

ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE

FAKULTA STROJNÍ

Ústav technologie obrábění, projektování a metrologie



Diplomová práce

Obrábění titanových slitin moderními nástroji

Machining of titanium alloys with moderns tools

Autor: Bc. Petr Brodský

Studijní program: Strojní inženýrství

Studijní obor: Výrobní a materiálové inženýrství

Vedoucí práce: Ing. Jiří Sommer

Praha 2020

I. OSOBNÍ A STUDIJNÍ ÚDAJE

Příjmení: **Brodský** Jméno: **Petr** Osobní číslo: **457575**
Fakulta/ústav: **Fakulta strojní**
Zadávající katedra/ústav: **Ústav technologie obrábění, projektování a metrologie**
Studijní program: **Strojní inženýrství**
Studijní obor: **Výrobní a materiálové inženýrství**

II. ÚDAJE K DIPLOMOVÉ PRÁCI

Název diplomové práce:

Obrábění titanových slitin moderními nástroji

Název diplomové práce anglicky:

Machining of titanium alloys with modern tools

Pokyny pro vypracování:

- 1) Technologická specifika titanových slitin.
- 2) Moderní nástroje pro obrábění titanových slitin.
- 3) Návrh experimentu a vytvoření NC programu.
- 4) Testy obrábění – zhodnocení dosažených výsledků.

Seznam doporučené literatury:

GRZESIK, W. Advanced machining processes of metallic materials: theory, modelling and applications. Second edition. Boston: Elsevier, 2017. ISBN 978-0-444-63711-6.
DONACHIE, Matthew. Titanium: a technical guide. Materials Park: ASM International, 2000.
Davim, J. Paulo. Machining of titanium alloys. New York: Springer, 2014. ISBN 978-3-662-43901-2.

Jméno a pracoviště vedoucí(ho) diplomové práce:

Ing. Jiří Sommer, ústav technologie obrábění, projektování a metrologie FS

Jméno a pracoviště druhé(ho) vedoucí(ho) nebo konzultanta(ky) diplomové práce:

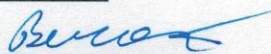
Datum zadání diplomové práce: **30.04.2020**

Termín odevzdání diplomové práce: **31.07.2020**

Platnost zadání diplomové práce: _____



Ing. Jiří Sommer
podpis vedoucí(ho) práce



Ing. Libor Beránek, Ph.D.
podpis vedoucí(ho) ústavu/katedry



prof. Ing. Michael Valášek, DrSc.
podpis děkana(ky)

III. PŘEVZETÍ ZADÁNÍ

Diplomant bere na vědomí, že je povinen vypracovat diplomovou práci samostatně, bez cizí pomoci, s výjimkou poskytnutých konzultací. Seznam použité literatury, jiných pramenů a jmen konzultantů je třeba uvést v diplomové práci.

23.6.2020
Datum převzetí zadání

Brodský
Podpis studenta

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem svou diplomovou práci na téma Obrábění titanových slitin moderními nástroji vypracoval samostatně a použil jsem pouze podklady, které jsou uvedené v seznamu použité literatury.

V Praze dne 31.7.2020

.....

podpis

Poděkování

Tímto bych rád poděkoval svému vedoucímu panu Ing. Jiřímu Sommerovi za vedení, veškerý čas, odborné rady a cenné připomínky poskytnuté v průběhu tvorby diplomové práce.

Anotace

Diplomová práce pojednává o problematice obrábění titanových slitin. Teoretická část práce shrnuje podstatné informace o titanu a jeho slitinách se základním rozdělením, specifika obrábění těchto slitin i hlavních aplikací. Následující část je věnována moderním nástrojům pro dokončovací obrábění tvarově složitých dílů z titanových slitin s orientací na směry a velikosti silového působení těchto fréz při víceosém frézování. V další části práce jsou uvedeny výhody soudečkových nástrojů oproti kulové fréze a porovnání používaných CAM programů hyperMILL s vybraným softwarem PowerMill, včetně nabídky 5-osých strategií pro soudečkové frézy. Praktická část se zaměřuje na silovou analýzu kulové a tangenciální soudečkové frézy při jejich různých úhlech náklonů a dosahovaných parametrech drsnosti povrchu na nejznámější titanové slitině Ti-6Al-4V.

Klíčová slova

Titan, slitiny titanu, soudečková fréza, hyperMILL, 5-osé obrábění

Annotation

The diploma thesis deals with the issue of machining titanium alloys. The theoretical part of the work summarizes essential information about titanium, its alloys with basic division, specifics of machining of these alloys and main applications. The following part is devoted to modern tools in the finishing machining of titanium alloys with an orientation on the directions and magnitudes of the force of these mills during multi-axis milling. The next part of the work presents the advantages of spherical tools over ball end mills and a comparison of the hyperMILL CAM programs used with selected PowerMill software, including a range of 5-axis strategies for end mills. The practical part focuses on the force analysis of spherical and tangential barrel milling cutters at their different angles of inclination and achieved parameters of surface roughness on the most famous alloy Ti-6Al-4V.

Key words

Titanium, titanium alloys, barrel milling cutter, hyperMILL, 5-axis machining

Obsah

| | |
|---|--------|
| Seznam použitých symbolů a zkratek..... | - 10 - |
| Úvod..... | - 11 - |
| 1 Titanové slitiny a jejich využití | - 13 - |
| 1.1 Titan | - 13 - |
| 1.1.1 Mechanické a chemické vlastnosti titanu | - 15 - |
| 1.1.2 Aplikace komerčně čistého titanu..... | - 17 - |
| 1.2 Slitiny titanu | - 19 - |
| 1.2.1 Rozdělení slitin titanu | - 20 - |
| 1.2.1.1 Slitiny α | - 21 - |
| 1.2.1.2 Slitiny pseudo α ($p\alpha$)..... | - 23 - |
| 1.2.1.3 Slitiny $\alpha + \beta$ | - 23 - |
| 1.2.1.4 Slitiny β a pseudo β ($p\beta$) | - 25 - |
| 1.2.2 Slitina Ti-6Al-4V a její vlastnosti..... | - 26 - |
| 1.2.3 Tepelné zpracování slitin titanu..... | - 28 - |
| 1.3 Obrábění titanu a jeho slitin | - 31 - |
| 1.3.1 Mechanismus tvorby třísky..... | - 32 - |
| 1.3.2 Teplota v místě řezu..... | - 34 - |
| 1.3.3 Řezné prostředí | - 35 - |
| 2 Moderní nástroje pro obrábění titanových slitin | - 36 - |
| 2.1 Kulová fréza | - 36 - |
| 2.2 Soudečková fréza | - 39 - |
| 2.3 Moderní nástroje pro dokončovací operace | - 41 - |
| 3 CAM strategie pro soudečkové nástroje..... | - 43 - |
| 3.1 Víceosé frézování..... | - 44 - |
| 3.2 Program hyperMILL | - 46 - |

| | | |
|---------|---|---------|
| 3.2.1 | Soustružnicko-frézovací operace | - 48 - |
| 3.2.2 | 2D obrábění..... | - 48 - |
| 3.2.3 | 3D obrábění..... | - 49 - |
| 3.2.4 | 5-osé obrábění..... | - 50 - |
| 3.3 | Program PowerMill..... | - 51 - |
| 3.4 | Porovnání CAM programů..... | - 53 - |
| 4 | Návrh experimentu a vytvoření NC programu..... | - 55 - |
| 4.1 | Návrh testovacího tělesa | - 56 - |
| 4.2 | Plán experimentu..... | - 57 - |
| 4.3 | Volba obráběcích strojů | - 60 - |
| 4.4 | Volba a technické parametry obráběcích nástrojů | - 62 - |
| 4.5 | Doporučené řezné podmínky | - 65 - |
| 4.6 | Volba řezných podmínek | - 65 - |
| 4.7 | Výpočet axiálních kroků fréz a řezných sil..... | - 66 - |
| 4.8 | Vytvoření NC programu | - 72 - |
| 4.9 | Měřicí aparatury | - 75 - |
| 4.9.1 | Měření drsnosti povrchu | - 75 - |
| 4.9.2 | Měření řezných sil | - 76 - |
| 4.9.2.1 | Technologie frézování a rozklad řezných sil | - 77 - |
| 5 | Realizace experimentu..... | - 79 - |
| 5.1 | Průběh experimentu | - 81 - |
| 5.2 | Zpracování naměřených dat a jejich vyhodnocení..... | - 84 - |
| 5.2.1 | Drsnost povrchu..... | - 84 - |
| 5.2.2 | Řezné síly..... | - 94 - |
| 5.3 | Shrnutí výsledků a zhodnocení | - 102 - |
| 6 | Závěr..... | - 104 - |

| | |
|---------------------------------|---------|
| Seznam použité literatury | - 106 - |
| Seznam obrázků | - 110 - |
| Seznam tabulek | - 114 - |
| Seznam příloh | - 116 - |

Seznam použitých symbolů a zkratek

| Označení | Legenda | Jednotka |
|--------------------|--|--------------------|
| A (A_5) | Tažnost (tažnost krátké zkušební tyče) | [%] |
| A_{Dmax} | Maximální plocha průřezu třísky | [mm ²] |
| BCC | Kubická prostorově středěná mřížka | [-] |
| CAD | Computer aided design | [-] |
| CAM | Computer aided manufacturing | [-] |
| CNC | Computer numerical control | [-] |
| C_{Fc} | Materiálová konstanta | [-] |
| DAQ | Zařízení pro získávání dat | [-] |
| E | Modul pružnosti v tahu | [GPa] |
| F | Celková řezná síla | [N] |
| F_a | Aktivní síla | |
| F_c (F_t) | Řezná (tangenciální) síla | [N] |
| F_{cN} (F_r) | Normálová (radiální) síla | [N] |
| F_p (F_A) | Pasivní (axiální) síla | [N] |
| F_x, F_y, F_z | Jednotlivé složky řezných působící v daných směrech | [N] |
| HB | Tvrdost podle Brinella | [-] |
| HCP | Hexagonální (šesterečná) mřížka | [-] |
| HPC | Vysoce výkonné obrábění | [-] |
| HSC | Vysokorychlostní frézování | [-] |
| L_c | Celková délka oblouku poloměru zakřivení břitů | [mm] |
| L' | Délka oblouku poloměru zakřivení břitů k bodu dotyku | [mm] |
| M_z | Krouticí moment v ose Z | [-] |
| NC | Numerical Control | [-] |
| PCC | Parabolic Performance Cutting – soudečkové frézování | [-] |
| R_a | Průměrná aritmetická úchylka posuzovaného profilu | [μm] |
| R_m | Mez pevnosti kluzu v tahu | [MPa] |
| $R_{p0,2}$ | Smluvní mez kluzu v tahu | [MPa] |
| R_{Sm}, W_{Sm} | Průměrná šířka prvku profilu drsnosti a vlnitosti | [μm] |
| R_z | Největší výška nerovností profilu | [μm] |
| S-N-O-P | Soustava stroj-nástroj-obrobek-přípravek | [-] |

| Označení | Legenda | Jednotka |
|--------------------------|--|--|
| a_e | Pracovní záběr při frézování - radiální hloubka řezu | [mm] |
| a_p | Hloubka záběru třísky - axiální hloubka řezu | [mm] |
| b_{Di} | Jmenovitá šířka třísky | [mm] |
| c | Měrná tepelná kapacita | [J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹] |
| d | Průměr nástroje | [mm] |
| d_{eff} | Efektivní průměr nástroje | [mm] |
| f_z | Posuv na zub | [mm] |
| h_{Di} | Jmenovitá tloušťka třísky | [mm] |
| k_{c1} | Měrný řezný odpor potřebný k oddělení třísky o ploše 1 mm ² | [N·mm ⁻²] |
| n | Otáčky nástroje | [ot·min ⁻¹] |
| r_ϵ | Poloměr zaoblení špičky nástroje | [mm] |
| r_1 | Poloměr zaoblení kulového konce soudečkové frézy | [mm] |
| r_2 | Poloměr zakřivení břitů kruhové segmentu soudečkové frézy | [mm] |
| t_{AS} | Strojní čas obrábění | [min] |
| v_f | Rychlost posuvu | [mm·min ⁻¹] |
| v_c | Řezná rychlost | [m·min ⁻¹] |
| v_{ceff} | Efektivní řezná rychlost | [m·min ⁻¹] |
| x_{Fc}, y_{Fc}, z_{Fc} | Exponenty pro hloubku třísky, posuv na zub a řeznou rychlost | [-] |
| z | Počet břitů (zubů) nástroje | [-] |
| α | Nástrojový úhel náklonu | [°] |
| β_f | Podélný úhel naklopení nástroje ve směru posuvu | [°] |
| β_n | Příčný úhel naklopení nástroje ve směru kolmém na posuv | [°] |
| κ_r | Úhel nastavení hlavního ostří | [°] |
| λ | Tepelná vodivost | [W·m ⁻¹ ·K ⁻¹] |
| ρ | Hustota | [kg·m ⁻³] |
| Φ | Úhel střížné roviny | [°] |

Úvod

Diplomová práce se zaměřuje na problematiku obrábění titanových slitin, které jsou používány z důvodu jejich nízké měrné hustoty a velmi dobrých mechanických vlastností, zejména vysoké pevnosti i schopnosti odolávat koroznímu prostředí například v mořském prostředí, kde jiné materiály vykazují omezený životní cyklus. Titanové slitiny se využívají především v oblasti leteckého, automobilového, kosmického, chemického a biomedicínského průmyslu. Obrobitelnost těchto vysoce výkonných materiálů je velmi obtížná a ve strojírenství se neustále klade větší důraz na efektivnost výroby.

Mezi hlavní faktory, které zhoršují jejich obrobitelnost patří nízká tepelná vodivost, malý modul pružnosti a vysoká chemická reaktivita s materiály řezných nástrojů. Všechny uvedené faktory vedou k rychlému opotřebení nástroje a zhoršení jakosti obráběného povrchu. Zmíněné negativní vlivy přináší nutnost řešit inovativní způsoby technologie obrábění těchto materiálů se zaměřením na výrobu speciálních řezných nástrojů, u kterých je potřeba používat pozitivní geometrii a vhodné řezné podmínky pro optimální efektivitu práce.

Cílem diplomové práce je nalézt vhodný nástroj pro dokončovací obrábění tvarově složitých dílů z titanových slitin jako jsou například lopatky turbín, které nelze vyrobit bez použití 5-osých frézovacích center, kdy je v současné době kladen mnohem větší důraz na jejich výslednou kvalitu povrchu. Mezi současné moderní nástroje patří soudečkové frézy, které mají zakřivenou geometrii řezné části do velkého poloměru kruhového segmentu, čímž umožňují použít větší šířku záběru ostří a snížit strojní čas při dokončovacím obrábění s dosažením lepší kvality obráběného povrchu než konvenční kulové frézy. Při zlepšení produktivity dokončování tvarových ploch se prospěšnost promítá do ekonomického hlediska, protože mohou vynechány náročné operace, například broušení nebo vyjiskřování.

Dalším úkolem je porovnat silovou analýzu kulové a tangenciální soudečkové frézy při jejich různých úhlech náklonů vůči směřům obrábění za konstantních řezných podmínek s ohledem ke zvoleným parametrům drsností povrchu na plochách testovacího tělesa. Jedním z těchto parametrů ovlivňující kvalitu povrchu je řezná rychlost, kdy vlivem naklopení nástrojů dochází ke změně efektivních průměrů fréz v jejich bodech dotyků s obráběným povrchem, a tím i závislá efektivní řezná rychlost, čímž se též zabývá tato diplomová práce.

V teoretické části se práce zaměřuje na podstatné informace o titanu a jeho slitinách, včetně jejich základního rozdělení, technologických vlastnostech, tepelného zpracování i hlavních aplikacích. Dále se zabývá moderními nástroji pro dokončovací operace na obrábění tvarově složitých dílu, jako jsou kulové a soudečkové frézy. Následně se věnuje současné nabídce 5-osých strategií pro soudečkové nástroje, které umožňují víceosé naklonění nástrojů vůči obráběnému povrchu a obrábění těžko dostupných míst. V poslední části práce jsou porovnávány používané CAM programy pro 5-osé obrábění, a to konkrétně hyperMILL s dalším významným softwarem PowerMill.

Obrábění soudečkovými frézami je stále novinkou, která dokáže výrazně zkrátit čas obrábění díky jejich speciální geometrii a vyfrézovat plochy s mnohem vyšším stupněm přesnosti a drsnosti povrchu než kulové frézy. Z toho důvodu se diplomová práce v praktické části zaměřuje na rozbor silového působení tangenciální soudečkové frézy oproti kulové fríze při různých úhlech náklonů a dosahovaných parametrech drsnosti povrchu obrobených ploch na nejznámější slitině Ti-6Al-4V.

1 Titanové slitiny a jejich využití

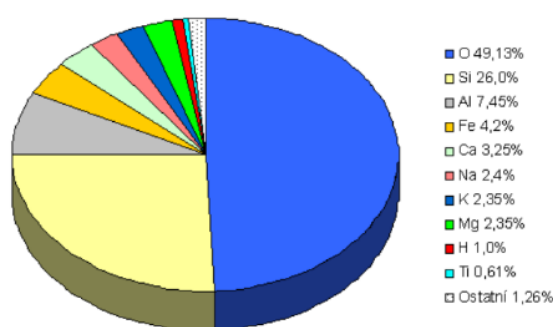
Titan a jeho slitiny se během posledních padesáti let staly komerčně významnými materiály v mnoha průmyslových odvětvích. Mezi jeho nejdůležitější vlastnosti patří pevnost či žáruvzdornost, avšak nízká hustota z něj činí ideální kov, který nachází uplatnění pro nejrůznější aplikace.

V současné době jsou slitiny titanu stále více využívány ve strojírenství, a to především v oblasti leteckého, automobilového, kosmického, chemického či biomedicínského průmyslu, zejména pro jejich vysokou odolnost vůči korozi a pevnost v kombinaci s nízkou měrnou hustotou. Díky tomu se stávají náhradou za dosud používané konstrukční materiály, jako jsou oceli a niklové nebo hliníkové slitiny. V této kapitole jsou rozebrány vlastnosti titanu a jeho slitin s jejich použitím.

1.1 Titan

Titan je lehký a tvrdý kov šedé až stříbřitě bílé barvy s dobrými mechanickými vlastnostmi. Poprvé byl objeven roku 1791 anglickým mineralogem a chemikem William Gregorem, když zkoumal magnetický černý písek (ilmenit), přičemž jeho magnetickou separací od železa a opláchnutím v chlorovodíkové kyselině izoloval oxid zatím neznámého prvku. Jméno mu bylo přiděleno až o čtyři roky později, kdy německý chemik Martin Heinrich Klaproth také nezávisle na svém předchůdci izoloval oxid titanu z rutilu jako součást jiné rudy a pojmenoval jej podle řecké mytologie [1].

Nejedná se o tak vzácný prvek, jeho průměrný obsah v zemské kůře činí 0,61 %, což je patrné z obrázku 1. Z tohoto důvodu se titan řadí jako 10. nejrozšířenější prvek kovu na planetě, ale jako konstrukční materiál je nejčastěji uváděn na čtvrtém místě po hliníku, železu a hořčíku [2,3].



Obr. 1 Zastoupení titanu v zemské kůře [2]

V přírodě se s titanem lze setkat jen v různých formách jeho sloučenin, proto je nutná průmyslová výroba z titanových rud. Tím se z titanu stává drahý a těžko dostupný materiál, protože samotná výroba je náročná z důvodu jeho vysoké reaktivity při vysokých teplotách. Z hlediska obsahu titanu jsou pro výrobu z titanových rud nejvýznamnější minerály rutil (TiO_2) a ilmenit (FeTiO_3), kde jejich podoba je vidět na obrázku 2 [1].



Obr. 2 Nejvýznamnější minerály pro výrobu titanu [3]

Celosvětové zásoby těchto dvou rud titanu se pohybují okolo 820 Mt, z toho ilmenitu je přibližně 770 Mt a zbytek rutilu. Největší současné zásoby obou titanových rud má Čína. Dalšími zeměmi, které mají nezanedbatelné zásoby titanových rud jsou například Austrálie, Kanada, Jihoafrická republika a Indie. Z evropských zemí je to především Ukrajina a Norsko. Největšími producenty titanových rud jsou v současné době Čína a Jižní Afrika. Česká republika nemá žádné ložisko titanových rud a veškerý titan je dovážen ze zahraničí [4].

Průmyslová metoda výroby chemicky čistého titanu byla vypracována teprve kolem roku 1950. K dosažení čistého kovu je nejprve potřeba vyrobit chlorid titaničitý, který se dále zpracovává redukcí pomocí hořčíku nebo sodíku. Tento proces musí být prováděn v ochranné inertní atmosféře, aby nedocházelo k znečištění titanu a jeho reaktivitě za vyšších teplot s kyslíkem, vodíkem, uhlíkem a dusíkem [1].

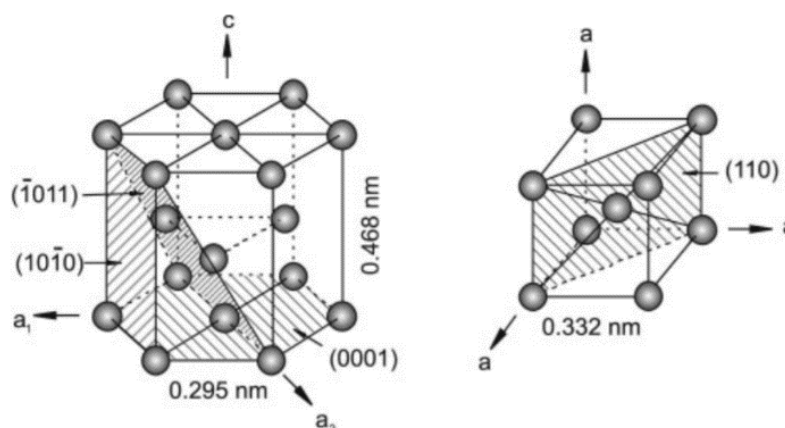
Nejrozšířenější metodou průmyslové výroby čistého titanu je tzv. Krollova metoda, jehož nejdůležitější částí je redukce chloridu titaničitého pomocí hořčíku nebo sodíku. Dalšími způsoby výroby jsou elektrolýza a rafinace jodidovým způsobem, avšak tyto metody nejsou, tak dobře propracované jako Krollův proces. Výsledným produktem tohoto procesu výroby je titan ve formě titanové houby, který se uchycuje na stěnách kelímku a není vhodný přímo k dalšímu zpracování [1].

Následně je redukcí vyrobená titanová houba vakuově přetavována do ingotů či odlitků, kdy dochází ke zlepšení kvality a dosažení chemické homogenity čistého titanu. Pro vysoce namáhané rotační součásti proudových motorů je kovový titan obvykle dvakrát přetavován, tímto způsobem se zvyšuje chemická homogenita a dochází k odstranění nebo minimalizaci výskytu vad souvisejících s tavením. Pro mnoho aplikací v technické praxi není čistý titan vyhovující, ale běžně se využívají jeho slitiny s různým množstvím přidaných legujících prvků, které zvyšují mechanické a technologické vlastnosti titanových slitin [1].

1.1.1 Mechanické a chemické vlastnosti titanu

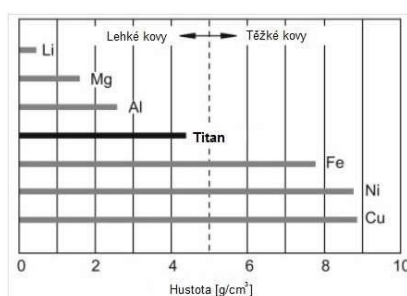
Titan je obdobně jako železo polymorfní kov, který se vyskytuje v tuhém stavu ve dvou krystalových modifikacích označované jako α a β fáze. Při teplotách pod 882 °C má titan hexagonální mřížku (HCP), která je α fází, zatímco při teplotách přesahující 882 °C nastává alotropická transformace na kubickou prostorově středěnou mřížku (BCC) s β fází a je stabilní až do teploty tání 1668 °C. Následkem těchto změn se mění jeho technologické a některé mechanické vlastnosti [1].

Na fázi α titanu mají určitý vliv nečistoty, a to kyslík nebo dusík, které tvoří s titanem tuhý roztok, a tím zvětšují rozměry elementární buňky ve směru kolmém na základní rovinu. Schématické struktury krystalových mřížek titanu α a β fáze jsou uvedeny na obrázku 3, kde nalevo je znázorněná hexagonální (HCP) a napravo kubická prostorově středěná mřížka (BCC). Vyšrafované roviny znázorňují místa, která jsou nejvíce obsazena atomy [1].



Obr. 3 Krystalové mřížky titanu alfa a beta fáze [1]

Čistý titan je charakterizován oproti běžným ocelím vyšší teplotou tání a nižší hustotou, která je ve srovnání s měrnou hmotností lehkého hliníku nebo těžkého železa téměř poloviční, což je patrné z obrázku 4 a tabulky 1. Dále vyniká ve střední mezi pevnosti v tahu kolem 400 MPa, nízkém součiniteli tepelné vodivosti a vysokou korozní odolností vůči některým prostředím proti kterým ostatní kovy a slitiny nemají dostačující odolnost. Za běžných podmínek dochází u titanu k rychlé oxidaci povrchové vrstvy a vytváří se pasivační vrstva, která zabraňuje korozi vůči oxidačním kyselinám, jako jsou například kyselina dusičná nebo chromová. Organickým kyselinám, alkalickým roztokům chloru a chlorovým sloučeninám odolává i za zvýšených teplot [1, 5].



Obr. 4 Poloha titanu mezi ostatními kovy podle měrné hustoty [5]

V porovnání s většinou ostatních kovů má titan malou odolnost proti otěru a vysoký součinitel tření (0,65-0,68), jenž způsobuje sklon k zadírání a místnímu svařování titanu s titanem nebo jinými kovy. Tvářením za studena lze titan intenzivně zpevnit tak, že tvrdého stavu se dosáhne v závislosti na obsahu příměsí již při 50 % stupni deformace. Dobré tvárnosti za tepla dosahuje při teplotách okolo 900 °C, kdy se titan nachází v β fázi. Výhodou čistého titanu je aplikace za teplot pod bodem mrazu [1].

Tab. 1 Porovnání mechanických a fyzikálních vlastností s ostatními kovy [1, 6]

| Materiál | Teplota tavení [°C] | ρ [kg·m ⁻³] | E [GPa] | λ [W·mK ⁻¹] | c [J·kgK ⁻¹] |
|----------|---------------------|------------------------------|-----------|---------------------------------|----------------------------|
| Titan | 1 668 | 4 506 | 115 | 21,9 | 523 |
| Ocel | 1 350-1 450 | 7 850 | 210 | 47 | 461 |
| Hliník | 660 | 2 700 | 72,5 | 221 | 896 |
| Hořčík | 650 | 1 740 | 45 | 156 | 25 |

Mechanické vlastnosti titanu závisí na jeho čistotě, a to zejména obsahu nekovových prvků jako jsou uhlík, dusík, kyslík, ale i železo. U technicky čistého titanu se dosahuje meze pevnosti v tahu zhruba 250 MPa ($A_5 \approx 50$ %) a přidáváním příměsí lze dosáhnout hodnot 550-600 MPa ($A = 20-30$ %). Hodnoty meze pevnosti a meze kluzu jsou srovnatelné s hodnotami středně legovaných konstrukčních ocelí. S pevností je spojena také tažnost titanu, která naopak s přidáváním příměsí klesá [1,5].

Z titanové houby se vyrábí více druhů titanu čistoty 99,5-99,0 %, neboť není možné získat 100% čistý titan a vždy je přítomno určité množství nečistot. Z tabulky 2 je patrné, že s rostoucí čistotou titanu klesá jeho mez pevnosti a tvrdost, zatímco se zvyšuje tažnost. Vlastnosti titanu mnohem více závisí na rychlosti zatěžování než u oceli, hliníku a jiných materiálů [1, 5].

Tab. 2 Druhy a mechanické vlastnosti čistého titanu [1]

| Druh titanu | R _m [MPa] | A [%] | HB [-] | Vlastnost a použití |
|-------------|----------------------|-------|--------|--|
| Ti 99,5 | 290 | 30 | 120 | vysoká tvářitelnost a odolnost proti korozi; draky letadel, součásti námořních plavidel a chemických zařízení; výměníky tepla a kondenzátorové trubky, výlisky |
| Ti 99,2 | 390 | 28 | 200 | |
| Ti 99,1 | 490 | 25 | 225 | součástí draků a motorů letadel, plavidel a chemických zařízení vyžadující tvářitelnost, pevnost a odolnost proti korozi |
| Ti 99,0 | 610 | 20 | 265 | |

Pozn.: Uvedené střední hodnoty mechanických vlastností žíhaného titanu jsou při teplotě 20 °C.

Nevýhodou čistého titanu jsou vysoké náklady na výrobu a jeho zpracování. Teploty přesahující 700 °C vedou k intenzivní reakci titanu s kyslíkem a dusíkem, což vyžaduje nutnost tavby a odlévání ve vakuu nebo ochranné atmosféře argonu. Další nedostatkem je jeho relativně nízký modul pružnosti v tahu (tab. 1), špatné třecí vlastnosti, obtížná obrobiteľnost a nemožnost opětovného zpracování odpadu ve větším množství [1].

1.1.2 Aplikace komerčně čistého titanu

Komerčně čistý titan (označován CP-titan) se jako konstrukční materiál využívá v chemickém, zbrojním, papírenském a textilním průmyslu. Jedná se o titan legovaný pouze doprovodnými prvky kyslíku, dusíku, uhlíku, vodíku a železa, přičemž jediný kyslík je považován za legující prvek a ostatní prvky jsou nečistoty. Je používán především tam, kde se pracuje s chlórem a jeho sloučeninami nebo v podnicích vyrábějící kyselinu dusičnou, hnojiva, sody nebo ve výrobnách umělých hmot. Díky jeho odolnosti vůči mořské vodě se využívá také při stavbě lodí [7].

Komerční titan je zdravotně nezávadný, proto je vhodným materiálem pro využití v lékařství, farmaceutickém a potravinářském průmyslu. Navzdory jeho dalším vlastnostem, jako je svařitelnost a tváritelnost, lze použít titan na výrobu různých čerpadel tlakových nádob, měřících a regulačních přístrojů. Pevnost ve spojení s nízkou měrnou hustotou dělá z titanu žádaný materiál hlavně v leteckém průmyslu, raketové technice, ale i v jiných odvětvích průmyslu [7].



Obr. 5 Příklad aplikace komerčně čistého titanu [8]

V současnosti se vyrábí několik druhů komerčně čistého titanu, které se liší dovoleným obsahem přísadových prvků a díky tomu i svými mechanickými vlastnostmi. Hlavní rozdíl mezi nimi je v chemickém složení, resp. obsahu kyslíku a železa nebo dusíku, kde jejich maximální přípustný obsah uhlíku činí 0,1 % a vodíku 0,015 %. Jednotlivé druhy tříd titanu s jejich označením, mechanickými vlastnostmi a oblastí použití jsou uvedeny v tabulce 3 [9].

Tab. 3 Druhy komerčně čistého titanu [9]

| Druh titanu | R _m [MPa] | R _{p0,2} [MPa] | A ₅ [%] | Vlastnosti a použití |
|--------------------|----------------------|-------------------------|--------------------|---|
| Grade 1 3.7025 | 290-410 | 170-310 | 30 | druhý nejpoužívanější, vynikající tažnost a svařitelnost, nižší pevnost |
| Grade 2 3.7035 | 390-540 | 275-450 | 22 | nejpoužívanější, vyvážená kombinace tažnosti spolu s dostatečnou pevností, velmi dobrá svařitelnost |
| Grade 3 3.7055 | 460-590 | 380-550 | 18 | méně obvyklý druh, střední tažnost, zvýšená pevnost, velmi dobrá svařitelnost |
| Grade 4 3.7065 | 540-740 | 483-655 | 16 | méně obvyklý druh, nejnižší tažnost, zvýšená pevnost, velmi dobrá svařitelnost |
| Grade 5 3.7165 | 895-1000 | 828-910 | 10 | nejpoužívanější, vysoká pevnost, vysoko namáhané díly, možno tepelně zpracovat |
| Grade 7 3.7235 | 390-540 | 275-450 | 22 | méně obvyklý druh, zvýšená korozní odolnost, mechanické hodnoty stejné jako grade 2, velmi dobrá svařitelnost |
| Grade 11 3.7225 | 290-410 | 170-310 | 30 | méně obvyklý druh, zvýšená korozní odolnost, mechanické hodnoty stejné jako grade 1, velmi dobrá svařitelnost |

1.2 Slitiny titanu

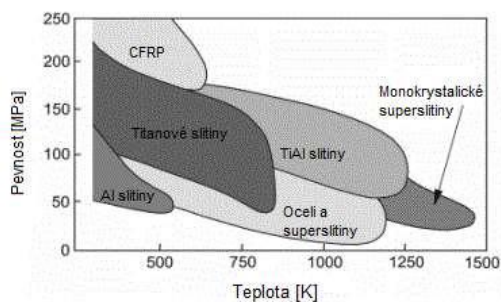
Po objevení vlastností komerčně čistého titanu se začalo zkoumat, jakými způsoby by bylo možné zlepšit jeho mechanické vlastnosti, a to konkrétně přidáním legujících prvků a vytvoření slitin na bázi titanu, které získají ještě lepší vlastnosti než samotný čistý titan. V současnosti slitiny titanu pracují do teploty 580 °C a jejich vývoj neustále probíhá, jedná se především o slitiny pracující za vyšších teplot, zejména při aplikaci technologie výroby práškovou metalurgií [1,10].

Použití slitin titanu v leteckém průmyslu je způsobeno rostoucí rychlostí letadel, kde při rychlosti Mach 4 dosahují teploty trupu a křídel letadel teplot až 500 °C, což omezuje využití klasických konstrukčních materiálů na bázi hliníkových slitin. Při stavbě trupů moderních vojenských letadel, jako je bojová stíhačka F – 22, se použité množství slitiny titanu pohybuje v rozmezí 35-50 %. V roce 1964 bylo využito až 93 % slitin titanu na stavbu konstrukce draku nadzvukového letounu Lockheed SR-71 „Blackbird“, která odolávala teplotám až 300 °C [1, 10].



Obr. 6 Letoun „Blackbird“ a bojová stíhačka F - 22 [1, 10]

Dosud je známo více než 100 druhů slitin titanu, z nichž má komerční využití zhruba 20-30 %. Na obrázku 7 je znázorněna závislost pevnosti na teplotě v porovnání s ostatními kovy, přičemž je patrné, že postupným vývojem nových slitin se snažíme zlepšovat jejich vlastnosti [5].



Obr. 7 Závislost pevnosti na teplotě v porovnání s ostatními kovy [5]

(CFRP – polymer vyztužený vlákny uhlíku)

1.2.1 Rozdělení slitin titanu

Vzhledem k polymorfii slitin titanu existují v tuhém stavu dvě základní rovnovážné fáze α (HCP) a β (BCC), které se na rozdíl od čistého titanu mohou vyskytovat v širokém teplotním rozmezí. Přísadové prvky se můžou rozpouštět v obou alotropických modifikacích titanu buďto částečně nebo úplně, čímž se tvoří tuhé roztoky α a β , které mají zachovanou mřížku dané modifikace titanu [1, 11].

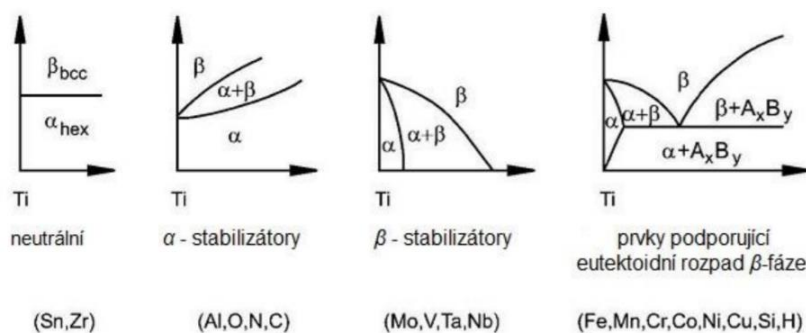
Legující prvky mají velký vliv na teplotu alotropické přeměny. Podle vlivu přísadových prvků na termodynamickou stabilitu obou základních fází lze prvky rozdělit na α -stabilizátory, které zvyšují teplotu polymorfnní přeměny, čímž v příslušném rovnovážném diagramu rozšiřují oblast fáze α a na β -stabilizátory, jež tuto teplotu snižují a rozšiřují oblast fáze β . Žádný vliv na transformační teplotu nemají prvky cín a zirkonium [1, 9].

Přísadové prvky ve slitinách titanu lze rozdělit podle rozpustnosti v jednotlivých modifikacích a vlivu na transformační teplotu nebo jejich stabilitu [1, 11]:

- **α -stabilizátory** (Al, O, N, C) rozšiřují oblast α , které zvyšují teplotu polymorfnní přeměny, a tím stabilizují tuhý roztok α . Jediný význam má pouze hliník, který se vyskytuje téměř ve všech slitinách titanu. Hliník dobře rozpouští vodík, čímž potlačuje vodíkovou korozi a jeho obsah se obvykle pohybuje v rozmezí 7-9 %. Při vyšším obsahu hliníku dochází k nárůstu křehkosti. Ostatní prvky jsou považovány za nečistoty, které zhoršují mechanické vlastnosti a je potřeba udržet jejich obsah na minimu.
- **β -stabilizátory** (Mo, V, Ta, Nb) snižují teplotu polymorfnní přeměny a při dostatečném obsahu těchto prvků zůstává tuhý roztok β zachován až do pokojové teploty jako stabilní fáze, anebo za nízkých teplot dochází k jeho eutektoidnímu rozpadu při použití legujících prvků Fe, Mn, Cr, Co, Ni, Cu, Si, H. Nejpoužívanějším β stabilizátorem je vanad, který se dobře rozpouští ve fázi β , přičemž u slitin titanu zvyšuje pevnost a tvárnost.
- **neutrální prvky** (Zr, Sn) nemají vliv na transformační teplotu.

Některé přísadové prvky se s titanem slučují a tvoří intermetalické sloučeniny, které mají za následek snížení plastických vlastností titanových slitin, ale naopak zvyšují pevnost a tvrdost, což může být v některých případech prospěšné. Podobně jako v ocelích mohou ve slitinách titanu existovat při nerovnovážných podmínkách polymorfních přeměn metastabilní fáze martenzitického typu [11].

Při popisu rovnovážných stavů soustav slitin titanu se používají rovnovážné binární diagramy (obr. 8), které znázorňují polymorfní přeměny v tuhém stavu a vliv legujících prvků na jejich teplotu i tvar binárních digramů [11].



Obr. 8 Vliv legujících prvků na teplotu polymorfní přeměny slitin titanu [5]

Slitiny titanu se dělí podle výsledné struktury základních fází v rovnovážném stavu, která vznikne při pomalém ochlazování z žíhací teploty, a to do pěti skupin [1]:

- slitiny α ,
- slitiny pseudo α ($p\alpha$),
- slitiny $\alpha + \beta$,
- slitiny pseudo β ($p\beta$),
- slitiny β .

1.2.1.1 Slitiny α

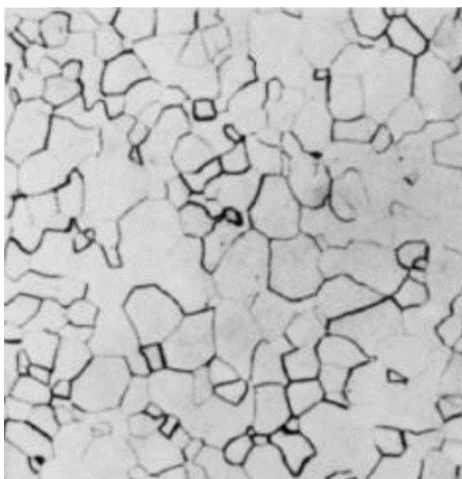
Jedná se o jednofázové slitiny titanu obsahující pouze fázi α . Hlavním legujícím prvkem je hliník, který stabilizuje fázi α a zlepšuje jejich mechanické vlastnosti. Dalšími přísadovými prvky vedle hliníku jsou cín nebo zirkon, jež působí neutrálně a neovlivňují teplotu polymorfní přeměny ani rozpustnost hliníku i při větším obsahu těchto přísad. Ostatní prvky v těchto slitinách (O, C, N) negativně ovlivňují výsledné mechanické vlastnosti, protože snižují jejich pevnost nebo zhoršují tvařitelnost, z tohoto důvodu jsou považovány za nežádoucí a nelze je použít při legování slitin titanu α [1, 7].

Slitiny α se vyznačují dobrou pevností v tahu 240-740 MPa nebo odolností proti křehkému lomu i za velmi nízkých teplot až do $-200\text{ }^{\circ}\text{C}$. Dále jsou charakterizovány dobrou svařitelností, vysokou houževnatostí i při nižších teplotách a žárupevností do teplot $300\text{ }^{\circ}\text{C}$. Do teploty $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ jsou strukturně stabilní, kdy spolu s hliníkem dosahují velmi dobrých mechanických vlastností a odolávají vysokoteplotní oxidaci. K jejich negativním vlastnostem patří omezená tvárnost za studena a vodíková křehkost [1, 7].

Obsah hliníku se u slitin α pohybuje kolem 7 %, protože slitiny se po překročení hodnoty stávají křehkými při vyšších teplotách a jsou obtížně tvářitelné za studena i za tepla. Optimální vlastnosti mají tyto slitiny při obsahu 5 % hliníku a 2-3 % cínu. Navzdory svým mechanickým vlastnostem a vysoké odolnosti proti tečení (creepu) jsou vhodné pro součásti pracujících za zvýšených teplot, jako jsou například skříně kompresorů nebo lopatky plynových turbín [7].

Nejvýznamnější slitinou této skupiny je Ti-5Al-2,5Sn (Grade 6), která obsahuje 5 % hliníku a 2,5 % cínu, tímto složením se dosahuje ideálního poměru mezi tvářitelností za tepla a mechanickými vlastnostmi. Další významnou slitinou tohoto typu je Ti-2,75Al-13Sn s obsahem 2,75 % hliníku a 13 % cínu, která dosahuje vysokých hodnot u meze tečení. Poslední významnou slitinou α je Ti-8Al-8Zr obsahující 8 % hliníku a 8 % zirkonia, přičemž přidáním zirkonia lze zvýšit obsah hliníku na 8 %, což umožňuje výrobu slitin, které se vyznačují vysokou pevností za tepla [7].

Komerčně čisté slitiny α nemohou být na rozdíl od β slitin zpevněny tepelným zpracováním (vytvrzením), protože jejich struktura je stabilní a nejčastěji jsou používány v žíhaném nebo rekrystalizovaném stavu. Na obrázku 9 je zobrazen příklad mikrostruktury slitiny α s rovnoosými zrný [6].

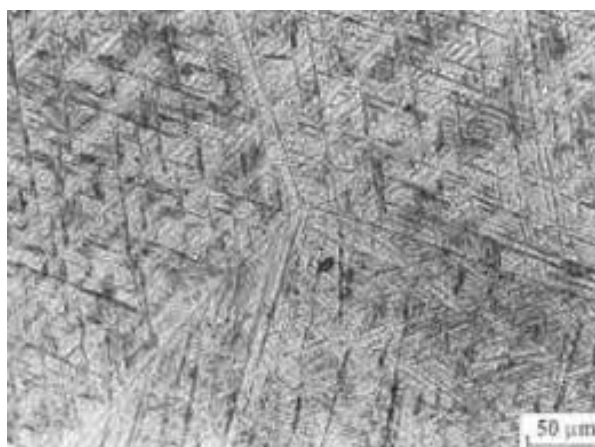


Obr. 9 Mikrostruktura slitiny α [12]

1.2.1.2 Slitiny pseudo α ($p\alpha$)

Jedná se o slitiny titanu, které mají přidané v základní bázi Ti-Al menší množství prvků stabilizující a zpevňující fázi β . Dalšího zpevnění se dosahuje přidáním neutrálně působících prvků zirkonia a cínu, kdy obsah β fáze bývá 2-6 %. Mimo uvedené vlastnosti slitin typu α mají kvůli přítomnosti β fáze menší citlivost k vodíkové křehkosti a lepší tvařitelnost za pokojových teplot se zvýšenou mezí plasticity [1, 7].

Slitiny pseudo α mají o 10-20 % větší pevnost než slitiny α , která se mění v závislosti na obsahu hliníku od 500 MPa (1 % Al) až do 1200 MPa (7 % Al). Díky malému podílu fáze β se staly základem nových typů slitin titanu pro použití za vyšších teplot až do 500-550 °C. Příkladem této skupiny jsou slitiny typu Ti-8Al-1Mo-1V, Ti-8Al-11Zr-1Nb-Mo-Si nebo Ti-6Al-5Zr-0,5Mo-0,25Si, jejíž mikrostruktura je vidět na obrázku 10 [1, 7].



Obr. 10 Mikrostruktura slitiny pseudo α Ti-6Al-5Zr-0,5Mo-0,25Si [13]

1.2.1.3 Slitiny $\alpha + \beta$

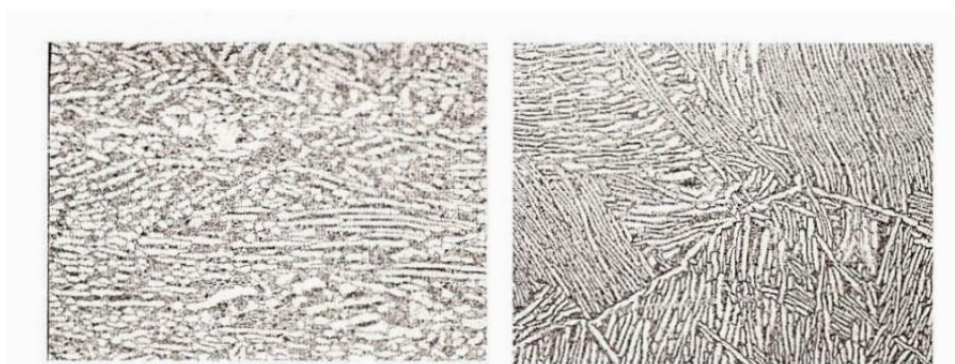
Nejrozšířenější skupinou ze slitin titanu jsou dvoufázové slitiny $\alpha + \beta$, jejichž mechanické vlastnosti závisí na složení, podmínkách tváření a tepelného zpracování. Vyznačují se širokou škálou struktur a mohou být tvořeny buď rovnoosými zrny nebo lamelami obou tuhých roztoků, případně směsí obou těchto morfologií. Dodávají se v žíhaném nebo zušlechťeném stavu, který lze dále vytvrdit tepelným zpracováním. Podíl β fáze se u slitin $\alpha + \beta$ pohybuje v rozmezí 5-50 %. Slitiny do 25 % β fáze se řadí do skupiny martenzitických slitin, protože při rychlém ochlazení z oblasti β fáze vzniká martenzitická fáze α' nebo α'' . Nejvíce používanými přísadovými prvky těchto slitin jsou vanad (β -stabilizátor) a hliník (α -stabilizátor) [1, 7].

