opotřebení. Dochází zde k cyklické tvorbě a následně okamžitému porušování mikrosvárových spojů na vzájemně se stýkajících vrcholcích nerovností čela, nástroje a třísky. Děje se tak z důvodu působení velmi vysokých teplot a tlaků, chemické příbuznosti materiálů a kontaktu kovově čistých styčných povrchů.<sup>37</sup> Při teplotách nad hranici 600 °C dochází k zvýšené tvorbě kysličníků a vzniku zpevněné povrchové vrstvy.<sup>62, 53</sup>

Vysoká afinita titanových slitin (hlavně k prvkům O, C, N, H, včetně řezných materiálů PCD, řezné keramiky či PCBN <sup>46</sup>) má mimo jiné za následek specifický průběh závislosti nejvyšší výšky nerovnosti (profilu na určité délce)  $R_z$  na řezné rychlosti  $v_c$ ,  $R_z = f(v_c)$ . Graf na Obr 1.4.1.6 znázorňuje poměrně úzkou oblast řezných rychlostí, při kterých je obrobený titanový povrch kvalitní. Po překročení tohoto intervalu dochází ke zhoršování kvality povrchu, mimo jiné také díky působením vyššího adhezního opotřebení nástroje a vibracím.<sup>16</sup> Zmírnění těchto negativních jevů spočívá mimo jiné ve výběru vhodného povlaku nástroje ((TiAl)N, aj.). Ten sníží vysoké tření při obrábění, za přičiněné afinitou Ti a slouží zároveň jako chemicko – tepelná bariéra, chránící břit od předčasného zkrácení životnosti v řezu.



Obr. 1.4.1.6 Závislost  $R_z$  obrobené plochy na řezné rychlosti  $v_c$ <sup>16</sup>

( $R_z$  - Největší výška profilu - je součet výšky nejvyššího výstupku profilu a hloubky nejnižší prohlubně profilu v rozsahu základní délky)

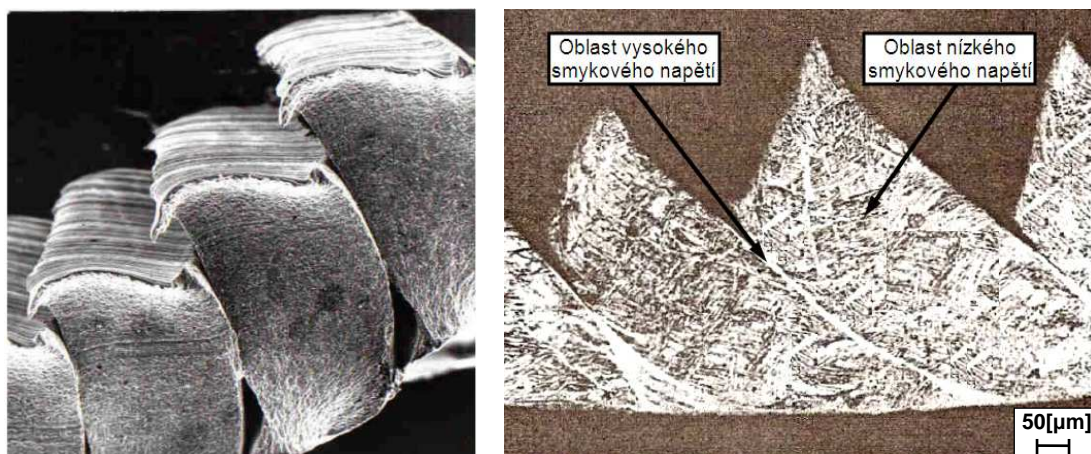
#### ➤ Vliv afinity titanu na mechanismus tvorby třísky při obrábění

Titan má vysoký koeficient vnějšího tření  $\mu$  (0,50 - 0,68) s libovolným materiálem, záleží však také na teplotě. U titanových slitin se  $\mu$  zvětšuje při teplotách nad 400 °C<sup>10</sup> (dle <sup>68</sup> při suchém vzájemném pohybu má titan – titan až 2x větší  $\mu$  než ocel – ocel a 4x větší než bronz – bronz). Tříška se téměř vůbec nepohybuje po čele, ale odchází ve formě elementů, vytvářených periodickými skluzy v tříске, kolmo k čelu nástroje. Ty které vedou ke vzniku trhlin v tříске, což způsobuje pulzující průběh zatížení břitu nástroje.<sup>19</sup> Fyzikální vlastnosti Ti způsobují hromadění většiny vznikajícího tepla v lokalizovaných smykových pásech s velkou poměrnou deformací.

Tento případ nastává pouze v momentě, kdy vnitřní skluzy vrstev materiálu třísky jsou energeticky výhodnější, než skluzy na povrchu třísky. V jednotlivých bodech kontaktu třísky s čelem nástroje je součinitel vnějšího tření  $\mu_v$  a normálního napětí  $\sigma_k$  větší, než kritické smykové napětí materiálu třísky:

$$\sigma_k \cdot \mu_v > \tau_k \quad (1.4.1.2)$$

Tento jev, tzv. *zabrzděná vrstva*, způsobuje zmenšení styčné plochy mezi odcházející třískou a čelem nástroje. Tuto skutečnost je možné pozorovat na Obr 1.4.1.3a, jako posun teplotního pole blíže k řezné hraně nástroje, jelikož nedochází ke skluzu třísky po čele nástroje, jako např. u běžných ocelí (Obr 1.4.1.3b). Další Obr. 1.4.1.7 zobrazuje mikroskopické detaily řezů třískou, vzniklé při obrábění titanové  $\alpha+\beta$  slitiny. Tato ukázka znázorňuje typický případ tvorby elementární třísky při obrábění Ti. Na tuto tvorbu smykových pásů má největší vliv řezná rychlost a posuv. Při vyšší  $v_c$  se smykové pásy tvoří častěji a jejich vzájemná vzdálenost vzrůstá při zvýšení posuvu.



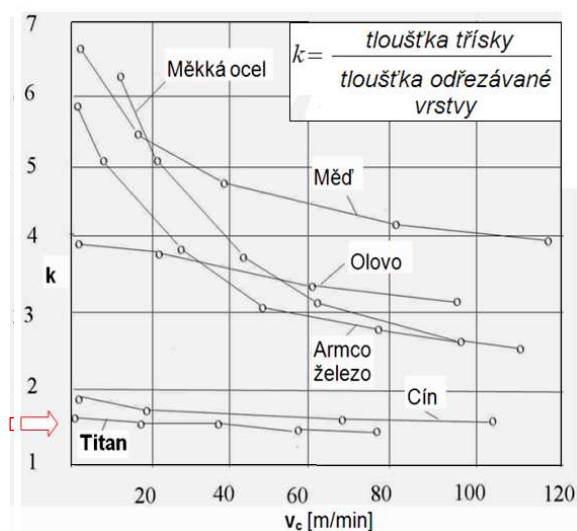
Obr. 1.4.1.7 Řezy elementárními třískami při obrábění titanových  $\alpha$ - $\beta$  slitin<sup>16, 11</sup>

Tato vlastnost přispívá, mimo jiné, k faktu, že titan má ze všech kovů jednoznačně nejnižší koeficient stlačení třísky  $k = f(\Phi, \gamma_n, \mu)$ . Na Obr. 1.4.1.8 je znázorněn graf experimentální závislosti stlačení třísky  $k$  na řezné rychlosti  $v_c$  při obrábění. Titan má díky své pevnosti a vysokému koeficientu tření s jakýmkoliv jiným kovem minimální stlačení třísky, což je nutno při volbě řezných podmínek pro tento materiál zohlednit. Tato vlastnost má vliv na dynamiku řezného procesu, kdy dochází k cyklickým změnám řezné síly. Řezná síla je proměnná, tzn. při tvorbě segmentu roste a při skluzu v trhlíně třísky náhle klesá.

Tato tzv. *smyková nestabilita*<sup>7</sup> je důvodem vzniku samobuzených vibrací a chvění během řezného procesu. Z výše jmenovaných důvodů je také vyvolán posun teplotního pole a působení vysokých řezných sil (Obr. 1.4.1.3) blíže k řezné hraně nástroje. Proto nutné např. snížit  $v_c$ , aby nedošlo doslova k upálení špičky břitu a roztečení řezného klínu nástroje.<sup>16, 19, 38</sup>

### C) Nízký modul pružnosti titanových slitin

Mungův modul pružnosti v tahu  $E$  pro titanovou  $\alpha$ + $\beta$  slitinu Ti-6Al-4V je  $E_{(Ti-6Al-4V)} = 114 \text{ GPa}$  (dle Tab. 1.3.2.3). Pro možnost srovnání s běžnými druhy oceli, je např. pro ČSN 12 050 (C45, DIN 1.1191)  $E_{(1.1191)} = 211 \text{ GPa}$ . Díky této vlastnosti titanu a jeho slitin dochází při obrábění k tzv. „odtláčování materiálu“ od nástroje, zvláště pokud se jedná o menší hodnoty záběru, tenkostěnné obrobky a žebra. Poté, co působící řezné síly a odpory při obrábění pomínou, se „odpružený“ materiál vrací zpět, což způsobuje problémy s rozměrovou i geometrickou přesností obrobenej plochy.<sup>10, 27</sup>



Obr. 1.4.1.8 Stlačení třísky při obrábění Ti<sup>16</sup>  
(Srovnání koeficientu stlačení třísky „ $k$ “)

➤ Tento jev lze podstatně eliminovat správnou volbou řezných úhlů, doporučený je vždy ostrý nástroj s pozitivní geometrií čela břítu (kolem  $15^\circ$ ), redukující velikost řezných sil a tím i odtlačení obrobku od místa řezu. Dále nejsou u tenkostěnných součástí či žeber doporučeny malé přídavky pro dokončení. Literatura uvádí jako správný postup výroby tenkostěnných žeber vynechání polohrubovací operace a pokud možno tzv. „frézování z jedné vody na čisto“ s větším přídavkem, než pro běžné dokončovací operace.<sup>35</sup>

➤ Společnost Boeing Research Technology group St. Louis (BR&T) uvádí pravidlo „8:1“ pro dokončení tenkých stěn a žeber mnohobřítým nástrojem, které tuto vlastnost odtlačení eliminuje. Experimentálně ověřili, že maximální poměr axiální hloubky řezu  $a_p$ , by neměl být větší, než 8x zbývající tloušťka stěny či žebra. Dle BR&T je při optimálních podmínkách dosaženo maximální produktivity bez zmiňovaného odpružení, rozměrových nepřesností a vibrací, snižujících životnost nástroje.<sup>64</sup>

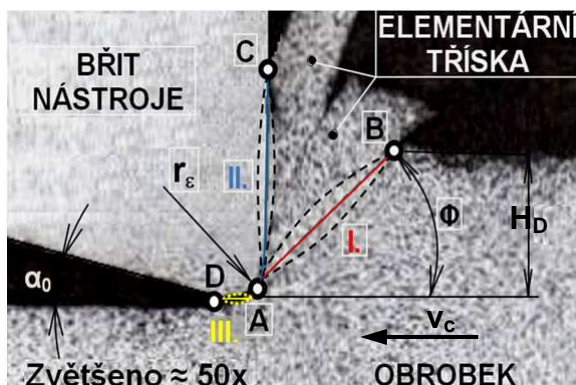
#### **D) Tvorba zpevněné povrchové vrstvy při obrábění Ti-6Al-4V**

Zvýšení tvrdosti a pevnosti obrobeného povrchu vlivem tepla, tribologie v procesu obrábění a pronikání primární plastické deformace nejen do třísky, známe pod pojmem *zpevněná povrchová vrstva*. Její stupeň lze kvantifikovat mikrotvrdostí a hloubkou zpevnění. Největší mikrotvrdost má při obrábění třísky, zabržděná vrstva (viz. Kap 1.4.1b) a zpevněná povrchová vrstva, eventuálně nárůstek na břítu nástroje. Směrem od povrchu obrobené plochy do středu materiálu tato tvrdost a pevnost klesá až na hodnotu parametru odpovídajícímu základnímu materiálu obrobku. Intenzita a hloubka zpevnění povrchové vrstvy, kterou lze pozorovat na Obr. 1.4.1.7 vlevo (v horní části odřezávané třísky je toto zpevnění z předcházejícího kroku), závisí na vlastnostech materiálu, geometrii nástroje a řezných podmínkách obrábění. S větší hloubkou řezu je i větší intenzita zpevnění povrchové vrstvy.

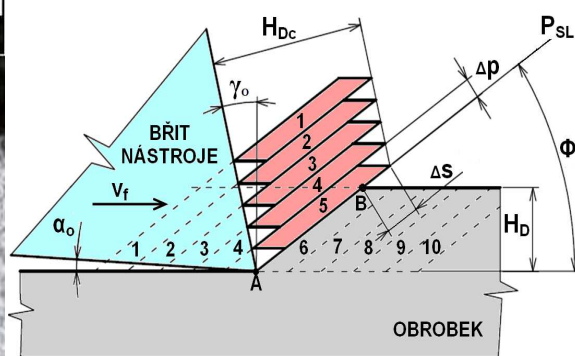
Velmi důležitým faktorem při tvorbě zpevněné povrchové vrstvy je zvolený úhel čela nástroje  $\gamma$ . Se zmenšujícím se úhlem čela je ovlivněn *úhel hranice primární plastické deformace*  $\Phi \Rightarrow$  roste oblast a intenzita primární plastické deformace a tím i zpevnění povrchové vrstvy obrobeného povrchu. Zmenšením toho úhlu  $\Phi$ , znázorněném na Obr. 1.4.1.10 (detail řezu – 50x zvětšeno), se zintenzivňuje pronikání plastické deformace do hlubších vrstev obráběného povrchu.<sup>16</sup> Naopak vyšší úhel  $\Phi$  způsobuje tvorbu štíhlejší třísky, a řezný proces je energeticky výhodnější. Tvárnější materiál je náchylnější k tomuto zpevňování (lepší pohyblivost dislokací v krystalické mřížce).<sup>7</sup>

➤ Deformace obráběného materiálu v kořenu tvořené třísky, způsobené vnikáním řezného klínu nástroje do obrobku, lze rozdělit do třech odlišných kategorií oblastí (viz. Obr. 1.4.1.10):

- oblast *primární plastické deformace* materiálu (I.) – maximální smyková napětí v rovině AB vznikající ve smykové rovině pod úhlem  $\Phi$ .
- oblast *sekundární plastické deformace* materiálu (II.) – v této oblasti probíhá deformace vlivem tření odcházející třísky po čele, rovina AC pod úhlem čela  $\gamma$ .
- oblast *terciální plastické deformace* materiálu (III.) – zde mezi body AD dochází k tření hřbetu nástroje o obrobenou plochu. Záleží na úhlu hřbetu  $\alpha_0$ , který ovlivňuje výslednou jakost povrchu obrobené plochy.<sup>7</sup>

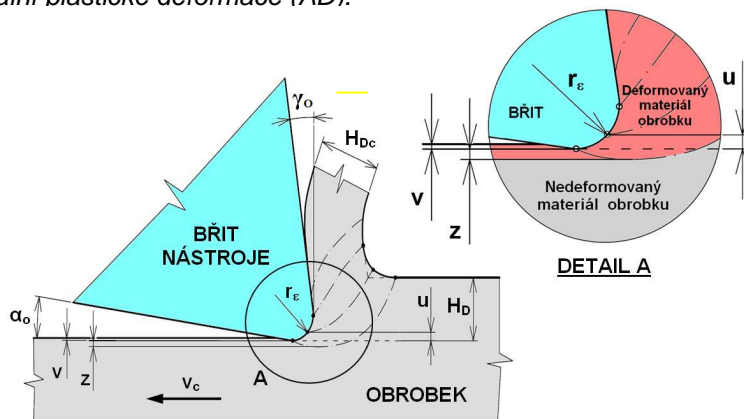


Obr. 1.4.1.10 Mechanismus tvorby segmentové třísky při obrábění Ti-6Al-4V<sup>16, 15, 11</sup>



Obr. 1.4.1.10 Zjednodušený Piispápenův model tvorby elementů třísky (ortogonální)

$\Phi$  – úhel roviny stříhu [°] (úhel sklonu primární plastické deformace – AB),  $P_{SL}$  – rovina stříhu (sliding),  $H_D$  – hloubka odřezávané vstvy [mm] (jmenovitá tloušťka řezu),  $H_{Dc}$  – tloušťka odebrané třísky [mm],  $r_\epsilon$  – poloměr zaoblení špičky nástroje [mm],  $\gamma_0$  – nástrojový úhel čela v ortogonální rovině [°],  $\alpha_0$  – nástrojový úhel hřbetu v ortogonální rovině [°],  $\Delta p$  – tloušťka elementu třísky [mm],  $\Delta s$  – posun elementu třísky [mm],  $v_c$  – řezná rychlost [m/min.] I. - oblast primární plastické deformace (AB), II. – oblast sekundární plastické deformace (AC), III. – oblast terciální plastické deformace (AD).



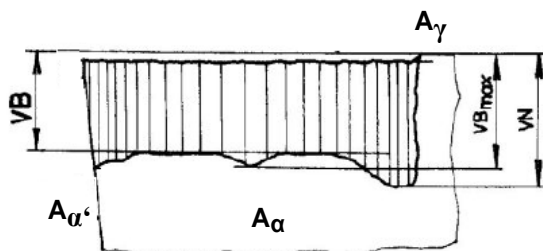
Obr. 1.4.1.11 Vznik tvorby zpevněné povrchové vrstvy při třískovém obrábění v důsledku reálného ostří, tj. poloměru zaoblení špičky nástroje  $r_\epsilon$ . Pohled na ortogonální řezání. (parametry  $v$ ,  $z$ ,  $u$  – popsán a vysvětleny níže)

Na Obr. 1.4.1.11 je znázorněn vznik zpevněné povrchové vrstvy. Vlivem poloměru zaoblení ostří  $r_\epsilon$  neodchází malá část odebíraného materiálu pryč z řezu ve formě třísky, ale je po překročení meze kluzu trvale deformována na povrchu obrobené plochy (hloubka  $z$ ). Bod, v němž k tomuto rozdělení dochází, je možno definovat jako tečný bod střižné (smykové) roviny k poloměru zaoblení špičky  $r_\epsilon$ . Tento  $r_\epsilon$  část třísky deformuje (stlačí) pouze v oblasti elasticity (hloubka  $u$ ). Po projetí nástroje a pominutí napětí, vyvolaných vnikáním břitu do obrobku, se tato elasticky stlačená vrstva  $u$  vrátí zpět do původního stavu. To znamená, že obrobený povrch se zvětší díky této stlačené vrstvě o hodnotu  $v$ .<sup>10, 1, 16, 37, 15</sup>

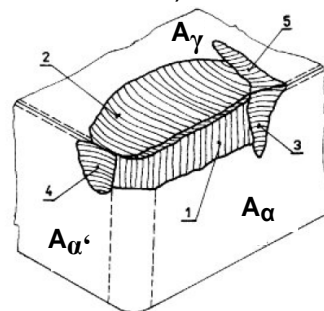
Titanové slitiny svým velmi vysokým koeficientem tření vyvolávají prudké zabrzdění kovu na plochách nástroje, vytváří vysoký gradient rychlosti obtékání těchto vrstev. V důsledku toho zabrzděná vrstva částečně zatéká na tvořící se obráběnou plochu a vytváří hlubokou zpevněnou povrchovou vrstvu. U materiálů s nižším koeficientem tření, roste rychlost pohybu třecích ploch mezi třískou, obrobkem a nástrojem, čímž se snižuje gradient rychlosti obtékání těchto vrstev a neproniká do takové hloubky jako u titanových slitin. Na základě tohoto lze konstatovat, že se zvyšujícím se koeficientem tření materiálu a afinitou materiálu, se zvětšuje teplota v řezu, hloubka i stupeň zpevnění povrchové vrstvy.<sup>16, 15</sup>

➤ Vliv zpevněné povrchové vrstvy Ti-Al6-4V na opotřebení nástroje

Dalším důvodem tvorby tvrdé, zpevněné povrchové vrstvy je již výše zmíněná vysoká afinita titanu a titanových slitin ke většině chemickým prvkům. Dochází k difuznímu procesu mezi nástrojem, obrobkem a okolím. Při teplotách nad 600 °C dochází k tvorbě kysličníků a vzniku zpevněné povrchové vrstvy.<sup>62, 53</sup> Toto opotřebení je intenzivnější se vzrůstající teplotou v místě řezu. Při obrábění titanových slitin nástroji ze slinutých karbidů je vhodnější použít jemnozrnné SK na bázi karbidů wolframu (WC). Použitím nástrojů na bázi karbidů titanu (TiC) zvyšujeme intenzitu difuzního procesu kubických zrn TiC do obráběného povrchu, přispívající k tvorbě zpevněné povrchové vrstvy. Na povrchu obráběné plochy se tedy tvoří tvrdé vrstvy karbidů a kysličníků (zejména vzdušného dusíku) při teplotě nad 600 °C. Působí silně abrazivně na hřbetní plochu břitu. Z tohoto důvodu při obrábění titanových slitin vzniká dominantní otěrová šířka na hřbetu nástroje  $VB$  (VBB), viz. Obr.1.4.1.12, oblast opotřebení 1 na Obr. 1.4.1.13).<sup>35, 3</sup>



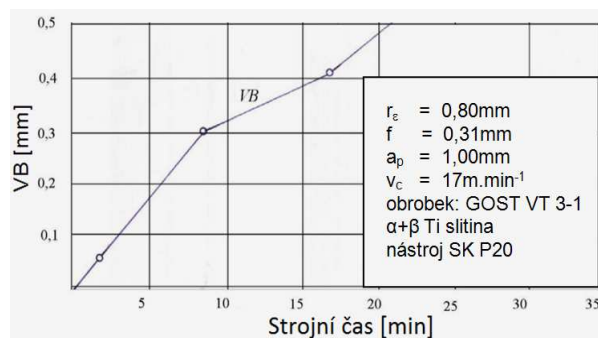
Obr. 1.4.1.12 Opotřebení  $VB$  na hřbetu<sup>37</sup>



Obr. 1.4.1.13 Formy opotřebení SK<sup>37</sup>

$VB$  – opotřebení hřbetu průměrné,  $VB_{max}$  – opotřebení hřbetu maximální,  $VN$  – opotřebení hřbetu nástroje vrubové, 1 – fazetka opotřebení na hřbetě, 2 – výmol na čele, 3 – primární hřbetní rýha, 4 – sekundární (oxidační rýha), 5 – rýha na čele<sup>37</sup>

Výše definované vlastnosti zpevněné povrchové vrstvy výrazně přispívají ke snižování životnosti nástroje. Na Obr. 1.4.1.14 lze pozorovat průběh tvorby opotřebení VB při daných řezných podmínkách soustružení. Literatura <sup>16</sup> a jiné uvádí, že mezním kritériem opotřebení VB pro titanové slitiny, při jehož dosažení by měl být vyměněn nástroj, je VB = 0,3 – 0,4 mm (pro SK nástroje).



Obr. 1.4.1.14 Průběh tvorby opotřebení nástroje VB v době řezu při soustružení <sup>16</sup>

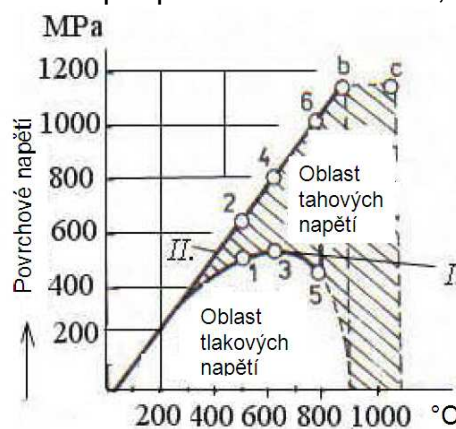
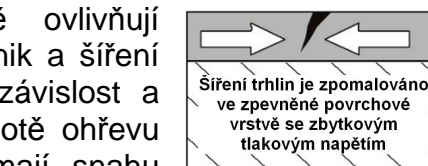
### E) Zbytková povrchová napětí v obrobeném materiálu Ti-6Al-4V

Tyto napětí mají výrazný vliv na užité vlastnosti součásti. Ovlivňují schopnost součásti odolávat dynamickým zatížením (dynamickou pevnost), odolnost proti opotřebení (tření), korozivzdornost, jakost povrchu a rozměrovou přesnost. Důležitým faktorem při tvorbě zbytkových napětí v povrchové vrstvě obrobené plochy je bezesporu nerovnoměrná plastická deformace, teplota a její rozdíly v jednotlivých vrstvách, v kombinaci s vysokými tlaky při obrábění. V ideálním případě vznikají na obrobeném povrchu napětí tlaková, které pozitivně ovlivňují únavovou pevnost povrchu, tzn. omezují vznik a šíření povrchových trhlin. Na Obr. 1.4.1.15 je závislost a rozdělení druhů povrchových napětí na teplotě ohřevu povrchové vrstvy. Ohřívání horní vrstvy mají snahu tepelně dilatovat o hodnotu:

$$\Delta l_0 = l \cdot (\varphi_2 - \varphi_1) \cdot \alpha, \quad (1.4.1.3)$$

kde:  $l$  – délka ohřívání vstvy [mm],  $\varphi_1$  – původní teplota [°C],  $\varphi_2$  – teplota ohřevu vnější vrstvy [°C],  $\alpha$  – koeficient lineární teplotní roztažnosti [mm/°C].

Dochází ke kontaktu vnější vrstvy s nižší podpovrchovou vrstvou, která je chladnější a nemá tendenci k tepelné dilataci. I přesto dojde k prodloužení této vrstvy, protože vnější i vnitřní vrstvy tvoří jeden celek. Lze konstatovat, že teplotní prodloužení  $\Delta l_0$  bude zmenšeno odporem proti deformaci podpovrchové vrstvy na hodnotu  $\Delta l_{skutečné}$ . Vyvolává se tak vnitřní tlakové napětí, které způsobuje plastickou deformaci. Po vychladnutí se vrstva opět zkrátí, ovšem ne do původního stavu z důvodu nenávratných změn plastické deformace. Důsledkem toho vzniká zbytkové tahové napětí v povrchové vrstvě. Pro orientační stanovení všeobecné charakteristiky změn lze předpokládat, že



Obr. 1.4.1.15 Druhy povrchových napětí v závislosti na teplotě <sup>16</sup>

odpor tahové deformace podpovrchové vrstvy je stejně velký, jako odpor tlakové deformace povrchové vrstvy. Pak  $\Delta l_{skutečné} = 0,5 \cdot \Delta l$ . Rozšíření podpovrchové vrstvy o  $\Delta l_{skutečné}$  vyvolá vnitřní napětí, které lze definovat pomocí Hookova zákona:

$$\sigma = \varepsilon \cdot E, \quad (1.4.1.4)$$

kde: **E** - modul pružnosti v tahu [MPa]

$\varepsilon$  - poměrné prodloužení [mm].

Po dosazení výše definovaných závislostí do poměrného prodloužení:

$$\sigma = \frac{\Delta l_{sk}}{l} \cdot E = \frac{0,5 \cdot \Delta l_0}{l} \cdot E = \frac{0,5l \cdot (\varphi_2 - \varphi_1) \cdot \alpha}{l} \cdot E \quad (1.4.1.5)$$

a po úpravě:

$$\sigma = 0,5 \cdot (\varphi_2 - \varphi_1) \cdot \alpha \cdot E. \quad (1.4.1.6)$$

Dále je nutné zohlednit fakt, že při obrábění titanových slitin dochází k intenzivnímu ohřevu povrchové vrstvy a vzniká i vnitřní tahové napětí  $\sigma$ . Plastická deformace v povrchové vrstvě může vzniknout pouze v případě, že toto napětí způsobené ohřevem je vyšší, než mez kluzu obráběného materiálu  $R_e$ . Tato podmínka lze vyjádřit vztahem:

$$\sigma = \alpha \cdot E \cdot (\varphi_2 - \varphi_1) \geq R_e, \quad (1.4.1.7)$$

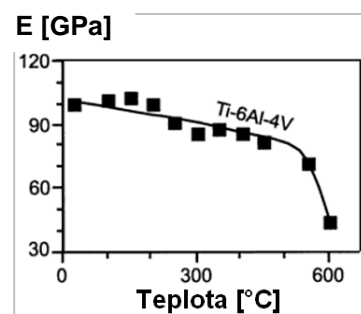
kde  $R_e$  - mez kluzu obráběného materiálu [MPa].

Předpokládejme, že teplota původní je zanedbatelná vůči teplotě ohřevu, pak můžeme konstatovat, že kritická teplota ohřevu povrchové vrstvy  $\varphi$ , při které v ní vzniká teplotní zvýšené povrchové napětí:

$$\varphi = \frac{R_e}{\alpha \cdot E}. \quad (1.4.1.8)$$

Výsledkem je tedy orientační hodnota kritické teploty ohřevu  $\varphi$  povrchu obráběné plochy, při jejíž překročení hrozí nadměrná tvorba zpevněné povrchové vrstvy se zbytkovým napětím v řádů setin až desetin milimetrů. Je nutné počítat s hodnotami  $E$  pro danou teplotu ohřáté povrchové vrstvy, protože vnitřní napětí se zvyšováním teploty nezvětšuje lineárně. K tomu dochází v souvislosti s poklesem modulu pružnosti materiálu (Obr. 1.4.1.16).

S použitím typických hodnot pro  $\alpha+\beta$  slitiny titanu z Tab. 1.3.2.3 a odvozeného vztahu 1.4.1.8 je v Tab.1.4.1.1 vypočtena tzv. kritická teplota pro vznik teplotních zbytkových napětí. Pro  $\alpha+\beta$  slitiny titanu a typické oceli je možné srovnání výrazných rozdílů těchto teplot  $\varphi$  pro dané materiály.



Obr. 1.4.1.16 Změna modulu pružnosti v tahu Ti-6Al-4V v závislosti na teplotě<sup>10</sup>

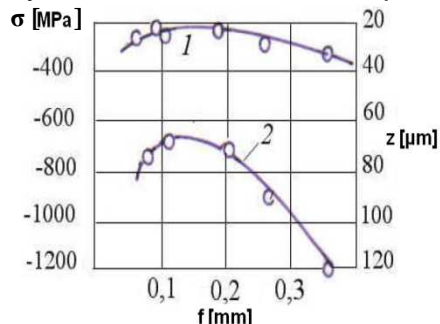
Tab. 1.4.1.1 Kritická teplota  $\alpha+\beta$  Ti slitin<sup>16</sup>.

Materiál	Teplota $\varphi$
Ocel 11600 (E335)	260°C
Ocel 14209 (100CrMn6)	240°C
$\alpha+\beta$ slitina titanu	910°C



➤ *Vliv řezných podmínek na velikost povrchového napětí u Ti-Al6-4V*

Řezné podmínky mají podstatný vliv na plastickou deformaci, distribuci tepla, a proto lze očekávat i výrazný vliv na tvorbu zpevněného povrchu a zbytkových napětí. Faktem je, že s řeznou rychlostí  $v_c$  úměrně stoupá i teplota v okolí řezu. Zvětšování posuvu vede k nárůstu plastické deformace kovu v povrchové vrstvě a růst napětí. Při obrábění málo plastických kovů, které tvoří elementární třísku (Obr.1.4.1.7, str. 20), konkrétně pro  $\alpha+\beta$  titanovou slitinu Ti-Al6-4V, zvýšení posuvu vyvolá zvětšení plastické deformace, zvýšení tlakových napětí a hloubky zpevněné povrchové vrstvy. Na Obr. 1.4.1.16 je znázorněn graf závislosti hloubky zpevnění „z“ (křivka 2) a velikost vnitřního tlakového napětí povrchové vrstvy „ $\sigma$ “ na rychlosti posuvu „f“ – křivka 1 (pro soustružení) <sup>16</sup>.

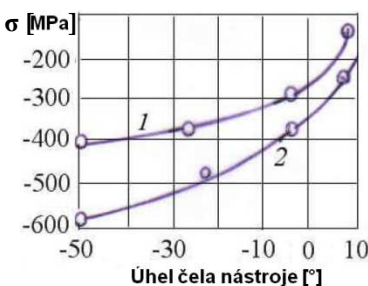


Obr.1.4.1.16

Vliv rychlosti posuvu  $f$  na povrchové napětí a hloubku zpevnění „z“ obrobene povrchové vrstvy Ti-A6-V4 <sup>16</sup>  
(1 – povrchové napětí, 2 – hloubka zpevnění).

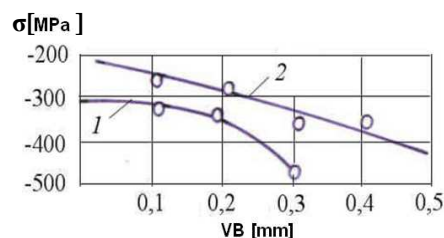
➤ *Vliv úhlu čela nástroje  $\gamma$  na velikost povrchového napětí u Ti-Al6-4V*

Vliv úhlu čela na tvorbu povrchového napětí „ $\sigma$ “ je patrný z grafu na Obr. 1.4.1.17 (křivka 1 – ložisková ocel 14109.3, křivka 2 – slitina Ti-6Al-4V). Zmenšováním úhlu čela nástroje ve směru k negativním úhlům se zvyšuje plastická deformace nejen titanových slitin. Následně se zvětšuje hustota této vrstvy, což je doprovázeno zvýšeným nárůstem povrchového napětí.

Obr.1.4.1.17 Vliv úhlu čela na povrchové napětí obrobene povrchu Ti-6Al-4V <sup>16</sup>.

➤ *Vliv opotřebení nástroje na velikost povrchového napětí u Ti slitin*

S nárůstem opotřebení nástroje se zvětšuje třecí plocha hřbetu nástroje o přechodovou plochu. Zvětšuje se rádius zaoblení  $r_\epsilon$  řezné hrany nástroje, materiál má tendenci se pýchovat místo odřezávat. Toto všechno vede k nárůstu plastické deformace a zvětšující se oblasti zpevněné povrchové vrstvy a zbytkových napětí obrobene plochy. Na Obr. 1.4.1.18 je zobrazen graf závislosti opotřebení hřbetu nástroje VB (VBB) na průběhu křivky 2 –  $\alpha+\beta$  slitina titanu Ti-6Al-4V (křivka 1 – pevnější  $\alpha+\beta$  slitina titanu známá jako OT4-1, tj. Ti-Al2-Mn1,5). <sup>10, 16, 15</sup>

Obr.1.4.1.18  
Vliv VB na zpevnění <sup>16</sup>

### 1.4.2 Základní pravidla pro efektivní obrábění titanových $\alpha+\beta$ slitin

10, 70, 30, 19,46, 52, 29, 41,43, 26, 38,....

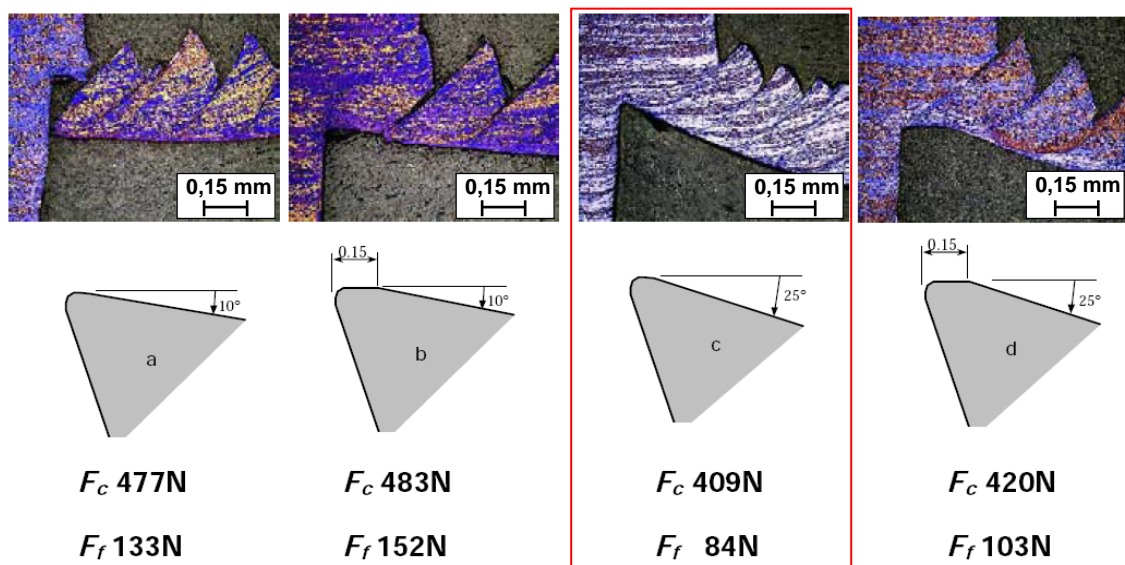
Pro úspěšné obrábění titanových slitin je třeba dodržet několik základních pravidel z důvodu eliminace či snížení negativních vlastností Ti, způsobujících jeho těžkoobrobitelnost, definovanou výše v kapitole 1.4.1.

➤ obrobek by měl být uchycen tak, aby byla zajištěna co nejvyšší možná tuhost upnutí. Pokud možno s minimálním nutným vysunutím z upínacího přípravku. Důvodem je redukce často vznikajících chvění a vibrací, snižujících životnost nástroje (křehké lomy na řezné hraně), jakost povrchu, popřípadě uvolnění upnutého obrobku a hrozba nebezpečí kolize.

➤ výběr obráběcího stroje, způsob upnutí nástroje a upínacího přípravku s ohledem na pokud možno co nejvyšší tuhost této soustavy (z důvodů definovaných v předchozím bodě + např. eliminace průhybu nástroje a obvodového házení vlivem působení vysokých řezných odporů).

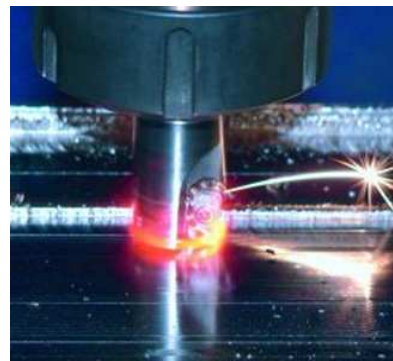
➤ použití pouze ostrého nástroje s pozitivní geometrií čela a jeho výměna okamžitě po prvním náznaku opotřebení. Ke zničení nástroje a možnosti porušení obrobku dochází velmi rychle. Úhel čela břitů při čelním frézování by měl být větší, než při obrábění ocelí. Literatura nejčastěji uvádí optimální geometrii břitů (pro frézování):  $\alpha_0 = 7 - 10^\circ$ ,  $\gamma_0 = 10 - 15^\circ$  a  $\lambda_s = -10^\circ$ . Stopkové frézy by měly mít co nejkratší délku z důvodu eliminace vibrací a průhybu nástroje.

Opodstatnění pravidla ostrého nástroje s pozitivní geometrií čela lze vysvětlit na Obr.1.4.2.1 Při konstantních řezných podmínkách je pouze měněna geometrie čela nástroje. Je zde dokumentován pokles řezných sil  $F_c$  a  $F_f$  a také vliv této změny na tvorbu třísky. Největší teplota místa řezu byla naměřena na obrázku b), nejmenší pak na obrázku c). Vliv úhlu čela  $\gamma_n$  na tvorbu třísky byl již definován v Kap. 1.4.1b), d). Ze srovnání generovaných teplot v místě řezu a velikosti řezné síly vyplývá, že geometrie c) je z daných možných variant nejvhodnější. Nevýhodou je zde ale snížená pevnost břítu.



Obr. 1.4.2.1 Vliv ostré, pozitivní geometrie nástroje na řeznou sílu, teplotu a tvar třísky<sup>53</sup>  
(Soustruženo, nástroj SK - H13A, konstantní řezné podmínky:  $a_p = 0,3$  mm,  $v_c = 40$  m/min.)

➤ při obrábění titanových slitin je důležité efektivní chlazení vysokým objemem řezné kapaliny. Efektivní chlazení má jednak funkci mazací (snižuje adhezi), dále pomáhá odvodu extrémních teplot z místa řezu a v neposlední řadě také odplavuje pryč tvrdé zpevněné třísky. Z důvodu velmi vysokých teplot je nutné počítat až s rizikem možnosti vzplanutí (Viz. Obr. 1.4.2.2 ukázka viditelných vysokých teplot při frézování Ti-Al6-4V na sucho). Proto by obecně měla být volbou vodou ředěná řezná kapalina s obsahem rozpustných minerálních olejů (v koncentraci cca 8 – 10 %). Ta díky obsahu vody má relativně vysoké chladicí účinky, není hořlavá a díky obsahu olejů zastává i funkci snížení třecího koeficientu mezi nástrojem, obrobkem a třískou.



Obr. 1.4.2.2 Frézování Ti-Al6-4V „na sucho“<sup>70</sup>

Při volbě vhodného chladicího média záleží na typu obráběcího procesu:

- Při frézování Ti slitin a použití vodou ředitelných emulzí na bázi minerálních olejů (8 – 10 %), dochází k charakteristickému opotřebení na hřbetu, vlivem mechanických a *tepelných rázů*. I přes tento fakt, je ale dosaženo delší životnosti nástroje a lepší jakosti povrchu, než při frézování za sucha. Použití řezného oleje při frézování je obecně nedoporučeno, z důvodu vysoké teploty v místě řezu, možnosti vzplanutí a jevu, kdy dochází k částečnému plastickému tečení řezné hrany nástroje.<sup>11</sup>

- Při vrtání do titanových slitin je ke snížení vysoké frikce doporučeno použít chlazení *chlórovanými řeznými oleji*.<sup>10</sup> Tyto kapaliny jsou doporučeny zdrojem<sup>10</sup> i přes nepříznivé vlivy, tj. enviromentální a negativní dopad na snížení korozivzdornosti titanu. Důvodem je výborný mazací a chladicí účinek těchto kapalin, potřebný k eliminaci častého zadírání vrtáku ve vrtané díře. Zdroj<sup>11</sup> uvádí jako vhodné využití *minerálních řezných olejů* pro větší hloubky vrtaných děr. Dalším problémem je zde přívod procesní kapaliny do místa řezu. V současnosti je řešením chlazení středem vrtáku v kombinaci s programovatelnými cykly na CNC strojích. Nástroj se cyklicky vrátí („odskočí“) od dna vrtané díry na určitý časový interval v ose vřetena o programovanou délku, což umožní lepší odplavení třísek a ochlazení nástroje => zvýšení životnosti nástroje.<sup>64</sup>

- Pro řezání závitů je z důvodu velmi vysokého koeficientu tření doporučováno použití chemicky aktivních lubrikantů. Např. sirných řezných olejů či lubrikátory s obsahem směsí tetrachloridů (chloridů uhličitých), sulfidu molybdenátého nebo grafitu.

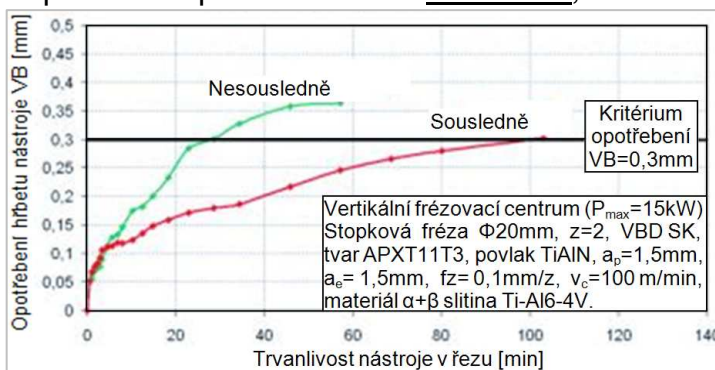
- Pro dělení řezáním titanových polotovarů na konvenčních pilách se používá chlazení na bázi sirných či chlornatých olejů.

