



OPTIMALIZACE VYBRANÝCH TECHNOLOGICKÝCH PROCESŮ PŘI VÝROBĚ
LOŽISKOVÝCH KOMPONENT

OPTIMISATION OF SELECTED TECHNOLOGICAL PROCESSES IN THE
PRODUCTION OF BEARING COMPONENTS

Dizertační práce

Doctoral thesis

Autor práce

Ing. JAN OTOUPALÍK

Author

Školitel

doc. Ing. JOSEF CHLADIL, CSc.

Supervisor

BRNO

2019

DIZERTAČNÍ PRÁCE

Abstrakt

Dizertační práce je zaměřena na optimalizaci technologických procesů při výrobě vnějšího ložiskového kroužku. V první části byla provedena rešeršní studie dané problematiky se zaměřením na nejnovější trendy v oblasti výroby ložisek. V rámci experimentální části byly analyzovány technologické procesy výroby, a to od volby vstupního polotovaru až po optimalizaci dokončovacích technologií obrábění vnějšího průměru ložiskového kroužku.

Klíčová slova: ložiskový kroužek, řezné síly, technologický proces, soustružení po tepelném zpracování.

Abstract

The dissertation is focused on the optimization of technological processes in the production of the outer bearing ring. The first part of the research was focused on the latest trends in the production of bearings. In the experimental part the technological processes of production were analyzed from the choice of the semi-finished product to the optimization of finishing technologies for machining the outer diameter of the bearing ring.

Key words: bearing ring, cutting forces, technological process, hard turning.

Bibliografická citace

OTOUPALÍK, J. *Optimalizace vybraných technologických procesů při výrobě ložiskových komponent*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2019. 96 s.
Vedoucí dizertační práce Doc. Ing. Josef Chladil, CSc.

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem disertační práci na téma „Optimalizace vybraných technologických procesů při výrobě ložiskových komponent“ vypracoval samostatně s použitím odborné literatury a pramenů uvedených na seznamu, který tvoří přílohu této práce.

V Brně 2019

Ing. Jan Otoupalík

Poděkování

Děkuji tímto svému školiteli panu doc. Ing. Josefu Chladilovi, CSc. za cenné připomínky a rady při vypracování disertační práce.

OBSAH

OBSAH	5
1 ÚVOD	7
2 CÍLE DISERTAČNÍ PRÁCE	8
3 LOŽISKA – TECHNOLOGIE VÝROBY A VHODNÉ MATEIÁLY	9
3.1 TYPY A ROZDĚLENÍ LOŽISEK	9
3.2 MATERIÁLY PRO VÝROBU LOŽISEK.....	10
3.2.1 <i>Kluzná ložiska</i>	10
3.2.2 <i>Valivá ložiska</i>	11
3.2.3 <i>Mikrostruktura a mikročistota</i>	15
3.2.4 <i>Makrostruktura</i>	19
3.3 TEPelnÉ ZPRACOVÁNÍ	21
3.4 TECHNOLOGIE VÝROBY VNĚJŠÍCH LOŽISKOVÝCH KROUŽKŮ.....	22
3.4.1 <i>Řezný proces</i>	25
3.4.2 <i>Soustružení</i>	26
3.5 BROUŠENÍ NA BEZHROTÝCH BRUSKÁCH	27
3.6 ROZVÁLCOVÁNÍ ZA STUDENA.....	30
3.6.1 <i>Volba předvalku</i>	32
3.7 ŘEZNÉ MATERIÁLY.....	33
3.7.1 <i>KNB - kubický nitrid bóru</i>	35
3.7.2 <i>Řezná keramika</i>	37
3.7.3 <i>Opotřebení nástrojů</i>	38
3.7.4 <i>Opotřebení a trvanlivost, závislost $T - v_c$</i>	40
3.8 PROCESNÍ KAPALINY	43
3.8.1 <i>Druhy procesních kapalin</i>	44
3.8.2 <i>Požadavky na řezné kapaliny</i>	45
4 ANALÝZA TECHNOLOGICKÝCH PROCESŮ VÝROBY POLOTOVARŮ, BROUŠENÍ A SOUSTRUŽENÍ	47
4.1 POSTUP A POPIS EXPERIMENTU	47