Jejich předností je poměrně velká pevnost při pokojové teplotě, odolnost proti korozi a u některých slitin i dobrá tvařitelnost v žíhaném stavu. Za nevýhodu těchto slitin lze považovat výraznější pokles vysoké pevnosti s rostoucí teplotou nad 400 °C. Některé mechanické vlastnosti mohou být ovlivněny tepelným zpracováním. Vytvrzené slitiny mají sníženou lomovou houževnatost. Svařitelnost a odolnost proti tečení (creepu) je dvoufázových slitin horší než u slitin s jednofázovou strukturou α . Mají lepší odolnost proti únavovému namáhání, obrobiteľnosť a tvárnost než slitiny titanu α i pseudo α , ale jsou více náchylnější na vodíkovou křehkost [1, 7].

Slitiny typu $\alpha + \beta$ se vyrábějí v rozdílných variantách s různými legurami a jsou dobře svařitelné. Jejich použitelnost se pohybuje v teplotním rozmezí od -210 až +400 °C. Tyto slitiny vykazují vynikající únavové vlastnosti, odolnost vůči iniciaci trhlin a jejich šíření. Mezi nejznámější a hojně používanou slitinou této skupiny, ale i všech skupin patří Ti-Al6-V4, na jejíž výrobu se spotřebuje kolem 50 % z celkové produkce slitin titanu, která dosahuje pevnosti v tahu až 1 125 MPa [1, 7].

Slitina Ti-Al6-V4 je vhodná především pro tváření za tepla, ale lze jí také odlévat. Tváření za studena se u této slitiny nedoporučuje z důvodu její vysoké pevnosti a nízkému modulu pružnosti. Mechanické a fyzikální vlastnosti zmíněné slitiny jsou podrobně popsány v samostatné kapitole, které je možné zlepšit pomocí tepelného zpracování žíháním nebo vytvrzením [1, 7].

Na obrázku 11 jsou znázorněny dvě slitiny s podobným složením, u kterých je zjevné, že tepelným zpracováním lze docílit různých mikrostruktur zrn. Vlevo jsou zobrazená rovnoosá zrna a vpravo jsou zrna ve tvaru lamel připomínající martenzit [1, 7].



a) *Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si*

b) *Ti-Al6-Mo4-Zr2-Si*

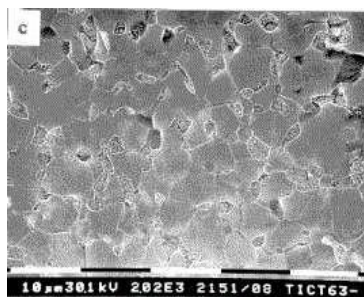
Obr. 11 Mikrostruktura dvoufázových slitin $\alpha + \beta$ [1]

1.2.1.4 Slitiny β a pseudo β ($p\beta$)

Jedná se o metastabilní slitiny titanu tvořené pouze fází β a přísadovými prvky jako jsou Fe, Cr, Mo, V, přičemž jejich maximální obsah přesahuje 20 % a v jejich struktuře se často objevuje malý podíl fáze α . Slitiny titanu β disponují dobrou odolností vůči korozi, tvařitelností za studena a vysokou pevností až do teplot 500 °C, avšak nízkým modulem pružnosti. Dále jsou dobře svařitelné a není nutné je dlouhodobě vytvrzovat. Jejich pevnost se po tepelném zpracování pohybuje okolo 1400 MPa. Navzdory krystalové mřížce BCC jsou nejvhodnější slitinou ke tváření, ale jejich oblast využití je vlivem nestálosti při extrémních teplotách poměrně malá [1, 7].

Nevýhodou slitin typu β je oproti dvoufázovým slitinám jejich vyšší měrná hustota a vysoká pořizovací cena, a to kvůli většímu obsahu legujících prvků (V, Cr), které mají vysokou měrnou hustotu i teplotu tavení, proto je jejich výroba velmi obtížná a nákladná. Další nevýhodou je jejich citlivost vůči nečistotám, které ovlivňují stabilitu fáze β , což jsou hlavně uhlík a kyslík. Slitiny titanu β se používají na lopatková kola a disky kompresorů a ve velké míře jsou využívány i pro vysoce namáhané součásti letadel. První vyráběnou slitinou β byla ve výraznějším množství Ti-3Al-11Cr-13V a další slitinou tohoto typu je Ti-11Mo-6Zr-5Sn [1, 7].

Stabilní slitiny titanu pseudo β vznikají tak, že se do slitin typu β přidají prvky stabilizující fázi α . Obsahují kolem 20 % β -stabilizátorů, a to především železo a chrom, které tvoří intermetalické fáze. Vyznačují se dobrou tvárností (po vyžhání), velkou pevností, houževnatostí a lze je použít pro lisování nebo kování součástí složitějších tvarů. Příkladem jsou slitiny Ti-8V-8Mo-2Fe-3Al a Ti-10V-2Fe-3Al, které mají podobné vlastnosti jako u slitin β [1, 7].



Obr. 12 Mikrostruktura slitiny β Ti-10V-2Fe-3Al [7]

Mechanické vlastnosti nejvýznamnějších slitin titanu a jejich oblasti použití jsou pro přehled uvedeny v příloze 1. Dále je pozornost zaměřena především na slitinu Ti-6Al-4V, která bude použita v praktické části této práce.

1.2.2 Slitina Ti-6Al-4V a její vlastnosti

Nejpoužívanější slitinou titanu je Ti-6Al-4V, která byla původně vyvinuta za účelem použití v leteckém a vojenském průmyslu, ale postupně byla svými specifickými vlastnostmi zařazena pro užití v lékařských aplikacích, jako jsou implantáty kostí nebo protéz. Díky vysoké korozní odolnosti, dobrým chemickým a mechanickým vlastnostem se jedná o jednu z nejrozšířenějších slitin používaných v biomedicině nebo určitých aplikacích. Vzhledem k jeho lepším mechanickým vlastnostem nahrazuje komerčně čistý titan [14].

Mechanické vlastnosti slitiny Ti-6Al-4V závisí na konkrétní aplikaci a obsahu nečistot zejména kyslíku, dusíku nebo uhlíku, které zhoršují plastické vlastnosti, jež lze elektrolyticky potlačit. V následujících tabulkách je uvedeno její chemické složení, mechanické a fyzikální vlastnosti, další údaje o této slitině lze nalézt v příloze 2 [14].

Tab. 4 Chemické složení slitiny Ti-6Al-4V dle EN 2530 (DIN 17851) [15]

| Al [%] | V [%] | N [%] | C [%] | O [%] | H [%] | Fe [%] | Ostatní [%] | Ti [%] |
|----------|---------|--------|--------|--------|---------|--------|-------------|--------|
| 5,5-6,75 | 3,5-4,5 | ≤ 0,05 | ≤ 0,08 | ≤ 0,20 | ≤ 0,015 | ≤ 0,30 | 0,40 | zbytek |

Tab. 5 Mechanické a fyzikální vlastnosti slitiny Ti-6Al-4V [16]

| R_m [MPa]* | $R_{p0,2}$ [MPa]* | A_5 [%] | HB [-] | ρ [kg/m ³] | Teplota tavení [°C] | E [GPa] | Svařitelnost |
|-----------------|----------------------|--------------|-----------|--------------------------------|------------------------|--------------|--------------|
| 895 | 825 | 10 | 330-390 | 4 430 | 1 650 | 114 | dobrá |

*minimální hodnoty

Nedávné studie ukazují na možnost problému uvolňování iontů hliníku a vanadu při dlouhodobém kontaktu s lidským tělem. Tyto ionty mohou způsobovat Alzheimerovu chorobu nebo osteomalacii, což může být pro lidské tělo toxické. Z tohoto důvodu se zvyšuje poptávka po titanových slitinách, které neobsahují hliník nebo vanad. Jednou z možných cest jsou slitiny titanu β stabilizované niobem, které vyhovují jak svými mechanickými vlastnostmi, tak korozivzdorností a biokompatibilitou [14].

Jedná se o slitinu martenzitického typu spadající mezi $\alpha+\beta$ slitiny. Podle rozdělení se řadí do třídy grade 5 (někdy také pod označením Ti-6/4, VT6 popřípadě 3.7164). Tato slitina je dodávána výrobcem ve dvou variantách, a to ve standardním žíhaném i vytvrzeném stavu nebo s příponou ELI (určenou pro kryogenní aplikace), kde má snížený obsah intersticiálních prvků zejména kyslíku pod 0,13 %, což má za následek zvýšení tažnosti a pevnosti se sníženou lomovou houževnatostí [14].

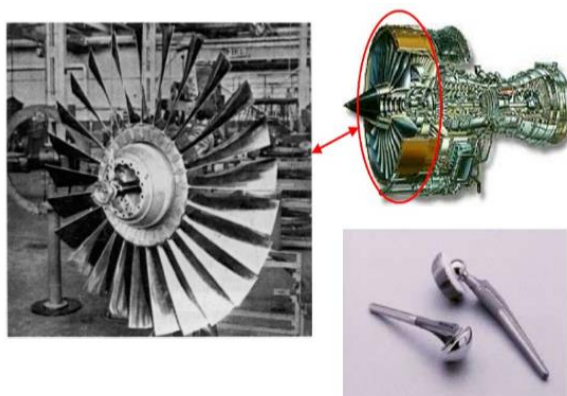
Základní mechanické vlastnosti obou variant slitin Ti-6Al-4V jsou pro porovnání uvedeny v tabulce 6, z níž je patrné, že nižší obsah intersticiálních prvků nemá vliv na tažnost materiálu, ale snižuje mez pevnosti a smluvní mez kluzu zhruba o 30 MPa [14].

Tab. 6 Mechanické vlastnosti obou variant slitin Ti-6Al-4V [14]

| Materiál | R_m [MPa]* | $R_{p0,2}$ [MPa]* | A_5 [%] |
|---------------|--------------|-------------------|-----------|
| Ti-6Al-4V | 896 | 827 | 10 |
| Ti-6Al-4V ELI | 862 | 793 | 10 |

*minimální hodnoty

Výhodou této slitiny titanu je dobrá korozní odolnost, zpracovatelnost, mechanické vlastnosti s vysokou pevností, tvařitelnost a svařitelnost. Další předností této slitiny je možnost tepelného zpracování za účelem dosažení vysoké pevnosti. Její nevýhodou je omezená stabilita použití do teploty 400 °C, kde za vyšších teplot totiž dochází k prudkému snížení pevnostních vlastností. Při tepelném zpracování se obvykle pracuje v inertní atmosféře nebo ve vakuu, kde se upřednostňuje ohřev v elektrické peci. Zpracování tvářením za studena se nedoporučuje z důvodů její vysoké pevnosti a nízkému modulu pružnosti. Největší uplatnění nachází v leteckém průmyslu u silově zatížených součástí, jako jsou lopatky turbín a kompresory, spojovací elementy, součásti leteckých draků i motorů nebo části podvozku letadel. Používá se také pro aplikace ve slané vodě, a to ve vybavení sonarů nebo ponorek, či těžebním a energetickým průmyslu [7, 15].

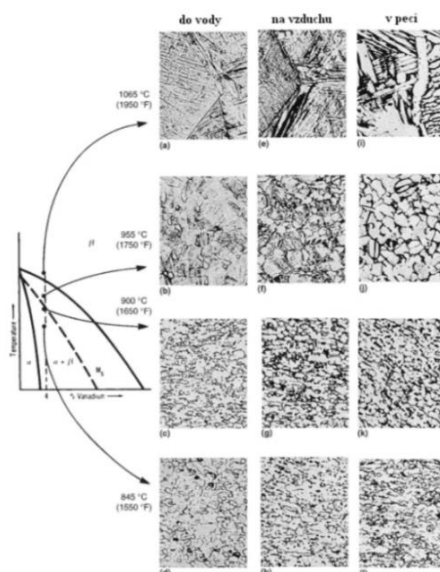


Obr. 13 Příklady aplikací slitiny Ti-6Al-4V [6]

Dodnes se slitina Ti-6Al-4V používá především pro speciální aplikace, kde má hmotnost zásadní vliv, jako jsou ventily, ojnice a hnací hřídele. Vyrábějí se z ní tyče, válcované a lisované profily, lze jí také použít pro výkovky nebo odlitky a součásti vyráběné pomocí práškové metalurgie. Dlouhou dobu patřila mezi nejpoužívanější biomateriály, ale kvůli její možné toxicitě hliníku a vanadu je snaha jí nahradit jinými slitinami jako například slitinou TiAl6Nb7 [7, 15].

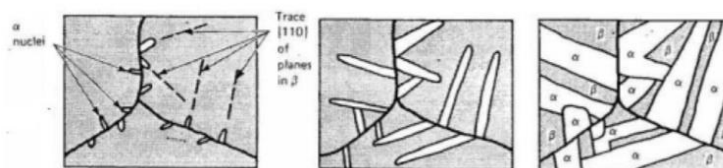
1.2.3 Tepelné zpracování slitin titanu

Podmínky tepelného zpracování ovlivňují výslednou mikrostrukturu a mechanické vlastnosti slitin titanu. Rozhodujícími faktory pro tepelné zpracování jsou teplota, doba ohřevu a rychlost ochlazování. Při teplotě ohřevu dochází ke změně fázového složení, ale i k seskupení fází ve struktuře, čímž se mění i jejich vlastnosti. Rychlost ochlazování rozhoduje o tom, které fázové změny budou probíhat, a tím určuje tvar fáze nebo charakter mikrostruktury, viz obrázek 14 [1, 17].



Obr. 14 Fázový diagram slitiny Ti-6Al-4V a vliv ochlazení na mikrostrukturu [17]

Při velmi pomalém ochlazování z oblasti těsně pod nebo nad teplotou fázové přeměny, což je pro danou slitinu 1000 ± 15 °C, dochází k transformaci fáze β na globulární typ mikrostruktury, která je tvořena rovnoosou fází α a malým množstvím zachovalé fáze β . Ke vzniku lamelární mikrostruktury dochází při ochlazování z fázové oblasti β , kdy se na hranicích zrn β začnou nukleovat a růst stejně orientované zárodky lamel fáze α , které v rámci jednoho zrna tvoří vícero kolonií. Takto vytvořená lamelová (jehlicovitá) mikrostruktura se nazývá Windmanstättenova struktura, jejíž průběh růstu je znázorněn na obrázku 15. Při rychlejší ochlazování z fázové oblasti β nedochází k nukleaci a růstu lamel fáze α pouze na hranicích zrn fáze β , ale také uvnitř zrn, kde vzniká tzv. košíková mikrostruktura [17].



Obr. 15 Průběh růstu Windmanstättenovy struktury ve slitině Ti-6Al-4V [17]

U lamelární mikrostruktury lze lamely fáze β vytvrdit jemnou deskovitou fází α , což má za následek zvýšení pevnosti a nazývá se duplexní. V závislosti na chemickém složení fáze β a kalící teplotě můžou při velmi vysokých rychlostech ochlazování vznikat různé typy martenzitu jako je hexagonální α' nebo ortorombický α'' . Při kalení z oblasti fáze β je mikrostruktura zcela martenzitická pouze se zbytkovým obsahem fáze β , kterou lze vysvětlit tím, že vanad je obsažený v této slitině jako β -stabilizátor a snižuje teplotu konce martenzitické transformace M_f pod pokojovou teplotu [17].

Základní druhy tepelného zpracování slitin titanu [1, 17]:

- Žihání - rekrystalizační, beta žihání, stabilizační a ke snížení zbytkového napětí
- Vytvrzování (rozpouštěcí žihání a stárnutí)

Rekrystalizační žihání se využívá převážně u slitin titanu α a β , které se žihají v rozmezí 750-850 °C a zlepšuje jejich houževnatost. Používá se k odstranění deformačního zpevnění vzniklého při tváření za studena. Materiál se nejprve ohřeje na teplotu na horní hranici oblasti $\alpha+\beta$, kde následuje výdrž a velmi pomalé ochlazení. Toto tepelné zpracování má největší význam u komerčně čistého titanu a jednofázových slitin. Žihací teplota pro dvojfázové slitiny leží v oblasti pod teplotou polymorfni přeměny na fázi β , neboť by docházelo k rychlému hrubnutí zrna [1, 17].

Beta žihání zlepšuje lomovou houževnatost slitin titanu, ale na úkor poklesu jejich pevnosti a únavových vlastností. Žihání probíhá těsně nad teplotou polymorfni přeměny fáze β . Doba ohřevu musí být dostatečně dlouhá, aby došlo k transformaci na fázi β v celém objemu. Velké součásti musí být ochlazeny proudícím vzduchem nebo zakaleny do vody, aby se zabránilo vylučování nežádoucí fáze na hranicích zrn [17].

Stabilizační žihání slouží k dosažení nejvyšší strukturní stability, která je důležitá z hlediska žárupevnosti a stabilizuje fázi β , čímž zabraňuje další transformaci během provozu součásti za zvýšených teplot. Toto žihání má dvě varianty [1, 17]:

- **Izotermické žihání** se skládá z ohřevu na teplotu 850-950 °C, následného ochlazení v peci na teplotu 650-500 °C, výdrži a ochlazení na vzduchu. Tímto způsobem vyžihané slitiny titanu vykazují poměrně vysokou pevnost a žárupevnost spolu s dobrou tvárností.
- **Žihání dvojité (duplexní)** má obdobný proces, ale mezi jednotlivými kroky dochází k ochlazení na teplotu okolí, čímž se dosahuje zvýšení pevnosti slitin titanu, ale klesá jejich tvárnost.

Žihání ke snížení zbytkového napětí se používá na odstraňování vnitřního pnutí po svařování, tváření nebo třískovém obrábění. Při žihání se teploty u slitin titanu pohybují v rozmezí 480-650 °C s následným pozvolným ochlazením na vzduchu [1, 17].

Vytvrzování se z hlediska zvyšování mechanických vlastností uplatňuje nejen u dvoufázových slitin titanu, ale také u slitin β . Skládá se z rozpouštěcího ohřevu, rychlého ochlazení (kalení) a procesu stárnutí. Teplota rozpouštěcího ohřevu se volí v oblasti $\alpha+\beta$ příslušného rovnovážného diagramu, tak aby bylo zachováno co největší množství metastabilní fáze β , ale tato teplota je výrazně závislá na typu slitiny titanu. Kalení se provádí do vody, po tomto procesu následuje nový ohřev (stárnutí) na teplotu 500-600 °C. Komerčně vyráběné slitiny titanu β jsou obvykle dodávány v žíhaném stavu a vyžadují pouze stárnutí [1, 17].

Pro nejznámější dvoufázovou slitinu Ti-6Al-4V se používají tato tepelná zpracování [17]:

- **Žihání ke vzniku globulární β fáze** se skládá z ohřevu na teplotu 730 °C po dobu 4 hodin s následným ochlazením v peci. Po tomto žihání dochází k nárůstu houževnatosti a také ke zlepšení obrobiteľnosti i únavových vlastností slitiny titanu.
- **Dvojitě žihání (duplexní)** se používá v různých variantách. Jednou z variant je ohřev slitiny titanu na teplotu 955 °C po dobu 1 hodiny a ochlazením na vzduchu. Dále následuje další ohřev na 675 °C po dobu 4 hodin a ochlazení na vzduch, kde dochází k precipitaci nové fáze α a zvyšuje se její mez kluzu.
- **Rozpouštěcí žihání a stárnutí** slitina titanu se ohřeje na teplotu 955 °C po dobu 1 hodiny, poté je zakalena do vody a následně vystárnutá při teplotě 535-675 °C po dobu 2-8 hodin a ochlazená na vzduchu.

Pro porovnání jsou v následující tabulce 7 uvedeny hodnoty mechanických vlastností slitiny Ti-6Al-4V, kterých je možné dosáhnout po tepelném zpracování.

Tab. 7 Mechanické vlastnosti slitiny Ti-6Al-4V po tepelném zpracování [17, 6]

| | R_{p0,2} [MPa] | R_m [MPa] | A [%] | Mikrostruktura |
|--|----------------------------------|-------------------------------|-----------------|---|
| Žihání ke vzniku globulární β fáze | 945 | 1069 | 10 | globulární fáze β v α matici |
| Dvojitě žihání (duplexní) | 917 | 965 | 18 | duplexní |
| Rozpouštěcí žihání a stárnutí | 1103 | 1151 | 13 | primární α + temperovaný α' nebo směs $\alpha+\beta$ |

1.3 Obrábění titanu a jeho slitin

Vzhledem ke specifickým vlastnostem lze titan a jeho slitiny zařadit mezi těžkoobrobitelné materiály, proto se zde vyžaduje odlišný přístup obrábění než u běžných ocelí. V současné době jsou slitiny titanu stále považovány za obtížně obrobitelné materiály, a to kvůli svým mechanickým a materiálovým vlastnostem, jako je nízká tepelná vodivost, vysoká chemická reaktivita a nízký modul pružnosti, který způsobuje znatelné odpružení při zatížení a vyvolává při obrábění odklonění obrobku od nástroje. Následkem těchto vlastností vznikají vysoké teploty v místě řezu, tím se zvyšuje nebezpečí plastické deformace břitu a jeho okamžité porušení. Během obrábění titanu a jeho slitin dochází k větším řezným silám než při obrábění ocelí [1, 18].

Na obrobitelnost titanu má také vliv jeho vysoká pevnost a chemická reaktivita, která způsobuje zvýšenou možnost zadírání nebo vytrhávání materiálu nástrojem. Kvůli zadírání je více problematické frézování než soustružení, kde k tomu přispívá velký součinitel tření samotného titanu. Slitiny titanu se chovají spíše jako obtížně obrobitelné korozivzdorné oceli, ale při obrábění vykazují ještě větší houževnatost, špatně se utváří tříška a vzniká větší náchylnost k vylamování břitu nástroje při jeho vnikání nebo výstupu ze záběru [1, 18].

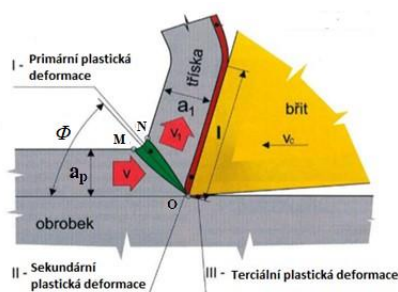
Charakteristickým znakem při obrábění slitin titanu je zpevňování povrchové vrstvy v oblasti primární plastické deformace při procesu řezání a tvoření nárůstku, proto je důležitá vysoce pozitivní a ostrá geometrie břitu nástroje. Při obrábění slitin titanu je oproti jiným materiálům plocha kontaktu třísky s čelem nástroje malá, to znamená, že řezná hrana je vystavena velkému mechanickému i tepelnému namáhání [1, 18].

Slitiny titanu jsou dále charakterizovány vysokou teplotou v místě řezu, krátkou životností nástroje a vysokou úrovní vibrací nástroje. Proto je nutné zajistit vysokou tuhost nástroje, dostatečný přívod procesního média přímo na břit nástroje, zvolit vhodnou kvalitu nástrojového materiálu a jeho povlaku zajišťující dlouhou životnost, který bude zamezovat tvorbě nárůstku. Dále je potřeba zvolit vhodnou pozitivní geometrii nástrojů s vynikající řezivostí i za vyšších řezných podmínek, která zajišťuje lepší odvod třísek z místa řezu a snižuje řezné síly při odebrání materiálu [1, 18].

Titan a jeho slitiny se řadí podle klasifikace obráběných materiálů do skupiny ISO S. Patří mezi ně žáruvzdorné slitiny na bázi železa nebo žárupevné superslitiny na bázi niklu, kobaltu a titanu, které vyvolávají při obrábění stejný typ namáhání břitu nebo podobné opotřebení nástroje. Během procesu obrábění tyto materiály snadno ulpívají na břitu a vytváří na nástroji nárůstek, kde vlivem jejich nízké tepelné vodivosti vzniká velké množství tepla, čímž dochází ke zpevňování materiálu a životnost vyměnitelných břitových destiček dosahuje nízkých hodnot [18, 19].

1.3.1 Mechanismus tvorby třísky

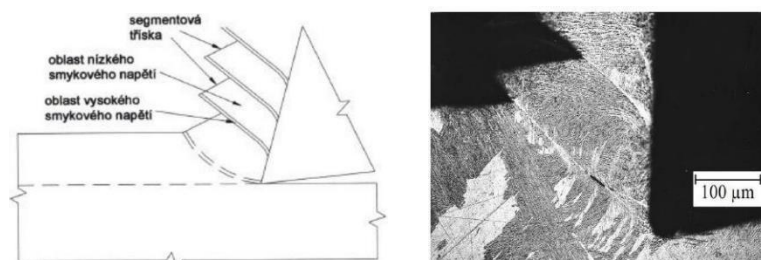
Při tvorbě třísky dochází vlivem působení řezné síly břitu nástroje na obráběný materiál nejprve k pružným, a poté plastickým deformacím podél střižné roviny, kde se tato deformovaná oblast materiálu nazývá kořenem třísky. Kořen třísky zahrnuje tři oblasti plastické deformace, a to primární, sekundární a terciální. U oblasti primární plastické deformace, která se nachází v zóně mezi třískou a obrobkem (vyznačené na obrázku 16 písmeny MNO), se materiál zpočátku trvale deformuje a při překročení příslušných střižných napětí dochází v rovině stříhu k oddělení materiálu ve formě třísky o určité tloušťce a_p pod úhlem střižné roviny Φ [1, 20].



Obr. 16 Mechanismus tvorby třísky a jejich oblasti [20]

Obecně platí, že čím větší je úhel Φ , tím je štíhlejší tříška, přičemž proces obrábění je energeticky výhodnější a dochází k menšímu zatížení i ovlivnění povrchových vrstev materiálu obrobku. Tvar a velikost plastické deformace je proměnlivý, což závisí na zpevňovacích a deformačních vlastnostech materiálu obrobku, nástrojovém ortogonálním úhlu čela, nástrojovém ortogonálním úhlu řezu a řezné rychlosti. Oblast sekundární deformace vzniká před čelem nástroje, kdy dochází ke zpomalení pohybu elementů třísky a vzniká intenzivní tření třísky po čele nástroje. To může mít za následek při určitých pracovních podmínkách opotřebení nástroje a vlivem adheze mezi nástrojem i třískou se vytvoří žlábek na čele, který výrazně mění podmínky obrábění [20].

Během obrábění se velká část energie vynaložená na proces plastické deformace přemění na teplo, kde dojde k nárůstu teploty v místě řezu a následně poklesu pevnosti obráběného materiálu, čímž se zvýší rychlost plastické deformace. Při obrábění slitin titanu vznikají tepelnou nestabilitou tzv. segmentové třísky (obr.17), které jsou utvořeny do jednotlivých segmentů oddělných úzkými oblastmi, ve kterých dochází k vysoké plastické deformaci skluzem. Výrazně vyšší plastická deformace se nachází v úzké oblasti mezi segmenty. Oblast je označována jako adiabatický katastrofický stříhový (smykový) pás, který vzniká projevem smykové nestability deformace a jako důsledek odpevnění při koncentraci tepla i špatné tepelné vodivosti deformovaného materiálu [1, 20]



Obr. 17 Utváření segmentové třísky při obrábění slitiny Ti-6Al-4V [1]

Vznik skluzových pásem je nejvíce ovlivněn řeznými podmínkami, a to řeznou rychlostí nebo posuvem na zub, jež mají významný vliv na dynamiku řezného procesu. Při zvyšování řezné rychlosti klesá vzdálenost těchto pásem, zatímco se zvyšující hodnotou posuvu dochází k nárůstu vzdáleností mezi jednotlivými pásmy. Šířka skluzových pásem se pohybuje v rozmezí 0,008-0,031 mm, které jsou orientovány ve směru primární plastické deformace [1, 20].

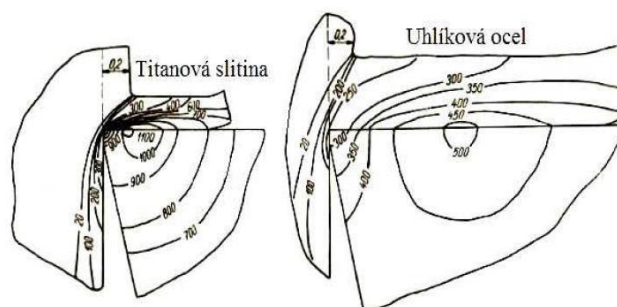
Při nízkých řezných rychlostech a posuvech na zub vzniká plynulá tříška, kde nevznikají skluzové roviny, přičemž kritické řezné podmínky se mění v závislosti na kombinaci nástrojového a obráběného materiálu. Lze tedy konstatovat, že při použití různých řezných podmínek se mění řada metalurgických, mechanických a chemických vlastností třísky [20].

Hodnota řezné rychlosti se při obrábění slitin titanu pohybuje okolo 60 m/min za použití řezného prostředí ve formě chladicích emulzí o standardní koncentraci 5-10 %. Během obrábění za určitých řezných podmínek dochází ke vzniku vibrací nástrojů, které jsou způsobeny nestejnou plastickou deformací v oblasti primární deformace a přispívají ke tvorbě segmentové třísky. Z tohoto důvodu se klade velký důraz na vysokou tuhost stroje a nástroje. V některých případech je při vibraci nástroje nutné snížit i řeznou rychlost, což snižuje efektivitu obrábění [18, 20].

1.3.2 Teplota v místě řezu

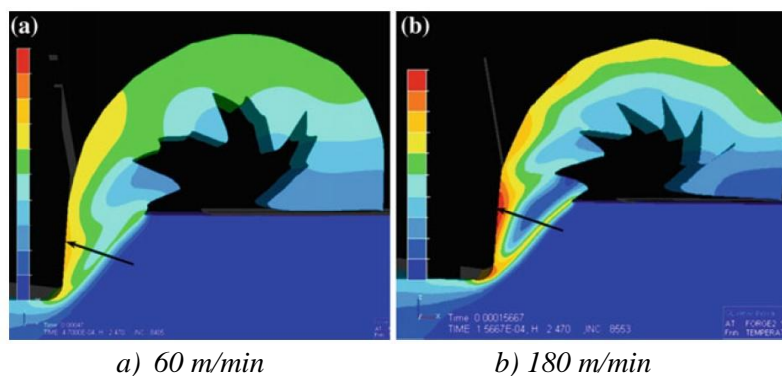
Při obrábění v místě řezu vzniká teplo, které je ovlivněno tepelnými vlastnostmi obráběného materiálu jako jsou tepelná vodivost a měrné teplo vznikající třením. Titan a jeho slitiny mají v porovnání s jinými kovy nízkou tepelnou vodivost, která spolu se špatnými třecími vlastnostmi způsobuje generování vysokých teplot v místě řezu [1].

Z důvodu špatného odvodu tepla do třísky a obrobku lze pozorovat vysokou koncentraci tepla v bezprostřední blízkosti řezné hrany nástroje (obr. 18). Při obrábění titanových slitin se dosahuje v místě řezu teplot větší než 1100 °C, zatímco při obrábění uhlíkových ocelí za stejných podmínek bývá teplota okolo 300 °C. Řezný nástroj se při obrábění slitin titanu rychleji zahřívá a současně v něm vzniká velmi vysoké napětí, čímž dochází k intenzivnímu opotřebení na čele nástroje [1].



Obr. 18 Teplotní pole při obrábění titanové slitiny a uhlíkové oceli [1]

Pokud teplota v místě řezu překročí teplotu polymorfních přeměn slitin titanu, může dojít ke strukturálním fázovým přeměnám v tříске. Utváření segmentové třísky má rovněž vliv na dynamiku celého procesu a při její tvorbě dochází k nárůstu řezných sil. Na začátku smyku třísky tvorba trhlin prudce klesá, přičemž vytváření smykového pásma spojeného se vznikem segmentu je spojené s nárůstem teploty v zóně řezu. Jednotlivé rozložení teplot v segmentové tříске při různých řezných rychlostech lze vidět na obrázku 19 [20, 21].



Obr. 19 Rozložení teploty v segmentové tříске při různých řezných rychlostech [21]

Velikost teploty v místě řezu je ovlivněna mnoha faktory, jako jsou řezné podmínky, geometrie nástroje, řezný materiál a aplikace procesních kapalin. Největší vliv na zvýšení teploty má řezná rychlost oproti šířce záběru ostří. Teplotní problematika slitin titanu vyžaduje kvůli jejich špatným tepelným vlastnostem důkladnou volbu řezných nástrojů a procesních kapalin, které mají nejen funkci chladicí, ale i mazací kvůli intenzivnímu tření a vývinu tepla v místě řezu [1].

1.3.3 Řezné prostředí

Jak již bylo zmíněno v předchozí kapitole nízká tepelná vodivost titanu a jeho slitin spolu se špatnými třecími vlastnostmi způsobují vysoké teploty v místě řezu, kdy během obrábění může dojít k jednomu riziku, a to potenciálnímu vznícení třísky. Tento jev vzniká při odebrání tenké třísky, která začne následně reagovat s atmosférou. Ke vzplanutí třísky může také dojít při vysokých řezných rychlostech bez chlazení. Nejčastěji k hoření třísky dochází při broušení slitin titanu za sucha, ale riziko hrozí i při soustružení nebo frézování [22].

Z tohoto důvodu se doporučuje používat řezné prostředí neboli procesní kapaliny. Všeobecně je známo, že dobře odvádějí teplo z místa řezu a pomáhají k lepšímu utváření třísky, což je vhodné aplikovat i při obrábění slitin titanu. Procesní kapaliny při obrábění těžkoobrobitelných materiálů zvyšují produktivitu práce a životnost nástrojů o několik desítek procent, kde v porovnání s konvenčním chlazením může dojít u vysokotlakého chlazení k nárůstu životnosti až o 200 %. Dále během obrábění snižují sklon k zadírání a nalepování třísek na nástroj [22, 23].

Do místa řezu je potřeba dodat velké množství procesní kapaliny tak, aby se nepřehříval obráběný materiál a nástroj, a tím nedocházelo k jeho značnému opotřebení. Chladícím a mazacím účinkem procesních kapalin lze zlepšit výslednou jakost obrobeného povrchu, minimalizovat vznik nárůstku a snížit zbytkové napětí v materiálu nebo řezné síly. Použití řezného oleje při frézování se obecně nedoporučuje z důvodu vysoké teploty v místě řezu a možnosti vzplanutí. Při obrábění slitin titanu jsou nejvhodnější procesní kapaliny na bázi oleje anebo vody jako jsou emulgační oleje, vysokosulfonované oleje, kde jejich množství koncentrace závisí na řezných podmínkách a ve výjimečných případech lze chladit dusíkem [22, 23].

Při obrábění titanu a jeho slitin se obvykle intenzivně chladí, ale existují aplikace, kde je jakékoliv znečištění nepřijatelné, například zbrojní optika. Obrábění za sucha má však také určité výhody. Jednou z nich je ekologičnost výroby, kterou lze ovlivnit, protože chladicí kapaliny představují nevhodný odpad výroby a obráběním za sucha je možné ve výrobních nákladech dosáhnout výrazných úspor. Během obrábění s chladicí kapalinou dochází také ke vzniku zdravotně závadných výparů [1, 22].

2 Moderní nástroje pro obrábění titanových slitin

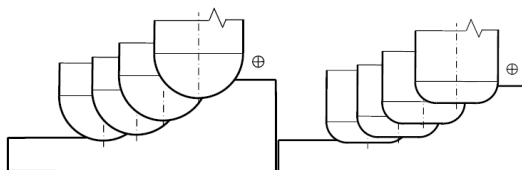
V každé výrobní technologii jsou neustále kladeny nové požadavky na zvyšování produktivity, přesnosti, jakosti, efektivity a spolehlivosti. Jednou z technologií třískového obrábění je frézování, které patří k časově náročné, ale v současnosti často používané metodě obrábění titanových slitin. Frézování je charakterizováno poměrně velkým výkonem při velmi dobré kvalitě obrobeneho povrchu a soustružení, vrtání nebo broušení se odlišuje přerušovaným řezem.

Zvyšování produktivity frézování má mimo jiné i vliv na vývoj geometrie řezných moderních nástrojů, jako jsou inovativní soudečkové frézy s řeznou částí zakřivenou do tvaru kruhového segmentu. V této části kapitoly jsou popsány a vysvětleny výhody soudečkových nástrojů s jejich aplikací oproti konvenčním kulovým frézám, které se používají především pro dokončovací operace při víceosém obrábění tvarově složitých ploch na CNC obráběcích strojích.

2.1 Kulová fréza

Při frézování štíhlých součástí a složitých tvarových ploch, jako jsou lopatky oběžných kol různých turbín nastává problém, kdy vřetenem při obrábění zasahuje do materiálu obrobku a nástroj se nemůže dostat na těžko přístupná místa, zejména vnitřní kouty. Aby bylo možné obrobit nedostupná místa, používají se zpravidla štíhlé nástroje s dlouhým vyložením, což je předurčuje ke sklonu k vibracím a jejich úhlovému vychýlení od osy otáčení vlivem řezných sil [24].

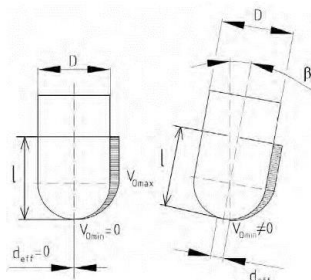
Pro dokončování tvarově složitých ploch se obvykle používají toroidní a kulové frézy, které díky půlkruhovému tvaru řezné části nástroje vytvářejí méně stupňovitý povrch nerovností než klasické válcové frézy s rádiusem v rohu, což je vidět z obrázku 20. Výhodou toroidních fréz je, že díky rovnému čelu je možno použít vyšší hodnoty bočního přísmvu, avšak tímto nástrojem nelze obrábět vyduté plochy o malém průměru nebo vnitřní kouty tvarově složitých součástí. Z tohoto důvodu se na tyto aplikace většinou používá kulová fréza, ale nejedná se o příliš produktivní nástroj, protože vzhledem k požadované jakosti plochy musí mít kvůli svému specifickému tvaru velmi malou šířku záběru ostří tak, aby nebyla zhoršena drsnost obráběného materiálu [25].



Obr. 20 Obrábění tvarové plochy kulovou a válcovou frézou s rádiusem [25]

Nevýhodou obrábění kulovou frézou je její proměnná obvodová rychlost v délce nástroje, jež klesá se zmenšujícím průměrem frézy a do místa řezu se dostává kritický bod nástroje, je-li kolmo na obráběnou plochu. Na kulovém ostří v ose nástroje je nulová řezná rychlost a při záběru fréza pouze zatlačuje materiál obrobku, ale neobrábí. Tento jev má za následek zvyšování teploty řezání, zvýšenou tvorbu nárůstků, snížení trvanlivosti nástroje a zhoršení kvality povrchu [26].

Tomuto nežádoucímu jevu lze zabránit naklopením frézy nebo obrobku tak, aby se kritický bod nástroje dostal mimo oblast řezu a jeho osa nebyla kolmá na obráběnou plochu, což dnes umožňují víceosé CNC obráběcí stroje. Změny průběhu rychlostí lze vidět na obrázku 21, kde při náklonu frézy o úhel β_n nabývá v nejnižším bodě dotyku frézy s obrobkem nenulovou rychlost a eliminuje výše popsané negativní vlivy. Pokud není kulová fréza vykloněna, potom je efektivní průměr závislý pouze na hloubce řezu a poloměru řezného nástroje. Vzhledem k tomu, že se většinou kulová fréza používá na dokončovací operace tak bývá hloubka řezu velmi malá, a tím i d_{eff} [24, 26].



Obr. 21 Obvodová rychlost kulového nástroje [26]

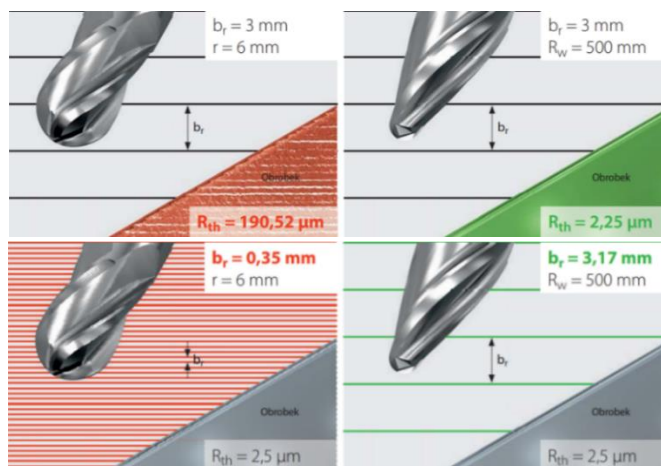
Výslednou kvalitu obrobeného povrchu ovlivňuje poloměr nástroje a šířka záběru ostří, která se zlepšuje s rostoucím poloměrem zakřivení nástroje při stejném řádkování. Pro kulové frézy je nutné použít malou šířku záběru ostří s delší dobou obrábění tak, aby bylo dosaženo požadované jakosti obráběného povrchu. Vzhledem k požadavkům na vysokou produktivitu obrábění není vhodné snižovat šířku záběru ostří nástroje za účelem zlepšení kvality povrchu. Vhodnou variantou je vytvoření nástroje s řeznou částí zakřivenou do tvaru kruhového segmentu o velkém poloměru jako jsou soudečkové frézy, které se vyrábějí ve čtyřech základních tvarech, viz obrázek 22 [24, 27].



a) kapkovitý b) kuželový c) soudečkový d) čochkovitý

Obr. 22 Základní tvary soudečkových fréz [27]

Kruhový segment soudečkové frézy ovlivňuje plochu záběru na obrobku, kde díky tomu vzniká mezi nástrojem a obrobkem několikanásobně větší styková plocha dotyku, čímž lze použít větší rozestupy mezi dílčími řádky pro dosažení stejné jakosti povrchu.

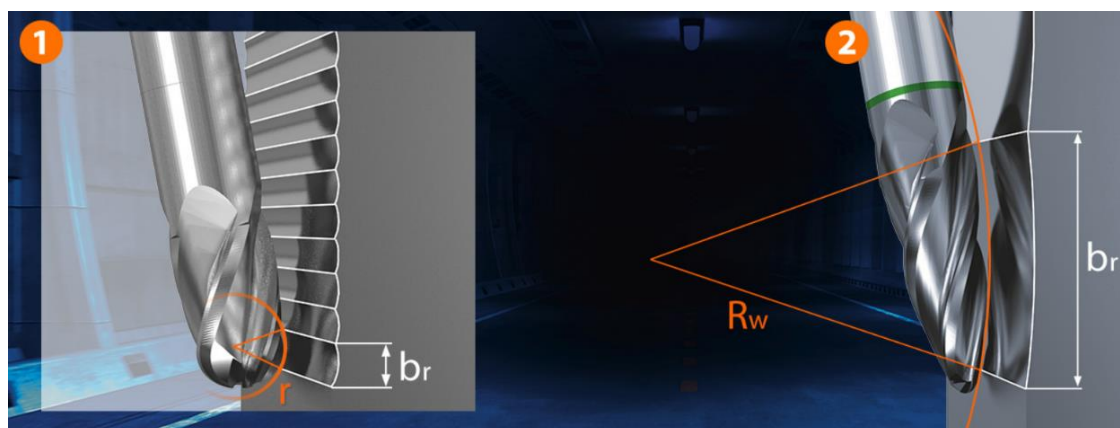


Obr. 23 Porovnání kvality povrchu vytvořené kulovou a soudečkovou frézou [28]

Z uvedeného obrázku 23 je vidět porovnání kvality povrchu vytvořené kulovou a soudečkovou frézou, kde při použití stejného řádkování (b_r) se dosahuje lepší výsledné kvality povrchu u soudečkové frézy než u frézy s půlkruhovým rádiusem. Naopak soudečková fréza ve srovnání s kulovou frézou umožňuje větší řádkování při zachování stejné kvality povrchu, a to díky jejímu efektivnímu poloměru řezné části určený primárně k obrábění. Z toho vyplývá, že soudečková fréza výrazně zvyšuje produktivitu, kvalitu povrchu a snižuje strojní čas obrábění při dokončovacích operacích [28].

2.2 Soudečková fréza

Soudečkové frézy se od konvenčních válcových a kulových fréz liší tím, že v jejich geometrii profilu je rovný úsek řezné části nahrazen kruhovým segmentem neboli zakřiven do tvaru kruhové výseče, což lze vidět z obrázku 24. Tyto frézy nejsou určeny k obrábění čelem kulového konce, ale bokem nástroje. Při obrábění bokem soudečkové frézy je možné zvýšit rozestupy mezi jednotlivým řádkováním (b_r) bez vlivu na snížení kvality obrobenej plochy, a to díky její velkému efektivnímu poloměru (R_w) řezné části nástroje [29].