- Při broušení k dosažení nejlepšího hladkého povrchu s minimální drsností je doporučeno použití olejové emulze, obsahující kapaliny na bázi nitrit – aminu (dusitan).

➤ je nutné brát v úvahu kombinaci poměrně nízkého modulu pružnosti  $T_i$  s vysokou mezí kluzu, která umožňuje pouze malé plastické deformace. Materiál, dle kapitoly 1.4.1c) má tendenci se otláčet za působení řezných sil, což prakticky zmenšuje úhel hřbetu nástroje. Tím se zvyšuje tření a podporuje vybudování vibrací v kombinaci s vyššími řeznými rychlostmi. Proto je nutné využít nízkých řezných rychlostí  $v_c$  a větších posuvů nástroje  $f$ .

➤ nepřerušovat posuv nástroje, pokud je v kontaktu s obrobkem z titanových slitin. Toto vede k zadírání z důvodu vysokého koeficientu tření, k tendenci pro zvýšenou tvorbu adhezního, difúzního opotřebení a tvorbě zpevněné povrchové vrstvy, ústící až v destrukci nástroje.

➤ vzhledem k vlastnostem titanových slitin, jeho koeficientu tření, zadírání aj., lze říci, že frézování je pro tyto materiály více obtížné než soustružení. Frézovat je doporučeno pokud možno sousledně, z důvodu průběhu tvorby třísky a jeho průřezu. Při nesousledném frézování, kdy průřez třísky vzniká od minima k maximu se, tvoří na břitu nárůstek mnohem rychleji, čímž dochází, vlivem otěru, ke zbytečnému opotřebení a životnost nástroje je zkrácena až 3,5krát.<sup>10, 70</sup>



Obr. 1.4.2.3 Trvanlivost břitu v řezu při frézování<sup>70</sup>

Přesněji je této menší intenzity opotřebení nástroje dosaženo díky „snadnějšímu“ obrábění zpevněné povrchové vrstvy obrobku sousledným způsobem. Průřez třísky je od maxima (na počátku záběru) k minimu. Naopak od nesousledného (průřez třísky od minima k maximu) nedochází na počátku nejprve ke stlačování materiálu poloměrem zaoblení řezné hrany  $r_{\epsilon}$ , než dojde k samotnému odřezání třísky (viz.str. 23).<sup>70</sup>

➤ Při vrtání titanových slitin by řezná délka nástroje neměla být delší, než je nezbytná pro danou operaci. Nástroje z HSS ocelí by měly mít zúžení příčné řezné hrany, vodících fazetek a zmenšený průřez jádra pro snížení tření, kvůli lepšímu odvodu třísek a snazšímu přívodu procesní kapaliny. Zdroj<sup>11</sup> uvádí pro HSS vrtáky menších průměrů optimální vrcholový úhel  $\epsilon_r = 118^\circ$ , pro větší průměry  $\epsilon_r = 140^\circ$  a  $\alpha_o = 8 - 10^\circ$ . *Posuv může být vyšší, ale řezná rychlost nízká.* Doporučuje se přerušované vrtání s častým výjezdem vrtáku od řezu, které umožní lepší odvod třísek (vhodné použít programovatelných cyklů, podprogramů). Úhel čela vrtáku by měl být větší z důvodu eliminace vznikajících mikrosvárů, adhezního opotřebení mezi vrtákem a obrobkem.

➤ pro výrobu vnějších závitů je vhodné použít metodu soustružení, z důvodu zadírání a vysokých řezných odporů při použití závitový čelistí. Hloubka závitu by měla být zvětšována postupně.

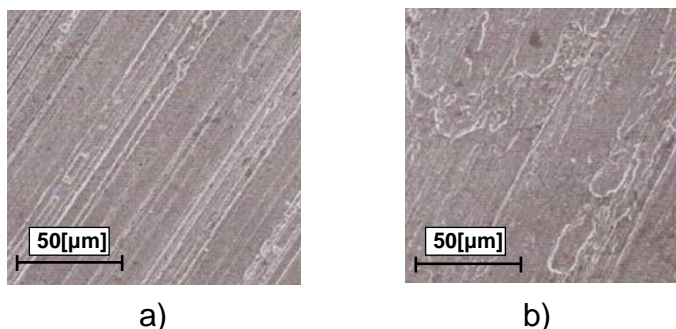
➤ pro výrobu vnitřních závitů menších průměrů, použít závitník s pevným

jádrem a krátkou řeznou hranou. Závitový vrták by měl být dostatečně konický a odlehčený podbroušením boku profilu závitů.

➤ pro řezání a přípravu polotovaru lze použít konvenční pásové pily na kov. Ovšem s ohledem na těžkoobrobitelnost titanových slitin. V tomto případě by měla být, především z důvodu nízké tepelné vodivosti, *řezná rychlost snížena až na 1/4* ve srovnání s běžnou ocelí. Přítlačná síla pily by měla být vysoká. Použití pil z břitovými destičkami ze slinutých karbidů umožňuje vyšší řeznou rychlost (schopnost snášet vyšší řezné teploty než u HSS nástrojů).

➤ procesu broušení titanových slitin se snažíme pokud možno vyvarovat. Velkým problémem je opět jejich nízká tepelná vodivost, vysoká afinita a pevnost. Tyto vlastnosti způsobují *intenzivní otupování brusných kotoučů*. Povrchová vrstva broušené plochy nesmí obsahovat vysoké povrchové napětí, vedoucí ke vzniku trhlin, tzv. technologických vrubů, zhoršení jakosti povrchu a snížení dynamické únosnosti povrchu (viz. Kap. 1.4.1). Jedná se ovšem o velký problém u těchto materiálů. Broušené titanové slitiny nemají typickou třísku jako např. oceli, ale broušená, vysoce deformovaná vrstva kovu na povrchu doslova „teče“ (viz. Obr. 1.4.2.4). Pokud porovnáme rozdíly teploty v povrchové broušené vrstvě o tloušťce 0,1 mm (měřeno od povrchu), dosahuje uhlíková ocel rozdílu 50 °C a  $\alpha+\beta$  slitiny titanu 127 °C.<sup>11</sup> Dále pak hrozí *chemická reakce* mezi brusným médiem a povrchem obrobku titanové slitiny. Případně intenzivní jiskření vlivem vysokých teplot s nebezpečím vzniku požáru obecně prašného prostředí pracovišť. Proto je nezbytná redukce obvodové rychlosti brusného kotouče na 1/2 až 1/3 konvenčních rychlostí a velmi malé hloubky řezu ( $a_p = 0,01 - 0,03$  mm). Velice důležité je výkonné chlazení v neposlední řadě s výrazným mazacím účinkem, snižující extrémní teploty a koeficient tření při broušení. Pro úspěšné broušení titanových slitin je doporučeno použít abrazivum na brusných kotoučích, např. tvrdé karbidy křemíku (SiC), oxidy typu  $Al_2O_3$  (korund, obzvláště hnědý - A96), KNB kotouče (kubický nitrid bóru), či diamantové brusiva pojené pryskyřicí (pro vysokou kvalitu a výkon, drahé).<sup>10</sup> Zdroj<sup>11</sup> uvádí nejlepší výsledky s diamantovými brusnými kotouči, následně KNB kotouči a největší zbytková napětí vykazují korundové kotouče (tahová - negativní, viz. Kap. 1.4.1)

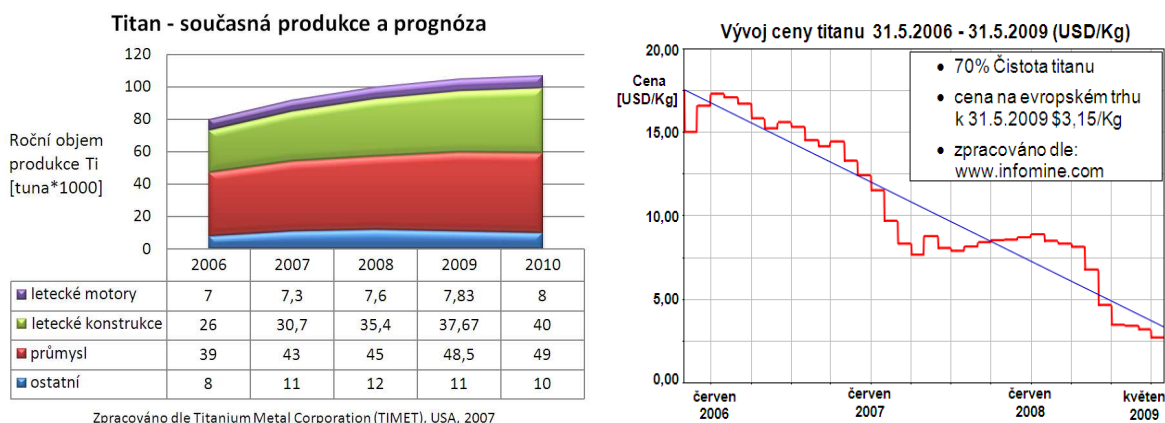
Pokud je nutné titanové slitiny brousit, pak je zdrojem<sup>11</sup> doporučeno zařadit do procesu výroby následně válečkování, či kuličkování. Toto mechanické zpevnění za studna odstraní vnitřní tahová napětí v povrchových vrstvách, resp. přetvoří je na tlaková. Tím se zvýší mez únavy povrchové vrstvy, její pevnost, korozivzdornost, otěruvzdornost a snižuje koeficient tření.



Obr. 1.4.2.4 Srovnání struktury broušených povrchů korundovým kotoučem<sup>11</sup>  
a) uhlíková ocel, b) titanová  $\alpha+\beta$  slitina

## 2 TŘÍSKOVÉ OBRÁBĚNÍ TITANOVÝCH SLITIN V PRAXI

Tato kapitola pojednává o vybraných aktuálních výzkumech, poznátcích, testech a doporučeních předních světových strojírenských firem zabývajících se obráběním titanových slitin. Poskytuje krátký přehled o současných novinkách v oblasti doporučených efektivních strategií obrábění titanových slitin. Tato problematika je stále častěji předmětem světových odborných diskuzí. Kombinace užitečných vlastností titanových slitin a vývoje ceny titanu na trhu, která od roku 2008 prudce klesá, i nadále předpokládá růst světové produkce. Také prognózy budoucí produkce titanu, která má pokrýt zvýšenou poptávku po titanových součástech (obzvláště v leteckém průmyslu), nepředpokládají zastavení této tendence (viz. následující grafy).



Obr. 2 Vývoj objemu světové produkce titanu a jeho ceny na evropském trhu (Cena 70 % čistého titanu klesla za poslední 3 roky až cca 5x. Dle zdroje<sup>10</sup> vzrostl podíl titanových součástí v konstrukci letadel na 7 % a v leteckých motorech až na 36 %)

### 2.1 Výzkumy v oblasti chlazení při obrábění Ti slitin v praxi

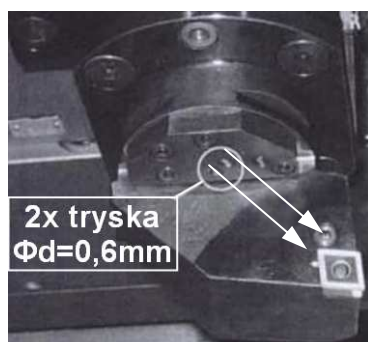
#### 2.1.1 Vysokotlaké chlazení při soustružení Ti-6Al-4V

➤ Firma ISCAR, přední dodavatel nástrojů pro třískové obrábění, testovala v roce 2008 vliv vysokotlakého chlazení na tvar třísky při soustružení Ti-6Al-4V. Ta je klíčová z hlediska životnosti řezného nástroje, jakosti obrobeného povrchu a opotřebení obráběcího stroje. Test proběhl při použití vysokotlaké, vysokoobjemové jednotky (nastavitelný objemový průtok 12 – 38 l/min., tlak až 105 barů) a chladicí kapaliny pro nejtěžší druhy obrábění, extrémně pevné a houževnaté materiály, žárupevné slitiny, titan, apod. Použitá chladicí kapalina byla vysoce výkonná vodou ředitelná látka s vynikajícím mazacím účinkem. Nástroj Iscar CNMG 120408-PP, utvařec IC807 (ISO S05-S20, 80°, povlak PVD TiAlN,  $r_\epsilon = 0,8 \text{ mm}^{71}$ ).

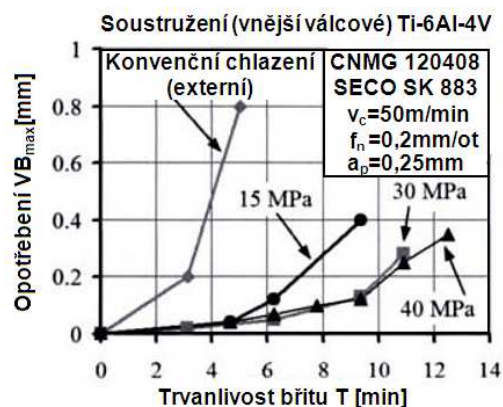
Výsledkem mnoha testů byla stanovena pravidlo, kdy při soustružení titanových slitin při 1 kW řezného výkonu nástroje, by mělo být dodáno do místa řezu 2,36 l/min. Tímto postupem se eliminuje riziko nedostatečného chlazení, mazání, odplavování třísek z místa řezu a zamezí se zbytečnému plýtvání chladicím médiem. Test proběhl při řezných podmínkách:  $v_c = 55 \text{ m/min.}$ , hloubka řezu 2 mm, posuv  $f = 0,2 \text{ mm/ot.}$  a koncentrace kapaliny byla 10 %. Při použití tlaků 70 barů, 20 barů a za sucha. Při 70-ti barech vznikala

tříska o poznání kratší a bylo dosaženo nejlepší životnosti nástroje a nejlepší kvality povrchu (nesrovnatelné s obráběním za sucha).<sup>31</sup>

➤ V následujícím testu byl použit na vnější válcové soustružení slitiny Ti-6Al-4V nůž s vyměnitelnou břitovou destičkou SECO CNMG 120408, substrát 883, ISO K20-K30<sup>25</sup>.



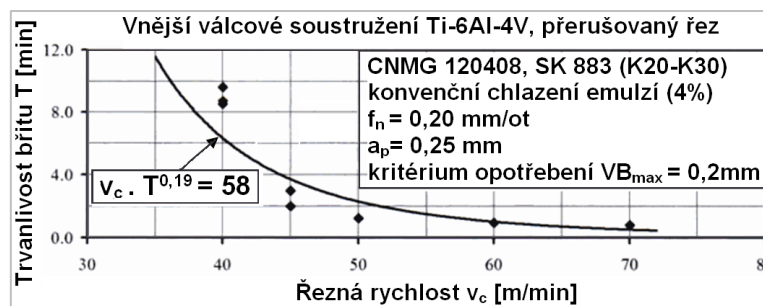
Obr. 2.1.1.1 Coromant Capto - vysokotlaký soustružnický držák VBD s dvěma vnitřními tryskami, použitý při testování vlivu tlaku chladicí kapaliny na trvanlivost břitu (výsledky testu vpravo)<sup>25</sup>



Obr. 2.1.1.2 Efekt vysokotlakého chlazení tryskami v držáku (vlevo) na trvanlivost nepovlakovaného břitu SK nástroje, přerušovaný řez<sup>25</sup>

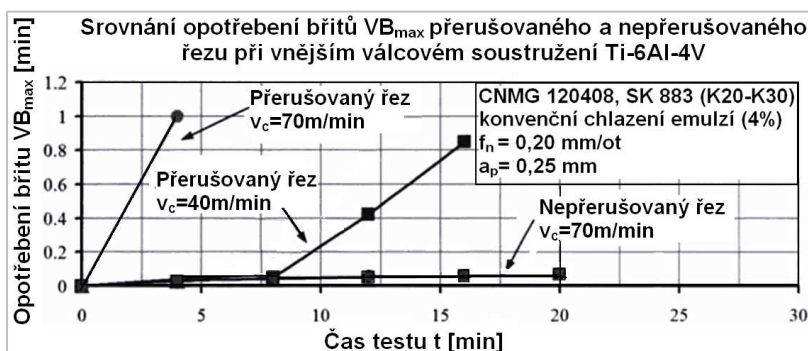
Z Obr. 2.1.1.2 je patrné, že chlazení tlakem 30 MPa zvyšuje trvanlivost břitu v řezu až o 200 %, v porovnání s konvenčním chlazením. Dodatečný test prokázal, že při použité  $v_c = 35$  m/min. a konvenčním chlazením byla trvanlivost břitu kratší, než při  $v_c = 50$  m/min. s vysokotlakým (30 MPa) chlazením. Výsledkem tohoto testu je prokázána až 43 % delší trvanlivost břitu s využitím vysokotlakého chlazení.

Během zmíněného testu byla sestavena také Taylorova  $T - v_c$  závislost břitu nástroje pro dané řezné podmínky. Experimentálně byl stanoven exponent  $n = 0,17$  pro nepřerušovaný řez a  $n = 0,19$  pro řez přerušovaný. Oproti běžným druhům oceli se jedná o velmi nízkou hodnotu. Tento malý exponent poukazuje na vysokou citlivost změny  $v_c$  a trvanlivosti břitu. Byl prokázán obecný fakt a potvrzeno základní pravidlo a to vyměnit nástroj při prvních známkách opotřebení. Poté již opotřebení břitu rapidně roste a hrozí nebezpečí kolize, poškození obráběné plochy, atd. Po první viditelné známce opotřebení VBD změřeno  $VB_{max} \approx 0,12$  mm ( $T = 9,4$  min.), došlo ke zničení VBD (vylovení řezné hrany) při trvanlivosti břitu  $T = 10,9$  min. ( $VB_{max} = 0,50$  mm).



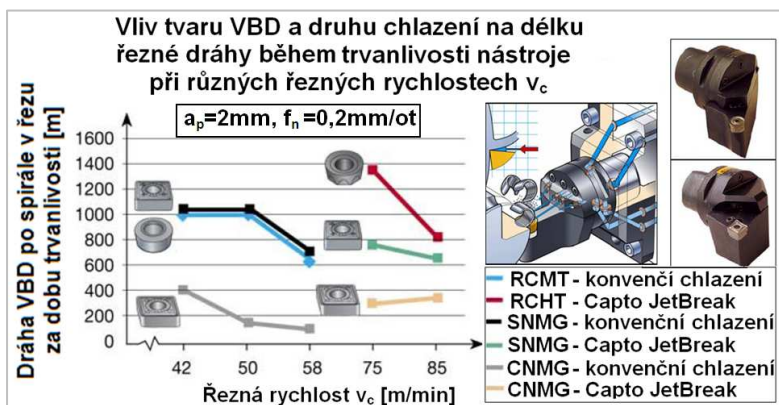
Obr. 2.2.1.3 Taylorova  $T - v_c$  závislost pro nepovlakovanou VBD SK firmy SECO při vnějším válcovém soustružení s přerušovaným řezem<sup>25</sup>

Jaký vliv měl přerušovaný řez na trvanlivost nástroje je možné pozorovat ve srovnání s nepřerušovaným soustružením na Obr. 2.1.1.4. Při soustružení v přerušovaném řezu dochází k cyklickým teplotním šokům. Autor tohoto výzkumu<sup>25</sup> uvádí, že při přerušovaném řezu dojde při  $T = 10$  min a  $v_c = 40$  m/min. přibližně k 2700 teplotním šokům při vyjetí a znovu najetí do záběru. Toto číslo je relativně nízké, z důvodu nízké trvanlivosti bříty, proto lze předpokládat, že tento faktor bude mít jen malý vliv na opotřebení nástroje. Bylo zjištěno, že zásadní vliv na tuto nízkou trvanlivost bříty měl nárůstek na řezné hraně, který se cyklicky při rázech přerušovaného řezu „odtrhával“ a unášel sebou i značné množství základního substrátu SK.



Obr. 2.1.1.4 Rozdíl v intenzitě obotřebení bříty  $VB_{max}$  při přerušovaném a nepřerušovaném řezu soustružení Ti slitiny<sup>25</sup>

Vlivy vysokotlakého chlazení díky speciálnímu držáku a jeho tryskám přímo do místa řezu se dlouhodobě zabývá firma Sandvik Coromant. V předchozím testu bylo použito držáku typu Coromant Capto C6 PCLNR-45065-12 (Obr. 2.1.1.1). V následujícím testu bylo použito obdoby tohoto držáku, resp. novějšího modelu Capto JetBreak se čtyřmi nezávislými tryskami s možností využití tlaků do 1000 barů (100 MPa). Při tomto testu bylo využito optimalizovaného tlaku chladicí kapaliny 200 barů a průměru trysky kapaliny 1,2 mm (20 MPa, vodou mísitelná 8 % emulze - určeno z výsledků předchozích testů Sandviku).<sup>53</sup> Testována byla operace soustružení vnější válcové plochy s hloubkou řezu  $a_p = 2$  mm. Testovány 3 typy tvarů VBD, se stejným SK H13A.



Obr. 2.1.1.5 Výsledek testu soustružení firmy Sandvik Coromant při zkoumání vlivu vysokotlakého (20 MPa) chlazení vodní emulzí (8 %) při různých  $v_c$  a tvarech VBD.<sup>53</sup>

V testu použity VBD Sandvik Coromant:

CNMG 120408 - 23 H13A	
(nepovlakované, jemnozrné WC-Co 6%)	SNMG 120408 - 23 H13A
	RCMT 1204M0- SH H13A



Výsledek testu:

Při konvenční či vysokotlakém chlazení nejhůře dopadl tvar VBD CNMG. Při řezné rychlosti  $v_c = 42$  m/min a konvenčním chlazení (externí) dosahovaly téměř srovnatelných výsledků VBD typu SNMG a RCMT. Při zvýšených  $v_c$  se však situace změnila díky použitému vysokotlakému chlazení. To má prokazatelně výrazný pozitivní vliv na trvanlivost nástroje. I přes zvýšení řezné rychlosti o  $\Delta v_c = 33$  m/min (na hodnotu  $v_c = 75$  m/min) došlo k prodloužení trvanlivosti VBD (s výjimkou SNMG) u nástroje RCMT. Téměř dvojnásobně byl zvýšen minutový úběr materiálu (MRR - Metal Removal Rate [cm<sup>3</sup>/min]). RCMT při  $v_c = 42$  m/min má MRR = 16,8 cm<sup>3</sup>/min, zatímco při  $v_c = 75$  m/min. je MRR = 30 m/min). U této VBD došlo také k prodloužení řezné dráhy během trvanlivosti nástroje z 800 m na 1400 m. Zvýšením  $v_c$  o 10 m/min ( $v_c = 85$  m/min) rapidně klesne trvanlivost a MRR jen nevýrazně.

Závěrem lze pro soustružení – hrubování materiálu Ti-6Al-4V doporučit kruhový tvar vyměnitelné břitové destičky, jako nejvíce produktivní a s nejdelší trvanlivostí v řezu. Velmi vysoký efekt prokázalo vysokotlaké chlazení, které zvýšilo objem odebraného materiálu za dobu trvanlivosti VBD mnohdy až několikanásobně. Sandvik Coromant uvádí, že lze úspěšně soustružit titanové slitiny nepovlakovanými, jemnozrnnými SK. Ovšem při tomto testu je uvedeno zvýšení trvanlivosti nástroje o 25 % při využití PVD povlaku Ti(Al)N.

**2.1.2 Suché obrábění titanových slitin a MQL metoda obrábění**

Při suchém obrábění Ti slitin je potřebná podrobná znalost vzájemného působení technologických faktorů řezného procesu. Objevují se názory a snahy o opačnou tendenci při obrábění titanových slitin než je popsáno v kapitole 2.1.1, tedy obrábění za sucha či využití tzv. MQL techniky (Minimum Quantity Lubricant). Za metodou použití žádného či minimálního množství chladicího média i při tak náročných obráběcích operacích, jako je třískové obrábění titanu, se skrývá hned několik záměrů. Jsou to především: relativně vysoké náklady na provoz, údržbu, ekologickou likvidaci a v neposlední řadě hygienické důvody. Tato metoda je založena na principu vhodného zvolení řezného procesu tak, aby byly částečně eliminovány vlastnosti těžkoobrobitelných Ti slitin.<sup>40</sup>

Snižování nákladů, zpřísňující se bezpečnost práce, ohledy na zdraví obsluhy a ekologická legislativa jsou důvodem snahy o minimalizaci chlazení (obrábění v přirozeném prostředí). Proto je výhodné aplikovat metodu HSC, především v souvislosti s obráběním vysokými řeznými rychlostmi (viz. Kap.2.1). Autor výzkumu<sup>36</sup> testoval tuto metodu v letech 2006 – 2007 a uvádí oblast HSC pro titanové slitiny mezi  $v_c = 120 - 1000$  m/min. Bylo třeba nalézt optimální průběhy křivek produktivity obrábění ve vztahu k nástroji, řezným podmínkám a trvanlivosti nástroje.

**➤ Průběh testu frézování Ti-6Al-4V za sucha**

Test probíhal při frézování Ti  $\alpha + \beta$  slitiny Ti-6Al-4V na vertikálním frézovacím centru s  $P_{max}$  na vřetenu o 15 kW. Kritériem opotřebení nástroje bylo zvoleno  $VB = 0,3$  mm. Byly testovány 2 typy VBD ze slinutých karbidů (lišící se pouze základním substrátem SK a povlakem; tvarem, velikostí,

geometrie nástrojů byla shodná – APXT11T3,  $d = 20$  mm,  $z = 2$ , frézování sousledné,  $a_p = a_e = 1,5$  mm):

*VB destičky A* - pro obrábění žárupevných slitin na bázi Ti – povlak TiN  
- aplikační oblast ISO S20 až S30

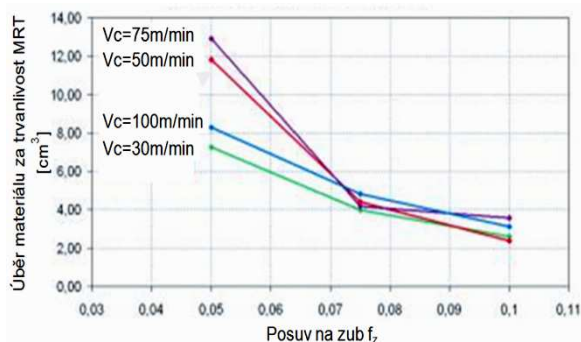
*VB destičky B* - pro obrábění hlavně korozivzdorné oceli – povlak TiAlN  
- aplikační oblast ISO M20 až M25

Výsledkem zkoušky trvanlivosti břítu je nalezení optimálního posuvu a řezné rychlosti při maximálním využití nástroje.

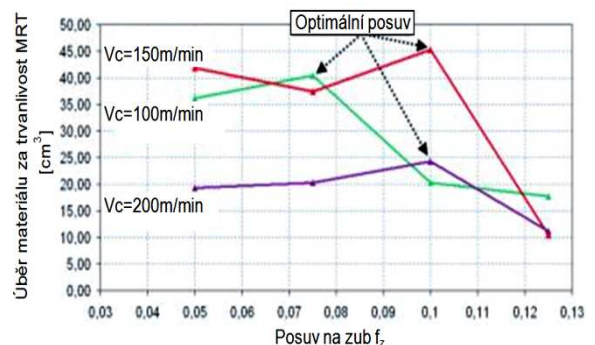
- Pro *nástroj A* výrobce uvádí  $v_c = 30 - 100$  m/min. V grafu na Obr. 2.2.2.1 lze pozorovat MRT (úběr materiálu za trvanlivost nástroje [ $\text{cm}^3$ ]) v závislosti na  $f_z$ . Z grafu je zřejmé, že při daných podmínkách je vhodný posuv  $f_z$  okolo 0,05 mm/zub (největší MRT), což platí pro celý rozsah  $v_c$ . S rostoucím posuvem roste i MRR (Metal Removal Rate - velikost minutového úběru materiálu [ $\text{cm}^3/\text{min}$ ]), avšak dochází k rychlejšímu opotřebení břítu a poklesu trvanlivosti a tím i MRT. Optimální  $v_c$  pro tento nástroj a podmínky je mezi 50 – 75 m/min. Průběh opotřebení ukázal předpoklad, že s rostoucí  $v_c$  roste i intenzita opotřebení břítu nástroje výrazněji s přibližováním se k horní hranici doporučených řezných podmínek.

- Pro *nástroj B* výrobce neuvádí přesný rozsah řezných podmínek pro titanové slitiny. Proto je použit rozsah pro korozivzdorné slitiny pro nalezení maxima křivek  $\text{MRT} = f(f_z)$ , tj.  $v_c = 100 - 200$  m/min. a  $f_z$  srovnatelný s nástrojem A. Tyto oblasti  $v_c$  se již nachází v oblasti HSC pro titanové slitiny. Z Obr. 2.2.2.2 je zřejmé, že optimální  $v_c$  je dle grafické závislosti MRT na  $f_z$  kolem 150 m/min. při posuvu  $f_z$  kolem 0,1 mm/zub (za daných podmínek).

Při optimálním nastavení  $v_c$  a  $f_z$  bylo během jedné trvanlivosti břítu nástroje B odebráno  $45 \text{ cm}^3$  materiálu. Nástroji A je schopen odebrat za těchto konstantních podmínek pouze  $13 \text{ cm}^3$ . Maximální MRT pro nástroj B ( $v_c = 150$  m/min,  $f_z = 0,1$  mm/zub) je cca 19x větší než minimální hodnota MRT nástroje A ( $v_c = 50$  m/min.,  $f_z = 0,1$  mm/zub).



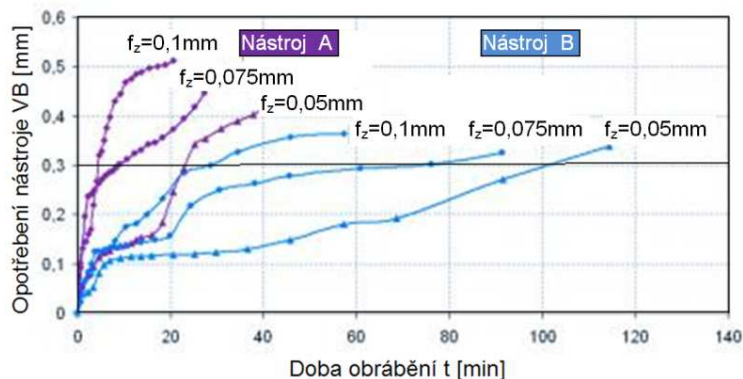
Obr. 2.1.2.1 Nástroj A -  $\text{MRT} = f(v_c, f_z)$  <sup>36</sup>



Obr. 2.1.2.2 Nástroj B -  $\text{MRT} = f(v_c, f_z)$  <sup>36</sup>

Uvedený rozdíl způsobuje tedy jen výběr typu nástroje a určení řezných podmínek. Pokud srovnáme tyto varianty dle MRR, úběr materiálu vzrostl cca 3x u nástroje B. Zbytek (do 19x) je tedy zapříčiněn výhradně faktorem MRT. Je tedy způsoben rozdílem trvanlivosti břítu mezi nástroji. Z toho plyne

enormní vliv základního substrátu břitu a jeho povlaku. Na obr. 2.1.2.3 je srovnání průběhu opotřebení břitů nástroje A a nástroje B při stejných řezných podmínkách, tj.  $v_c = 100 \text{ m/min}$ ,  $a_p = a_e = 1,5 \text{ mm}$ . Je patrná výrazně nižší intenzita opotřebení u nástroje B.



Obr. 2.1.2.3 Průběh opotřebení (VB) nástroje A a B v čase obrábění <sup>36</sup>

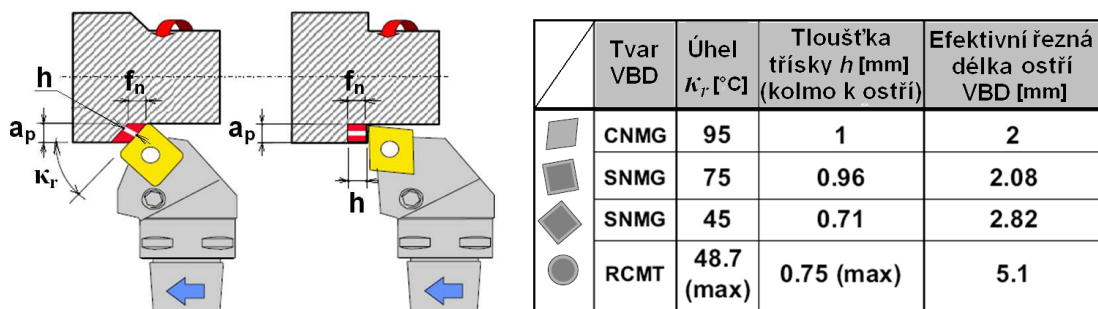
Z výsledků těchto testů jasně vyplývá překvapivý výsledek. Při srovnání optimálních řezných parametrů a objemu odebraného materiálu za dobu životnosti nástroje, se ukázal nástroj B několikanásobně lepší ve všech směrech. Při daných podmínkách byl nástroj A, určený výrobcem speciálně pro obrábění titanových slitin (ISO S20-S30) nevyhovující, ve srovnání s nástrojem B, určeným především pro obrábění skupiny materiálu ISO M20-M25. Nástroj B, středně houževnatý ve své třídě, povlakovaný vrstvou Ti(Al)N lze tedy doporučit pro možné HSC obrábění titanové slitiny Ti-6Al-4V za sucha okolo  $v_c = 150 \text{ m/min}$ . a  $f_z = 0,1 \text{ mm/zub}$  (při daných podmínkách).<sup>36</sup>

Tento test z roku 2006 prokázal, že je možné za určitých podmínek obrábění titanových slitin povlakovanými SK za sucha. Mimo oblast HSC je při použití chladicí emulze s mazacím účinkem výrazně prodloužena trvanlivost nástroje a zlepšena jakost obrobeného povrchu. V neposlední řadě nám efektivní chlazení umožní za stejných podmínek mírně zvýšit "konvenční" řezné parametry. Důvodem je menší intenzita opotřebení (redukováná teplota, mazací účinek eliminující adhezní opotřebení, aj.). Jak již bylo uvedeno v kapitole 1.4.1, v současné době není na celosvětovém trhu jediný výrobce nástrojů, který by doporučil metodu MQL, podchlazeného vzduchu či obrábění titanu za sucha. Proto je neustálá snaha o vytvoření chemicky i biologicky stálých chladících kapalin, ekologicky nezávadných a neohrožujících lidské zdraví. Novější stroje mají zpravidla kvalitně zakrytovanou pracovní část a nedochází tak k úniku kapalin jako dříve. Také se nyní používá moderních metod k likvidaci bakterií, vznikajících v chladících emulzích, např. čištění ultrazvukem, ultrafialovým zářením či proplachováním ozónem v kombinaci s efektivní filtrací.<sup>16, 36</sup>

## 2.2 Soustružení slitiny Ti-6Al-4V

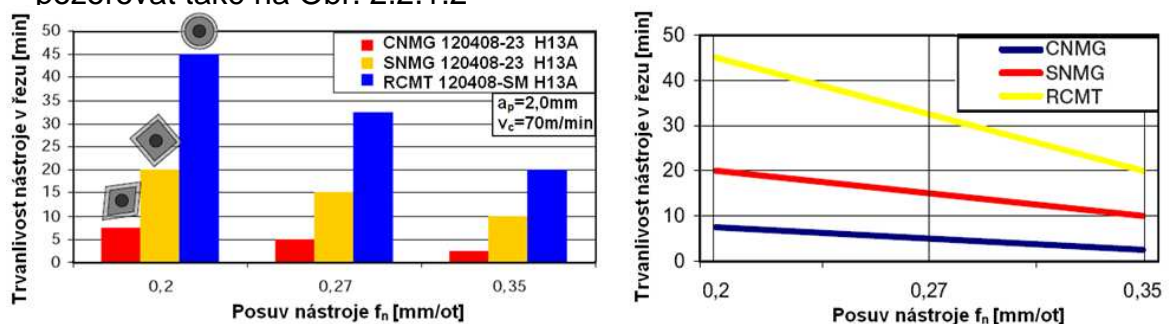
### 2.2.1 Vliv tvaru VBD a úhlu $\kappa_r$ na trvanlivost nástroje a jakost povrchu

Úhel nastavení hlavního ostří  $\kappa_r$  má velký vliv na velikost řezné síly, její složky a množství procesního tepla, generovaného při soustružení. Při konstantní hloubce řezu  $a_p$  a posuvu na otáčku  $f_n$ , mění jen malá změna úhlu  $\kappa_r$  poměr tloušťky třísky  $h$  (měřeno kolmo k hlavnímu ostří VBD) a délku efektivní řezné hrany (délka, kterou VBD řeže). Správným poměrem těchto parametrů lze částečně redukovat extrémní teploty, vznikající při třískovém obrábění Ti slitin a tím snížit intenzitu opotřebení nástroje.<sup>18</sup>



Obr. 2.2.1.1 Změna průřezu třísky a efektivní délky řezné hrany při soustružení, vlivem změny úhlu nastavení hlavního ostří  $\kappa_r$  a tvaru vyměnitelné břitové destičky (VBD)<sup>18</sup>.

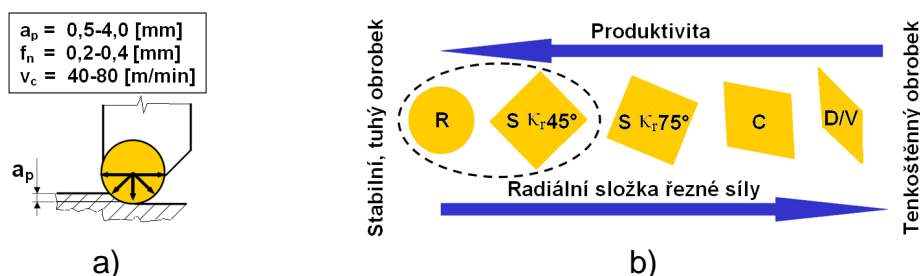
Sandvik Coromant uvádí, že výběr vhodného tvaru VBD, při zachování stejného druhu SK, může mít za následek až 10x delší trvanlivost nástroje v řezu.<sup>18</sup> Vhodnost tvaru VBD, např. kruhové RCMT pro vnější soustružení, hrubování Ti-6Al-4V a výrazný vliv tvaru VBD na trvanlivost nástroje je možno pozorovat také na Obr. 2.2.1.2



Obr. 2.2.1.2 Výsledek testu soustružení (hrubování) slitiny Ti-6Al-4V od firmy Sandvik Coromant. Výzkum vlivu velikosti posuvu  $f_n$  (za konstantní  $v_c$ ,  $a_p$ ) na trvanlivost nástroje v závislosti na tvaru VBD (SK - H13A, jemnozrný, nepovlakovaný WC-Co 6 %). Použito externí chlazení vodou ředitelnou emulzí (8 %).<sup>53, 18</sup>

Kruhová VBD (R) má dle tohoto testu více než dvojnásobnou trvanlivost v řezu než čtvercová VBD (S  $\kappa_r = 45^\circ$ ). Použití těchto dvou tvarů, tedy R a S, je doporučováno i v případech hrubování, kde nejsme schopni dokončit např. roh v přechodu osazení (pokud se nejedná o krátké úseky). Odůvodněním je již zmíněná vyšší trvanlivost těchto VBD a možnost plně využít jejich produktivních schopností. Zbytkový materiál v rozích je pak dokončen v druhé operaci s méně produktivní VBD, jejíž tvar to umožňuje (C, D, V, aj.). Jak je

patrné z Obr. 2.2.1.3, tuto hrubovací strategii lze využít pouze v případě, že obrobek je dostatečně stabilní, tzn. neobrobíme např. žebra a jiné tenkostěnné části obrobku.



Obr. 2.2.1.3 a) doporučená obecná („startovací“) oblast řezných podmínek pro soustružení Ti-6Al-4V kruhovou destičkou RCMT 120408-SM H13A (vhodné dále optimalizovat, viz. následující postup), b) schématické znázornění faktorů, ovlivňující výběr vhodného tvaru VBD pro soustružení Ti slitin (zvýrazněna oblast pro hrubování).<sup>53</sup>

Maximální  $a_p$  pro VBD tvaru R by nemělo být u Ti slitin větší než 25 % průměru destičky. Větší hloubka záběru by mohla způsobovat samobuzené vibrace a chvění nástroje. Tloušťka třísky u VBD tvaru R je závislá na  $\kappa_r$ , tedy na poměru  $a_p/D$ , což lze odvodit z Obr. 2.2.1.4. Pokud je tento poměr nízký, je možné zvýšit posuv, ale neměli by jsme překročit tloušťku třísky  $h_{max}$ . Experimentálně bylo zjištěno, že při soustružení titanových slitin by tato hodnota neměla přesahovat optimální  $h_{max} = 0,35$  mm pro hrubování. Nad touto hodnotou již působí vysoká řezná síla, která způsobuje odtlačení obrobku z místa řezu a prudký růst procesní teploty, která má podstatný vliv na opotřebení, resp. trvanlivost VBD. Optimální poměry těchto parametrů, kalkulované na VBD RCMT 1204M0-SM H13A, jsou pro hrubování Ti slitin zpracovány Tab. 2.2.1.1, Tab. 2.2.1.2 a Tab. 2.2.1.3. Tyto hodnoty byly počítány dle uvedených vztahů:

$$\cos \kappa_r = \frac{0,5D - a_p}{0,5D}, \quad (2.2.1.1)$$

$$f_n = \frac{h_{max}}{\sin \kappa_r}. \quad (2.2.1.2)$$

Obr. 2.2.1.4 Závislost velikosti úhlu nastavení hlavního ostří  $\kappa_r$  na poměru  $a_p/\Phi D$ .<sup>18, 53</sup>

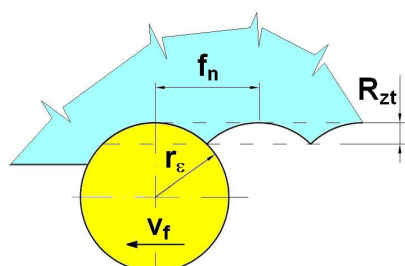
Tab. 2.2.1.1 Velikost  $\kappa_r$  dle  $a_p/D$ <sup>53, 18</sup>

Poměr $a_p/D$	$a_p$ pro průměr destičky D [mm]				Úhel $\kappa_r$ [°]
	Φ8	Φ10	Φ12	Φ16	
0,25	2	2,5	3	4	60
0,2	1,6	2	2,4	3,2	53
0,15	1,2	1,5	1,8	2,4	46
0,1	0,8	1	1,2	1,6	37
0,05	0,4	0,5	0,6	0,8	26

Tab. 2.2.1.2 Korekce  $f_n$  dle  $a_p/D$ <sup>53, 18</sup>

Poměr $a_p/D$ [-]	Úhel $\kappa_r$ [°]	Korekční koeficient pro $f_n$ [-]	Posuv $f_n$ [mm/ot] pro $h_{max}=0,35$ mm
0,25	60	1,16	0,40
0,20	53	1,25	0,44
0,15	46	1,40	0,49
0,10	37	1,66	0,58
0,05	26	2,30	0,80

Jakost obrobeného povrchu je výsledkem kombinace  $f_n$  a  $r_\epsilon$ .  $R_{zt}$  je pouze teoretická hodnota drsnosti povrchu. Reálné hodnoty zbytkové nerovnosti, neodpovídají přesně hodnotám teoretickým. Důvodem tohoto výpočtu je využití teoretické  $R_{zt}$  ke stanovení posuvové rychlosti, odhadu jakosti obrobené plochy při tomto  $f_n$  a čas potřebný k výrobě kusu.



$$R_{Zt} = \frac{f_n^2}{8 \cdot r_\epsilon}, \quad (2.2.1.3)$$

$$R_{Zt} = n \cdot R_a \Rightarrow R_a = \frac{R_{Zt}}{n}. \quad (2.2.1.4)$$

Obr. 2.2.1.5 Zbytková nerovnost při podélném soustružení, analýza geometrie drsnosti povrchu po soustružení kruhovou VBD. ( $R_{zt}$  - teoretická hodnota drsnosti obrobeného povrchu,  $n$  - koeficient hodnoty 4 až 7, sloužící pro přibližný odhad střední aritmetické úchytky povrchu  $R_a$ . Závisí na  $v_c$ , opotřebením VBD, druhu obráběného materiálu, atd.)<sup>53, 18</sup>

Tab. 2.2.1.3 Vypočítaný  $f_{n \max}$  při teoretickém dodržení drsnosti povrchu  $R_a = 1,6 \mu\text{m}$ . (Při výpočtu 2.2.1.4 použito koeficientu  $n = 7$ ).<sup>53, 18</sup>

Maximální $f_n$ [mm/ot] pro splnění limitní podmínky $R_a=1,6\mu\text{m}$			
$\Phi D$ - průměr kruhové VBD [mm]			
$\Phi 8$	$\Phi 10$	$\Phi 12$	$\Phi 16$
0,5	0,57	0,62	0,7
[mm/ot]	[mm/ot]	[mm/ot]	[mm/ot]

Předchozí hodnoty byly vztaženy k hrubovacím operacím. Doporučená optimální tloušťka třísky  $h_{\max}$  pro dokončovací operace leží mezi 0,1 až 0,15 mm. Hloubka řezu  $a_p \approx 0,25 - 0,5$  mm,  $f_n \approx 0,2 - 0,4$  mm,  $r_\epsilon$  velmi malý.