DIZERTAČNÍ PRÁCE

4.2	CHARAKTERISTIKA OCELÍ POUŽITÝCH PRO EXPERIMENT	48
4.3	ROZVÁLCOVÁNÍ ZA POLOTEPLA	48
4.3.1	<i>Experimentální část rozválcování za polotepla</i>	<i>49</i>
4.3.2	<i>Vyhodnocení rozválcování za polotepla.....</i>	<i>52</i>
4.4	BROUŠENÍ	53
4.5	SOUSTRUŽENÍ PO TEPELNÉM ZPRACOVÁNÍ.....	55
5	VYHODNOCENÍ DYNAMIKY PROCESU SOUSTRUŽENÍ PO TZ	56
6	OPTIMALIZACE ŘEZNÝCH PROCESŮ	75
6.1	PODMÍNKA MINIMÁLNÍCH NÁKLADŮ	75
6.2	PODMÍNKA MAXIMÁLNÍ VÝROBNOSTI.....	77
6.3	TRVANLIVOST NÁSTROJE PŘI MINIMÁLNÍCH NÁKLADĚCH.....	78
6.4	TRVANLIVOST NÁSTROJE PŘI MAXIMÁLNÍ VÝROBNOSTI	79
6.5	OPTIMÁLNÍ ŘEZNÉ PODMÍNKY	79
6.5.1	<i>Kontrola jakosti povrchu ve vztahu k posuvu.....</i>	<i>81</i>
7	ZÁVĚRY	81
8	SEZNAM SYMBOLŮ A ZKRATEK.....	82
9	SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ	85
10	VLASTNÍ PUBLIKAČNÍ ČINNOST	91
11	PŘÍLOHY	92

1 ÚVOD

Přesto, že výhody valivého kontaktu byly známy již ve starém Egyptě, valivé ložisko pro hřídele navrhl až téměř o 2000 let později Leonardo da Vinci. Ještě dlouho poté však nebyl znám dostatečně přesný způsob pro jejich výrobu. Koncem 19. století byly položeny teoretické základy kontaktního namáhání u valivých ložisek prof. Striebeckem, který vycházel z teoretických prací H. Hertze pro kontakt pružných těles. Valivá ložiska byla již před rokem 1900 vyráběna řadou firem a od jejich prvního většího uplatnění u šicích strojů v 19. století až do dnešní doby prodělala dlouhý konstrukční a materiálový vývoj. Průmyslová výroba valivých ložisek byla zahájena ve Švédsku, které položilo základy teorii únosnosti valivých ložisek (Palmgren, Lundberg), přičemž i v současnosti je lídrem na světovém trhu valivých ložisek. V Československu byla výroba těchto strategicky důležitých strojních dílů rozvíjena teprve po 2. světové válce. Do té doby mělo zvládnutou výrobu jen několik vyspělých států.

Ke standardním kuličkovým ložiskům byla postupně vyvinuta a zavedena výroba dalších druhů ložisek - válečkových, kuželíkových, ložisek s možností naklápění, jak kuličkových tak soudečkových a další druhy speciálních typů. Použití ložisek se rozšířilo od miniaturních rozměrů v řádu milimetrů až do průměru několika metrů. Všechny druhy ložisek s čárovým stykem prodělaly z hlediska konstrukce dlouhý vývoj. Původní konstrukce plného styku po celé délce valivých těles byla namáhána velkými kluznými pohyby valivých ploch vůči sobě. Vyžadovala dokonalé mazání a ložiska nesměla být přetěžována, a to ani krátkodobě. Řešením se staly separátory použité jako samostatné mosazné nebo ocelové klece, které musely odolat silovému namáhání a opotřebení. Postupně byly konstrukce těchto ložisek optimalizovány změnou stykových poměrů vypouklým tvarem oběžných drah kroužků nebo valivých těles. Dnes převažují konstrukce s logaritmickým průběhem tvaru oběžných drah. Touto optimalizací se podařilo zamezit koncentraci napětí na hranách valivých těles, snížit prokluzu a energetické ztráty vznikající rozdílnou rychlostí odvalování, optimalizovat rozložení a velikost kontaktních napětí. Pro návrh valivých kontaktů se dnes běžně používají metody počítačové simulace napěťových poměrů například metodami konečných prvků. V posledních 20 letech dosáhla technologie rozválnování za studena značného technologického pokroku a pozitivních výsledků. Tyto pak byly aplikovány v ložiskové výrobě hlavně s cílem úspory vstupního materiálu. Hlavní světový výrobci SKF a FAG tyto technologie běžně používají a v současné době se orientují na vývoj rozválnování za polotepla. Ve střední Evropě tyto technologie nejsou zatím masívně aplikovány tak, jako u předních světových výrobců ložisek.

2 CÍLE DISERTAČNÍ PRÁCE

Cílem disertační práce je optimalizovat vybrané technologické procesy výroby ložiskových komponent, které mají významný vliv na jejich způsobilost a na celkovou efektivnost výroby. Pro účely disertační práce byl analyzován vybraný ložiskový komponent – vnější kroužek S1. Tato práce by měla přispět k rozšíření znalostí o komplexním technologickém procesu výroby ložiskového kroužku, a to od volby polotovaru až po dokončovací technologie.