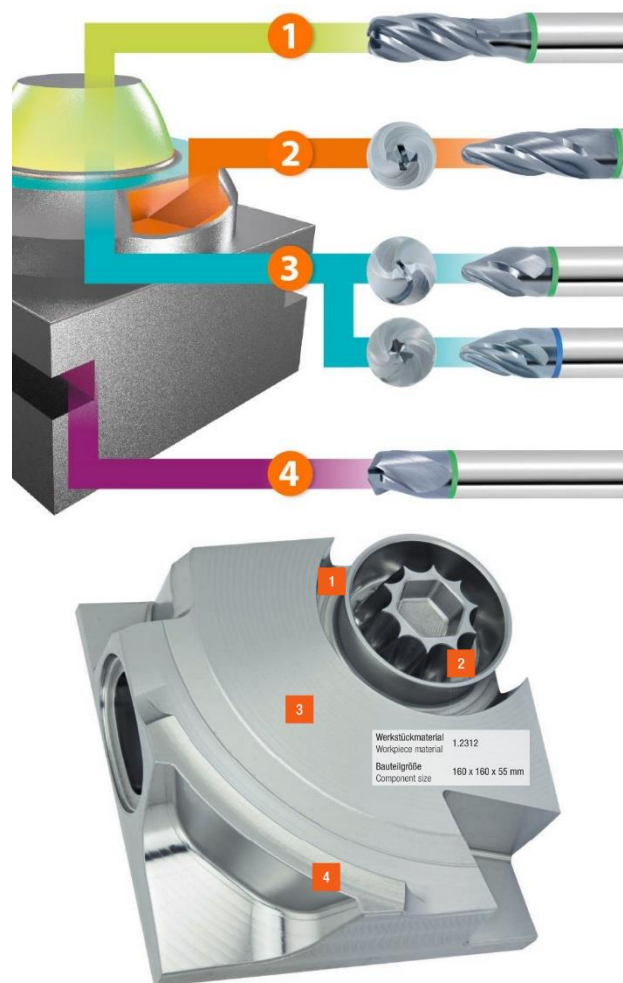
Obr. 24 Porovnání geometrie kulové a soudečkové frézy [30]

Nevýhoda soudečkových fréz spočívá v tom, že se při obrábění musí nástroj více naklonit k obráběné ploše, kde může docházet k určitým kolizím upínače s obrobkem. Dále je nutné počítat s nárůstem řezné síly vlivem většího poloměru řezné části nástroje. V některých případech může být konstrukce obrobku vhodná k tomu, aby bylo možné obrábět pouze 3D frézováním, ale nejčastěji je potřeba ještě natočit nástroj, proto je nutné použít moderní CNC obráběcí stroje umožňující víceosé obrábění s podporou CAD/CAM softwarů. Mezi jejich výhody patří především vyšší produktivita oproti kulovým frézám a lepší kvalita povrchu při kratších dobách obrábění, která je ovlivněna díky velkému řádkování [29, 30].

Hlavní uplatnění nacházejí soudečkové frézy především při dokončovacích operacích komplexních ploch libovolného tvaru, komplikovaných geometrií obrobků ve strojírenství nebo výrobě nástrojů, forem a lopatkových dílců. Používají se také tam, kde je požadována nejvyšší kvalita povrchu (například u lisovacích nástrojů), aby se tak minimalizovaly náklady na ekonomicky náročné operace jako leštění a vyjiskřování [30].

Na následujícím obrázku 25 jsou uvedeny vyráběné základní tvary soudečkových fréz s jejich konkrétní aplikací na jednotlivé plochy pro frézování metodou PPC [30]:

1. TK soudečková fréza PPC rovného (soudečkového) tvaru - vhodná na volně přístupné plochy bez náhlých přechodů.
2. TK soudečková fréza PPC tangenciálního (kapkovitého; oválného) tvaru - vhodná na hluboké a špatně přístupné dutiny. Dále jí lze použít pro základní obrábění případně dokončování vnějších nebo vnitřních tvarových a rovných ploch i kapes.
3. TK soudečková fréza PPC kónického (kuželového) tvaru - vhodná na velké plochy i nepravidelných tvarů. Díky speciální geometrii čela je vhodná pro základní obrábění a umožňuje použít největší efektivní poloměr R_w řezné části nástroje.
4. TK soudečková fréza PPC komolého kónického (čočkovitého) tvaru - vhodná pro dokončování spodních ploch na obrobcích nebo základní obrábění.



Obr. 25 Základní tvary soudečkových fréz včetně jejich vhodné aplikace [30, 34]

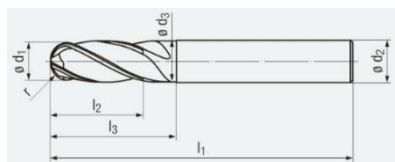
2.3 Moderní nástroje pro dokončovací operace

Výrobci Hoffmann Group a EMUGE-FRANKEN ze svých aktuálních katalogů doporučují pro dokončovací operace moderní kulové a soudečkové frézy, zejména vhodné pro obrábění slitiny Ti-6Al-4V. Tyto monolitní nástroje se používají především při výrobě forem, lopatek turbín a oběžných kol. Základní rozsahy vyráběných rozměrů moderních nástrojů s jejich geometrií řezných částí jsou shrnuty v následujících tabulkách 8, 9 a obrázcích 26, 27. Z tohoto doporučení byly následně vybrány frézy pro praktickou část této práce.

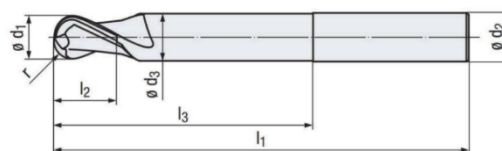
Výrobce Hoffmann Group dodává kulové frézy se speciální geometrií pro obrábění slitin titanu, přičemž jsou jejich čtyři půlkruhové čelní břity vyrobeny až ke středu nástroje, které umožňují použití fréz ve všech hloubkách řezu. Z tabulky 8 si lze všimnout, že firma EMUGE-FRANKEN nabízí kulové frézy i se dvěma čelními břity. Doporučené kulové frézy lze využít pro obráběcí strategie HPC a HSC při dokončovacích operacích.

Tab. 8 Doporučené kulové frézy pro obrábění slitiny Ti-6Al-4V [31, 32]

| Výrobce | Katalogové číslo | Ø d ₁ [mm] | r ± 0,005 [mm] | l ₂ [mm] | l ₃ [mm] | l ₁ [mm] | Ø d ₃ [mm] | Ø d ₂ [mm] | Úhel šroubovice [°] | Povlak | z [-] |
|----------------|------------------|-----------------------|----------------|---------------------|---------------------|---------------------|-----------------------|-----------------------|---------------------|--------|-------|
| Hoffmann Group | 207480 | 2-12 | 1-6 | 4-16 | - | 54-73 | - | 6-12 | 45 | TiAlN | 4 |
| | 207485 | | | | - | 80-100 | - | | | | |
| EMUGEN-FRANKEN | 2502A | 2-16 | 1-8 | 6-32 | 10-40 | 57-92 | 1,9-15,5 | 6-16 | 35-38 | TiAlN | 3-4 |
| | 1820A | 0,2-20 | 0,1-10 | 0,3-26 | 5-40 | 38-92 | 1,9-19,5 | 3-20 | 30 | | 2 |
| | 1966A | 0,5-16 | 0,25-8 | 1-12 | 2-40 | 57-92 | 0,45-15,5 | 6-16 | | | 2 |



a) 4-břítá fréza



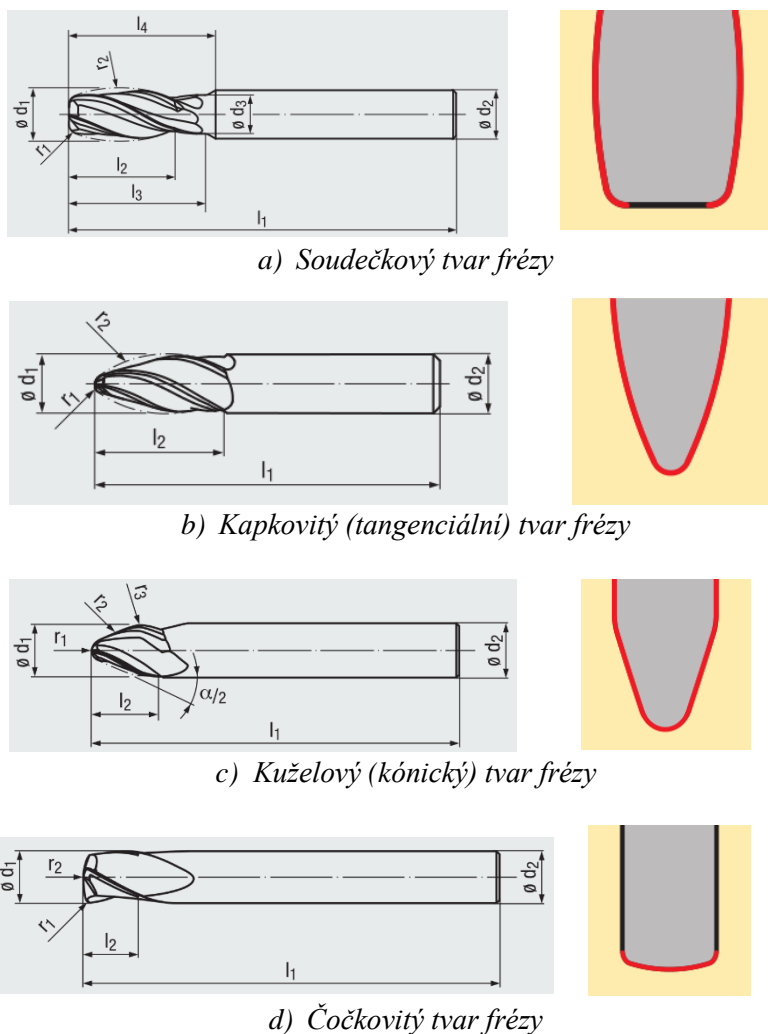
b) 2-břítá fréza

Obr. 26 Základní rozměry a geometrie kulových fréz [32]

Dalším moderním nástrojem pro dokončovací operace jsou soudečkové frézy, které oproti kulovým frézám disponují výhodami při víceosém obrábění jak v oblasti kvality povrchu, tak vyšší produktivitou. Jejich velký rádius simuluje kulovou koncovou frézu s řezným průměrem 12-3000 mm nebo větší dle zakázky. Oba dva výrobci dodávají tyto frézy v základních tvarech s různým počtem zubů a standardním úhlem stoupání šroubovice 30°. Na obrázku 27 jsou vyznačeny hlavní řezné části soudečkových fréz.

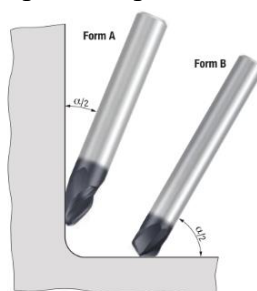
Tab. 9 Doporučené soudečkové frézy pro obrábění slitiny Ti-6Al-4V [33, 34]

| Výrobce | Tvar frézy | Katalogové číslo | α/2 [°] | Ø d ₁ [mm] | r ₁ [mm] | r ₂ [mm] | r ₃ [mm] | l ₂ [mm] | l ₃ [mm] | l ₁ [mm] | Ø d ₃ [mm] | l ₄ [mm] | Ø d ₂ [mm] | z [-] | Povlak |
|----------------|------------|------------------|---------|-----------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|-----------------------|---------------------|-----------------------|-------|--------|
| Hoffmann Group | Soudečkový | 207520 | - | 10-12 | 1 | 60-70 | - | - | 21,5-23 | 72-83 | 8-10 | 30-36 | 10-12 | 5 | TiAlN |
| | Kapkový | 207525 | - | 6-12 | 1-2 | 100-85 | - | 20,5-27 | - | 62-93 | - | - | 6-12 | 4 | |
| | Kuželový | 207535 | 9 | 12 | 3 | 500 | - | 22 | - | - | - | - | 12 | 6 | |
| | | 207537 | 18 | 12-16 | 2-4 | 500-1000 | - | 14,5-16 | - | 90 | - | - | 12-16 | | |
| | | 207539 | 27 | 16 | 3 | 1000 | - | 12,5 | - | - | - | - | 16 | | |
| | Čočkový | 207543 | - | 8-12 | 1,5-2 | 180-220 | - | 2,4-4,5 | - | 80-120 | - | - | 8-12 | 3-5 | |
| EMUGE-FRANKEN | Soudečkový | 3542L | - | 10 | 2 | 50 | - | 21 | 28 | 80 | 8 | 30 | 10 | 4 | AlCr |
| | Kapkový | 3538L | - | 6-16 | 1-3 | 95-75 | - | 22-31 | - | 62-92 | - | - | 6-16 | 3-4 | |
| | Kuželový | 3540L | 17,5-20 | 6-16 | 1-4 | 250-500 | 3-8 | 9,5-18,5 | - | 62-108 | - | - | 6-16 | 3 | |
| | Čočkový | 3544L | - | 4-12 | 0,25-1,25 | 6-25 | - | 4-12 | - | 62-93 | - | - | 6-12 | 3 | |



Obr. 27 Základní rozměry a geometrie soudečkových fréz [34]

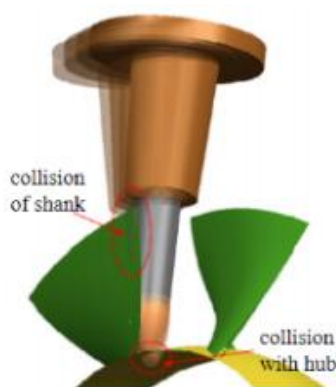
U soudečkových fréz kuželového tvaru se udává úhel $\alpha/2$, který značí odklon frézy od obráběné plochy (obr. 28) tak, aby byla optimálně využita celá řezná část kruhového segmentu s ohledem na produktivitu a výslednou kvalitu povrchu. Tento úhel náklonu frézy musí být při obrábění dodržen. Při výraznějším naklonění bude fungovat hůře než kulová fréza stejného průměru tzn. sníží se hodnota kroku a_p . Soudečková fréza s kuželovým tvarem se používá pro obrábění strmých ploch s úhlem $\alpha < 45^\circ$. Existuje ještě jeden typ (form B) této soudečkové frézy, která má nástrojový úhel náklonu $\alpha > 45^\circ$ a obvykle se využívá při frézování spodních ploch na obrobcích.



Obr. 28 Úhel odklonu soudečkové frézy od obráběné plochy [34]

3 CAM strategie pro soudečkové nástroje

CAM programy jsou nedílnou součástí moderních CNC obráběcích strojů a používají se především tam, kde je požadováno bezpečné nebo efektivní obrábění. Nejenže tyto programy nabízí možnost vytvoření modelu pomocí ploch nebo objemů, ale po naprogramování drah zvoleného nástroje umožňují ověřit, zda v některém místě nedochází ke kolizi stroje, svěráku nebo nástroje s obrobkem či jeho upínače (obr. 29). V rámci této práce budou porovnávány používané CAM programy PowerMill a hyperMILL, které nabízí strategie 5-osého obrábění vhodné pro soudečkové nástroje.



Obr. 29 Kolize nástroje a upínače s obrobkem při 5-osém frézování [24]

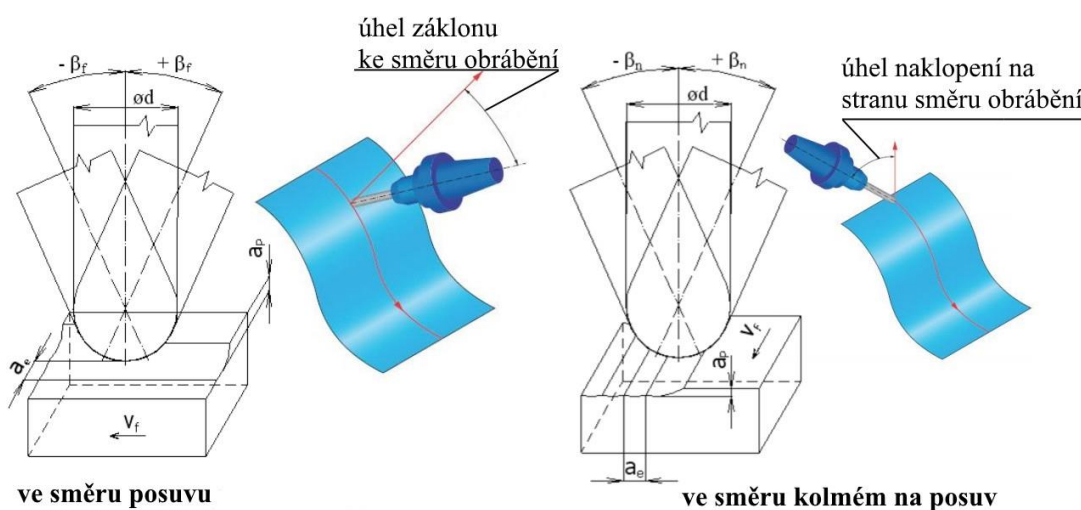
Žádný CAM software se v současnosti neobejde bez postprocesorů. Postprocessor je softwarový převodník dat neboli ovladač, který překládá CLDATA z CAD/CAM systému do datového jazyka (NC kódu) tak, aby jej konkrétní řídicí systém obráběcího stroje po nahrání dokázal vyhodnotit. Každý CNC obráběcí stroj potřebuje specifický postprocesor, aby byl kompatibilní s určitým CAM programem. Postprocessor překládá nejen CLDATA, v němž jsou vytvořené dráhy nástrojů, které se vytvoří CAM programem, ale dokáže i spočítat rychlostní limity, velikosti záběru, čas obrábění nebo navrhnout nejvhodnější vřeteno pro obrábění dané plochy. CAM program musí také brát v potaz kinematiku stroje, především u 5-osých frézovacích center, pohyb a rotaci všech os [35].

Pro oba porovnávané CAM programy platí jisté omezení týkající se optimálního obrábění rohů. Obvykle se rohy obrábějí lineárním pohybem nástroje, což se děje při nerovnoměrných záběrových podmínkách. Nejčastěji se pro obrábění rohů používá nástroj odpovídající poloměru zaoblení špičky k poloměru zaoblení rohu, kde při této kombinaci vznikají komplikace. Při lineárním pohybu dochází kvůli změně směru posuvu i za stejných otáček ve zlomovém bodě k zastavení nástroje, a tím se namáhá pohon obráběcího stroje [36].

Tento stav vnáší do místa řezu nadprůměrné třecí teplo a výrazně zvyšuje náchylnost k vibracím. Za takové situace bývá poškozován jak nástroj, tak i obráběný povrch, a to z hlediska kvality povrchu a drsnosti nebo vlastní integrity, zejména u materiálů s citlivostí na procesní teplo. Při použití nástroje se stejným poloměrem zaoblení jako je poloměr rohu může dojít oproti rovinným plochám k extrémním záběrovým podmínkám, což způsobuje nerovnoměrné namáhání nástroje a při větším přídatku v rohu i lom nástroje. Proto se většinou na zbytkové obrábění používá fréza s menším poloměrem, než je poloměr rohu. Zde je možné využít kruhovou interpolaci, a tím obejít zlomový bod a zastavení nástroje se všemi jeho komplikacemi [36].

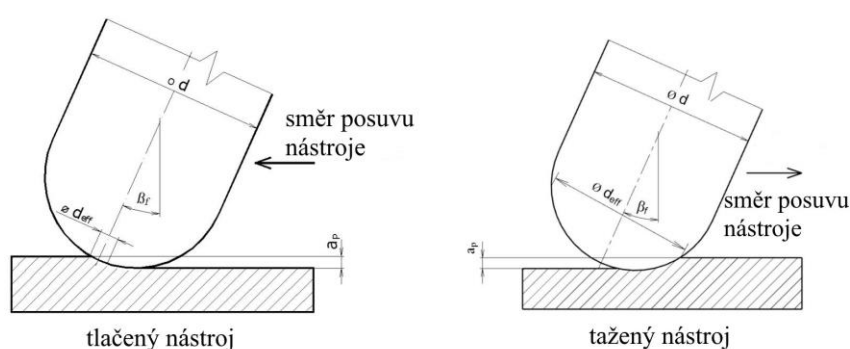
3.1 Víceosé frézování

Při konvenčním 3D obrábění je osa nástroje pevná a svírá s obráběným materiálem pravý úhel. Interpolace při frézování prostorových ploch je uskutečněna prostřednictvím tří lineárních pohybů, což výrazně zjednodušuje způsob programování NC dat, ale při použití kulových nástrojů u dokončovacích operací dochází k nepříznivým záběrovým podmínkám. Jejich nepříznivé podmínky spolu s nulovou řeznou rychlostí v ose nástroje mají neblahý vliv na celý řezný proces tím, že nástroj zatlačuje obráběný materiál do obrobku. Následkem toho vzniká pěchování třísky, zvyšování teploty řezání a zvýšená tvorba nárůstku, což má za důsledek zhoršení jakosti obráběného povrchu i snížení trvanlivosti nástroje, kdy v nejhorším případě dojít k vyštípnutí břitu nástroje. Tento negativní efekt lze eliminovat víceosým frézováním, a to naklopením nástroje ve směru čtvrté, popřípadě páté osy nebo obrobku, viz obrázek 30 [36, 37].



Obr. 30 Možnosti naklopení nástroje při 5-osém frézování [37]

Z hlediska opotřebení břitu, procesní spolehlivosti, přesnosti a drsnosti obráběné plochy bylo zjištěno jako optimální naklopení kulové frézy o úhel β_f 10-20° ve směru posuvu, jedná-li se o sousledné frézování. Úhel příčného naklopení může nabývat kladných i záporných hodnot a je závislý na směru výklonu vůči směru obrábění. Kladné hodnoty β_f se používají při náklonu frézy ve směru posuvu, kde se takto vykloněný nástroj označuje jako vlečený nebo tažený. Záporných hodnot nabývá při náklonu frézy proti směru obrábění a tento nástroj se poté nazývá tlačný, který se v praxi zpravidla nepoužívá. Orientaci těchto úhlů vůči směru posuvu obrobku je možné vidět na obou obrázcích 30 a 31 [36, 37].



Obr. 31 Rozdíl efektivního průměru a naklopení frézy podle směru frézování [37]

U kulových fréz se uvádí efektivní řezná rychlost, která přísluší efektivnímu průměru frézy, kde je její největší průměr na kulové ploše ve styku s obrobkem. Z obrázku 31 lze vidět, že u tlačného nástroje je výrazně nižší efektivní průměr frézy d_{eff} oproti taženému nástroji, zvláště při malých hloubkách řezu a_p , což se projevuje snížením efektivní řezné rychlosti v_{ceff} a vzniká tak větší oblast primární plastické deformace. Proto se naklopení frézy proti směru obrábění nepoužívá, jinak dochází k nárůstu řezných sil, a to konkrétně pasivní složky síly působící ve směru vřetená [37].

Pro výpočet efektivního průměru kulové frézy, který je v záběru při obrábění lze použít vzorec (1) za předpokladu, že fréza není nakloněná a normála obráběného povrchu je stejná jako osa nástroje [26].

$$d_{eff} = 2 \cdot \sqrt{a_p \cdot (d - a_p)} \quad (1)$$

Po dosazení tohoto vzorce do vztahu pro výpočet řezné rychlosti se získá vztah (2) pro efektivní (skutečnou) řeznou rychlost bez vyklonění nástroje jako [26]:

$$v_{ceff} = \frac{\pi \cdot d_{eff} \cdot n}{1000} = \frac{\pi \cdot 2 \cdot \sqrt{a_p \cdot (d - a_p)} \cdot n}{1000} \quad (2)$$

Naklopením kulové frézy o úhel β_f ve směru posuvu obrábění se zvětšuje efektivní průměr frézy, a tím i na něm závislá efektivní řezná rychlost. Čím vyšší d_{eff} , tím je vyšší v_{ceff} , tak se zvyšuje trvanlivost nástroje a kvalita obrobené plochy. Výpočet těchto obou hodnot je dán těmito vztahy (3) a (4) ve kterých je zahrnutý úhel β_f , jenž svírá normála obráběného povrchu s osou nástroje [26].

$$d_{eff} = d \cdot \sin \left[\arccos \left(\frac{d - 2 \cdot a_p}{d} \right) \pm \beta_f \right] \quad (3)$$

$$v_{ceff} = \frac{\pi \cdot d_{eff} \cdot n}{1000} = \frac{\pi \cdot \left\{ d \cdot \sin \left[\arccos \left(\frac{d - 2 \cdot a_p}{d} \right) \pm \beta_f \right] \right\} \cdot n}{1000} \quad (4)$$

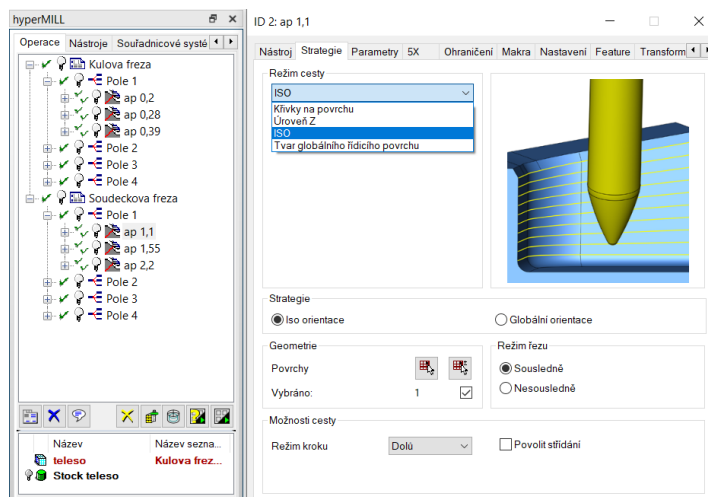
Jedná-li se o polohu frézování s tlačným nástrojem, tak je potřeba ve vztahu (3, 4) před členem β_f použít znaménko „-“ a naopak „+“ u taženého nástroje. Z geometrického hlediska (obr. 34) platí stejné vzorce i pro výpočet efektivního průměru a efektivní řezné rychlosti při naklopení kulové frézy o úhel β_n ve směru kolmém na posuv. Tyto výše uvedené vztahy není možné použít pro soudečkové frézy. S ohledem na jejich velký poloměr zakřivení kruhového segmentu nejsou vhodné k obrábění čelem kulového konce, ale bokem nástroje [26].

3.2 Program hyperMILL

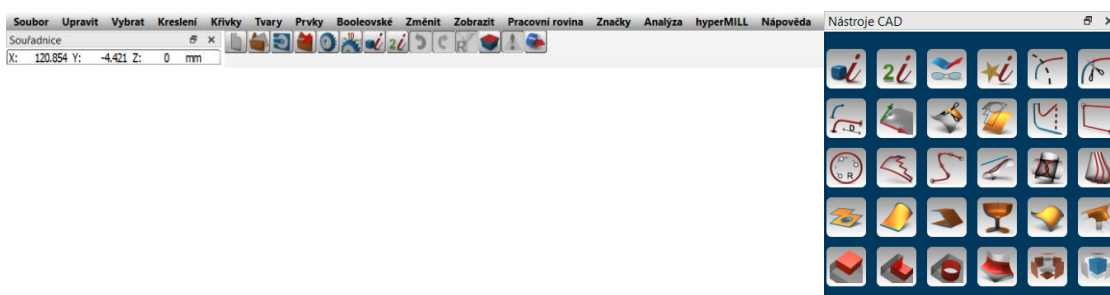
Program *hyperMILL*® je modulární a flexibilní CAM řešení na vytvoření drah nástrojů pro 2D, 3D i 5-osé frézování, ale také na soustružnicko-frézovací operace a technologie, jako jsou vysokorychlostní obrábění (HSC) nebo vysoce výkonné obrábění (HPC), a to všechno v jednom společném pracovním prostředí. Dále se software využívá pro speciální aplikace frézování oběžných kol, lopatkových kol, lopatek turbín, tvarových kanálů nebo forem pneumatik [38].

Jedná se o hybridní výkonný CAM program od německé společnosti OPEN MIND Technologies AG, ve kterém lze vytvářet CAD modely jak přes plochy nebo objemy, tak jej následně i zpracovávat a zhotovit výsledné dráhy nástrojů. Při jejich správném naprogramování je možné docílit plynulého přechodu sil bez rázů, které by mohly způsobovat trhliny na nástroji. Dále *hyperMILL* obsahuje pouze jeden postprocessor pro všechny frézovací a soustružnické operace, který převede CLDATA do NC kódu konkrétního řídicího systému obráběcího stroje [38].

Na obrázcích 32 a 33 jsou zobrazeny části systémového prostředí CAM softwaru hyperMILL se stromovou strukturou operací a příklad nabídky vybrané strategie s různým režim cest, včetně jeho panelu hlavního menu i funkcí nástrojů CAD, pomocí kterých lze upravit 3D model výsledného obrobku.



Obr. 32 Stromová struktura operací a nabídka vybrané strategie v hyperMILLu



Obr. 33 Nabídka hlavního menu softwaru hyperMILL

Vývojáři tohoto CAM softwaru se začali také zabývat problematikou aditivní výroby (AM), která se vyznačuje tím, že se na povrch materiálu navaňuje přídavný materiál. V tomto směru, ale existuje mnoho problémů, zejména kvůli teplotním pnutím. Tato technologie nachází hlavní využití především při opravách poškozených součástí, nanášení dalších povrchových vrstev nebo vytváření nových součástí ze substrátů [39].

Program hyperMILL nabízí různé obráběcí operace, kde jsou odlišné strategie, jak obrobek polotovaru do výsledného tvaru. Mezi jeho nejdůležitější operace patří [40]:

- soustružnicko-frézovací operace,
- 2D obrábění,
- 3D obrábění,
- 5-osé obrábění.

3.2.1 Soustružnicko-frézovací operace

Soustružnicko-frézovací modul millTURN umožňuje kombinovat jednotlivé frézovací a soustružnické operace, které jsou plně integrovány v jednom programu hyperMILL. Modul millTURN využívá soustružnické operace pro hrubování, dokončování, drážkování, zapichování, vrtání a soustružení závitu. Dále nabízí hrubování ve směru radiálním, axiálním nebo rovnoběžným s konturou (obr. 34). U dokončovacích operací je možné vybrat různé nájezdy a odjezdy nástroje, které zajišťují optimalizované obrábění, případně lze také zohlednit podkosoř nebo padající kontury [40].

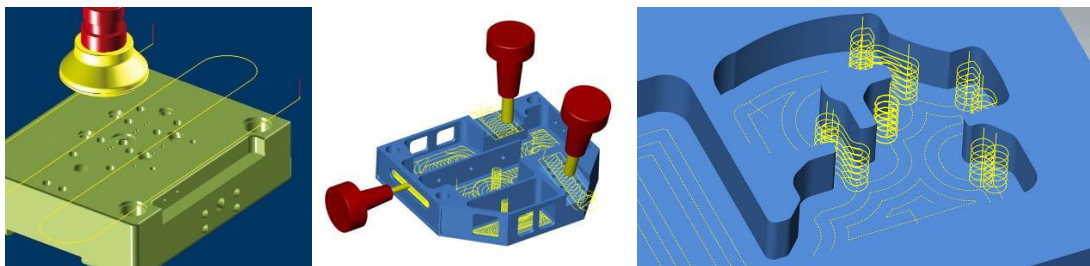


Obr. 34 Soustružnicko-frézovací modul millTURN [40]

3.2.2 2D obrábění

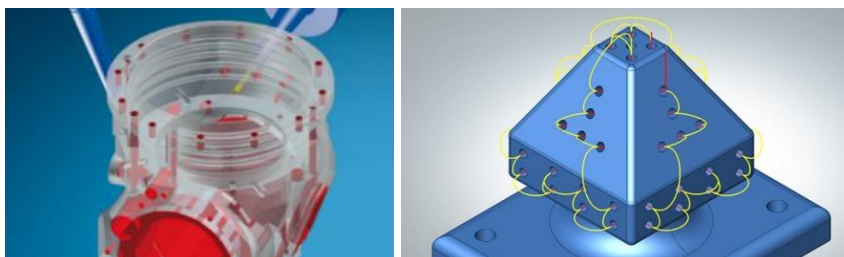
Typické 2D úlohy jsou programovány pomocí strategií, jako jsou rovinné frézování, obrábění kapes, frézování kontur, obrábění zbytkového materiálu, vrtání a 5-osé vrtání. Hlavní výhodou je podpora cyklů řídicího systému stroje, například u frézování kapes. Za pomoci konstrukčních prvků a úprav lze kapsy nebo otvory hospodárně obrábět. Díry je možno definovat navrtáním, jednoduchým nebo hlubokým vrtáním, vyvrtáváním, vystružováním a jinými operacemi [41].

Obvykle mají 2D obrobky velké předpoklady pro automatizaci, proto lze využít 2,5D obrábění, kdy se nástroj může pohybovat současně ve dvou směrech (X, Y) a jeho další pohyb je v ose (Z) omezený nastavením pevné úrovně. Na obrázku 35 jsou příklady strategií 2D frézování, které je možné použít i pro obrábění z více stran [25, 38].



Obr. 35 Příklady strategií 2D frézování [38]

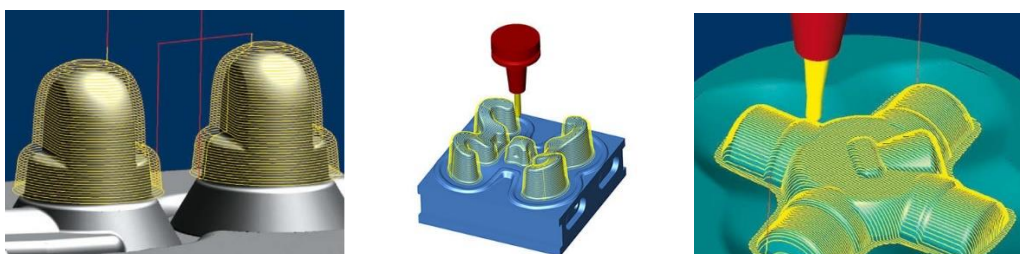
Při vrtání hlubokých děr lze využít strategii 5-osého vrtání (obr. 36), která pracuje s rychlým a efektivním zanořením nástroje bez nutnosti předvrtání s bezpečným odvodem třísek. Tato strategie spadá do podskupiny vysoce výkonného obrábění (MAXX Machining), jejímž cílem je dosáhnout úspor času díky vysoké účinnosti a zároveň zachovat vysokou kvalitu povrchu [40].



Obr. 36 Ukázka strategie 5-osého vrtání [40, 38]

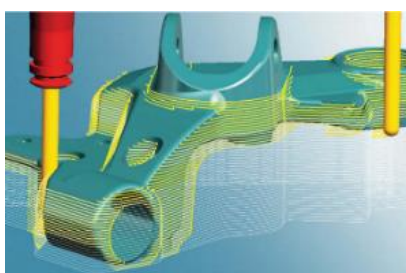
3.2.3 3D obrábění

Pomocí strategií 3D frézování obsažených v této operaci lze efektivně obrábět jednoduché i tvarově složité díly. Do této operace spadají strategie, jako je hrubování polotovaru, dokončování po Z hladinách nebo profilem, obrábění zbytkového materiálu a speciální strategie, kde některé z nich jsou vidět na obrázku 37 [40].



Obr. 37 Příklady 3D frézovacích strategií [38]

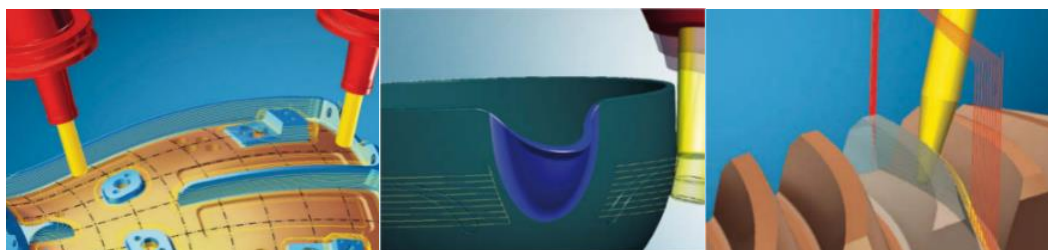
Pokud program hyperMILL odhalí kolizi s obrobkem, tak dojde k automatickému odsazení nástrojových drah do boku (obr. 38) a nástroj bude následně pokračovat v obrábění. Dále obsahuje funkci hyperMAXX, která je určena pro vysokoproduktivní obrábění (HPM) a umožňuje snížit strojní časy při hrubování polotovaru [40].



Obr. 38 Odsazení nástrojových drah do boku při kolizi s obrobkem [40]

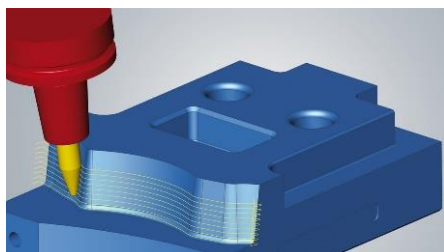
3.2.4 5-osé obrábění

HyperMILL 5AXIS je celosvětově známý díky své pokrokové, procesně bezpečné a uživatelsky jednoduché technologii. Při obrábění složitých tvarů je možno nastavit vodící křivky, podél kterých se nástroj pohybuje. V závislosti na úkolu obrábění a kinematice stroje lze vybrat pro dané strategie nejvhodnější způsob 5-osého obrábění jako je frézování s pevným ustavením 3+2, automatickou indexací nebo 5-osé souvislé obrábění. Tato operace umožňuje zvolit 3D strategie rozšířené o nastavení pro 5-osé frézování, kde do této kategorie spadá řada speciálních strategií jako například 5-osé obrábění čelem, 5-osé obrábění kontur, 5-osé obrábění řezné hrany a 5-osé odvalování bokem nástroje, jejichž aplikace jsou vidět na obrázku 39 [40].

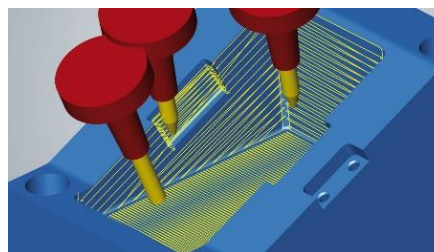


Obr. 39 Příklady aplikací speciálních strategií 5-osého obrábění [40]

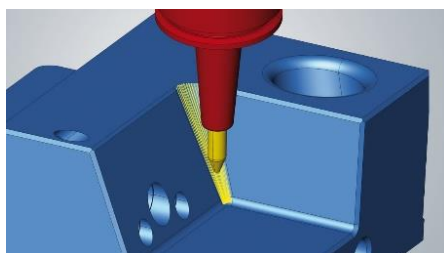
Každý CAM software v současnosti nabízí mnoho strategií pro vygenerování drah nástrojů, kde jejich použití zaleží na konkrétní aplikaci. Na následujícím obrázku 40 jsou nabídky různých strategií 5-osého obrábění z programu hyperMILL, které je možné použít na dokončovací operace pro obrábění soudečkovými nástroji.



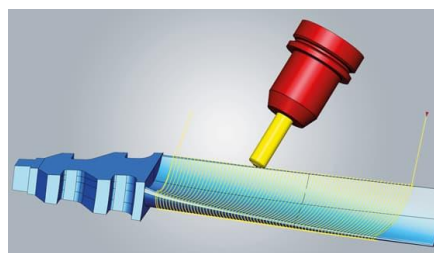
5X Tangenciální obrábění



5X Tangenciální rovinné obrábění



5X Prismatic zaoblení dokončení



5X Tangenciální frézování lopatky

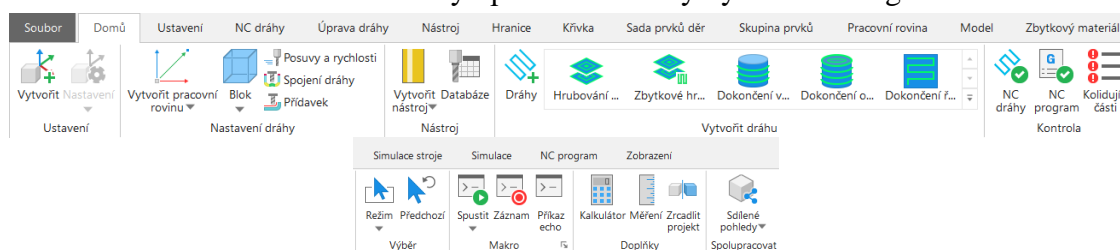
Obr. 40 Nabídka strategií 5-osého obrábění pro soudečkové nástroje [41, 42]

3.3 Program PowerMill

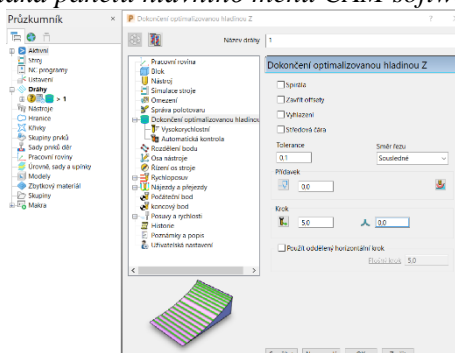
Autodesk PowerMill Ultimate je CAM program vysoké kvality pro programování tvarově složitých dílů, 5-osých frézovacích center, CNC průmyslových robotů a frézovacích center se soustružnickými cykly. Software od firmy Delcam umožňuje zobrazit dráhy nástroje se simulací všech jeho pohybů na CNC obráběcích centrech, včetně jejich kontrol a veškerých kolizí. Na rozdíl od některých jiných CAM softwarů se liší svou rychlostí, možností zpracování méně kvalitních 3D dat a možnostmi editování drah, přejezdů, nájezdů nebo spojek. Dále dokáže pracovat i s datově objemnými CAD modely, přestože neumožňuje mít otevřené dvě okna různých součástí [43].

Vyniká nejen v rychlosti výpočtu drah nástrojů, ale také v jejich kvalitě a plynulosti, což přispívá ke zvýšení rychlosti obrábění, snížení výrobních časů nebo zvýšení kvality obráběných povrchů. Tento program dokáže všechny standardní 3-osé strategie povýšit na 5-osé, čímž umožňuje 5-osé programování, kdy má uživatel rozsáhlé možnosti úprav drah nástrojů a detailní nastavení po jejich výpočtu, jako jsou změny nájezdů, přejezdů nebo osy nástroje, což výrazným způsobem snižuje čas programování. Nabízené strategie pro 5-osé obrábění umožňují vyklonění nástroje při hrozcí kolizi o nejmenší automaticky vypočítaný odklon. Program PowerMill obsahuje též verifikaci drah nástrojů bez nutnosti spuštění 3D simulace, která by při velkých modelech mohla být časově náročná [43].

Na obrázcích 41, 42 jsou pro ukázkou obdobně jako u programu hyperMILL zobrazeny části systémového prostředí softwaru PowerMill, včetně jeho nabídky hlavního menu a stromové struktury operací i nabídky vybrané strategie.



Obr. 41 Nabídka panelu hlavního menu CAM softwaru PowerMill



Obr. 42 Stromová struktura operací a nabídka vybrané strategie v PowerMillu

Software PowerMill obsahuje jedenáct tematických skupin obráběcích operací s vhodnými strategiemi pro různé tvary součástí. Program obsahuje stromovou strukturu, do které lze zasahovat (viz obrázek 42) a její možnosti úprav nájezdů nebo výjezdů nástrojů jsou podrobně specifikovány v příslušných kartách. V uvedeném softwaru je možné vytvořit téměř jakoukoli dráhu s možností její následné úpravy. Do skupin obráběcích operací patří [43]:

- hrubování
- obrábění křivky
- obrábění prvků
- dokončení
- vrtání
- kanálky
- lopatky
- žebra
- soustružení
- měření
- metody vrtání

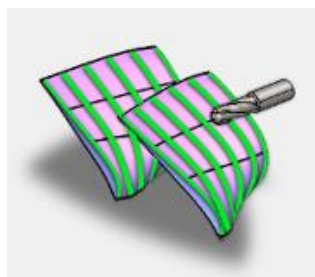
Program PowerMill nenabízí přímo speciální strategie 5-osého obrábění jako hyperMILL, ale z jeho nabídky jsou vhodné pro 5-osé obrábění všechny plošné dokončovací strategie, zejména pro soudečkové nástroje. Některé vybrané strategie na dokončovací operace pro obrábění soudečkovými nástroji jsou uvedeny na obrázku 43.



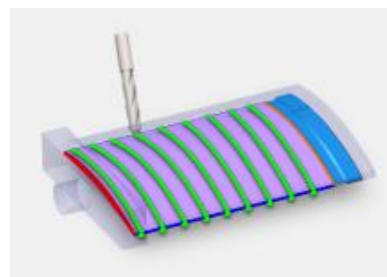
Dokončení lopatky



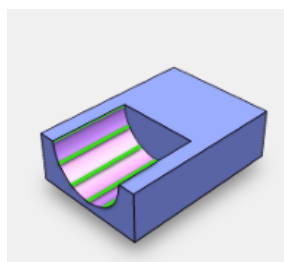
Dokončení středu



Dokončení bokem



Dokončení jedné lopatky



Dokončení plochy

Obr. 43 Nabídka strategií pro 5-osé obrábění soudečkovými nástroji

3.4 Porovnání CAM programů

Z technologického hlediska jsou oba porovnávané CAM programy schopné splnit požadavky na naklopení nástroje, čímž umožňují 5-osé obrábění se soudečkovými nástroji. Software PowerMill obsahuje mnoho podskupin obráběcích operací a nabízí velký rozsah možností k práci s obrobkem. Z důvodu rozsáhlých možností nastavení se však pro nezaučenou obsluhu stává nepřehledným a složitým programem. Jeho možnosti pohybu v prostoru nebo výběry metod řešení problému jsou odvozeny z programů od firmy Autodesk ve formě prostorové navigační krychle a panelů pod hlavním menu [44].

Časově úspornější je program PowerMill, který nabízí několik cest pro stejný výsledek, a to jak při specifikaci dané obráběcí technologie, tak i na hlavním panelu pro jednoduchý přístup oprav a úprav nejčastějších chyb jako například změny řezných rychlostí nebo nastavení polotovaru. Program hyperMILL takovéto zvolení různých cest nenabízí, zato programování je jednodušší a přehlednější než v PowerMillu [44].

Co se týká programování 5-osých drah nástrojů, tak je výhodnější použít software hyperMILL z důvodu propracovanějšího způsobu využití strategií pro soudečkové frézy. Součástí softwaru hyperMILL jsou integrované CAD funkce, pomocí nichž lze v modelu snadno opravit zkosení nebo zaoblení, aniž by bylo nutné součást výsledného obrobku upravovat v jiném CAD programu, a tím se snižuje pracovní čas potřebný na zhotovení nástrojových drah. Program PowerMill tento problém řeší pomocí přídatného programu Autodesk PowerMill Modeling, který je spjatý se softwarem PowerMill Ultimate a umožňuje upravovat model [44].