V případech tenkostěnných a málo stabilních obrobků, je nutno brát větší zřetel na velikost působící řezné síly při obrábění a její složky. VBD tvaru R a S způsobují vysokou radiální složku řezné síly působící na obrobek, což může způsobit průhyb či jiný druh deformace. V těchto případech jsou doporučeny VBD:

- tvar např. C, D, V, s úhlem nastavení hlavního ostří  $\kappa_T \approx 90^\circ$
- menší rádius zaoblení špičky  $r_\epsilon \approx 0,4$  mm,
- velmi pozitivní geometrie až  $\gamma_0 \approx 20^\circ$
- pouze malé hloubky řezu  $a_p \approx 0,25 - 0,5$  mm
- posuv na otáčku má výrazný vliv na velikost  $v_c$ , tzn.  $f_n \approx 0,15$  mm

### 2.2.2 Optimalizace řezných podmínek pro maximální výrobnost při dodržení limitu drsnosti soustružené plochy součástí z Ti-6Al-4V

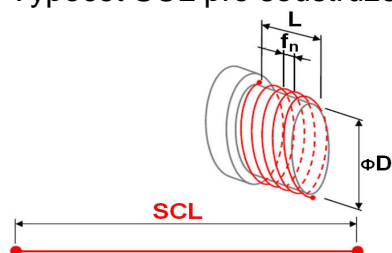
Pro letecký průmysl se velice často soustruží součásti motorů, turbín a jiné poměrně rozměrné obrobky. Proto je v praxi běžné, že jedna VBD, resp. jedna řezná hrana VBD, soustruží pouze jednu dlouhou dráhu a je následně před dalším krokem vyměněna (pootočena). Jedná se o opatření proti možnému poškození mnohdy velmi drahého dílce, který často musí splňovat

nejvyšší jakostní požadavky na kvalitu obrobené plochy. Z tohoto důvodu je výhodné využít maximálních možností nástroje před jeho výměnou, tzn. použití maximálních řezných rychlostí a posuvů, při dodržení předem stanoveného limitu střední aritmetické úchytky drsnosti povrchu  $R_a$ .<sup>18</sup>

Pro tento druh výroby Sandvik Coromant doporučuje provést optimalizaci na základě SCL [m] (Spiral Cutting Length). Jedná se o spirálovou dráhu nástroje v řezu při soustružení. Tento parametr udává délku spirálové dráhy nástroje, kterou musí VBD být v řezu, aby byla obrobená požadovaná plocha při daném posuvu na otáčku  $f_n$ . Správným stanovením parametrů jsme pak schopni naprogramovat :

- maximálně produktivní řezné parametry tak, aby bylo plně využito možností VBD před výměnou
- pokud je požadovaná dráha příliš dlouhá, než by ji byla jedna řezná hrana VBD schopna obrobít, lze přesněji určit, kdy k výměně dojde – naprogramováním stroje na automatickou výměnu před poškozením nástroje a obráběné plochy.

Výpočet SCL pro soustružení vnějších válcových ploch dle vztahu:



$$SCL = \frac{\pi \cdot D}{1000} \cdot \frac{L}{f_n} \quad [\text{m}] \quad (2.2.2)$$

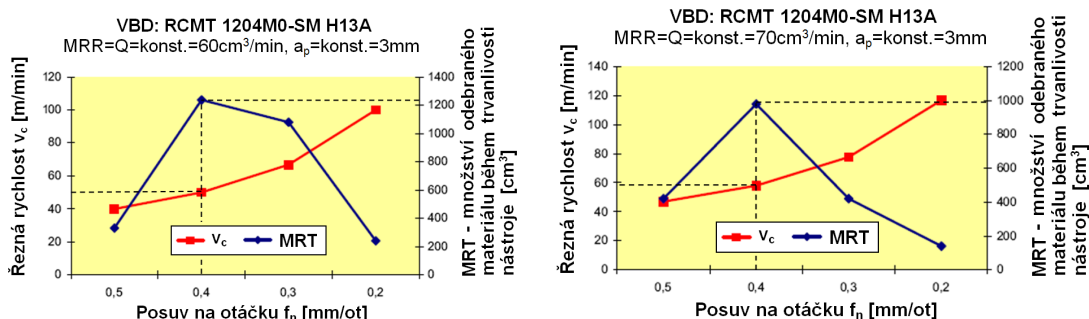
Obr. 2.2.2 Spirálová dráha nástroje SCL - pro výpočet maximální produktivity na daném úseku při vnějším válcovém soustružení (za podmínek jakosti obrobeného povrchu a trvanlivosti řezné hrany VBD v řezu na této délce).<sup>18</sup>

➤ V předchozí kapitole byly stanoveny nejvhodnější VBD pro soustružení – hrubování titanových slitin. Jsou to VBD tvaru SNMG a RCMT. Nyní bude provedena analýza, pro určení maximálního posuvu  $f_n$  dle SCL, s využitím těchto nástrojů. Testovány byly VBD a) SNMG 120408-23 H13A ( $\kappa_r = 45^\circ$ ), b) RCMT 1204M0-SM H13A, c) CNMG 120408-23 H 13A.

Test byl založen na předpokladu konstantního úběru materiálu za minutu - MRR [ $\text{cm}^3/\text{min.}$ ] (Metal Removal Rate = Q) a konstantní hloubky řezu  $a_p$ . Pro získání přehledů o vlivu těchto parametrů na celkový úběr materiálu za dobu trvanlivosti VBD (MRT [ $\text{cm}^3$ ]) byly měněny parametry  $v_c$  a  $f_n$ . Na Obr. 2.2.2.1 je znázorněn tento postup pro kruhovou VBD. Vlevo pro konstantní MRR = Q =  $60 \text{ cm}^3/\text{min.}$ , vpravo pro MRR =  $70 \text{ cm}^3/\text{min.}$  (MRR = Q =  $v_c \cdot f_n \cdot a_p$  [ $\text{cm}^3/\text{min.}$ ]). Z výsledků měření, testů, bylo dosaženo vyšší trvanlivosti nástroje MRT s Q =  $60 \text{ cm}^3/\text{min.}$  Výsledkem je optimální kombinace  $f_n$  a  $v_c$  pro dosažení největšího MRT.

Z výše provedeného testu je patrné, že nejlepšího MRT  $\approx 1200 \text{ cm}^3$  u kruhové VBD je dosaženo kombinací  $v_c = 50 \text{ m/min.}$  a  $f_n = 0,4 \text{ mm/ot.}$  (velmi podobné výsledky i u VBD tvaru SNMG). V Kap. 2.2.1 byl stanoven posuv  $f_n$  dle velikosti průměru kruhové VBD, pro splnění kvality povrchu  $R_{a \text{ max}} = 1,6 \text{ } \mu\text{m}$ , při max. průřezu třísky u hrubování titanových slitin  $h_{\text{max}} = 0,35 \text{ mm}$ .

To nám po korekci dle poměru  $a_p/D$ , resp.  $\kappa_T$  doporučuje hodnotu  $f_n = 0,4$  mm/ot. (Tab. 2.2.1.2 a Tab. 2.2.1.3). Tento výpočet potvrzují i výše naměřené hodnoty na Obr. 2.2.2.1. Stejným způsobem byly zpracovány údaje pro zbylé dvě VBD a výsledky jsou uvedeny v Tab.2.2.2.1



Obr. 2.2.2.1 Vliv poměru posuvu  $f_n$  a  $v_c$  na celkový MRT při konstantním MRR ( $Q$ ) a  $a_p$ .

Optimalizace bude nyní provedena pro součást z Ti-6Al-4V o průměru  $D = 600$  mm a délce  $L = 200$  mm. Pro kalkulaci SCL u VBD tvaru RCMT  $\Phi 12$  mm (SNMG dle grafu stejný výsledek) použijeme jeho nejproduktivnější posuv, stanovený v předchozím kroku ( $f_n = 0,4$  mm/ot.,  $Q = 60$  cm<sup>3</sup>/min). Výsledkem po dosažení do vztahu 2.2.2 je  $SCL = 943$  m. V grafu na Obr. 2.2.2.2 je experimentálně zjištěný průběh trvanlivosti VBD. Tyto trvanlivosti jsou zde vyneseny jako hodnoty SCL pro každou VBD při různých řezných rychlostech. Vyneseme na horizontální osu velikost vypočítané SCL a dostaneme průsečík s experimentálně zjištěným průběhem trvanlivostí jednotlivých VBD. Z grafu je patrné, že pro destičky RCMT a SNMG je maximálně produktivní řezná rychlost  $v_c \approx 50$  m/min, při  $f_n = 0,4$  mm/ot. Experimentálně změřená SCL dráha těchto dvou VBD za dobu jejich trvanlivosti je nad hranicí spočítané SCL potřebné k obrobení této součásti. Z toho plyne, že tyto VBD jsou schopny obrobít požadovanou plochu s jednou řeznou hranou. To však neplatí pro nástroj CNMG, jehož vypočítaná SCL = 1256 m (vlivem menšího  $f_n$ ), potřebná pro obrobení dané plochy, leží pod hranicí skutečné naměřené SCL (400 m) během trvanlivosti řezné hrany. Pro obrobení této plochy s CNMG je zapotřebí 3 řezné hrany (podílem  $1256 / 400 = 3$  hrany).

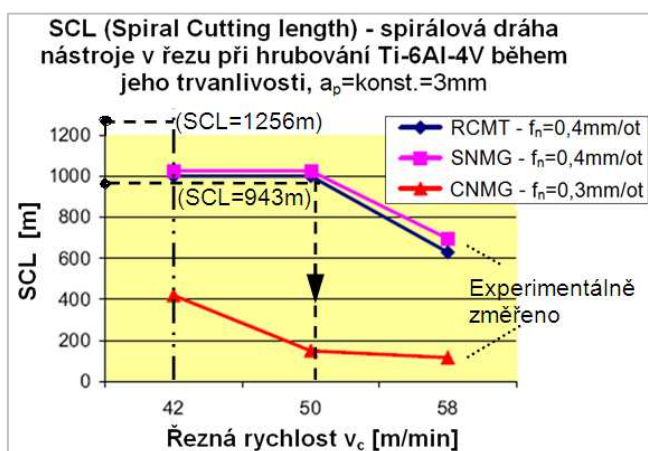
Tab. 2.2.2.1 Výsledek testů -  $f_n$  pro dosažení max. MRT ( $Q$ ,  $a_p = \text{konst.}$ ).

Tvar a označení VBD	$a_p$ [mm]	$f_n$ [mm/ot]
RCMT 1204M0-SM H13A	3,0	0,4
SNMG 120408-23 H13A	3,0	0,4
CNMG 120408-23 H13A	3,0	0,3

Jednoduchým podílem veličin potřebné SCL a  $v_c$  stanovené z grafu ( $943 \text{ m} / 50 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1} = 18,9$  min) získáme strojní čas na vyhrubování jednoho kusu přibližně 19 minut (pro RCMT a SNMG). Tento čas je zároveň předpokládaná trvanlivost jedné řezné hrany VBD, při dodržení stanovené drsnosti pod  $Ra = 1,6 \mu\text{m}$  (u kruhové destičky jen jedna řezná hrana, ale pootočením na neporušenou část lze získat stejný efekt jako např. u CNMG). Po provedení totožných kalkulací pro VBD tvaru CNMG bylo zjištěno, že potřebujeme přibližně o 11 minut delší čas v řezu u stejné součásti. Dále je nutné naprogramovat 2x výměnu VBD, resp. řezné hrany. Tento výsledek znamená přibližně 60% snížení produktivity v řezu, k čemuž je nutno připočítat zmíněné výměny (záleží na typu stroje, zásobníku nástrojů, celkové velikosti přejezdových vzdáleností, atd.) Byl ověřen předpoklad výhodnosti využití VBD



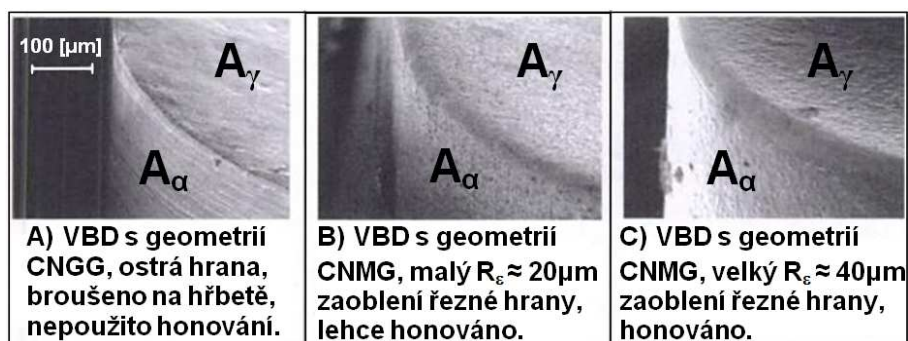
tvary RCMT 1204M0-SM H13A či SNMG 120408-23 H13A (při daných podmínkách a strategii maximální výrobnosti dle SCL).



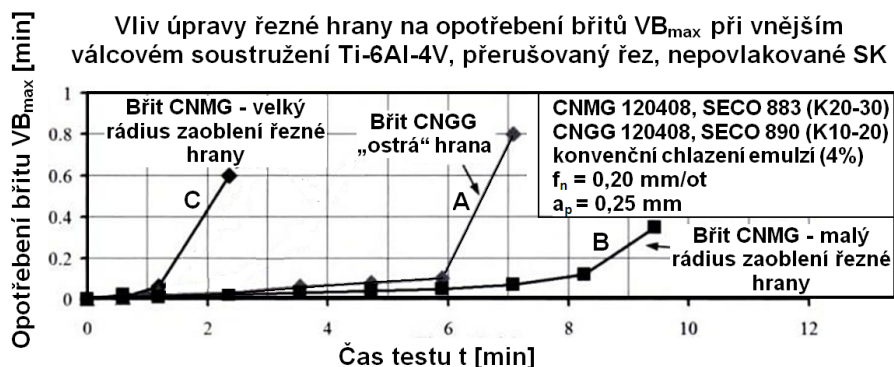
Obr. 2.2.2.2 Stanovení max. řezné rychlosti  $v_c$  pro splnění požadavků na délce SCL.

### 2.2.3 Vliv úpravy ostří na intenzitu opotřebení SK při soustružení Ti

Příprava břitů, resp. řezné hrany je velice důležitá a dokáže výrazně ovlivnit budoucí tvorbu opotřebení. Pro potvrzení tohoto faktu byl proveden následující test. Na Obr. 2.2.3.1 jsou zobrazeny a popsány tři druhy úprav hlavního ostří, resp. řezné hrany. Za konstantních řezných podmínek (definovaný na Obr. 2.2.3.2) byly testovány soustružnické VBD ze slinutých karbidů od firmy SECO. Vyměnitelné břitové destičky nebyly povlakovány. Jednalo se o dva druhy substrátů třídy: ISO K10-K20 a K20-K30.<sup>25</sup>



Obr. 2.2.3.1 Úprava ostří testovaných břitových destiček pro soustružení Ti-6Al-4V<sup>25</sup>



Obr. 2.2.3.2 Rozdílné opotřebení  $VB_{\max}$  na základě úpravy řezné hrany břitů a druhu SK<sup>25</sup>

Jak je patrné z grafu, během dvaceti minut testu nástroje v řezu bylo měřeno  $VB_{max}$  na hřbetu nástroje. Nejlepších výsledků bylo dosaženo s nejtvrdějším substrátem SK, tzn. v tomto případě třída ISO K20-K30. Na tento pozitivní výsledek má samozřejmě velký podíl také povrchová úprava ostří. V tomto případě lehké honování a velmi malý rádius zaoblení  $R_\epsilon$ . Nejhoršího výsledku bylo dosaženo s nástrojem C. Nástroj, jehož povlak je sice honován, ale velké zaoblení řezné hrany  $R_\epsilon$  způsobuje vyšší řeznou sílu a obráběný materiál má snahu spíše utvářet, než efektivně odřezávat ve formě třísek. To má za následek prudké zvýšení teploty a tím zvýšení tendence afinity titanu k opotřebení. Nástroj A, tedy nástroj s "ostrou" hranou generuje menší řeznou sílu, než nástroj B. Zde byl ovšem rozdíl způsoben tvrdostí substrátu a také úpravou povrchu VBD (omíláno v granulátech, tj. směs jemných karbidů SiC a drcených ořechových skořápek - nosič abraziva).<sup>8</sup> Břítová destička honovaná (B) má zmenšené nerovnosti z předchozího broušení a odstraněny ostřiny na břitech. Z výsledků tohoto testu tedy lze vyvodit závěr, že i přes obecné doporučení používat ostrý nástroj, má nástroj A (ostrý) intenzivnější průběh opotřebení než nástroj B (s minimálním zaoblením řezné hrany), jako následek finální úpravy povrchu VBD a tvrdosti SK.

### 2.3 Metody a úprava strategií pro efektivnější obrábění Ti slitin

Pro volbu vhodné strategie obrábění titanových slitin je nutné nejdříve blíže specifikovat vlastnosti obráběcího stroje a celé soustavy S-N-O-P:<sup>53, 18</sup>

**a) velikost vřetena stroje** - ISO 40, 50, 60 - výrazný vliv na tuhost soustavy, na volbu řezných parametrů, tzn. jak produktivní řezné podmínky jsme schopni využít, jaké typy nástrojů (různá velikost a rozklad řezné síly).

**b) horizontální či vertikální obráběcí centrum** - z hlediska snadnějšího odvodu třísek z místa řezu. Horizontální obráběcí centra poskytují oproti vertikálním centrům jednu významnou výhodu a tou je, že třísky ihned odchází pryč z prostoru obrábění a nezůstávají takto na obrobku a nástroje mají zpravidla vyšší životnost (nedochází k opětovnému přeřezávání třísek).

**c) způsob upnutí a délka vyložení nástrojů** - stabilita, chvění a vibrace - velký vliv na jakost obrobeného povrchu, rozměrovou a geometrickou přesnost obrobku, volbu řezných podmínek, trvanlivost nástroje v řezu.

**d) způsob upnutí obrobku** - při obrábění Ti slitin velice často dochází k uvolňování obrobku i z hydraulických svěráků, čelistí (chvění, velké řezné odpory, nízký modul pružnosti v kombinaci s vysokou pevností materiálu). Je nutné zajištění bezpečnosti obsluhy stroje, nástroje a stroje před kolizí.

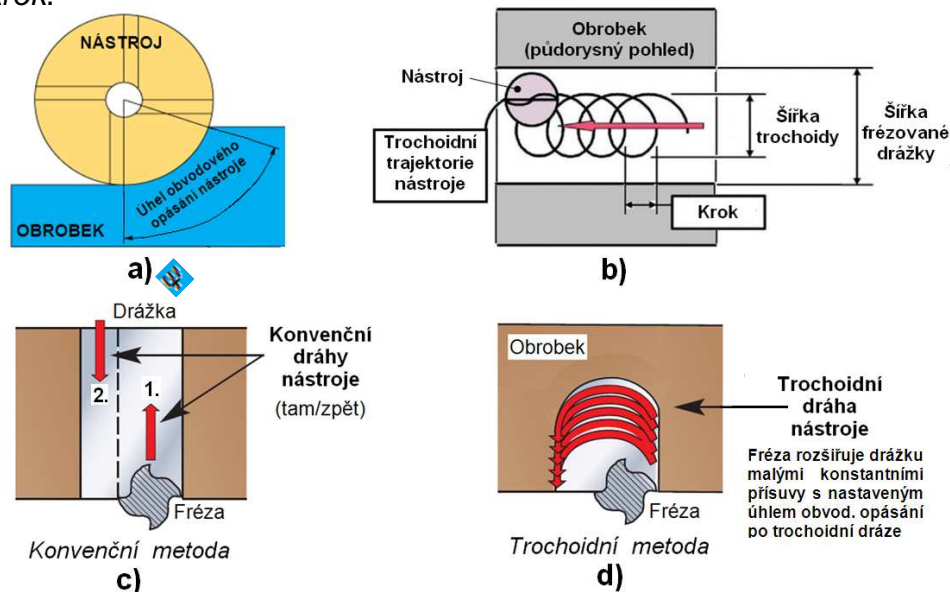
**e) typ chlazení** - externí, interní (středem nástroje), vysokotlaké, MQL (vodní emulze, řezné oleje, atd.) - důležité při tvorbě NC programu, zda je nutno využít některých ze speciálních programovatelných cyklů řídicího programu, např. při vrtání (pěchování třísek při nevhodném chlazení v obráběném otvoru, v drážkách nástroje = programované výjezdy z řezu).

### 2.3.1 Využití trochoidní trajektorie nástroje pro hrubování Ti

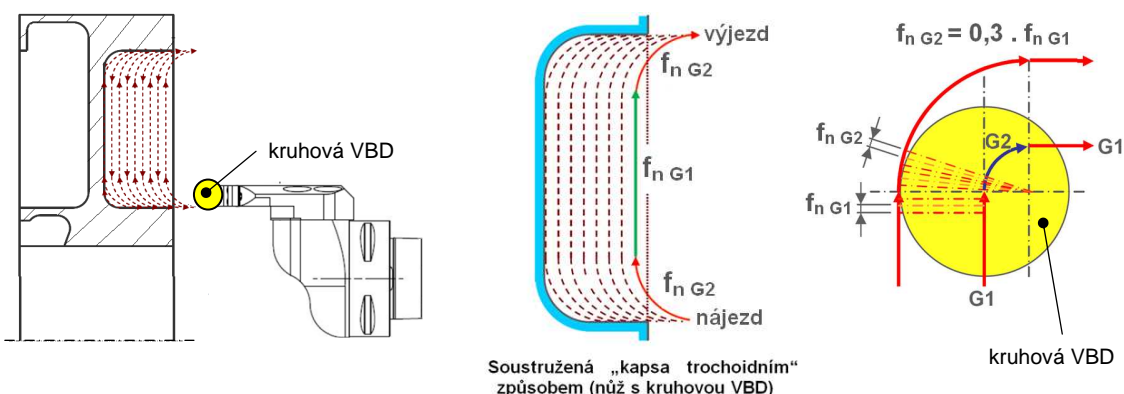
Využitím CAM programování trochoidního pohybu nástroje lze při frézování titanových slitin dosáhnout celou řadu výhod. Především přináší zvýšení produktivity a prodloužení životnosti nástroje v řezu. Prodloužení životnosti nástroje lze zdůvodnit faktem, že v podstatě zamezíme nadměrnému úhlu opásání obvodu nástroje  $\psi$ . Toto opásání lze regulovat prostým nastavením poloměru, kroku a úhlu trochoidy. Tím omezíme zvýšené zatížení břitů nástroje při frézování rohů, rádiusových koutů kapes, žeber či maximální opásání nástroje při frézování drážek plným průměrem stopkové frézy. Toto je zvláště důležité u těžkoobrobitelných materiálů, jako jsou Ti slitiny, které jsou náchylné k nadměrné tvorbě chvění a vibrací. Díky této strategii obrábění dosáhneme minimalizaci změn směru obrábění a lze proto použít vyšší řezné rychlosti, což výrazně zkracuje strojní čas obrábění. Dále pak tento programovatelný cyklus optimalizuje řezné podmínky tím, že fréza nenajíždí do řezu přerušovaně, ale řezný proces je plynulý a stabilnější, z důvodu konstantního záběru.<sup>57, 64, 63</sup>

Trajektorie nástroje, tzv. trochoida, neboli cyklická křivka je zobrazena na Obr. 2.3.1. K nastavení této strategie je nutno zadat parametr *poloměr*, udávající poloměr kružnice, opisující valivý pohyb (hybná polodie) po pevné, základní přímkce vycházející se středu nástroje (pevná polodie). Dále zadáme *krok*, tedy parametr určující vzdálenost mezi středy dvou sousedících kružnic, které popisují posun nástroje. Parametr *úhel* pak definuje úhel záběru naměřený mezi dvěma vektory, popisujícími oblast kontaktu nástroje s obráběným materiálem (popsáno pro nastavení softwaru SolidCAM)

Během matematického výpočtu trochoidní trajektorie frézy zkontroluje CAM software úhel dotyku v každé pozici nástroje definované parametrem *krok*. Pokud je tento *úhel* větší než zadaný parametr, provede se na této pozici kruhová interpolace nástroje s poloměrem definovaným v poli *poloměr*. Pokud je tento úhel menší než definovaná hodnota, negeneruje CAM software na této pozici kruhový pohyb a nástroj se přesune na následující pozici, tzn. o jeden *krok*.<sup>57</sup>



Obr. 2.3.1 Schématické znázornění frézování s trochoidní dráhou nástroje (b, d)<sup>57, 63, 61</sup>



Obr. 2.3.1.2 Schématické znázornění způsobu čelního zapichování, soustružení „kapsy trochoidní dráhou“ na čele obrobku z Ti-6Al-4V s využitím soustružnického nože s kruhovou VBD. Nutno redukovat rychlost posuvu při kruhové interpolaci nástroje (G2), abychom zajistili rovnost velikosti posuvů  $f_{n G1} = f_{n G2}$ .<sup>2</sup>

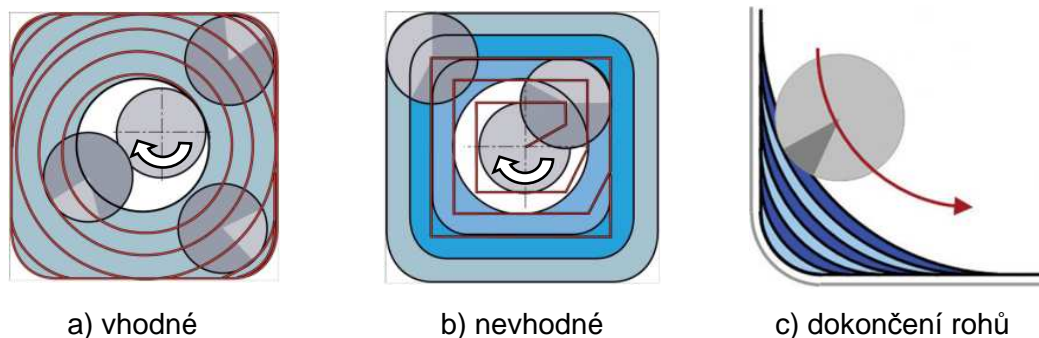
### 2.3.2 Efektivní strategie frézování kapes v Ti slitinách

Sandvik Coromant ve spolupráci se společností The Boeing's Research & Technology group (BR&T) uveřejnili závěry výzkumu (r. 2008), zabývajícím se odhrubování velkého množství materiálu z kapes u součástí z titanových slitin. Uvádějí tři vhodné alternativy strategií:<sup>64, 2</sup>

- navrtání vstupní díry a postupné rozšíření kontury
- sestup nástroje pod úhlem, tzv. rampováním do plného materiálu
- navrtání a odfrézování tzv. planžováním

➤ **Ad A)** Tato metoda je při obrábění titanových slitin „Drilling & Profile milling“ dle tohoto výzkumu tou *nejproduktivnější* pro 2D kapsy (největší úběr materiálu za jednotku času - Q). Zbylé dvě jsou určeny pro tvarově složitější či hluboké kapsy. Na počátku této metody je vrtání startovací díry většího průměru. Pro lepší odvod třísek by tato díra měla být pokud možno co největší, minimální průměr této díry je však 1,3 – 1,4x průměr frézy pro následující operaci (odvod třísek). Hloubka vyvrtané díry by měla být s přídatkem na dokončení dna cca 5 mm. Frézovací nástroj najede a vyjede ze záběru plynulým pohybem po šroubovici. Pak by pak měl pokud možno dodržet plynulou trajektorii nástroje, znázorněnou na Obr. 2.3.2.1a), s konstantním krokem  $a_e$ . Toto radiální rozšiřování díry vede od předvrtané díry ve středu kapsy dále k finálnímu tvaru její kontury. Na Obr. 2.3.2.1b) je názorně zobrazeno nevhodné nastavení této strategie. Je možno pozorovat mnohem větší úhel opásání nástroje při těchto trajektoriích než v případě a) (světlé kruhové výseče). Na Obr. 2.3.2.1c) je znázorněna metoda „Slicing“, tedy postupné odřezávání menších vrstev, třísek zbytkového materiálu v rozích kapsy. Podstatou je snaha o cílené zmenšení úhlu opásání nástroje rozdělením třísky na více konstantních záběrů a tím prodloužení jeho životnosti. Poté následuje finální ofrézování kontury kapsy.

Zdroj uvádí, že pro tuto strategii hrubování titanových slitin jsou vhodné relativně mělké kapsy (max.  $a_e = 30 - 40$  % průměru frézy D). Tato metoda je obzvláště výhodná u horizontálních obráběcích center s tuhým vřetenem, např. ISO 50. Pokud tyto parametry frézovaná kapsa nespĺňuje, výhodné využít zbývajících metod B), C).

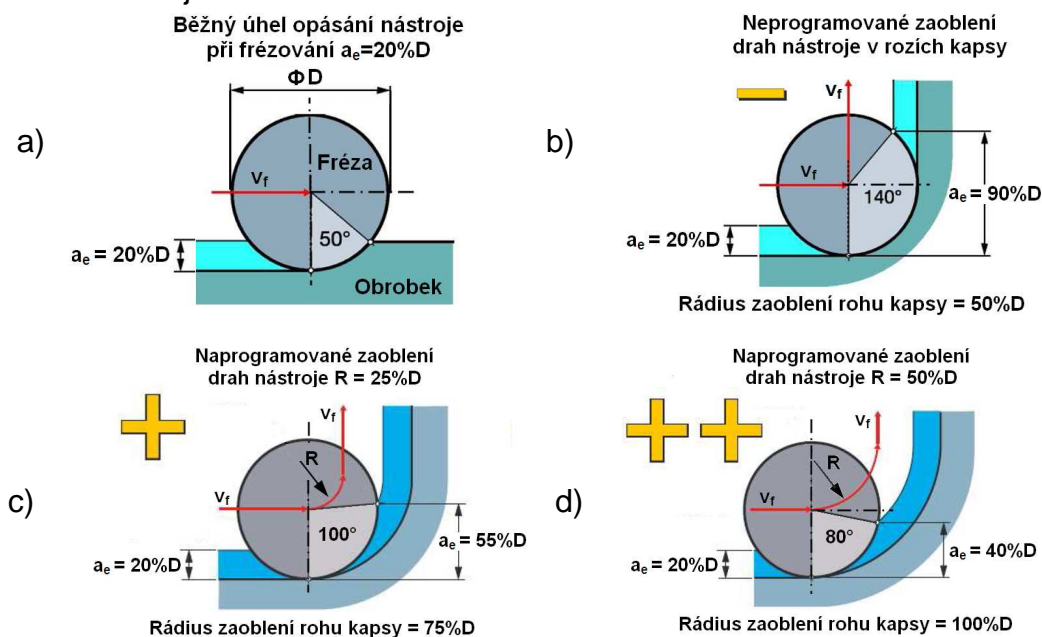


Obr. 2.3.2.1 Kapsování titanových slitin metodou „Drill & Profile milling”<sup>64</sup>

Na Obr. 2.3.2.1 b) je příklad nadměrného namáhání nástroje (zvýrazněné kruhové výseče pod úhlem opásání nástroje) v rozích kapsy při lineárním hrubování. V rozích dochází ke vzniku vibrací a proto je nutné snížit řezné parametry. Naproti tomu metoda a) konstantním spirálovým pohybem rozšiřuje kapsu od středu předvrtané díry. Plynulý záběr umožňuje produktivnější řezné podmínky a prodlužuje trvanlivost nástroje v řezu. Tato metoda zanechá pouze zbytkový materiál v rozích, který je v optimálním případě obroben metodou c). To znamená rozdělení zbytkového materiálu na menší záběry třísky, čímž eliminujeme úhel opásání nástroje. Takto u Ti slitin zamezíme nadměrnému chvění, vibracím a prodloužíme trvanlivost nástroje v řezu. Obr. 2.3.2.2 Půdorysný pohled na kapsu v obrobku Ti-6Al-4V frézovanou metodou „Drill & Profile milling”<sup>2</sup>



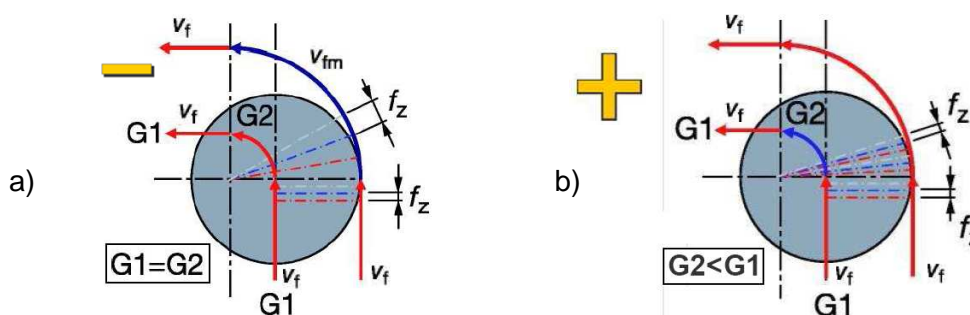
Jak již bylo řečeno, při frézování Ti slitin dochází ve zvýšené míře ke chvění a vibracím v rozích kapes, žeber, z důvodu výše zmíněného úhlu opásání nástroje a vlastností titanu.



Obr. 2.3.2.3 Schématický pohled na roh frézované kapsy obrobku a programování zaoblených drah nástroje v rozích pro zvýšení trvanlivosti a eliminaci vibrací<sup>2</sup>

Toto lze částečně redukovat optimalizací dráhy nástroje a prodloužit tak jeho trvanlivost v řezu. V podstatě jde o změnu dráhy v rozích tím, že naprogramujeme její zaoblení a snažíme se vyhnout pravouhlé změně směru, jak vyplývá z Obr. 2.3.2.3:

Po částečné optimalizaci trajektorie nástroje z předchozího kroku nelze opomenout nutnost redukce posuvu (u Ti slitin až na 30 – 50 %, viz. vztah 2.3.2.2), pokud fréza mění směr obrábění pod určitým rádiusem. Jestliže při kruhové interpolaci (G2) nástroje nesnížíme rychlost posuvu  $v_f$ , dochází ke zvyšování posuvu na zub  $f_z$  a tím skokový nárůst zatížení frézy (snížení trvanlivosti nástroje v řezu).



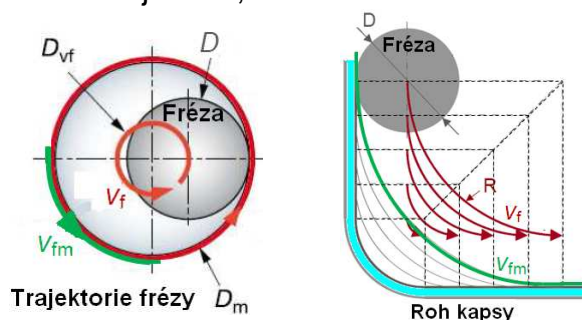
Obr. 2.3.2.4 a) nepřispůsobená (nesnížená) rychlost posuvu nástroje  $v_f$  při přechodu z lineárního pracovního pohybu (G1) na kruhovou interpolaci (G2) a zvýšení posuvu na zub frézy  $f_z$ , b) optimálně redukována rychlost posuvu nástroje  $v_f$  při přechodu z lineárního pracovního pohybu (G1) na kruhovou interpolaci (G2) a tím konstantní  $f_z$  <sup>2</sup>

Úprava rychlosti posuvu je nutná i pro dokončovací metodu z Obr. 2.3.2.1 c), tedy dle autorů nazvané „slicing“. To znamená, že by mělo být provedeno snížení posuvu frézy  $v_f$  vzhledem k parametru  $v_{fm}$  – posuvová rychlost na obvodu frézy, na kružnici  $D_m$  (obráběná plocha, viz. Obr. 2.3.2.5). Po této metodě následuje poslední dokončující řez, finální kontura.

$$v_{fm} = n \cdot f_z \cdot z, \quad (2.3.2.1)$$

pak redukována posuvová rychlost frézy pro kruhovou interpolaci je:

$$v_f = \frac{D_{vf}}{D_m} \cdot v_{fm}. \quad (2.3.2.2)$$

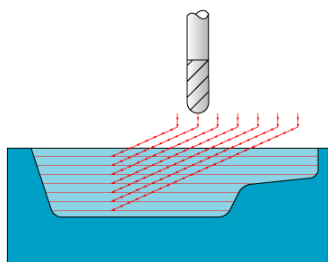


Obr. 2.3.2.5 Metoda pro dokončení zbytkového materiálu v rozích vyhrubované kapsy („slicing“) a způsob výpočtu redukováne rychlosti posuvu válcové frézy při kruhové interpolaci.  $n$  - otáčky nástroje,  $f_z$  - posuv na zub,  $z$  - počet zubů frézy,  $D$  - průměr frézy (max.  $D = (2.R) - 1$  mm),  $D_{vf}$  - kruhová dráha středu nástroje při metodě „slicing“ ( $D_{vf} = D_m - D$ ),  $v_f$  - rychlost posuvu ve středu frézy,  $D_m$  - průměr kružnice, jež musí nástroj při kruhové interpolaci svým vnějším průměrem opsat (na obrázku jako první řez (zeleně) při postupném odfrézování zbytkového materiálu v rohu kapsy), u Ti slitin: max.  $a_e = 20$  %  $D$ , max.  $a_p = 2.D$ . <sup>2</sup>

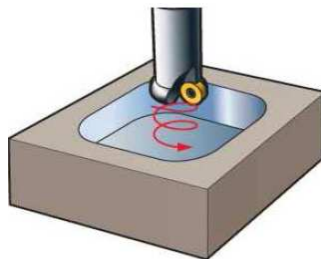
➤ Ad B) Tato strategie lineárního šikmého najíždění na plnou hloubku prvního kroku, metoda zanořování nástroje do materiálu pod úhlem nebo tzv. „rampování“, nevyžaduje předvrtání díry jako v předchozím případě A).

Využívá pouze jednoho nástroje pro hrubovací operaci. Fréza sestupuje do plného materiálu po „rampě“ pod velmi malým úhlem na hladinu řezu, v té zůstane a obrobí tuto vrstvu, než sestoupí pod úhlem o další hloubku řezu  $a_p$  (přibližně  $5^\circ$  pro nástroj  $\Phi D = 50$  mm, záleží ovšem na typu nástroje, velikosti VBD, apod.). Hloubky řezu mezi jednotlivými vrstvami by neměly být příliš velké a díky tomu lze tuto metodu využít i u méně tuhých obráběcích strojů. Tam kde to tuhost soustavy S-N-O-P dovolí, je možnost zvýšení produktivity zvýšením posuvů i úhlů „rampování“. Pro tento případ jsou autory doporučovány frézy s VBD kruhovými destičkami, které mohou sestupovat do materiálu agresivněji. Pro tyto nástroje je výhodné také využít „zanoření“ pomocí kruhové interpolace se spirálovým pohybem v axiálním směru („cirkulární utápění“). Startovací bod volíme s ohledem na tvarovou geometrii plochy, ale lze obecně doporučit některý z krajních bodů obrobku, aby bylo umožněna větší hodnota radiálního nájezdu nástroje do záběru.

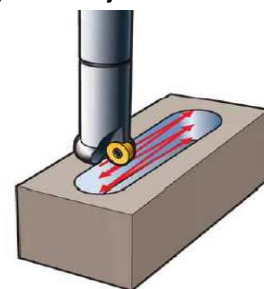
Autoři tohoto výzkumu uvádí, že pokud je kapsa tvarově složitější, má rozdílné hloubky dna či nějaké tvarované dno, je tato metoda mnohem efektivnější než předchozí A). Je zvláště výhodnou metodou pro méně tuhá vřetena typu ISO 40. Pro zvýšení produktivity je doporučeno volit větší rozměry VBD (pro kruhové VBD  $\Phi 12 - 16$  mm) a vícebřitý nástroj.



Obr. 2.3.2.6 „Rampování“ lineární sestup nástroje do řezu pod malým úhlem (dle průměru nástroje 2-5°)<sup>57</sup>



Obr. 2.3.2.7 „Cirkulární utápění“ - sestup nástroje do řezu po spirále ( $a_{p \max}$  0,4 průměru VBD)<sup>2</sup>

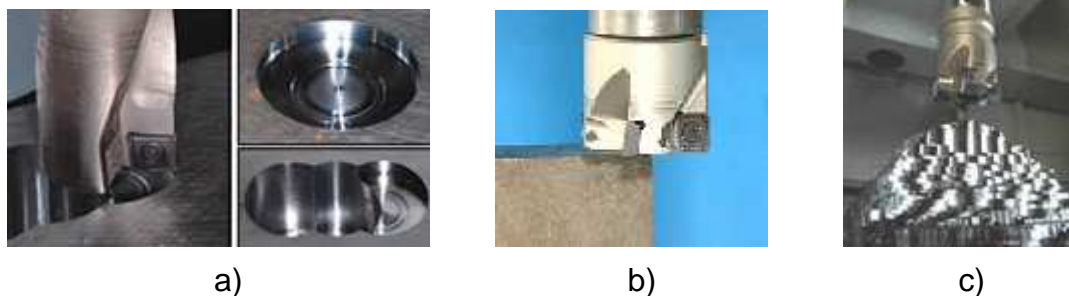


Obr. 2.3.2.8 „Dvouosé rampování“ sestup nástroje do řezu pod malým úhlem ( $a_{p \max}$  0,3 průměru VBD)<sup>57</sup>

➤ **Ad C) Strategie „Planžování“.** tato metoda ponorného frézování je vhodná především v situacích, kdy je vyžadováno obrábět s větším  $a_p$  než 4x průměr nástroje. Mnoho zdrojů<sup>65, 57, 2, 34</sup> uvádí planžování jako hrubovací strategii velice produktivní u strojů, jejichž konstrukce a tuhost není schopná snést zatížení (především radiální), působící při hrubování titanových slitin jinými metodami. Stroj je v tomto případě nejvíce namáhán v ose Z, tedy v ose vřetena (zpravidla nejužší osa stroje). Zjednodušeně řečeno stroj, s kterým lze vrtat umožní i planžování. Je možno využít dvou typů nástrojů:

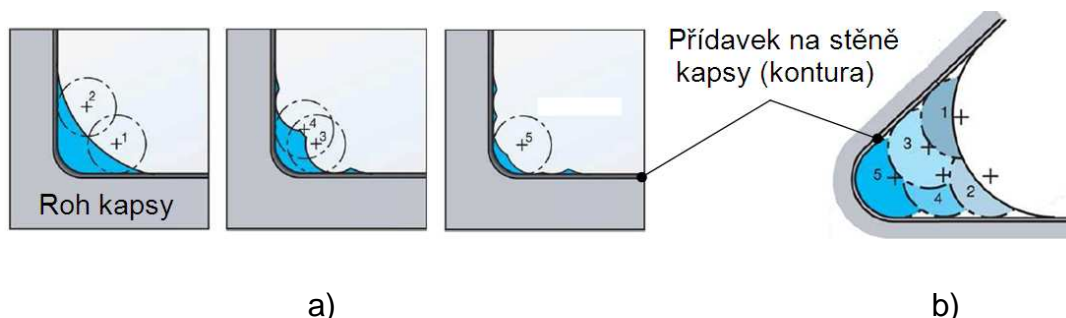
- planžování vrtákem (využívají se zpravidla vrtáky s VBD)
- planžování ponornou frézou

Je doporučeno použít největší možný průměr nástroje, velikost  $a_e$  je limitována velikostí VBD a max. boční krok (přesazení nástroje) 0,5 – 0,75 D. U metody planžování vrtákem je velice důležité chlazení středem nástroje z hlediska odvodu třísek (a tím výrazné prodloužení trvanlivosti). Z hlediska trvanlivosti nástroje a přerušovaného řezu je výhodné (zvláště u vrtáků) programovat řezné podmínky tak, aby byly minimálně dva zuby v záběru.