Postup řešení se bude skládat z následujících kroků:

- analýza současného stavu,
- výroba zkušebních vzorků experimentu,
- analýza technologie rozválcování polotovarů za polotepla a její vliv na úchylku tvaru v porovnání s rozválcováním za studena,
- analýza technologické operace hrubovací broušení, která bude porovnávat úchylku tvaru před a po hrubovacím broušení polotovarů vyrobených rozválcováním za studena, za polotepla a soustružených před TZ,
- zjištění opotřebení nástroje z KNB pro různé řezné rychlosti, který je používán pro soustružení po tepelném zpracování,
- studium dynamiky procesu soustružení po tepelném zpracování včetně analýzy jednotlivých složek řezné síly a silového působení,
- ekonomické porovnání a optimalizace procesů, vyhodnocení experimentů,
- vyhodnocení výsledků.

Tyto kroky byly realizovány u evropského výrobce valivých ložisek. Pro měření a výrobu zkušebních vzorků byly využity provozy Obrobny. Následné zkoumání a vyhodnocení přesnosti vyrobených vzorků bylo prováděno ve spolupráci s útvarem jakosti výrobního závodu, který disponuje digitálním 3D měřicím zařízením Prismo Navigátor 10 Ultra výrobce Carl Zeiss.

Ekonomické hodnocení výsledků optimalizace bylo provedeno na základě výstupu z informačního systému výrobce a byly porovnávány na úrovni vlastních nákladů výroby.

3 LOŽISKA – TECHNOLOGIE VÝROBY A VHODNÉ MATEIÁLY

Pohyblivé části strojních zařízení zahrnují relativní posuvné nebo valivé pohyby. Příkladem relativního pohybu jsou lineární kluzné pohyby (např. v obráběcích strojích), zatímco rotační pohyby jsou generovány například v kolech motorových vozidel. Většina ložisek je použita k podpoře rotačních hřídelí ve strojích. Tření dvou těles, které jsou zatíženy normálovou silou (ve směru normály ke kontaktní oblasti) generuje ztráty energie o tření a opotřebení. Hlavním účelem ložisek je snížit ztráty způsobené třením. Jejich konstrukce však není snadná, protože je třeba zohlednit mnoho aspektů, aby jejich chod byl co nejméně poruchový a nedocházelo k jejich častému selhání.

Výběr vhodného typu ložiska pro jednotlivé aplikace je nezbytný pro dosažení spolehlivého provozu strojního zařízení. Většina údržbářských prací ve strojích se týká mazání nebo výměny poškozených či opotřebovaných ložisek. Volba vhodného typu ložiska je velmi důležitá a přispívá k minimalizaci rizika předčasného selhání při opotřebení nebo únavě, čímž je zajištěna dostatečná životnost ložisek. Existují další aspekty týkající se výběru, například bezpečnost, a to zejména v oblasti leteckého průmyslu. Také náklady jsou vždy důležitou úlohou při výběru ložisek - technolog by měl zvážit nejen počáteční cenu ložiska, ale i náklady na údržbu a případné ztráty z prostojů výroby po celou dobu životnosti stroje.

Během minulého století rostl zájem o výzkum tření, opotřebení různých konstrukcí ložisek, maziv a materiálů. Tato vědecká disciplína, nazvaná Tribologie, se týká tření, mazání a opotřebení interakčních ploch v relativním pohybu. Cíle základního výzkumu v tribologii jsou zaměřené na konstrukce ložisek, snížení tření a opotřebení. Toto úsilí vedlo k významnému pokroku v technologii ložisek v minulém století. Výrazné zlepšení se projevilo zejména v mazání, ložiskových materiálech a zavedením valivých ložisek a ložisek kluzných. Zlepšení technologie ložisek vedlo ke snížení tření, opotřebení a nákladů na údržbu, stejně jako k delšímu životnímu cyklu stroje.

3.1 TYPY A ROZDĚLENÍ LOŽISEK

Prvním krokem v procesu návrhu ložiska je výběr typu. Ve většině průmyslových odvětví existuje tradice týkající se typu ložisek používaných v jednotlivých strojích. Nicméně, technolog by měl sledovat současný vývoj ložisek, protože v mnoha případech může být volba nového typu přínosná. Každý typ ložiska může být navržen v mnoha různých provedeních a mohou být vyrobeny z různých materiálů. Ložiska je možné rozdělit dle působící síly na radiální (síla působí kolmo na osu rotace) a axiální (síla působí v ose rotace). Dále je možné rozdělení dle principu, kdy rozeznáváme:

- kluzná – dělená a nedělená,
- valivá – kuličková, válečková, jehlová, kuželíková, soudečková a toroidní.