Nedostatkem programu PowerMill je, že není schopen v průběhu obrábění dynamicky měnit tečný bod nástroje, kdy v rámci jedné dráhy nelze obrábět strmou plochu bokem nástroje a následně změnit úhel naklopení nástroje nebo špičkou poloměru dokončit roh rádiusu. Z toho důvodu je potřeba v PowerMillu rozdělit dráhu nástroje do dvou oddělených drah nástrojů, což snižuje čas programování. Naproti tomu má hyperMILL výhodu, že všechny provedené změny a úpravy pomocí CAD nástrojů na 3D modelu výsledného obrobku vedou k přímému přepočtu drah nástroje bez nutnosti znovu načtení celého modelu a přeprogramování veškerých drah nástrojů.

Oba porovnávané CAM programy hyperMILL a PowerMill obsahují skupiny příkazů (makra), které zajišťují vzájemné propojení sousedících objektů, čímž usnadňují tvorbu větších počtu uzavřených jednotlivých tvarů. Software hyperMILL má v sobě specializované strategie pro výrobu forem pneumatik, oběžných kol turbín nebo turbodmychadel, které jsou schopny zredukovat strojní čas výroby, při kterých je možné použít různé tvary soudečkových nástrojů a dosáhnout hladkého povrchu i sníženého tepla v místě řezu [44].

Zatímco porovnávaný software PowerMill sice neobsahuje žádné speciální strategie pro obrábění ploch s využitím soudečkových fréz, ale nabízí pro ně všechny plošné dokončovací strategie. Porovnání obou CAM programů podle jejich hlavních výhod je shrnuto v tabulce 10. Pro praktickou část experimentu byl zvolen jako nejvhodnější software hyperMiLL [44].

Tab. 10 Porovnání obou CAM programů podle jejich hlavních výhod [44]

| Program hyperMILL | Program PowerMill |
|---|--|
| Přehlednější pracovní prostředí | Více možností specifikování dráhy nástroje |
| Možnost úpravy modelu a přímá integrace do CAD systémů | Rychlejší přístup k detailním úpravám nájezdů, výjezdů a řezných podmínek |
| Možnost automatického generování částečně obrobeného obrobku | Možnost vyhlazení segmentů drah v rámci zadaného procenta překrytí nástroje |
| Automatické předcházení kolize a simulace prostoru vlastního stroje | Možnost rychlého nahrání stroje a upínače s možností testování vzájemných kolizí |
| Jednodušší programování a ovládání | Integrovaný panel simulací ViewMill |
| Možnost zakoupení jednotlivých obráběcích skupin | Možnost použití libovolných fréz pro dané obráběcí strategie |

4 Návrh experimentu a vytvoření NC programu

Praktická část práce se zaměřuje na porovnání tangenciální soudečkové a kulové frézy při aplikaci 5-osého frézování tak, aby výsledné plochy testovacího tělesa měly po dokončovací operaci zvolené parametry drsnosti povrchu R_a za použití různých kroků v ose Z a naklopením fréz o úhly β_n ve směru kolmém na posuv i β_f ve směrech posuvu. V další části práce se následně porovnají řezné síly, jež vznikají při frézování.

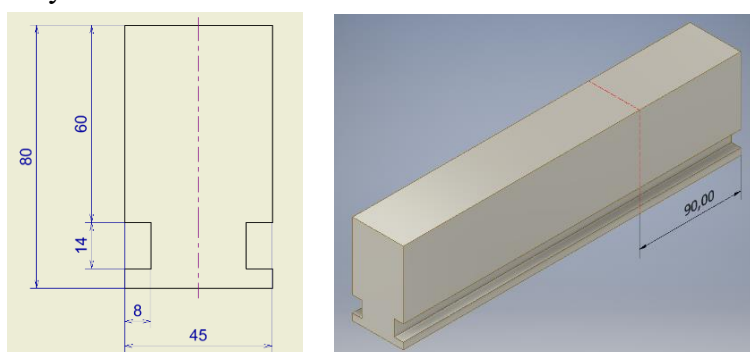
Cílem experimentu je porovnat silovou analýzu u vybraných nástrojů při jejich různých náklonech za konstantních řezných podmínek s ohledem na zvolené parametry drsnosti povrchu ploch testovacího tělesa ze slitiny titanu Ti-6Al-4V. Dalším úkolem je prozkoumat vliv úhlů β_n na velikosti řezných sil, výslednou drsnost obrobené plochy a nalézt optimální úhel náklonů obou fréz pro získání požadované jakosti povrchu.

Vzhledem k možnostem a dostupnosti vybavení měřicích aparatur Ústavu technologie obrábění, projektování a metrologie bude pro tento experiment výhodnější aplikovat rotační dynamometr, z důvodu přesnějšího silového záznamu, který samostatně měří jednotlivé složky řezných sil v souřadném systému nástroje. Nástrojový rotační dynamometr, ale nebyl k dispozici s požadovaným upínacím kuželem (HSK-A63) pro vřetenou 5-osého obráběcího stroje, proto se přistoupilo k úvaze použití deskového stacionárního dynamometru. Při aplikaci piezoelektrického dynamometru Kistler 9265B by docházelo během 5-osého obrábění ke komplikacím, jako je transformace řezných sil vlivem naklopení nástrojů, nedostatečný rozsah měření silového zatížení, malá citlivosti měřicí aparatury nebo nebezpečí namotání propojovacích kabelů na rotační části obráběcího stroje, přičemž by hrozilo jejich poškození. Také by bylo nutné zjistit ovlivnění měření vlivem kinematiky obráběcího stroje.

Z těchto příčin musel být rozdělen plán experimentu na dvě části, kdy v první části bude provedeno obrobení ploch testovacího tělesa na 5-osém obráběcím stroji bez měřicí aparatury řezných sil za účelem dosažení požadovaných parametrů drsnosti povrchu R_a . Ve druhé části experimentu bude měření řezných sil realizováno na 3-osém obráběcím centru s CNC řízením za použití dostupného rotačního dynamometru Kistler typu 9123C1111 a naklápěním polotovaru ve směrech kolmém na posuv pomocí náklonného stolu se třemi T-drážkami.

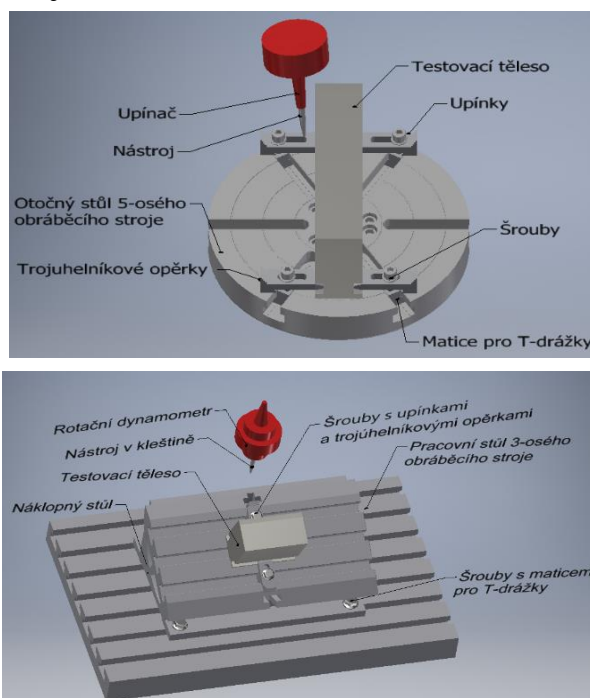
4.1 Návrh testovacího tělesa

Polotovarem pro experiment byla obdélníková tyč o rozměrech 80x45x300 mm ze slitiny titanu Ti-6Al-4V, přičemž její vlastnosti jsou popsány v kapitole 1.2.2. Návrh modelu testovacího tělesa byl vytvořen v CAD programu Autodesk Inventor, kde jeho výkres a 3D model lze vidět na obrázku 44. Na obou bočních stranách polotovaru byly předem vyfrézovány válcovou čelní frézou dvě drážky, které sloužily k upnutí a zajištění dostatečné tuhosti testovacího tělesa. Na dokončovací operace byl z každé boční strany ponechán přídavek 0,1 mm. Testovací těleso bylo poté rozděleno na dva díly (obr. 44), přičemž delší část dílu se použila pro pětiosé obrábění a oddělený kratší díl o délce 90 mm na měření rezných sil.



Obr. 44 Výkres návrhu testovacího tělesa a jeho 3D model

Rozdělené části testovacího tělesa byly upnuty pomocí upínek přímo na otočném stole 5-osého obráběcího stroje nebo náklonném stole u 3-osého obrábění. Jejich celé sestavy s dílčími částmi jsou vidět na obrázku 45.



Obr. 45 Rozpoložení dílčích částí sestavy v CAD programu Autodesk Inventor

4.2 Plán experimentu

Před realizací experimentu bylo potřeba jeho detailní naplánování. Všeobecně je známo, že řezný proces ovlivňuje mnoho faktorů, proto bylo zpočátku nutné stanovit parametry, které se budou v průběhu měnit nebo zůstanou konstantní. Mezi proměnné faktory byly zařazeny veličiny, které mají přímý vliv na výsledek experimentu. V tom případě šlo o krok nástrojů a jejich úhly náklonů vůči směrům posuvu.

Nejprve byly zjištěny hodnoty parametru drsnosti povrchu R_a , kterých je možné dosáhnout na plochách testovacího tělesa dokončovacemi operacemi při 5-osém obrábění za použití různých kroků fréz v ose Z, zejména tangenciální soudečkovou a kulovou frézou. Jemným frézováním je dle Potácela [45] možné docílit stupně přesnosti až IT 5 a drsnosti obrobených ploch v rozsahu $R_a = 0,4-1,6 \mu\text{m}$. Z toho rozmezí byly vybrány tři hodnoty, jenž se nejčastěji předepisují na výrobních výkresech obrobků. Z těchto vybraných hodnot byly následně dopočteny konkrétní jednotlivé kroky pro oba nástroje.

Dalším zvoleným parametrem byl proměnný úhel příčného naklopení frézy ve směru kolmém na posuv, který závisí na poloměru zakřivení řezných částí nástrojů a tvaru obráběné plochy. Vzhledem k tvaru testovacího tělesa bylo zjištěno za pomoci CAD programu Autodesk Inventor největší možné rozmezí úhlů náklonu vybrané tangenciální soudečkové frézy $\beta_n = 8-10^\circ$ při $\beta_f = 0^\circ$ tak, aby nedocházelo ke kolizi nástrojového upínače s polotovarem a její body dotyku byly na velkém poloměru zakřivení kruhového segmentu. Pro kulové frézy bylo možné použít větší rozpětí úhlů β_n , ale z důvodu porovnání výsledků byly zvoleny pro obě frézy stejné rozsahy náklonů.

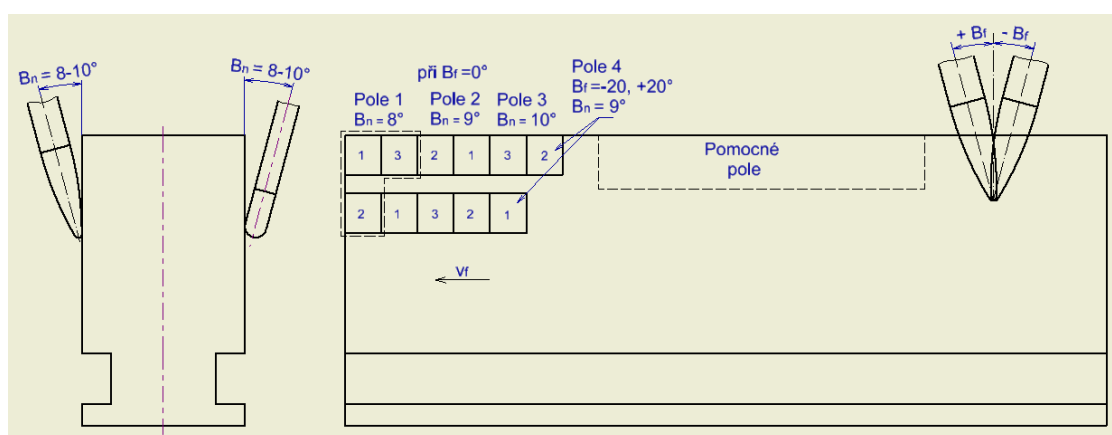
Na základě zjištěných rozsahů byly pro každou frézu zkoumány tři úhly náklonů β_n s krokem po 1° , z nichž se poté vybrala střední hodnota úhlu při daném kroku frézy. Podle odborného článku [36] byl shledán interval optimálního naklopení nástrojů $10-20^\circ$ ve směru posuvu. Střední úhel β_n se dále použil pro náklony fréz o $\beta_f = 20^\circ$, jež měly dvě polohy označené jako tlačенý a tažený nástroj. Na řezné síly mají vliv především řezné podmínky, kdy se bude měnit pouze krok frézy za účelem dosažení zvolených drsností ploch na testovacím tělese a ostatní podmínky zůstanou podle doporučení výrobce nástrojů konstantní. Všechny zvolené hodnoty proměnných parametrů jsou v tabulce 11.

Tab. 11 Zvolené hodnoty proměnných parametrů experimentu

| Parametr | Zvolené hodnoty |
|--------------------------------------|-----------------------|
| $\beta_n [^\circ], \beta_f [^\circ]$ | 8; 9; 10; -20; 0; +20 |
| $R_a [\mu\text{m}]$ | 0,4; 0,8; 1,6 |

Pro přehlednost experimentu byly boční stěny testovacích těles rozděleny na několik stejně velkých polí, kdy v každém poli budou konstantní řezné podmínky a jedinou proměnnou bude úhel příčného či podélného náklonu se třemi různými kroky nástrojů pro dosažení zvolených drsností povrchů R_a na stěnách polotovaru. Počet polí byl takový, aby byly obsaženy všechny kombinace proměnných parametrů. Čelní frézování ploch bude probíhat z obou bočních stran testovacích těles, kdy se pokaždé jedna strana obrobí pouze jedním nástrojem. Orientace znamének při úhlech β_f náklonů fréz byla zvolena s ohledem na jejich směr posuvu obrábění.

U 5-osého obrábění se boční stěny rozdělily na čtyři pole ve dvou řadách s oddělenou 5 mm mezerou proto, aby nedocházelo k vzájemnému překrytí obrobených ploch. Celkem bude z obou stran polotovaru obrobeno osm polí a poslední čtvrté pole slouží pro náklony fréz o úhel β_f ve směrech posuvu při střední hodnotě β_n i daném kroku. V každém poli budou obrobeny tři úrovně ploch, kdy pro každou z nich bude jiný krok frézy tak, aby bylo dosaženo požadovaných drsností povrchu. Jejich pořadí (1,2,3) lze vidět na obrázku 46. Rozměry jednotlivých ploch byly vymezeny na 10x11 mm, což by mělo být dostatečné pro záznamy potřebných údajů a vyhodnocení parametrů drsností.

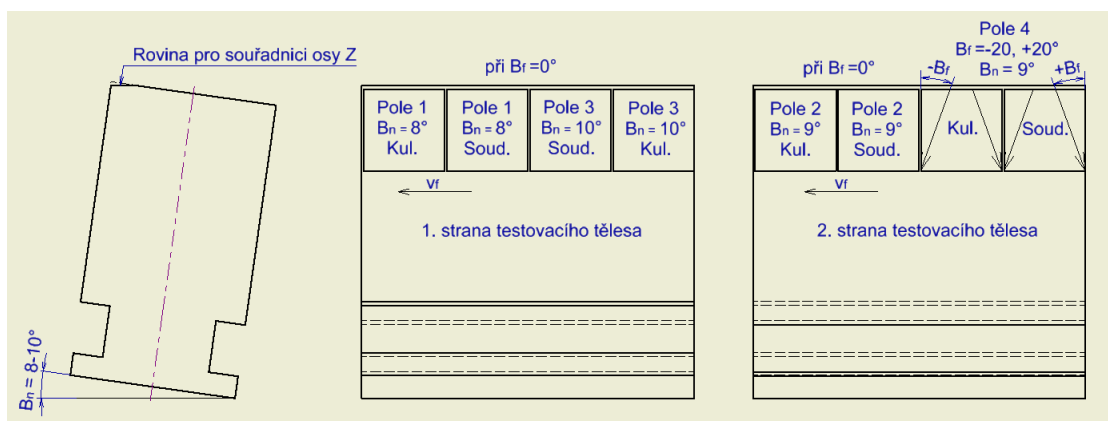


Obr. 46 Schéma rozdělení polí pro měření drsnosti povrchu

Celkem by mělo být na delším dílu testovacího tělesa provedeno 22 testů s jedenácti různými náklony obou fréz. Jak je vidět z obrázku 46 na každé boční straně polotovaru se nachází velká pomocná pole, ve kterém budou obráběné plochy seřazeny vedle sebe v jedné řadě. Toto pomocné pole je připraveno pro použití nástrojového upínače o větší tuhosti tělesa, kdyby v některém poli docházelo během 5-osého obrábění k nežádoucímu rozechvění soustavy S-N-O-P vlivem velkých řezných sil nebo malé tuhosti upínače. Zbylé části ploch budou sloužit k praktické zkoušce nastavených parametrů před začátkem samotného experimentu.

Druhým možným rozdělením bylo, že by obrábění probíhalo na horní ploše testovacího tělesa a vedle sebe se nacházelo jedenáct polí v jedné řadě. Od tohoto rozdělení se nakonec ustoupilo kvůli nebezpečí kolize vřetena 5-osého obráběcího stroje s polohovanou kolébkou a také by nebylo možné použít u 3-osého obrábění stejný způsob náklonů při naklápění testovacího tělesa.

Ve druhé část experimentu se použije kratší díl testovacího tělesa, který bude naklápěn v náklonném stole podle zvolených úhlů náklonů β_n ve směrech kolmém na posuv. V horním rohu polotovaru se při každém naklopení polotovaru β_n vyfrézuje válcovou čelní frézou rovina (obr. 47), která bude sloužit pro odměřování osy Z souřadnicového systému tříosého obráběcího stroje. Pro měření řezných sil byla u tohoto dílu rozdělena boční stěna na čtyři pole obdobným způsobem jako u 5-osého obrábění (obr. 46) vyjma pomocného pole. Pořadí jednotlivých polí s danými úhly naklopení polotovaru bylo zvoleno tak, aby nedocházelo při obrábění k nepřesnostem způsobené opakovaným naklápěním stolu či přeupínání nástrojů a testovacího tělesa, což by mělo vliv na rozdílné výsledky řezných sil. Na dostačující délku záznamu řezných sil byla vymezena velikost každé plochy 22x22 mm, kdy bude v každém jednom poli vytvořeno šest na sobě nezávislých drah nástrojů pro tři vypočtené kroky nástrojů a_p při daném naklopení polotovaru o úhel β_n .



Obr. 47 Schéma rozdělení polí pro měření řezných sil

Ze záznamu řezných sil se bude vyhodnocovat až druhá výsledná dráha nástroje, která odpovídá danému a_p po první dráze frézy realizované do plného materiálu. Naklopení polotovaru o úhel β_f ve směrech posuvu při středním úhlu náklonu β_n je možné provést čelním frézováním šikmo ve směru šipek, jak je naznačeno na obrázku 47. Jelikož v CAM programu hypeMILL žádná z 3-osých strategií neumožnila vygenerovat výsledné dráhy pro tangenciální soudečkovou frézou na obrobení ploch při dané výšce polotovaru a ve směrech náklonů β_f , proto nebyly zahrnuty polohy nástrojů pro měření řezných sil.

4.3 Volba obráběcích strojů

Pro realizaci první části experimentu bylo vybráno 5-osé svislé frézovací centrum Okuma MU-400V II, které se nachází ve školní laboratoři fakulty strojní ČVUT. Technická data o 5-osém obráběcím stroji jsou uvedeny v tabulce 12, spolu s fotografií stroje na obrázku 48 a jeho další technické údaje lze nalézt na stránkách MISAN s.r.o. Frézovací centrum je vybaveno vlastním řídicím systémem firmy Okuma s dotykovou obrazovkou OSP-P300MA, což umožňuje zavádět funkce přímo určené jejím strojům.

Stroje řady MU dosahují vysoce přesných povrchů, a to díky jejich vysoce tuhé konstrukci. Součástí 5-osého svislého frézovacího centra MU-400V II je otočný stůl i kolíbka polohovaná pomocí hypoidního převodu. Kolébka má v porovnání se šnekovým převodem vyšší účinnost, menší hlučnost a vyznačuje se větší kompaktností [46].

Tab. 12 Technická data svislého frézovacího centra Okuma MU-400V II [46]

| | | |
|--------------------------------------|--------------|--|
| Rozsah pojezdů os | osa X | 762 mm |
| | osa Y | 460 mm |
| | osa Z | 460 mm |
| | osa A | +20 až -110 ° |
| | osa C | 360 (neomezeně) ° |
| Maximální pracovní posuv | | X/Y/Z: 40/40/32 m·min ⁻¹ |
| Rychloposuv | | X/Y/Z: 40/40/32 m·min ⁻¹ |
| Rychloposuv rotačních os | | A/C: 18.000/14.400 °·min ⁻¹ |
| Maximální zatížení stolu | | 300 kg |
| Maximální rozměry obrobku | | Ø 600 x H 400 mm |
| Maximální otáčky | | 15 (20, 25, 35) tis. ot·min ⁻¹ |
| Upínací kužel vřetena | | MAS BT40 (HSK-A63, HSK-F63 ... 35 tis.) |
| Výkon vřetena (10 min/trvale) | | 22/18,5 (15t), 30/22 (20t), 15/11 (25t), 15 (35t) kW |
| Maximální délka nástroje | | 240 mm |
| Maximální průměr nástroje | | 90 mm |
| Maximální hmotnost nástroje | | 8 kg |



Obr. 48 5-osé svislé frézovací centrum Okuma MU-400V II [46]

Na druhou část experimentu bylo zvoleno vertikální frézovací centrum VMC-500, jehož technická data jsou uvedeny v tabulce 13, spolu s fotografií stroje na obrázku 49. Jedná se o 3-osé obráběcí centrum s CNC řízením, které je vybaveno řídicím systémem Acramatic 2100. Výrobce tohoto frézovacího centra je Kovosvit MAS, a.s. Díky jeho upínacímu kuželu vřetena ISO 40 je možné realizovat měření rezných sil za použití rotačního dynamometru Kistler typu 9123C111 a náklonného stolu [1].

Náklonný stůl se třemi T-drážkami (obr. 49) bude použit pro naklápění polotovaru podle zvolených úhlů β_n ve směrech kolmém na posuv. Další alternativou naklápění polotovaru mohl být sklopný svěrák. Rozměry náklonného stolu jsou 300x280 mm s celkovou výškou se stolem v rovině 210 mm a rozsahem naklápěcí stupnice 0-110°.

Tab. 13 Technická data frézovacího centra VMC-500 [1]

| | | |
|-------------------------------------|--------------|--|
| Rozpětí posuvu | osa X | 500 mm |
| | osa Y | 500 mm |
| | osa Z | 500 mm |
| Maximální pracovní posuv | | 5 0000 $\cdot \text{min}^{-1}$ |
| Rychloposuv | | 16 000 $\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$ |
| Maximální zatížení stolu | | 300 kg |
| Rozměry upínací plochy stolu | | 800 x 500 mm |
| Maximální otáčky | | 8 000 min^{-1} |
| Upínací kužel vřetena | | ISO 40 |
| Celkový příkon | | 15 kW |
| Maximální délka nástroje | | 300 mm |
| Maximální průměr nástroje | | 80 mm |
| Maximální hmotnost nástroje | | 6 kg |



Obr. 49 Vertikální frézovací centrum VMC-500 a náklonný stůl

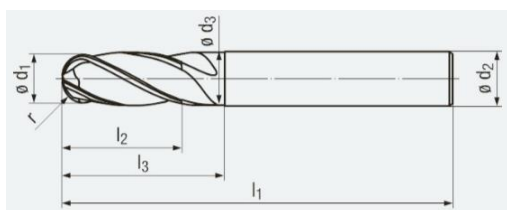
4.4 Volba a technické parametry obráběcích nástrojů

Podle plánu experimentu i návrhu testovacího tělesa byla vybrána na dokončovací operace tangenciální soudečková fréza (kapkovitého tvaru) a kulová fréza, které budou použity vždy na jednu boční stranu polotovaru.

Z důvodu korektního porovnání nástrojů byly zvoleny obě válcové frézy s jednotným průměrem, které budou na závěr zhodnoceny. Tyto vybrané nástroje byly dodány firmou EMUGE-FRANKEN. Jedná se o monolitní kruhové koncové frézy, jež umožňují frézování s větší stykovou plochou dotyku při dokončovacích operacích. Další informace o vybraných frézách lze nalézt na stránkách katalogu od německého výrobce EMUGE-FRANKEN nebo v příloze 3. Základní rozměry vybraných fréz včetně jejich geometrie řezných částí jsou uvedeny v následujících tabulkách a obrázcích.

Tab. 14 Základní rozměry kulové frézy 2502A.006 [32]

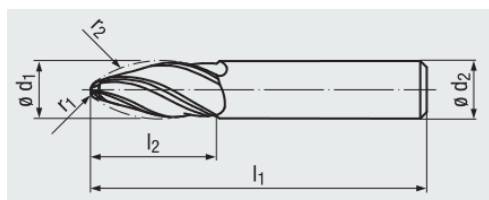
| $\varnothing d_1$ [mm] | $r \pm 0,005$ [mm] | l_2 [mm] | l_3 [mm] | l_1 [mm] | $\varnothing d_3$ [mm] | $\varnothing d_2$ [mm] | Úhel stoupání šroubovice [°] | Povlak | z [-] |
|---------------------------|-----------------------|---------------|---------------|---------------|---------------------------|---------------------------|---------------------------------|--------|-------|
| 6 | 3 | 13 | 20 | 57 | 5,8 | 6 | 35-38 | TiAlN | 4 |



Obr. 50 Kulová fréza 2502A.006 [32]

Tab. 15 Základní rozměry tangenciální soudečkové frézy 3538L.06095A [34]

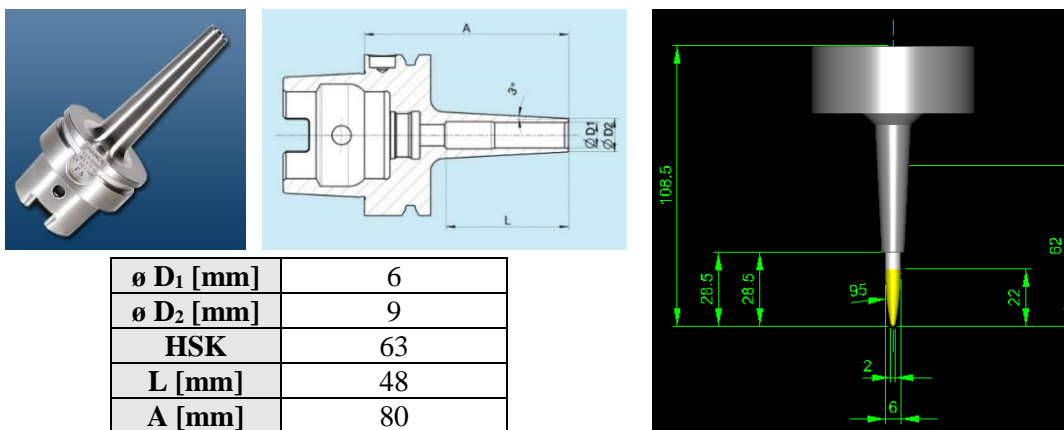
| $\varnothing d_1$ [mm] | r_1 [mm] | r_2 [mm] | l_2 [mm] | l_1 [mm] | $\varnothing d_2$ [mm] | Úhel stoupání šroubovice [°] | Povlak | z [-] |
|---------------------------|---------------|---------------|---------------|---------------|---------------------------|---------------------------------|--------|-------|
| 6 | 1 | 95 | 22 | 62 | 6 | 30 | AlCr | 3 |



Obr. 51 Tangenciální soudečková fréza 3538L.06095A [34]

Z tabulek 14, 15 lze vypořadovat, že obě vybrané frézy jednotného průměru mají odlišný počet zubů, protože výrobce neměl v nabídce tyto nástroje se shodným počtem zubů, což bude mít vliv na rychlost posuvu a dobu obrábění, ale i velikosti řezných sil.

V první části experimentu budou vybrané nástroje upnuty pomocí tepelných upínačů DIN 69893-1 HSK-A63 pro průměr stopky 6 mm od německé společnosti Haimer. Tepelný upínač byl poprvé zvolen v zeštíhleném provedení z důvodu použití zvolených úhlů náklonů β_n (tab. 11) a možnosti obrábění celé výšky polotovaru. U obou nástrojů byla nastavena průměrná délka vyložení 28,5 mm s celkovou délkou sestavy 108,5 mm. Takto malé vyložení bylo zvoleno kvůli nežádoucím vibracím ovlivněné řeznými silami, které by mohly vést k rozměrové nepřesnosti obrábění. Na obrázku 52 je vidět použitý mini tepelný upínač se základními rozměry a konkrétní sestavy držáku CAM programu hyperMILL. Pro měření řezných sil budou oba nástroje uchyceny v kleštině rotačního dynamometru s jejich stejnou délkou vložení 28,5 mm, který bude poté upnut do vřetene 3-osého obráběcího stroje.



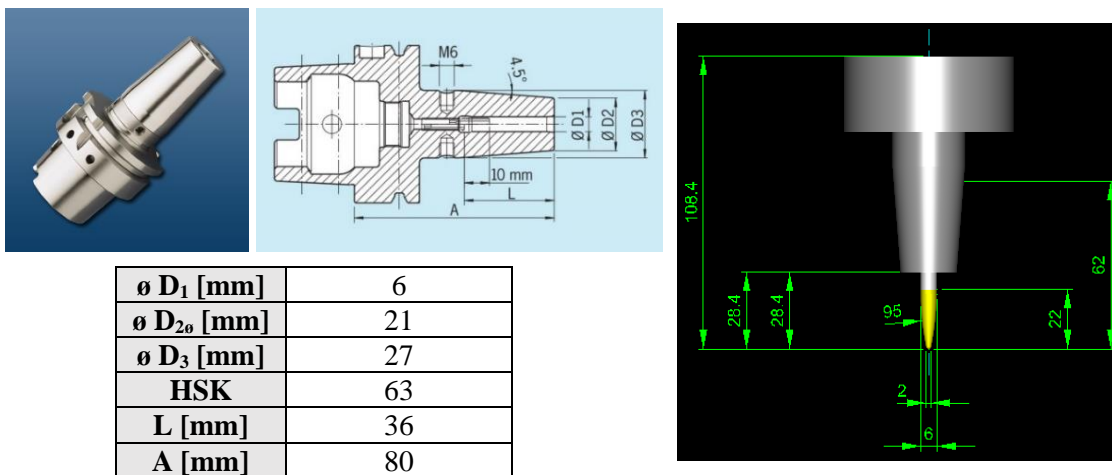
Obr. 52 Mini tepelný upínač v zeštíhleném provedení a jeho sestava držáku [47]

Současné moderní tepelné upínače zaručují vysokou upínací sílu, přesnost obvodového házení, jednoduché a rychlé upínání během několika sekund. Jejich princip spočívá v teplotní roztažnosti materiálu, kdy vlivem ohřevu držáku dojde ke zvětšení upínacího otvoru pro stopku nástroje, do kterého se následně vloží vybraná fréza. Díky těmto kladným vlastnostem přispívají tepelné upínače k vyšší přesnosti a kvalitě povrchu obrobků oproti alternativním nástrojovým upínačům jako jsou kleštiny. Pro tepelné upnutí obou vybraných nástrojů bylo použito speciální zařízení Haimer Power Clamp od stejné společnosti, viz lze upnuté nástroje na obrázku 53.



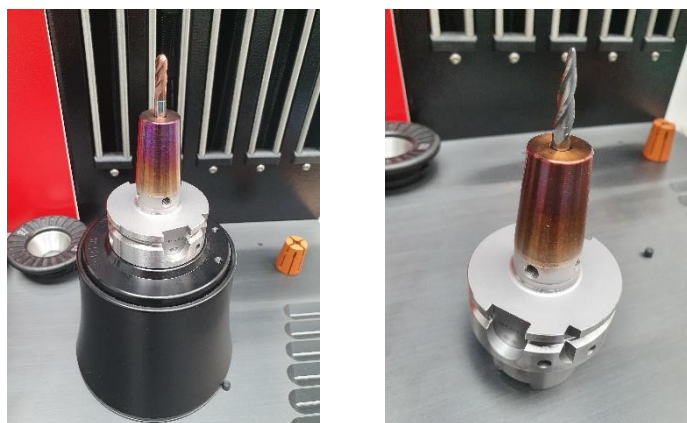
Obr. 53 Upnuté nástroje v mini upínači a kleštině rotačního dynamometru

Pokud průběhu experimentu bude docházet k nežádoucímu rozechvění soustavy S-N-O-P vlivem nedostatečné tuhosti obou nástrojů a řezných sil, což by mělo za následek zhoršení jakosti povrchu na obrobených ploch. Tak druhou alternativou standardní tepelný upínač DIN 69893-1 HSK-A63, který je schopen pohltit vibrace nástrojů a má větší tuhost přibližně o 57 % v průměru D_2 oproti mini tepelnému upínači. U tohoto tepelného upínače byla též průměrná délka vyložení nástrojů 28,4 mm s jejich celkovou délkou sestavy 108,4 mm. Na obrázku 54 jsou uvedeny základní rozměry standardního tepelného upínače, včetně jeho konkrétní sestavy držáku v CAM programu hyperMILL.



Obr. 54 Standardní tepelný upínač a jeho sestava držáku [48]

Při aplikaci standardního tepelného upínače nebude možné realizovat zvolené úhly β_n , β_f náklonů fréz v celé výšce testovacího tělesa, protože by mohlo dojít ke kolizi držáku s polotovarem. Z tohoto důvodu bude tedy potřeba využít předem připravené pomocné pole, v němž budou umístěny jednotlivé plochy vedle sebe v jedné řadě (obr. 46) tak, aby bylo možné použít stejné úhly náklonů obou nástrojů při použití standardního upínače. Na následujícím obrázku 55 jsou vidět upnuté nástroje ve standardním tepelném upínači.



Obr. 55 Upnuté nástroje ve standardním upínači

4.5 Doporučené řezné podmínky

Výrobce EMUGE-FRANKEN řadí v katalogu kategorii pro frézování slitin titanu do materiálové skupiny S 1.1-1.3. Do této třídy 1.2 spadá polotovar testovacího tělesa ze slitiny Ti-6Al-4V s mezí pevnosti $R_m \leq 900 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$. Doporučené hodnoty řezných podmínek od výrobce k vybraným nástrojům jsou uvedeny v tabulce 16 a příloze 3.

Tab. 16 Doporučené hodnoty řezných podmínek od výrobce nástrojů [32,34]

| Hrubovací operace | | | Dokončovací operace | | |
|-------------------------------|--|-------|-------------------------------|--|----------------------------|
| Kulová fréza | v_c [$\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$] | 80 | Kulová fréza | v_c [$\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$] | 110 |
| | f_z [mm] | 0,048 | | f_z [mm] | 0,036 |
| | a_p [mm] | 0,3 | | a_p [mm] | 0,12 |
| | n [min^{-1}] | 4244 | | n [min^{-1}] | 5836 |
| Tangenciální soudečková fréza | | | Tangenciální soudečková fréza | v_c [$\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$] | 80 |
| | | | | f_z [mm] | 0,03; 0,024; 0,018 |
| | | | | a_p [mm] | 0,05-0,1; 0,1-0,2; 0,2-0,3 |
| | | | | n [min^{-1}] | 4244 |

Pro obě vybrané frézy doporučuje výrobce při obrábění slitiny Ti-6Al-4V aplikovat procesní kapaliny. V první části experimentu bude použita syntetická chladicí kapalina Synergy 735 bez obsahu oleje, která je vhodná pro obrábění titanových slitin, jinak by během obrábění mohlo docházet k vytrhávání povrchu z materiálu a zhoršovala se drsnost obrobků. Naopak ve druhé části nebude aplikována žádná procesní kapalina z důvodu zaznamenání největších velikostí řezných sil během řezného procesu.

4.6 Volba řezných podmínek

Řezné podmínky mají zásadní vliv na opotřebení nástroje, výslednou kvalitu povrchu obrobku, produktivitu a výši nákladů na výrobu. U všech řezných procesů je cílem dosáhnout optimálních podmínek pro efektivitu výroby z hlediska produktivity nebo minimálních ekonomických výdajů [44].

Při použití vysokých řezných parametrů nastává vyšší opotřebení nástroje, ale také se na úkor větších nákladů zvyšuje produktivita. Naopak při zvolení nízkých parametrů dochází k prodloužení trvanlivosti nástrojů a náklady jsou nižší, včetně produktivity. Vhodnou kombinací řezných podmínek je možné dosáhnout optimálního opotřebení nástroje, bezpečnosti procesu obrábění (např. zamezením vzniku vibrací) nebo dosažení požadované kvality povrchu ploch při optimálních nákladech a produktivitě [44].

Většinou se řezné podmínky volí z doporučených hodnot od výrobce, které se dále upravují pro obráběcí stroj i řezný proces tak, aby nepřekračovaly maximální hodnoty parametrů stroje a co nejvíce se přiblížili k doporučovaným hodnotám výrobce nástrojů. V tabulce 17 jsou zvolené konkrétní hodnoty řezných podmínek pro dokončovací operace experimentu, které byly odvozeny z tabulky 16 a jejich úprava nebyla nutná s ohledem na maximální otáčky nebo výkon obráběcího stroje. Při stanovení rychlostech posuvu se vycházelo ze vztahu (4), který závisí na počtu zubů obou fréz.

$$v_f = n \cdot f_z \cdot z \quad (4)$$

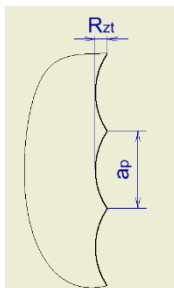
Tab. 17 Zvolené řezné podmínky pro dokončovací operace experimentu

| Typ frézy | $\varnothing d$ [mm] | v_c [mm·min ⁻¹] | n [min ⁻¹] | a_e [mm] | f_z [mm] | v_f [mm·min ⁻¹] |
|-------------------------------|-------------------------|----------------------------------|-----------------------------|---------------|---------------|----------------------------------|
| Kulová fréza | 6 | 110 | 5836 | 0,1 | 0,036 | 840 |
| Tangenciální soudečková fréza | | 80 | 4244 | | 0,024 | 306 |

Z hlediska korektního porovnání vybraných nástrojů byly zvoleny pro všechna pole stejné řezné podmínky s jedinou výjimkou a_p . Jednotlivé hodnoty kroků nástrojů a jejich efektivních průměrů i řezných rychlostí v bodech dotyků s obráběnou plochou, budou dopočteny v následující kapitole. Celkem bude mít jedno pole tři úrovně ploch s různými kroky fréz na základě zvolených hodnot parametrů drsnosti povrchu R_a .

4.7 Výpočet axiálních kroků fréz a řezných sil

Cílem experimentu je dosáhnout zvolených parametrů drsnosti $R_a = 0,4; 0,8$ a $1,6 \mu\text{m}$ na plochách testovacího tělesa za pomoci strategií 5-osého frézování a použití různých axiálních kroků fréz a_p . Aby obě vybrané frézy vytvořily stejnou drsnost povrchu bylo zapotřebí graficky spočítat jednotlivé kroky nástrojů v ose Z (obr. 56), které jsou z důvodu menšího poloměru zakřivení řezných částí u kulových fréz mnohem menší než u tangenciální soudečkové frézy.



Obr. 56 Schématické znázornění axiálního kroku frézy a_p

Výpočet teoretické jakosti obráběné plochy u dokončovacího frézování vychází z předpokladu, že drsnost povrchu je tvořena nástrojem s nenulovým poloměrem špičky, absolutně tuhé sestavy S-N-O-P a nedeformovatelného materiálu obrobku. Vzhledem k prakticky používaným rozsahům posuvů lze konstatovat, že stopy po nástroji jsou vytvořeny obloukem ostří. Z této skutečnosti vychází vztah (5) pro teoretický výpočet hodnot parametru drsnosti povrchu R_{a_t} při jemné frézování, který lze využít u kulové a tangenciální soudečkové frézy [44, 45].

$$R_{a_t} = \frac{1000 \cdot r_\varepsilon^2 \cdot (2 \cdot \alpha_A - \sin(2 \cdot \alpha_A))}{a_p} \quad (5)$$

, kde α_A lze spočítat dle vzorce (6) jako:

$$\alpha_A = \arccos \left[\frac{r_\varepsilon}{a_p} \cdot \left(\arcsin \left(\frac{a_p}{2 \cdot r_\varepsilon} + \frac{a_p}{4 \cdot r_\varepsilon^2} \cdot \sqrt{4 \cdot r_\varepsilon^2 - a_p^2} \right) \right) \right] \quad (6)$$

Tento složitý vztah (13) je možné upravit do zjednodušené podoby vzorce (7):

$$R_{a_t} = \frac{1000 \cdot a_p^2}{18 \cdot \sqrt{3} \cdot r_\varepsilon} \quad (7)$$

Teoretickou největší výšku profilu R_{z_t} lze spočítat ze vztahu (8), kde v tomto případě je krok a_p dostatečně malý, aby se dalo nazvat vlnitost výškou nerovností profilu [44].

$$R_{z_t} = r_\varepsilon \cdot \left(1 - \sqrt{1 - \left(\frac{a_p^2}{4 \cdot r_\varepsilon^2} \right)} \right) \quad (8)$$

Na základě zvolených hodnot parametru R_a můžeme ze vztahu (7) vyjádřit vzorec (8), z něhož se následně dopočítají jednotlivé hodnoty kroků v ose Z pro vybrané frézy, a také je možné zpětně provést kontrolu dosahovaných drsností ploch při vypočtených a_p .

$$a_p = \sqrt{\frac{18 \cdot R_a \cdot \sqrt{3} \cdot r_\varepsilon}{1000}} \quad (8)$$

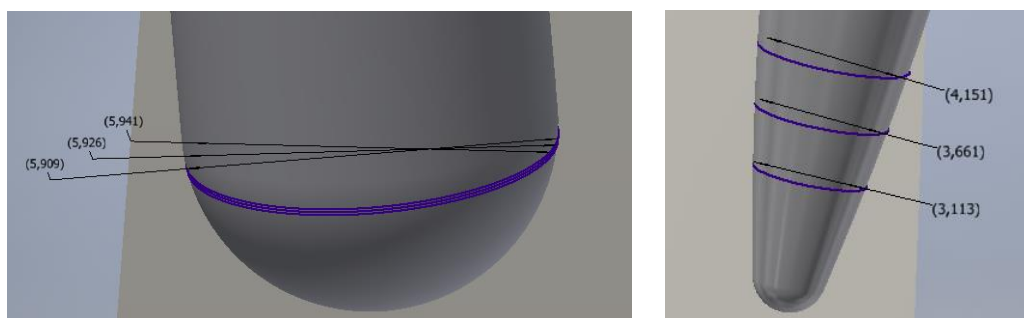
Všechny vypočtené hodnoty z výše uvedených vztahů jsou pro každou vybranou frézu uvedeny v tabulce 18, z níž je patrné, že poloměr zakřivení nástrojů ovlivňuje hodnotu kroku tak, aby bylo dosaženo požadovaných hodnot parametrů drsnosti R_a na plochách testovacího tělesa. Tangenciální soudečková fréza má značně vyšší hodnoty než kulová fréza, a to díky velkému poloměru zakřivení řezné části do kruhového segmentu, čímž dochází ke zvýšení produktivity a zkrácení času obrábění, ale naopak vznikají větší řezné síly i při nižších posuvech na zub oproti kulovému nástroji.

Tab. 18 Vypočtené hodnoty kroků fréz a teoretické parametry drsnosti povrchu

| Typ nástroje | a_p [mm] | R_{at} [μm] | R_{zt} [μm] |
|-------------------------------|------------|----------------------------|----------------------------|
| Kulová fréza | 0,2 | 0,428 | 1,667 |
| | 0,28 | 0,838 | 3,268 |
| | 0,39 | 1,626 | 6,344 |
| Tangenciální soudečková fréza | 1,1 | 0,409 | 1,592 |
| | 1,55 | 0,811 | 3,161 |
| | 2,2 | 1,634 | 6,369 |

Pro orientační stanovení hodnot efektivních průměrů fréz v bodech dotyků s obráběnou plochou testovacího tělesa byly sestaveny dva matematické vztahy (9), v nichž lze aplikovat zvolené úhly náklonů β_n ve směru kolmém na posuv pro kulovou (vlevo) a tangenciální soudečkovou (vpravo) frézu. Na obrázku 57 jsou graficky znázorněny jejich efektivní průměry v bodech dotyků obou fréz.

$$d_{eff} = 2 \cdot r \cdot (\cos \beta_n); \quad d_{eff} = 2 \cdot r_2 \cdot (\cos \beta_n - 1) + d \quad (9)$$



Obr. 57 Grafické znázornění efektivních průměrů v bodech dotyků obou fréz

Po určení výsledných hodnot efektivních průměrů fréz v bodech dotyků byly poté dopočteny pomocí vztahu (4) jejich skutečné rezné rychlosti. V tabulkách 19, 20 jsou pro přehled shrnuty všechny stanovené a vypočtené parametry experimentu, které se rozdělily pro jednotlivá pole na obou bočních stranách testovacího tělesa.