Obr. 2.3.2.8 a) „planžování“ titanové slitiny vrtákem s VBD a typický tvar dna vzniklé díry, b) ponorná fréza s VBD ( $\kappa_r = 90^\circ$ ) před „odplanžováním“ vnější hrany obrobku, c) součást z titanové slitiny Ti-6Al-4V, vyhrubovaná postupným ponorným frézováním<sup>34</sup>

Kromě metody „slicing“ definované výše, existuje několik dalších metod, jak se přiblížit po hrubovacích cyklech co nejlíže k finálnímu tvaru kapsy před dokončovací třískou (kontura). Tento zbytkový materiál v rozích lze také odvrtnat, či odplanžovat. Ve skutečnosti je to velice produktivní metoda, planžování umožňující ponorný pohyb frézy v ose Z, která se volí u rohů, jenž svírají úhel  $90^\circ$  (viz. Obr. 2.3.2.9a). Alter nativou je planžování odvrtním, což je obzvláště výhodné u rohů s menším úhlem než  $90^\circ$  (viz. Obr. 2.3.2.9b)



Obr. 2.3.2.9 U obrobků z Ti slitin je po hrubování kapes výhodné: a) planžování zbytkového materiálu v rozích ponornou frézou (úhel rohu  $90^\circ$ ), b) vrtákem s VBD „odvrtní“ zbytkového materiálu v rozích („uzavřený“ menší úhel rohu než  $90^\circ$ )<sup>34</sup>

### 2.3.3 Úprava strategie pro čelní frézování titanových slitin

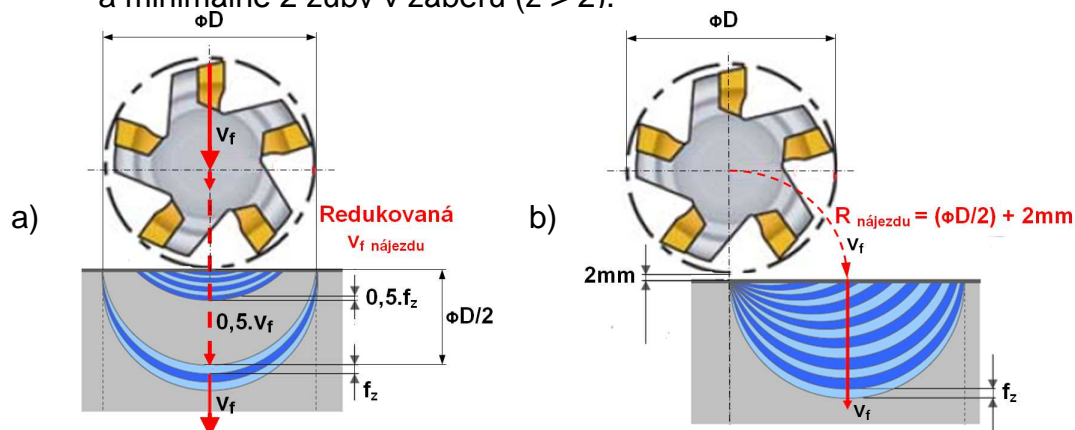
Pro čelní frézování se používají zpravidla frézy větších průměrů, tedy frézy s VBD. Při čelním frézování titanových slitin jsou to ve většině případů břitové destičky ze slinutých karbidů. Tyto materiály jsou velice tvrdé a stálé i za vysokých teplot, ovšem jsou relativně křehké. Z tohoto důvodu je doporučeno zvláště u frézování (sousedném) Ti slitin upravit rychlost posuvu či dráhu frézy při nájezdu do řezu.

Máme tedy několik možností jak prodloužit trvanlivost frézy při frézování titanových slitin:

- a) snížíme rychlost posuvu na polovinu běžné rychlosti při nájezdu frézy do řezu. Tato nájezdová rychlost by měla být snížena nejméně do vzdálenosti jenž odpovídá 50% průměru D frézy. (viz. Obr. 2.3.3.1a).



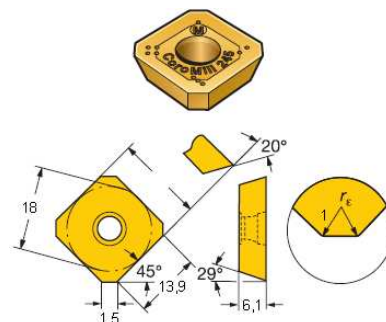
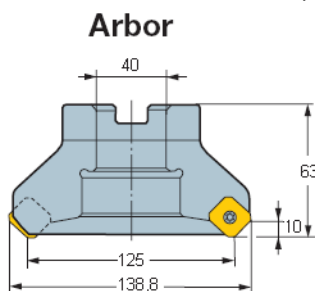
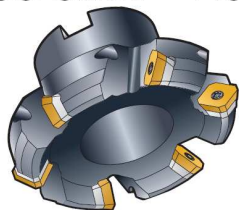
b) upravíme trajektorii nájezdu frézy do řezu tak, aby do záběru vstupovala pod nájezdovým obloukem, aniž bychom snižovali rychlost posuvu  $v_f$ . Tuto možnost již moderní CAD/CAM systémy umožňují, avšak mnohdy je opomíjena. Tato úprava strategie nám nejen neprodlouží výsledný čas na obrobení součásti, ale naopak ho zkrátí eliminací častější výměny nástroje z důvodu vyšší trvanlivosti frézy v řezu (viz. Obr. 2.3.3.1b a Obr. 2.3.3.2). U obou zmíněných strategií by  $a_e$  mělo být v rozmezí 0,3 – 0,75  $\Phi D$  frézy a minimálně 2 zubů v záběru ( $z > 2$ ).



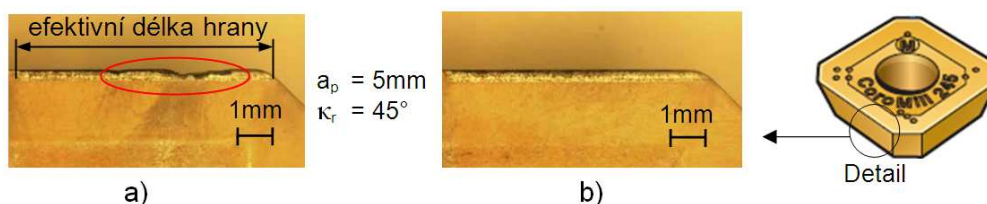
Obr. 2.3.3.1 Úprava metody čelního frézování Ti-6Al-4V frézou s VBD (SK)  
 a) redukovaná rychlost posuvu  $v_f$  při lineárním nájezdu frézy do záběru  
 b) radiusový nájezd frézy do záběru z bezpečné vzdálenosti (2 mm) bez změny rychlosti posuvu  $v_f$ , tzv. "Roll on entry"<sup>34</sup>

Jak podstatný vliv má úprava nájezdu na opotřebení nástroje obzvláště u materiálů jako titanové slitiny lze pozorovat na Obr. 2.3.3.3. Byl proveden test, za využití frézy CoroMill 245,  $\Phi D = 125$  mm,  $z = 7$ , (tělo frézy: R245-125Q-18M), VBD: R245-18T6M GC2030 (GC2030 - slinutý karbid pro titanové slitiny a nerezové oceli, GC = ISO HC).

### CoroMill® 245



Obr. 2.3.3.2 Fréza firmy Sandvik Cormant, použitá při testu, ověřující významný vliv techniky nájezdu do záběru na opotřebení řezné hrany VBD katalog Sandvik - Frézování 2008



Obr. 2.3.3.3 Detailní záběr na opotřebení řezné hrany vyměnitelné břitové destičky (VBD materiálu GC2030) po 600mm dráhy nástroje v řezu (1 nájezd)<sup>34</sup>

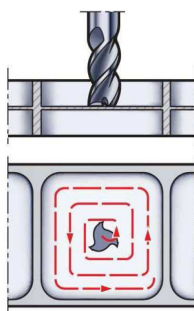
- a) nesnížená rychlost posuvu  $v_f$  při lineárním nájezdu frézy do záběru,
- b) radiusový nájezd frézy do záběru z bezpečné vzdálenosti (2mm) bez změny rychlosti posuvu  $v_f$ , tzv. "Roll on entry".

Nástroj viz. Obr. 2.4.3.2. Obráběný materiál Ti-6Al-4V,  $v_c = 30$  m/min.,  $f_z = 0,28$  mm/zub ( $z = 7$ ),  $a_e = 88$  mm ( $\Phi D = 125$  mm),  $a_p = 5$  mm.

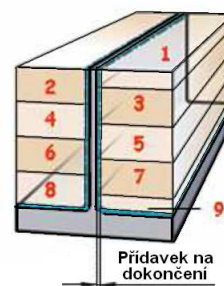
### 2.3.4 Frézování tenkostěnných součástí pro letecký průmysl

V leteckém i kosmickém průmyslu se z důvodu neustálé snahy o snižování váhy nových typů letadel ve výrobě objevují tenkostěnné obrobky (vysoké náklady na pohonné hmoty, životní prostředí, atd.). Velice často se pak jedná o typ součástí, zobrazené na Obr. 2.3.4.1. Při obrábění takovýchto součástí je pak nezbytné vhodně zvolit strategii výroby. Pokud podobnou součást z titanové slitiny obrábíme, volíme za nástroj frézu menších průměrů, spíše monolitní, ostrou s pozitivní geometrií, pro dosažení co nejmenší řezné síly a jejich složek, které zde hrají podstatnou roli (viz. Kap. 2.4.2). Volíme dráhu nástroje od středu kapsy vně, z důvodu lepší stability, pevnosti a menší náchylnosti k vibracím kolem zpevňujících stěn kapsy. Je nutné zvýšit přídavek na poslední třísku, z důvodu lepší stability a menší tendence k odtláčení obráběného dna materiálu od nástroje.

Dalšími nejčastějšími prvky jsou tenkostěnná žebra, přepážky či lopatky. Na Obr. 2.3.4.2 je vhodný postup při hrubování tenkostěnného žebra z Ti slitiny střídavě z obou jeho stran, aby bylo zamezeno jednostrannému namáhání obrobku, zamezilo se tak průhybům a především vibracím. Jednotlivé hloubky řezu na jednotlivých stranách žebra jsou vůči sobě záměrně posunuty o hloubku přibližně  $0,5 \cdot a_p$  níže, než v předchozím kroku na protější straně. Opět je výhodné programovat přídavek na dokončení větší než obvykle (přibližně přídavek na stěnu  $a_e \approx 1$  mm).



Obr. 2.3.4.1 Dráha nástroje při frézování tenkostěnného dna kapsy (2mm) součásti letadla z Ti-6Al-4V<sup>2</sup>



Obr. 2.3.4.2 Jednotlivé řezy nástroje (1-9) při frézování tenkostěnného žebra z titanové slitiny<sup>2</sup>

## 2.4 HSC obrábění titanových slitin

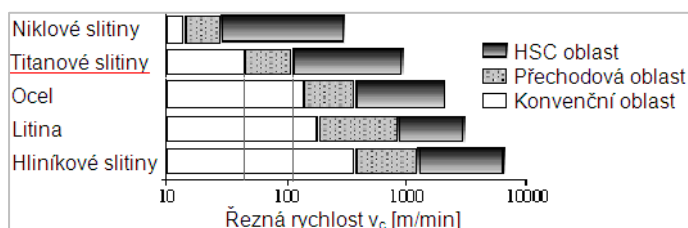
### 2.4.1 Strategie vysokorychlostního obrábění Ti slitin

Podstatou vysokorychlostního obrábění - HSC (High Speed Cutting) je výrazné zvyšování řezných rychlostí  $v_c$  a posuvů  $f$ , při malých radiálních  $a_e$  a axiálních přísuvech  $a_p$  s cílem maximalizovat produktivitu výroby zvýšením objemu odebraných třísek v čase a snížením strojních časů obrábění.

Při HSC obrábění se až cca 98 % práce řezání  $E_c$  mění v procesové teplo  $Q_c$  a až 99 % tohoto tepla odchází třískou, kdy její teplota se blíží tavicí teplotě obráběného materiálu.<sup>48</sup> To způsobí podstatné změknutí (odpevnění při tzv.  $V_c$  odpevnění, viz. Obr. 2.4.2.1) utvářené třísky a střední součinitel tření  $f = tg\varphi$  se výrazně zmenší (sníží se řezný odpor). Tím je podstatně snížena normálová složka řezné síly  $F_N$  působící na čele břitu, klesne také celkový řezný odpor a pak i třecí složka řezné síly  $F_t$ . Výsledkem je zvětšení úhlu střižné roviny  $\Phi$  (při značně zmenšeném úhlu tření  $\varphi \approx 0$ ), což sníží intenzitu opotřebení čela nástroje (viz. Kap.1.4.1). Obecně pro HSC obrábění je vysoká řezná rychlost  $v_c$  taková, při které se v oblasti primární plastické deformace vytváří pouze lokalizované smyky bez intenzivní plastické deformace. Při této rychlosti se náhle mění fyzikální a chemické vlastnosti odebírané třísky.

➤ Použití vysokorychlostních HSC technologií při obrábění titanových slitin není jednoduchou záležitostí. Vyžaduje nejvyšší nároky na tuhost obráběcího stroje, volbu nástroje, řezných podmínek a mnoha dalších faktorů komplikujících nasazení HSC obrábění Ti slitin do průmyslové praxe.

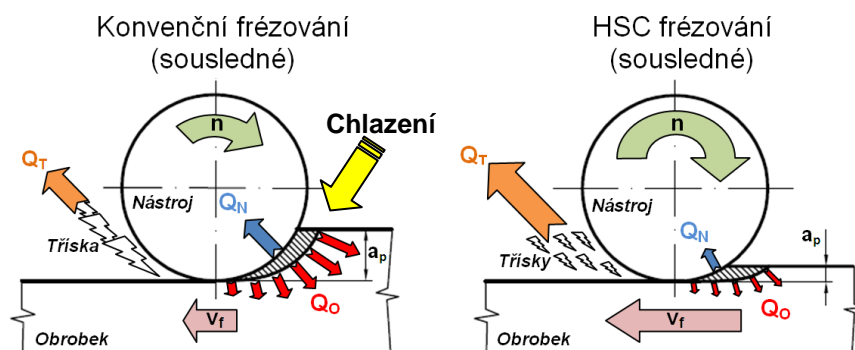
➤ Pojem HSC je velmi relativní. Mnohem snazší je obrábět (efektivně) např. hliníkové slitiny při řezných rychlostech kolem  $v_c = 3000$  m/min, než titanové slitiny při  $v_c = 180$  m/min (HSC oblasti). Nelze tedy říci, že konvenční řezné rychlosti se mění ve vysokorychlostní od nějaké přesně stanovené hranice  $v_c$ . Je nutno zohlednit ostatní parametry, tvořící komplexní proces obrábění (vlastnosti obráběného materiálu, nástroje, způsob obrábění, atd.). V praxi se ujal názor, že HSC oblast je obecně dána intervalem  $v_c = 600 - 1800$  m/min. Nad touto hranicí se pak pohybujeme v „superřezných“ rychlostech. Dle zdroje<sup>70</sup> leží oblast HSC pro titan a jeho slitiny mezi cca 120 – 1000 m/min, zdroj<sup>48</sup> uvádí HSC oblast pro Ti slitiny  $v_c = 150 - 1000$  m/min. Jiné zdroje<sup>26, 69, 2</sup> vycházejí z „tradičních“ hodnot pro hrubování titanových slitin, tj. řeznými rychlostmi okolo  $v_c = 50$  m/min. Obrábění lze dle těchto zdrojů nazvat HSC obráběním za podmínek, kdy je  $v_c$  5 – 10x vyšší než běžné „tradiční“ hodnoty, axiální hloubka řezu okolo  $a_p = 0,5$  mm a radiální  $a_e = 0,5 - 2,0$  mm.



Obr. 2.4.1 Oblasti HSC pro vybrané materiály<sup>56</sup>

➤ U těžkoobrobitelných materiálů, jakými jsou titanové slitiny, je vhodnější používat spíše pojem vysoce výkonné obrábění.<sup>42</sup> Důvodem je nesporně nižší hranice vysokých řezných rychlostí pro tyto těžkoobrobitelné materiály než obecně známá oblast HSC. Cílem této strategie je snížení strojních časů a zvýšení produktivity obrábění. Tuto metodu lze využít pouze v případech, kdy je zaručena dostatečná dynamická tuhost soustavy S-N-O-P.

➤ Stejně jako pro konvenční frézování titanových slitin i v oblasti HSC je preferováno sousledné obrábění před nesousledným<sup>10, 70, 43</sup>. Důvody jsou stejné jako v Kap. 1.4.2.



Obr. 2.4.1.1 Schématické porovnání strategie konvenčního a HSC způsobu frézování

*Jde zde patrný vliv velikosti posuvu, otáček a šířky záběru ostří (řezných podmínek) na tvorbu a distribuci tepla, kdy při HSC obrábění odchází až 99% celkového tepla  $Q_c$  třískou. To znamená, že v ideálním případě HSC teplo  $Q_c \approx Q_T$*

➤ V odborných člancích<sup>1, 19, 41, 33, 65</sup> se také stále častěji objevuje doporučení metody HSC planžování (zanořování či odvrtávání). S touto hrubovací metodou lze dosáhnout vysokého objemu odebraného materiálu v relativně krátkém strojním čase. Lze využít obvykle nejvyšší tuhosti obráběcího stroje, tj. v ose Z hlavního vřetená. Také nástroj je v této axiální ose zatížen nejtužší. Proto lze volit vysoké posuvy i na strojích, jež při působení radiálních složek řezných sil nejsou dostatečně tuhé pro HSC obrábění titanových slitin.<sup>19</sup>

#### 2.4.2 Složky řezné síly působící při HSC obrábění Ti slitin<sup>19</sup>

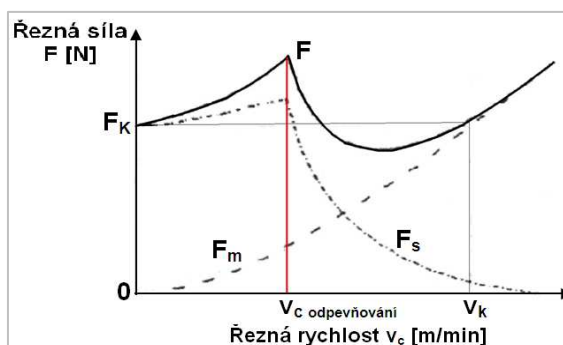
Řezná síla, vyvolaná působením řezné části nástroje na obrobek, se mění v závislosti na tvrdosti a pevnosti obráběného materiálu. Efekt snižujících se velikostí složek řezné síly při zvýšených rychlostech HSC obrábění titanu je však jiný, jako např. u běžných ocelí. V roce 1974 publikoval *Liemert* svou teorii, že při výrazném zvyšování řezné rychlosti klesá velikost složek řezné síly a asymptoticky se přibližuje určité konstantní hodnotě. To však popřel *Schulz* svým aktuálnějším, dlouhodobým výzkumem (1990-2001). Díky experimentálním výsledkům měření dřívější předpoklad *Liemerta* vyvrací a dokládá, že řezné síly po dosažení určitého minima opět podstatně rostou, a to postupně až nad hodnoty naměřené při konvenčních řezných rychlostech.

Vycházejme z teoretického předpokladu chování výsledné řezné síly  $F$  a jejich složek při HSC řezných rychlostech (Obr. 2.4.2.1). Důvod opětovného růstu řezné síly  $F$  se dle *Schulze* je vysvětlen takto: výsledná řezná síla  $F$  se skládá ze smykové síly  $F_s$ , potřebné k odříznutí třísky a dynamické síly  $F_m$  (síla potřebná k dosažení dynamické hybnosti  $H_{CH}$  [kg/m.s]), která uvede třísku o určité hmotnosti  $m_{CH}$  [kg] do rychlosti odchodu třísky  $v_{CH}$ . Tento jev lze popsat vztahem:

$$\frac{dH_{CH}}{dt} = F_m = \frac{m_{CH} \cdot v_{CH}}{t} \quad [N] \quad (2.4.2.1)$$

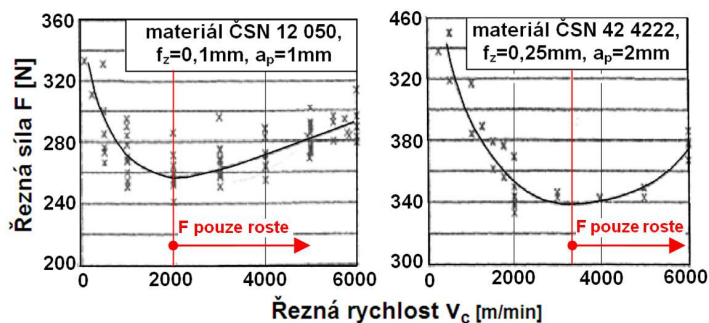
S růstem řezné rychlosti  $v_c$  roste i rychlost  $v_{CH}$  společně s objemem třísek odebraných v čase  $t$ . Důsledkem je nelineární růst dynamické síly  $F_m$ . Z obr. 2.4.2.1 je zřejmé, že od  $v_c = 0$  [m/min.] do řezné rychlosti  $v_c$  odpevňování je dominantní smyková síla  $F_s$ . Od této rychlosti již začíná převládat dynamická síla  $F_m$  a to až do rychlosti  $v_k$ . Jedná se dle autora HSC o řeznou rychlost, při které se řezná síla  $F$  dostává po předchozím poklesu zpět na hodnotu velikosti  $F_k$ , tedy na velikosti řezné síly  $F$ , dosahované při konvenčních  $v_c$  rychlostech. Při řezných rychlostech větších než  $v_k$  již výslednou řeznou sílu  $F$  ovlivňuje pouze dynamická síla  $F_m$ .

Závěrem je tedy fakt, že při překročení definované řezné rychlosti  $v_k$  dosahuje řezná síla  $F$  „konvenčních“ velikostí [N] a tím je eliminována největší z výhod HSC obrábění, spočívající ve snižování řezné síly při vysokých HSC řezných rychlostech. Náklady, vynaložené na tuto strategii obrábění, by v tomto případě způsobily ekonomickou ztrátu (náklady na nástroje, energii)<sup>5</sup>



Obr. 2.4.2.1 Teoretický průběh řezné síly  $F$  a složek řezné síly při HSC řezných rychlostech (zpracováno dle<sup>5,28</sup>)

Správnost teoretického předpokladu průběhu řezné síly  $F$  při HSC obrábění z Obr. 2.4.2.1, byla experimentálně ověřena. Výsledky těchto testů jsou závislosti řezné síly na řezné rychlosti vybraných materiálů, zobrazené v grafech na Obr. 2.4.2.2. Tyto grafy nám poskytují možnost srovnání s průběhem složek řezných sil, při HSC obrábění Ti-6Al-4V.



Obr. 2.4.2.2 Experimentální ověření poklesu a opětovného nárůstu řezné síly  $F$  při HSC řezných rychlostech (zpracováno dle zdrojů<sup>5,28</sup>, neúplné údaje řez. podmínek)

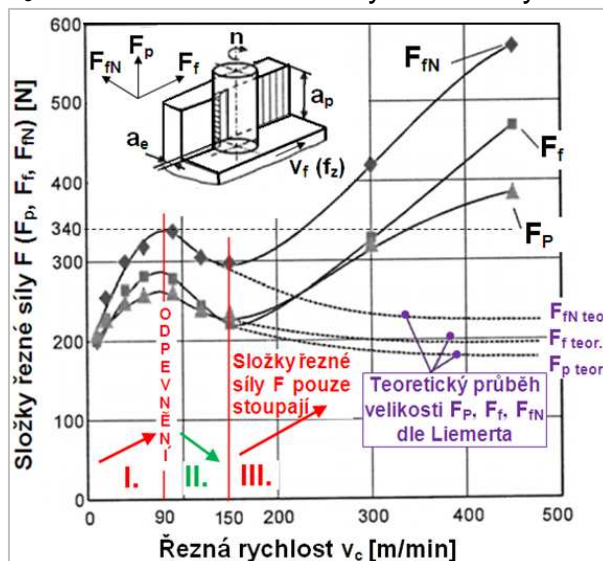
➤ V prvním případě (vlevo) bylo při daných podmínkách dosaženo u materiálu ČSN 12 050 minimální řezné síly  $F_{min}$  při HSC řezné rychlosti  $v_c = 2000$  m/min., tzn. 80 % velikosti „konvenční“  $F$  [N], tj.  $F_{min} \approx 258$  N (zdroj neuvádí úplné informace o experimentu).

➤ V druhém případě, tj. hliníkové slitiny ČSN 42 4222, je při  $v_c = 3400$  m/min. dosaženo 70 % velikosti „konvenční“  $F$  [N], tzn. je  $F_{min} \approx 340$  N.

Při HSC obrábění Ti slitin je však tento průběh řezné síly odlišný. Dle zdroje<sup>19</sup> není zmenšování velikosti složek řezné síly při HSC řezných rychlostech u titanových slitin tak prudké, jako při předchozích experimentech.

Obr. 2.4.2.3 ukazuje průběhy velikosti složek řezné síly, v závislosti na řezné rychlosti  $v_c$  (při stanovených podmínkách testu).

➤ Je patrné, že v intervalu od  $v_c = 0 - 90$  m/min. složky řezné síly  $F$  pouze strmě rostou (oblast I.). Zlom nastává v určité řezné rychlosti, cca  $v_c = 90$  m/min., výše definované jako  $v_c$  *odpevnění* (oblast II.). Ovšem od řezné rychlosti kolem  $v_c = 150$  m/min. se velikost složek řezné síly  $F$  prudce zvyšuje (oblast grafu III.). Porovnáním s ostatními testovanými materiály jasně vyplývá, že se oblast HSC obrábění Ti  $\alpha+\beta$  slitiny Ti-6Al-4V nachází při několikanásobně nižších řezných rychlostech  $v_c$ . Rozdíl ve snížení řezné síly  $F$  s využitím HSC strategie není tak podstatný, jako u jiných běžných materiálů.

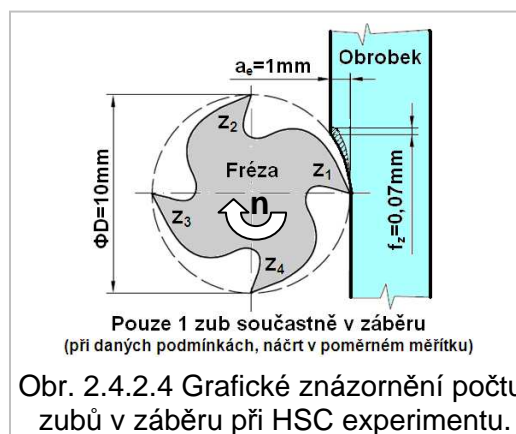


Obr. 2.4.2.3 Složky řezné síly  $F$  při HSC frézování slitiny Ti-6Al-4V (zpracováno dle <sup>19</sup>)

Vstupní data experimentu:  $\Phi d$  frézy = 10 mm,  $z = 4$ ,  $\gamma = 15^\circ$ ,  $\lambda = 55^\circ$ , nepovlakovaná VBD SK, sousledně, vodní emulze 6 %,  $v_c = 0 - 450$  m/min.,  $f_z = 0,07$  mm,  $a_p = 10$  mm,  $a_e = 1$  mm, (výstup dynamometru:  $F_p$  – pasivní síla,  $F_f$  – posuvová síla,  $F_{fN}$  – normálová složka posuvové síly. výsledná řezná síla  $F$  zdrojem <sup>26</sup> neuvedena).

Zdroj <sup>19</sup> neuvádí velikost řezné síly  $F_c$ . Silová výslednice  $F_c$  se rozkládá do různých složek a směrů. Tyto složky výsledné řezné síly, nám dávají důležitý přehled o velikosti zatížení stroje (vřetena, posuvové pohony), nástroje a obrobku v různých osách.

Řeznou sílu  $F_c$ , působící na frézu (obrobek, stroj), lze určit a) graficky pomocí následujícího rozkladu sil na Obr. 2.4.2.5 či b) relativně komplikovanou numerickou metodou založenou na analýze průřezu třísky (válc. fréza s břity ve šroubovici pod úhlem  $\lambda_s \Rightarrow$  analýza šroubového konoidu a úhlu záběru). Této metody *není v tomto případě třeba*, pokud již známe složky  $F_c$  z předchozího grafu (z dynamometru). Nejdříve je nutné upřesnit odlišnosti značení složek  $F_c$  dle autorů <sup>19</sup> a <sup>7</sup>, znázorněné na Obr. 2.4.2.3 <sup>19</sup> a Obr. 2.4.2.6 <sup>7</sup>:



Obr. 2.4.2.4 Grafické znázornění počtu zubů v záběru při HSC experimentu.

➤ Posuvová síla  $F_f$  (feed force) odpovídá směru síly  $F_{x1M}$  (posuvová síla, vztažená k jednomu zubu frézy. Při předchozím experimentu lze předpokládat, že při průměru nástroje  $d = 10$  mm s počtem zubů  $z = 4$  (při malé šířce řezu  $a_e = 1$  mm, je pouze jeden zub frézy v záběru). Tento předpoklad lze ověřit početně, či graficky, kdy zatímco zub  $z_1$  již vyjel ze záběru, zub  $z_2$  stále v záběru není (viz. Obr. 2.4.2.4).

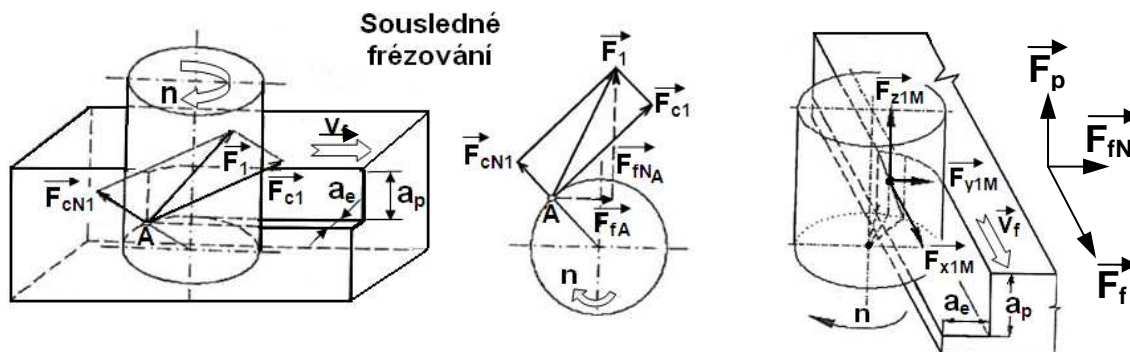
Z tohoto důvodu lze říci, že *posuvová síla*  $F_t$  z předchozího experimentu je ekvivalentem  $F_{x1M}$ , tedy  $F_f = F_{f1zub} = F_{x1M}$ .

➤ Normálová posuvová síla  $F_{fN}$  jednoho zubu (feed normal force) odpovídá  $F_{y1M}$  z Obr. 2.4.2.5.

➤ Pasivní síla  $F_p$  (passive force) jednoho zubu odpovídá složce  $F_{z1M}$  (směr vektoru na Obr.2.4.2.5 dle nastavení orientace snímače, dynamometru).

Nyní použijeme pro určení řezné síly  $F_c$  při čelním válcovém frézování (sousedném) rozkladu sil na Obr. 2.4.2.6. Nejdříve odečteme (Obr. 2.4.2.3) hodnoty z průběhů velikosti složek řezné síly  $F_f$  ( $F_{x1M}$ ),  $F_{fN}$  ( $F_{y1M}$ ) a  $F_p$  ( $F_{z1M}$ ) pro:

- $v_c = 40$  [m/min] (oblast „konvenční“  $v_c$  pro frézování Ti slitin SK nástroji)
- $v_c = 90$  [m/min] ( $v_c$  při které nastává „odpevnění“ obráběného materiálu)
- $v_c = 150$  [m/min] ( $v_c$  při které jsou složky řezných sil minimální v HSC)
- $v_c = 170$  [m/min] ( $v_c$  při které nastává opětovný růst složek řezných sil)
- $v_c = 200$  [m/min] ( $v_c$  při které je řezná síla  $\approx$  řezné síle při konvenčních  $v_c$ )
- $v_c = 250$  [m/min] ( $v_c$  při které nastává již pouze růst složek řezných sil)



Obr. 2.4.2.5 Silový rozklad v bodě A jednoho zubu, při sousledném frézování<sup>7</sup>

Obr. 2.4.2.6 Silové zatížení zubu frézy při čelním válcovém frézování<sup>7</sup>

Odečtené hodnoty jsou uvedeny níže v Tab. 2.4.2 a Obr. 2.4.2.7. Následně byla provedena grafická metoda, spočívající ve vnesení těchto známých hodnot v odpovídajícím měřítku, dle silového rozkladu z Obr. 2.4.2.5 (přesnějšího odměření veličin s využitím PC, AutoCAD). Výsledkem je určení velikosti  $F_1$ ,  $F_{cN1}$  a  $F_{c1}$  odečtením velikosti příslušných vektorů sil pro jeden zub frézy v záběru.

Vstupní známé veličiny tedy jsou:  $d$ ,  $z$ ,  $f_z$ ,  $a_p$ ,  $a_e$ , závislost  $F_p$ ,  $F_f$ ,  $F_{fN} = f(v_c)$ , zjištěna pomocí dynamometru (Obr. 2.4.2.3) a dále parametry  $F_1$ ,  $F_{cN1}$ ,  $F_{c1}$  určené předchozí grafickou metodou (viz. Tab. 2.4.2.1).

Numerickým výpočtem nyní stanovíme pro jednotlivé řezné rychlosti  $v_c$  odpovídající hodnoty: otáčky  $n$ , rychlost posuvu  $v_f$  a objem odebraného materiálu za jednotku času  $V$ . Výpočet byl realizován pomocí vztahů<sup>1,58</sup>:

$$n = \frac{v_c \cdot 1000}{\pi \cdot d} \quad [\text{ot/min}], \quad (2.4.2.2)$$

$$v_f = n \cdot f = n \cdot f_z \cdot z \quad [\text{mm/min}], \quad (2.4.2.3)$$

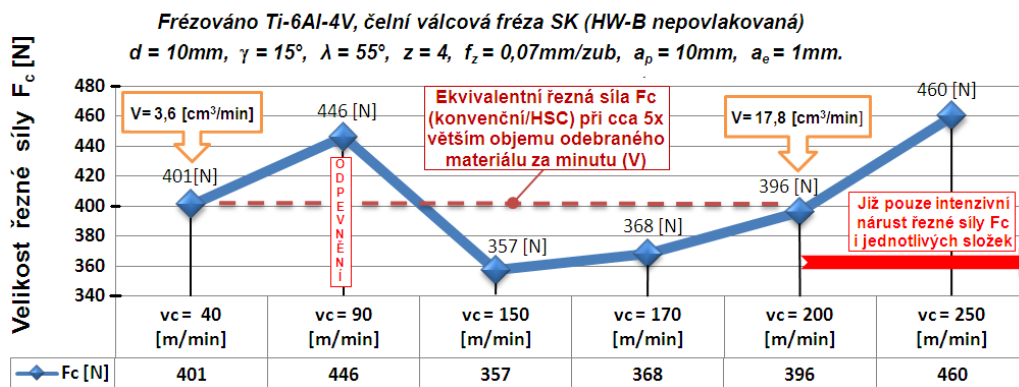
$$V = a_e \cdot a_p \cdot v_f \quad [\text{mm}^3/\text{min}]. \quad (2.4.2.4)$$

Tab. 2.4.2 Přehled hodnot, potřebných pro definování řezné síly  $F_c$  při HSC obrábění.

	„Konvenční“ rychlost $v_c = 40$ [m/min]	Počátek odpevnění ( $F_c$ HSC maximální) $v_c = 90$ [m/min]	Konec odpevnění ( $F_c$ HSC minimální) $v_c = 150$ [m/min]	Změna veličiny z: $v_c = 40$ [m/min] na: $v_c = 150$ [m/min]
$F_f$	260 [N]	290 [N]	220 [N]	- 40 [N]
$F_{fN}$	315 [N]	350 [N]	395 [N]	- 80 [N]
$F_p$	240 [N]	260 [N]	230 [N]	- 10 [N]
$F_{1\text{ zub}}$	409 [N]	454 [N]	368 [N]	- 41 [N]
$F_{cN1}$	81 [N]	88 [N]	91 [N]	+10 [N]
$F_{c1}$	401 [N]	446 [N]	357 [N]	- 44 [N]
$f_z$	0,07 [mm/zub]	0,07 [mm/zub]	0,07 [mm/zub]	Konst.
$z$	4	4	4	Konst.
$d$	10 [mm]	10 [mm]	10 [mm]	Konst.
$a_p$	10 [mm]	10 [mm]	10 [mm]	Konst.
$a_e$	1 [mm]	1 [mm]	1 [mm]	Konst.
$n$	1273 [ot/min]	2865 [ot/min]	4775 [ot/min]	+ 3502 [ot/min]
$v_f$	357 [mm/min]	802 [mm/min]	1337 [mm/min]	+ 980 [mm/min]
$V_{\text{trisek}}$	3565 [mm <sup>3</sup> /min]	8021 [mm <sup>3</sup> /min]	13369 [mm <sup>3</sup> /min]	+ 9804 [mm <sup>3</sup> /min]

Odečteno  
z grafuUrčeno  
grafickou  
metodouVstupní  
dataVypočet  
dat

### Průběh řezné síly $F_c$ při frézování v závislosti na řezné rychlosti $v_c$ konvenční / HSC

Obr. 2.4.2.7 Průběh vypočítané řezné síly  $F_c$  při HSC rychlostech

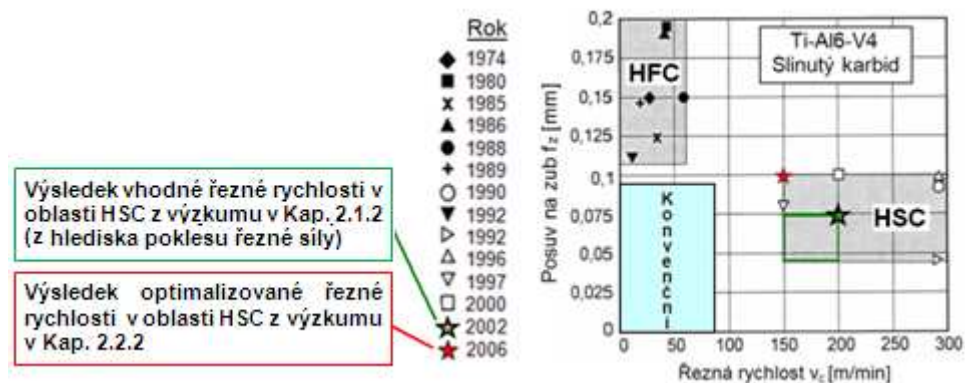
Bylo dokázáno, že řezná síla vlivem „odpevnění“ obráběného materiálu opravdu klesá (v určité oblasti). Nicméně **JE NEZBYTNÉ** dále optimalizovat tyto „výhodné“  $v_c$  s ohledem na trvanlivost nástroje  $T$ , viz. Kap. 2.2.2 (Obr. 2.2.2.2 -  $MRR$  roste, ale  $MRT$  současně klesá).  $MRR = V$  (Metal Removal Rate) - velikost minutového úběru materiálu [cm<sup>3</sup>/min],  $MRT$  - úběr mat. / trvanlivost [cm<sup>3</sup>]

### 2.4.3 Řezné podmínky pro HSC frézování Ti slitin

Obr. 2.4.3.1 znázorňuje statistický výzkum, který dokumentuje doporučené řezné podmínky pro frézování titanu za vysokých řezných rychlostí HSC, měnící se v čase s vývojem strojního průmyslu a technologií<sup>19</sup>. Rok 2006 ukazuje výsledky výzkumu, uvedené níže v následující Kap. 2.1.2.

Lze konstatovat fakt, že v současnosti je všemi výrobci nástrojů doporučováno (pro HSS, HSS-PM i SK nástroje) se pohybovat v oblasti levého dolního rohu diagramu, tj. v konvenčních řezných rychlostech v rozmezí  $v_c = 20\text{-}70$  m/min a posuvem  $f_z = 0,06\text{-}0,15$  mm/zub.





Obr. 2.4.3.1 Statistika doporučených řezných podmínek pro HSC frézování Ti-6Al-4V<sup>36, 19</sup>

#### 2.4.4 Řezné materiály pro HSC obrábění Ti slitin

Dlouholetý celosvětový výzkum v oblasti řezných materiálů vhodných pro HSC obrábění titanových slitin je plný vzájemných rozporů. Mnoho zdrojů a provedených výzkumů si navzájem mnohdy odporují.<sup>19</sup> Pro ověření tohoto tvrzení jsou dále porovnány výzkumů a optimální doporučení z různých zdrojů.

➤ HSS nástroje pro frézování titanu mají využití hlavně díky své nižší ceně a houževnatosti, ve srovnání s např. relativně křehkými SK nástroji. Jsou používány např. pro drážkování ( $a_p = d$ ), nicméně HSS nástroje jsou limitovány velikostí řezné rychlosti  $v_c$ , která by měla zůstat pod 60 m/min. Nad touto hranicí pak hrozí předčasné zničení nástroje z důvodu prudkého nárůstu teploty v místě řezu.<sup>59</sup> Proto se HSS nástroje nezdají být vhodné pro operace HSC, přestože se nyní stále častěji používají pro frézování Ti slitin.<sup>3, 70, 17</sup>

➤ Zdroj<sup>26</sup> i výzkum z Kap.2.1.2<sup>36</sup> doporučují pro zvýšené řezné rychlosti při obrábění Ti slitin nástroje SK s jemnozrnnou strukturou (0,07 – 0,1  $\mu\text{m}$ ), klasifikovaných dle ISO do skupiny M. Podle těchto zdrojů vykazují výbornou lomovou houževnatost a vyšší trvanlivost nástroje v porovnání s jinými řeznými materiály (i přímo určenými pro obrábění těchto materiálů, např. třída ISO S) za konstantních podmínek.