Dle mazání je možné kluzná ložiska dále rozdělit na hydrodynamická a hydrostatická. Podstatou hydrodynamického mazání je tvorba mazacího filmu v důsledku rotace zatíženého

hřídelového čepu, naopak u hydrostatického způsobu je mazací vrstva vytvářena pomocí vnějšího zdroje tlaku (zubovým čerpadlem) [1].

Dalším speciálním typem jsou elektromagnetická ložiska (patentováno roku 1975 panem Bodenem a kolektivem [2]), která nalézají uplatnění v unikátních aplikacích. Jejich koncepcí spočívá v tom, že magnetickou sílu používáme k podpoře zatížení ložiska, přičemž elektromagnety jsou umístěny na straně ložiska (statorového hřídele). Aktivní kontrola zpětné vazby udrží pohyblivý čep bez jakéhokoli kontaktu s ložiskem. Výhodou je to, že mezi kluznými plochami není žádný kontakt, takže opotřebení je zcela vyloučeno (za působení magnetické levitace). Nicolsky [3] ve své studii popisuje supravodivý / elektromagnetický hybridní systém ložisek. Tento systém se skládá z tažného supravodivého magnetického ložiska a dvou radiálních aktivních elektromagnetických ložisek. Axiální ložisko bylo navrženo s použitím permanentních magnetů NdFeB, které levitují na sadě supravodivých monolitů z YBCO. Použití tohoto supravodivého axiálního ložiska a aktivních ložisek pro radiální polohování rotoru bylo testováno na zcela levitujícím vertikálním hřídeli v indukčním stroji. Testy byly úspěšné při dosažení řízené levitace až do $6\,300\text{ ot}\cdot\text{min}^{-1}$.

3.2 MATERIÁLY PRO VÝROBU LOŽISEK

3.2.1 KLUZNÁ LOŽISKA

Pro volbu materiálu hřídelového čepu obecně platí, že by jeho povrch měl mít nejméně o 100 HB vyšší tvrdost než je tvrdost materiálu ložiska. Z toho důvodu jsou pro čepy používány oceli s vyšším obsahem uhlíku (např. ČSN 41 2050, ČSN 41 4240) či navíc ještě dále tepelně zpracované kalením, nitrídováním nebo cementováním. Na samotná ložiska je možné použít jak kovové, tak nekovové materiály. Pro malé stroje a domácí spotřebiče se nejčastěji používají spěkané kovy (ocel, měď, cín, hliník), jejichž póry mohou být nasyceny mazivem a vznikne tzv. samomazné ložisko. U strojů s malými otáčkami a velkým zatížením, kde je třeba počítat s velkými rázovitými zatíženími, jsou ložiska vyráběna z hliníkové ložiskové slitiny (ČSN 42 3261, ČSN 42 3361). Zde je však nezbytné použití velmi čistého maziva. Pro pístové stroje se nejvíce používají materiály na bázi slitin mědi (hliníkový, olověný a cínový bronz), které jsou velmi odolné proti opotřebení a zadírání. Dále je možné použít cínové (ČSN 42 3753) nebo olověné kompozice (ČSN 42 3721, ČSN 42 3720) či šedou litinu. Mezi vhodné nekovové ložiskové materiály patří reaktoplasty, fenoplasty či termoplasty [4].

Pro moderní kluzná bezmazná ložiska jsou používány speciální materiály. Tato ložiska jsou tvořena ocelovým pouzdrem s nanesenou vrstvou pórovitého materiálu (bronzu), se kterou je spojen kluzný materiál. Ten je tvořen směsí teflonu, niklu, india, bronzu, grafitu, mědi nebo dalších materiálů, což je znázorněno na obrázku 3.1. Tato ložiska jsou velmi užívaná v automobilovém průmyslu. Jednotlivé vrstvy jsou přitom vytvářeny pomocí elektronové depozice [5,6,7].