Tab. 19 Rozdělení parametrů experimentu pro kulovou frézu

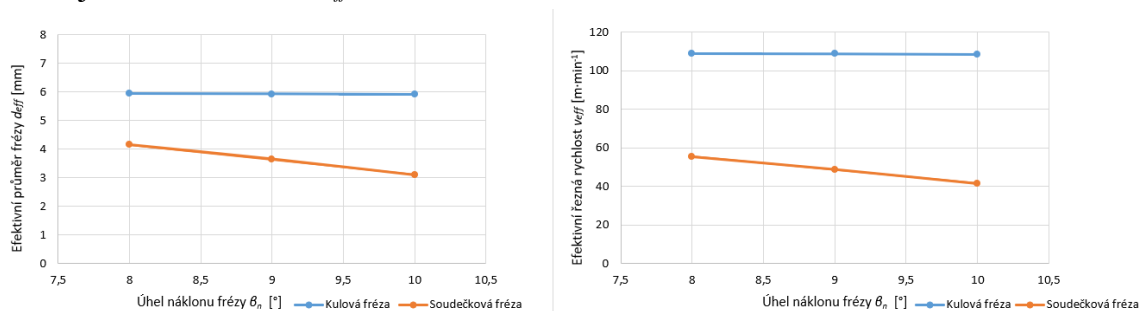
| Parametr | Pole 1 | Pole 2 | Pole 3 | Pole 4 – polohy nástrojů | |
|-----------------------------------|--------|--------|--------|--------------------------|--------|
| | | | | Tažený | Tlačný |
| β_f [°] | 0 | | | +20 | -20 |
| β_n [°] | 8 | 9 | 10 | 9 | |
| a_p [mm] | 0,2 | | | 0,28 | |
| | 0,28 | | | | |
| | 0,39 | | | | |
| d_{eff} [mm] | 5,94 | 5,93 | 5,91 | - | |
| v_{ceff} [m·min ⁻¹] | 108,91 | 108,72 | 108,36 | - | |

Na protilehlé straně polotovaru testovacího tělesa byly zvoleny stejné parametry jako u kulové frézy (včetně rozdělení polí), avšak s jediným rozdílem, že plochy budou obráběny tangenciální soudečkovou frézou, pro niž s počítaly jiné hodnoty kroků v ose Z, efektivní průměry a řezné rychlosti v bodech dotyků.

Tab. 20 Rozdělení parametrů experimentu pro tangenciální soudečkovou frézu

| Parametr | Pole 1 | Pole 2 | Pole 3 | Pole 4 – polohy nástrojů | |
|-----------------------------------|--------|--------|--------|--------------------------|--------|
| | | | | Tažený | Tlačný |
| $\beta_f [^\circ]$ | 0 | | | +20 | -20 |
| $\beta_n [^\circ]$ | 8 | 9 | 10 | 9 | |
| a_p [mm] | 1,1 | | | 1,55 | |
| | 1,55 | | | | |
| | 2,2 | | | | |
| d_{eff} [mm] | 4,15 | 3,66 | 3,11 | - | |
| v_{ceff} [m·min ⁻¹] | 55,33 | 48,80 | 41,47 | - | |

Z porovnání vypočtených hodnot a sestrojených závislostí (obr. 58) vyplývá, že při konstantních otáčkách u tangenciální soudečkové frézy bude vlivem velkého r_2 docházet s rostoucím úhlem náklonů β_n k strmějšímu poklesu d_{eff} v bodech dotyků než u kulového nástroje, a tím i závislé v_{ceff} .



Obr. 58 Závislosti d_{eff} a v_{ceff} v bodech dotyků fréz na jejich úhlech náklonů β_n

Největší význam ze všech složek řezných sil má řezná (tangenciální) síla, která je základem pro formulaci omezujících podmínek při optimalizaci řezných parametrů, popřípadě určení užitečného výkonu při obrábění. Lze jí spočítat na základě empirického vztahu (10).

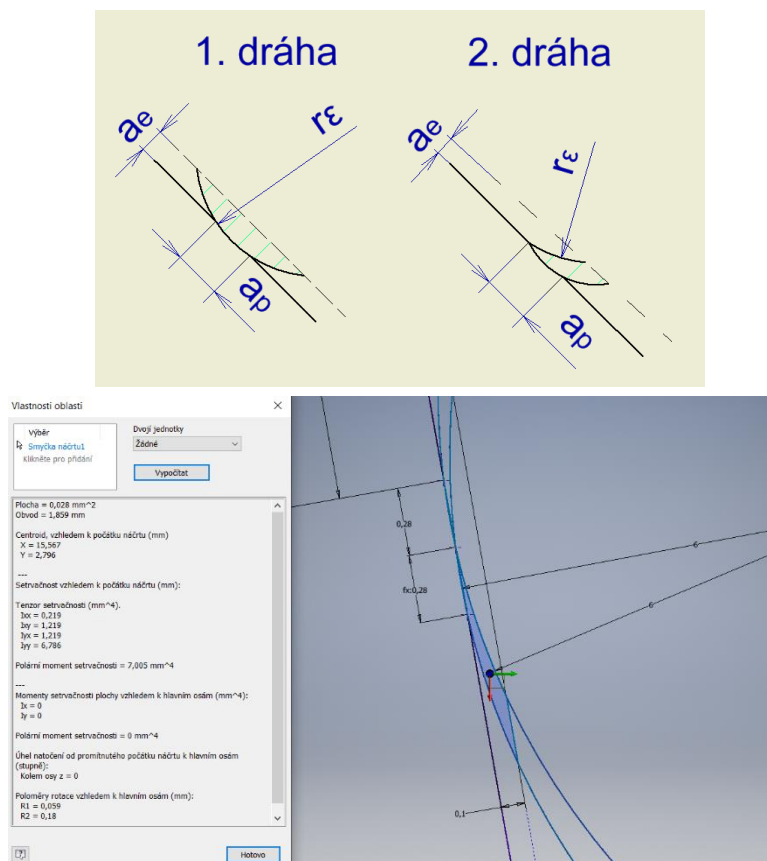
$$F_c = C_{Fc} \cdot a_p^{x_{Fc}} \cdot f^{y_{Fc}} \cdot v_c^{z_{Fc}} \dots \quad (10)$$

Na porovnání s experimentálně zjištěnými hodnotami bude pro tento experiment výhodnější výpočet teoretické F_c ze vztahu (11), který vychází z měrného řezného odporu a maximální velikosti (plochy) průřezu třísky [44].

$$F_c = k_{c_1} \cdot A_{Dmax} \quad (11)$$

Oba vybrané nástroje mají specifické tvary zakřivení řezných částí, proto pro ně nelze použít klasické výpočtové vztahy maximální velikostí průřezu třísek jako u frézy s rovným čelem. Průřez třísky se v průběhu čelního frézování mění v závislosti na posuvovém úhlu. Z toho vyplývá, že průřez třísky není konstantní ani silové zatížení frézy, které působí při jejím odebrání. V úvahu je potřeba vzít, že v záběru může být více zubů a řezný proces je periodicky přerušovaný, proto tříska je vždy dělená [44].

Při sousledném frézování začíná záběr maximálním průřezem třísky a postupně se zmenšuje až k nulové hodnotě. Maximální plochu průřezu třísky začátku záběru lze stanovit pomocí množinového integrálu na základě znalosti poloměru zakřivení nástrojů vypočtených kroků a_p a radiální hloubky a_e . Vzhledem k obtížnosti výpočtu byl použit jednodušší způsob, a to grafické řešení za pomoci konstrukce v CAD programu Autodesk Inventor a příkazů odměřit oblast plochy. Při každé grafickém řešení byl vždy nastaven konkrétní vypočtený krok nástroje s jeho poloměrem zakřivení řezné části a poté se odečetla konkrétní odměřená hodnota plochy. Na obrázku 59 jsou znázorněny tvary průřezu třísek jednotlivých drah nástrojů, kdy bude ve druhém experimentu vyhodnocována druhá výsledná dráha. Dále lze vidět konstrukci maximální plochy průřezu třísky a její způsob odměřování.



Obr. 59 Tvary třísek jednotlivých drah nástrojů a CAD konstrukce

Dalším předpoklad pro výpočet teoretické F_c je, že známe specifickou měrnou řeznou sílu slitiny Ti-6Al-4V a následně lze podle vzorce (11) určit řeznou sílu potřebnou na oddělení třísky od obrobku. Pro porovnání řezných sil je možno použít hodnotu měrného řezného odporu $k_{c1} = 1400$ MPa, která byla zjištěna od firmy Sandvik Coromant.

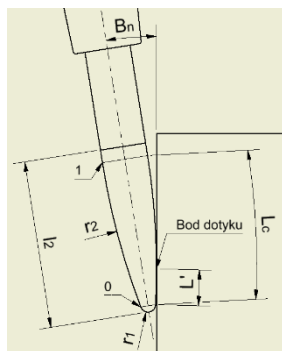
Z grafického řešení byly zjištěny hodnoty maximálních ploch průřezů třísek pro jednotlivé axiální kroky vybraných nástrojů. Na základě těchto hodnot byly ze vztahu (11) vypočteny teoretické řezné síly, které budou sloužit pro porovnání s experimentálně zjištěnými hodnotami řezných sil při různých úhlech naklopení polotovaru.

Tab. 21 Zjištěné maximální plochy průřezů třísek a vypočtené teoretické řezné síly

| Typ nástroje | a_p [mm] | A_{Dmax} [mm ²] | F_c [N] |
|-------------------------------|------------|-------------------------------|-----------|
| Kulová fréza | 0,2 | 0,021 | 29,4 |
| | 0,28 | 0,028 | 39,2 |
| | 0,39 | 0,039 | 54,6 |
| Tangenciální soudečková fréza | 1,1 | 0,112 | 156,8 |
| | 1,55 | 0,155 | 217 |
| | 2,2 | 0,226 | 316,4 |

4.8 Vytvoření NC programu

V první části experimentu byly výsledné dráhy nástrojů vytvořeny v CAM programu hyperMILL, kde se pro ně použila stejná strategie 5X tangenciální obrábění s režimem cesty ISO se strategií náklonu radiální Z. Software při pohybu využívá 5-osé frézování a naklání nástroj k boční stěně testovacího tělesa s pevně nastavenými úhly náklonů (β_n, β_f). U soudečkové frézy bylo nutné dopočítat parametry styku tzv. body dotyku na poloměru zakřivení břitů kruhového segmentu s obráběnou plochou tak, aby odpovídaly zvoleným hodnotám úhlů naklopení β_n ve směru kolmém na posuv. Povolené hodnoty parametru styku se pohybují v rozmezí 0-1, přičemž hodnota 1 navede nástroj k hornímu bodu dotyku obráběného povrchu, zatímco 0 ke spodnímu bodu dotyku, viz obrázek 60.



$$L_c = \frac{\pi \cdot r_2}{180} \cdot \arccos\left(\frac{r_2 - \frac{d}{2}}{r_2 - r_1}\right)$$

$$L' = \frac{\pi \cdot r_2}{180} \cdot \left[\arccos\left(\frac{r_2 - \frac{d}{2}}{r_2 - r_1}\right) - \beta_n \right]$$

$$\text{Parametr styku} = \frac{L'}{L_c}$$

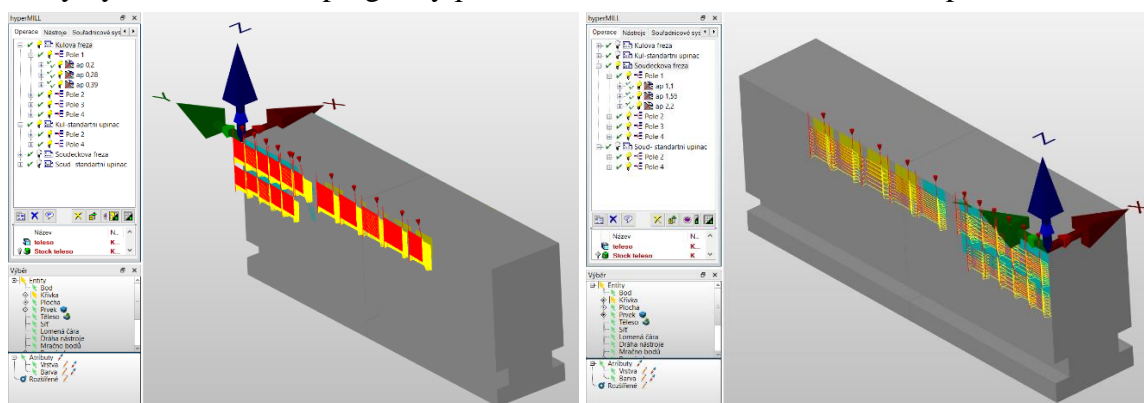
Obr. 60 Grafické znázornění parametru styku a jeho výpočet

Pro zjištění konkrétních hodnot parametrů styku bylo využito grafické znázornění, ve kterém byl při každém náklonu nalezen bod dotyku soudečkové frézy s boční stěnou testovacího tělesa. Při konstrukci grafického řešení byl použit CAD program Autodesk Inventor, kde se změřila celková délka oblouku poloměru zakřivení (L_c) kruhového segmentu. Dále byly změřeny jednotlivé délky oblouků (L') od spodního bodu dotyku nástroje až do styku s obráběnou plochou, kdy se fréza pokaždé nastavila pro zvolený úhel náklonu β_n . Následně z poměrů změřených délek oblouků byly dopočítány hodnoty parametrů styku, jež jsou pro přehled shrnuty v tabulce 22 a jejich správnost byla ověřena výpočetní metodou dle obrázku 60. Vypočtené parametry styku byly také zkontrolovány v CAM softwaru hyperMILL, a to pomocí funkce přírůstkového kótování s měření úhlu jednotlivých bodů lomených čar výsledné dráhy soudečkové frézy.

Tab. 22 Vypočtené parametry styku pro zvolené úhly náklonu soudečkové frézy

| | Zvolené úhly náklonu | L_c [mm] | L' [mm] | Parametr styku [-] |
|---------------|----------------------|------------|-----------|--------------------|
| β_n [°] | 8 | 19,632 | 6,367 | 0,322 |
| | 9 | | 4,709 | 0,238 |
| | 10 | | 3,051 | 0,154 |

Jednotlivé dráhy obou nástrojů pro 5-osé frézování třech úrovní ploch s vypočtenými hodnotami kroků v ose Z a jejich různým naklopením jsou vidět u každého pole na obrázku 61. V pomocném poli byly z obou stran polotovaru vytvořeny dráhy fréz se standardním tepelným upínacem a středním úhlem náklonu β_n pro pole 2 i 4 s tím, že jejich parametry budou poté upraveny na základě průběhu experimentu. Souřadnicové systémy s nulovými body byly v CAM programu hyperMILL zvoleny v rozích polotovaru na horní ploše testovacího tělesa. Výsledné dráhy nástrojů byly následně zpracovány jedním postprocesorem pro řídicí systém 5-osého obráběcího stroje Okuma MU-400V II, který vytvořil řídicí NC programy pro každou nastavenou dokončovací operaci.



Obr. 61 Výsledné dráhy obou nástrojů pro 5-osé obrábění

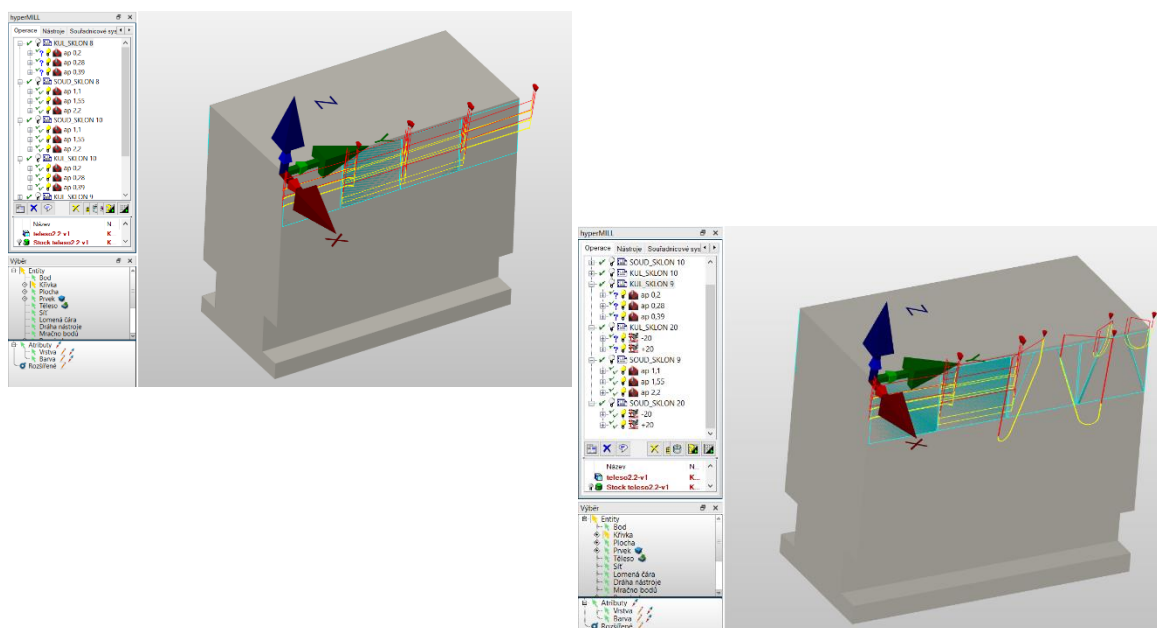
Na obrázku 61 lze také spatřit stromovou strukturu dokončovacích operací, ve kterých jsou nastaveny stejné 5-osé strategie pro vybrané nástroje, včetně jejich polí a parametrů experimentu. Ze statistiky operací CAM softwaru hyperMILL byly odečteny strojní časy obrábění pro každou operaci, které se při různých náklonech fréz od sebe nijak nelišily. Celkový strojní čas na obrobení jednoho pole (tab. 23) u kulového nástroje činil 3,6 min a při použití tangenciální soudečkové frézy 2 min. Z porovnání strojních časů je patrné, že nejkratší doba obrábění bude u tangenciální soudečkové frézy s úsporou strojního času o 54 % oproti kulovému nástroji, a to díky jejímu většímu kroku a_p vlivem velkého r_2 , přestože má menší rychlost posuvu než kulová fréza.

Tab. 23 Porovnání strojních časů obrábění pro jednoho pole

| Typ frézy | a_p [mm] | t_{AS} [min] |
|---|------------|----------------|
| Kulová fréza | 0,2 | 1,6 |
| | 0,28 | 1,15 |
| | 0,39 | 0,83 |
| Celkem t_{AS} [min] | | 3,58 |
| Tangenciální soudečková fréza | 1,1 | 0,85 |
| | 1,55 | 0,62 |
| | 2,2 | 0,47 |
| Celkem t_{AS} [min] | | 1,94 |

Ve druhé části experimentu byly obdobně výsledné dráhy obou nástrojů pro 3-osé obrábění vygenerovány v CAM softwaru hyperMILL. Na naklápění polotovaru o úhel β_f byla použita strategie 3D dokončování tvaru po hladinách Z, kdy se vygenerovaly dvě výsledné dráhy fréz s jedním daným krokem a_p . Celkem bylo vytvořeno v jednom poli šest na sobě nezávislých drah nástroje. První dráhy nástrojů byly realizovány do plného materiálu pro následující navázání vypočteného kroku frézy a_p , který bude ze záznamu řezných sil vyhodnocován. Pro náklony o úhel β_f (naznačeno na obr. 47) byla jediná vhodná strategie 3D ISO obrábění, která umožňovala až do určité výšky polotovaru vygenerovat plynulé dráhy současně ve třech osách pouze u kulového nástroje, ale nikoliv při použití tangenciální soudečkové frézy i přes veškeré její nastavení, což je patrné z obrázku 62 (vpravo). Z tohoto důvodu nebyl zahrnut úhel β_f pro měření řezných sil.

Souřadnicové systémy s nulovými body byly zvoleny v rozích na horní ploše testovacího tělesa, a to s ohledem na jeho naklápění či přeupínání. Každý souřadnicový systém byl naklopen ve směru kolmém na posuv podle zvolených úhlu β_n pro dané pole tak, aby se shodoval souřadnicovým systémem obráběcího stroje. Po každém naklopení polotovaru bude vyfrézovaná rovina (sražení), která bude sloužit pro odměřování osy Z souřadnicového systému frézovacího centra. V této části experimentu nebude použit žádný tepelný upínač, ale rotační dynamometr, ve kterém budou upnuty v kleštině oba vybrané nástroje, proto bylo potřeba po vygenerování výsledných drah nástrojů opět důkladně ověřit jejich kolizi s testovacím tělesem.



Obr. 62 Výsledné dráhy obou nástrojů pro 3-osé obrábění

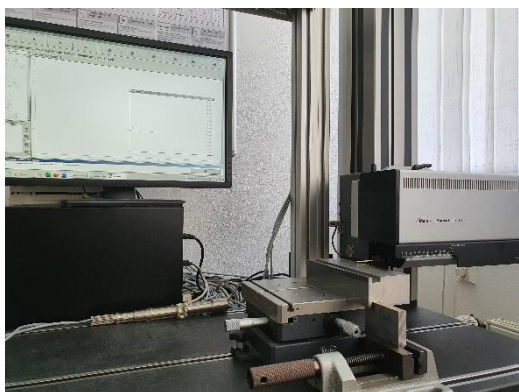
4.9 Měřicí aparatury

Pro měření parametrů drsnosti povrchu R_a na obrobených plochách testovacího tělesa byl využit v metrologické laboratoři dostupný konturograf MarSurf LD 120. Ve druhé části se použil rotační dynamometr Kistler typu 9123C111, vhodný zejména pro měření řezných sil při čelním frézování slitiny Ti-6Al-4V s různými úhly náklonů obou nástrojů.

4.9.1 Měření drsnosti povrchu

Na změření výsledných parametrů drsnosti povrchu R_a bylo použito vysoce přesné zařízení MarSurf LD 120 od společnosti Mahr s integrovaným optickým systémem, které je schopné měřit drsnost profilu povrchu a konturu v jednom snímaném měření. Jedná se o laboratorní stacionární měřicí přístroj využívající PC se softwarem MarWin, kde jeho technické údaje lze nalézt na obrázku 63. Snímací princip tohoto zařízení je založen na vahadlovém systému se snímacím hrotem na jedné straně a optickou mřížkou na opačné straně ose rotace. Světelné záření z diod je soustředěno na optickou mřížku ukazující interferenční obraz. Pohybem optické mřížky nahoru nebo dolů dochází ke změně interference na straně čidla, která je registrována foto diodami. Díky tomu elektronický vyhodnocovací obvod určuje polohu mřížky a poté snímacího hrotu [49].

Pro měření parametrů drsnosti povrchu i vlnitosti bylo použito rameno snímače MarSurf LD B 4-10-2 s diamantovým hrotem o vrcholovém úhlu 60° a poloměru špičky $2 \mu\text{m}$. Měřicí rychlost snímání byla nastavena na 1 mm/s se základní délkou měřeného profilu $0,8 \text{ mm}$. Tímto ramenem snímače se měřilo v příčném směru přes nerovnosti dvou obrobených ploch pod sebou a software MarWin ukládal jejich jednotlivé záznamy s grafickým vyobrazením měřeného povrchu ve formě PDF protokolů.



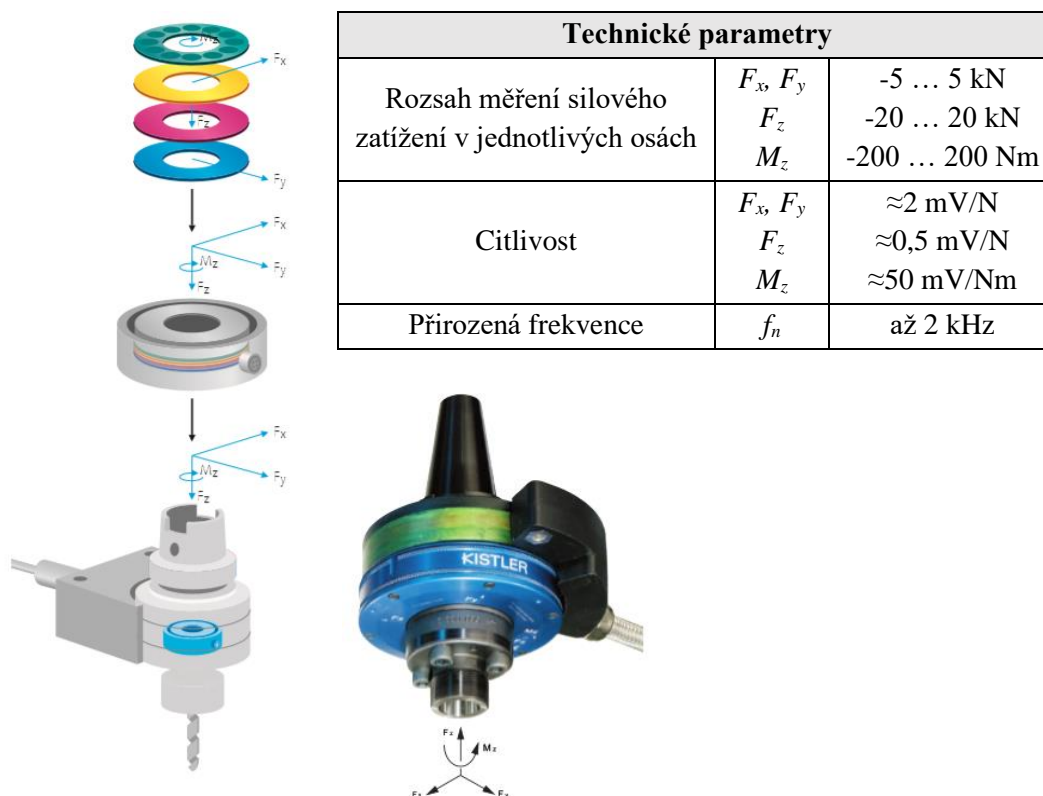
Obr. 63 Konturograf MarSurf LD 120 od firmy Mahr s technickými údaji [49]

| Technické údaje | |
|-----------------------|------------|
| Pojezdová délka | 0,1-120 mm |
| Měřicí rozsah snímače | 10-20 mm |
| Rozlišení v Z | 2 nm |
| Měřicí síla | 1-30 mN |
| Měřicí rychlost | 0,1-2 mm/s |

4.9.2 Měření řezných sil

Ve druhé části experimentu byl použit dostupný rotační dynamometr Kistler typu 9123C1111, který tvoří s dalšími propojenými komponenty celou měřicí aparaturu řezných sil. Jedná se o piezoelektrický dynamometr určený pro měření tří ortogonálních složek řezných sil (F_c , F_{cN} , F_p) i krouťícího momentu (M_z), ve kterém byly pomocí kleštiny uchyceny oba vybrané nástroje a poté byl upnut do vřetene obráběcího stroje (obr. 53).

Tento rotační dynamometr se skládá ze čtyř komponentních silových snímačů umístěných uvnitř kruhového prstence s vysokým předpětím mezi základním pouzdrem a kuželovou stopkou. Jednotlivé snímače jsou složeny z křemíkových destiček, které na silové zatížení odpovídají vznikem piezoelektrického jevu (signálem). Jedna z destiček je citlivá na krouťící moment a další tři zbylé destičky reagují na tlakové zatížení v ose Z nebo smykové působení ve směru os X a Y, kde jejich orientace jsou spolu s technickými parametry rotačního dynamometru znázorněny na obrázku 64. Pomocí tohoto dynamometru je možné změřit řezné síly v radiálním F_x , tangenciálním F_y a axiálním F_z směru nástroje i jeho krouťící moment M_z . Výhoda použití rotačního dynamometru spočívá v tom, že se v pracovním prostoru stroje nenachází žádné kabely, které by se mohly při 5-osém obráběním namotat na rotační části obráběcího stroje a poškodit [50].



Obr. 64 Rotační dynamometr Kistler 9123C1111 a jeho technické parametry [50]

Hlavní součástí této měřicí aparatury je samotný rotační dynamometr, který je propojený prodlužovacími kabely k multikanálovému nábojovému zesilovači signálu a následně notebookem, v němž probíhá za pomoci jednoduchého softwaru Dynoware vyhodnocování zaznamenaného signálu vycházejícího z dynamometru a zápisu jednotlivých naměřených dat do textového souboru. Pro převod zaznamenaného signálu do počítače musí být ještě mezi multikanálovým zesilovačem a notebookem zařazeno zařízení DAQ, které je spojeno propojovacími kabely a hraje roli vzdáleného přístupu do zesilovače přes PC i hardwarového klíče softwaru DynoWare. Schéma zapojení celé měřicí aparatury řezných sil je znázorněno na obrázku 65 [44].



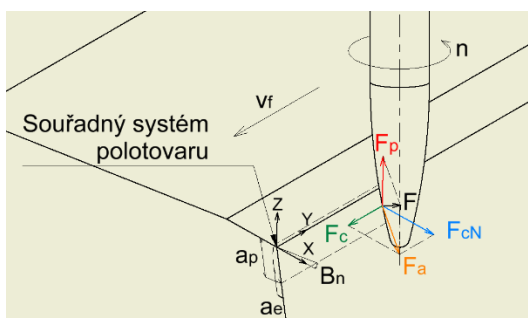
Obr. 65 Schéma zapojení měřicí aparatury řezných sil [44]

4.9.2.1 Technologie frézování a rozklad řezných sil

Při dokončování tvarových ploch je preferována technologie sousledného frézování, jenž má řadu výhod. Jednou z jejích hlavních výhod je, že splňuje požadavky na vyšší jakost obrobenej plochy a má menší opotřebení nástrojů i sklon ke kmitání nástrojů než při nesousledném frézování. U sousledného frézování dochází k náhlému vnikání břitu do materiálu obrobku, kdy obrábění začíná maximální tloušťkou třísky a postupně se zmenšuje až k nulové hodnotě, ale vznikají i rázy a silové zatížení každého zubu při záběru, přičemž je nutné vymezit vůle pohybových šroubů. Velká tloušťka třísky je pro tento způsob frézování příznivá, protože řezné síly mají tendenci přitahovat obrobek směrem k fríze a udržovat tak břit v řezu [44].

Tato technologie frézování byla nastavena u každé dokončovací operace experimentu s vybranými strategiemi obrábění při vytváření výsledných drah nástrojů v CAM softwaru hyperMiLL, kde smysl rotace frézy má stejný směr jako posuv polotovaru testovacího tělesa.

Obrábění ploch v každém poli bude probíhat na obou bočních stranách testovacího tělesa sousledným čelním frézováním, kde jeho rozklad a orientace řezných sil s nakloněným polotovarem jsou na zobrazen obrázku 66. Při náklonech nástroje by se totožnost orientace směru řezných sil ztratila a neshodovala se souřadnicovým systémem obráběcího stroje. Vzhledem k tomu, že budou použity různé úhly náklonů β_n byl by při aplikaci stacionárního dynamometru obtížný přepočet jednotlivých složek řezných sil ze souřadného systému stroje. Z toho důvodu byla zvolena možnost naklápění polotovaru a užití dostupného rotačního dynamometru, díky němuž je možné u každé frézy samostatně vyhodnocovat jednotlivé složky řezných sil z pohledu nástroje.



Obr. 66 Rozklad řezných sil při sousledném čelním frézování

Na obrázku 66 lze vidět záběrové podmínky i rozklady řezných sil, které platí pouze pro zachycený okamžik, protože v působišti a rozložení sil se mění v závislosti na poloze břitu nástroje. Celková řezná síla F se rovná výslednici pasivní a aktivní řezné síly podle uvedeného vztahu (12), který udává celkové zatížení břitu řezného nástroje v průběhu jednoho záběru. Velikost pasivní síly F_p je přímo úměrná změřené hodnotě síly F_z rotačním dynamometrem. Aktivní síla F_a se skládá z výslednice řezné síly F_c a normálové (kolmé) řezné síly F_{cN} . Jelikož bude při experimentu použit rotační dynamometr, je možné tyto dvě řezné síly zjistit přímo z naměřených hodnot. Software Dynoware zaznamenává řeznou sílu F_c jako složku tangenciální složku F_t (F_y) a řeznou sílu normálovou F_{cN} jako složku radiální síly F_r (F_x).

$$F = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} = \sqrt{F_a^2 + F_p^2} = \sqrt{F_{cN}^2 + F_c^2 + F_p^2} \quad (12)$$

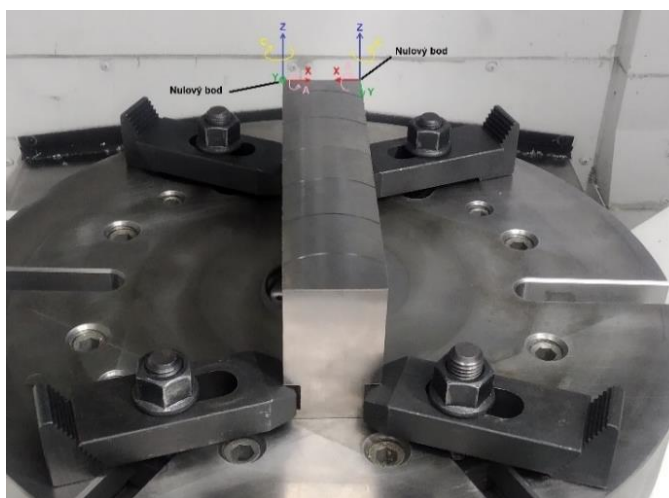
Tangenciální složku řezné síly je možno dopočítat z měřeného kroutícího momentu M_z ze vztahu (13), kde ramenem při tomto výpočtu je polovina efektivního průměru frézy v bodech dotyků, které byly předem spočteny (tab. 19, 20) pro každý zvolený úhel náklonu vybrané frézy.

$$F_c = M_z \cdot \frac{d_{eff}}{2} \quad (13)$$

5 Realizace experimentu

Po naplánování a stanovení všech vstupních parametrů byly obě části experimentu provedeny ve školních laboratořích Ústavu technologie obrábění, projektování a metrologie. Před samotnou realizací první části experimentu byla nejprve upnuta za pomoci upínek delší část polotovaru testovacího tělesa na otočný pracovní stůl 5-osého frézovacího centra Okuma MU-400V II, jak bylo naznačeno na obrázku 45.

Následně bylo provedeno vyrovnání polotovaru do souřadnicového systému obráběcího stroje v rovinách XY a XZ, kde se využil páčkový úchylkoměr od firmy Mahr a jejich naměřená odchylka činila 0,02 mm. Na přesné stanovení nulových bodů byla použita bezdrátová obrobková sonda Renishaw s označením OMP400 a odchylkou měření do 1 μm , která se používá pro komunikaci mezi obrobkovou sondou i CNC frézovacím centrem infračervenou technologií. Souřadné systémy polotovaru nastavené v CAM programu hyperMILL musely být shodné se souřadnicovým systémem obráběcího stroje, aby přepočítávací cyklus nastavil správné souřadnice posuvů obou vybraných nástrojů. Jejich orientaci je možno spatřit na obrázku 67 spolu s upnutým testovacím tělesem na otočném stole obráběcího stroje.



Obr. 67 Souřadné systémy 5-osého stroje s nulovými body na polotovaru

Před začátkem experimentu byly otestovány nastavené vstupní parametry a zároveň se ověřila kinematika stroje, zda v žádném místě nedochází ke kolizi nástrojového upínače a testovacího tělesa. Na toto otestování byl použit upravený NC program operaci jako v prvním poli. Samotné testování probíhalo s posunutým nulovým bodem o 10 mm nad povrchem polotovaru. Posledním testem před spuštěním řídicích programů bylo také ověření správnosti všech vytvořených dokončovacích operací v NC programech za pomoci simulace řídicího systému obráběcího stroje.

Ve druhé části experimentu se nejprve zapojil rotační dynamometr s celou měřicí aparaturou řezných sil do vřetene 3-osého frézovacího centra VMC-500, na jeho pracovní stůl byl upnut pomocí šroubů náklonný stůl a poté na něj kratší díl testovacího tělesa. Po zapojení měřicí aparatury byla provedena kalibrace rotačního dynamometru, kde byly do nastavení softwaru Dynoware zapsány citlivostní hodnoty podle měřeného rozsahu řezných sil z kalibračního certifikátu v příloze 4.

Před danou operací se provedlo naklopení polotovaru v náklonného stolu o zvolený úhel β_n a následně byl vyrovnán do souřadnicového systému obráběcího stroje v rovinách XY, kdy byl opět využit páčkový úchylkoměr od firmy Mahr a naměřená odchylka též vykazovala 0,02 mm. Poté v horním rohu testovacího tělesa byla manuálně vyfrézována rovina čelní válcovou frézou o průměru 16 mm, která slouží pro nastavení nulového bodu a odměřování délek nástrojů v ose Z po jejich výměně.

Pro přesné stanovení souřadného systému a nastavení nulového bodu polotovaru byla použita obrobková sonda Renishaw MP11 s kabelovým připojením pro 3-osé frézovací centrum VMC 5000. Jeho nastavený souřadný systém při daném naklopení lze spatřit na obrázku 68. Před samotným začátkem druhého experimentu byly znovu otestovány všechny vstupní parametry obdobným způsobem jako v prvním experimentu a během tohoto testování se ověřila i funkčnost celé měřicí aparatury řezných sil.



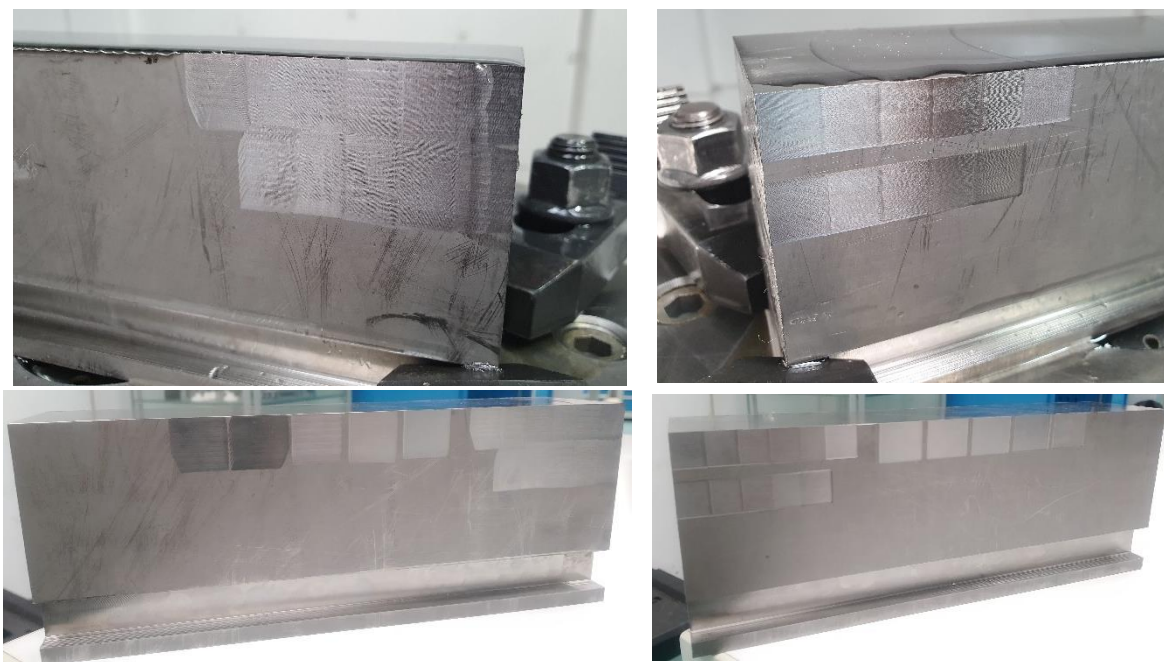
Obr. 68 Souřadný systém stroje s nulovým bodem polotovaru na náklonném stole

Pro záznamy řezných sil bylo zapotřebí předem nastavit v programu Dynoware správně zvolenou vzorkovací frekvenci rotačního dynamometru tak, aby nedocházelo k zapisování zkreslených hodnot nebo se nenaměřilo příliš mnoho dat za jednu sekundu. Vzorkovací frekvence byla pro tento experiment nastavena na 4000 Hz, což se při nastaveném čase 25 s získalo $1 \cdot 10^5$ hodnot u obou vybraných nástrojů.

5.1 Průběh experimentu

První část experimentu probíhala tak, že byl po otestování přenastaven nulový bod zpět na povrch polotovaru a postupně byly spouštěny vytvořené řídicí NC programy pro tangenciální soudečkovou frézu s mini tepelným upínačem. Vzhledem k jeho rozčleněným operacím bylo zajištěno, že se v daném pořadí pozastavil řezný proces po obrobení jednoho pole. Tato prodleva sloužila pro vizuální kontrolu obrobených ploch a orientačnímu přeměření drsností povrchů pomocí přenosného drsnoměru MarSurf PS 10. Kontrola byla prováděna za účelem zjištění, zda na obrobené ploše nedocházelo v průběhu obrábění k velkému rozechvění soustavy S-N-O-P a nebylo nutné aplikovat standardní tepelný upínač o větší tuhosti. Po její kontrole byl znovu spuštěn pozastavený NC program, a tím stejným způsobem byla obrobena zbylá pole.

Z orientačních kontrol drsnosti povrchu byla během experimentu zaznamenána pouhým okem zhoršená kvalita povrchu v pole 2 a ve 4. poli se naměřila zhoršená výsledná hodnota parametru R_a u taženého nástroje oproti druhé poloze. Abychom zjistili, zda nebude dosaženo lepší jakosti obrobeného povrchu, byl aplikován standardní tepelný upínač. Celkem bylo obrobena tangenciální soudečkovou frézou šestnáct ploch (vlevo) z jedné boční strany testovacího tělesa. Celý cyklus obrábění byl zopakován s kulovou frézou na protilehlé boční straně testovacího tělesa (vpravo) až po automatickém otočení polotovaru okolo osy C. Průběh obrábění a výsledky obrobených ploch z obou stran polotovaru lze vidět na obrázku 69.



Obr. 69 Průběh obrábění v první části experimentu a jejich výsledky po obrobení

Polotovar testovacího tělesa byl poté vyjmut z pracovního prostoru 5-osého obráběcího stroje, kde se na něm v metrologickém laboratoři změřily přesné hodnoty parametrů drsnosti obrobeneých ploch za použití konturografu MarSurf LD 120, viz obrázek 70. Záznamy naměřených hodnot byly následně uloženy ve formě PDF protokolů a připravily se pro další zpracování.



Obr. 70 Ukázka měření parametrů drsnosti povrchu obrobeneých ploch

Druhá část experimentu byla provedena tak, že se po každé vyfrézované rovině a vyrovnání polotovaru posunul nulový bod směrem do polotovaru v osách X, Y souřadnicového systému obráběcího stroje o hodnotu ponechaného přídávku 0,1 mm na dokončovací operaci. Konkrétní souřadnice posunutí nulového bodu byly předem spočteny podle goniometrických funkcí pravoúhlého trojúhelníka ze znalosti zvolených úhlu naklonění β_n a hodnoty přídávku. Následně se odměřila délka nástroje v ose Z a byl spuštěn vytvořený řídicí NC program pro vybraný nástroj v daném pořadí i záznam řezných sil. Díky nastaveným operacím bylo zajištěno, že byl vždy řezný proces zastaven po dvou průchodech nástroje. Tato prodleva byla využita k ukončení záznamu řezných sil a uložení naměřených dat do příslušných souborů. Takto rozčleněné dokončovací operace byly provedeny proto, aby obrábění probíhalo při daném naklonění polotovaru s vybraným nástrojem i jejich krocích a_p a délky záznamů nebyly nepřehledné, což by mohlo vést k problémům se zpracováním řezných sil.

Po uložení naměřených dat byl opět spuštěn pozastavený NC program se záznamem řezných sil. Tímto způsobem se obrobila zbylá pole na jedné boční straně testovacího tělesa, včetně jejich náklonů, výměny nástrojů a posouvání nulového bodu. Celý tento postup byl během obrábění zopakován po ručním přepnutí a vyrovnání polotovaru i na druhé boční straně.

Před spuštěním záznamu řezných sil bylo potřeba restartovat rotační dynamometr po každé výměně nástroje nebo najetím frézy do řezu dalšího pole. Restartování se provádělo proto, aby naměřená data nebyly ovlivněny předchozím měřením. Celkem bylo obrobena z obou boční stran testovacího tělesa 36 stop. Průběh obrábění a výsledek po obrobení jedné strany lze spatřit na obrázku 71.



Obr. 71 Průběh obrábění ve druhé části experimentu a jeho výsledek

5.2 Zpracování naměřených dat a jejich vyhodnocení

U vybraných nástrojů byly hodnotící odezvou řezné síly a dosahované parametry drsnosti povrchu na obrobených plochách testovacího tělesa. Všechna naměřená data experimentu byly následně zpracována do přehledných tabulek a vyhodnoceny pomocí grafických závislostí v tabulkovém programu MS Excel.

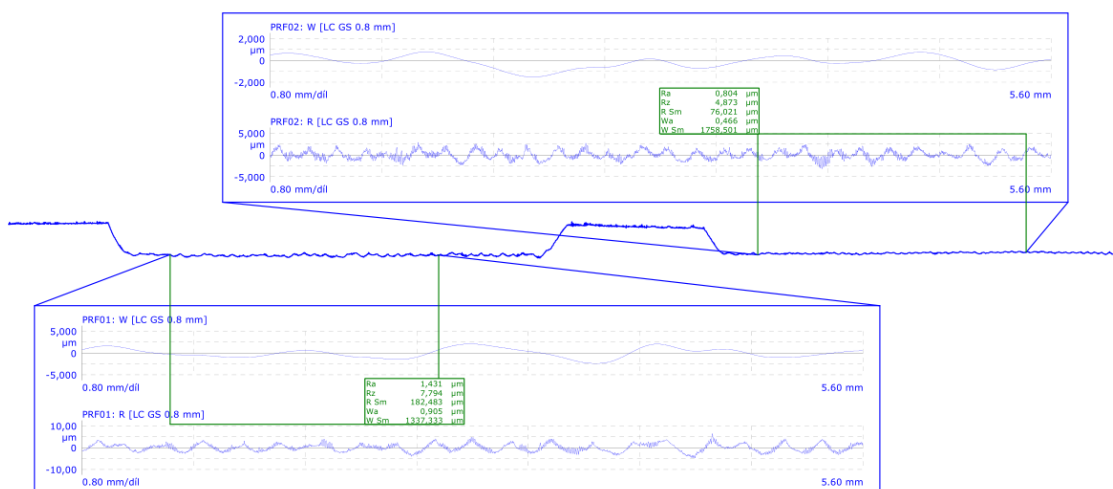
Vzhledem k tomu, že se zaznamenalo velké množství dat, tak jejich veškeré zpracování by bylo značně rozsáhlé a nepřehledné, proto budou v této práci vyobrazeny jen vybrané závislosti, které nejvíce vypovídají o průběhu obrábění. Výhoda grafického vyhodnocování spočívá v její přehlednosti a názornosti. Existují i další metody vyhodnocení, jež mohou poskytnout další informace o zkoumaném jevu jako například statistika. Ke statickému vyhodnocení by bylo potřeba splnit podmínky pro jejich přesvědčivost a mít více průměrných hodnot, což nebylo úkolem této práce.