➤ Zdroj<sup>38</sup> doporučuje na základě výsledků provedených testů nástroje SK třídy ISO P tam, kde předchází zdroje<sup>36, 26</sup> určili za optimální SK ISO M. Také uvádí společně se zdrojem<sup>46, 52</sup>, že obrábění titanových slitin není vhodné nástrojovými materiály jako jsou řezná keramika, PCBN či PCD z důvodu velmi vysoké afinity titanu k těmto materiálům.

➤ Naopak zdroj<sup>26</sup> ve svém výzkumu dokazuje, že pro snížení řezných odporů a sil za HSC podmínek lze použít nástroje z PCBN. Důvodem je stálá pevnost tohoto materiálu i za velmi vysokých teplot, kdy obráběný materiál již „měkne“ a stává se tak obrobitelnějším. Tento zdroj také uvádí jako možnou alternativu pro HSC Ti slitiny použití řezné keramiky na bázi křemíku a nitridů (neoxidická nitridová řezná keramika - lepší odolnost proti teplotním šokům s tvrdostí 1550-1700 HV, např.  $\text{Si}_3\text{N}_4$ <sup>7</sup>), což koliduje s výzkumem.<sup>46, 52</sup>

➤ Výzkum zdroje<sup>59</sup> prokazuje delší životnost nástroje BCBN (bezpojivový kubický nitrid bóru) při HSC obrábění titanových slitin, než při použití PCBN (85 – 95 % CBN, se strukturou zrna 1 – 3  $\mu\text{m}$ ). Zdroj<sup>59</sup> uvádí BCBN jako nejdůležitější, nový řezný materiál pro HSC obrábění titanových

slitin. Důvodem je velmi vysoká tepelná rezistivita těchto nástrojů, stálá vysoká mechanická pevnost i za velmi vysokých teplot provázejících HSC a rezistence vůči teplotním šokům.

➤ Zdroje <sup>25, 33</sup> uvádí dobré výsledky při obrábění Ti-6Al-4V s nástroji z PCD. Výzkum <sup>25</sup> ukazuje dlouhou životnost PCD nástroje při  $v_c = 110$  m/min., ve srovnání s jinými nástrojovými materiály. Dále ovšem uvádí, že řezné rychlosti pro PCD leží, vzhledem k velmi vysoké pořizovací ceně nástroje, mnohem výše. Doporučení těchto nástrojů proto záleží na povaze výroby (ekonomicky vhodné zejména pro sériovou výrobu). Využitím PCD pro obrábění Ti slitin se také zabýval výzkum <sup>67</sup> expertů společnosti BR&T. Dle tohoto zdroje je využití PCD omezeno faktem, že při nanášení tohoto povlaku dochází k většímu zaoblení, otupení hrany břitu, což odporuje hlavní zásadě pro obrábění Ti, tj. používat maximálně ostré nástroje. Po mnoha testech nástrojů s různými geometriemi břitů i několika výrobci povlaků, docházeli vždy ke stejnému závěru. Mnohdy i po jedné dráze SK frézy povlakované PCD, napříč titanovým blokem polotovaru, docházelo k odstranění povlaku z řezné hrany břitu. To bylo pozorovatelné i bez použití mikroskopu. Z tohoto důvodu doporučují jemnozrnné slinuté karbidy s obsahem kobaltového pojiva nižším než 6 %, aby bylo zabráněno jeho předčasnému "měknutí" (tání) při vysokých teplotách. Velmi dobrých výsledků dosahovali při rychlostním vrtání SK vrtáky s PCD povlakem.

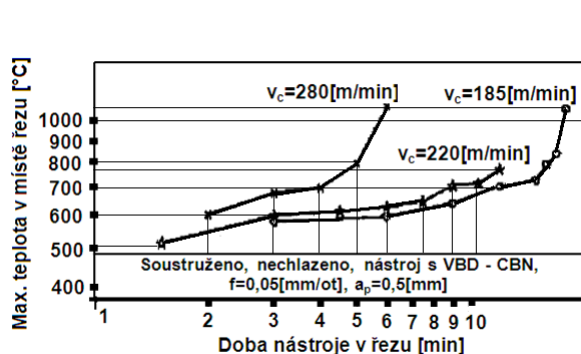
Touto sumarizací dat je prokázán a názorně zdokumentován fakt, jak rozdílné jsou výsledky při hledání vhodného řezného materiálu pro HSC obrábění těžkoobrobitelných Ti slitin. Lze tedy konstatovat, že dodnes tato otázka nebyla zdaleka vyřešena a je i nadále předmětem mnoha současných projektů. Obecně však lze, dle četnosti doporučení v odborných literaturách a zveřejněných aktuálních výzkumech, doporučit nástroje z jemnozrnných či ultrajemných slinutých karbidů na bázi WC. Vhodné je použít tyto karbidy wolframu se sníženým % kobaltového pojiva (méně než 6 %), které snižuje tepelnou stabilitu břitu za vysokých teplot při HSC). Důvodem je fakt, že s rostoucí velikostí zrna WC se snižuje tvrdost i pevnost v ohybu SK. Se zvyšujícím se procentem Co, se pozitivně ovlivňuje pevnost v ohybu a lomová houževnatost, ale snižuje se tvrdost SK.<sup>8</sup>

#### **2.4.5 Efektivnost CBN, BCBN a PCD nástrojů pro HSC Ti slitin**

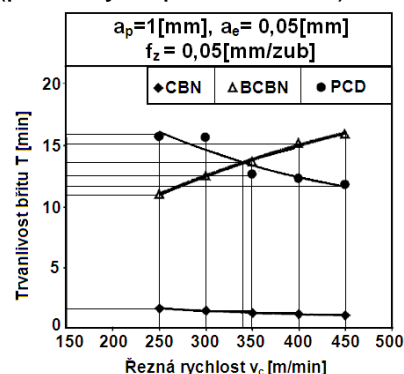
Na počátku tohoto výzkumu byl stanoven předpoklad vhodnosti těchto nástrojů pro HSC obrábění Ti-6Al-4V. Hlavním důvodem pro tento výběr materiálu nástroje, byla dle autorů <sup>60</sup> extrémní teplota v místě řezu. Vynikající odolnost vůči těmto vysokým teplotám mají právě supertvrde materiály jako kubický nitrid bóru (CBN), bezpojivový kubický nitrid bóru (BCBN) a polykrystalický diamant. Výsledek mnoha testů však tento předpoklad nepotvrdil. Jak je možno pozorovat na Obr. 2.4.5.1, nejhůře z těchto nástrojových materiálů dopadl CBN. Řezné síly na CBN nástroji byly nejvyšší z těchto třech srovnávaných. Za daných podmínek experimentu se po méně než 3 minutách objevilo výrazné opotřebení břitu, v důsledku adhesivních a difúzních procesů. PCD nástroj za konstantních řezných podmínek způsoboval nejnižší řeznou sílu a naopak nejhorší jakost obrobené plochy. Na CBN a PCD nástroje působila velice negativně chemická reaktivita Ti-6Al-4V,

což byl hlavní důvod opotřebení. Analýzou materiálu třísek, testována na % jiných prvků, byla zjištěna masivní difundace bóru u CBN vyměnitelných břitových destiček, naopak u destiček z PCD výrazně difundoval uhlík. To bylo důvodem předčasného zničení těchto nástrojů. U třísky vzniklé ořezáním nástrojem s destičkami z BCBN bylo naměřeno minimální množství difundovaných prvků, což se také promítlo do nejlepší trvanlivosti.

➤ Jednoznačně nejvýhodnějším materiálem je tedy z těchto třech variant BCBN nástroj. Vykazoval nejdelší trvanlivost břitu, nejmenší řeznou sílu, nejlepší obrobený povrch. Přesto však nelze tvrdit, že tento nástroj je vhodným, z důvodu velmi vysokých pořizovacích nákladů, ve srovnání s dosaženou trvanlivostí kolem 10 – 15 minut (při daných podmínkách).

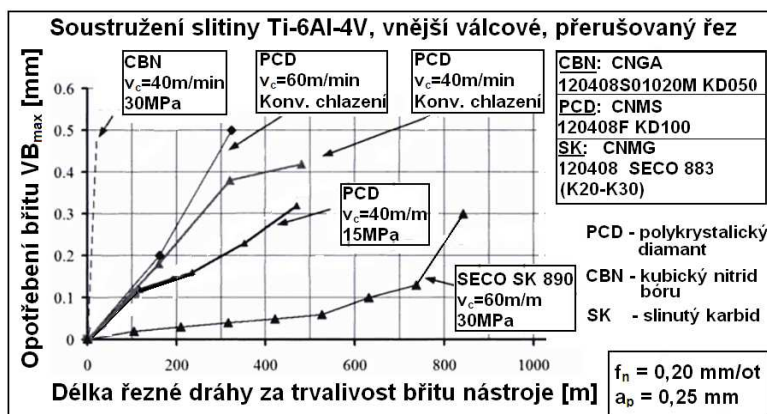


Obr. 2.4.5.1 Průběh maximální teploty v závislosti na době nástroje v řezu.<sup>25</sup>



Obr. 2.4.5.2 Průběh trvanlivosti břitu v řezu v závislosti na řezném mat. a v<sub>c</sub>.<sup>25</sup>

➤ Srovnání těchto mnohem dražších nástrojů s běžnými slinutými karbidy lze pozorovat na Obr. 2.4.5.3.<sup>25</sup> Z něj jasně vyplývá nevhodnost CBN a PCD nástrojových materiálů pro obrábění Ti slitin.



Obr. 2.4.5.3 Ukázka nevhodných supertvrdých materiálů pro soustružení Ti-6Al-4V.<sup>25</sup>

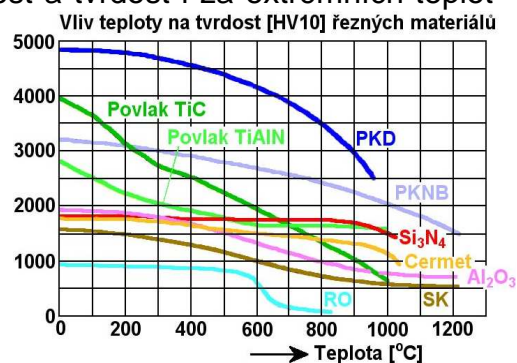
## 2.4.6 Povlaky pro HSC obrábění Ti slitin<sup>19</sup>

V této oblasti výzkumu HSC obrábění Ti slitin jsou také určité neshody, podobně jako v předchozí kapitole. Některé výzkumy, nejčastěji z období do roku 2000<sup>19</sup> uvádějí, že dosahují nejvyšších řezných rychlostí u nepovlakovaných SK nástrojů. Zřejmě z důvodu zachování velmi ostré řezné hrany s minimálním zaoblením r<sub>e</sub>, jež povlakování břitu do jisté míry přináší. To není v rozporu s obecným doporučením pro obrábění titanu, tedy používat pouze ostré nástroje a pozitivní geometrií. Např. firma Emuge-Franken má pro

obrábění těchto slitin velmi dobré zkušenosti s nástroji s nepovlakovanými, jemnozrnnými karbidovými VBD. Ovšem pro konvenční rychlosti, nikoliv v oblasti HSC obrábění.

Naopak výzkumy <sup>46,26</sup> a jiné doporučují povlakované nástroje, z důvodu snížení téměř všech druhů opotřebení a tím prodloužení životnosti nástroje. Povlakované nástroje, dle těchto výzkumů, prokazují mnohem lepší odolnost proti abrazivnímu, adheznímu, oxidačnímu i difuznímu opotřebení. Nástroje jsou pevnostně stálejší a odolnější při vysokých teplotách v řezu a mnohdy mají i funkci mazací. Dle zdrojů <sup>46,26</sup> charakteristické PVD (Physical Vapour Deposition = fyzikální napařování) povlaky pro konvenční i HSC obrábění titanových slitin jsou TiC, TiN, TiCN, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, TiAlN, TiZrN, TiB<sub>2</sub>, nCr či multivrstvé CVD povlaky TiCN + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Výzkum <sup>52</sup> prokázal nejlepší výsledky (s ohledem na trvanlivost nástroje v řezu při různých řezných podmínkách) PVD povlakem Ti(Al)N a velmi dobré výsledky dosahoval i povlak TiCN.

Obecně, pro obrábění Ti slitin, jsou tyto dva povlaky v současnosti nejrozšířenější mezi většinou světových výrobců nástrojů, zvláště pak povlak Ti(Al)N. PVD povlak Aluminium-nitrid titanu s výborným poměrem tvrdosti a houževnatosti. Má vysokou oxidační odolnost a tvrdost i za extrémních teplot v místě řezu při HSC obrábění titanových slitin za sucha. Ze statistiky firmy SHM (2004), provedené na německém trhu vyplývá tendence nahrazování „dožívajících“ povlaků TiN a TiCN povlakem právě Ti(Al)N a jeho modifikacemi (doplněny prvky jako Cr, Si aj.). TiN dosahuje tvrdosti HV pouze okolo 23 GPa a max. pracovní teploty 600 °C. TiCN má větší tvrdost (HV až 35 GPa), nízký koeficient tření (cca  $\mu = 0,2$ ), ovšem jeho max. pracovní teplota je jen okolo 450 °C. Z tohoto důvodu je povlak Ti(Al)N se svými vlastnostmi popsanými níže výhodnější, z hlediska obrábění Ti slitin.



Obr. 2.4.6.1 Tvrdost doporučeného povlaků TiAlN, vhodného k obrábění slitiny Ti-6Al-4V a srovnání průběhu této tvrdosti (HV) v závislosti na teplotě s jinými řeznými materiály. <sup>8</sup>

Tab. 2.1.6 Porovnání vlastností základních povlaků, zmíněných v této kapitole <sup>dle 8</sup>.

Hodnocení	Chemická stabilita	Odolnost proti oxidaci	Tvrdost	Tvrdost za tepla
Nejlepší	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	TiC	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
↑	Ti(Al)N	Ti(Al)N	Ti(Al)N	Ti(Al)N
	TiN	TiN	TiCN	TiN
	TiCN	TiCN	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	TiCN
Špatná	TiC	TiC	TiN	TiC



Obr. 2.4.6.2 Nanovrstevný gradientní povlak TiAlN - MARWIN G od firmy SHM <sup>8,72</sup>

Na Obr. 2.4.6.2 je povlak Ti(Al)N tvořený vrstvou s plynulou změnou stechiometrie, tepelná stabilita do 900 °C, mikrotvrdost HV 33 GPa, tloušťka povlaku 2 – 3 μm, drsnost Ra 0,1 - 0,13 μm. Na obrázku vlevo je možné pozorovat zoxidovanou vrstvu<sup>8</sup> (červeně zvýrazněná oblast) na povrchu povlaku Ti(Al)N po 60 min. při vystavení teplotě 900 °C. Uprostřed je výbrus (důlek) gradientního Ti(Al)N (test vpravo – rotující brousící kulička + diamantová pasta). Poměr Ti a Al se průběžně mění tak, že k povrchu vrstvy se zvyšuje % Al, což zvyšuje oxidační odolnost povlaku při zachování dostatečné tvrdosti povlaku. Přibližný poměr Ti : Al je viditelný na změně barvy (vysoké % Al u povrchu – černá, se snižujícím se % Al je odstín fialovo – bronzový). Tento povlak se může vyskytovat také jako multivrstvý.<sup>72</sup>

#### 2.4.7 *Nástrojová geometrie a řezné úhly pro HSC obrábění Ti slitin*

Většina dlouholetých výzkumů, až na výjimky, doporučuje používat pozitivní geometrii nástroje i při HSC obrábění Ti slitin<sup>19</sup>. Přesně stanovené úhly a optimální doporučení se však liší. Nicméně lze říci, že tento rozsah není tak rozdílný, jako v jiných oblastech Kap. 2.2. Optimální úhel čela  $\gamma$  se dle literatury<sup>19, 52, 43</sup> a dalších pohybuje v rozmezí 15 – 18°. Úhel hřbetu  $\alpha$  pak v intervalu mezi 10 – 20 °, nejčastěji kolem 18°. Nad hranicí  $\alpha = 20^\circ$  je dle<sup>52</sup> břit příliš oslaben a ztrácí potřebnou tuhost, pod hranicí  $\alpha = 18^\circ$  dochází ke zvyšování tření a tím i lokální teploty v místě řezu.

Dalším důležitým problémem při HSC frézování Ti slitin je chvění a vibrace, vznikající na základě mnoha aspektů, popsané blíže již v Kap. 1.4.1. Eliminaci tohoto jevu lze snížit i vhodnou geometrií nástroje. Zdroje<sup>3, 29, 41</sup> i moderní trendy vývoje současných nástrojů vykazují výborné výsledky se stabilizací tohoto procesu, při využití nepravidelných roztečí zubů frézy, či nekonstantních úhlů sklonu šroubovice zubů. Zdroj<sup>55</sup> uvádí cca trojnásobné zlepšení v mezi stability u nepravidelné rozteče zubů, oproti pravidelné.

#### 2.4.8 *Chlazení při HSC obrábění Ti slitin*<sup>19</sup>

Tato oblast výzkumu a optimální doporučení jsou opět velmi nesjednocené. Největší procento autorů<sup>70, 40, 38, 22, 39</sup> odborných publikací a výzkumných projektů tvrdí, že lze metodou HSC úspěšně obrábět titanové slitiny úplně za sucha či metodou MQL (zde přesněji „kvazisuché“ metody, tj. použití řezné mlhy pro snížení frikce). Tito autoři tvrdí, že chlazením při HSC obrábění pouze přivodíme teplotní šoky, způsobující vznik hřebenových trhlin na povrchu břitu v důsledku vnitřních pnutí při vysokém rozdílu teplot. Toto platí zvláště při frézování, kdy břit cyklicky vystavujeme vysoké teplotě v řezu a následně prudkému ochlazení při vyjetí ze záběru. Dalším důvodem proč nechladit při HSC obrábění Ti slitin je fakt, že ochlazení samotného obráběného materiálu vede kvůli vyšší mechanické pevnosti při nižších teplotách ke zvýšení řezných odporů. Hnacím motorem pro tento způsob obrábění je v neposlední řadě jistě minimalizace poměrně vysokých nákladů



Obr. 2.4.8.1 „Suché“ HSC frézování<sup>58</sup>

na pořízení, provoz, údržbu a ekologickou likvidaci chladících emulzí (obecně známo: 15 – 20 % celkových nákladů výroby<sup>27, 1, 40, 38, 22, 39</sup>).

Jiné zdroje, např.<sup>26, 21</sup> tvrdí, že konvenční chlazení (z důvodu mazacího účinku a snížení teploty řezu) je vhodné pouze pro konvenční, nízké rychlosti obrábění. Tedy nepoužívat běžné chlazení při HSC frézování Ti slitin. Při HSC obrábění Ti slitin pak doporučuje<sup>26</sup> vysokotlaké, či vysokoobjemové chlazení, které „vede ke zvýšení životnosti nástroje o 300 % oproti konvenčnímu chlazení“. Toto je potvrzeno experimentem i přes fakt, že opravdu dochází ke zvýšení řezných odporů. Zdůvodněním je vynikající odvod třísek okamžitě po jejich vzniku a minimalizování tak kontaktu z břitem nástroje. Tímto způsobem se zabraňuje efektu špatně odvedených, již zpevněných třísek a nedochází pak k jejich opětovnému přerézávání, vedoucí ke snížení životnosti nástroje. Také zde odpadá efekt cyklického přechodu z maximální, do minimální teploty, jak již bylo popsáno výše, vznikající při klasickém, nedostatečném chlazení. Také zdroj<sup>35</sup> při HSC obrábění Ti slitin popírá negativní vznik hřebenových trhlin s únavovou iniciací na základě vysokoobjemového chlazení. Uvádí, že se nestihnou vytvořit pro malý počet cyklů, tepelných šoků během relativně krátké životnosti břitu. Dále zdroj<sup>26</sup> také uvádí, že efektivní metodou při HSC obrábění Ti je tzv. kryogenní chlazení (pomocí vysoce podchlazeného plynu).

Výzkum<sup>21</sup> se zabýval HSC frézováním, drážkováním Ti slitiny plným průměrem nástroje. Vykazuje zvýšení životnosti nástroje v řezu, oproti konvenčnímu chlazení vodní emulzí, při použití stlačeného a podchlazeného vzduchu se zvýšeným obsahem dusíku N<sub>2</sub>. Přimícháním olejové řezné mlhy do tohoto plynu pak vykazuje další experimentální zlepšení v životnosti nástroje o 170 %.

#### **2.4.9 Závěr kapitoly HSC obrábění Ti slitin**

HSC obrábění těžkoobrobitelných titanových slitin je možné. Bylo dokázáno mnoha výzkumy, že při vysokých řezných rychlostech klesají řezné síly v určitých oblastech  $v_c$ , čehož se dá využít. Tato klesající tendence však není tak výrazná, jako např. u ocelí, Al slitin apod. To je způsobeno unikátními kombinací vlastností Ti slitin, definované výše v Kap.1.4.1. Kvůli extrémním teplotám při HSC obrábění těchto slitin je nutné vyloučit využití HSS nástrojů. V oblasti geometrie nástrojů není mnoho výrazných rozdílů a „optimum“ pro HSC Ti slitin bylo stanoveno v Kap. 2.4.6. V ostatních oblastech výzkumu se *výsledky a doporučení diametrálně liší*. Lze konstatovat fakt, že při zdánlivě nepatrné změně jakékoliv elementární části dochází k silnému dopadu na stabilitu procesu, produktivitu a efektivnost této metody. Pouze nalezení efektivní kombinace vhodného stroje, nástroje, řezných parametrů, obráběcí strategie, povlaku, a chlazení pro konkrétní specifický proces na základě experimentální analýzy může vést k efektivnímu HSC obrábění Ti slitin v praxi.

Na základě diametrálně odlišných a navzájem se popírajících výzkumů, sumarizovaných v této kapitole, nelze v současnosti s určitostí doporučit nejvhodnější HSC řezné podmínky, nástroje a povlaky. Nicméně je potvrzeno, že tato metoda byla aplikována s úspěšností v některých firmách spolupracujících s Boeing, Rolls-Royce, aj. Ovšem jejich optimalizace tohoto

procesu, dávající vůči konkurenci značnou výhodu, je vysoce ceněným, chráněným “know-how” firem a tyto informace nejsou prozatím uveřejněny.

Pro firmu Frencken nelze nyní tuto metodu doporučit jako optimální řešení běžné výroby. Ovšem z hlediska velkého procenta výroby této firmy pro letecký průmysl by bylo vhodné se zmíněnou strategií v budoucnu zabývat. Tím je myšlena snaha optimalizovat HSC obrábění Ti slitin pro své specifické výrobní podmínky (konkrétní strojové, nástrojové vybavení). V této části práce bylo jasně prokázáno, že lze využít obecně stanovených výhod metody HSC i pro obrábění těžkoobrobitelných titanových slitin. HSC řezné rychlosti pro obrábění Ti slitin jsou několikanásobně nižší v porovnání např. s ocelí, aj. Nicméně z důvodu vysoké časové náročnosti při obrábění těchto materiálů je i menší snížení výrobních časů, resp. zvýšení objemu odebraného materiálu za jednotku času, velkou úsporou v celkových nákladech. Toto platí i navzdory zvýšeným nákladům na nástroje, protože tyto výdaje dosahují velmi nízkého procenta z celkových nákladů na výrobu (kolem 5 %<sup>27, 1, 40, 38, 22, 39</sup>). Podle zdrojů<sup>70, 40, 38, 22, 39</sup> lze ušetřit v průměru 15 % výrobních nákladů na obráběné součástky<sup>3</sup>, pokud bude optimalizována metoda obrábění za sucha. Výborných výsledků v prodloužení trvanlivosti nástroje v oblasti HSC bylo dosahováno relativně moderní metodou chlazení, tedy “přimazáním” řezného procesu podchlazenou olejovou mlhou (snížení teploty i tření). Při HSC frézování slitiny Ti-6Al-4V v kapitole 2.4.2 bylo dosaženo změnou řezné rychlosti z  $v_c = 40$  m/min. na  $v_c = 200$  m/min. cca 5x větší úběr objemu materiálu za minutu, při působení ekvivalentní řezné síly (za jinak konstantních podmínek).

#### Přínos HSC obrábění:

- ✓ snížení řezných sil
- ✓ nižší ohřev dílce při obrábění
- ✓ vyšší jakost obrobenej plochy
- ✓ velmi vysoká produktivita ( $\text{mm}^3/\text{min}$ )
- vyšší nároky na stroje (tuhost, vibrace)
- vyšší nároky na nástroje (teplota = HSS)
- vyšší opotřebenj nástroje (vysoká  $v_c$ )
- větší zatíženj stroje a držáku nástroje

#### **NIŽŠÍ CELKOVÉ VÝROBNÍ NÁKLADY**

(dle většiny citovaných zdrojů)

## **2.5 Bezpečnost a stabilita při upínání nástrojů v praxi**

Pro náročné frézování ve výrobě součástí z titanových slitin, určených převážně pro letecký a kosmický průmysl, byl navržen speciální vysokovýkonný držák nástrojů. Tento speciální držák, *kombinující tepelné upínání se systémem SafeLock*, byl úspěšně otestován velkým americkým výrobcem letadel. Pro využití nových HPC nástrojů, namáhaných vysokými kroutícími momenty, třecími silami, je také třeba zajistit spolehlivé upnutí. Při vysokém zatížení se fréza z držáku může uvolňovat, zvláště pak při použití tepelného či hydraulického upínání, kde je upínací síla omezena.

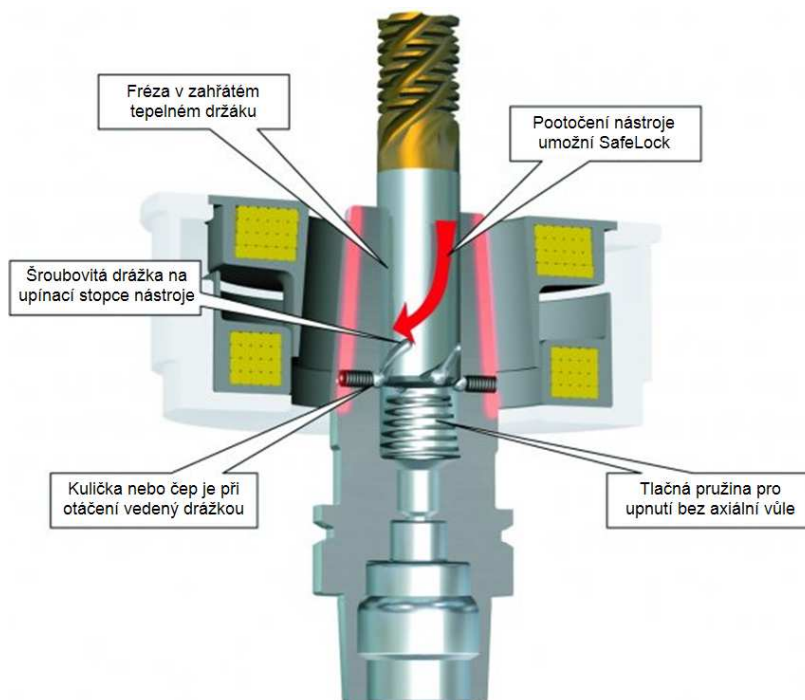
Jako alternativa se mnohdy volí tradiční běžné držáky *Weldon* s upínacím šroubem, kde je možnost zvyšovat upínací sílu do okamžiku

zlomení nástroje. Toto upínání má však své známé nevýhody. Tím je obvodové házení a fakt, že stopka nástroje potřebuje v upínači určitou vůli, což způsobuje kratší životnost mnohdy drahých nástrojů.

Proto byl vyvinut upínač, kombinující přesné tepelné upínání s tvarovými prvky, *zvyšující stabilitu a tuhost upnutí*. Na stopce frézy jsou vybroušeny tvarové, šroubovitě drážky zapadající do tvarových unášečů integrovaných v upínači. Tím je nástroj pojištěn proti natočení i vysunutí zároveň. Upínač nástroje se zahřeje, pootáčením se čepy ustaví v drážce a tlačná pružina podporuje uložení bez vůle.

➤ *Test upínače:* při výrobě součástek z titanové slitiny Ti-6Al-4V byly testovány americkým výrobcem letadel všechny známé alternativy upnutí nástrojů. Při náročném obrábění titanových slitin se uvolňovaly nástroje ze všech přesných držáků nástrojů (tepelných, hydraulických). Další alternativou byly tedy držáky Weldon. Ty ovšem dle očekávání nedosahovaly požadované přesnosti a životnosti nástroje.

Na vertikální frézce s upínáním HSK-A 100 byl nasazen nový tepelný upínač, kombinovaný se systémem SafeLock (upínací otvor pr. 32 mm, délka 120 mm). Použit TK nástroj s efektivní délkou břitů 83 mm, obráběný materiál zvolena slitina Ti-6Al-4V. Při celkové délce vyložení 171 mm byla naměřena přesnost obvodového házení 0,005 mm ve srovnání s Weldon upínáním za stejných podmínek 0,05 -0,08 mm - tj. desetkrát horší. V průběhu celého testu se nástroj nepohnul, ani neuvolnil a životnost nástroje se za totožných podmínek více než zdvojnásobila. Také jakost povrchu při hrubování i dokončování byla bez známek vibrací nástroje, typických pro obrábění titanu. Tento revoluční systém není omezen jen na tepelné upínače, ale lze integrovat i do hydraulických či kleštinových upínačů.<sup>36</sup>



Obr. 2.5.1 Nový upínací systém nástroje *SafeLock* firmy Haimer testovaný při obrábění titanových slitin <sup>36</sup>



Velmi rychlá, přesná a levnější varianta splňující požadavky obrábění titanových slitin by mohla být kombinace upínacího systému Tribos-R firmy Schunk, s vynikající obvodovou přesností (obvod. házení kolem 0,003 mm). Toto unikátní polygonální upnutí, využívá sofistikovaného principu vlastní elastické deformace upínače, bez molekulárních změn materiálu, jako při tepelném upínání. Není tedy dle výrobce omezen počtem cyklů upnutí. Tribos-R je robustní verze upínače, poskytující radiální tuhost a má díky pružným upínacím elementům (polymery) i vynikající tlumení vibrací, často doprovázející frézování titanových slitin. Princip Tribos systému spočívá ve vyvinutí tlakové síly, která umožňuje zasunutí nástroje. Následně je tlak uvolněn a nástroj fixován. Nástroj je upnut na základě mechanické síly vyvinuté na hydraulickou upevňovací kleštinu. Nástroj je do ní vložen v upínacím pouzdře. Následnou dekompresí je nástroj sevřen a připraven k použití. Upínací systém Tribos může být vybaven měřicím zařízením, které umožňuje nastavení délky nástroje a jeho přesné zaměření před vložením do CNC stroje.<sup>20</sup>



Obr. 2.5.2 Upínací systém nástroje Schunk Tribos-R<sup>73</sup>

Po konzultaci s technickým expertem firmy Schunk lze konstatovat následující:

➤ tuhost tohoto upnutí je *srovnatelné s tepelným* a díky lepšímu *tlumení vibrací* prodlužuje životnost nástroje. V testech za stejných podmínek prokázal systém Tribos-R oproti často používanému tepelnému upínači Schunk Celsio stejné *obvodové házení < 0,003 mm*, srovnatelnou tuhost upnutí a *životnost se zvýšila o 26 minut, tj. o 18%*.

➤ pro těžké hrubování titanu však samotný upínač Tribos-R není vhodný. Není schopen bezpečně odolat působícím rezným odporům a přenést dostatečný kroutící moment. Pro středně-hrubovací a dokončovací operace je výbornou variantou stabilního upnutí nástroje, prodlužující jeho trvanlivost.

➤ firma Haimer, se systémem SafeLock nyní intenzivně jedná s výrobcí nástrojů o standardizaci tohoto inovačního prvku. Kombinací systému SafeLock se systémem Tribos-R, by mohl být v blízké budoucnosti unikátní upínač, vhodný i pro náročné vysokovýkonné obrábění titanu.

### 3 OPTIMALIZACE VÝROBNÍCH NÁKLADŮ A ČASŮ

Technologie obrábění znamená v posledních letech rychlý pokrok. Vyrůstají požadavky na obráběcí stroje, nástroje, měřidla a technické materiály. Souběžně však také roste požadavek na komplexnost výrobních operací, na efektivnost výroby, zkracování výrobních časů, zlepšení přesnosti a kvality obrobenej plochy. Většinou je více možných způsobů výroby konkrétní součásti a lze říci, že některé jsou více efektivní, než jiné. Pojem *efektivnost* obecně znamená, že za daných podmínek nelze dosáhnout lepšího výsledku vzhledem k dostupným zdrojům. Soustava tedy funguje *maximálně efektivně*, jestliže zlepšení efektivity jednoho procesu nelze provést bez snížení efektivity procesu jiného. Nejen v oboru strojírenství je tedy snaha o dosažení co největšího užitku z daných výrobních možností. Ve chvíli, kdy se v provozu strojírenského podniku objeví nově obráběná součást, metoda a strategie její výroby není zpravidla tou nejefektivnější. Po aplikaci této technologie výroby je mnohdy zapotřebí ji upravit, na základě zkušeností a poznatků získaných při reálné výrobě. Pokud efektivně využijeme možnosti technologie výroby jako komplexního a hospodárneho celku, pak lze tuto výrobu nazvat optimalizovanou.<sup>1, 7, 15, 47</sup>

Optimalizace obrábění ve strojírenském podniku je velice široký pojem, který balancuje mezi nastavením pracovních podmínek obráběcího procesu a ekonomickým dopadem. Podstatou je mimo jiné stanovení optimálních řezných podmínek ( $v_c$ ,  $a_p$ ,  $a_e$ ,  $v_f$ ) a optimální trvanlivosti nástroje v řezu ( $T$ ). Tyto dílčí veličiny jsou určeny podle jistého optimalizačního kritéria, v rámci omezujících podmínek. V případě, že se jedná o několik nezávisle proměnných veličin, je možné danou úlohu graficky zobrazit. Jde v podstatě o hledání extrému (min., max.) hodnot funkce.<sup>7, 45, 47</sup>

Složitější situace nastává v případě speciálních či hromadných technologií výroby, kde je zapotřebí řešit *více vstupních požadavků*. Zde je tedy zapotřebí vyřešit soustavy nerovnic pro více proměnných funkcí. Pro tyto náročnější numerické metody se využívá tzv. lineární programování, např. metodu Simplex. Zde je třeba vytvořit z těchto omezujících podmínek vstupní matice, jednotlivé poloroviny. Výsledkem je pak definice účelové (kriteriální) funkce nad oblastí přípustných řešení, jenž je společným průnikem všech omezujících podmínek při obrábění. Následně je provedena verifikace ve výrobním procesu.<sup>7, 15, 45</sup>

Z užšího pohledu na optimalizaci výrobních nákladů a strojních časů je tedy podstatnou součástí technické přípravy výroby (TPV) optimalizace řezných podmínek a stanovení optimální trvanlivosti nástroje. Tyto parametry je nutné určit pro konkrétní danou situaci jednotlivě. Při stanovení řezných podmínek a jejich dopadu na trvanlivost nástroje je třeba především rozlišit, zda se jedná o kusovou, malosériovou výrobu, či o výrobu hromadnou s vysokým stupněm automatizace, vyžadující maximální produktivitu. Produktivitu lze definovat jako míru efektivnosti, se kterou jsou využívány všechny podnikové zdroje, vzhledem k cílům podniku. Proto je potřeba přizpůsobit tyto parametry pro konkrétní strojové, nástrojové vybavení a podle zvolené strategie daného podniku.<sup>7, 12, 15, 24, 45, 47</sup>

Optimalizace výroby bývá často rozlišována dle základních kritérií:

- Kritérium minimálních výrobních nákladů
- Kritérium minimálních výrobních časů - maximální výrobnosti
- Kriteriaální optimalizace řezného procesu sledující určitý cíl

*Obrábění titanových slitin* je vzhledem k jejich těžkoobrobitelným vlastnostem časově náročné. Důvodem dlouhých strojních časů je nutnost použití relativně nízkých řezných parametrů, ve srovnání s běžnými materiály ve strojírenství. Tento fakt vede logicky ke zvýšení nákladů na obrábění. Ty jsou mimo jiné navýšeny relativně malou trvanlivostí břitu nástroje v řezu a např. energetickou náročností obrábění těchto houževnatých materiálů. Náklady na výrobu rostou také společně s nároky na stroj. Pro efektivní obrábění titanových slitin je zapotřebí technicky moderních, tuhých strojů, které mají ovšem vyšší pořizovací cenu, hodinové sazby a provozní náklady. Závislost výrobních nákladů a řezné rychlosti má strmější průběh u investičně náročného výrobního zařízení (CNC stroje), ve srovnání se stroji konvenčními. Z tohoto důvodu význam použití opravdu optimálních řezných podmínek, zvláště u moderních obráběcích strojů, neustále roste.<sup>12, 24, 47, 62</sup>

### 3.1 Kritérium minimálních výrobních nákladů

Jak již z názvu tohoto druhu optimalizace vyplývá, snahou je minimalizovat náklady na obrábění. Představuje základní optimalizační kritérium ve strojírenské technologii a mělo by být zásadně aplikováno, pokud nejsou závažné důvody vedoucí na použití jiného kritéria, např. kritéria maximální produktivity (výrobnosti).<sup>54</sup> V oblasti strojírenské technologie je nejčastějším předmětem nákladová optimalizace, tedy především snaha o snížení výrobní ceny na jednici a snížení výrobního času součásti. Tento druh optimalizace ovlivňuje celá řada parametrů. Jsou to především položky nákladové (ceny strojů, ovlivňující provozní náklady, ceny nástrojů, jejich ostření, mzdy, režijní položky atd.). Tyto parametry představují skupinu dat vstupujících do procesu optimalizace. Je zapotřebí zvolit optimum, mezi snižujícími se náklady na stroj (při volbě produktivnějších řezných podmínek) a náklady tím rostoucí, tedy náklady na nástroje, držáky (jejich snížená trvanlivost při větším zatížení).<sup>7</sup>

Celkové výrobní náklady  $N_C$  (operační) na jednici lze vyjádřit jako<sup>7</sup>:

$$N_C = N_S + N_N + N_V = f(v_c) \quad (3.1.1)$$

kde:

$N_S$  - náklady na strojní čas,  $N_N$  - náklady na nástroj a jeho výměnu (na 1 obrobek),  $N_V$  - náklady na vedlejší práci,  $t_{AS}$  - jednotkový strojní čas (automatický strojní),  $N_{sn}$  - hod. sazba stroje,  $N_{sm}$  - minutová sazba stroje,  $L$  - celková délka obráběné plochy (zahrnuje  $l_n$ ,  $l_p$ ),  $l_n$  - nájezd nástroje,  $l_p$  - přejezd nástroje,  $n$  - otáčky stroje,  $f$  - posuv řezného nástroje,  $v_f$  - rychlost posuvu.

$$N_S = t_{AS} \cdot N_{sm}, \quad (3.1.2)$$

$$t_{AS} = \frac{L}{v_f} = \left( \frac{l_n + l + l_p}{n \cdot f} \right), \quad (3.1.3)$$

Náklady na nástroj a jeho výměnu vztaženo na 1 obráběný kus lze vyjádřit:

$$N_N = \frac{N_T}{Q_T} = \frac{N_T}{\frac{T}{\lambda \cdot t_{AS}}} = \frac{N_T \cdot \lambda \cdot t_{AS}}{T} = \frac{N_T \cdot \lambda \cdot L}{T \cdot n \cdot f} = \left( \frac{N_T \cdot \lambda \cdot (l_n + l + l_p)}{T \cdot n \cdot f} \right), \quad (3.1.4)$$

kde:

$N_T$  - náklady na nástroj a jeho výměnu (během 1 trvanlivosti břitu),  $Q_T$  - počet obrobeků jedním břitem,  $T$  - trvanlivost břitu,  $\lambda \cdot t_{AS}$  - čistý čas řezání.