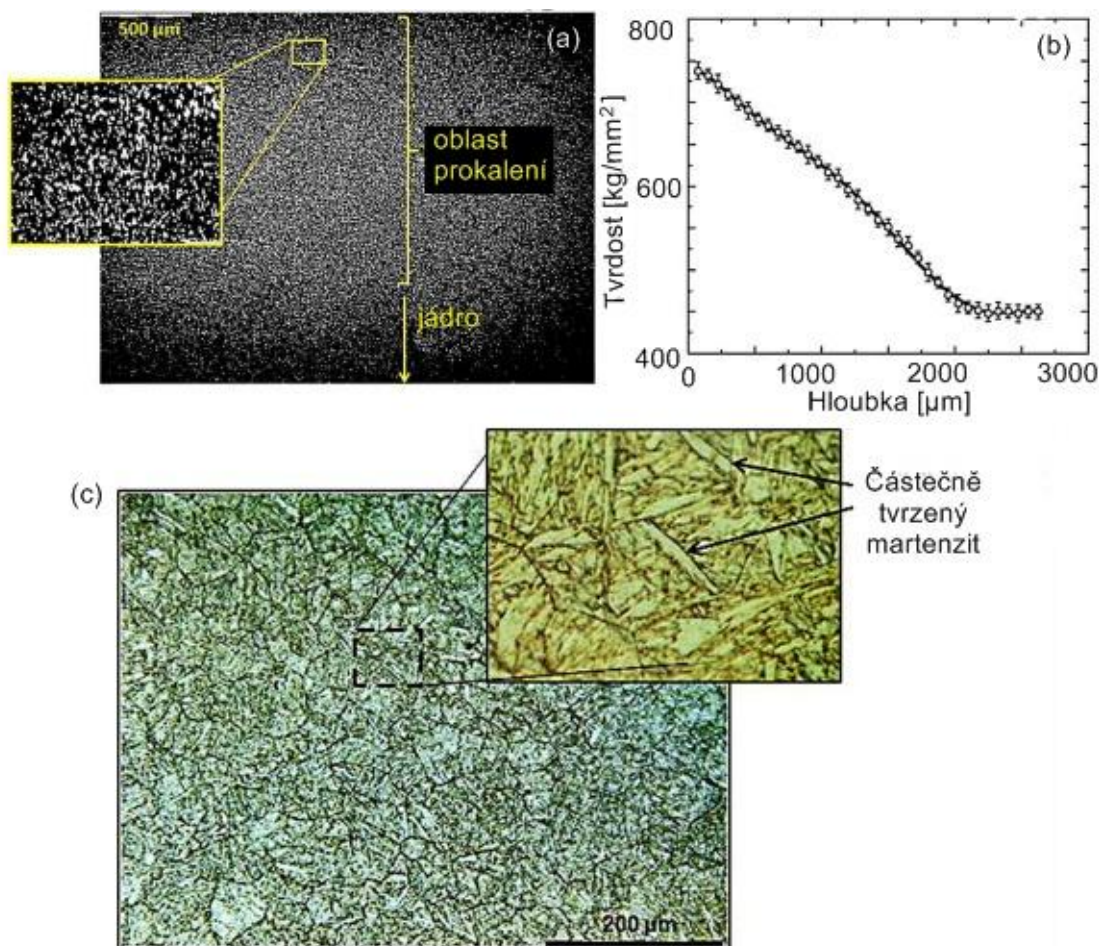
3.2.2 VALIVÁ LOŽISKA

Celosvětově nejpoužívanějším materiálem pro výrobu standardních valivých ložisek je ocel jakosti dle ČSN 41 4109. Je široce používána jak pro výrobu kroužků, tak i valivých elementů a obvykle bývá kalena na tvrdost 65 HRC. Obecně platí, že oceli s obsahem uhlíku nad 0,8% v kombinaci s méně než 5% jiných slitin, jsou typu nadeutektoidních a je možné je zcela prokalit. Velká ložiska s velkým průměrem kroužků jsou však vyrobená z ocelí vhodných pouze pro kalení povrchové vrstvy [8]. Tímto materiálem je široce používaná ocel 18CrMo4 s chemickým složením v hmotnostních procentech dané normou 0,18 % C, 0,4 % Cr, 0,4 % Mn, 0,15 % Si, 0,08 % Mo. Oceli vhodné k povrchovému kalení s obsahem uhlíku menším než 0,8 % jsou podeutektoidního typu. Výhodou povrchově kalených ocelí je, že jsou méně křehké, protože pouze povrch je tvrdý a vnitřní průřez zůstává poměrně měkký. Valivá ložiska vyrobená z těchto dvou typů ocelí mohou být používána pouze při nízkých teplotách, a to konkrétně do 177 °C [4,9]. Dalším materiálem vhodným pro výroby valivých ložisek určených do korozních prostředí je korozivzdorná ocel X105CrMo17. Ocel neobsahuje nikl a může být tepelně zpracována na tvrdost 60 HRC. Hlavní nevýhoda této oceli ve srovnání s ČSN 41 4109, je její kratší doba únavy. Z toho důvodu (především pro těžká zatížení) se používá pouze tam, kde neexistuje jiný způsob, jak účinně ochránit ložisko před korozi [10]. Pro určité aplikace je možné kombinovat vlastnosti odolnosti proti korozi a vysoké odolnosti proti únavě použitím chromovaných povlaků ložiska ze standardní oceli ČSN 41 4109. Těmito povlaky se ve své studii zabýval Bobzin [11], který zkoumal, zda povlaky nanášené odpařením z pevné fáze (PVD) jsou schopny působit proti opotřebení a snížení tření. Ve své studii zkoumal N povlak (Crx, Al1-x), jeden se sloupcovou strukturou a druhý s jemnozrnnou strukturou. Ukázalo se, že PVD povlaky jsou schopny výrazně snížit tření především u axiálních valivých ložisek, a to především povlak s jemnozrnnou strukturou.