5.2.1 Drsnost povrchu

Parametry drsnosti povrchu mají značnou vypovídající schopnost o průběhu obrábění, ale také vliv na funkční vlastnosti obrobených ploch, životnost a spolehlivost součástí. Při víceosém frézování tvarových ploch lze jakost povrchu výrazně zlepšit naklápěním osy nástroje vůči normále k povrchu. Cílem bylo dosáhnout požadovaných teoretických hodnot parametru drsnosti R_a na testovacím tělese při vypočtených krocích obou vybraných fréz s různými náklony a nalézt jejich optimální úhly náklonů.

Všeobecně lze z výsledků první části experimentu očekávat, že se budou postupně zlepšovat vyhodnocované parametry drsnosti povrchu s rostoucím úhlem β_n náklonu frézy při daných krocích a_p , ale vlivem řezných sil může dojít k rozechvění soustavy S-N-O-P, což má za následek nesourodé odebrání materiálu a zhoršení kvality obrobeného povrchu. Při zvětšujících úhlech β_n náklonů bude klesat efektivní průměr fréz a jejich závislá řezná rychlost (obr. 56), která je ovlivněna poloměrem zakřivení řezných částí nástrojů, čímž by mohlo dojít ke stabilitě řezu (utlumení chvění) za konstantního posuvu na zub nebo opačnému efektu. Další předpokladem podle literatury [37] je, že při čelním sousledném frézování s úhlem náklonu frézy $\beta_n = 9^\circ$ bude dosaženo u taženého nástroje $\beta_f = +20^\circ$ mnohem lepší drsnosti povrchu oproti neutrální poloze frézy $\beta_f = 0^\circ$ a tlačnému nástroji $\beta_f = -20^\circ$.

Výsledné parametry drsnosti povrchů z jednotlivých ploch byly získány pomocí konturografu MarSurf LD 120 firmy Mahr, který je popsán v kapitole 4.9.1. Každá měřená drsnost profilu byla změřena minimálně jednou, kdy při měření byl sledován grafický průběh povrchu, pokud byla v průběhu zaznamenána neočekávaná změna, tak bylo měření zopakováno. Na obrázku 72 je ukázka prvních dvou naměřených profilů po kulové fríze bez standardního tepelného upínače.



Obr. 72 Ukázka prvních dvou naměřených profilů po kulové fríze

Drsnost povrchu obrobených ploch byla vyhodnocována pouze v příčném směru (ose Z) za pomoci dvou parametrů R_a a R_z . Parametr drsnosti R_a neudává žádné informace o skutečném tvaru profilu, přestože se jedná nejčastěji předepisovaný ukazatel drsnosti na výrobních výkresech. Všeobecně platí, že čím je nižší hodnota R_a , tím hladší bude povrch. Nelze určit však, jaký mají charakter výškové odchylky výstupků nebo prohlubní, proto byl aplikován parametr R_z .

Pro zjištění průměrných vzdáleností stop po obou nástrojích na obrobených plochách byly použity další dva měřené parametry RSm a WSm, ze kterých by bylo možné odečíst jejich hodnoty a porovnat je s nastavenou hodnotou kroku a_p . Ze záznamu naměřeného profilu povrchu (obr. 72) po kulové fríze nebylo možné vyčíst žádnou vypovídající hodnotu ze dvou použitých parametrů (střední vzdálenosti rýh), protože ani jeden z nich neodpovídal vypočtenému kroku nástroje. Na základě zaznamenaných výstupků profilu a jeho základní délky byla z jejich poměru orientačně ověřena správnost nastavených kroků kulového nástroje. Navzdory parametru vlnitosti WSm bylo možné z ostatních záznamů obrobených ploch po tangenciální soudečkové fríze odečíst konkrétní hodnoty kroků a_p při daných náklonech, což bylo zahrnuto i do vyhodnocení.

Všechny naměřené hodnoty parametrů z prvního experimentu byly zaznamenány do přehledných tabulek programu MS Excel, včetně rozdělení polí s jednotlivými náklony a kroků fréz. Z těchto hodnot se následně sestrojily grafické závislosti a vyhodnocovaly zvlášť pro každou vybranou frézu.

Tab.24 Naměřené hodnoty parametrů drsnosti povrchu po kulové fríze

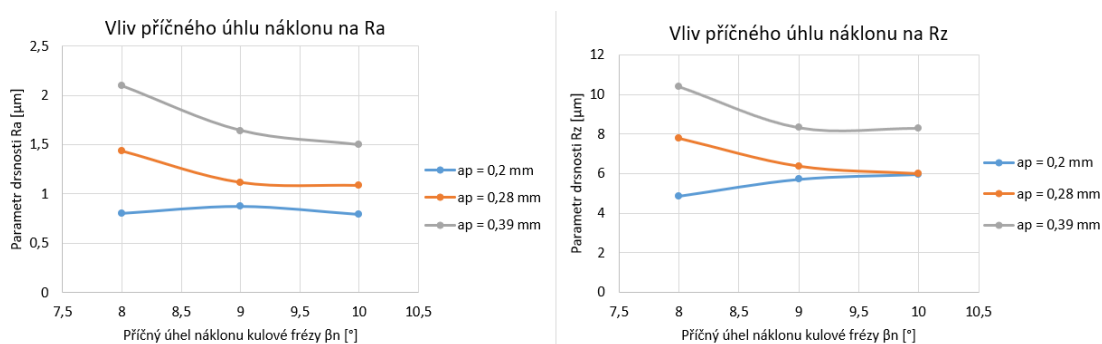
| Pole | β_n [°] | β_f [°] | a_p [mm] | Mini upínač | | Standartní upínač | |
|------|---------------|---------------|------------|-------------|------------|-------------------|------------|
| | | | | R_a [μm] | R_z [μm] | R_a [μm] | R_z [μm] |
| 1 | 8 | 0 | 0,2 | 0,804 | 4,873 | - | - |
| | 8 | 0 | 0,28 | 1,431 | 7,794 | - | - |
| | 8 | 0 | 0,39 | 2,096 | 10,407 | - | - |
| 2 | 9 | 0 | 0,2 | 0,872 | 5,720 | 0,677 | 4,773 |
| | 9 | 0 | 0,28 | 1,118 | 6,387 | 1,165 | 6,892 |
| | 9 | 0 | 0,39 | 1,642 | 8,317 | 1,673 | 7,852 |
| 3 | 10 | 0 | 0,2 | 0,794 | 5,968 | - | - |
| | 10 | 0 | 0,28 | 1,088 | 6,010 | - | - |
| | 10 | 0 | 0,39 | 1,496 | 8,288 | - | - |
| 4 | 9 | -20 | 0,28 | 1,248 | 6,689 | 1,004 | 6,047 |
| | 9 | 20 | | 1,401 | 7,833 | 1,222 | 6,701 |

Z výše uvedené tabulky lze na první pohled zjistit, že u kulové frézy při daných krocích nástroje a_p nebylo zdaleka dosaženo teoretických hodnot parametrů R_a , které byly vypočteny s ohledem na poloměr zakřivení rezné části nástroje. Použitím kulové frézy nebyla získána nejnižší očekávaná hodnota $R_a = 0,4 \mu\text{m}$, ale nejvíce se k ní přiblížila kvalita povrchu s hodnotu $R_a = 0,68 \mu\text{m}$ při náklonu nástroje $\beta_n = 9^\circ$ o nejmenším možném kroku a standardním tepelným upínačem.

V 1.poli při náklonu $\beta_n = 9^\circ$ a $a_p = 0,39$ mm došlo k rozechvění nástroje, protože výsledná hodnota parametru R_a byla nejvyšší oproti ostatním polím. Zajímavé zjištění bylo ve 4.poli ze dvou poloh nástrojů a střední hodnotou úhlu náklonu $\beta_n = 9^\circ$, kde byla dosažena lepší drsnost povrchu při čelním sousledném frézování u polohy tlačeneho nástroje $\beta_f = -20^\circ$, než uvádí odborná literatura.

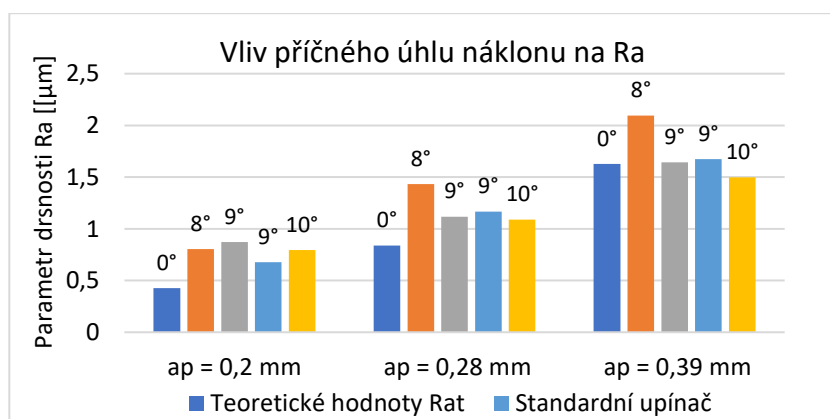
Pro přehlednější názornost a jejich porovnání byly vytvořeny grafické závislosti napříč všemi poli, kde bude zřetelnější, k čemu v průběhu obrábění docházelo. Vliv úhlu příčného naklopení kulového nástroje na parametrech drsností povrchů obrobených ploch je možné vypočítat v následujících grafech do nichž byly následně zahrnuty pro srovnání naměřené hodnoty po použití standartního upínače a vypočtené teoretické hodnoty. Dále lze vidět vliv podélného úhlu náklonu se třemi polohy kulové frézy při středním náklonu $\beta_n = 9^\circ$ označené jako tažený, neutrální a tlačenej nástroj.

Z následujících závislostí vyplývá, že od začátku zkoumaného intervalu do úhlu náklonu $\beta_n = +10^\circ$ se parametr drsnosti R_a postupně zlepšoval, ale u kroku $a_p = 0,2$ mm došlo na obrobených plochách k mírnému zhoršování kvality povrchu, což mohlo být způsobeno výraznějším rozechvěním nástroje a menší tuhostí tepelného upínače. Jako závěr lze vyvodit, že s ohledem na požadované R_a bude optimální úhel náklonu u kulového nástroje v rozmezí $\beta_n = 9-10^\circ$. U parametru největších výšek profilu R_z docházelo v průběhu obrábění k podobnému jevu, avšak s jediným rozdílem, že se neustálily hodnoty výšek nerovností při stejném kroku kulové frézy $a_p = 0,2$ mm.



Obr. 73 Závislosti příčného úhlu naklonění kulové frézy na parametrech R_a , R_z

Jelikož závislosti úhlu příčného naklonění na obou porovnávaných parametrech drsnosti povrchu obrobených plochách vykazovaly podobné průběhy, bude v další části porovnán pouze parametr R_a se standardním upínačem a teoretickými hodnotami.

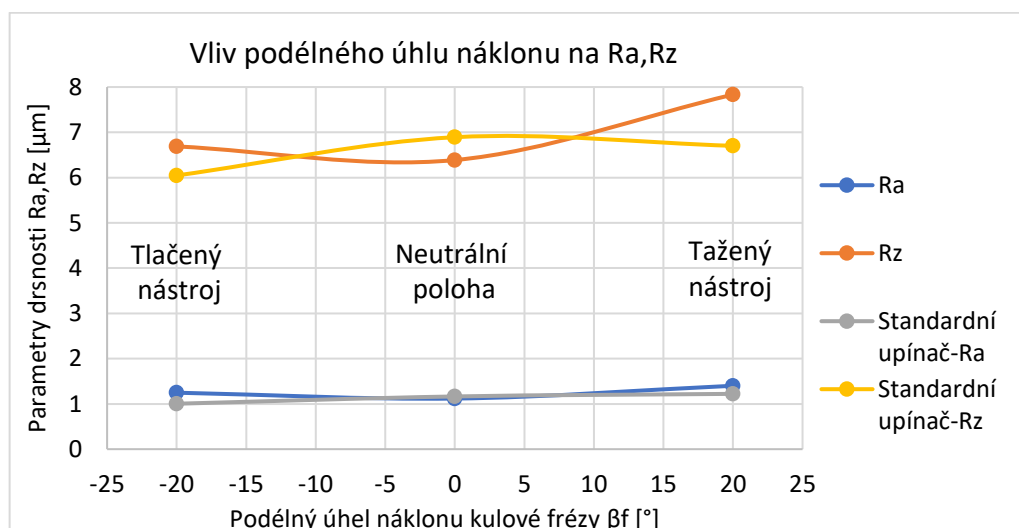


Obr. 74 Závislost příčného úhlu náklonu kulové frézy na parametru R_a

Ze sloupcového grafu a jednotlivých porovnání lze vidět, že na každé obrobené ploše testovacího tělesa byla vykazována nejhorší drsnost povrchu při náklonech $\beta_n = 8^\circ$ mimo kroku $a_p = 0,2$ mm, ale k jejich poklesu docházelo postupně s rostoucím úhlem náklonu. Nejlepších výsledků bylo dosaženo při náklonu $\beta_n = 9^\circ$ a kroku $a_p = 0,39$ mm, kdy hodnoty byly téměř shodné s teoretickými hodnotami. Nejnižších hodnot bylo dosaženo na plochách s mini upínačem při náklonech $\beta_n = 10^\circ$ a nejmenší z nich činila $R_a = 0,79 \mu\text{m}$.

Při použití standardního upínače došlo v prvním kroku $a_p=0,2$ mm ke zlepšení drsnosti povrchu a stabilitě řezu, čímž se utlumilo chvění, ale na ostatních plochách byla nepatrně zhoršena. Nejvyšší jakost povrchu po standardní upínači se naměřila při náklonu kulového nástroje $\beta_n=9^\circ$ a jeho kroku $a_p=0,2$ mm, kde vykazovala hodnotu parametru $R_a=0,68 \mu m$. Z toho lze vyvodit závěr, že k určitému zlepšení drsnosti povrchu je potřeba použít tepelný upínač o větší tuhosti, zejména u kulové frézy při malých krocích a_p a úhlech náklonů v intervalu $\beta_n=8-9^\circ$.

Pro tři polohy nástroje ve směrech posuvu se sousledným frézováním ploch byl vybrán střední úhel náklonu kulové frézy $\beta_n=9^\circ$ a krok $a_p=0,28$ mm. Z konkrétních zaznamenaných hodnot na obrobených plochách testovacího tělesa byla z obou parametrů drsností povrchu R_a a R_z sestrojena následující závislost, v níž je patrný vliv podélného úhlu na stabilitu řezu.



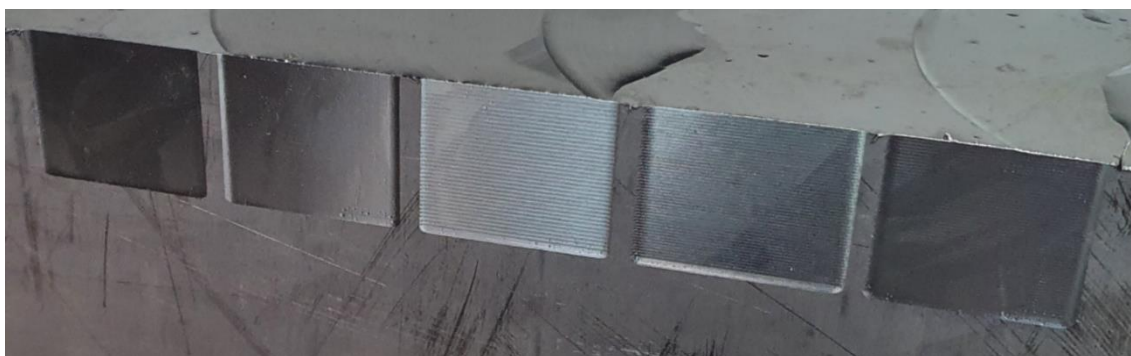
Obr. 75 Závislost podélného úhlu náklonu kulové frézy na parametrech R_a , R_z

Jak lze vidět z výše uvedeného grafu, za použití mini upínače nedocházelo od neutrální polohy $\beta_f=0^\circ$ v obou směrech podélných náklonů k žádnému uklidnění řezu, nýbrž ke zhoršení parametrů drsností R_a a R_z na výsledných plochách. Když byl poté aplikován standardní upínač o větší tuhosti, nastalo utlumení chvění a zlepšila se jejich kvalita povrchu. Takže je vidět, že určitá závislost mezi oběma úhly náklonů β_n existuje.

Z těchto tří poloh nástrojů vykazovaly obrobené plochy nejvyšší jakosti povrchu při podélném náklonu kulové frézy $\beta_f=-20^\circ$ a $\beta_n=9^\circ$, kde bylo dosaženo drsnosti $R_a=1 \mu m$. Jako závěr z této grafické závislosti lze vyvodit, že zlepšení jakosti ploch lze dosáhnout příčným a zároveň podélným úhlem naklonění kulové frézy v intervalu $\beta_f=0^\circ$ až -20° , tj. v poloze tlačení nástroje, což nepotvrdilo hypotézu z odborné literatury.

Přestože se jednalo o čelní sousledné frézování, tak tento důsledek mohl být způsoben, že obrábění probíhalo z bočních stran polotovaru testovacího tělesa a naklopení kulového nástroje bylo současně v obou směrech, kdežto v odborné literatuře [37] je uváděn pouze v jednom směru na rovinné ploše. Navíc v poloze tlačného nástroje $\beta_f = -20^\circ$ a naklopením $\beta_n = 9^\circ$ došlo k utlumení chvění při použití standardního upínače a v místě řezu nevznikaly příliš velké řezné síly.

Po obrobení ploch byly pouhým okem a hmatem rozeznány na obrobených plochách odlišné drsnosti povrchu, což bylo následně vyfoceno (obr. 76). V tomto případě má snímek větší vypovídající hodnotu než číselné údaje parametrů drsností. Při úhlech naklopení kulové frézy $\beta_n = 9^\circ$ se standardním upínačem byla registrována největší jakost povrchu v prvních dvou krocích $a_p = 0,2-0,28$ mm (zleva), kde dráhy nástroje nejsou téměř vidět. Naopak u ostatních kroků, zejména uprostřed, lze jednotlivé dráhy zřetelně rozpoznat, což bylo dáno větším krokem a_p kulové frézy.



Obr. 76 Rozdílné drsnosti obrobených ploch po kulové fréze

Obdobným způsobem bylo provedeno zpracování naměřených dat a vyhodnocení parametrů drsností povrchu na obrobených plochách po tangenciální soudečkové fréze. Jak již bylo zmíněno, tentokrát bylo možné ze dvou dalších použitých parametrů WSm odečíst průměrné vzdálenosti stop při daných náklonech, které po převedení na stejnou jednotku (mm) přibližně odpovídaly nastaveným krokům nástroje a_p . Při náklonu soudečkové frézy o $\beta_n = 9^\circ$ a současně $\beta_f = -20^\circ$ nebylo možné ze záznamu vyčíst konkrétní naměřenou hodnotu parametru WSm, protože povrch na obrobené ploše testovacího tělesa byl tak hladký, že software Marwin nebyl schopen tento naměřený profil vlnitosti vyhodnotit.

Tab.25 Naměřené hodnoty parametrů drsnosti povrchu po soudečkové fréze

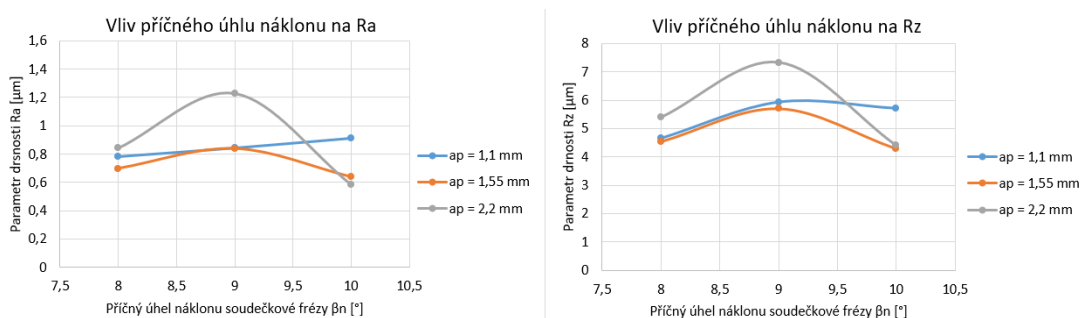
| Pole | β_n [°] | β_f [°] | a_p [mm] | Mini upínač | | | Standartní upínač | | |
|------|---------------|---------------|------------|-------------|------------|------------|-------------------|------------|------------|
| | | | | R_a [μm] | R_z [μm] | WSm [μm] | R_a [μm] | R_z [μm] | WSm [μm] |
| 1 | 8 | 0 | 1,1 | 0,785 | 4,662 | 1384 | - | - | - |
| | 8 | 0 | 1,55 | 0,698 | 4,546 | 1575 | - | - | - |
| | 8 | 0 | 2,2 | 0,844 | 5,407 | 2271 | - | - | - |
| 2 | 9 | 0 | 1,1 | 0,846 | 5,932 | 3192 | 0,530 | 4,382 | 2767 |
| | 9 | 0 | 1,55 | 0,839 | 5,710 | 4530 | 0,669 | 5,322 | 1557 |
| | 9 | 0 | 2,2 | 1,230 | 7,334 | 1749 | 0,609 | 4,583 | 2185 |
| 3 | 10 | 0 | 1,1 | 0,915 | 5,714 | 1514 | - | - | - |
| | 10 | 0 | 1,55 | 0,638 | 4,298 | 1205 | - | - | - |
| | 10 | 0 | 2,2 | 0,587 | 4,422 | 2103 | - | - | - |
| 4 | 9 | -20 | 1,55 | 0,694 | 4,378 | - | 0,450 | 3,673 | 1538 |
| | 9 | 20 | | 1,087 | 6,607 | 1543 | 0,571 | 4,354 | 1546 |

Z výše naměřených hodnot je patrné, že u tangenciální soudečkové frézy bylo při daných krocích nástroje a_p dosaženo mnohem lepších drsností povrchů oproti kulovému nástroji, ale některé z nich neodpovídají vypočteným teoretickým hodnotám parametrů R_a , což mohlo být způsobeno vibracemi nástroje v důsledku větších řezných sil. Dalším důvodem může být, že se stopy po nástroji mohly navzájem překrývat vlivem velkého poloměru zakřivení kruhového segmentu, přestože byl nastaven konstantní krok. Použitím soudečkové frézy tangenciálního tvaru s mini upínačem byla dosažena nejnižší naměřená hodnota $R_a = 0,59 \mu\text{m}$ při náklonu $\beta_n = 10^\circ$ a největším kroku $a_p = 2,2$ mm.

Po aplikaci mini upínače lze z parametrů vlnitosti WSm vyvodit, že ve 2. poli docházelo ke značnému rozechvění, protože hodnoty jednoznačně neodpovídaly vypočteným krokům soudečkové frézy. Z tohoto důvodu byl použit standartní tepelný upínač a díky němu nastalo uklidnění řezu vyjma nejmenšího kroku $a_p = 1,1$ mm.

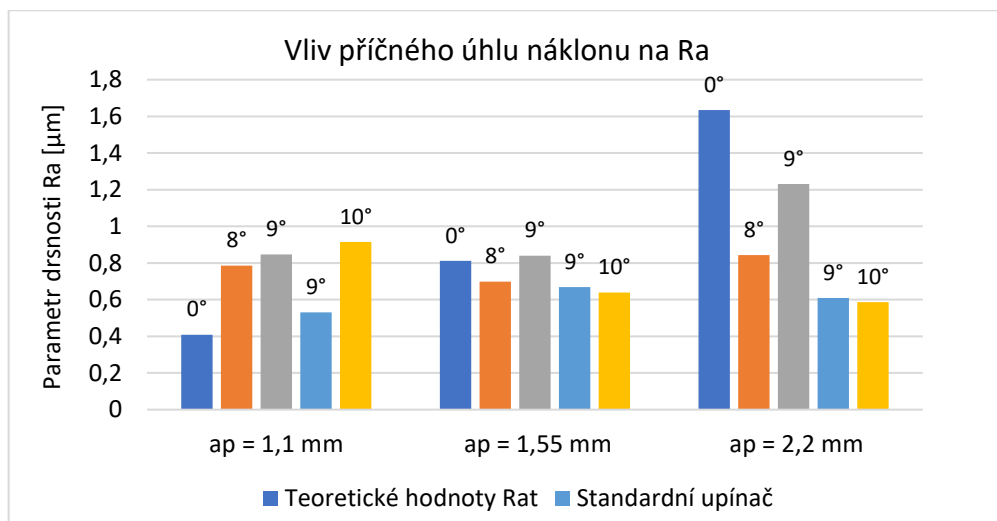
Pro přehlednost byly též vytvořeny grafické závislosti napříč všemi poli, v nichž je výrazněji vidět, k čemu docházelo v průběhu obrábění u soudečkového nástroje. Vliv úhlu příčného naklonění tangenciální soudečkové frézy na parametrech drsnosti povrchu obrobených ploch lze spatřit v následujících grafech, do kterých se pro srovnání zahrnuly naměřené hodnoty při použití standardního upínače a vypočtené teoretické hodnoty. Dále byl porovnán vliv podélného úhlu náklonu se třemi polohy soudečkové frézy.

Z následujících závislostí vyplývá, že od úhlu $\beta_n = 9^\circ$ se na obě strany náklonů hodnoty parametru drsnosti R_a zlepšovaly, ale neodpovídaly teoretickým hodnotám z plánu experimentu. Při nejmenším kroku nástroje se kvalita povrchu od začátku zkoumaného úhlu náklonu $\beta_n = 8^\circ$ dokonce zhoršovala téměř lineárně. Podle parametru největších výšek profilu R_z docházelo ke stejnému průběhu, jen při kroku soudečkové frézy $a_p = 1,1$ mm nebyla už lineární závislost. Závěrem lze konstatovat, že optimální úhel náklonu v tomto případě nelze jednoznačně určit s ohledem na požadované hodnoty, protože nejspíše docházelo k rozechvění nástroje a jeho stopy se navzájem překrývaly.



Obr. 77 Závislosti příčného úhlu naklopení soudečkové frézy na parametrech R_a, R_z

Přestože závislosti úhlu příčného naklopení obou porovnávaných parametrech drsnosti povrchu na obrobených plochách vykazovaly podobné průběhy, bude opět porovnán pouze parametr R_a se standardním upínačem a teoretickými hodnotami.

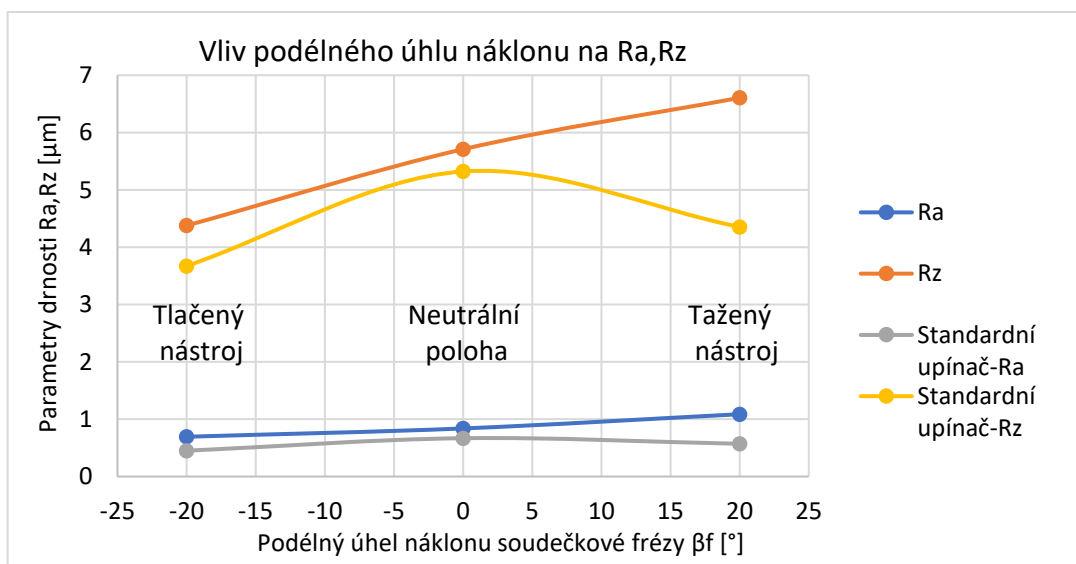


Obr. 78 Závislost příčného úhlu náklonu soudečkové frézy na parametru R_a

Ze sloupcového grafu a jednotlivých porovnání je patrné, že na každé obrobené ploše testovacího tělesa byly oproti teoretickým hodnotám různé rozdíly v drsnostech povrchu. Nejlepšího výsledku s mini upínačem bylo dosaženo při náklonu $\beta_n = 9^\circ$ a kroku $a_p = 1,55$ mm, kde naměřená hodnota téměř odpovídala teoretické drsnosti povrchu $R_a = 0,81 \mu\text{m}$.

Při použití standardního upínače s náklonem $\beta_n = 9^\circ$ došlo ke stabilitě řezu a utlumení chvění, což se projevilo na plochách vyšší jakostí povrchu. Pouze s krokem nástroje $a_p = 1,1$ mm se hodnota parametru R_a přiblížila k teoretické hodnotě, kdežto od ostatních se oddálily. Po aplikaci standardního upínače bylo dosaženo nejmenší drsnosti povrchu právě při náklonu $\beta_n = 9^\circ$ a kroku nástroje $a_p = 1,1$ mm, kde byla naměřena hodnota $R_a = 0,53 \mu\text{m}$. Z toho vyplývá, že aby docházelo ke stabilitě řezu, je nutné u malých kroků soudečkové frézy aplikovat upínače s větší tuhostí. Jako optimální úhel náklonu můžeme v tomto případě stanovit $\beta_n = 9^\circ$.

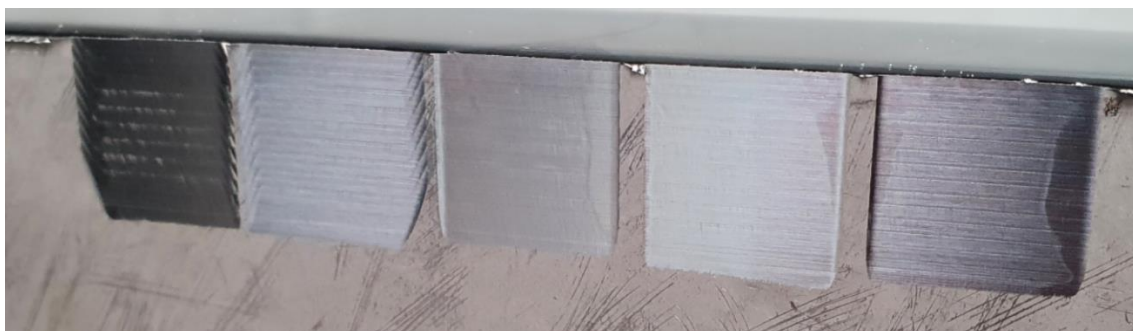
Pro tři polohy nástroje ve směrech posuvu se sousledným frézováním ploch byl vybrán stejný střední úhel náklonu soudečkové frézy $\beta_n = 9^\circ$ a krok $a_p = 1,55$ mm. Z konkrétních zaznamenaných hodnot na obrobených plochách testovacího tělesa se z obou parametrů drsností povrchu R_a a R_z sestrojila následující závislost, v níž je patrný vliv podélného úhlu na stabilitu řezu.



Obr. 79 Závislost podélného úhlu náklonu soudečkové frézy na parametrech R_a , R_z

Z výše uvedeného grafu lze vydedukovat, že při použití mini a standardního upínače docházelo od neutrální polohy $\beta_f = 0^\circ$ do úhlu $\beta_f = -20^\circ$ ke stabilnímu řezu, kde byly zlepšeny výsledné parametry drsností R_a a R_z na výsledných plochách. Nejlepší hodnoty drsnosti povrchu vykazovaly obrobené plochy při podélném náklonu tangenciální soudečkové frézy při $\beta_f = -20^\circ$ a $\beta_n = 9^\circ$, kde bylo dosaženo nejvyšší jakosti z celého experimentu $R_a = 0,45 \mu\text{m}$. Ze závislosti lze potvrdit, že zvýšení jakosti ploch lze dosáhnout příčným a zároveň podélným úhlem naklonění soudečkové frézy v intervalu $\beta_f = 0^\circ$ až -20° , tj. v poloze tlačeného nástroje, což vyvrací předpoklad z odborné literatury.

Po obrobení ploch byly stejně jako u kulové frézy pouhým okem a hmatem rozeznány na obrobených plochách odlišné drsnosti povrchu (obr. 80). Při úhlech naklonění tangenciální soudečkové frézy $\beta_n = 9^\circ$ se standardním upínačem byla zaregistrována největší jakost povrchu (vlevo) po náklonu $\beta_f = -20^\circ$, kde dráhy nástroje nebyly skoro vidět a plocha byla téměř hladká. Kdežto u ostatních povrchů bylo možné jednotlivé dráhy zřetelně rozpoznat a jejich vzniklý reliéf mohl být způsoben vibracemi nebo krokem soudečkové frézy.



Obr. 80 Rozdílné drsnosti obrobených ploch po soudečkové fréze

Ze všech zjištěných výsledků byla poté vytvořena tabulka 26, kde jsou z první části experimentu shrnuty úhly náklonů a kroky vybraných nástrojů, při nichž bylo dosaženo požadovaných drsností povrchů R_a , které byly zvoleny na začátku experimentu. Tabulka navíc obsahuje možné varianty, za kterých by se jich dalo dosáhnout.

Tab. 26 Dosažené drsnosti povrchu z první části experimentu

| Typ nástroje | R_{at} [μm] | β_n [$^\circ$] | β_n [$^\circ$] | Upínač | a_p [mm] | Dosažené R_a [μm] |
|-------------------------------|----------------------------|------------------------|------------------------|----------|------------|----------------------------------|
| Kulová fréza | 0,428 | 9 | -20 | Standart | 0,2 | - |
| | 0,838 | 8 | 0 | Mini | 0,28 | 0,804 |
| | 1,626 | 9 | 0 | Standart | 0,39 | 1,673 |
| Tangenciální soudečková fréza | 0,409 | 9 | -20 | Standart | 1,55 | 0,450 |
| | 0,811 | 8 | 0 | Mini | 2,2 | 0,844 |
| | 1,634 | 9 | 20 | Mini | 2,2 | - |

V prvním experimentální měření parametrů drsnosti povrchu na obrobených plochách testovacího tělesa nepotvrdily očekávané teoretické vypočtené hodnoty, což mohlo být způsobeno volbou řezných podmínek, zejména řeznou rychlostí a posuvem na zub. Při náklonech nástrojů vlivem jejich poloměru zakřivení klesá efektivní průměr i závislá řezná rychlost, proto by pro další výzkum bylo vhodné jí zvýšit nebo použít menší posuv na zub, aby došlo k utlumení vibrací a bylo dosaženo lepší kvality povrchu.

5.2.2 Řezné síly

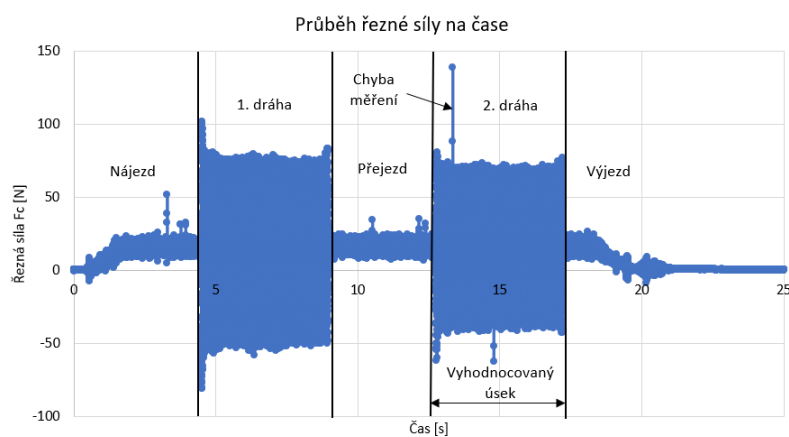
Řezné síly mají velký vliv na řezný proces obrábění a výslednou jakost obrobené součásti. Pokud budou řezné síly příliš vysoké nebo přesáhnou určitou utlumitelnou mez, tak dojde většinou k rozechvění celé soustavy S-N-O-P, ztrátě stability řezu, zhoršení kvality obrobené plochy nebo rychlejšímu opotřebením nástroje. Rozkmitání soustavy se projeví v záznamech jako další zvětšení řezných sil. Úkolem této diplomové práce je porovnat silovou analýzu u vybrané kulové a tangenciální soudečkové frézy. Cílem druhé části experimentu bylo především zaznamenat průběhy řezných sil a prozkoumat vliv úhlů naklonění polotovaru β_n na jejich velikosti.

Z druhé části experimentu je zřejmé, že největší vliv na vibrace nástrojů má normálová (kolmá) složka řezné síly, která se bude snažit při čelním frézování odtlačovat frézu od stěny polotovaru testovacího tělesa (obr. 66), protože obě vybrané frézy jakožto tenké dlouhé nástroje mají v radiálním směru mnohem menší tuhost než ostatních směrech. Lze předpokládat, že větší hodnoty budou naměřeny u hlavní složky řezné (tangenciální) síly, která se podílí na užitečném výkonu obráběcího stroje spolu s řeznou rychlostí, ale mohou způsobovat torzní kmitání. Nejmenší vliv na stabilitu řezu má složka pasivní síly, kde se v jejím axiálním směru nachází velké množství materiálu a tuhost je oproti ostatním směrům působení řezných sil řádově větší.

Všechny složky řezných sil by měly klesat s rostoucím úhlem β_n naklonění polotovaru při daných krocích fréz, ale vlivem poloměru zakřivení řezných částí nástrojů dochází k poklesu jejich efektivních průměrů v bodech dotyku s obráběným povrchem (obr. 58) a tím i závislých řezných rychlostí, což může mít v některých záběrových podmínkách za následek nárůst řezných a rozechvění nástroje. U vybrané tangenciální soudečkové frézy lze očekávat, že budou oproti kulovému nástroji naměřeny větší řezné síly, které jsou ovlivněny větším krokem frézy a_p a stykovou plochou dotyku (tab. 18).

Na získání řezných sil byl použit rotační dynamometr Kistler 9123C1111, jehož konkrétní technické parametry jsou uvedeny v kapitole 4.9.2. Po ukončení experimentu byla naměřená data analyzována za pomoci softwaru Dynoware a uložena do textových souborů pro další zpracování. Ze záznamů řezných sil bylo zjištěno, že největší vliv na řezný proces a jeho stabilitu řezu měla normálová (radiální) a řezná (tangenciální) složka řezné síly. U naměřeného kroutícího momentu M_z byly vykazovány značně malé hodnoty, proto tato veličina nebyla zahrnuta do vyhodnocení.

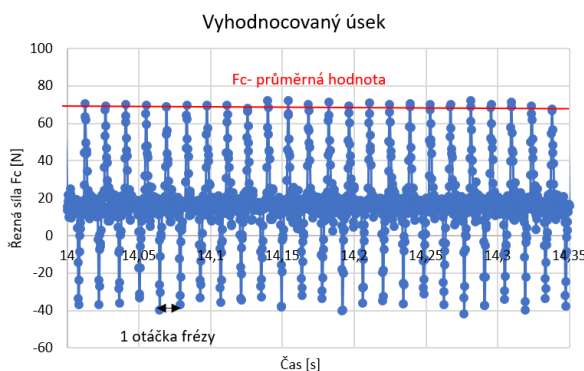
Z naměřených dat byly následně v tabulkového programu MS Excel vyneseny grafy silových zatížení v závislosti na čase. Naměřená data pro jednotlivé řezné síly v každé tabulce obsahovaly $1 \cdot 10^5$ hodnot záznamů při nastaveném čase 25 s, což bylo dosaženo díky zvolené vzorkovací frekvenci rotačního dynamometru. Jelikož průběhy řezných sil obsahovaly naprogramované nájezdy, přejezdy a výjezdy nástrojů, které neposkytují žádné využitelné informace o silovém zatížení během odebírání materiálu, proto byl u každého grafu vymezen vyhodnocovaný úsek druhé vygenerované dráhy nástroje, který byl stanoven na začátku plánu experimentu. Na následujícím obrázku 81 je zobrazen jeden ze záznamů průběhu řezných sil na čase u tangenciální soudečkové frézy při náklonu polotovaru $\beta_n = 8^\circ$ a kroku nástroje $a_p = 2,2$ mm, ve kterém jsou znázorněny jednotlivé fáze i vyhodnocovaný úsek experimentu.



Obr. 81 Ukázka záznamu řezných sil a vyhodnocovaného úseku

Vzhledem k tomu, že se velikosti řezných sil během obrábění mění v čase podle aktuálních poloh záběrů břitu nástrojů. Tak nejdůležitějším byl časový interval ve vyhodnocovaném úseku druhé dráhy, kde byly dosahovány nejvyšší hodnoty řezných sil, jež odpovídaly maximálním průřezům třísek při zadaných krocích a_p a vznikaly každým otočením nástroje. Ze znalosti počtu otáček a zubů vybraných fréz bylo možné zjistit konkrétní hodnoty zubových frekvencí, tj. otáček za jednu sekundu, které provedly břity nástrojů při úběru materiálu za daných řezných podmínek. Z těchto hodnot vyplývalo, že každou sekundu během záznamu experimentu nás zajímal určitý počet nejvyšších hodnot, které odpovídaly maximálnímu zatížení vztaženému na jednu otáčku nástroje.

Ze záznamů průběhu řezných sil bylo z vyhodnocovaného intervalu vybráno pouze několik po sobě jdoucích hodnot dle jedné otáčky frézy, při kterých byla v plném záběru a poté se proložily aritmetickým průměrem, přičemž takto byly získány jejich dosahované průměrné hodnoty. Na následujícím obrázku 82 je vidět proložení aritmetického průměru z maximálních hodnot řezných sil při nichž byla fréza v plném záběru.



Obr. 82 Proložení aritmetického průměru ve vyhodnocovaném úseku

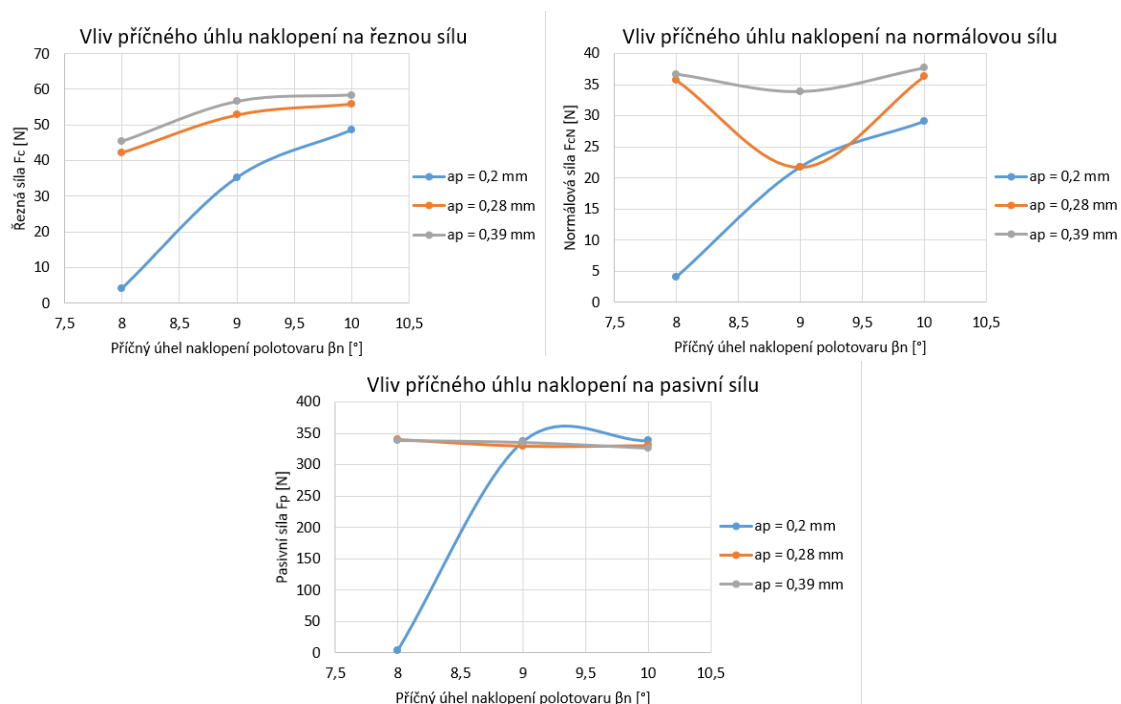
Konkrétní získané průměrné hodnoty ze všech záznamů byly následně zpracovány do přehledných tabulek za použití programu MS Excel i s jejich rozdělením polí, jednotlivých náklonů polotovaru a kroků vybraných fréz. Z těchto hodnot se sestrojily grafické závislosti, které nejvíce vypovídaly o jejich průběhu obrábění a vykazovaly rozdíly v jejich hodnotách, ze kterých bude provedeno vyhodnocení u každé frézy.

Tab. 27 Naměřené průměrné hodnoty řezných sil u kulové frézy

| Pole | β_n [°] | β_f [°] | a_p [mm] | F_{cN} [N] | F_c [N] | F_p [N] |
|------|---------------|---------------|------------|--------------|-----------|-----------|
| 1 | 8 | 0 | 0,2 | 4,47 | 4,05 | 3,84 |
| | 8 | 0 | 0,28 | 35,65 | 42,03 | 339,80 |
| | 8 | 0 | 0,39 | 36,68 | 45,46 | 338,47 |
| 2 | 9 | 0 | 0,2 | 21,72 | 35,26 | 336,88 |
| | 9 | 0 | 0,28 | 32,98 | 52,79 | 329,65 |
| | 9 | 0 | 0,39 | 33,83 | 56,55 | 335,43 |
| 3 | 10 | 0 | 0,2 | 29,03 | 48,67 | 338,13 |
| | 10 | 0 | 0,28 | 36,26 | 55,89 | 330,40 |
| | 10 | 0 | 0,39 | 37,69 | 58,35 | 326,56 |

Z výše uvedené tabulky je patrné, že při prvním naklonění polotovaru $\beta_n = 8^\circ$ byly zaznamenány nejmenší průměrné hodnoty ze všech ostatních úhlů náklonů, což mohlo být pravděpodobně způsobeno chybou nastavení nebo odtlačení nástroje v radiálním směru od stěny testovacího tělesa. Dále bylo zjištěno z průběhů silových zatížení a průměrných hodnot, že dominantní složkou řezných sil nebyla řezná síla, ale pasivní síla, které byla téměř konstantní.