Dále následuje výpočet nákladů na vedlejší práci  $N_V$ :

$$N_V = t_{AV} \cdot \frac{D_V}{60} = t_{AV} \cdot N_{Vm}, \quad (3.1.5)$$

$$D_V = M \cdot \left( 1 + \frac{R}{100} \right), \quad (3.1.6)$$

kde:

$D_V$  - hodinová sazba vedlejší práce,  $t_{AV}$  - čas vedlejší práce,  $N_{Vm}$  - minutová sazba vedlejší práce,  $M$  - mzdový tarif dělníka pro vedlejší práce,  $R$  - režie dílny pro vedlejší práce.<sup>7</sup>

Zjednodušeně lze náklady na obrábění vztažené k 1 kusu (minimální náklady) stanovit jako:

$$N_C = t_{As} \cdot \frac{N_{sn}}{60} + \frac{N_T}{Q_T}. \quad (3.1.7)$$

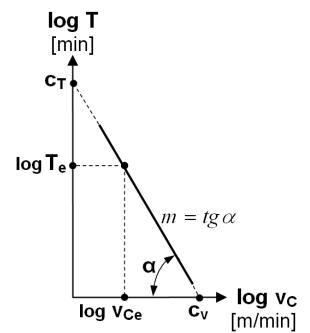
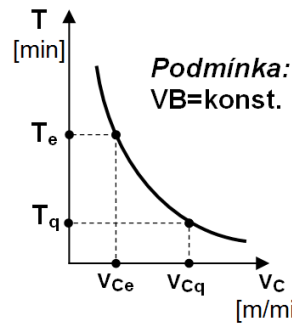
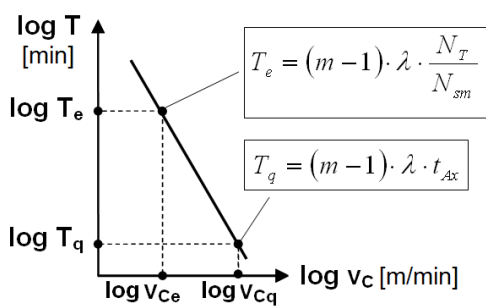
### 3.1.1 Optimalizace řezných podmínek obrábění (min. náklady)

Optimalizace řezných podmínek je závislá na fyzikálních, technických a ekonomických vztazích. Optimalizace z matematického hlediska je založena na řešení soustavy rovnic, sestavené dle vzájemných vztahů a kritérií. Vzhledem ke složitosti této problematiky se stále častěji využívá výpočetní techniky. Výstupem jsou pak optimální hodnoty řezných podmínek a trvanlivosti břitu. Existuje mnoho „univerzálních“ softwarů, pro optimalizaci řezných podmínek, ale je nutno říci že jen takové, do nichž je zapotřebí přesně definovat vstupy konkrétní dat určitého podniku, lze nazývat optimalizační. Optimalizace řezných podmínek je totiž silně závislá na konkrétních podmínkách podniku.<sup>1, 7, 54</sup>

Jednou z úloh technologa je volba optimálních řezných podmínek, které musí vyhovovat všem podmínkám řezného procesu. Základním empirickým vztahem pro určování optimálních řezných podmínek je vazba na trvanlivost břitu řezného nástroje, reprezentovaná Taylorovým vztahem. Empirickou konstantu tohoto vztahu, která je úměrná řezné rychlosti.<sup>45</sup>

Optimalizace výrobních nákladů lze tedy z užšího pohledu provést vhodnou volbou řezných parametrů procesu obrábění s ohledem na vzájemnou závislost<sup>7</sup>:

- a) optimální řezné rychlosti z hlediska minimálních nákladů
- b) optimální trvanlivosti nástroje z hlediska minimálních nákladů

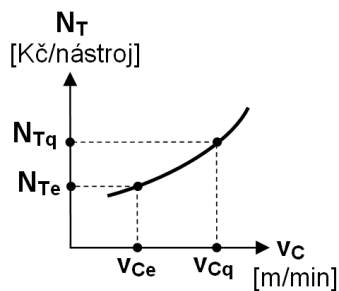


$$v_c \cdot T^m = C_V,$$

$$v_c = \frac{C_V}{T^{1/m}},$$

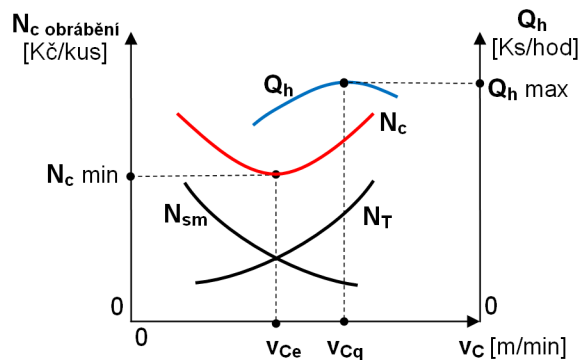
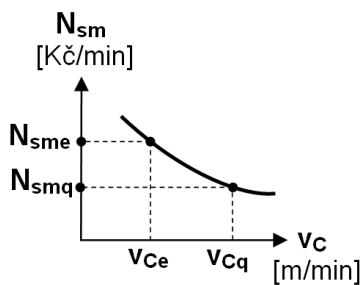
$$T = \frac{C_T}{v_c^m}.$$

(3.1.1.1)



$$Q_h = \frac{60 \cdot \left(1 - \frac{t_{Ax}}{T}\right)}{t_A}.$$

(3.1.1.2)

Legenda:

- T - trvanlivost řezného nástroje [min]
- T<sub>e</sub> - optimální trvanlivost (kritérium minim. výrobních nákladů)
- T<sub>q</sub> - optimální trvanlivost (kritérium minim. výrobního času)
- v<sub>c</sub> - řezná rychlost [m/min]
- v<sub>ce</sub> - optimální řezná rychlost při min. výrobních nákladech
- v<sub>cq</sub> - optimální řezná rychlost při min. výrobním čase
- C<sub>T</sub> - konstanta pro obráběný materiál [-] (C<sub>T</sub>=C<sub>V</sub><sup>m</sup>)
- C<sub>V</sub> - konstanta komplexního Taylorova vztahu [-]
- m - exponent vlivu v<sub>c</sub> a materiálu bříty [-] (udává citlivost bříty na změnu v<sub>c</sub> a vyjadřuje směrnici křivky T-v<sub>c</sub>)
- α - úhel sklonu křivky T-v<sub>c</sub> [°] (ode čítá se v záporném směru)
- VB - opotřebení hřbetu nástroje (dle kritéria, často 0,2-0,4 mm)
- N<sub>T</sub> - náklady na nástroj a jeho výměnu [Kč]
- N<sub>sm</sub> - minutová strojní sazba stroje [Kč/min]
- N<sub>c</sub> - celkové operační výrobní náklady na 1 kus [Kč/ks]
- Q<sub>h</sub> - počet obrobků zhotovených za hodinu [Ks/hod]
- λ - podíl čistého času řezání, kdy je nůž v záběru a tvoří třísky k času automatického chodu stroje t<sub>As</sub> [-]
- t<sub>As</sub> - jednotkový strojní čas (čas automaticky strojní) [min]
- t<sub>Ax</sub> - čas výměny nástroje [min]
- t<sub>A</sub> - operační čas jednotkové práce (t<sub>As</sub>+výměna+vedlejší čas)
- N<sub>c min</sub> - N<sub>c</sub> při kritériu minimálních výrobních nákladů [Kč/ks]

Obr. 3.1.1.1 Vzájemná závislost mezi trvanlivostí bříty, produktivitou a nákladovými faktory<sup>1</sup>

**Ad a)** Optimální řezná rychlost pro kritérium minimálních nákladů <sup>7</sup>

$$v_{ce} = \left( \frac{C_T}{\lambda} \cdot \frac{N_{sm}}{N_T \cdot (m-1)} \right)^{1/m} = \frac{C_T}{T_e^{1/m} \cdot f^y \cdot a_p^x}, \quad (3.1.1.3)$$

$a_p$  - hl. řezu [mm],  $f$  - posuv,  $x, y$  - exponenty vlivu hloubky řezu a posuvu [-].

**Ad b)** Optimální trvanlivost nástroje z hlediska minimálních nákladů <sup>7</sup>

$$T_e = (m-1) \cdot \lambda \cdot \frac{N_T}{N_{sm}} \quad (3.1.1.4)$$

### 3.1.2 Omezení při procesu optimalizace obrábění

Ze širšího náhledu pro správnou volbu těchto parametrů je třeba zvážit také působení okolních činitelů soustavy S-N-O. <sup>7, 45, 54</sup> To má za následek určitá omezení a řezné parametry musí často splňovat některé z následujících podmínek:

- *požadavky na obrobek* - rozměrová, geometrická přesnost, jakost obrobenej plochy.
- *technické omezení*
  - stroje - rozsah řezné rychlosti, posuvu, výkon elektromotoru, maximální kroutící moment, tuhost, chlazení.
  - nástroje - trvanlivost, délka vyložení, chvění, druh upínače, limitní řezná síla, pevnost, řezivost, utváření třísky.
  - obrobku - tuhost upnutí, druh materiálu, předchozí operace, obrobiteľnosť.
- *ekonomika výroby* - technologický proces musí být hospodarný.

## 3.2 Kritérium minimálních výrobních časů (max. výrobnosti)

Podstatou tohoto kritéria je optimalizace výroby pro dosažení minimálních výrobních časů. Znamená to tedy, že snaha o vyrobení maximálního počtu kusů za jednotku času, je stavěna do vyšší roviny důležitosti než trvanlivost nástroje v řezu a velikost výrobních nákladů s tímto spojených. Toto kritérium je v běžné praxi využíváno především v případech, kdy je zapotřebí splnit např. výrobní kvóty a termín dodání. Ku příkladu u velkých výrobních dávek hrozí podniku mnohdy větší finanční sankce z důvodu prodloužení zakázky vůči zákazníkovi než zvýšené výrobní náklady spojené s touto strategií.

Tento druh optimalizace tedy spočívá v nalezení optimální trvanlivosti nástroje pro minimální výrobní čas, jenž odpovídá de facto maximální výrobnosti. Z tohoto důvodu je výhodné vycházet při výpočtu z rozboru výrobního času na 1 vyrobený kus <sup>7</sup>:

$$t_A = t_{AS} + t_N + t_{AV} = f(T), \quad (3.2.1)$$

$t_A$  - operační čas jednotkové práce,  $t_{AS}$  - jednotkový strojní čas (automaticky strojní),  $t_N$  - čas na výměnu nástroje (na počet kusů za jednu trvanlivost bříty),  $t_{AV}$  - jednotkový vedlejší čas (manipulace s materiálem, apod.) [min]

Následuje obdobný výpočet jako výše u minimálních nákladů, pak:

$$t_A = \frac{L}{n \cdot f} + \frac{t_{Ax} \cdot \lambda \cdot L}{T \cdot n \cdot f} + t_{Av}, \quad (3.2.2)$$

kde:  $t_{Ax}$  - čas na výměnu nástroje ( $t_N = t_{Ax}/Q_T$ ) [min]

Při výpočtu optimální trvanlivosti z hlediska maximální výrobnosti je nutné vyřešit průběh funkce  $t_A=f(T)$  a nalést extrémní hodnotu pomocí derivace:

$$\frac{dt_A}{dT} = 0, \quad (3.2.3)$$

pak optimální trvanlivost nástroje z hlediska maximální výrobnosti je:

$$T_q = (m - 1) \cdot \lambda \cdot t_{Ax} \quad (3.2.4)$$

Výpočet optimální řezné rychlosti pro kritérium maximální výrobnosti je stejný jako v případě minimálních nákladů s jediným rozdílem záměny parametru  $T_e$  za  $T_q$ :

$$v_{Cq} = \frac{C_T}{T_q^{1/m} \cdot f^y \cdot a_p^x} \quad (3.2.5)$$

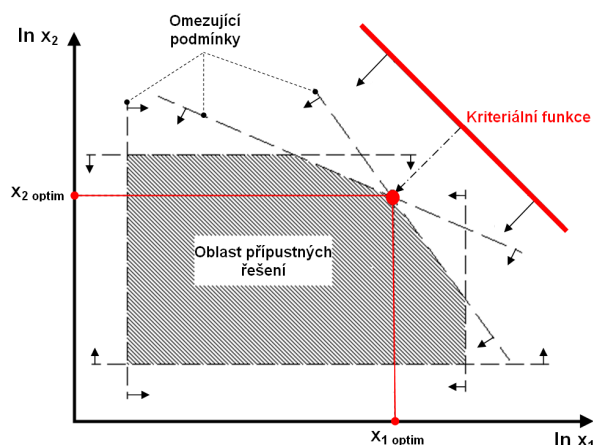
### 3.3 Kriteriaální optimalizace obrábění sledující určitý cíl

K omezujícím podmínkám procesu optimalizace obrábění (definovány v Kap. 3.1.2), jsou v určitých případech přidány různé kriteriaální funkce, jež mají přesně specifický cíl. Jedná se o specifické optimalizace, např.:

- snížení teploty obrábění pod určitou hranici přípustnosti
- využití nejnižšího potřebného výkonu k obrábění (či naopak)
- výpočet nejnižšího času výroby dílce

U těchto vícevstupových optimalizací se při hledání kompromisních řešení mezi jednotlivými kritérii využívá matematických statistických metod či právě metoda Simplex<sup>7,45,54</sup> definovaná v úvodu této kapitoly.

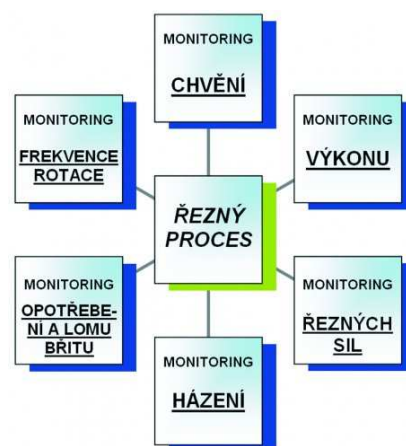
- obvykle není možné současně splnit všechny žádaná kritéria a omezení komplexního obráběcího procesu,
- z toho důvodu hledáme řešení dle podmínek výroby jako optimální  $x_1$  a  $x_2$ , jako společný kompromis.



Obr. 3.3 Aplikace lineárního programování, hledání optimálních řezných podmínek<sup>45</sup> grafickou metodou pomocí zlinearováných (ln) omezujících podmínek ve tvaru polorovin

### 3.4 Adaptivní optimalizace řezného procesu obrábění

Podstata *adaptivní optimalizace* je stejná s konvenční optimalizací. Pouze s rozdílem, že u velmi moderní adaptivní optimalizace je počet vstupních dat redukován. S využitím výpočetní techniky jsou tyto redukováné údaje nahrazeny vstupy ze snímačů implementované přímo v obráběcího procesu. To má za následek snížení konstantních hodnot, jenž nebývají zcela přesné. Snímá se např. příkon hlavního elektromotoru, řezná síla a její složky, krouticí moment na vřetenu, teploty v řezu, jakost obrobené plochy a nárůst opotřebení v závislosti na čase. Reálný proces neustále ovlivňují náhodné poruchové veličiny, na které lze díky snímačům okamžitě reagovat pomocí změn akčních veličin (řezné podmínky). Při použití těchto moderních algoritmů adaptivních optimalizačních programů lze dle zdroje <sup>32, 54</sup> dosáhnout ekonomických úspor v řádu desítek procent ve srovnání s konvenčním stanovením řezných podmínek před zahájením procesu obrábění (např. software Optimal). Výše těchto úspor je samozřejmě ovlivněna množstvím produkce.



Obr. 3.4 Princip monitorování řezného procesu <sup>32</sup>

### 3.5 Optimalizace řezných podmínek a trvanlivosti nástroje pro frézování bez obvyklého využití Taylorova vztahu

Obecně známý a léty ověřený Taylorův model závislosti  $T-v_c$  byl definován v roce 1905 a publikován přibližně o dva roky později. Tento empirický vztah, prvotně stanovený *pro soustružení* je tedy používán již přes 100 let. Nutno říci, že Taylorovy konstanty, stanovené aplikací logaritmických křivek, milimetrového papíru a matematických tabulek, se opravdu využívají doposud a pravěpodobně ještě dlouhou dobu budou. V dnešní době již však byla formulována celá řada jiných vztahů vycházejících z podstaty např. řezné dráhy bříty, potřebného výkonu k úběru určitého objemu materiálu apod. Tento fakt byl podstatně podpořen zejména nástupem PC, výpočetní techniky a moderního matematického softwaru. <sup>24</sup>

#### **Stanovení trvanlivosti frézy Trmala, G. J. a Bacha, P. <sup>24</sup>**

##### a) Trvanlivost frézy na základě trvanlivosti jednoho bříty frézy

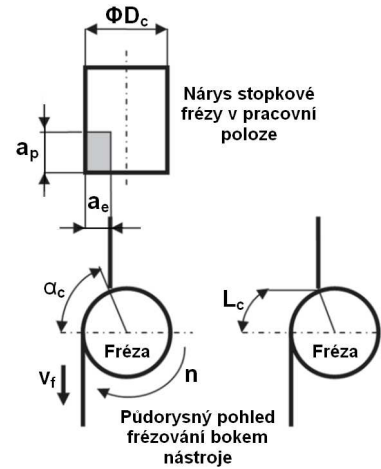
Řezná hrana se opotřebovává pouze pokud je v kontaktu s obráběným materiálem, třískou. Pokud vyjdeme z tohoto předpokladu, lze trvanlivost frézy  $T$  [min] o průměru  $D_c$  a otáčkách  $n$  spočítat z trvanlivosti řezné hrany  $T_h$  (viz. Obr. 3.5.1). Pomocí vyjádření řezné délky  $L_c$ , úhlu kontaktu frézy s obráběnou plochou  $\alpha_c$ , na které je nástroj v záběru je pak:

$$T = \frac{T_h}{\alpha_c \cdot 2 \cdot \pi} \quad (3.5.1)$$

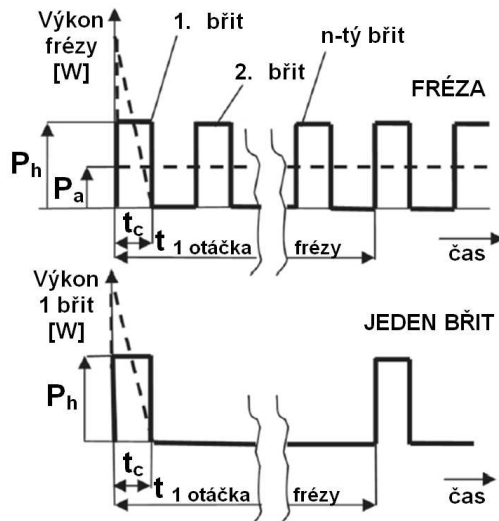


b) Výkon jednoho břítu frézy při frézování řezné délky  $L_c$  a  $a_p$

Rozdíl mezi průměrným výkonem frézy a okamžitým výkonem jednoho břítu je zobrazen na Obr. 3.5.2.  $P_a$  je zde průměrný výkon frézy. Ten lze měřit či určit početně např. na základě úběru materiálu  $Q$  a měrné energie potřebné k tomuto odebrání.  $P_h$  je tedy výkon jednoho zubu ostří během doby v záběru  $t_c$ . Tento výkon, resp. jeho průběh je zde zjednodušen pro výpočet jako konstantní (reálně je klesající po vyšší počáteční hodnotě). Pro výpočet tohoto výkonu jednoho břítu frézy na určité délce záběru  $P_h'$  bude použita jeho efektivní délka v záběru, tedy  $a_p$ . Pak  $P_h' = P_h/a_p$  [W/mm] (pozn. je zde zanedbán sklon šoubovice a délka řezné hrany v záběru počítána pouze jako  $a_p$ , viz. Obr. 3.5.1, Obr. 3.5.2, Obr. 3.5.3).

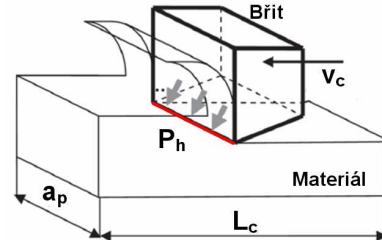


Obr. 3.5.1 Schématické znázornění řezu jednoho ostří stopkové frézy<sup>24</sup>



Obr. 3.5.2 Výkon při frézování frézy a jednoho břítu, resp. řezné hrany<sup>24</sup>

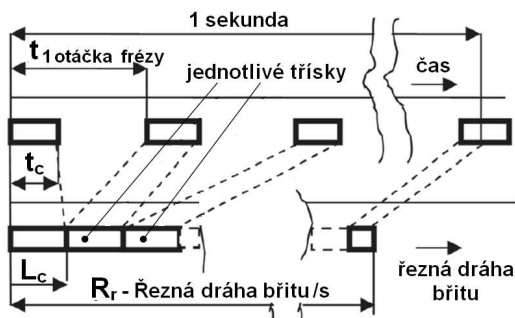
$$P_h' = \frac{P_h}{a_p}, \quad (3.5.2)$$



Obr. 3.5.3 Zjednodušené schématické znázornění řezu jednoho ostří stopkové frézy<sup>24</sup>

c) „Rubbing rate“

„Rubbing rate“ [m/min] může být definována jako řezná dráha jednotlivého ostří (zubu) za jednotku času (Obr. 3.5.4). Řez frézy je přerušovaný, proto tato řezná dráha jednoho břítu může být vypočítána jako:



$$R_r = \frac{n \cdot \alpha_c \cdot D_c}{2 \cdot 1000}, \quad (3.5.3)$$

Obr. 3.5.4 „The Rubbing rate -  $R_r$ “ přerušovaná řezná dráha břítu frézy za jednotku času<sup>24</sup>

d) Výpočet trvanlivosti řezné hrany (zubu) frézy

Při výpočtu trvanlivosti břitu frézy  $T_h$  tímto modelem je vycházeno z předpokladu, kdy opotřebené řezné hrany by mělo být počítáno jako určité zatížení břitu na řezné délce. Proto je při výpočtu  $T_h$  využito výše definovaných parametrů  $P_h'$  a  $R_r$ :

$$T_h = \frac{C}{P_h'^x \cdot R_r^y} \quad (3.5.4)$$

kde:

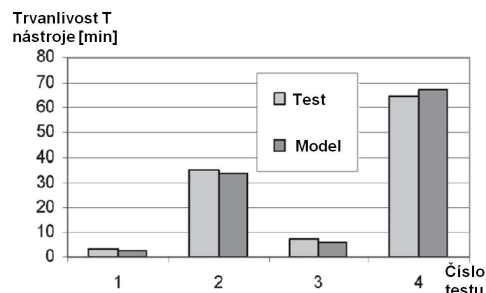
$C$  - konstanta pro druh obráběného materiálu [-],  $x$ ,  $y$  jsou exponenty, pro vyjádření možné nelinearity svých základů (pro další experimentální ověření funkčnosti matematického modelu definováno  $x = 1$  a  $y = 1$ ).

e) Experimentální verifikace modelu  $T_h$  při obrábění Ti-6Al-4V

Pro ověření výše definovaného modelu trvanlivosti byly provedeny testy při frézování titanové slitiny. Při konstantním úběru materiálu  $Q = 2,7 \text{ cm}^3/\text{min}$  byly měněny parametry  $a_p$ ,  $a_e$ ,  $f_z$  a  $v_c$  (viz. Tab. 3.5 níže). Experimentálně získané výsledky trvanlivosti frézy a trvanlivost stanovená matematickou kalkulací tímto modelem jsou porovnány v grafu na Obr. 3.5.5. Z výsledků provedeného srovnání vyplývá správnost úvahy a modelu, jenž byl přesnější než stanovená trvanlivost dle známého Taylorova vztahu. Na Obr. 3.5.5 je také možno vidět jak podstatný vliv má správná volba řezných parametrů na životnost nástroje při frézování titanové slitiny Ti-6Al-4V (i přes  $Q = \text{konst.}$ ).

Tab. 3.6 Řezné podmínky testů<sup>24</sup>

Číslo testu	1	2	3	4
$v_c$ [m/min]	226	226	113	113
$f_z$ [mm/zub]	0,03	0,03	0,06	0,06
$a_p$ [mm]	1	5	1	5
$a_e$ [mm]	5	1	5	1



Obr. 3.5.5 Porovnání matematického modelu a výsledků z testů při frézování Ti-6Al-4V<sup>dle 24</sup>

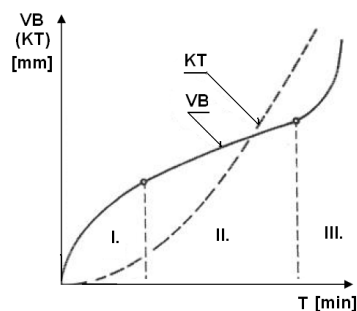
### 3.6 Optimalizace řezného procesu s využitím řezné dráhy

Hlavní myšlenkou tohoto postupu je snaha o eliminaci možných rezerv v metodických postupech volby řezných podmínek, upravených mezinárodní normou ISO 3685 a ISO 8688 (vycházející z  $T-v_c$ ).<sup>12</sup>

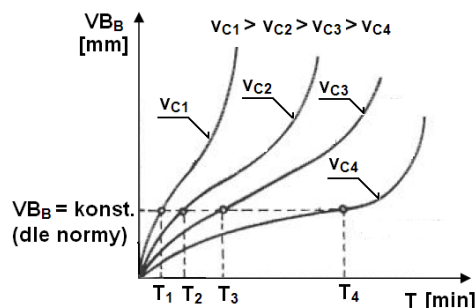
Opotřebenění VB (hřbetu) má v průběhu trvanlivosti břitu tři fáze průběhu. V první fázi opotřebenění VB prudce roste, v druhém úseku je přibližně lineární a vše je zakončeno 3. fází rapidního nárůstu VB (viz. Obr. 3.6.1). Pro praktické využití řezivosti nástroje je nejpodstatnější II. fáze (ustálená, stabilní). Tento průběh je ovlivněn mnoha faktory, kde nejvýznamější jsou  $v_c$ ,  $f_n$  ( $f_z$ ),  $a_p$ . Řezná rychlost  $v_c$  má dominantní vliv na řezivost nástroje.

Norma ISO 3685 při stanovování  $T$  počítá s konstantním VB pro dané materiály (např. ČSN 12 050.1 - VB = 0,3 mm). Pak je stanovena  $T_i$  při  $v_{ci}$  při konstantní VB a určí se závislost  $T = f(v_c)$  z Taylorova vztahu  $T \cdot v^m = c_T$ . (viz. Kap. 3.1 - grafické a matematické vyjádření Taylorova vztahu).

Jak je ale patrné z Obr. 3.6.1, průběh tvorby VB není zcela konstantní, jak stanovuje kritérium normy ISO 3685 (obecně známé závislosti  $T-v_c$ ), ale že rovněž opotřebení VB je funkcí řezné rychlosti  $VB = f(v_c)$ . V některých případech nelze vůbec konstantní hranice VB dosáhnout před destrukcí nástroje. V takovém případě norma ukládá extrapolaci křivek opotřebení, což podle zdroje<sup>12</sup> vede k nespolehlivým a nereálným hodnotám. Ve výrobní praxi je měření VB ( $VB_B$ ), KT a jiných opotřebení bříty problematická a vyřazení nástroje z procesu závisí na posouzení obsluhy.



Obr. 3.6.1 Časový průběh tvorby hřbetního VB ( $VB_B$ ) a čelního opotřebení KT (hloubka výmolu, žlábků na čele bříty)<sup>dle 12</sup>



Obr. 3.6.2 Vliv řezné rychlosti  $v_c$  na průběh opotřebení hřbetu VB, KT ( $VB = \text{konst. dle normy}$ )<sup>dle 12</sup>

Z výše jmenovaných důvodů byla navržena jiná kritéria k hodnocení řezivosti nástroje v praxi. Autor zdroje<sup>12</sup>, Píška M., definoval tyto kritéria jako:

- **řezná dráha  $\check{R}_d$  [m; m/min]** (skutečná dráha řezání bříty nástroje)

$$\check{R}_d = T \cdot v_c \quad (3.6.1)$$

$\check{R}_d$  je dráha řezu, kdy břit je v kontaktu s obrobkem a tvoří třísku. Kritérium opotřebení lze určit libovolně, snadno zjistitelné, kdy nástroj ztrácí svou řezivost (statisticky ověřené).

- **kapacita řezného nástroje  $K_n$  [cm<sup>3</sup>]** (objem odebraného materiálu)

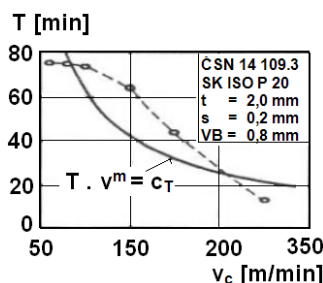
$$K_n = \check{R}_d \cdot t \cdot s \quad (3.6.2)$$

$K_n$  udává množství odebraného materiálu v cm<sup>3</sup> při dosažené dráze  $\check{R}_d$ , hloubce řezu  $t$  a posuvu  $s$ . Výhodou této metody je jednoduchost měření bez laboratorních zkoušek, tedy např. ve výrobě pomocí počtu obrobených kusů. Pak lze obsluze předepsat přesný počet kusů, po kterých je třeba nástroj vyměnit (či pootočit VBD na další řeznou hranu). Tento fakt samozřejmě napomáhá k ucelnějšímu přehledu technologicko-ekonomických výstupů výroby (jednoduchost výpočtu nákladových rovnic na 1ks). Tento model byl dle zdroje úspěšně aplikován v praxi.

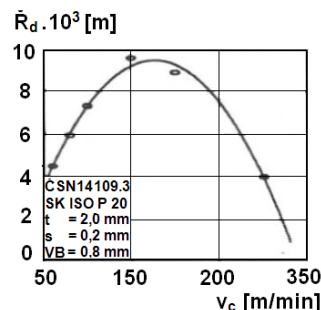
#### Experimentální verifikace této metody:

Na Obr. 3.6.2 je znázorněna závislost  $T-v_c$ . První křivka je stanovena výpočtem dle známého Taylorova vztahu. Druhá křivka znázorňuje experimentálně ověřenou trvanlivost nástroje při daných podmínkách frézování. Je zde patrná neshoda teoretického modelu a reálného výstupu. Na Obr. 3.6.3 je závislost řezné dráhy a řezné rychlosti ( $\check{R}_d-v_c$ ) dle výše definované metodiky. Lze pozorovat bližší aproximaci této křivky s experimentálně ověřenými hodnotami, nežli je tomu v předchozím případě

(konst. podmínky obou experimentů). Také je zde určitá oblast mezi 150-180m/min, kde se řezivost nástroje pohybuje kolem svého extrému, tedy nejvyšší řezivosti, což ze závislosti  $T-v_c$  není tak zřejmé.

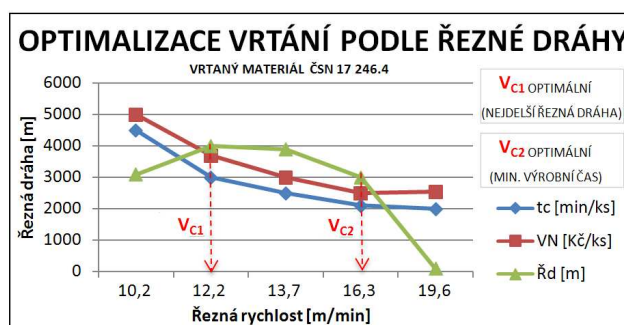


Obr. 3.6.3 Experimentálně ověřeno  $T-v_c$  ve srovnání s teoretickým průběhem trvanlivosti nástroje  $T$  dle Taylora<sup>12</sup>



Obr. 3.6.4 Průběh řezné dráhy  $\check{R}_d$  v závislosti na změně řezné rychlosti  $v_c$  stejného experimentu jako na Obr. 3.6.2<sup>12</sup>

Příklad praktického využití při optimalizaci výrobních nákladů je uveden na Obr. 3.6.5. Z křivky řezné dráhy  $\check{R}_d$  jasně odečteme optimální  $v_c$  dle zvoleného kritéria (nejdelší životnost nástroje, maximální výrobnost, atd.).



Obr. 3.6.5 Průběh řezné dráhy  $\check{R}_d$  v závislosti na změně řezné rychlosti  $v_c$  a způsob využití řezné dráhy nástroje během trvanlivosti k optimalizaci dle zvoleného kritéria. ( $t_c$  - celkový čas na výrobu 1ks, VN - výrobní náklady na 1 ks) dle zdroje<sup>7</sup>

### 3.7 Optimalizace frézování titanu analýzou meze stability

Výkonnost obrábění titanových slitin limitují jejich těžkoobrobitelné vlastnosti podrobně definované výše. Tuto výkonnost však limituje ještě jeden faktor, kterému není věnována dostatečná pozornost a tím je stabilita řezného procesu. Při určitých podmínkách (frézování:  $a_p$ ,  $a_e$   $f_z$ ) se nástroj samobuzeně rozkmitá společně s vřetenem a má výrazně negativní vliv na drsnost povrchu. Tento fakt vede k poškození nástroje, snižování trvanlivosti a možnosti poškození stroje (ložisek vřeten). V těchto situacích je nutno snížit řezný výkon úpravou řezných podmínek. Tento dynamický limit byl pojmenován jako mez stability řezného procesu.<sup>3,17</sup>

U běžně obráběných materiálů jako jsou oceli, litiny či hliníkové slitiny lze nestabilitu frézování eliminovat zvýšením řezné rychlosti  $v_c$ . Této metody však u tohoto materiálu nelze využít (teplota). Naopak, jak bude v následujícím testu prokázáno, je možné dosáhnout vyšší meze stability a řezného výkonu použitím nízkých  $v_c$  při frézování na základě tzv. procesního tlumení.

Řezný výkon lze zvýšit i při poklesu řezné rychlosti na základě zvýšení axiální hloubky řezu  $a_p$ . Velká axiální hloubka třísky snižuje zatížení břitu na jednotku délky. To má za následek snížení teploty v řezu a při dodržení meze stability dochází k prodloužení trvanlivosti nástroje při vyšším objemu odebraného materiálu. Při těchto nízkých řezných rychlostech, pohybujících se z důvodu vysokých teplot u titanových slitin pod hranici 40m/min je možno využít HSS nástrojů. Jejich výhodou je nízká cena a možnost frézovat obvodem nástroje s velkou  $a_p$ , ve srovnání s nástroji s VBD ze slitutých karbidů, kde jsme limitováni velikostí VBD (cca 10-12mm). Možností jsou nástroje typu „kukuřice“ (Sandvik styl fréz se zuby v několika řadách, viz. nová CoroMill 690). Tyto nástroje jsou vysoce produktivní, ale velká nevýhoda spočívá v ceně a ve vysokém radiálním zatížení vřetena, jenž klade opravdu nejvyšší nároky na tuhost celé soustavy.<sup>3,17</sup>

### Zkoušky výkonnosti HSS nástrojů

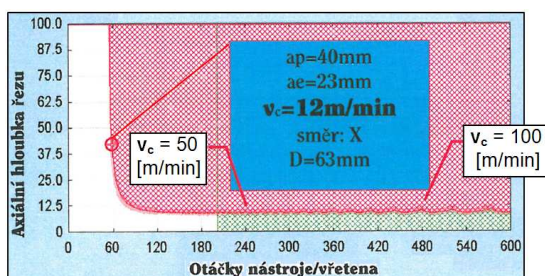
Řezný výkon MRR (Metal Removal rate) při frézování lze vyjádřit jako:

$$MRR = a_p \cdot a_e \cdot f_z \cdot z \cdot n \quad (3.7.1)$$

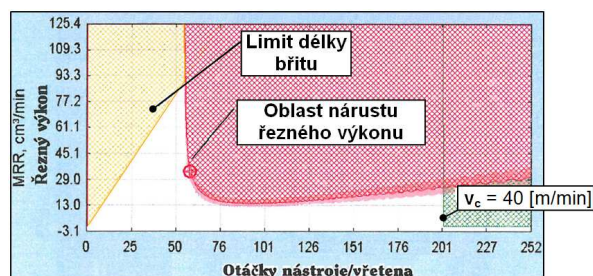
Pokud všechny parametry ze vztahu pro MRR ( $\text{cm}^3/\text{min}$ ) budou konstantní, kromě  $a_p$ , pak MRR bude proměnlivý pouze s mezí stability, jenž je dána právě axiální hloubkou  $a_{p \text{ mez}}$ :

$$a_{p \text{ mez}} = \frac{1}{2 \cdot K_c \cdot G_o}, \quad (3.7.2)$$

kde  $K_c$  je specifický řezný odpor materiálu a  $G_o$  dynamická poddajnost nástroje-držáku-vřetena. Ta se měří rozkmitáním nástroje, jako úder speciálního kladiva budící impulzní sílu. Měří se odezva na hrotu nástroje pomocí dynamometru. Z této odezvy je pak vypočtena frekvenční přenosová funkce udávající  $G_o$  (viz. <sup>3,17</sup>). Tuto změřenou dynamickou poddajnost (pro určité vřeteno) dosadíme do vztahu 3.7.2 a dostaneme velikost axiální hloubky na mezi stability. Toto  $a_{p \text{ mez}}$  je dosazeno do vztahu 3.7.1 a výsledkem je fakt, že při poklesu řezné rychlosti MRR stoupá (viz. Obr. 3.7.1 a Obr. 3.7.2).



Obr. 3.7.1 Vypočítaná mezní hloubka řezu  $a_{p \text{ mez}}$  při frézování Ti-6Al-4V jako funkce otáček vřetena (ot/min).<sup>17</sup>



Obr. 3.7.2 Vyšší MRR při frézování Ti-6Al-4V s využitím nižších otáček (řezných rychlostí) a vyššího  $a_{p \text{ mez}}$ .<sup>17</sup>

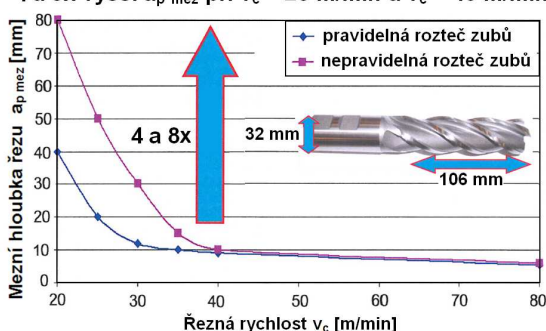
Na Obr. 3.7.1 je patrná jistá hranice otáček (120 ot/min). Od této hranice zvyšování řezné rychlosti neumožňuje využít vyšší  $a_{p \text{ mez}}$  než 12,5 mm a dochází ke vzniku samobuzených kmitů ( $n > 200$  ot/min,  $v_c > 40$  m/min). Naopak snížením  $n < 120$  ot/min lze využít mnohem vyšších  $a_{p \text{ mez}}$ .

Na Obr. 3.7.2 je znázorněna závislost vlivu snížení otáček (řezných rychlostí) a zvýšení hloubky řezu  $a_{p\text{ mez}}$  na úběr materiálu za minutu (MRR). Opět dokazuje, že zvyšováním otáček nelze výrazně zvýšit MRR od hranice  $n > 200$  ot/min dochází opět ke zvýšené tvorbě vibrací a zhoršení obrobenej plochy (vlnitost). Naopak snížením otáček a řezné rychlosti paradoxně zvýším řezný výkon MRR díky  $a_{p\text{ mez}}$ .

### Experimentálně ověřená mez stability při frézování slitiny Ti-6Al-4

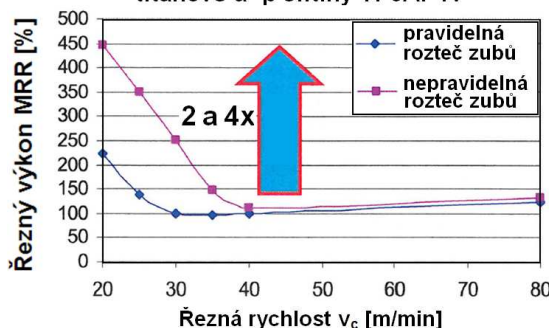
Stroj MCV 1270R, s kuželem ISO 50, nástroj stopková HSS fréza,  $\Phi D = 32$  mm, délka řezné části 106 mm, upínání Weldon, délka vyložení nástroje 240 mm,  $a_e = 1$  mm,  $f_z = 0,1$  mm/zub. Nástroje byli testovány vždy s pravidelnou a nepravidelnou roztečí zubů.<sup>3,17</sup>

Naměřená mez stability při frézování Ti-6Al-4V  
4 a 8x vyšší  $a_{p\text{ mez}}$  při  $v_c = 20$  m/min a  $v_c = 40$  m/min



Obr. 3.7.3 Experimentálně naměřená mez stability při frézování Ti-6Al-4V<sup>17</sup>

Nárůst řezného výkonu MRR v % při frézování titanové  $\alpha+\beta$  slitiny Ti-6Al-4V

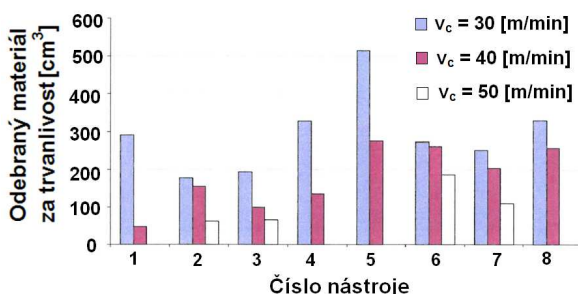


Obr. 3.7.4 Experimentálně naměřený nárůst MRR v % při frézování Ti-6Al-4V<sup>17</sup>

### Testování rozdílů v trvanlivosti HSS a HSS-PM nástrojů při frézování slitiny Ti-6Al-4V v závislosti na povlaku a rozteče zubů

Podmínky testu: frézování slitiny Ti-6Al-4V, nástroje  $\Phi D = 32$  mm,  $a_p = 5$  mm,  $a_e = 1$  mm,  $f_z = 0,2$  mm/zub, nepravidelná rozteč zubů, povlakované/nepovlakované (PVD nanokompozitový povlak AlCrSiN (nACRo), monovrstva 2-3 $\mu$ m, nanotvrdost 45GPa, max. teplota 1200°C, koef. tření 0,35)

Odebraný materiál [cm<sup>3</sup>] za trvanlivost nástroje při frézování titanové  $\alpha+\beta$  slitiny Ti-6Al-4V



Obr. 3.7.5 Experimentálně naměřený objem odebraného materiálu [cm<sup>3</sup>] za trvanlivost nástroje ( $VB = 70$   $\mu$ m) při frézování Ti-6Al-4V v závislosti na řezné rychlosti a povlaku<sup>17</sup>

1. **HSS Co8** - nepovlakovaný (Nástrojová ocel ZPS FN Böehler)
2. HSS-PM **ASP 2030** - nepovlakovaný (Nástrojová ocel PM Erasteel, Francie)
3. HSS-PM **REX T15** - nepovlakovaný (Nástrojová ocel PM Zapp, německo)
4. HSS-PM **REX 76** - nepovlakovaný (Nástrojová ocel PM Zapp, Německo)
- 
5. **HSS Co8 - povlakovaný**
6. HSS-PM ASP 2030 - povlakovaný
7. HSS-PM REX T15 - povlakovaný
8. HSS-PM REX 76 - povlakovaný

Výsledky testu překvapivě ukázaly jako nejvhodnější „obyčejnou“ nástrojovou ocel Co8. Výborných výsledků dosáhla zvláště s povlakem nACRo. Při daných podmínkách byl dosažen úběr materiálu za dobu trvanlivosti ( $VB_B = 70 \mu\text{m}$ )  $510 \text{ cm}^3$  a *doba v řezu 320 minut* ( $v_c = 30 \text{ m/min}$ ). Tyto výsledky poukazují na fakt, že slitinu Ti-6Al-4V lze výkonně a ekonomicky frézovat HSS nástroji. Využitím meze stability ( $v_c = 12\text{-}20 \text{ m/min}$ ) se zvýší MRR oproti  $v_c = 40 \text{ m/min}$  2,6x (pravidelná) a 4,3x (nepravidelná) rozteč. Nepravidelná rozteč zubů prodlužuje trvanlivost eliminací samobuzeného chvění cca 2x. Specifický řezný odpor materiálu  $K_c$  byl naměřen při daných podmínkách  $v_c = 40 \text{ m/min}$  a  $K_c = 3700 \text{ N/mm}^2$ . Běžné kritérium pro opotřebení  $VB_B \approx 0,3 \text{ mm}$  se ukázalo pro posouzení trvanlivosti u frézování Ti slitin příliš vysoké (silné akustické projevy, zhoršení řezivosti nástroje). K ekonomické výhodnosti přispívá také *nízká cena HSS fréz*, ve srovnání s nástroji ze slutinových karbidů.<sup>3,17</sup>

### 3.8 Optimalizace produktivity výroby eliminací „úzkých míst“

Produktivita výrobního procesu byla definována v úvodu této kapitoly. Prozatím byla optimalizace výrobních nákladů a časů pojata především z hlediska nastavení optimálních řezných parametrů. Snahou bylo dosáhnout produktivity a hospodárnosti dle zvolených kritérií.<sup>47</sup>

Po optimalizaci nastavení pracovního procesu je třeba se zaměřit na provozní tok výroby. V dnešní době ekonomické recese přichází do popředí stále častěji otázky jak zvýšit produktivitu a konkurenceschopnost výrobních podniků. Produktivita a konkurenceschopnost jsou rozdílné, ovšem úzce spjaté a velice důležité pojmy. Ve strojírenských podnicích velice často dochází k časovým ztrátám a tím zvyšování nákladů výroby z důvodu mnohdy zbytečných prostojů. Ty vznikají především neefektivní organizací práce a nedostatečnou racionalizací provozního toku výroby. Z tohoto důvodu je velice důležité analyzovat výrobní systém a odhalit tzv. „úzká místa“ ve výrobě (bottleneck production).