Pro aplikace při vyšších teplotách nebo pro letecký průmysl jsou pro ložiska používány vysoce legované oceli, které udržují požadovanou tvrdost při vysokých teplotách. Příkladem takového materiálu je molybdenová ocel AISI M-50 (chemické složení dané normou v hmotnostních procentech - 0,8 % C, 4 % Cr, 0,1 % Ni, 0,25 % Mn, 0,25 % Si, 4,25 % Mo) vyvinutá v roce 1950, která se používá pro valivá ložiska v leteckých aplikacích. Kromě toho má využití i pro průmyslové aplikace v prostředích pracujících za zvýšené teploty až do 315 °C. AISI M-50 je ocel vhodná ke kalení, protože má relativně vysoký obsah uhlíku. Tento materiál představoval významné zlepšení únavové životnosti ve srovnání s dřívějšími ocelmi [12,13]. Během osmdesátých let byl vyvinut a zaveden do vysokorychlostních leteckých aplikací materiál M-50NiL (chemické složení dané normou v hmotnostních procentech - 0,15 % C, 4 % Cr, 3,5 % Ni, 0,15 % Mn, 1 % V, 4,0 % Mo), jehož mikrostruktura spolu s tvrdostí je znázorněna na obrázku 3.1. Ocel M50NiL je povrchově tvrzená, má měkké jádro a je méně křehká než původní ocel AISI M-50. Dále zde byla zlepšena lomová houževnatost, odolnost proti únavě, odolnost proti nárazu. Proto M50NiL postupně nahrazuje AISI M-50 jako materiál pro ložiska tryskových motorů v letadlech [14,15].

Bhattacharyya [16] v rámci své studie provedl zrychlené zkoušky valivé kontaktní únavy na ložiskové oceli M-50 NiL (obrázek 3.1) za použití zkušebního tilometru s vysokou úrovní kontaktního napětí 5,5 GPa. Výsledky ukázaly velké množství plastických deformací pod

kontaktním povrchem prostřednictvím stupňování v důsledku valivé kontaktní únavy. Zdá se, že celá zóna plastické deformace (obrázek 3.2) je ovládána čtyřmi hlavními stresovými stavy, které přispívají k vývoji těchto lokací během kontaktní únavy.