Následující grafické závislosti u kulové frézy byly vytvořeny zvlášť pro jednotlivé složky řezných sil, protože každá z nich má rozdílnou tuhost v jednotlivých směrech.



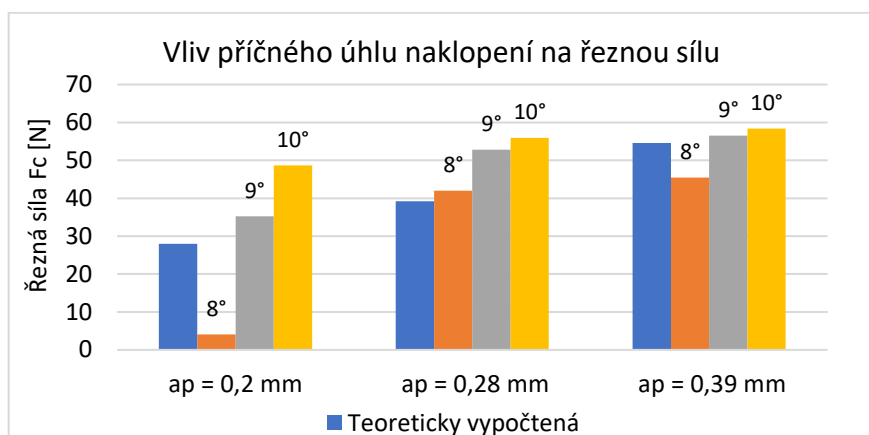
Obr. 84 Průběhy jednotlivých složek řezných sil u kulové frézy

Z těchto grafů lze vyzorovat, že se velikosti řezných sil zvětšovaly s rostoucím úhlem náklonu polotovaru β_n při konstantních krocích kulové frézy, což nepotvrdilo očekávanou hypotézu kromě téměř lineárního poklesu pasivních sil. První zaznamenaná hodnota při náklonu $\beta_n = 8^\circ$ a kroku frézy $a_p = 0,2$ mm vykazuje chybu v záznamech řezných sil, protože je mimo oblast ostatních hodnot.

Při porovnání dosažených maximálních hodnot mezi úhly náklonu $\beta_n = 8^\circ$ a $\beta_n = 10^\circ$ se jednotlivé složky řezných sil zhoršily přibližně o 22 %. Nejnižší průměrné hodnoty řezné síly byly při náklonech $\beta_n = 9^\circ$. U normálové složky řezné síly si lze povšimnout zvlnění okolo úhlu náklonu $\beta_n = 9^\circ$, kde docházelo od začátku zkoumaných úhlů k postupné stabilitě řezu a poté ke zhoršování až do úhlu $\beta_n = 10^\circ$.

Jako optimální úhel naklopení polotovaru u kulové frézy lze vyvodit náklon $\beta_n = 9^\circ$ za daných řezných podmínek a krocích nástroje a_p s ohledem na upínací systém kleštiny tak, aby bylo dosaženo nejmenší normálové síly, kde nebude docházet rozechvění soustavy nebo rychlému opotřebování a dosáhne se lepší kvality povrchu součásti.

Na porovnávacího grafu 85 lze vidět srovnání experimentálně zjištěných hodnot řezných sil s teoretickou vypočtenou řeznou silou při jednotlivých krocích kulové frézy z kapitoly 4.7.



Obr. 85 Porovnání hodnot s teoretickými silami kulové frézy

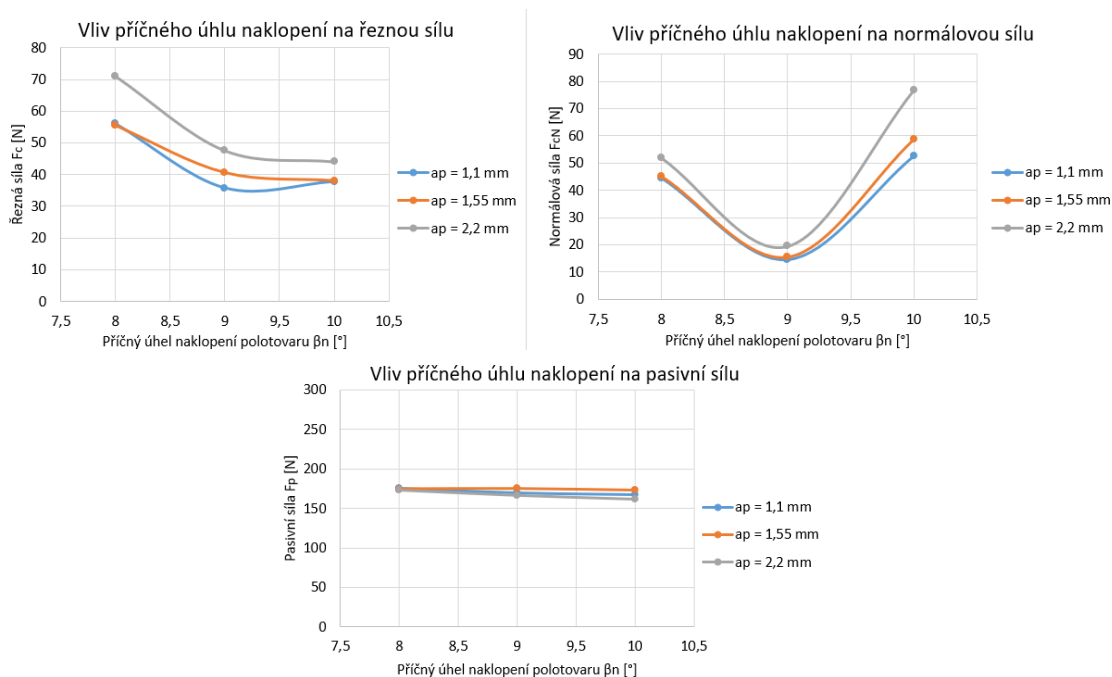
Z porovnání je patrné, že při zvyšujícím úhlu naklonění polotovaru se naměřené hodnoty odchylovaly od teoreticky vypočtených hodnot a potvrdila se první špatně zaznamenaná hodnota. Nejvíce se teoretická řezná síla shodovala s naměřenou hodnotu při největším kroku kulové frézy $a_p=0,39$ mm a nakloněním testovacího tělesa $\beta_n=9^\circ$.

Stejným způsobem bylo provedeno vyhodnocení u tangenciální soudečkové frézy, kde výsledky průměrných hodnot vykazovaly příznivější průběhy silového zatížení. Rovněž je potřeba brát v úvahu, že díky velkému poloměru zakřivení kruhového segmentu a větším krokům nástrojů budou naměřeny mnohem větší řezné síly než při použití kulového nástroje. Z těchto důvodů není vhodné soudečkové nástroje aplikovat pro obrábění tenkostěnných součástí, které jsou více náchylnější na jejich vibrace.

Tab. 27 Naměřené průměrné hodnoty řezných sil u tangenciální soudečkové frézy

| Pole | β_n [°] | β_f [°] | a_p [mm] | F_{cN} [N] | F_c [N] | F_p [N] |
|------|---------------|---------------|------------|--------------|-----------|-----------|
| 1 | 8 | 0 | 1,1 | 44,64 | 56,15 | 175,20 |
| | 8 | 0 | 1,55 | 45,13 | 55,55 | 174,79 |
| | 8 | 0 | 2,2 | 51,87 | 71,15 | 173,28 |
| 2 | 9 | 0 | 1,1 | 14,45 | 35,73 | 169,84 |
| | 9 | 0 | 1,55 | 15,44 | 40,70 | 174,99 |
| | 9 | 0 | 2,2 | 19,51 | 47,63 | 166,50 |
| 3 | 10 | 0 | 1,1 | 52,80 | 37,79 | 167,76 |
| | 10 | 0 | 1,55 | 58,78 | 38,17 | 173,75 |
| | 10 | 0 | 2,2 | 76,75 | 44,12 | 161,66 |

Stejně jako u kulové frézy byla při použití tangenciální soudečkové frézy zjištěna převaha pasivní síly oproti ostatním složkám řezných sil, která je skoro poloviční s mírně klesající tendencí při každém úhlu naklonění polotovaru. Nejmenší průměrné hodnoty byly zaznamenány u normálové síly při náklonu $\beta_n = 9^\circ$, což bylo důsledkem stabilního řezu. Grafické závislosti u soudečkové frézy byly opět vytvořeny odděleně pro jednotlivé složky řezných sil, které mají též rozdílné tuhosti v jednotlivých směrech.



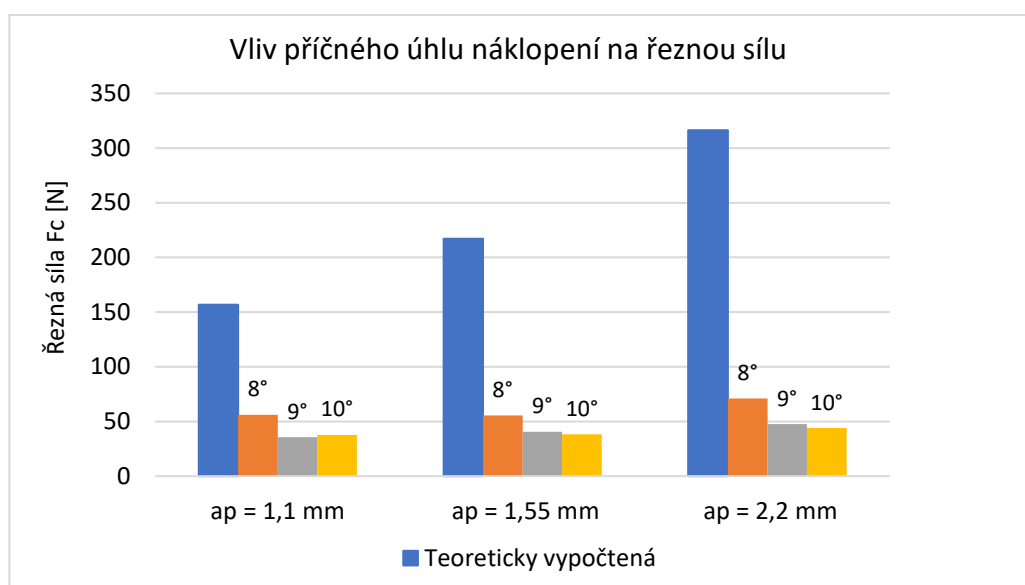
Obr. 86 Průběhy jednotlivých složek řezných sil u soudečkové frézy

Z výše uvedených grafů je patrné, že se tentokrát velikosti řezných sil za konstantních kroků soudečkové frézy zmenšovaly s rostoucím úhlem náklonu β_n až do určitých úhlů naklonění polotovaru, což potvrdilo předpoklady. Každá složka řezné síly měla specifický průběh, kde mezi řeznými silami a úhlem naklonění polotovaru existovaly určité závislosti.

Vzhledem k porovnání řezných sil byla dosažena nejvyšší průměrná hodnota u řezné síly při naklonění polotovaru $\beta_n = 10^\circ$ a kroku soudečkové frézy $a_p = 2,2$ mm, která vykazovala 71 N a postupně s rostoucím nakloněním se zmenšovala až do 44 N, kde rozdíl činí 38 %. Největší průměrné hodnoty ze všech řezných sil bylo dosaženo u normálové složky při naklonění $\beta_n = 10^\circ$, a to 77 N a se zmenšujícím úhlem náklonu klesala až na hodnotu 15 N, což je zhruba o 80 % vůči původní hodnotě. Dále lze si povšimnout konkávního průběhu spojnice bodů okolo úhlu naklonění $\beta_n = 9^\circ$, kde od tohoto úhlu na obě strany náklonů dochází ke zhoršování stability řezu.

Jako příznivý úhel naklonění polotovaru u soudečkové frézy se jeví $\beta_n = 9^\circ$ při daných řezných podmínkách a krocích nástroje a_p , včetně upínací kleštiny. Při tomto náklonu bude dosaženo nejmenších hodnot řezných sil oproti kulové fréze a dojde k uklidnění řezu, což bude mít za následek zlepšení parametrů drsností povrchů na obrobených plochách.

Z porovnávacího grafu 87 je vidět srovnání experimentálně zjištěných hodnot složek řezných sil pro jednotlivé kroky soudečkové frézy s teoretickými vypočtenými silami z kapitoly 4.7.

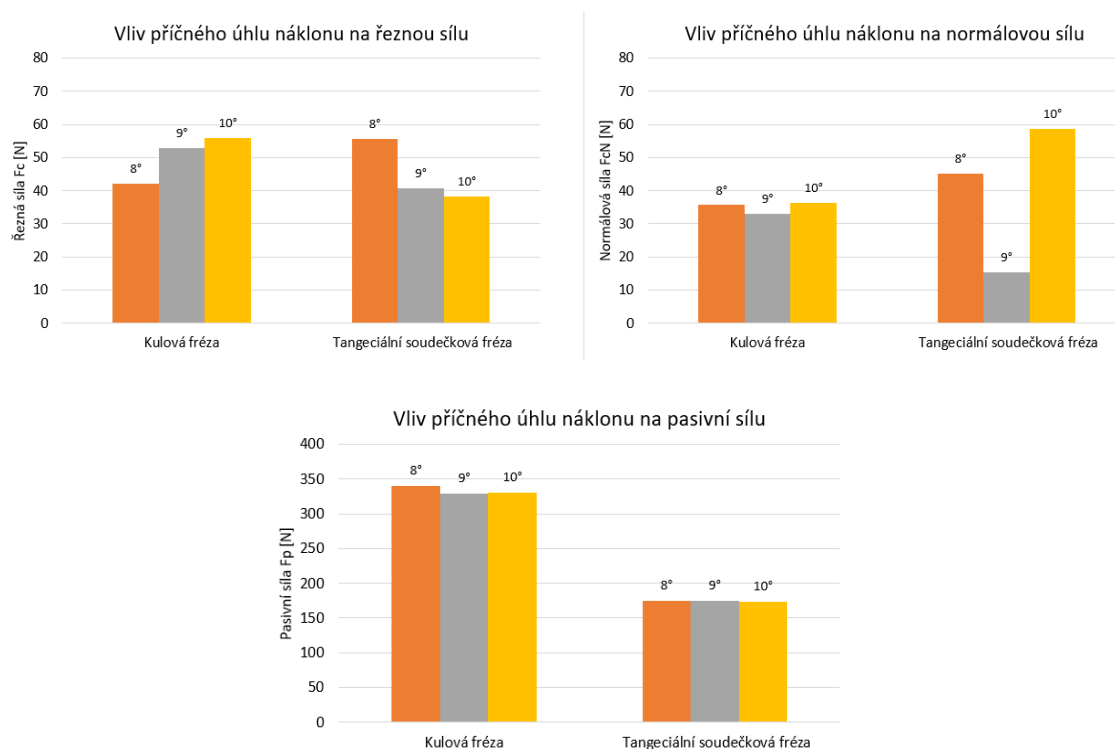


Obr. 87 Porovnání hodnot s teoretickými silami soudečkové frézy

U soudečkové frézy byly naměřeny výrazně nižší řezné síly, než teoreticky vypočtené hodnoty řezných sil a s rostoucím úhlem naklonění polotovaru se postupně snižovaly ve všech axiálních krocích nástroje.

Rozdílné velikosti teoretických sil oproti naměřeným hodnotám mohly být ovlivněny chvěním nástroje, nakloněním polotovaru a tabulkovou hodnotou dosazovaných do výpočtů, a to konkrétně specifickou řeznou silou k_{c1} . Firma Sandvik Coromant uvádí hodnotu měrné řezné síly pro titanové slitiny v intervalu 1300-1400 MPa, které se vztahují pro určité řezné podmínky $a_p = 1$ mm a $f_z = 0,1$ mm. Kdežto v experimentu byly zvoleny jiné rozsahy řezných podmínek s ohledem na doporučení výrobců nástrojů a požadovanou drsnost povrchu (axiální krok frézy).

Na závěr byly sestrojeny grafy (obr. 88) pro porovnání řezných sil mezi oběma nástroji, kde se vybraly naměřené hodnoty jednotlivých řezných sil při středních axiálních krocích nástrojů a daných naklopení polotovaru.



Obr. 88 Porovnání řezných sil mezi oběma vybranými nástroji

Podle porovnání řezných sil obou vybraných nástrojů lze vidět, že se u soudečkové frézy řezné síly pohybovaly blízko kulového nástroje a v některých případech byly dokonce nižší, než bylo očekáváno. U tangenciální soudečkové frézy byly zaznamenány téměř poloviční pasivní síly oproti kulové fréze.

Z výsledků druhé části experimentu vyplývá, že dominantní řeznou složkou byla pasivní síla, protože v jejím směru je největší tuhost. Následně druhou největší silou byla řezná síla až poté normálová (kolmá) složka řezné síly, která měla největší vliv na vibrace nástrojů, čímž se potvrdily hypotézy. U kulové frézy docházelo se zvětšujícím úhlem naklopením polotovaru k nárůstu řezných sil, ale u soudečkové frézy opak.

5.3 Shrnutí výsledků a zhodnocení

V praktické části této práce byly zjišťovány dosahované drsnosti povrchu na obrobených plochách testovacího tělesa ze slitiny Ti-6Al-4V po různých náklonech obou vybraných nástrojů a jejich vypočtených krocích s ohledem na zvolené hodnoty parametrů R_a . Dále byla zkoumána jejich silová analýza při naklápění polotovaru.

Z hypotézy by měl příčný úhel naklonění nástroje či naklápění polotovaru ve směru kolmém na posuv vést ke zklidnění řezu a zlepšit záběrové podmínky, což bylo v určitých oblastech náklonů potvrzeno. Přestože byly vypočteny konkrétní hodnoty kroků fréz vzhledem k jejich poloměřům zakřivení tak, výsledné parametry neodpovídaly teoretickým parametrům drsnosti povrchu, což bylo způsobeno rozechvěním mini upínače. Z tohoto důvodu byl aplikován standartní upínač s větší tuhostí.

Podle odborné literatury se očekávalo, že zlepšení drsnosti povrchu bude dosaženo při poloze taženého nástroje, ale toto nebylo potvrzeno. Důvodem mohlo být sdružené naklopení nástrojů v obou směrech posuvu, kde se dosáhlo vyšší jakosti povrchu v poloze tlačného nástroji oproti ostatním zkoumaným polohám.

Použitím kulové frézy bylo dosaženo nejlepší jakosti povrchu na plochách ($R_a = 0,68 \mu m$) při náklonu $\beta_n = 9^\circ$ a nejmenším kroku $a_p = 0,2$ mm se standartním upínačem. Tento úhel naklopení u polotovaru vykazoval příznivé výsledky u normálové řezné síly, ale se zvyšujícím náklonem docházelo k nárůstu všech řezných sil, a tím ke zhoršení stability řezu. Pro dosažení požadované drsnosti povrchu $R_a = 0,4 \mu m$ by bylo potřeba použít standartní upínač a nejmenší krok kulového nástroje se sdruženými úhly náklonu $\beta_n = 9^\circ$ a $\beta_f = -20^\circ$, ale za cenu delšího času obrábění. Naproti tomu kulová fréza umožňuje použít vyšší posuvy na zub vzhledem k nižším řezným silám.

U tangenciální soudečkové frézy bylo dosaženo nejvyšší kvality povrchu z celého experimentu v poloze taženého nástroje $\beta_n = 9^\circ$ a $\beta_f = -20^\circ$ $a_p = 1,55$ mm, a to hodnoty parametru $R_a = 0,45 \mu m$. Díky jeho větší stykové ploše dotyku bylo možné použít větší hodnoty axiálních kroků, čímž při dokončovacím obrábění dochází větší úspoře strojního času oproti kulovému nástroji. Podle naměřených sil je použitelnost soudečkové frézy vyšší, než se očekávalo, kde pasivní síla byla téměř poloviční vůči kulové fréze. Z výsledků bylo zjištěno, že s rostoucím úhlem naklopení polotovaru lze řezné síly významně snížit kromě normálové složky síly, kde od úhlu $\beta_n = 9^\circ$ docházelo ke zhoršení těchto sil.

V tabulce 28 jsou shrnuty jednotlivé rozdíly z různých hledisek mezi kulovou a soudečkovou frézou, kdy bylo potřeba ve zhodnocení brát v úvahu konkrétní rozměry geometrie obou nástrojů i řezné podmínky. Oba vybrané nástroje měly jednotný průměr 6 mm, ale rozdílný počet zubů.

Tab. 28 Porovnání kulové a tangenciální soudečkové frézy z různých hledisek

| Hledisko | Kulová fréza | Tangenciální soudečková fréza |
|---|---------------|--|
| Pořizovací náklady bez DPH [Kč] | 945 | 4197 |
| Krok pro nejvyšší jakost $R_a=0,4 \mu\text{m}$ | 0,2 | 1,1 |
| Strojní čas pro plochu 10x11 mm [min] | 1,6 | 0,85 |
| Rozsah úhlu náklonů | Větší rozpětí | Omezený poloměrem zakřivení kruhového segmentu do 10° |
| Očekávané řezné síly | Menší | Větší |

Z hlediska nákladů je patrné, že náklady na pořízení kulové frézy jsou nižší než u tangenciální soudečkové frézy, kde rozdíl je dán náročností výroby poloměru zakřivení. Pro nejvyšší zvolenou jakost povrchu $R_a=0,4 \mu\text{m}$ byl vypočten axiální krok soudečkové frézy, což je více jak šestkrát větší oproti kulovému nástroji. Navzdory velkému poloměru kruhového segmentu byla využita větší styková plocha a dosáhlo se 47 % úspory času při dokončovací operaci jedné plochy o rozměrech 10x11 mm. V praxi by se při velkosériové výrobě tvarově složitých dílu jednalo o poměrně velkou úsporu času, a tím i financí ve výrobních nákladech.

U kulové frézy je možné použít větší rozmezí úhlů náklonů a posuvy na zub, díky tomu lze obrábět těžko dostupná místa, jakou jsou vnitřní rohy středu lopatkových kol. Naproti tomu soudečkový nástroj je omezený poloměrem zakřivení řezné části tak, aby byla optimálně využita celá část kruhového segmentu s ohledem na produktivitu a výslednou kvalitu povrchu. Při výraznějším nakloněním začne fungovat hůře než kulová fréza stejného průměru (sníží se krok) a obráběla by kulovým koncem, jenž k tomuto účelu není určen.

Vlivem větších axiálních kroků byly očekávány větší řezné síly u soudečkové frézy, avšak naměřené síly byly oproti teoretickým silám výrazně nižší a pohybovaly se blízko kulového nástroje. Při náklonech a dostatečně tuhém upínání je možné snížit silové zatížení nástroje. Z toho porovnání lze vyvodit, že použití tangenciální soudečkové frézy pro tvarově složitou součásti je jednoznačně výhodnější řešení, je-li nutné využít 5-osé frézování při požadavku na vysokou jakost povrchu.

6 Závěr

Hlavním cílem diplomové práce bylo najít moderní nástroje vhodné pro dokončovací obrábění tvarově složitých dílu z titanových slitin, kde mezi ně v současné době patří soudečkové nástroje se zakřivenou geometrií řezné části do velkého poloměru kruhového segmentu. Dalším úkolem bylo porovnat silovou analýzu konvenční kulové a vybrané tangenciální soudečkové frézy při jednotlivých změnách úhlů náklonu vůči směrům obrábění vzhledem k požadovaným parametrům drsnosti povrchu na nejznámější titanové slitině Ti-6Al-4V, kdy jejich efektivní řezná rychlost je ovlivněna přímo změnou náklonu, jež plyne z efektivních průměrů fréz v bodech dotyků s obráběným povrchem.

První část práce se zabývala problematikou obrábění titanových slitin, kde byly shrnuty podstatné informace o titanu a jeho slitinách, včetně jejich základního rozdělení, technologických vlastnostech, tepelného zpracování a hlavních aplikacích. Dále byla pozornost zaměřena na moderní nástroje pro dokončovací operace tvarově složitých dílu jako jsou kulové a soudečkové frézy, kde byly dohledány nabídky 5-osých strategií, které umožňují jejich víceosé naklopení vůči obráběnému povrchu a obrábění těžko přístupných míst. V poslední teoretické části byly zhodnoceny dva používané CAM programy pro 5-osé obrábění hyperMILL a PowerMill, kdy pro tento experiment byl zvolen jako nejvhodnější program hyperMILL.

Díky nízké měrné hustotě, korozní odolnosti a velmi dobrým mechanickým vlastnostem se titanové slitiny využívají v různých průmyslových odvětvích, ale i přes svá pozitiva mají několik nedostatků, a to obtížnou obrobiteľnost způsobenou jejich vlastnostmi nebo vysokou cenu ovlivněnou energetickou náročností výroby. Vlastnosti způsobující těžkoobrobiteľnost titanových slitin jsou nízká tepelná vodivost, malý modul pružnosti a vysoká chemická reaktivita s materiály řezných nástrojů za zvýšených teplot. Z těchto příčin dochází při obrábění ke zpevňování povrchové vrstvy nebo generování vysokých teplot v místě řezu, proto je důležité dbát na pozitivní ostrou geometrii břitu nástrojů a vhodné řezné podmínky za použití procesních kapalin s chladícím účinkem. V opačném případě může dojít k rychlému opotřebení nástroje či vzplanutí tenké třísky.

Experiment praktické části byl rozdělen na dvě části s ohledem na možnosti vybavení laboratoře, kde obrobení ploch bylo provedeno 5-osým obráběním bez měřících aparatur za účelem dosažení požadovaných drsností povrchu a měření řezných sil bylo realizováno naklápěním obrobku pomocí náklonného stolu na tříosém obráběcím stroji.

V praktické části bylo zjištěno, že za pomoci naklonění nástrojů nebo polotovaru v různých směrech je možné zvýšit stabilitu řezu a záběrové podmínky, ale je potřeba dbát na tuhost soustavy. Prvně zvolený štíhlý upínač vykazoval známky rozechvění, a tím došlo ke zhoršení očekávaných parametrů drsnosti povrchu, proto byl aplikován standartní upínač o větší tuhosti.

Během experimentu byl zaznamenán vliv úhlu příčného naklonění obou nástrojů, který se na drsnosti povrchu projevil neočekávaným způsobem. Jakost povrchu a řezné síly u kulové frézy se zvyšujícím úhlem náklonu zhoršovaly od začátku až do konce zkoumaného intervalu, kdežto u tangenciální soudečkové frézy tomu bylo naopak. Dále byly vykazovány lepší výsledky drsnosti povrchu po obrábění s polohou tlačení nástroje $\beta_f = -20^\circ$ a $\beta_n = 9^\circ$ vůči ostatním polohám, což bylo způsobeno sdruženým nakloněním frézy v obou směrech náklonů.

Pro nejvyšší zvolenou jakost povrchu $R_a = 0,4 \mu m$ byl vypočten axiální krok pro soudečkovou frézu více jak šestkrát větší oproti kulovému nástroji, což vede ke značné úspoře času při dokončovacích operacích, a to díky velkému poloměru zakřivení řezné části. V důsledku větších kroků bylo očekáváno větší silové zatížení u soudečkové frézy, ale během experimentu byly naměřeny výrazně nižší řezné síly oproti teoretickým silám, které se pohybovaly blízko kulového nástroje. Při postupném zvyšování úhlu naklonění polotovaru docházelo k poklesu řezných sil až do $\beta_n = 9^\circ$. Od tohoto úhlu následně došlo nárůstu pouze normálových sil, nikoliv ostatních řezných sil. Z toho plyne, že v určité oblasti naklonění je možné snížit řezné síly a dosáhnout stabilnějšího řezu.

V první části experimentu byla vytvořena tabulka podmínek, za kterých je možné dosáhnout požadovaných drsností povrchu na plochách slitiny titanu Ti-6Al-4V při stejných parametrech a řezných podmínkách. Z hlediska řezných sil by stálo za zvážení pokračovat v dalších měřeních a ověřit zaznamenané jevy. Na závěr bylo provedeno shrnutí výsledků a zhodnocení obou vybraných nástrojů z různých hledisek.

Ve své diplomové práci byly splněny všechny vytyčené cíle v úvodu. Pro další průběh výzkumu v této oblasti obrábění lze u tangenciální soudečkové frézy ještě například prozkoumat vliv parametrů drsnosti v závislosti na jiném faktoru, kterým by mohl být posuv na zub, vyšší řezná rychlost nebo aplikovat větší poloměr zakřivení kruhového segmentu a širší rozsah náklonů, popřípadě je spousta jiných možností, které mohou být prozkoumány a porovnány.

Seznam použité literatury

- [1] *Titanium and titanium alloys: fundamentals and applications*. Editor Christoph LEYENS, editor M. PETERS. Weinheim: Wiley-VCH, 2003. ISBN 3527305343.
- [2] *Periodická tabulka: Zemská kůra* [online]. [cit. 2020-02-26]. Dostupné z: <http://www.prvky.com/zemska-kura.html>
- [3] *Steeljrv: What is titanium* [online]. [cit. 2020-02-26]. Dostupné z: <https://www.steeljrv.com/what-is-titanium.html>
- [4] *Titanium minerals concentrates: USGS Minerals Information: Titanium: Statistics and Informations* [online]. [cit. 2020-02-26]. Dostupné z: <https://pubs.usgs.gov/periodicals/mcs2020/mcs2020-titanium-minerals.pdf>
- [5] LEYENS, C. a M. PETERS. *Titanium and titanium alloys: fundamentals and applications*. [Chichester: John Wiley] (distributor), c2003. ISBN 3-527-30534-3.
- [6] LOSERTOVÁ, Monika. *Progresivní materiály: učební text*. Ostrava: Vysoká škola báňská - Technická univerzita, 2012. ISBN 978-80-248-2575-5.
- [7] PTÁČEK, Luděk. *Nauka o materiálu II*. 2. opr. a rozš. vyd. Brno: CERM, 2002. ISBN 80-7204-248-3.
- [8] *Neonickel: Titanium grade 2* [online]. [cit. 2020-02-27]. Dostupné z: <https://www.neonickel.com/cs/alloys/slitiny-titanu/titanium-stupen-2/>
- [9] JANOVEC, Jiří, Jiří CEJP a Josef STEIDL. *Perspektivní materiály*. Vyd. 3., přeprac. V Praze: České vysoké učení technické, 2008. ISBN 978-800-1041-673.
- [10] *HST TITANIUM: Aplikace pásů z titanu a titanové slitiny v letectví a kosmonautice* [online]. [cit. 2020-02-27]. Dostupné z: <http://cz.hstti.com/info/application-of-titanium-and-titanium-alloy-str-35807751.html>
- [11] MACEK, Karel. *Kovové materiály*. V Praze: Nakladatelství ČVUT, 2006. ISBN 80-010-3513-1.
- [12] POLMEAR, I. J. *Light alloys: from traditional alloys to nanocrystals*. 4th ed. Burlington, MA: Elsevier/Butterworth-Heinemann, 2006. ISBN 978-0-7506-6371-7.
- [13] NAG, Anil Kumar, K. V. U. PRAVEEN a Vakil SINGH. Low cycle fatigue behaviour of Ti-6Al-5Zr-0.5Mo-0.25Si alloy at room temperature. *Bulletin of Materials Science* [online]. 2006, **29**(3), 271-275 [cit. 2020-02-29]. DOI: 10.1007/BF02706496. ISSN 0250-4707. Dostupné z: <http://link.springer.com/10.1007/BF02706496>
- [14] KRČIL, Jan, Vladimír MÁRA, Stanislav KRUM a Jana SOBOTOVÁ. THE CHARACTERIZATION OF ANODIC OXIDE LAYERS ON SELECTED BIO-COMPATIBLE TITANIUM ALLOYS. *Acta Polytechnica* [online]. 2018, **58**(4), 240-244 [cit. 2020-02-29]. DOI: 10.14311/AP.2018.58.0240. ISSN 1805-2363. Dostupné z: <https://ojs.cvut.cz/ojs/index.php/ap/article/view/4716>
- [15] JANOVEC, Jiří. *Perspektivní materiály*. Vyd. 2. přeprac. Praha: Vydavatelství ČVUT, 2001. ISBN 8001023419.

- [16] *Inkosas: Titan grade 5* [online]. [cit. 2020-03-01]. Dostupné z: <https://www.inkosas.cz/download/titanove-slitiny-grade/titan-grade-5.pdf>
- [17] DONACHIE, Matthew J. *Titanium: a technical guide*. 2nd ed. Materials Park, OH: ASM International, c2000. ISBN 08-717-0686-5.
- [18] *ISCAR: Obrábění titanu* [online]. [cit. 2020-03-02]. Dostupné z: <https://www.iscar.cz/Media/pdf/ObrabenTitanuProLekarskyPrumysl.pdf>
- [19] *SANDVIK COROMANT: Obráběné materiály* [online]. [cit. 2020-03-02]. Dostupné z: <https://www.sandvik.coromant.com/cs-cz/knowledge/materials/pages/workpiece-materials.aspx>
- [20] GURNÍK, Ondřej. *Efektivní obrábění titanové slitiny nástroji s rektifikovaným ostřím*. Ostrava, 2019. Bakalářská práce. VŠB – Technická univerzita Ostrava, Fakulta strojní, Katedra obrábění, montáže a strojírenské metrologie. Vedoucí práce Ing. Tomáš Zlámal, Ph.D.
- [21] NIKNAM, Seyed Ali, Raid KHETTABI a Victor SONGMENE. Machinability and Machining of Titanium Alloys: A Review. DAVIM, J. Paulo, ed. *Machining of Titanium Alloys* [online]. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2014, 2014-7-5, s. 1-30 [cit. 2020-03-02]. Materials Forming, Machining and Tribology. DOI: 10.1007/978-3-662-43902-9_1. ISBN 978-3-662-43901-2. Dostupné z: http://link.springer.com/10.1007/978-3-662-43902-9_1
- [22] FROES, F. H. *Titanium: physical metallurgy processing and applications*. Materials Park, Ohio: ASM International, [2015]. ISBN 978-1-62708-079-8.
- [23] NESLUŠAN, Miroslav a Andrej CZÁN. *Obrábanie titánových a niklových zliatin*. Žilina: Žilinská univerzita, 2001. ISBN 80-7100-933-4.
- [24] LU, Yaoan A., Ye DING, Chengyong WANG a Limin ZHU. Tool path generation for five-axis machining of blisks with barrel cutters. *International Journal of Production Research* [online]. 2018, **57**(5), 1300-1314 [cit. 2020-03-14]. DOI: 10.1080/00207543.2018.1470344. ISSN 0020-7543. Dostupné z: <https://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/00207543.2018.1470344>
- [25] SADÍLEK, Marek a Zuzana SADÍLKOVÁ. *Počítačová podpora procesu obrábění: učební text*. Ostrava: Vysoká škola báňská - Technická univerzita, 2012. ISBN 978-80-248-2770-4.
- [26] DVOŘÁČEK, Jan. *Analýza silového zatížení řezného nástroje při pětiosém frézování*. Brno, 2009. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství. Vedoucí práce Ing. Aleš Polzer, Ph.D.
- [27] BREMSTAHLER, Andreas. *Větší řádkování při obrábění načisto*. MM průmyslové spektrum: technický měsíčník. 2017, 2017/6, str. 74. ISSN 1212-2572.
- [28] *Hoffmann group: Garant PPC - Nová strategie pro nejvyšší produktivitu* [online]. [cit. 2020-03-14]. Dostupné z: https://www.hoffmann-group.com/medias/sys_master/images/images/h70/h51/9291372658718/Soudeckova-freza-GARANT.pdf?attachment=true

- [29] *MM Průmyslové spektrum: Aktuální přístupy ke zvyšování produktivity třískového obrábění* [online]. 2018, (6) [cit. 2020-03-15]. ISSN 1212-2572. Dostupné z: <https://www.mmspektrum.com/clanek/aktualni-pristupy-ke-zvysovani-produktivity-triskoveho-obrabeni.html>
- [30] *Hoffmann group: Dynamické 5osé frézování s PCC frézami garant a PCC vyměnitelnými břitovými destičkami* [online]. [cit. 2020-03-15]. Dostupné z: <https://www.hoffmann-group.com/CZ/cs/hot/company/garant/garant-innovationen/tonnenfraeser-ppc>
- [31] *Hoffmann group: Katalog 1. svazek* [online]. [cit. 2020-03-16]. Dostupné z: https://ecatalog.hoffmann-group.com/index.html?country=ces_CZ_CZE/catalogs/&catalog=90000001#page_406
- [32] *EMUGE-FRANKEN: Karbidové kulové a toroidní frézy – katalog FRANKEN 250* [online]. [cit. 2020-03-16]. Dostupné z: <http://250.ef-catalogues.com/95/#zoom=z>
- [33] *Hoffmann group: Katalog 1. svazek* [online]. [cit. 2020-03-16]. Dostupné z: https://ecatalog.hoffmann-group.com/index.html?country=ces_CZ_CZE/catalogs/&catalog=90000001#page_408
- [34] *EMUGE-FRANKEN: Frézy pro 5osé obrábění a kuželové frézy – katalog FRANKEN 250* [online]. [cit. 2020-03-17]. Dostupné z: <http://250.ef-catalogues.com/173/#zoom=z>
- [35] *MM Průmyslové spektrum: Postprocesor - slabé místo CAM systémů?* [online]. 2005 [cit. 2020-03-19]. ISSN 1212-2572. Dostupné z: <https://www.mmspektrum.com/clanek/postprocesor-slabe-misto-cam-systemu.html>
- [36] *MM Průmyslové spektrum: Frézovací strategie při výrobě forem a zápuštěk* [online]. 2005 [cit. 2020-03-19]. ISSN 1212-2572. Dostupné z: <https://www.mmspektrum.com/clanek/frezovaci-strategie-pri-vyrobe-forem-a-zapustek.html>
- [37] *Integrita: Hodnocení stavu obrobeného povrchu po víceosém frézování* [online]. [cit. 2020-03-19]. Dostupné z: https://www.integrita.zcu.cz/download/skola2/ostrava_prez1.pdf
- [38] *Westcam: CAD/CAM systém hyperMILL®* [online]. [cit. 2020-03-21]. Dostupné z: <https://www.westcam.cz/produkty/cam/hypermill/>
- [39] *Aerospace manufacturing and design: AM capability for CAM software* [online]. [cit. 2020-03-23]. Dostupné z: <https://www.aerospacemanufacturinganddesign.com/product/open-mind-technologies-am-capability-hypermill-cam/>
- [40] *HyperMILL: CAM strategies – for automated programming and efficient manufacturing* [online]. [cit. 2020-03-21]. Dostupné z: <https://www.mta.org.uk/sites/default/files/brochure/upload/hypermill-2D-5AXIS.pdf>
- [41] *OPEN MIND: Performance Boost for Finishing* [online]. [cit. 2020-03-23]. Dostupné z: <https://www.openmind-tech.com/en/cam/hypermill-maxx-machining/finishing/high-performance-finishing.html>
- [42] *OPEN MIND: hyperMILL® CAD/CAM software: What's new in 2020.1?* [online]. [cit. 2020-03-24]. Dostupné z: <https://www.openmind-tech.com/en/cam/new-in-hypermill-2020-1.html>

- [43] *PowerMill: Funkce CNC programování v Autodesk PowerMill* [online]. [cit. 2020-03-24]. Dostupné z: <https://www.powermill.cz/funkce-programu>
- [44] ŠEBESTA, Vít. *Aplikace CAD/CAM softwaru hyperMILL při obrábění*. Brno, 2019. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav strojírenské technologie. Vedoucí práce Ing. Aleš Polzer, Ph.D.
- [45] POTÁCEL, Václav. *Technologické aspekty struktury povrchu při dokončovacím obrábění: Technological standpoints of surface texture at finish machining : zkrácená verze Ph.D. Thesis : obor strojírenská technologie*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav strojírenské technologie, c2004. ISBN 80-214-2691-8.
- [46] *Misan: Okuma MU-400V II* [online]. [cit. 2020-04-05]. Dostupné z: <http://www.misan.cz/okuma/katalog-detail/mu-400v-ii-okuma-mu-400v-ii/?viewpart=1>
- [47] *Haimer: Mini Shrink Chuck extra slim* [online]. [cit. 2020-04-28]. Dostupné z: <https://www.haimer.biz/products/tool-holders/din-69893-hsk-a-hsk-e-hsk-f/hsk-a63/shrink-fit-chuck/mini-shrink-chuck-extra-slim.html>
- [48] *Haimer: Shrink Fit Chuck Standard Version* [online]. [cit. 2020-05-06]. Dostupné z: <https://www.haimer.biz/products/tool-holders/din-69893-hsk-a-hsk-e-hsk-f/hsk-a63/shrink-fit-chuck/standard.html>
- [49] *MSI-VIKING: MarSurf UD 120 / LD 120* [online]. [cit. 2020-06-25]. Dostupné z: <http://www.msi-viking.com/assets/images/downloads/productspecsheets/mahrspecsheets/marsurf--ud120-ld120--en.pdf>
- [50] *Helmar: Rotating 4-Component Dynamometer RCD* [online]. [cit. 2020-06-26]. Dostupné z: http://www.helmar.com.pl/helmar/plik/9123cxx11_nn3849.pdf