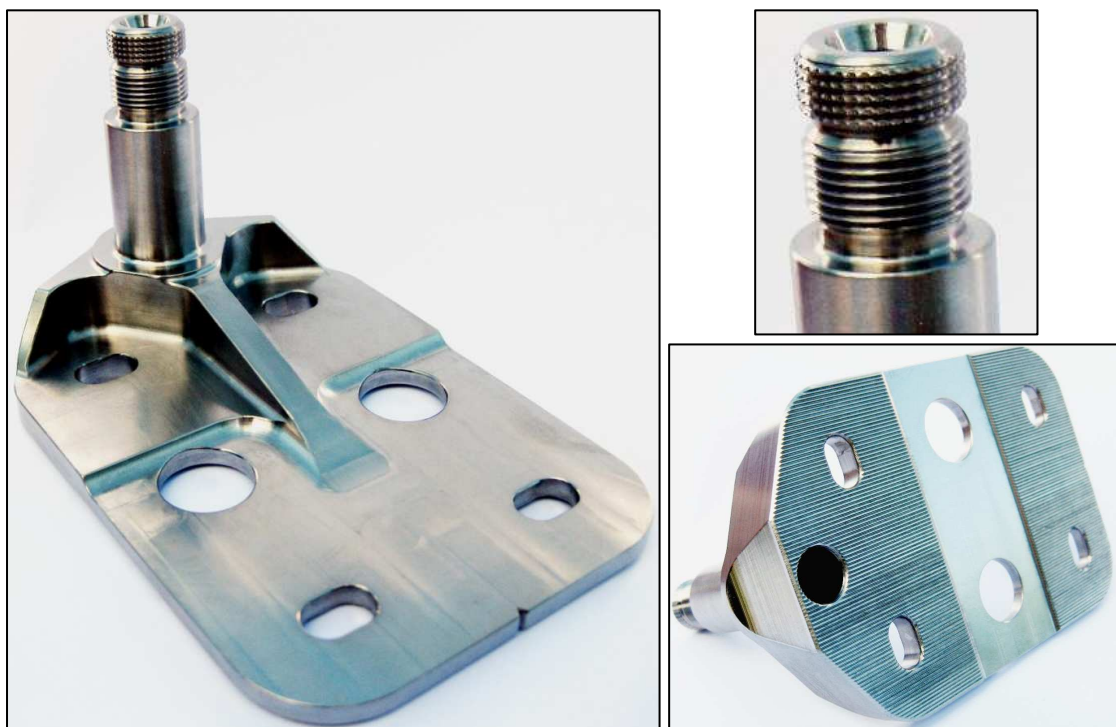
V těchto místech dochází k omezení, resp. ke zpomalení produkce a prodloužení celkového průběžného času výroby součásti. Je to místo, stroj s nejmenším „průtokem“, jehož maximální průtok určuje maximální možný výstup výroby.<sup>47</sup> Mějme tedy např. součást, k jejíž výrobě je zapotřebí třech obráběcích strojů. Pokud se na jednom z těchto strojů obrábí déle, než na ostatních, které nejsou již plně využity, pak tento stroj lze označit za úzké místo ve výrobě dané součásti. Tento stroj nadměrně prodlužuje celkový čas výroby a zvyšuje tím výrobní náklady na jednici. Z tohoto důvodu je snaha o optimální využití výrobních kapacit podniku a omezení vytíženosti úzkých míst provozního toku např. změnou technické přípravy výroby (TPV). V souvislosti s touto problematikou je používán moderní termín „hladká“ produkce (někdy štíhlá - Lean Production<sup>47</sup>). Jedná se o vyjádření kvality řízení produkce s minimálními časovými ztrátami a maximálním využitím vlastního výrobního potenciálu.

#### 4 NÁVRH NA OPTIMALIZACI VÝROBY ARETAČNÍHO HÁKU

Optimalizační návrh výrobního procesu konkrétní součásti byl vypracován pro společnost Frencken Brno s.r.o. Tato firma je vysoce kvalifikovaným výrobcem nejnáročnějších dílů, dodávaných především do leteckého a kosmického průmyslu, pro medicínskou, měřicí, radarovou a laserovou techniku. Výrobky tohoto dynamicky se rozvíjejícího podniku jsou i v období ekonomické recese neustále žádané od nejnáročnějších zákazníků po celém světě.

Tato kapitola je tedy věnována zpracování návrhu pro optimalizaci výroby, zaměřeného na součást zvanou Aretační hák (Anlenkbeschlag). Aretační hák slouží k preciznímu připevnění (aretaci) kloubového mechanismu dveří letadla k jeho trupu. Součást je z důvodu pevnostně-váhových navržena z titanové slitiny Ti-6Al-4V. Vlastnosti tohoto materiálu jsou detailně zpracovány v předešlých kapitolách.

Výroba Aretačního háku pro nejmenovanou leteckou společnost je opakující se výrobou menších dávek 4-6x ročně již několik let. V tomto podniku dochází k maximální vytíženosti technologů velkým množstvím nových, mnohdy kusových zakázek, jež je nutné procesovat okamžitě do výroby. V mnoha případech je z kapacitních důvodů nutné využít možnosti kooperace s jinými firmami. Z výše jmenovaných důvodů nebyla doposud provedena vhodná optimalizace výroby této součásti i přes opakující se výrobu. Proto byla vybrána jako vhodná pro aplikaci poznatků nabytých během zpracování tohoto projektu. Výsledky testů a aktuálních světových výzkumů předních odborníků strojírenského průmyslu budou následně využity při tvorbě návrhu na změnu ve výrobě.



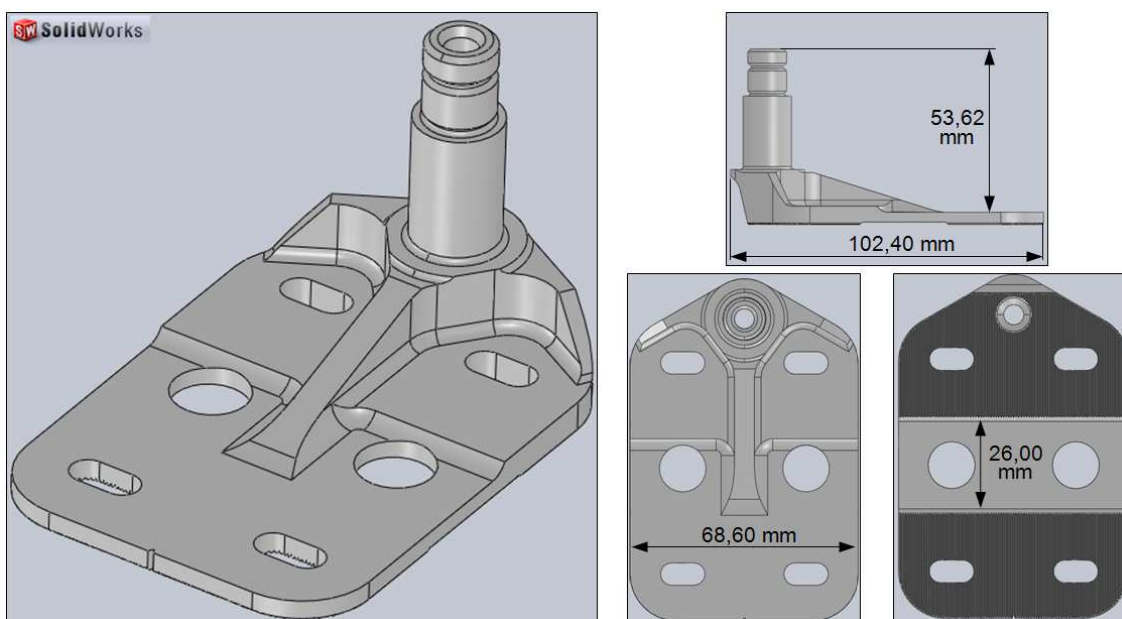
Obr. 4 Součást letadla Aretační hák ze slitiny Ti-6Al-4V, navržena k optimalizaci výroby



## 4.1 Analýza stávající technologie výroby ve Frencken Brno

### 4.1.1 Výkresová dokumentace k součásti Aretační hák

Přiložená výkresová dokumentace je zachována v originální podobě, jak byla zaslána zákazníkem do firmy Frencken Brno s.r.o. (Příloha 1). Z důvodu dodržení smluvních závazků firmy bylo na požádání odstraněno Popisové pole z tohoto výkresu. Na výkresové dokumentaci dle německých norem rovněž chybí některé z kót, přesně definující tvar součásti. Není to v komunikaci mezi těmito firmami důležité, jelikož výkres je většinou pouze informativní. Samotná výroba, resp. tvorba NC programu probíhá s využitím 3D modelu, jenž je zákazníkem zaslán společně s výkresem do Frencken Brno. Z tohoto důvodu je na něm uvedeno „Complete definition of geometry in the 3D model“.



Obr. 4.1 Pohledy na 3D model součásti Aretační hák v CAD systému SolidWorks 2009

### 4.1.2 Současný technologický postup dané součásti

V příloze 2 je zdokumentován technologický postup výroby součásti v PC programu Exact Globe 3.72, který Frencken Brno nyní využívá.

#### **STRUČNÝ POPIS VÝROBY SOUČÁSTI A POUŽITÝCH NÁSTROJŮ:**

1) Vstupní kontrola polotovaru (dodává zákazník: Ti-6Al-4V, 108-73-70mm)

- je zahrnuta do režijních nákladů firmy

2) Frézování - hrubování

- tříosé vertikální frézovací centrum CNC ZPS MCFV 100 (r.v.1996), ISO 40
- součást upnuta v hydraulickém svěráku (125 GRESSEL)
- hrubování základního tvaru součásti dle NC programu
- nástroje: a) nástrčná rohová fréza Ceratizit  $\Phi 50$ ,  $z = 8$ , (A211.50R.08-11), VBD: XDKT 11T3008 ER-F40, upínací trn Seco  $\Phi 22$  mm

b) stopková fréza SECO  $\Phi 16$ ,  $z = 2$ , (R217.69 16 16.3-09A),  
VBD: XOMX 090320TR-ME06 F40M, upínání typ Weldon

c) TK monolitní stopková fréza Güehring  $\Phi 20$  RF 100F INOX,  
 $z = 4$  (nepravidelné stoupání šroubovice)

- příprava na **seřízení stroje 120 min a celkový čas hrubování 65 min/ks**

### 3) Frézování - dokončení a soustružení čepu

- pětiosé soustružnicko-frézařské CNC Mazak Integrex 100Y (r.v. 2001)
- součást upnuta do sklíčidla s měkkými čelistmi (frézované k upnutí kvádru)
- dokončení frézování součásti z první strany dle NC programu
- soustružení čepu, hrubování, dokončení (příloha č.2, detail X3-3), zápich (detail Y3-3), soustružení závitu

- frézování speciálního pojistného drážkování na konci závitu

- nástroje: a) hrubování: TIZIT - DCGT 11T308FN 27H10T  
ISCAR - VNMG 12T304NF IC3028

b) dokončení: TIZIT DCGT 11T304FN 27H10T  
ISCAR VNMG 12T302NF IC3028

c) stopková fréza SECO  $\Phi 16$ ,  $z = 2$  (R217.69 16 16.3-09A),  
VBD: XOMX 090320TR-ME06 F40M, Weldon

d) TK monolitní fréza Güehring  $\Phi 16$  RF 100F,  $z = 4$

e) TK monolitní fréza Güehring  $\Phi 6$  RF 100F,  $z = 4$

f) Speciálně broušená TK monolitní fréza  $\Phi 10$ ,  $0,75 \times 60^\circ$   
(drážkování konce závitu NSA 5064-08 - viz výkres)

f) Vrták Walter  $\Phi 14$ , B4011.T14.14,0.Z02.18R,  
VBD: P6001-D14,10R WXP45

- příprava na **seřízení stroje 180min, celkový čas obrábění 125min/ks**

### 4) Frézování - dokončení druhé strany obrobku

- konvenční frézka TOS Žebrák FNGJ20
- součást upnuta do univerzálního strojního svěráku
- odfrézování upínací základny pro předchozí operace, frézování drážky šířky 30 mm, vrtání neprůchozí díry čepu, sražení hrany  $30^\circ$  (detail W2-2) a frézování - rýhování (detail Z3-3 - spec. fréza dodaná zákazníkem)

- nástroje: a) hrubování: Sandvik CoroMill 245  $\Phi 100$ , R245 100Q32-12M,  
 $z = 7$ , VBD: R245-12T3K-MM 2030

b) nástrčná válcová fréza  $\Phi 60$ ,  $L=70$ mm, pro rýhování součásti,  
dodána a speciálně broušena zákazníkem

c) TK monolitní vrták Seco FeedMax Titan  $\Phi 10$ ,  $L = 48$  mm,  
SD205A-10,1-48-12R1-T

d) TK monolitní stopková fréza Güehring  $\Phi 20$  RF 100F INOX,  
 $z = 4$  (nepravidelné stoupání šroubovice)

- příprava na **seřízení stroje 60min, celkový čas obrábění 90min/ks**

**5) Zámečník - odstranění ostřin a ořepů**

- sražení hran po obvodě 0,5x45°
- nástroje: škrabka dílenská trojúhelníková, ruční vzduchová bruska - fortuna
- **příprava 15min, celkový čas sražení hran 20min/ks**

**6) Výstupní kontrola součástí**

- provádí se vždy stoprocentní kontrola prvního kusu při každé CNC-operaci a v závěru se již jedná pouze o kontrolu několika náhodně vybraných kusů z výrobní dávky. Za kvalitu odpovídají rovněž sami operátoři strojů.
- **je zahrnuta do režijních nákladů firmy**

**7) Expedice, balení**

Tab. 4.1.2 Přehled časů výroby dílčích pracovišť, hodinové sazby, náklady

<b>Frencken Brno s.r.o.</b> <b>Čas výroby, hodinové sazby pracovišť a celkové výrobní náklady součásti</b>				Název součásti: <b>Aretační hák</b>		
Č. op.	Stroj, pracoviště	$\Sigma$ vedlejších časů $t_{AV}$ , seřízení stroje a čas výměn nástrojů $t_N$ [min/ks]	Jednotkový strojní čas automatický $t_{AS}$ [min/ks]	Celkový výrobní čas součásti $t_A$ [min/ks]	Hodinová sazba pracoviště TOTAL* [Kč/hod]	Celkové výrobní náklady $N_C$ [kč/ks]
1	Vstupní kontrola	Režijní náklady firmy				
2	CNC ZPS MCFV 100	11	65	<b>76</b>	1200	1520
3	CNC Mazak Integrex 100Y	16	125	<b>141</b>	1600	3760
4	Frézka TOS Žebrák FNGJ20	12	90	<b>102</b>	609	1036
5	Zámečník	2	20	<b>22</b>	561	206
6	Výstupní kontrola	Režijní náklady firmy				
7	Expedice, balení	Režijní náklady firmy				
<b><math>\Sigma</math></b>	-	<b>41 min/ks</b>	<b>300 min/ks</b>	<b>341 min/ks</b>	-	<b>6522 Kč/ks</b>

- \* Pozn.:
- a) První seřízení CNC stroje rozpočítáno na počet 20 ks v dávce a zahrnuto v součtu vedlejších časů (třetí sloupec zleva) [min/ks].
  - b) Hodinová sazba TOTAL\* obsahuje již přímé náklady na nástroje, na chladicí kapalinu a údržbu, mzdy a náklady na vedlejší práci (údaje dodány firmou), (viz. kap. 3.1),  $N_C$  bez vstupní ceny na materiál (dodáno zákazníkem).
  - c) Řezné podmínky jsou zachovány ve středních hodnotách doporučených od výrobců nástrojů, např. řezná rychlost pro frézování  $v_c = 35-40$  m/min,  $f_z = 0,07-0,12$  mm/zub. Z důvodu obsáhlosti NC programů, značného množství nástrojů a proměnných řezných parametrů dle operace, nelze v rozsahu této práce zpracovat parametry řezného procesu pro jednotlivé kroky. Tyto data je možné nalést v přiložených postprocesovaných NC programech (CD)

Příklad výpočtu přímých nákladů na nástroj:

2. operace: frézování-hrubování na stroji CNC ZPS MCFV 100

- nástroj c) stopková fréza SECO  $\Phi 16$ ,  $z=2$ , (R217.69 16 16.3-09A), VBD: XOMX 090320TR-ME06 F40M, upínání Weldon
- řezné podmínky:  $v_c = 35$  m/min,  $n = 560$  ot/min,  $a_p = 20$  mm,  $a_e = 1$  mm,  $f_z = 0,07$  mm/zub
- experimentálně ověřený počet obrobených kusů za dobu trvanlivosti nástroje (statisticky)  $T = 15$ ks
- nákupní cena nástroje se zákaznickou slevou 2365 Kč (1.1.09)
- přímé náklady na nástroj pro jeden obrobený kus 158 Kč

#### 4.1.3 Velikost výrobní dávky

Firma Frencken Brno se specializuje především na kusovou a malosériovou výrobu. Výroba součásti aretační hák se pravidelně opakuje již několik let. Vyrábí se **ročně 180 ks**, vždy na zakázku o menších dávkách mění se dle potřeby odběratele. Ve většině případů je velikost této **výrobní dávky 20ks**.

## 4.2 Definování problémů ve výrobě dané součásti

Frencken Brno s.r.o. jako první firma v Evropě zavedla ve spolupráci se společností MAZAK kompletní implementaci systému kybernetického řízení výrobního procesu CPC (Cyber Production Center). Frencken zpracovává 2-3000 složitých dílů ročně o průměrné dávce cca 30 ks, což v kombinaci s požadavky zákazníků na krátké dodací lhůty a okamžité informace o volné kapacitě výroby klade velmi vysoké nároky na komunikaci mezi samotnou výrobou a managementem podniku.

Tento systém CPC umožňuje komplexní přehled o aktuálním pohybu vyráběných součástí a poskytuje detailní informace o stavu výroby. Pracoviště mohou sledovat návaznost jednotlivých operací či plánované termíny dokončení. Operátoři CNC strojů mají možnost si nahrát potřebný program, model součásti, přípravku, způsobu upnutí a seznam nástrojů ze svého pracoviště. Sestává se ze 4 hlavních modulů:

- a) CAMWare - k přípravě technologie obrábění, časová studie výroby
- b) Cyber Production Scheduler - na základě CAMWare je stanoven dle návaznosti termín dokončení výroby
- c) Cyber Tool Management - databáze nástrojů, statistika trvanlivosti
- d) Cyber Monitor - kontrola podílu strojních, vedlejších časů ve výrobě

Z výše uvedeného je patrné, že výrobní systém v této firmě je řízen za pomoci moderních optimalizačních programů. Nicméně je stále možné nalézt prostor pro optimalizaci tak komplexního procesu, jakým je třískové obrábění titanových slitin.

#### 4.2.1 *Upnutí obrobku aretační hák při výrobě*

Z geometrie tvaru této součásti vyplývá nutnost kombinace frézovacích, vrtacích a soustružnických operací. Základní tvar však není kruhového průřezu, což komplikuje nutnost soustružení čepu, jenž je v poměrně přesné rozměrové toleranci  $\Phi 15,852-15,840$  mm (viz. výkres součásti - příloha č. 1, detail X3-3) a předepsané toleranci kolmosti 0,05 mm k základně B.

Součást aretační hák je dle stručného technologického postupu v Kap. 4.1.2 upnuta při hrubování na tříosém vertikálním CNC ZPS MCFV 100 do strojního hydraulického svěráku. Toto upnutí probíhá bez problému. Ten ovšem nastává ve chvíli, kdy je nutno soustružit čep na pětiosém soustružnicko-frézařském centru CNC Mazak Integrex 100Y.

Je relativně obtížné upnout nerotační součást ve tvaru kvádrů do tří-čtyř čelistového sklíčidla soustruhu a soustružit část, jenž není středem rotace obrobku. Tato situace byla *vyřešena vyfrézováním měkkých čelistí* tak, aby bylo tohoto požadavku docíleno. Metoda upnutí takovým způsobem je praktikována již několik let, ovšem *nelze ji nazvat ideální*.

#### 4.2.2 *Vyšší procento zmetkovitosti výroby*

Při výrobě této součásti dochází dle statistických údajů firmy ke *zvýšenému procentu zmetkovitosti* až o 50% oproti velmi nízkému standardu jiné výroby. U tak drahého materiálu obrobku a času již proběhlých předchozích operací se tento fakt negativně promítne do celkového zisku z této výroby (výše zisku a ztrát firmou neposkytnuta). Další komplikací je následná oprava, resp. nová výroba kusu. Polotovár je dovezen zákazníkem v přesném počtu na potřebnou dávku a dle smluvních podmínek může být využit k výrobě pouze tento certifikovaný materiál. Vznikají časové prodlevy výroby.

Tuto zmetkovitost *lze přičítat právě způsobu upnutí* na CNC stroji Integrex 100Y. Upnutí není stabilní, dostatečně tuhé a je zde problém s přesným ustavením osy rotace čepu do osy rotace vřetena stroje. Z tohoto důvodu je zmíněná nepřesnost výroby nejčastěji způsobena nesplněním předepsané rozměrové tolerance soustruženého čepu. Ojedinele pak dochází k uvolnění obrobku. To znamená ve většině případů destrukci nástroje, poškození obrobku a možné riziko zranění obsluhy.

#### 4.2.3 *Úzké místo ve výrobním toku firmy*

Podle aktuálních informací v této firmě dochází k takovému počtu nových zakázek, že i přes CPC systém řízení výroby nelze tento objem zajistit vlastní výrobou. Z těchto důvodů je často *nutné využívat možnosti kooperace* s jinými firmami, což je z hlediska strategie firmy výhodnější než odmítnout zákazníka. Jak již bylo řečeno Frencken Brno se specializuje na kusovou výrobu složitých součástí (tvar, přesnost, těžkoobrobitelné materiály). Proto je ve větší míře využíváno moderních soustružnicko-frézařských center s pěti osami. Naopak stroje jako CNC ZPS MCFV 100 nejsou v takové míře vytíženy. Tyto stroje jsou převážně používány na hrubovací operace a přípravu polotovaru pro další výrobu. Dle údajů firmy dochází ke zpomalení výrobního toku právě kvůli *přetíženosti strojů jako CNC Mazak Integrex 100Y*. Obzvláště u časově náročných operací jako je obrábění titanových slitin, které blokují další výrobu.

### 4.3 Návrh na změnu ve výrobě součásti aretační hák

V této části práce bude proveden návrh na změnu ve výrobě součásti aretační hák ve snaze eliminovat výše definované problémy.

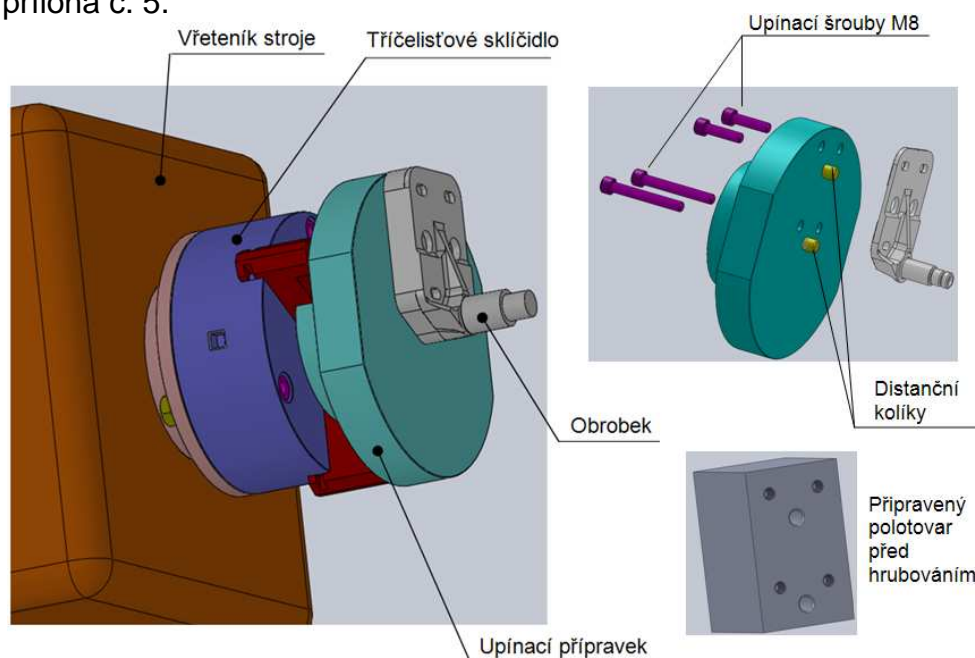
#### 4.3.1 Přesun větší části výroby součásti na méně vytížený stroj

V předchozí kapitole byla popsána situace s přetížeností určitých typů strojů. Tento problém nastává i při výrobě aretačního háku, což můžeme pozorovat v tab. 4.1.2. Podstatná část výroby této součásti je v nyní realizovaná právě na přetíženém CNC Mazak Integrex 100Y.

Po vytvoření vhodného technologického postupu a nového NC programu je možné zmíněnou součást z větší části vyrobit i na třísém CNC ZPS MCFV 100. Tím docílíme omezení času výroby na přetíženém stroji s vyšší hodinovou sazbou a využijeme lépe firemního výrobního potenciálu.

#### 4.3.2 Návrh upínacího přípravku pro eliminaci zmetkovitosti

Problémy s upínáním obrobku při výrobě aretačního háku byly rovněž definovány výše. V rámci tohoto projektu byl navržen speciální upínací přípravek, jenž má tyto problémy vyřešit. V příloze č. 3 je pro tento přípravek vypracována technická dokumentace. 3D model přípravku je zobrazen na obr. 4.3.2. Pro upnutí obrobku na tento přípravek je zapotřebí připravit polotovar viz. příloha č. 5.

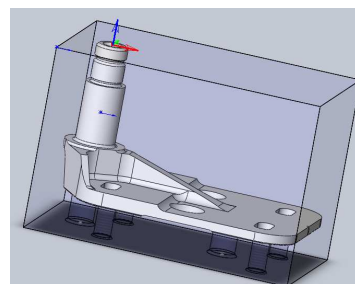


Obr. 4.3.2.1 Pohled na 3D model nového způsobu upnutí pomocí speciálního přípravku, který umožňuje upnutí do strojního svěráku na stroji MCFV 100 (frézované rovinné plochy na velkém průměru přípravku) a následné soustružení na stroji Integrex 100Y

#### a) Úprava polotovaru - zúhlované rozměry 108 x 70 x 73 mm

- výška polotovaru 73 mm, výška finální součásti  $57,6 \pm 0,5$  mm
- lze využít 15 mm výšky přebytečného materiálu od výrobce k upínání
- zhotovení 4xM8 v hloubce tohoto přířívku 15mm (pro upínací šrouby)

- zpřesnění díry čepu  $\Phi 10 \pm 0,2$  mm (příloha č.1, pohled A3-A3) na  $\Phi 10,5H7$  do hloubky 11 mm (pro kolík přípravku, zajišťující ustavení osy čepu do osy rotace přípravku pro možnost přesného soustružení)
- vrtání 2. technologické díry do přebytečného materiálu obrobku  $\Phi 10,5H7$  do hloubky 11 mm (pro druhý distanční kolík přípravku, který vymezuje polohu obrobku na přípravku)
- výkres polotovaru v příloze č. 5



Obr. 4.3.2.2 Poloha finální součásti aretační hák vůči polotovaru obrobku.

#### Souhrn nutných úprav polotovaru a jejich nákladů

- výroba závitů 4xM8, vrtání technologické díry pro distanční kolík, technologické zpřesnění díry  $\Phi 10 \pm 0,2$  na  $\Phi 10,5H7$  do hloubky 11 mm
- *navýšení výrobních nákladů* o tyto změny v přípravě polotovaru: **168 Kč/kus** (celková hodinová sazba pracoviště zahrnující veškeré náklady 561Kč/hod, celkový čas úprav polotovaru 18 minut, výpočet stejný jako v kap. 4.1.2)

#### **b) Upínací přípravek** (viz. výkresová dokumentace v příloze č. 3)

- přírubovitá součást s osazením, sloužící k upnutí obrobku tak, aby byla shodná osa rotace čepu součásti a osa rotace příruby. To je zajištěno pomocí dvou kolíků. Samotné upnutí je zajištěno čtyřmi vysokopevnostními šrouby M8 s válcovou hlavou a vnitřním šestihranem (DIN 912, pevnostní třída oceli 12.9 - DIN 41Cr4 (ČSN 14 140) kalená a popouštěná).
- záměrem je upnutí rotačního přípravku do tříčelistového hydraulického sklíčidla stroje CNC Mazak Integrex 100Y. Po spuštění otáček vřetena je možno soustružit čep jinak nerotační součásti, poněvadž je přesně ve středu rotace přípravku.
- je eliminováno nestabilní upnutí obrobku ve „vybraných“ (frézovaných) měkkých čelistech sklíčidla stroje a odstraněn problém se zmetkovitostí z důvodu nepřesně ustaveného polotovaru při soustružení
- celkové náklady na výrobu upínacího přípravku včetně kolíků a šroubů činí **5890 Kč** (zahrnuje náklady na materiál, soustružení, frézování, vrtání, kalení, elektroerozivní hloubení 2 přesných děr pro distanční kolíky, broušení)
- při roční dávce 180 ks (kap.4.1.3) činí náklady na upínací přípravek **33 Kč/ks**
- celkové zvýšení nákladu na změnu v upínání je  $168 + 33 =$  **201 Kč/ks** (vztaženo k roční dávce 180 ks)

#### **4.3.3 Návrh na nový technologický postup výroby aretačního háku**

Následná úprava technologického postupu výroby této součásti vychází ze základní myšlenky využít v maximální možné míře méně vytížené stroje a částečně tak eliminovat kritická místa ve výrobním toku (viz. kap. 4.2.3).

### Změna v technologickém postupu - stručný popis návrhu

- a) příprava polotovaru a upnutí pomocí šroubů, distančních kolíků do upínacího přípravku (viz. kap. 4.3.2)
- b) upnutí přípravku za jeho frézované rovinné plochy do hydraulického strojního svěráku na tříosé vertikální CNC frézce ZPS MCFV 100
- c) hrubování a dokončení frézovacích operací 1. strany obrobku bez přídavků s výjimkou třech úkosů (žebro a 2 úkosy boků součásti), tyto části pouze hrubovány
- d) na pětiosém CNC Mazak Integrex 100Y součást upnuta v přípravku do tříčelistového sklíčidla za menší průměr příruby, frézovány-dokončeny pouze tři vyhrubované úkosy
- e) soustružnické a následné operace zůstávají bez změny (viz. Kap 4.1.2)

#### **4.3.4 Výběr vhodných nástrojů a řezných podmínek**

Firma Frencken má dlouholeté zkušenosti s obráběním titanových slitin, především slitinou Ti-6Al-4V. Výběru vhodných nástrojů věnuje velkou pozornost již řadu let. Ve zdejší výrobě byly *testovány desítky nástrojů* od většiny známých výrobců nástrojů jako např. Iscar, Seco, Ceratizit, WNT, Sandvik, Walter, Güehring, Emuge-Franken, Pramet, ZPS-FN aj.

Pro výrobní podmínky firmy se dlouhodobě nejlépe osvědčily značky *Seco, Ceratizit a Güehring*. Nástroje firmy Seco jsou v současné době postupně nahrazovány nástroji společnosti Ceratizit, jenž dosahují za stejných řezných podmínek vyšších trvanlivostí v řezu při srovnatelných cenách. *Řezné podmínky* se ve většině případů drží v rozmezí doporučených parametrů od výrobců nástrojů, spíše však v nižších hodnotách těchto intervalů. *Podrobný přehled řezných podmínek* současné výroby součásti aretační hák je možno nalést v příložených postprocesovaných NC programech.

Při tvorbě nového NC programu bude využito především těchto prověřených nástrojů a řezných podmínek z důvodu větší průkaznosti přínosu navržených změn. V závěru této kapitoly pak bude zpracován průřez aktuální světové nabídky nástrojů, speciálně určených pro obrábění titanových slitin.

#### **4.3.5 Výběr hrubovací strategie s využitím simulace SolidCam**

Bylo zváženo několik variant nových technologických postupů a úprav výrobních strategií dle poznatků z přechozí části práce, mapující aktuální výzkumy, návody a doporučení na nejvhodnější postupy při obrábění titanových slitin. Při výrobě aretačního háku z dodaného polotovaru je nutné odebrat více než 80% materiálu Ti-6Al-4V.

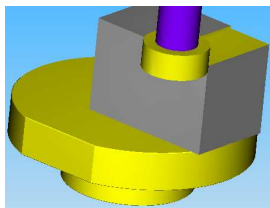
Byly simulovány čtyři varianty NC programu pro hrubování základního tvaru obrobku na stroji ZPS MCFV 100 s využitím software SolidWorks 2009 a SolidCAM 2008. Řezné podmínky byly zadávány jako střední hodnoty doporučených intervalů z katalogů výrobců nástrojů.<sup>74, 76, 79, 80</sup>



**a) hrubování čelní rohovou frézou většího průměru ( $\kappa_r = 90^\circ$ )**

- nástrčná rohová fréza Ceratizit  $\Phi 50$ ,  $z = 8$ , (A211.50R.08-11), VBD: XDKT 11T3008 ER-F40, upínací trn Seco  $\Phi 22$  mm

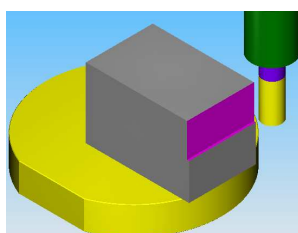
Ukázka simulace hrubování



Ukázka reálného nástroje

Obr. 4.3.5.1<sup>74</sup>**b) hrubování stopkovou frézou - bokem nástroje s velkým  $a_p$** 

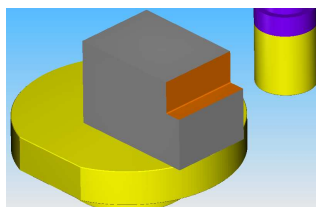
- TK monolitní stopková fréza Güehring  $\Phi 20$  mm RF100F INOX,  $z = 4$  (nepravidelné stoupání šroubovice), upínání Weldon

Obr. 4.3.5.2<sup>76</sup>

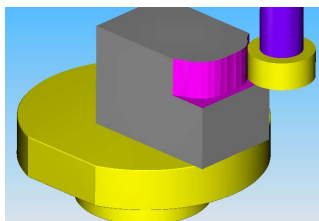
Testovány (simulací) dva nové nástroje:

**c) hrubování bokem nástroje - speciální fréza CoroMill 690 na Ti slitiny**

- $\Phi 50$  mm 690-050C5-1053H,  $z = 21$  (3 řady zubů -  $a_{p \max} = 53$  mm), VBD: 690-100510M-P-SL 1030

Obr. 4.3.5.3<sup>79</sup>**d) metoda ponorného frézování - „planžování“**

- nástrčná ponorná fréza Seco  $\Phi 50$  mm R220.79 - XO12-4A,  $z = 4$ , VBD: XOMX 120408TR-ME08TR-ME08 F40M, upínací trn Seco

Obr. 4.3.5.4<sup>80</sup>

Nejproduktivnější variantou byl dle předpokladů nástroj c). Výrobce dané podmínky pro  $\Phi 50$ :  $a_{p \max} = 53$  mm,  $f_z = 0,05-0,20$  mm/zub ( $z = 21$ ),  $a_e = 6-18$  mm (dopor.  $f_z = 0,1$  mm, při  $v_c = 40$  m/min,  $a_p = 30$  mm,  $a_e = 10$  mm) Jeho velmi vysoká produktivita však nelze plně využít, poněvadž tento nástroj

podmiňuje svou výkonnost maximální tuhostí vřetena a celé soustavy obrábění, což kužel vřetena ISO 40 na stroji MCFV 100 nespĺňuje. Tento stroj rovněž nemá možnost vnitřního chlazení středem nástroje, jenž je hlavní výhodou této frézy. Negativem je také velmi vysoká pořizovací cena:  $\Phi 50$  mm - 33 260 Kč pouze za tělo nástroje (k datu 15.03.2009). VBD GC 1030, velikost 10 mm, povlak (TiAl)N - 410 Kč/ks, což činí celkové náklady na pořízení tohoto nástroje cca 41 900 Kč. Z těchto důvodů frézu CoroMill 690 nelze pro výrobu součásti aretační hák doporučit i přes fakt, že byl řádově 3x produktivnější než zbylé nástroje.

Planžování neboli ponorné frézování bylo výše v kap. 2.3.2.8 definováno jako vysoce produktivní. U této výroby, vzhledem k tvaru součásti a poměrně malým rozměrům, nelze plně využít výhod této strategie. Dosahované časy obrábění byly srovnatelné s časy při využití běžných nástrojů firmy Frencken a) a b). Negativní však bylo zvýšené množství zbytkového materiálu. To lze eliminovat snížením kroků, nicméně pak tento čas není zdaleka produktivní.

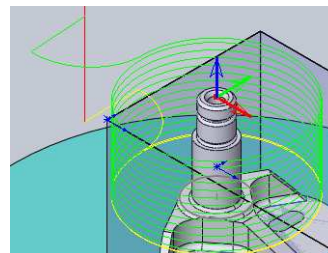
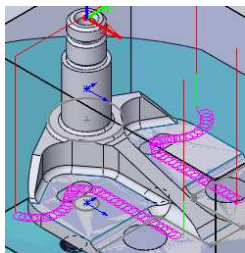
Jako nejvhodnější varianta z výše zmíněných nástrojů se pro dané podmínky ukázala kombinace a) a b). Na rovinných plochách je produktivnější čelní rohová fréza ( $a_e = 0,5D$ ,  $a_p = 3$  mm,  $f_z = 0,1$  mm,  $v_c = 35$  m/min), nicméně v okolí čepu a žebor naopak stopková fréza. Proto bude tato varianta dále optimalizována při tvorbě finálního NC programu pro stroj MCFV 100.

#### 4.3.6 Tvorba NC programu pro obráběcí centrum ZPS MCFV 100

Byl odůvodněn návrh na změnu ve výrobě, stanoven způsob upnutí obrobku, nastíněn stručný technologický postup a v předcházející kapitole vybrány nástroje pro hrubování. Nyní bude vytvořen NC program. Nástroje pro dokončovací frézovací operace 1. strany obrobku použité na stroji Mazak zůstávají nezměněny, budou pouze využity na stroji ZPS. Řezné podmínky používané ve firmě Frencken splňují doporučení z předchozích výzkumů a budou zachovány.

*Optimalizační prvky použité při tvorbě NC programu v SolidCAM 2008:*

- programováno generování drah nástroje pouze sousledné
- nájezdy nástroje do řezu pod nájezdovým obloukem bez změny  $v_c$
- pro hrubování v oblasti žebra použita trochoidní dráha nástroje
- kruhová interpolace a sestup nástroje do řezu po spirále preferována před cyklickými nájezdy a výjezdy frézy ze záběru
- vždy odskok od materiálu při přejezdech nad obrobkem
- namísto pravoúhlých přejezdů nástroje použita funkce „obálka“ při rychloposuvech v okolí žebra
- ponechání nástroje „dole“ - snížení automatických hladin přejezdů



Obr. 4.3.6.1 Trochoidní dráha nástroje    Obr. 4.3.6.2 Hrubování čepu sestupem po spirále

Nový čas obrábění součásti na stroji MCFV 100 s využitím tohoto NC programu je **158 min**, při zachování stávajících řezných podmínek.

Z původního řídicího programu CNC stroje Mazak Integrex 100Y byla umazána část frézování, která byla přesunuta na MCFV 100. Ponecháno bylo pouze dokončení třech úkosů žebra a boků součásti, kde bylo využito možnosti plynulého náklonu frézovacího vřetena. Tyto dokončovací operace společně se soustružnickými trvají 16 min a speciální úprava konce závitů na čepu, tzv. „SureLock“ trvá 5 min. Tyto operace byly nezměněny stejně jako následné dokončení 2. strany obrobku na konvenční frézce FNGJ20.

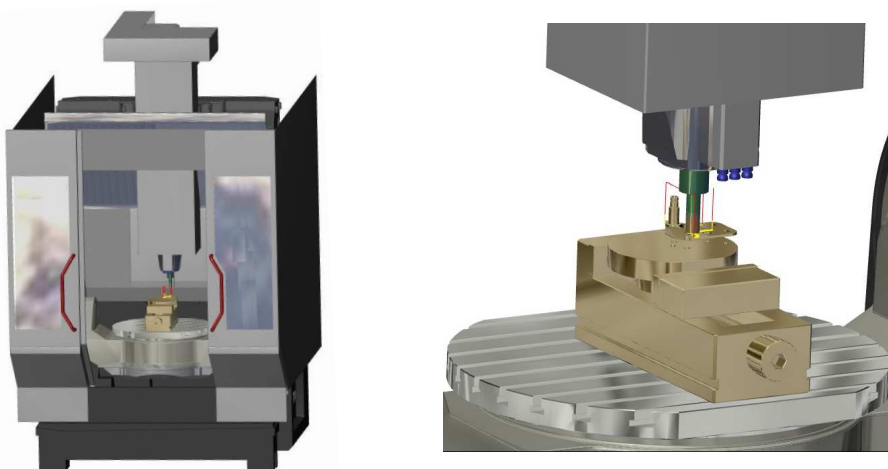
Na obrázku níže je zobrazen obrobek stávající výroby součásti aretační hák, který je právě dokončen z 1. strany, tzn. je znázorněn stav obrobku, mezi operací č. 3. a 4. (viz. tab. 4.1.2).



Obr. 4.3.6.3 Obrobek stávající výroby součásti po dokončení 1. strany (MCFV, Mazak) a před operací na konvenční frézce TOS Žebrák FNGJ20

#### 4.3.7 Verifikace nově navrženého NC programu

Ověření nového NC programu bylo provedeno v běžné simulaci softwaru SolidCAM a v aplikaci „Machine Simulation“, jenž simuluje věrněji pracovní prostor stroje. To má význam především u pětiosých obráběcích center, kde je zvýšené riziko kolize. Po definování nástrojů, upínání, délek vyložení, tvaru polotovaru a finální součásti lze získat přesnější informace o možnosti kolize při obrábění.



Obr. 4.3.7.1 Verifikace navrženého NC programu pro ZPS MCFV 100 v softwaru Machine Simulation 2003 (nedekovány žádné kolize).

Nový celkový výrobní čas součásti  $t_A$  je tedy v důsledku změn **330 min/ks**. Původní byl  $t_A$  byl **341 min/ks**. Lze konstatovat, že úprava strategií v novém NC programu nepřinesla výrazné zlepšení. To však nebyl záměr této optimalizace. Provedené změny mají především docílit vyšších trvanlivostí nástrojů.

V tab. 4.3.6 je možné pozorovat dopad optimalizačních změn na celkové výrobní náklady  $N_C$ . Přesunutím části výrobních operací na stroj s nižší hodinovou sazbou a o 11 min kratší celkový výrobní čas  $t_A$  způsobilo změnu v celkových výrobních nákladech  $N_C = 5609 \text{ Kč/ks}$ . Je NUTNÉ připočítat k těmto nákladům také náklady na nový upínací přípravek. V kap. 4.3.2 byly tyto náklady na přípravek stanoveny **201 Kč/ks** (počítáno na roční výrobní dávku).

Tab. 4.3.6 Přehled časů a nákladů na výrobu součásti po návrhu na změnu

Frencken Brno s.r.o. Čas výroby, hodinové sazby pracovišť a celkové výrobní náklady součásti				Název součásti: Aretační hák		
Č. op.	Stroj, pracoviště	$\Sigma$ vedlejších časů $t_{AV}$ , seřízení stroje a čas výměn nástrojů $t_N$ [min/ks]	Jednotkový strojní čas automatický $t_{AS}$ [min/ks]	Celkový výrobní čas součásti $t_A$ [min/ks]	Hodinová sazba pracoviště TOTAL* [Kč/hod]	Celkové výrobní náklady $N_C$ [kč/ks]
1	Vstupní kontrola	Režijní náklady firmy				
2	CNC ZPS MCFV 100	11	158	<b>169</b>	1200	3380
3	CNC Mazak Integrex 100Y	16	21	<b>37</b>	1600	987
4	Frézka TOS Žebrák FNGJ20	12	90	<b>102</b>	609	1036
5	Zámečnick	2	20	<b>22</b>	561	206
6	Výstupní kontrola	Režijní náklady firmy				
7	Expedice, balení	Režijní náklady firmy				
<b><math>\Sigma</math></b>	-	<b>41 min/ks</b>	<b>289 min/ks</b>	<b>330 min/ks</b>	-	<b>5609 Kč/ks + 201 Kč/ks na změnu v upínání</b>

Pozn.: Změna vedlejších časů a časů výměn nástrojů zanedbána. Lze předpokládat, že nebude výrazněji změněna, pouze se větší část těchto časů přesune do levnější hodinové sazby stroje. To znamená další drobnou úsporu v celkových nákladech na výrobu této součásti.