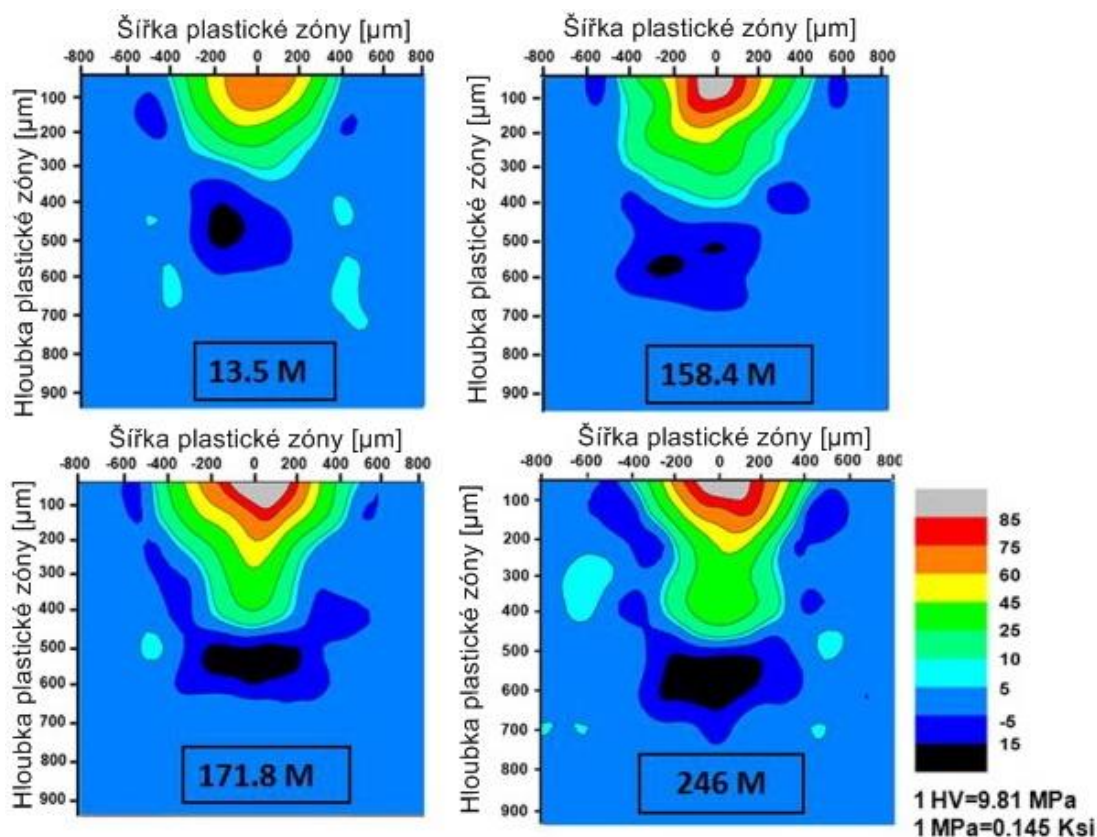


Obr. 3. 1 (a) mikrostruktura na povrchu oceli M-50 NiL, (b) tvrdost v závislosti na hloubce od povrchu materiálu, (c) mikrostruktura 2,5 mm pod povrchem **Chyba! Nenalezen zdroj odkazů..**

U kuličkových ložisek je velmi důležitá odolnost proti korozi. Korozivzdorná ocel DD400 byla vyvinuta pro přesná miniaturní valivá ložiska, přičemž její odolnost proti korozi je kombinovaná s adekvátní tvrdostí, což bylo dosaženo zvýšením množství rozpuštěného chromu v materiálu. Korozivzdorné oceli však mají sníženou mez únavy, a proto jsou aplikovány pouze pro lehká ložiska [4].

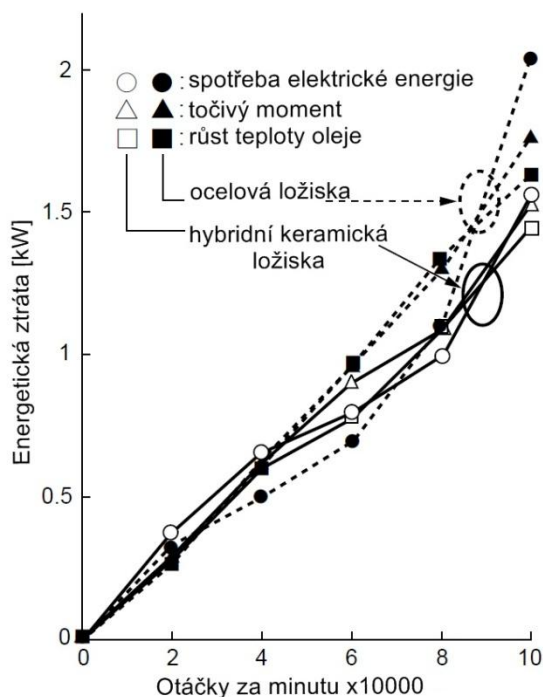
Pro valivé elementy ložisek je také možné použít jako materiál keramiku. Tento materiál bylo možné použít až po objevu výroby izostatického lisování za studena, které podstatně zlepšilo strukturu keramiky, nejčastěji pro tento účel užívané Si_3N_4 . Nejdůležitějšími vlastnostmi nitridu křemíku, které ho činí vhodným pro valivá ložiska, je vysoká únavová odolnost, relativně vysoká houževnatost a dobrá odolnost proti opotřebení u vysoce zatížených ložisek. Většina aplikací používá jako materiál pro valivé prvky nitrid křemíku, přičemž samotný kroužek je vyroben z oceli. Takové ložisko je označováno jako hybridní. Keramické válcovací prvky mají vysoký elektrický odpor, což je důležité v elektromotorech

a generátorech. Nicméně nejdůležitější výhodou užití nitridu křemíku pro valivé prvky je jeho nízká hustota. Specifická hustota nitridu křemíku je $3,21 \text{ g/cm}^3$ [20] ve srovnání s hodnotou oceli, která je $7,8 \text{ g/cm}^3$.