Seznam obrázků

| | |
|--|---------------|
| <i>Obr. 1 Zastoupení titanu v zemské kůře [2].....</i> | <i>- 13 -</i> |
| <i>Obr. 2 Nejvýznamnější minerály pro výrobu titanu [3].....</i> | <i>- 14 -</i> |
| <i>Obr. 3 Krystalové mřížky titanu alfa a beta fáze [1]</i> | <i>- 15 -</i> |
| <i>Obr. 4 Poloha titanu mezi ostatními kovy podle měrné hustoty [5]</i> | <i>- 16 -</i> |
| <i>Obr. 5 Příklad aplikace komerčně čistého titanu [8]</i> | <i>- 18 -</i> |
| <i>Obr. 6 Letoun „Blackbird“ a bojová stíhačka F - 22 [1, 10].....</i> | <i>- 19 -</i> |
| <i>Obr. 7 Závislost pevnosti na teplotě v porovnání s ostatními kovy [5]</i> | <i>- 19 -</i> |
| <i>Obr. 8 Vliv legujících prvků na teplotu polymorfni přeměny slitin titanu [5].....</i> | <i>- 21 -</i> |
| <i>Obr. 9 Mikrostruktura slitiny α [12].....</i> | <i>- 22 -</i> |
| <i>Obr. 10 Mikrostruktura slitiny pseudo α Ti-6Al-5Zr-0,5Mo-0,25Si [13].....</i> | <i>- 23 -</i> |
| <i>Obr. 11 Mikrostruktura dvoufázových slitin $\alpha + \beta$ [1].....</i> | <i>- 24 -</i> |
| <i>Obr. 12 Mikrostruktura slitiny β Ti-10V-2Fe-3Al [7]</i> | <i>- 25 -</i> |
| <i>Obr. 13 Příklady aplikací slitiny Ti-6Al-4V [6]</i> | <i>- 27 -</i> |
| <i>Obr. 14 Fázový diagram slitiny Ti-6Al-4V a vliv ochlazení na mikrostrukturu [17] - 28 -</i> | |
| <i>Obr. 15 Průběh růstu Windmanstättenovy struktury ve slitině Ti-6Al-4V [17].....</i> | <i>- 28 -</i> |
| <i>Obr. 16 Mechanismus tvorby třísky a jejich oblasti [20]</i> | <i>- 32 -</i> |
| <i>Obr. 17 Utváření segmentové třísky při obrábění slitiny Ti-6Al-4V [1]</i> | <i>- 33 -</i> |
| <i>Obr. 18 Teplotní pole při obrábění titanové slitiny a uhlíkové oceli [1].....</i> | <i>- 34 -</i> |
| <i>Obr. 19 Rozložení teploty v segmentové třísce při různých rezných rychlostech [21]- 34 -</i> | |
| <i>Obr. 20 Obrábění tvarové plochy kulovou a válcovou frézou s rádiusem [25]</i> | <i>- 37 -</i> |
| <i>Obr. 21 Obvodová rychlost kulového nástroje [26].....</i> | <i>- 37 -</i> |
| <i>Obr. 22 Základní tvary soudečkových fréz [27]</i> | <i>- 38 -</i> |
| <i>Obr. 23 Porovnání kvality povrchu vytvořené kulovou a soudečkovou frézou [28] . - 38 -</i> | |
| <i>Obr. 24 Porovnání geometrie kulové a soudečkové frézy [30]</i> | <i>- 39 -</i> |
| <i>Obr. 25 Základní tvary soudečkových fréz včetně jejich vhodné aplikace [30, 34].. - 40 -</i> | |

| | |
|--|--------|
| <i>Obr. 26 Základní rozměry a geometrie kulových fréz [32]</i> | - 41 - |
| <i>Obr. 27 Základní rozměry a geometrie soudečkových fréz [34]</i> | - 42 - |
| <i>Obr. 28 Úhel odklonu soudečkové frézy od obráběné plochy [34]</i> | - 42 - |
| <i>Obr. 29 Kolize nástroje a upínače s obrobkem při 5-osém frézování [24]</i> | - 43 - |
| <i>Obr. 30 Možnosti naklopení nástroje při 5-osém frézování [37]</i> | - 44 - |
| <i>Obr. 31 Rozdíl efektivního průměru a naklopení frézy podle směru frézování [37]</i> . | - 45 - |
| <i>Obr. 32 Stromová struktura operací a nabídka vybrané strategie v hyperMILLu....</i> | - 47 - |
| <i>Obr. 33 Nabídka hlavního menu softwaru hyperMILL.....</i> | - 47 - |
| <i>Obr. 34 Soustružnicko-frézovací modul millTURN [40]</i> | - 48 - |
| <i>Obr. 35 Příklady strategií 2D frézování [38]</i> | - 48 - |
| <i>Obr. 36 Ukázka strategie 5-osého vrtání [40, 38]</i> | - 49 - |
| <i>Obr. 37 Příklady 3D frézovacích strategií [38]</i> | - 49 - |
| <i>Obr. 38 Odsazení nástrojových drah do boku při kolizi s obrobkem [40]</i> | - 49 - |
| <i>Obr. 39 Příklady aplikací speciálních strategií 5-osého obrábění [40]</i> | - 50 - |
| <i>Obr. 40 Nabídka strategií 5-osého obrábění pro soudečkové nástroje [41, 42]</i> | - 50 - |
| <i>Obr. 41 Nabídka panelu hlavního menu CAM softwaru PowerMill</i> | - 51 - |
| <i>Obr. 42 Stromová struktura operací a nabídka vybrané strategie v PowerMillu</i> | - 51 - |
| <i>Obr. 43 Nabídka strategií pro 5-osé obrábění soudečkovými nástroji.....</i> | - 52 - |
| <i>Obr. 44 Výkres návrhu testovacího tělesa a jeho 3D model.....</i> | - 56 - |
| <i>Obr. 45 Rozpoložení dílčích částí sestavy v CAD programu Autodesk Inventor</i> | - 56 - |
| <i>Obr. 46 Schéma rozdělení polí pro měření drsnosti povrchu.....</i> | - 58 - |
| <i>Obr. 47 Schéma rozdělení polí pro měření řezných sil.....</i> | - 59 - |
| <i>Obr. 48 5-osé svislé frézovací centrum Okuma MU-400V II [46]</i> | - 60 - |
| <i>Obr. 49 Vertikální frézovací centrum VMC-500 a nákloný stůl.....</i> | - 61 - |
| <i>Obr. 50 Kulová fréza 2502A.006 [32]</i> | - 62 - |
| <i>Obr. 51 Tangenciální soudečková fréza 3538L.06095A [34]</i> | - 62 - |

| | |
|---|--------|
| <i>Obr. 52 Mini tepelný upínač v zeštíhleném provedení a jeho sestava držáku [47] ...</i> | - 63 - |
| <i>Obr. 53 Upnuté nástroje v mini upínači a kleštině rotačního dynamometru</i> | - 63 - |
| <i>Obr. 54 Standardní tepelný upínač a jeho sestava držáku [48]</i> | - 64 - |
| <i>Obr. 55 Upnuté nástroje ve standardním upínači</i> | - 64 - |
| <i>Obr. 56 Schématické znázornění axiálního kroku frézy a_p</i> | - 66 - |
| <i>Obr. 57 Grafické znázornění efektivních průměrů v bodech dotyků obou fréz</i> | - 68 - |
| <i>Obr. 58 Závislosti d_{eff} a v_{ceff} v bodech dotyků fréz na jejich úhlech náklonů β_n</i> | - 69 - |
| <i>Obr. 59 Tvary třísek jednotlivých drah nástrojů a CAD konstrukce</i> | - 70 - |
| <i>Obr. 60 Grafické znázornění parametru styku a jeho výpočet</i> | - 72 - |
| <i>Obr. 61 Výsledné dráhy obou nástrojů pro 5-osé obrábění</i> | - 73 - |
| <i>Obr. 62 Výsledné dráhy obou nástrojů pro 3-osé obrábění</i> | - 74 - |
| <i>Obr. 63 Konturograf MarSurf LD 120 od firmy Mahr s technickými údaji [49]</i> | - 75 - |
| <i>Obr. 64 Rotační dynamometr Kistler 9123C1111 a jeho technické parametry [50]</i> | - 76 - |
| <i>Obr. 65 Schéma zapojení měřicí aparatury řezných sil [44]</i> | - 77 - |
| <i>Obr. 66 Rozklad řezných sil při sousledném čelním frézování</i> | - 78 - |
| <i>Obr. 67 Souřadné systémy 5-osého stroje s nulovými body na polotovaru</i> | - 79 - |
| <i>Obr. 68 Souřadný systém stroje s nulovým bodem polotovaru na náklonném stole .</i> | - 80 - |
| <i>Obr. 69 Průběh obrábění v první části experimentu a jejich výsledky po obrobení .</i> | - 81 - |
| <i>Obr. 70 Ukázka měření parametrů drsností povrchu obrobených ploch</i> | - 82 - |
| <i>Obr. 71 Průběh obrábění ve druhé části experimentu a jeho výsledek</i> | - 83 - |
| <i>Obr. 72 Ukázka prvních dvou naměřených profilů po kulové fréze</i> | - 85 - |
| <i>Obr. 73 Závislosti příčného úhlu naklonění kulové frézy na parametrech R_a, R_z</i> | - 87 - |
| <i>Obr. 74 Závislost příčného úhlu náklonu kulové frézy na parametru R_a</i> | - 87 - |
| <i>Obr. 75 Závislost podélného úhlu náklonu kulové frézy na parametrech R_a, R_z</i> | - 88 - |
| <i>Obr. 76 Rozdílné drsnosti obrobených ploch po kulové fréze</i> | - 89 - |
| <i>Obr. 77 Závislosti příčného úhlu naklonění soudečkové frézy na parametrech R_a, R_z</i> | - 91 - |

| | |
|--|----------------|
| <i>Obr. 78 Závislost příčného úhlu náklonu soudečkové frézy na parametru R_a</i> | <i>- 91 -</i> |
| <i>Obr. 79 Závislost podélného úhlu náklonu soudečkové frézy na parametrech R_a, R_z</i> | <i>- 92 -</i> |
| <i>Obr. 80 Rozdílné drsnosti obroběných ploch po soudečkové fréze</i> | <i>- 93 -</i> |
| <i>Obr. 81 Ukázka záznamu řezných sil a vyhodnocovaného úseku</i> | <i>- 95 -</i> |
| <i>Obr. 82 Proložení aritmetického průměru ve vyhodnocovaném úseku</i> | <i>- 96 -</i> |
| <i>Obr. 84 Průběhy jednotlivých složek řezných sil u kulové frézy</i> | <i>- 97 -</i> |
| <i>Obr. 85 Porovnání hodnot s teoretickou řeznou silou kulové frézy</i> | <i>- 98 -</i> |
| <i>Obr. 86 Průběhy jednotlivých složek řezných sil u soudečkové frézy</i> | <i>- 99 -</i> |
| <i>Obr. 87 Porovnání hodnot s teoretickou řeznou silou soudečkové frézy</i> | <i>- 100 -</i> |
| <i>Obr. 88 Porovnání řezných sil mezi oběma vybranými nástroji</i> | <i>- 101 -</i> |

Seznam tabulek

| | |
|---|---------------|
| <i>Tab. 1 Porovnání mechanických a fyzikálních vlastností s ostatními kovy [1, 6]</i> | <i>- 16 -</i> |
| <i>Tab. 2 Druhy a mechanické vlastnosti čistého titanu [1]</i> | <i>- 17 -</i> |
| <i>Tab. 3 Druhy komerčně čistého titanu [9].....</i> | <i>- 18 -</i> |
| <i>Tab. 4 Chemické složení slitiny Ti-6Al-4V dle EN 2530 (DIN 17851) [15].....</i> | <i>- 26 -</i> |
| <i>Tab. 5 Mechanické a fyzikální vlastnosti slitiny Ti-6Al-4V [16]</i> | <i>- 26 -</i> |
| <i>Tab. 6 Mechanické vlastnosti obou variant slitin Ti-6Al-4V [14].....</i> | <i>- 27 -</i> |
| <i>Tab. 7 Mechanické vlastnosti slitiny Ti-6Al-4V po tepelném zpracování [17, 6]</i> | <i>- 30 -</i> |
| <i>Tab. 8 Doporučené kulové frézy pro obrábění slitiny Ti-6Al-4V [31, 32]</i> | <i>- 41 -</i> |
| <i>Tab. 9 Doporučené soudečkové frézy pro obrábění slitiny Ti-6Al-4V [33, 34]</i> | <i>- 41 -</i> |
| <i>Tab. 10 Porovnání obou CAM programů podle jejich hlavních výhod [44].....</i> | <i>- 54 -</i> |
| <i>Tab. 11 Zvolené hodnoty proměnných parametrů experimentu</i> | <i>- 57 -</i> |
| <i>Tab. 12 Technická data svislého frézovacího centra Okuma MU-400V II [46].....</i> | <i>- 60 -</i> |
| <i>Tab. 13 Technická data frézovacího centra VMC-500 [1].....</i> | <i>- 61 -</i> |
| <i>Tab. 14 Základní rozměry kulové frézy 2502A.006 [32]</i> | <i>- 62 -</i> |
| <i>Tab. 15 Základní rozměry tangenciální soudečkové frézy 3538L.06095A [34]</i> | <i>- 62 -</i> |
| <i>Tab. 16 Doporučené hodnoty řezných podmínek od výrobce nástrojů [32,34]</i> | <i>- 65 -</i> |
| <i>Tab. 17 Zvolené řezné podmínky pro dokončovací operace experimentu.....</i> | <i>- 66 -</i> |
| <i>Tab. 18 Vypočtené hodnoty kroků fréz a teoretické parametry drsnosti povrchu</i> | <i>- 68 -</i> |
| <i>Tab. 19 Rozdělení parametrů experimentu pro kulovou frézu.....</i> | <i>- 68 -</i> |
| <i>Tab. 20 Rozdělení parametrů experimentu pro tangenciální soudečkovou frézu.....</i> | <i>- 69 -</i> |
| <i>Tab. 21 Zjištěné maximální plochy průřezů třísek a vypočtené teoretické řezné síly</i> | <i>- 71 -</i> |
| <i>Tab. 22 Vypočtené parametry styku pro zvolené úhly náklonu soudečkové frézy</i> | <i>- 72 -</i> |
| <i>Tab. 23 Porovnání strojních časů obrábění pro jednoho pole</i> | <i>- 73 -</i> |
| <i>Tab.24 Naměřené hodnoty parametrů drsnosti povrchu po kulové fréze.....</i> | <i>- 86 -</i> |
| <i>Tab.25 Naměřené hodnoty parametrů drsnosti povrchu po soudečkové fréze.....</i> | <i>- 90 -</i> |

| | | |
|----------------|--|----------------|
| <i>Tab. 26</i> | <i>Dosažené drsnosti povrchu z první části experimentu</i> | <i>- 93 -</i> |
| <i>Tab. 27</i> | <i>Naměřené průměrné hodnoty řezných sil u kulové frézy.....</i> | <i>- 96 -</i> |
| <i>Tab. 27</i> | <i>Naměřené průměrné hodnoty řezných sil u tangenciální soudečkové frézy. -</i> | <i>98 -</i> |
| <i>Tab. 28</i> | <i>Porovnání kulové a tangenciální soudečkové frézy z různých hledisek</i> | <i>- 103 -</i> |

Seznam příloh

- Příloha 1 Přehled vybraných slitin titanu s jejich vlastnostmi a použití [1]
- Příloha 2 Materiálový list slitiny Ti-6Al-4V [16]
- Příloha 3 Technické údaje o kulové a tangenciální soudečkové fréze [32,34]
- Příloha 4 Kalibrační certifikát rotačního dynamometru Kistler 9123C1111

Příloha 1 Přehled vybraných slitin titanu s jejich vlastnostmi a použitím

| Druhy slitin | Stav | R _m [MPa] | R _{p0,2} [MPa] | A [%] | Vlastnosti a použití |
|---------------------------------------|------|-------------------------|----------------------------|----------|--|
| Slitiny α | | | | | |
| Ti-Al5-Sn2,5 | ž | 860 | 800 | 16 | svařitelné výkovky a plechy; lopatky leteckých motorů a parních turbín |
| Ti-Al2-Mo4-Sn11 | dž | 1000 | 895 | 10 | |
| Slitiny pseudo α ($p\alpha$) | | | | | |
| Ti-Al8-Mo1-V1 | dž | 950 | 890 | 15 | dobrá svařitelnost, houževnatost, žárupevnost do 450 °C; součásti draků a turbokompresorů letadel do 550 °C |
| Ti-Al8-Zr11-Nb1-Mo-Si | kp | 1100 | 1050 | 10 | |
| Ti-Al6-Mo2-Zr4-Sn2-Si | dž | 940 | 860 | 15 | |
| Slitiny $\alpha + \beta$ | | | | | |
| Ti-Al6-V4 | ž | 950 | 880 | 14 | součásti leteckých motorů do 400 °C; tlakové nádoby, čerpadla na plyny a chemikálie, kryogenní součásti; zbraně, plavidla, skříně raketových motorů, děla; podvozky letadel, součástí leteckých turbín do 450 °C; součásti turbokompresorů až do 500 °C |
| | kp | 1170 | 1100 | 10 | |
| Ti-Al6-V6-Sn2 | ž | 1050 | 990 | 14 | |
| | kp | 1170 | 1100 | 10 | |
| Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si | kp | 1450 | 1150 | 7 | |
| Ti-Al6-Mo4-Zr2-Si | ž | 1150 | 1050 | 12 | |
| Slitiny pseudo β ($p\beta$) | | | | | |
| Ti-V8-Mo8-Fe2-Al3 | kp | 1240 | 1170 | 8 | výkovky pro součásti letadel a raket; větší houževnatost |
| Ti-V5-Mo5-Al3-Cr-Fe | ž | 1150 | 1100 | 13 | |
| Slitiny β | | | | | |
| Ti-V13-Cr11-Al3 | kp | 1220 | 1150 | 8 | dobrá tvářitelnost; svorníky a panely součástí kosmických lodí, vysokopevné svorníky a součásti letadel, jen plechy |
| Ti-Mo11-Zr6-Sn5 | kp | 1390 | 1320 | 11 | |

Pozn.: V tabulce jsou uvedeny střední hodnoty mechanických vlastností při 20 °C,
stav: ž – žiháno, dž – duplexně žiháno, kp – kaleno a popuštěno (zušlechtěno)

Příloha 2 Materiálový list slitiny Ti-6Al-4V

| Titan Grade 5 Slitina titanu s prvky 6Al-4V | | | | | | | | | | | |
|---|-------------------|-------------|------------------------|------|-----------------|---------------------------------|----|----|------|---------|--|
| <small>Poskytnutá data jsou pouze informativní a bez záruky.</small> | | | | | | | | | | | |
| Chemické složení (hmotnost %) (maximální hodnoty pokud není uvedeno rozpětí) | | | | | | | | | | | |
| O | N | C | H | Fe | Al | V | Ni | Mo | Jiné | Rezidua | |
| 0.20 | 0.05 | 0.08 | 0.015 | 0.40 | 5.5-6.75 | 3.5-4.5 | - | - | - | 0.4 | |
| Titan Grade 5 je nejrozšířenější titanovou slitinou. Disponuje dobrou korozní odolností, vysokou pevností a relativně nízkou tažností. Hlavní aplikace této slitiny spočívají v různých konstrukčních prvcích pro letecký, kosmický a automobilový průmysl a používá se až do teplot ca. 400°C. Slitina je svařitelná a může být vytvrzena. | | | | | | | | | | | |
| Mechanické vlastnosti při pokojové teplotě | | | | | | | | | | | |
| | Minimální hodnoty | | | | Typické hodnoty | | | | | | |
| Mez kluzu | 825 MPa | | | | 910 MPa | | | | | | |
| Mez pevnosti v tahu | 895 MPa | | | | 1000 MPa | | | | | | |
| Prodloužení v 50 mm, A5 | 10% | | | | 18% | | | | | | |
| Redukce na plochu | 20% | | | | % | | | | | | |
| Tvrdost | . | | | | 330-390 HV | | | | | | |
| Modul pružnosti | . | | | | 114 GPa | | | | | | |
| Vrubová houževnatost Charpy | . | | | | 20-27 J | | | | | | |
| Mez kluzu vs. teplota | | | | | | Mez pevnosti v tahu vs. teplota | | | | | |
| | | | | | | | | | | | |
| Únavové vlastnosti při pokojové teplotě (Napětí v tahu při selhání v 10 ⁷ cyklech) | | | | | | | | | | | |
| Ohyb za rotace | | | Limit přímého zatížení | | | | | | | | |
| Hladký | Kt=1 | 430-520 MPa | Hladký | Kt=1 | 376 MPa | | | | | | |
| Vrubový | Kt=3 | | Vrubový | Kt=3 | 270 MPa | | | | | | |
| Tepelné úpravy | | | | | | | | | | | |
| | Teplota | | | | Čas | | | | | | |
| Teplota úpravy v roztoku | 950-970 °C | | | | 1 hodina | | | | | | |
| Teplota tvrzení | 480-595 °C | | | | 4-8 hodin | | | | | | |
| Žihání | 710-790 °C | | | | 1-4 hodiny | | | | | | |
| Odstranění vnitřního prnutí | 480-650 °C | | | | 1-4 hodiny | | | | | | |

| Fyzikální vlastnosti | |
|--|--|
| Bod tání, ± 15 °C | 1650 °C |
| Hustota | 4.43 g/cm ³ |
| Beta fáze, ± 15 °C | 995 °C |
| Teplotní roztažnost, 20 - 100 °C | 9.0 * 10 ⁻⁶ K ⁻¹ |
| Teplotní roztažnost, 0 - 300 °C | 9.5 * 10 ⁻⁶ K ⁻¹ |
| Teplotní vodivost při pokojové teplotě | 6.6 W/mK |
| Teplotní vodivost, 400 °C | 13 W/mK |
| Specifické teplo, pokojová teplota | 0.57 J/gK |
| Specifické teplo, 400 °C | 0.65 J/gK |
| Elektrický odpor, pokojová teplota | 171 μW*cm |
| Poissonova konstanta | 0.30-0.33 |

Svařování
Titan grade 5 je dobře svařitelný. Dvoufázová mikroskopická struktura alfa-beta titanových slitin reaguje na tepelné úpravy a tak teploty dosažené při svařování mohou ovlivnit vlastnosti svařovaného materiálu.

Obrábění
Zkušební obráběči porovnávají charakteristiku Titanu Grade 5 k nerezové oceli AISI 316. Doporučený postup zahrnuje vysoký přísun chladicího média za účelem kompenzace nízké tepelné vodivosti materiálu, nízké otáčky a relativně vysoké rychlosti posuvu. Pro obrábění je vhodné použít wolfram karbidové nástroje pod označením C1-C4 nebo nástroje pro vysoké rychlosti na bázi kobaltu..

Tváření
Může být tvářen za tepla i studena použitím hydraulického, ohraňovacího a přetahovacího lisu nebo bucharu. Materiál disponuje podobnými vlastnostmi jako nerezové oceli třídy AISI 300.

Tváření za tepla
Tváření za tepla zredukuje odpružení i potřebné tvářicí síly a zvýší celkovou tažnost materiálu.

Tváření za studena
Materiál se chová podobně jako austenitická nerez ocel. Při vícenásobných operacích tváření za studena se doporučuje mezi jednotlivými kroky odstranění vnitřního pnutí a mechanického zpevnění materiálu aby nedocházelo k nežádoucím defektům či trhání materiálu. Po dokončení tváření je vhodné provést následné žihání k obnovení optimálních vlastností materiálu.

Kování
Hrubé kování při 982°C (1800°F), dokončování při 968°C (1750°F)

Žihání – příklad postupu
Držet při 732°C (1350°F) mezi 1/4 a 4 hodinami, zchladit v peci na 566°C (1050°F) a následně zchladit na vzduchu. Zchlazení v peci není nutné pro výkovek a tyče.

Tvrzení – příklad postupu
Vytvrdit při 538°C (1000°F) ca. 4 hodiny, zchladit na vzduchu.

Dostupné polotovary
Tyč, bilet, deska, plech, pásek, drát, výkovek, extrudované produkty.

Typické aplikace
Lopatky kompresoru, turbíny, disky a prstence pro letecké motory, letecké komponenty, tlakové nádoby, kryty raketových motorů, automobilový průmysl

| Průmyslové specifikace | ASTM Grade5, ST-A140, AMS4911D, MIL-T-9047G, 6Al-4V |
|---|---|
| Plech a deska | ASTM B265 Gr5, AMS 4911 |
| Tyč a bilet | ASTM B248 Gr5 |
| Tyč a bilet a výkovek (+ kruhový výkovek) | AMS 4928, AMS 4965, AMS 4967 |
| Extrudované produkty | AMS 4935 |
| Odlitky | ASTM B367 Gr5 |

Příloha 3 a) Technické údaje o kulové fréze 2502A.006

FRANKEN Hartmetall-Kugelfräser · Solid Carbide Ball Nose End Mills
TOP-Cut

Product Finder
N
H
W
 v_c / f_z

- Multifunktionales Hochleistungswerkzeug
- 2 Schneiden zur Mitte
- 2 Baulängen verfügbar
- Multi-functional, high performance tool
- 2 centre cutting edges
- 2 lengths available

N
HM
DIN 6535
 HA HB
35-38°
Kugel
3-5°
 v_c / f_z
 139
Optional

Allround **Allround**

TIALN **TIALN**

HM

Beschichtung · Coating
Einsatzgebiete – Material (siehe Seite 94)
 - In fast allen Werkstoffen einsetzbar
 - Zum HSC-Schlichten geeignet
Applications – material (see page 94)
 - For almost all materials
 - Suitable for HSC finishing

| | | | | | | | |
|----------|-------------------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|-------------------------|
| P | 1.1-5.1 | M | 1.1-2.1 | 3.1-4.1 | M | 1.1-2.1 | 3.1-4.1 |
| K | 1.1-2.2 | 3.1-4.2 | K | 1.1-2.2 | 3.1-4.2 | N | 2.1-2.8, 4.1-4.2 |
| N | 2.1-2.8, 4.1-4.2 | N | 5.2-5.3 | S | 1.1-2.6 | S | 1.1-2.6 |

Lange Ausführung · Long design

| Bestell-Code · Order code | | | | | | | | | | | 2502A | | |
|---------------------------|-----|-------|-------|-------|-------------------|-------|-------------------------|---------------|------------------|---|-------|--|--|
| $\varnothing d_1$ h10 | r | l_2 | l_3 | l_1 | $\varnothing d_3$ | l_4 | $\varnothing d_2$ h6 | Z (Flutes) | Dimens.- Code | | | | |
| 2 | 1 | 6 | 10 | 57 | 1,9 | 20 | 6 | 3 | .002 | ● | | | |
| 3 | 1,5 | 8 | 14 | 57 | 2,9 | 20 | 6 | 3 | .003 | ● | | | |
| 4 | 2 | 11 | 18 | 57 | 3,8 | 20 | 6 | 3 | .004 | ● | | | |
| 5 | 2,5 | 13 | 19 | 57 | 4,8 | 20 | 6 | 3 | .005 | ● | | | |
| 6 | 3 | 13 | 20 | 57 | 5,8 | — | 6 | 4 | .006 | ● | | | |
| 8 | 4 | 19 | 25 | 63 | 7,7 | — | 8 | 4 | .008 | ● | | | |
| 10 | 5 | 22 | 30 | 72 | 9,5 | — | 10 | 4 | .010 | ● | | | |
| 12 | 6 | 26 | 35 | 83 | 11,5 | — | 12 | 4 | .012 | ● | | | |
| 16 | 8 | 32 | 40 | 92 | 15,5 | — | 16 | 4 | .016 | ● | | | |

Extra lange Ausführung · Extra long design

| Bestell-Code · Order code | | | | | | | | | | | 2504A | | |
|---------------------------|---|-------|-------|-------|-------------------|-------|-------------------------|---------------|------------------|--|-------|--|--|
| $\varnothing d_1$ h10 | r | l_2 | l_3 | l_1 | $\varnothing d_3$ | l_4 | $\varnothing d_2$ h6 | Z (Flutes) | Dimens.- Code | | | | |
| 6 | 3 | 40 | 60 | 100 | 5,8 | — | 6 | 4 | .006 | | ● | | |
| 8 | 4 | 40 | 60 | 100 | 7,7 | — | 8 | 4 | .008 | | ● | | |
| 10 | 5 | 40 | 55 | 100 | 9,5 | — | 10 | 4 | .010 | | ● | | |
| 12 | 6 | 45 | 50 | 100 | 11,5 | — | 12 | 4 | .012 | | ● | | |
| 16 | 8 | 65 | 90 | 150 | 15,5 | — | 16 | 4 | .016 | | ● | | |

Multi-Cut Hartmetall-Kugelfräser
siehe Seite 24

Multi-Cut solid carbide ball nose end mills,
see pages 24

Příloha 3 b) Doporučené řezné podmínky pro kulovou frézu 2502A.006

| Schnittwerte · Cutting Conditions | | | | | FRANKEN | | | | |
|--|---------------------------|---------------------------------|---------------------------|------------------------|--|-------------------------------------|-------------------------------------|-------------------------------------|-------------------------------------|
| <p>Hartmetall-Kugelfräser – extra kurze, lange und extra lange Ausführung Solid carbide ball nose end mills – extra short, long and extra long design</p> | | | | | <p>Gültig für · Valid for 1820A 1967A 2504A 1867A 2502A</p> | | | | |
| N | | | | | <p>Product Finder N H W V_c / f_z</p> | | | | |
| <p>Schruppen Roughing</p> | | <p>Schlichten Finishing</p> | | | | | | | |
| | V _c (m/min) | f _z (mm) | V _c (m/min) | f _z (mm) | | | MMS MQL | | |
| P | 1.1 | 200 | 0,014 x d ₁ | 270 | 0,010 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 2.1 | 170 | 0,013 x d ₁ | 230 | 0,009 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 3.1 | 140 | 0,011 x d ₁ | 200 | 0,008 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 4.1 | 110 | 0,010 x d ₁ | 160 | 0,007 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 5.1 | 100 | 0,008 x d ₁ | 130 | 0,006 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| M | 1.1 | 100 | 0,008 x d ₁ | 130 | 0,006 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 2.1 | 80 | 0,008 x d ₁ | 110 | 0,006 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 3.1 | 60 | 0,006 x d ₁ | 80 | 0,005 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 4.1 | 40 | 0,006 x d ₁ | 60 | 0,005 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| K | 1.1 | 200 | 0,014 x d ₁ | 270 | 0,010 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 1.2 | 200 | 0,014 x d ₁ | 270 | 0,010 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 2.1 | 180 | 0,011 x d ₁ | 230 | 0,008 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 2.2 | 180 | 0,011 x d ₁ | 230 | 0,008 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 3.1 | 140 | 0,011 x d ₁ | 200 | 0,008 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 3.2 | 140 | 0,011 x d ₁ | 200 | 0,008 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 4.1 | 110 | 0,008 x d ₁ | 160 | 0,006 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| 4.2 | 100 | 0,008 x d ₁ | 130 | 0,006 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | |
| N | 1.1 | | | | | | | | |
| | 1.2 | | | | | | | | |
| | 1.3 | | | | | | | | |
| | 1.4 | | | | | | | | |
| | 1.5 | | | | | | | | |
| | 1.6 | | | | | | | | |
| | 2.1 | 180 | 0,014 x d ₁ | 230 | 0,010 x d ₁ | | | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 2.2 | 180 | 0,014 x d ₁ | 230 | 0,010 x d ₁ | | | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 2.3 | 180 | 0,014 x d ₁ | 230 | 0,010 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 2.4 | 140 | 0,011 x d ₁ | 200 | 0,008 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 2.5 | 140 | 0,011 x d ₁ | 200 | 0,008 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 2.6 | 140 | 0,011 x d ₁ | 200 | 0,008 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 2.7 | 90 | 0,008 x d ₁ | 120 | 0,006 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 2.8 | 90 | 0,008 x d ₁ | 120 | 0,006 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 3.1 | 400 | 0,025 x d ₁ | 500 | 0,018 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 3.2 | 400 | 0,020 x d ₁ | 500 | 0,014 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| 4.1 | 290 | 0,020 x d ₁ | 400 | 0,015 x d ₁ | | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | |
| 4.2 | 430 | 0,020 x d ₁ | 580 | 0,015 x d ₁ | | <input type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | |
| 4.3 | | | | | | | | | |
| 4.4 | | | | | | | | | |
| 5.1 | | | | | | | | | |
| 5.2 | 100 | 0,008 x d ₁ | 130 | 0,006 x d ₁ | | | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | |
| 5.3 | 180 | 0,017 x d ₁ | 270 | 0,012 x d ₁ | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | |
| S | 1.1 | 100 | 0,010 x d ₁ | 130 | 0,007 x d ₁ | | | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 1.2 | 80 | 0,008 x d ₁ | 110 | 0,006 x d ₁ | | | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 1.3 | 40 | 0,007 x d ₁ | 60 | 0,005 x d ₁ | | | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 2.1 | 70 | 0,008 x d ₁ | 100 | 0,006 x d ₁ | | | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 2.2 | 25 | 0,006 x d ₁ | 40 | 0,004 x d ₁ | | | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 2.3 | 25 | 0,006 x d ₁ | 30 | 0,004 x d ₁ | | | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| | 2.4 | 25 | 0,006 x d ₁ | 30 | 0,004 x d ₁ | | | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> |
| 2.5 | 15 | 0,006 x d ₁ | 25 | 0,004 x d ₁ | | | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | |
| 2.6 | 25 | 0,006 x d ₁ | 30 | 0,004 x d ₁ | | | <input type="checkbox"/> | <input checked="" type="checkbox"/> | |
| H | 1.1 | | | | | | | | |
| | 1.2 | | | | | | | | |
| | 1.3 | | | | | | | | |
| | 1.4 | | | | | | | | |
| | 1.5 | | | | | | | | |

■ = sehr gut geeignet - very suitable
□ = gut geeignet - suitable

Příloha 3 c) Technické údaje o soudečkové fréze 3538L.06095A

Hartmetall-Kreissegment-Fräser mit Tropfenform · Solid Carbide Circle Segment End Mills with Oval Form **FRANKEN TOP-Cut**

- Hochleistungswerkzeug
- Tropfenform
- Mit 3 oder 4 Schneiden
- Vibrationsarme Bearbeitung
- Hocheffiziente Schichtbearbeitung
- Formtoleranz ±0,01 mm

- Multi-functional tool
- Oval form
- With 3 or 4 flutes
- Low-vibration machining
- Highly efficient finishing
- Form tolerance ±0.01 mm

N

HM

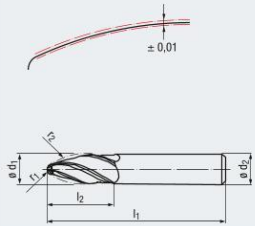
DIN 6535
HA
HB


Form
± 0,01

30°

V_c / f_z
193

Optional





Allround

Beschichtung · Coating **ALCR**

Einsatzgebiete – Material (siehe Seite 172)

- Speziell für hochfeste Werkstoffe geeignet
- In fast allen Werkstoffen einsetzbar
- Zum HSC-Schichten geeignet

Applications – material (see page 172)

- Especially suitable for high-strength materials
- For almost all materials
- Suitable for HSC finishing

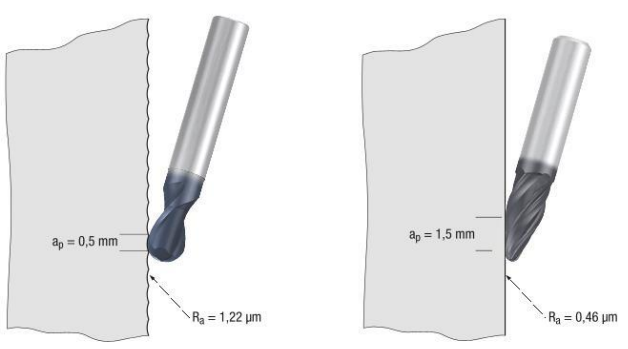
| Bestell-Code · Order code | | 3538L | | | | | | | | |
|---------------------------|-------|-------|-------|-------|-------------------------|---------------|------------------|---|--|--|
| d_1 | r_1 | r_2 | l_2 | l_1 | $\varnothing d_2$ h6 | Z (Flutes) | Dimens.- Code | | | |
| 6 | 1 | 95 | 22 | 62 | 6 | 3 | .06095A | ● | | |
| 8 | 1 | 90 | 25 | 68 | 8 | 3 | .08090A | ● | | |
| 10 | 2 | 85 | 26 | 72 | 10 | 4 | .10085A | ● | | |
| 12 | 2 | 80 | 28 | 83 | 12 | 4 | .12080A | ● | | |
| 16 | 3 | 75 | 31 | 92 | 16 | 4 | .16075A | ● | | |

- Product Finder
- NR
- NF
- N**
- V_c / f_z



Die CAD-Daten (2D) der Werkzeuge können Sie per E-Mail an info@emuge-franken.com anfordern
 You can request the CAD data (2D) of the tools via email from info@emuge-franken.com

Vergleichsbeispiel: Kugelfräser – Kreissegment-Fräser mit Tropfenform
 Comparison example: Ball nose end mill – circle segment end mill with oval form



www.frankenexpert.com

Ergebnis:
 Kreissegment-Fräser ermöglichen eine höhere axiale Zustellung (a_p) bei wesentlich besseren Oberflächengüten.

Result:
 Circle segment end mills enable a larger axial depth of cut (a_p) and a considerably better surface finish.


● = Lagerwerkzeug, siehe Preisliste · Stock tool, see price list
 ○ = Kurzfristig lieferbar, Preis auf Anfrage · Available at short notice, price on request

Příloha 3 c) Doporučené řezné podmínky pro soudečkovou frézu 3538L.06095A

| Schnittwerte · Cutting Conditions | | | | | | | FRANKEN TOP-Cut | | | | |
|---|---------------------------|-------------------------------------|---------------------------|------------------------------------|---------------------------|------------------------------------|---------------------------------|--|------------|---|---|
| Hartmetall-Kreissegment-Fräser mit Tropfenform Solid carbide circle segment end mills with oval form | | | | | | | Gültig für · Valid for 3538L | | | | |
| N | | | | | | | Produkt Fräser | | | | |
| | | | | | | | NR | | | | |
| | | | | | | | NF | | | | |
| | | | | | | | N | | | | |
| | | | | | | | V _c / f _z | | | | |
| | | Aufmaß - Allowance 0,05 - 0,1 mm | | Aufmaß - Allowance 0,1 - 0,2 mm | | Aufmaß - Allowance 0,2 - 0,3 mm | | Für die Berechnung der Drehzahl n muss mit dem Durchmesser d ₁ gerechnet werden. In order to calculate the rotational speed n, the diameter d ₁ has to be used. | | | |
| | V _c [m/min] | f _z [mm] | V _c [m/min] | f _z [mm] | V _c [m/min] | f _z [mm] | | | MMS MQL | | |
| P | 1.1 | 200 | 0,008 x d ₁ | 200 | 0,007 x d ₁ | 200 | 0,006 x d ₁ | □ | ■ | □ | ■ |
| | 2.1 | 180 | 0,007 x d ₁ | 180 | 0,006 x d ₁ | 180 | 0,005 x d ₁ | □ | ■ | □ | ■ |
| | 3.1 | 150 | 0,006 x d ₁ | 150 | 0,005 x d ₁ | 150 | 0,004 x d ₁ | □ | ■ | □ | ■ |
| | 4.1 | 140 | 0,005 x d ₁ | 140 | 0,004 x d ₁ | 140 | 0,003 x d ₁ | □ | ■ | | |
| | 5.1 | 130 | 0,005 x d ₁ | 130 | 0,004 x d ₁ | 130 | 0,003 x d ₁ | □ | ■ | | |
| M | 1.1 | 100 | 0,005 x d ₁ | 100 | 0,004 x d ₁ | 100 | 0,003 x d ₁ | | | □ | ■ |
| | 2.1 | 80 | 0,005 x d ₁ | 80 | 0,004 x d ₁ | 80 | 0,003 x d ₁ | | | □ | ■ |
| | 3.1 | 60 | 0,004 x d ₁ | 60 | 0,003 x d ₁ | 60 | 0,002 x d ₁ | | | □ | ■ |
| | 4.1 | 40 | 0,004 x d ₁ | 40 | 0,003 x d ₁ | 40 | 0,002 x d ₁ | | | □ | ■ |
| K | 1.1 | 200 | 0,008 x d ₁ | 200 | 0,007 x d ₁ | 200 | 0,006 x d ₁ | □ | ■ | | |
| | 1.2 | 200 | 0,008 x d ₁ | 200 | 0,007 x d ₁ | 200 | 0,006 x d ₁ | □ | ■ | | |
| | 2.1 | 180 | 0,007 x d ₁ | 180 | 0,006 x d ₁ | 180 | 0,005 x d ₁ | □ | ■ | | |
| | 2.2 | 180 | 0,007 x d ₁ | 180 | 0,006 x d ₁ | 180 | 0,005 x d ₁ | □ | ■ | | |
| | 3.1 | 150 | 0,007 x d ₁ | 150 | 0,006 x d ₁ | 150 | 0,005 x d ₁ | □ | ■ | | |
| | 3.2 | 150 | 0,007 x d ₁ | 150 | 0,006 x d ₁ | 150 | 0,005 x d ₁ | □ | ■ | | |
| | 4.1 | 130 | 0,005 x d ₁ | 130 | 0,004 x d ₁ | 130 | 0,003 x d ₁ | □ | ■ | | |
| 4.2 | 100 | 0,004 x d ₁ | 100 | 0,003 x d ₁ | 100 | 0,002 x d ₁ | □ | ■ | | | |
| N | 1.1 | 600 | 0,008 x d ₁ | 600 | 0,007 x d ₁ | 600 | 0,006 x d ₁ | | | □ | ■ |
| | 1.2 | 600 | 0,007 x d ₁ | 600 | 0,006 x d ₁ | 600 | 0,005 x d ₁ | | | □ | ■ |
| | 1.3 | 600 | 0,006 x d ₁ | 600 | 0,005 x d ₁ | 600 | 0,004 x d ₁ | | | □ | ■ |
| | 1.4 | 410 | 0,007 x d ₁ | 410 | 0,006 x d ₁ | 410 | 0,005 x d ₁ | | | □ | ■ |
| | 1.5 | 380 | 0,006 x d ₁ | 380 | 0,005 x d ₁ | 380 | 0,004 x d ₁ | | | □ | ■ |
| | 1.6 | 270 | 0,005 x d ₁ | 270 | 0,004 x d ₁ | 270 | 0,003 x d ₁ | | | □ | ■ |
| | 2.1 | 180 | 0,008 x d ₁ | 180 | 0,007 x d ₁ | 180 | 0,006 x d ₁ | | | □ | ■ |
| | 2.2 | 180 | 0,008 x d ₁ | 180 | 0,007 x d ₁ | 180 | 0,006 x d ₁ | | | □ | ■ |
| | 2.3 | 180 | 0,008 x d ₁ | 180 | 0,007 x d ₁ | 180 | 0,006 x d ₁ | □ | ■ | | |
| | 2.4 | 170 | 0,007 x d ₁ | 170 | 0,006 x d ₁ | 170 | 0,005 x d ₁ | | | □ | ■ |
| | 2.5 | 170 | 0,007 x d ₁ | 170 | 0,006 x d ₁ | 170 | 0,005 x d ₁ | | | □ | ■ |
| | 2.6 | 170 | 0,007 x d ₁ | 170 | 0,006 x d ₁ | 170 | 0,005 x d ₁ | □ | ■ | | |
| | 2.7 | 100 | 0,005 x d ₁ | 100 | 0,004 x d ₁ | 100 | 0,003 x d ₁ | | | □ | ■ |
| | 2.8 | 100 | 0,005 x d ₁ | 100 | 0,004 x d ₁ | 100 | 0,003 x d ₁ | | | □ | ■ |
| | 3.1 | 410 | 0,015 x d ₁ | 410 | 0,013 x d ₁ | 410 | 0,011 x d ₁ | | | □ | ■ |
| | 3.2 | 410 | 0,012 x d ₁ | 410 | 0,010 x d ₁ | 410 | 0,008 x d ₁ | | | □ | ■ |
| 4.1 | 410 | 0,013 x d ₁ | 410 | 0,011 x d ₁ | 410 | 0,009 x d ₁ | | □ | □ | ■ | |
| 4.2 | 600 | 0,013 x d ₁ | 600 | 0,011 x d ₁ | 600 | 0,009 x d ₁ | | □ | □ | ■ | |
| 4.3 | | | | | | | | | | | |
| 4.4 | | | | | | | | | | | |
| 5.1 | | | | | | | | | | | |
| 5.2 | 100 | 0,005 x d ₁ | 100 | 0,004 x d ₁ | 100 | 0,003 x d ₁ | | | | ■ | |
| 5.3 | | | | | | | | | | | |
| S | 1.1 | 100 | 0,006 x d ₁ | 100 | 0,005 x d ₁ | 100 | 0,004 x d ₁ | | | | ■ |
| | 1.2 | 80 | 0,005 x d ₁ | 80 | 0,004 x d ₁ | 80 | 0,003 x d ₁ | | | | ■ |
| | 1.3 | 60 | 0,005 x d ₁ | 60 | 0,004 x d ₁ | 60 | 0,003 x d ₁ | | | | ■ |
| | 2.1 | 80 | 0,004 x d ₁ | 80 | 0,003 x d ₁ | 80 | 0,002 x d ₁ | | | | ■ |
| | 2.2 | 30 | 0,004 x d ₁ | 30 | 0,003 x d ₁ | 30 | 0,002 x d ₁ | | | | ■ |
| | 2.3 | 30 | 0,004 x d ₁ | 30 | 0,003 x d ₁ | 30 | 0,002 x d ₁ | | | | ■ |
| | 2.4 | 30 | 0,004 x d ₁ | 30 | 0,003 x d ₁ | 30 | 0,002 x d ₁ | | | | ■ |
| 2.5 | 30 | 0,004 x d ₁ | 30 | 0,003 x d ₁ | 30 | 0,002 x d ₁ | | | | ■ | |
| 2.6 | 30 | 0,004 x d ₁ | 30 | 0,003 x d ₁ | 30 | 0,002 x d ₁ | | | | ■ | |
| H | 1.1 | 130 | 0,005 x d ₁ | 130 | 0,004 x d ₁ | 130 | 0,003 x d ₁ | □ | ■ | | |
| | 1.2 | | | | | | | | | | |
| | 1.3 | | | | | | | | | | |
| | 1.4 | | | | | | | | | | |
| | 1.5 | | | | | | | | | | |

■ = sehr gut geeignet - very suitable
□ = gut geeignet - suitable

Příloha 4 Kalibrační certifikát rotačního dynamometru Kistler 9123C1111

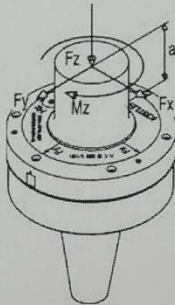


measure. analyze. innovate.

Kalibrierschein Calibration Certificate

Type **Kistler 9123C111** Serial No. **3205338**

| | | |
|---|---|---|
| Kalibriert durch Calibration Technician | Datum Date | |
| A. Maier | 25. Nov. 2011 | |
| Referenzgeräte Reference Equipment | Typ Type | Serien-Nr. Serial No. |
| Gebrauchsnormal Working Standard | Kistler Z21133-10 Kistler Z21133-20 Kistler Z21133-30 Kistler Z20637 | 1316273 1797249 1784138 1615262 |
| Ladungskalibrator Charge Calibrator | Kistler 5395A Kistler 5395A | 1687307 1722243 |
| Umgebungstemperatur Ambient Temperature °C | Relative Feuchte Relative Humidity % | |
| 23 | 45 | |
| Rundlauf Runout mm | Rest Unwucht Residual unbalance g · mm | Kraftangriffspunkt (az) Point of force application (az) mm |
| 0,002 | 3,906 | 60,0 |



Messergebnisse Results of Measurement

| Kalibrierter Bereich Calibrated Range kN | Empfindlichkeit Sensitivity mV / N | Linearität Linearity ≤ ± %FSO | Übersprechen Cross talk % | |
|--|--|-------------------------------------|--|--|
| <i>F_x</i> 0 ... 3 | 2,070 | 0,11 | <i>F_x</i> → <i>F_y</i> 0,6 | <i>F_x</i> → <i>F_z</i> 0,6 |
| <i>F_x</i> 0 ... 0,45 | 20,60 | 0,21 | | |
| <i>F_y</i> 0 ... 3 | 2,016 | 0,28 | <i>F_y</i> → <i>F_x</i> 1,0 | <i>F_y</i> → <i>F_z</i> 0,0 |
| <i>F_y</i> 0 ... 0,45 | 20,05 | 0,31 | | |
| <i>F_z</i> 0 ... 18 | 0,5136 | 0,11 | <i>F_z</i> → <i>F_x</i> -0,2 | <i>F_z</i> → <i>F_y</i> -0,2 |
| <i>F_z</i> 0 ... 1,8 | 5,148 | 0,26 | | |
| N·m | mV / N·m | ≤ ± %FSO | mN·m/N | |
| <i>M_z</i> 0 ... 180 | 53,31 | 0,05 | <i>M_z</i> → <i>F_z</i> 0,44 | |
| <i>M_z</i> 0 ... 18 | 532,3 | 0,09 | | |
| <i>M_z</i> 0 ... -180 | 53,51 | 0,12 | <i>M_z</i> → <i>F_z</i> 0,49 | |
| <i>M_z</i> 0 ... -18 | 534,9 | 0,13 | | |

Messverfahren **Kontinuierliche Kalibrierung, Vergleichsverfahren**
Measurement Procedure Continuous Calibration, Comparison Method

Kistler betreibt die SCS Kalibrierstelle Nr. 049, akkreditiert nach ISO 17025. SCS Kalibrierzertifikate sind auf Bestellung erhältlich.
Kistler operates the SCS Calibration Laboratory No. 049, which is accredited per ISO 17025. SCS Calibration Certificates are available on request.

Bestätigung Confirmation

Das oben durch die Seriennummer identifizierte Gerät entspricht der Vereinbarung der Bestellung und hält die Herstellertoleranzen gemäss den Spezifikationen der Datenblätter ein. Dieses Dokument erfüllt die Anforderungen von EN 10204 Abnahmeprüfzeugnis "3.1". Alle Messmittel sind auf nationale Normale rückverfolgbar. Das Kistler Qualitätsmanagement System ist nach ISO 9001 zertifiziert. Dieses Dokument ist ohne Unterschrift gültig.
The equipment mentioned above and identified by Serial Number complies with the agreement of the order and meets the manufacturing tolerances specified in the data sheets. This document fulfils the requirements of EN 10204 Inspection Certificate "3.1". All measuring devices are traceable to national standards. The Kistler Quality Management System is certified per ISO 9001. This document is valid without a signature.

Kistler Instrumente AG
Eulachstrasse 22 Tel. +41 52 224 11 11 ZKB Winterthur BC 732 IBAN: CH67 0070 0113 2003 7462 8
PO Box Fax +41 52 224 14 14 Swift: ZKKBKCHZ80A VAT: 229 713
CH-8408 Wintherthur info@kistler.com Account: 1132-0374.628 ISO 9001 certified

www.kistler.com

Seite page 1 / 1