## 5 CELKOVÝ PŘÍNOS DANÉ OPTIMALIZACE PRO FIRMU

Celková úspora nákladů  $N_C$  na výrobu 1 ks součásti po návrhu na změnu:

$$6522 - (5609 + 201) = \underline{712 \text{ Kč/ks}}$$

Celková roční úspora nákladů  $N_C$  při výrobě 180 ks součástí aretační hák:

$$712 \text{ Kč} \cdot 180 \text{ ks} = \underline{128\,160 \text{ Kč/rok}}$$

- + předpoklad snížení procenta zmetkovitosti při této výrobě
- + předpoklad prodloužení trvanlivosti nástrojů v řezu
- + částečná eliminace „úzkého“ místa výrobního toku podniku
- + celkové lepší využití výrobní kapacity firmy Frencken Brno s.r.o.

## ZÁVĚR

Cílem diplomové práce je návrh optimalizace výroby součásti letadla, zvané Aretační hák. Tento díl je navržen z těžkoobrobitelné titanové slitiny Ti-6Al-4V, jež komplikuje běžné výrobní postupy. Nízká trvanlivost nástrojů a nutnost využití nízkých řezných rychlostí tuto výrobu značně prodražuje.

Rozsah a výsledky práce jsou shrnuty v následujících bodech:

- Je uveden popis titanové  $\alpha+\beta$  slitiny Ti-6Al-4V, její vlastnosti, složení a normy značení. Jsou specifikovány důvody těžkoobrobitelnosti titanu.
- Pro úspěšné obrábění těchto materiálů je zapotřebí dodržovat základní pravidla a technologické postupy. Ty jsou sumarizovány a následně detailně zdůvodněny.
- K samotnému vypracování optimalizačního návrhu bylo vhodné se v dané problematice nejdříve zorientovat. Proto byla soustředěna pozornost na aktuální celosvětové výzkumy, poznatky a doporučení v oblasti komplexního procesu třískového obrábění titanových slitin.
- Následně bylo snahou výsledky zpracovaných výzkumů v nejvyšší možné míře implementovat do výroby dané součásti.
- Analýzou stávající technologie výroby aretačního háku byly zjištěny problémy s upínáním součásti. To bylo eliminováno návrhem upínacího přípravku za účelem snížení procenta zmetkovitosti výroby.
- Bylo nalezeno kritické místo ve výrobním toku firmy. Přetížené moderní CNC stroje jsou zahlceny velkým množstvím zakázek, zatímco starší stroje naopak nejsou plně využity. Velká část výroby dané součásti probíhá právě na přetíženém pětiosém CNC stroji. To však není nutné. Proto je výroba v návrhu přesunuta na tříosou vertikální CNC frézku, méně vytíženou, která má rovněž nižší hodinovou sazbu o 400 Kč/hod.
- Pro tuto změnu byla vypracována technická dokumentace. Byl vytvořen nový technologický postup a NC program, v němž byly použity doporučené optimalizační prvky z výzkumů. Celkový čas výroby nebyl výrazně ovlivněn. Z předchozích 341 min/ks bylo optimalizací NC programu dosaženo 330 min/ks.
- Výrazná úspora v celkových výrobních nákladech nastala díky přesunu výroby na stroj s nižší hodinovou sazbou. To se projevilo zvláště při časově náročných výrobních operacích, jako je obrábění titanových slitin. Předchozí celkové náklady na výrobu jedné součásti byly 6522 Kč/ks. Po optimalizačním návrhu, jenž byl cílem této práce došlo k úspoře o 712 Kč na jeden vyrobený kus aretačního háku.

Při výrobní dávce 180 ks/ročně je pak finální úspora firmy 128160 Kč/rok. Kromě této úspory na celkových nákladech, je navíc reálný předpoklad snížení procenta zmetkovitosti a prodloužení trvanlivosti nástrojů v řezu, díky použitým optimalizačním opatřením při tvorbě NC programu. Dalším přínosem návrhu je částečná eliminace „úzkého“ místa výrobního toku podniku a celkově lepší využití výrobní kapacity firmy Frencken Brno s.r.o.

**SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ**

1. AB SANDVIK COROMANT - SANDVIK CZ s.r.o. *Příručka obrábění : Kniha pro praktiky*. Přel. M. Kudela. 1. vyd. Praha : Scientia, s.r.o., 1997. 857 s. Přel. z: Modern Metal Cutting - A Practical Handbook. ISBN 91-97 22 99-4-6.
2. AB Sandvik Coromant. *Titanium Machining : Application Guide*. Sweden: Sandvikens Tryckeri, 2004. 88 s.
3. BACH, P. Frézování titanových slitin HSS nástroji. *Frézování IV. : Odborná konference FSI VUT v Brně Ústavu strojírenské technologie*. : Akademické nakladatelství CERM, 2007. s. 87-100. ISBN 80-214-3239-X.
4. CALLISTER, W. *Material Science and Engineering : An Introduction*. 7th edition. : Wiley, 2006. 832 p. ISBN 0-471-73696-1.
5. DUDZINSKI, D., MOLINARI, A., SCHULZ, H. *Metal cutting and high speed machining*. : Kluwer Academic, 2002. 490 p. ISBN 0306467259.
6. ELMAN, J., MICHALÍČEK, V. *Anglicko-český technický slovník*. 1. vyd. Praha : Sobotáles, 1998. 1328 s. ISBN 80-85920-50-6.
7. FOREJT, M., PÍŠKA, M. *Teorie obrábění, tváření a nástroje*. Brno : Akademické nakladatelství Cerm, 2006. 225 s. ISBN 80-214-2374-9.
8. HUMÁR, A. *Materiály pro řezné nástroje*. Praha : MM Publishing, 2008. 235 s. ISBN 978-80-254-2250-2.
9. KURSA, M., SMÍŠEK, V., DRÁPALA, J., LOSERTO VÁ, M., NOGA, Z. *Imermetalické sloučeniny Ti - Al a slitiny titanu na jejich bázi*. 1. vyd., Ostrava: VŠB - TU Ostrava, 2005, 166 s. ISBN 80-248-0893-5.
10. LEYENS, C, PETERS, M. *Titanium and titanium alloys : Fundamentals and applications*. 2nd edition. Germany : DLR - German Aerospace Center, 2005. 513 p. ISBN 3-527-30534-3.
11. NESLUŠÁN, M., CZÁN, A. *Obrábanie titánových a niklových zliatin*. 1. vyd. Praha: Žilina: EDIS, 2001, 195 s. ISBN 80-7100-933-4.
12. PÍŠKA, M., SCHNEIDER, M., SLANINA, E.. Efektivní hodnocení řezivosti nástrojů a využívání v technologii třískového obrábění. *Technika a trh - Maschinenmarkt*. 1993, roč. 1, č. 3, s. 19 -24.
13. PTÁČEK, L. a kolektiv. *Nauka o materiálu II*. 1. vyd. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 1999, 352s. ISBN 80-1204-130-4.
14. SEDLÁČEK, V. *Únava hliníkových a titanových slitin*. 1. vyd. Praha : Státní nakladatelství technické literatury SNTL, 1989. 352 s. ISBN 80-03-001180-3.
15. SHAW, M.C. *Metal cutting principles*. [s.l.] : Oxford University Press, 2005. 594 s. ISBN 0-19-859020-2.
16. VASILKO, K. *Analytická teoria trieskového obrábania*. Prešov : Fakulta výrobných technológií TU v Košiciach, 2007. 485 s. ISBN 978-80-8073-759-7.

Semináře

17. BACH, P. *HSS nástroje z PM ocelí pro výkonné a ekonomické frézování titanu*. Seminář „Produktivní řezné nástroje a optimalizace procesu obrábění“. For industry, 8. mezinárodní veletrh strojírenských technologií. Praha, 16.4.2009.

Elektronické zdroje

18. AB Sandvik Coromant. *Turning titanium-developments in application technology*. Sweden: CMSE/Sjöströms grafisk produktion, 2003. 16 s. Dostupný z WWW: <[http://www2.coromant.sandvik.com/coromant/pdf/Aerospace/tekn\\_art\\_titan.pdf](http://www2.coromant.sandvik.com/coromant/pdf/Aerospace/tekn_art_titan.pdf)>.
19. ABELE, E., FRÖHLICH, B. *High speed milling of titanium alloys*. : APEM-Advances in Production Engineering & Management, 2008. 140 p. ISSN 1854-6250. Dostupný z WWW: <[http://www.google.com/search?q=26.High+speed+milling+of+titanium+alloy+s++APEM-+Advances+in+Production+Engineering+%26+Management+3&rls=com.microsoft:cs:IE-Address&ie=UTF-8&oe=UTF-8&sourceid=ie7&rlz=117SUNA\\_en](http://www.google.com/search?q=26.High+speed+milling+of+titanium+alloy+s++APEM-+Advances+in+Production+Engineering+%26+Management+3&rls=com.microsoft:cs:IE-Address&ie=UTF-8&oe=UTF-8&sourceid=ie7&rlz=117SUNA_en)>.
20. AMBROŽ, P. Moderní systémy pro upínání stopkových nástrojů. *MM Průmyslové spektrum*. 2007, č. 4, s. 48. Dostupný z WWW: <<http://www.mmspektrum.com/clanek/moderni-systemy-pro-upinani-stopkovych-nastroju-2>>.
21. An experimental investigation of effects of cooling/lubrication conditions on tool wear in high-speed end milling of Ti-6Al-4V. *Wear*. 2996, vol. 261, no. 7, s. 760-766. Dostupný z WWW: <[http://www.sciencedirect.com/science?\\_ob=MIimg&\\_imagekey=B6V5B-4JCCFYD-1-H&\\_cdi=5782&\\_user=10&\\_orig=search&\\_coverDate=10%2F20%2F2006&\\_sk=997389992&view=c&wchp=dGLbVzb-zSkWA&md5=78dbb780fbc4ab003f356e04176bdd2c&ie=/sdarticle.pdf](http://www.sciencedirect.com/science?_ob=MIimg&_imagekey=B6V5B-4JCCFYD-1-H&_cdi=5782&_user=10&_orig=search&_coverDate=10%2F20%2F2006&_sk=997389992&view=c&wchp=dGLbVzb-zSkWA&md5=78dbb780fbc4ab003f356e04176bdd2c&ie=/sdarticle.pdf)>.
22. ARSHAD, H, GINTING, A, CHE HARON, C.H. Performance of alloyed uncoated and CVD-coated carbide tools in dry milling of titanium alloy Ti-6242S. *Journal of Materials Processing Technology*. 2007, vol. 185, no. 1, s. 77-82. Dostupný z WWW: <[http://www.sciencedirect.com/science?\\_ob=MIimg&\\_imagekey=B6TGJ-4JYKMNJ-2-N&\\_cdi=5256&\\_user=10&\\_orig=search&\\_coverDate=04%2F30%2F2007&\\_sk=998149998&view=c&wchp=dGLzVlz-zSkzV&md5=98eb1cf3dfd6db551256c929b4b94d51&ie=/sdarticle.pdf](http://www.sciencedirect.com/science?_ob=MIimg&_imagekey=B6TGJ-4JYKMNJ-2-N&_cdi=5256&_user=10&_orig=search&_coverDate=04%2F30%2F2007&_sk=998149998&view=c&wchp=dGLzVlz-zSkzV&md5=98eb1cf3dfd6db551256c929b4b94d51&ie=/sdarticle.pdf)>.
23. *ASTM International Standards worldwide : ASTM B265 - 09 Standard Specification for Titanium and Titanium Alloy Strip, Sheet, and Plate* [online]. c1996-2009 [cit. 2009-05-10]. Dostupný z WWW: <<http://www.astm.org/Standards/B265.htm>>.

24. BACH, P., TRMAL, G.J. ECONOMY OF TITANIUM MILLING. *Modern Machinery (MM) Science Journal* [online]. 2008 [cit. 2009-05-15], s. 34-39. Dostupný z WWW: <<http://www.mmscience.eu/archives/>>.
25. BELTRAME, L., FIORETTI, M., KULJANIC, E. Milling Titanium Compressor Blades with PCD Cutter. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. 1998, vol. 47, no. 1, s. 61-64. Dostupný z WWW: <[http://www.sciencedirect.com/science?\\_ob=MIimg&\\_imagekey=B8CXH-4P3DTXM-G-1&\\_cdi=40087&\\_user=10&\\_orig=search&\\_coverDate=12%2F31%2F1998&\\_sk=999529998&view=c&wchp=dGLzVlz-zSkWb&md5=b6747573470259499141bd399325be31&ie=/sdarticle.pdf](http://www.sciencedirect.com/science?_ob=MIimg&_imagekey=B8CXH-4P3DTXM-G-1&_cdi=40087&_user=10&_orig=search&_coverDate=12%2F31%2F1998&_sk=999529998&view=c&wchp=dGLzVlz-zSkWb&md5=b6747573470259499141bd399325be31&ie=/sdarticle.pdf)>.
26. BONNEY, J., EZUGWU, E.O., YAMANE, Y. An overview of machinability of aeroengine alloys. *Journal of Materials Processing Technology*. 2003, vol. 134, no. 1, s. 233-253. Dostupný z WWW: <[http://pdf.directindustry.com/pdf/cool-jet-systems/high-speed-machining-of-aero-engine-alloys/53111-52521-\\_11.html](http://pdf.directindustry.com/pdf/cool-jet-systems/high-speed-machining-of-aero-engine-alloys/53111-52521-_11.html)>.
27. BRUHIS, Y., NOLAND, D., SEBRING, W. *HIGH PERFORMANCE MILLING : Meeting the Continuous Challenges of Machining New Innovative Materials*. [s.l.]: NIAGARA CUTTER, 2007. 11 s. Dostupný z WWW: <<http://www.niagaracutter.com/techinfo/whitepaper/NiagaraWhitePaper.pdf>>.
28. BRYCHTA, J., NOVÁKOVÁ, J., PETŘKOVSKÁ, L. Aspekty vysokorychlostního obrábění. *Výrobné inženýrstvo*. 2008, č. 2, s. 67-68. Dostupný z WWW: <<http://web.tuke.sk/fvtpo/casopis/pdf08/2-str-67-68.pdf>>.
29. BUDAK, E., KOPS, L. Improving Productivity and Part Quality in Milling of Titanium Based Impellers by Chatter Suppression and Force Control. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 2000, vol. 42, no.1, 31-36 p. Dostupný z WWW: <[http://www.sciencedirect.com/science?\\_ob=ArticleURL&\\_udi=B8CXH-4P3DTXR-8&\\_user=10&\\_rdoc=1&\\_fmt=&\\_orig=search&\\_sort=d&view=c&\\_acct=C000050221&\\_version=1&\\_urlVersion=0&\\_userid=10&md5=a4e40f6ac93a63ba7dda55278c7bcc91](http://www.sciencedirect.com/science?_ob=ArticleURL&_udi=B8CXH-4P3DTXR-8&_user=10&_rdoc=1&_fmt=&_orig=search&_sort=d&view=c&_acct=C000050221&_version=1&_urlVersion=0&_userid=10&md5=a4e40f6ac93a63ba7dda55278c7bcc91)>.
30. CEJNAROVÁ, A. Jak správně zvolit chlazení pro obráběcí stroj. *MM Průmyslové spektrum*. 2005, roč. 9, č. 5, s. 48. Dostupný z WWW: <<http://www.mmspektrum.com/clanek/jak-spravne-zvolit-chlazen-pro-obrabeci-stroj>>.
31. CEJNAROVÁ, A. Obrábění titanových slitin s vysokotlakým chlazením. *Technický týdeník*. 2008, č. 19, s. 28. Dostupný z WWW: <<http://www.techtydenik.cz/detail.php?action=show&id=4898&mark>>.
32. CIBULKA, V., HOFMANN, P., SKOPEČEK, T. Algoritmizace optimalizačních úloh pro obrábění. *MM Průmyslové spektrum*. 2006, č. 5, s. 20. Dostupný z WWW: <<http://www.mmspektrum.com/clanek/algoritmizace-optimalizacnich-uloh-pro-obrabeni>>.
33. CORDUAN, N., HIMBART, T., POULACHON, G. Wear Mechanisms of New Tool Materials for Ti-6Al-4V High Performance Machining. *CIRP Annals -*



- Manufacturing Technology*. 2003, vol. 52, no. 1, s. 73-76. Dostupný z WWW: <[http://www.sciencedirect.com/science?\\_ob=MIimg&\\_imagekey=B8CXH-4P37B1V-N-1&\\_cdi=40087&\\_user=10&\\_orig=search&\\_coverDate=12%2F31%2F2003&\\_sk=999479998&view=c&wchp=dGLbVtb-zSkzV&md5=93f0b83d8eb0f887335e1dc7b607d0aa&ie=/sdarticle.pdf](http://www.sciencedirect.com/science?_ob=MIimg&_imagekey=B8CXH-4P37B1V-N-1&_cdi=40087&_user=10&_orig=search&_coverDate=12%2F31%2F2003&_sk=999479998&view=c&wchp=dGLbVtb-zSkzV&md5=93f0b83d8eb0f887335e1dc7b607d0aa&ie=/sdarticle.pdf)>.
34. DIEKEN, M., FIORENZA, W., FORMAN, K. Taking The Plunge. *Modern Machine Shop* [online]. 2007 [cit. 2009-05-10]. Dostupný z WWW: <<http://www.mmsonline.com/articles/taking-the-plunge.aspx>>.
35. DIVIŠ, V. Poznatky z obrábění titanových slitin TiAl6V4. *MM Průmyslové spektrum*. 2003, č. 9, s. 83. Dostupný z WWW: <<http://www.mmspektrum.com/clanek/poznatky-z-obrabeni-titanovych-slitin-tial6v4>>.
36. DVOŘÁK, L. Větší bezpečnost při upínání nástrojů. *MM Průmyslové spektrum*. 2008, č. 10, s. 48. Dostupný z WWW: <<http://www.mmspektrum.com/clanek/vetsi-bezpecnost-pri-upinani-nastroju>>.
37. FOREJT, M., HUMÁR, A., PÍŠKA, M., JANÍČEK, L. *Experimentální metody* [online]. SYLABUS pro magisterský studijní program 23-01-T "Strojní inženýrství". obor strojírenská technologie – obrábění – tváření, svařování - management. VUT v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2003, 83 s. Dostupné na WWW: <[http://ust.fme.vutbr.cz/tvareni/opory\\_soubory/experimentalni\\_metody\\_cviceni\\_forejt\\_piska\\_humar\\_janicek.pdf](http://ust.fme.vutbr.cz/tvareni/opory_soubory/experimentalni_metody_cviceni_forejt_piska_humar_janicek.pdf)>
38. GINTING, A., NOUARI, M. Experimental and numerical studies on the performance of alloyed carbide tool in dry milling of aerospace material. *International journal of machine tools & manufacture*. 2006, vol. 46, no. 7, s. 758-768. Dostupný z WWW: <<http://cat.inist.fr/?aModele=afficheN&cpsidt=17704903>>.
39. GINTING, A., NOUARI, M. Wear characteristics and performance of multi-layer CVD-coated alloyed carbide tool in dry end milling of titanium alloy. *Surface & coatings technology*. 2006, vol. 200, no. 18, s. 5663-5676. Dostupný z WWW: <<http://cat.inist.fr/?aModele=afficheN&cpsidt=17665587>>.
40. HASSAN, A, ZHEN-QIANG, Y. Multi-objective optimization in the milling of titanium alloys using the MQL technique. *Journal of Wuhan University of Technology--Materials Science Edition*. 2004, vol. 19, no. 4, p. 26-29. Dostupný z WWW: <<http://www.springerlink.com/content/x5252m28136rpj42/>>.
41. HOEFLER, B. The Right Tool For Milling Titanium. *Modern Machine Shop* [online]. 2009 [cit. 2009-05-01]. Dostupný z WWW: <<http://www.mmsonline.com/articles/the-right-tool-for-milling-titanium.aspx>>.
42. HOFMANN, P., SVOBODA, J., SKOPEČEK, T., ŘEHOŘ, J. Tvorba třísky při vysokorychlostním obrábění. *MM Průmyslové spektrum*. 2003, č. 4, s. 18. Dostupný z WWW: <<http://www.mmspektrum.com/clanek/tvorba-trisky-pri-vysokorychlostnim-obrabeni>>.

43. CHAO, Y, GUIMU, Z, LIBAO, A. Experimental study on the milling of thin parts of titanium alloy (TC4). *Journal of Materials Processing Technology*. 2003, vol. 138, no. 1, s. 489-493. Dostupný z WWW: <[http://www.sciencedirect.com/science?\\_ob=MIimg&\\_imagekey=B6TGJ-48KFK65-9-15&\\_cdi=5256&\\_user=10&\\_orig=search&\\_coverDate=07%2F20%2F2003&\\_sk=998619998&view=c&wchp=dGLbVlz-zSkzV&md5=d68577069b9b79b2d58eca2c446a3629&ie=/sdarticle.pdf](http://www.sciencedirect.com/science?_ob=MIimg&_imagekey=B6TGJ-48KFK65-9-15&_cdi=5256&_user=10&_orig=search&_coverDate=07%2F20%2F2003&_sk=998619998&view=c&wchp=dGLbVlz-zSkzV&md5=d68577069b9b79b2d58eca2c446a3629&ie=/sdarticle.pdf)>.
44. CHIN, S, KRAMER, B, VIENS, D. Theoretical consideration of rake angle metal compounds as tool materials for titanium machining. *Annals of the CIRP*. 1993, vol. 41, no. 1, s. 111-114. Dostupný z WWW: <[http://www.cirp.net/index.php?option=com\\_cirppubli&Itemid=130&type=publication&year=1993](http://www.cirp.net/index.php?option=com_cirppubli&Itemid=130&type=publication&year=1993)>.
45. CHLADIL, J, KOVÁR, L. Aplikace PC pro optimalizaci řezných podmínek. *CA SYSTEMS AND TECHNOLOGIES* [online]. 1997 [cit. 2009-05-08]. Dostupný z WWW: <<http://fstroj.utc.sk/journal/sk/015/015.htm>>.
46. JAWAID, A, KOKSAL, S, SHARIF, S. Evaluation of wear mechanisms of coated carbide tools when face milling titanium alloy. *Journal of Materials Processing Technology*. 2000, vol. 99, is. 1, p. 266-274. Dostupný z WWW: <[http://www.sciencedirect.com/science?\\_ob=MIimg&\\_imagekey=B6TGJ-3YMFMHY-15-17&\\_cdi=5256&\\_user=10&\\_orig=search&\\_coverDate=03%2F01%2F2000&\\_sk=999009998&view=c&wchp=dGLzVlz-zSkWz&md5=fe1db6c239d4a8411525adecd68f0a89&ie=/sdarticle.pdf](http://www.sciencedirect.com/science?_ob=MIimg&_imagekey=B6TGJ-3YMFMHY-15-17&_cdi=5256&_user=10&_orig=search&_coverDate=03%2F01%2F2000&_sk=999009998&view=c&wchp=dGLzVlz-zSkWz&md5=fe1db6c239d4a8411525adecd68f0a89&ie=/sdarticle.pdf)>.
47. KAVAN, M. PRODUKCE VYŽADUJE HLADKÉ. *Svět strojírenské techniky*. 2008, no. 3, s. 18-19. Dostupný z WWW: <<http://www.sst.cz/casopis>>.
48. KOČMAN, K., PROKOP, J. *Speciální technologie – obrábění. Řešené příklady*. [online]. Studijní opory pro studijní obor 23-07-7 Strojírenská technologie. VUT v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2003, 127 s. Dostupné na WWW: <<http://drogo.fme.vutbr.cz/opory/pdf/ust/Spectech.v.obr.pdf>>
49. *Konstruování strojů - strojní součásti - Tření, mazání, opotřebení* [online]. Přednášky, Ústav konstruování, Fakulta strojního inženýrství VUT v Brně. Dostupné na WWW: <<http://www.uk.fme.vutbr.cz>>
50. KOUŘIL, M., KUBÍČEK, J. *Povrchové úpravy a tepelné zpracování* [online]. Studijní opory. VUT v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2002, 31 s. Dostupné na WWW: <[http://homel.vsb.cz/~dos106/PovrchoveUpravy\\_aTepelneZpracovani.pdf](http://homel.vsb.cz/~dos106/PovrchoveUpravy_aTepelneZpracovani.pdf)>
51. KULJANIC, E. *AMST '05 : Advanced manufacturing systems and technology : proceedings of the seventh international conference*. [s.l.] : Springer, 2005. 792 s. Dostupný z WWW: <<http://books.google.com/books?id=NWQeH-wObQoC&hl=cs>>. ISBN 3211265376.
52. LOPEZ DE LACALLE, L. N., LORENTE, J.I., PEREZ, J., Sanchez, J.A. Advanced cutting conditions for milling of aeronautical alloys. *Journal of*

- Materials Processing Technology*. 2000, vol 100, 1-11 p. Dostupný z WWW:<[http://www.scitopics.com/Machining\\_of\\_titanium\\_alloys.html](http://www.scitopics.com/Machining_of_titanium_alloys.html) >.
53. LUNDBAD, M. *Optimizing Titanium alloy machining by applying information gained from FE simulations*. AB Sandvik Coromant, Sweden. Dostupné z WWW : <<http://www.ufc.com.cn/ufc/sandvic.pdf>>
54. MÁDL, J. Optimalizace při obrábění (řezné parametry) . *CA SYSTEMS AND TECHNOLOGIES* [online]. 1997 [cit. 2009-05-12]. Dostupný z WWW: <<http://fstroj.utc.sk/journal/sk/013/013.htm>>.
55. MOLLIKOVÁ, M., *Nauka o materiálu – Struktura hmoty* [online]. Studijní opory. VUT v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2003, 83 s. Dostupné na WWW: <<http://ime.fme.vutbr.cz/files/Studijni%20opory/nomd/Index.html>>
56. MORIWAKI , T, SCHULZ, H. High-speed Machining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. 1992, vol. 41, is. 2, s. 637-643. Dostupný z WWW: <[http://www.sciencedirect.com/science?\\_ob=MIimg&\\_imagekey=B8CXH-4RPFT4J-2-1&\\_cdi=40087&\\_user=10&\\_orig=search&\\_coverDate=12%2F31%2F1992&\\_sk=999589997&view=c&wchp=dGLbVtb-zSkzk&md5=107cf63fc127a3363b7755a048d65953&ie=/sdarticle.pdf](http://www.sciencedirect.com/science?_ob=MIimg&_imagekey=B8CXH-4RPFT4J-2-1&_cdi=40087&_user=10&_orig=search&_coverDate=12%2F31%2F1992&_sk=999589997&view=c&wchp=dGLbVtb-zSkzk&md5=107cf63fc127a3363b7755a048d65953&ie=/sdarticle.pdf)>.
57. Náповěda software SolidCam 2008 - Trochoidní obrábění.
58. PRÁŠIL, T. *Semako tools and software s.r.o. : STROJÍRENSKÁ TECHNOLOGIE* [online]. 2007 [cit. 2009-04-24]. Dostupný z WWW: <[http://www.semaco.cz/index.php?option=com\\_docman&task=doc\\_view&gid=34&Itemid=35](http://www.semaco.cz/index.php?option=com_docman&task=doc_view&gid=34&Itemid=35)>.
59. RAHMAN, M, WANG, Z.G., WONG , Y.S. Tool wear characteristics of binderless CBN tools used in high-speed milling of titanium alloys. *Wear*. 2005, vol. 258, is. 5, s. 752-758. Dostupný z WWW: <[http://www.sciencedirect.com/science?\\_ob=MIimg&\\_imagekey=B6V5B-4DW8YF6-1-\\_cdi=5782&\\_user=10&\\_orig=search&\\_coverDate=02%2F28%2F2005&\\_sk=997419994&view=c&wchp=dGLbVlb-zSkWA&md5=ebc00e8bee6203dfb2c46984cda4d4b6&ie=/sdarticle.pdf](http://www.sciencedirect.com/science?_ob=MIimg&_imagekey=B6V5B-4DW8YF6-1-_cdi=5782&_user=10&_orig=search&_coverDate=02%2F28%2F2005&_sk=997419994&view=c&wchp=dGLbVlb-zSkWA&md5=ebc00e8bee6203dfb2c46984cda4d4b6&ie=/sdarticle.pdf)>.
60. RAHMAN, M, WONG, Y.S, ZAREENA , A.R. Machinability of Titanium Alloys. *JSME International Journal*. 2003, vol. 46, is. 5, s. 107-115. Dostupný z WWW: <[http://www.jstage.jst.go.jp/article/jsmec/46/1/46\\_107/\\_article](http://www.jstage.jst.go.jp/article/jsmec/46/1/46_107/_article)>.
61. RYBÍN, J. Programování NC strojů. *Svět strojírenské techniky : Čtvrtletník svazu strojírenské technologie*. 2008, roč. 6, č. 2, s. 6. Dostupný z WWW: <[http://www.sst.cz/download/pdf/svet\\_stroj\\_tech200802\\_complete.pdf](http://www.sst.cz/download/pdf/svet_stroj_tech200802_complete.pdf)>.
62. ŘASA, J. Obrábění těžkoobrobitelných materiálů. *Svět strojírenské techniky : Čtvrtletník svazu strojírenské technologie*. 2008, roč. 6, č. 2, s. 8. Dostupný z WWW: <[http://www.sst.cz/download/pdf/svet\\_stroj\\_tech200802\\_complete.pdf](http://www.sst.cz/download/pdf/svet_stroj_tech200802_complete.pdf)>.

63. SADÍLEK, M. Vyspělé strategie ve 3D frézování. *MM Průmyslové spektrum*. 2004, č. 12, s. 46. Dostupný z WWW: <<http://www.mmspektrum.com/clanek/vyspele-strategie-ve-3d-frezovani>>.
64. THE BOEING RESEARCH AND TECHNOLOGY GROUP. How To Machine Aircraft Titanium: Getting The Metal Out. *Modern Machine Shop* [online]. 2009 [cit. 2009-05-07]. Dostupný z WWW: <<http://www.mmsonline.com/articles/how-to-machine-aircraft-titanium-getting-the-metal-out.aspx>>.
65. THE BOEING RESEARCH AND TECHNOLOGY GROUP. How To Machine Aircraft Titanium: Plunge And Sweep For Finishing The Corners. *Modern Machine Shop* [online]. 2009 [cit. 2009-05-07]. Dostupný z WWW: <<http://www.mmsonline.com/articles/how-to-machine-aircraft-titanium-plunge-and-sweep-for-finishing-the-corners.aspx>>.
66. THE BOEING RESEARCH AND TECHNOLOGY GROUP. How To Machine Aircraft Titanium: The 8-To-1 Rule For Finishing Walls And Ribs. *Modern Machine Shop* [online]. 2009 [cit. 2009-05-05]. Dostupný z WWW: <<http://www.mmsonline.com/articles/how-to-machine-aircraft-titanium-the-8-to-1-rule-for-finishing-walls-and-ribs.aspx>>.
67. THE BOEING RESEARCH AND TECHNOLOGY GROUP. Where Does Diamond Make Sense In Machining Titanium?. *Modern Machine Shop* [online]. 2009 [cit. 2009-05-04]. Dostupný z WWW: <<http://www.mmsonline.com/articles/where-does-diamond-make-sense-in-machining-titanium.aspx>>.
68. *Titanium Information Group* [online]. [2002-2009] [cit. 2009-04-20]. Dostupný z WWW: <<http://www.titaniuminfogroup.co.uk/home.html>>.
69. TRUCKS, H.E.. *Titanium Industries, Inc : Machining Titanium Alloys* [online]. 2006 [cit. 2009-05-01]. Dostupný z WWW: <[http://www.titanium.com/titanium/tech\\_manual/tech2.cfm](http://www.titanium.com/titanium/tech_manual/tech2.cfm)>.
70. ZEMAN, P., MALY, J. Suché frézování materiálu Ti6Al4V vysokými rychlostmi. *MM průmyslové spektrum*. 2006, č. 12, s. 50. Dostupný z WWW: <<http://www.mmspektrum.com/clanek/suche-frezovani-materialu-ti6al4v-vysokymi-rychlostmi>>.

#### WWW stránky nástrojářských společností

71. *ISCAR* [online]. c2009 [cit. 2009-05-10]. Dostupný z WWW: <<http://www.iscar.com/Ecat/item.asp/mapp/IS/fnum/59/GFSTYP/M/tool/I/cat/5507798>>.
72. *SHM* [online]. c2009 [cit. 2009-05-06]. Dostupný z WWW: <<http://www.shm-cz.cz/cs/produkty/pvd-povlaky/marwin-g>>.
73. *SCHUNK* [online]. c2009 [cit. 2009-05-01]. Dostupný z WWW: <[http://www.cz.schunk.com/schunk/schunk\\_websites/products/products.html?product\\_level\\_1=247&product\\_level\\_2=267&product\\_level\\_3=3039&country=CZE&lngCode=CZ&lngCode2=DE](http://www.cz.schunk.com/schunk/schunk_websites/products/products.html?product_level_1=247&product_level_2=267&product_level_3=3039&country=CZE&lngCode=CZ&lngCode2=DE)>.

74. *CERATIZIT cutting tools* [online]. c2009 [cit. 2009-04-05]. Dostupný z WWW: <[http://www.ceratizit.com/cutting\\_tools\\_ENG\\_HTML.htm](http://www.ceratizit.com/cutting_tools_ENG_HTML.htm)>.
75. *EMUGE-FRANKEN* [online]. 2009 [cit. 2009-04-13]. Dostupný z WWW: <<http://www.emuge-franken.de/english/index.html>>.
76. *Gühring oHG* [online]. 2009 [cit. 2009-04-16]. Dostupný z WWW: <<http://www.guehring.de/englisch/index.htm>>.
77. *Kennametal Inc.* [online]. 2009 [cit. 2009-04-02]. Dostupný z WWW: <<https://www.kennametal.com/en-US/home.jhtml>>.
78. *Pramet Tools s.r.o.* [online]. 2009 [cit. 2009-04-13]. Dostupný z WWW: <<http://www.pramet.com/index2fa9.html?lang=cz>>.
79. *Sandvik Coromant* [online]. 2009 [cit. 2009-05-02]. Dostupný z WWW: <<http://www.coromant.sandvik.com/sandvik/0110/Internet/I-Kit1/se02672.nsf>>.
80. *Seco Tools* [online]. c2008 [cit. 2009-04-10]. Dostupný z WWW: <<http://www.secotools.com/wps/portal/corp>>.
81. *Walter AG* [online]. 2009 [cit. 2009-05-01]. Dostupný z WWW: <<http://www.walter-tools.com/sandvik/3422/Internet/S001867.nsf>>.
82. *WNT : Total tooling online* [online]. c2009 [cit. 2009-04-05]. Dostupný z WWW: <[http://www.wnt.com/index\\_DEU\\_HTML.htm](http://www.wnt.com/index_DEU_HTML.htm)>.
83. *ZPS-FRÉZOVACÍ NÁSTROJE a.s. Zlín* [online]. 2008 [cit. 2009-04-03]. Dostupný z WWW: <<http://www.zps-fn.cz/>>.

**SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ**

Zkratka/Symbol	Jednotka	Popis
BCBN	[-]	bezpojivový kubický nitrid bóru
BCC	[-]	prostorově středěná krystalická mřížka
CBN	[-]	kubický nitrid bóru
$C_T$	[-]	konstanta pro obráběný materiál ( $C_T=C_V^m$ )
$C_V$	[-]	konstanta komplexního Taylorova vztahu
D	[mm]	průměr frézy
$D_V$	[Kč/h]	hodinová sazba vedlejší práce
E	[GPa]	Youngův modul pružnosti v tahu
$E_c$	[J]	práce řezného procesu
F	[N]	řezná síla (výslednice)
$F_c$	[N]	tečná složka řezné síly
$F_f$	[N]	posuvová síla (radiální složka řezné síly)
$F_m$	[N]	dynamická síla
$F_n$	[N]	normálová složka řezné síly
$F_p$	[N]	pasivní síla (axiální složka řezné síly)
$F_s$	[N]	smyková síla
$F_t$	[N]	třecí složka řezné síly
G1	[-]	lineární interpolace pracovního posuvu
G2	[-]	kruhová interpolace ve směru hodinových ručiček
HCP	[-]	hexagonální krystalická mřížka
$H_D$	[mm]	hloubka odřezávané vstvy (jmenovitá tloušťka řezu)
HSC	[-]	High Speed Cutting, vysokorychlostní obrábění
HSS	[-]	nástrojová ocel
HSS-PM	[-]	nástrojová ocel - prášková metalurgie
$K_c$	[N/mm <sup>2</sup> ]	specifický řezný odpor materiálu
$K_n$	[cm <sup>3</sup> ]	kapacita řezného nástroje, objem odebraného materiálu
L	[m]	celková délka obráběné plochy (zahrnuje $l_n$ , $l_p$ )
M	[Kč/h]	mzdový tarif dělníka pro vedlejší práce
MQL	[-]	metoda použití minimálního množství chladicí emulze
MRR	[cm <sup>3</sup> /min]	objem odebraného materiálu za jednotku času
MRT	[cm <sup>3</sup> ]	objem odebraného materiálu po dobu trvanlivosti nástroje
$N_c$	[Kč/ks]	celkové výrobní náklady na jednici
$N_c \text{ min}$	[Kč/ks]	celkové náklady (kritérium min. výrobních nákladů)
$N_N$	[Kč/ks]	náklady na nástroj a jeho výměnu (na 1 obrobek)

Zkratka/Symbol	Jednotka	Popis
$N_S$	[Kč/ks]	náklady na strojní čas
$N_{sm}$	[Kč/min]	minutová sazba stroje
$N_{sn}$	[Kč/h]	hodinová sazba stroje
$N_T$	[Kč]	náklady na nástroj a jeho výměnu (během 1 trvanlivosti bříty)
$N_V$	[Kč/ks]	náklady na vedlejší práci
$N_{Vm}$	[Kč/min]	minutová sazba vedlejší práce
$P$	[W]	výkon
$P_{sl}$	[-]	rovina stříhu (sliding)
$PVD$	[-]	Physical Vapour Deposition, fyzikální napařování - povlakování
$Q$	[cm <sup>3</sup> /min]	úběh materiálu za minutu
$Q_h$	[ks/hod]	počet obrobků zhotovených za hodinu
$Q_n$	[J]	teplo odcházející do nástroje
$Q_o$	[J]	teplo odváděné do obrobku
$Q_{pe}$	[J]	teplo generované v oblasti primární plastické deformace
$Q_{pr}$	[J]	teplo odváděné rezným prostředím
$Q_t$	[J]	teplo odváděné třískou
$Q_T$	[-]	počet obrobených kusů během 1 trvanlivosti bříty
$Q_\alpha$	[J]	teplo generované v oblasti terciální plastické deformace
$Q_\gamma$	[J]	teplo generované v oblasti sekundární plastické deformace
$R$	[%]	režie provozu
$R_a$	[ $\mu$ m]	střední aritmetická úchylka nerovnosti profilu
$R_e$	[MPa]	mez kluzu obráběného materiálu
$R_r$	[m/min]	přerušovaná rezná dráha bříty frézy za jednotku času
$R_z$	[mm]	výška nerovnosti profilu
$R_{zt}$	[mm]	teoretická hodnota nerovnosti obrobeného povrchu
$\check{R}_d$	[m; m/min]	rezná dráha, skutečná dráha řezání bříty nástroje
$SCL$	[-]	Spiral Cutting Length, spirálová dráhu nástroje v řezu
$SK$	[-]	slinutý karbid
$T$	[min]	trvanlivost nástroje v řezu
$T_e$	[min]	optimalizace trvanlivost (kritérium min. výrobních nákladů)
$T_h$	[min]	trvanlivosti rezné hrany nástroje
$T_q$	[min]	optimalizace trvanlivost (kritérium min. výrobního času)
$T_\beta$	[°C]	tranzitní teplota
$VB$	[mm]	průměrné opotřebení hřbetu nástroje

Zkratka/Symbol	Jednotka	Popis
VBD	[-]	vyměnitelná břitová destička
$VB_{max}$	[mm]	opotřebení hřbetu maximální
VN	[mm]	opotřebení hřbetu nástroje vrubové
$a_e$	[mm]	radiální hloubka řezu
$a_p$	[mm]	axiální hloubka řezu
$a_{p\text{ mez}}$	[mm]	mez stability
$\varepsilon$	[mm]	poměrné prodloužení
$\varepsilon_r$	[°]	vrcholový úhel
$f_n$	[mm/ot]	posuv na otáčku
$f_z$	[mm/zub]	posuv na zub
$h$	[mm]	tloušťka třísky
$h_{dc}$	[mm]	tloušťka odebrané třísky
$k$	[-]	koeficient stlačení třísky
$\kappa_r$	[°]	úhel nastavení hlavního ostří nástroje
$l_n$	[m]	nájezd nástroje
$l_p$	[m]	přejezd nástroje
$m$	[-]	exponent vlivu $vc$ a materiálu na Taylorovu závislost
$n$	[ot/min]	počet otáček nástroje za minutu
$r_\varepsilon$	[mm]	poloměr zaoblení špičky nástroje
$t_A$	[min]	operační čas jednotkové práce ( $t_{AS}$ +výměna+vedlejší čas)
$t_{AS}$	[min]	jednotkový strojní čas (automatický strojní)
$t_{AV}$	[min]	čas vedlejší práce
$t_{AX}$	[min]	čas výměny nástroje
$v_c$	[m/min]	řezná rychlost
$v_{ce}$	[m/min]	optimální řezná rychlost při min. výrobních nákladech
$v_{cq}$	[m/min]	optimální řezná rychlost při min. výrobním čase
$v_f$	[m/min]	rychlost posuvu nástroje
$z$	[-]	počet zubů frézy
$\alpha$	[°]	úhel hřbetu
$\alpha_c$	[°]	úhel kontaktu frézy s obráběnou plochou
$\alpha_o$	[°]	nástrojový úhel hřbetu v ortogonální rovině
$\gamma$	[°]	úhel čela nástroje
$\gamma_n$	[°]	nástrojový úhel čela v normálové rovině
$\gamma_o$	[°]	nástrojový úhel čela v ortogonální rovině
$\Delta l_o$	[mm]	teplotní prodloužení
$\Delta p$	[mm]	tloušťka elementu třísky



Zkratka/Symbol	Jednotka	Popis
$\Delta s$	[mm]	posun elementu třísky
$\lambda$	[-]	podíl čistého času řezání, kdy je nůž v záběru a tvoří třísky k času automatického chodu stroje $t_{AS}$
$\lambda_t$	[W/m.K]	tepelná vodivost
$\mu$	[-]	koeficient vnějšího tření
$\sigma$	[MPa]	napětí zpevněné povrchové vrstvy
$\sigma_k$	[MPa]	normální napětí
$\tau_k$	[MPa]	kritické smykové napětí materiálu třísky
$\Phi$	[°]	úhel roviny stříhu, úhel sklonu primární plastické deformace AB
$\varphi$	[°C]	kritická teplota oh řevu povrchové vrstvy
$\Psi$	[°]	úhel obvodového opásání nástroje
$\varphi_1$	[°C]	p úvodní teplota obrobku
$\varphi_2$	[°C]	teplota oh řevu povrchové vrstvy

**SEZNAM PŘÍLOH**

Příloha 1 - Výkresová dokumentace součásti Aretační hák

Příloha 2 - Stávající technologický postup výroby součásti

Příloha 3 - Výkresová dokumentace upínacího přípravku

Příloha 4 - Výkresová dokumentace distančního kolíku

Příloha 5 - Výkresová dokumentace přípravy polotovaru