Obr. 3. 2 Změna tvrdosti s ohledem na tvrdost materiálu původního (neovlivněného kontaktní únavou) je vynesena jako obrysové grafy v únavově postižených plastických zónách pro čtyři testované dráhy (počet cyklů 13,5 milionu, 158,4 milionu, 171,8 milionu a 246 milionu). Šířka a hloubka plastické zóny se zvyšují s nárůstem cyklů. Maximální nárůst tvrdosti je těsně pod kontaktní plochou **Chyba! Nenalezen zdroj odkazů.**

Mnoho experimentů potvrdilo, že hybridní ložiska mají delší únavovou životnost než při použití ocelových válcovacích prvků z oceli M-50. Při velmi vysokých rychlostech je zlepšení v únavové životnosti hybridních ložisek z nitridu křemíku ještě výraznější kvůli nižší hustotě, která snižuje odstředivé síly. Nitrid křemíku je velmi tvrdý a má mimořádně vysokou pevnost v tlaku, ale pevnost v tahu je nízká. Nízká pevnost v tahu je velkým problémem pro montáž kroužků na ocelové hřídele; ale hybridní ložiska mají ocelové kroužky, takže tento problém je vyloučen. Hybridní ložiska (obr. 3.3) jsou široce používána pro přesné aplikace včetně obráběcích strojů. Byla také zjištěna vysoká tuhost tohoto materiálu, která napomáhá ke zlepšení přesnosti a snížení vibrací, což může být výhodou u vysokorychlostních rotorů. [17,18,19].



Obr. 3. 3 Porovnání ztrát energie mezi hybridními keramickými ložisky a ocelovými **Chyba!**
Nenalezen zdroj odkazů..

Nitrid křemíku je možné využít nejen jako materiál valivých elementů, ale i jako materiál pro kroužky. Nejdůležitější výhodou celokeramických ložisek je to, že odolávají korozi, dokonce i v těžkých chemických a průmyslových prostředích, kde i ložiska z korozivzdorné oceli postrádají dostatečnou odolnost proti korozi. Dále mohou odolávat podstatně vyšším teplotám než ložiska ocelová, nicméně nad teplotou 300 °C nelze použít kapalná maziva. Celokeramická ložiska nicméně mohou pracovat zcela bez maziva nebo jen s jeho minimem. Vzhledem k nízké pevnosti v tahu však keramický kroužek vyžaduje zvláštní design upevnění na ocelovém hřídeli. Ocelová ložiska často selhávají, protože průmyslová žíravina v prostředí poškozují mazivo. V takových případech může být celokeramické ložisko řešením těchto problémů. Dále má vysokou tuhost důležitou v přesných strojích. Celokeramická ložiska se používají při procesu leptání křemíkových substrátů (waferů), kde se používá kyselina sírová a další kyseliny. Pouze keramická ložiska mohou odolat tomuto koroznímu prostředí. Další použití nalézají celokeramická ložiska v ultračistých vakuových systémech, kde se tekutá maziva odpařují a keramická ložiska žádná maziva nepotřebují. Všechna keramická ložiska mohou být také použita v aplikacích, kde jsou vyžadovány nemagnetické materiály. Uzavřená čerpadla poháněná magnetickou indukcí jsou široce používána pro čerpání různých žíravých chemikálií. Pro čerpadla, která pracují s častými starty, je opotřebení ložisek velmi rychlé. Celokeramická valivá ložiska vyrobená z nitridu křemíku nejsou citlivá na časté starty a mají dobrou chemickou odolnost proti korozi stejně jako požadované nemagnetické vlastnosti pro tuto aplikaci [21,22,23].

V následující tabulce 3.1 jsou uvedeny vybrané oceli a jejich chemické složení dané normou.

Tab. 3. 1 Chemické složení vybraných nejrozšířenějších ložiskových materiálů dané normou [4,41]

Ocel	Chemické složení [hm. %]									
	C	Mn	Si	Cr	Mo	Ni	Cu	Ni+Cu	P	S
ČSN 41 4109	0,90÷1,10	0,30÷0,50	0,15÷0,35	1,30÷1,65		max. 0,30	max. 0,25	max. 0,50	max. 0,027	max. 0,030
ČSN 41 4209	0,90÷1,10	0,90÷1,20	0,35÷0,65	1,30÷1,65						
100Cr6	0,93÷1,05	0,25÷0,45	0,015÷0,35	1,35÷1,60	max. 0,10	max. 0,030	max. 0,030	max. 0,50	max. 0,025	max. 0,015
100CrMnSi6-4	0,93÷1,05	1,00÷1,20	0,45÷0,75	1,40÷1,65	max. 0,10	max. 0,030	max. 0,030	max. 0,50	max. 0,025	max. 0,015
100CrMo7	0,93÷1,05	0,25÷0,45	0,15÷0,35	1,65÷1,95	max. 0,10	max. 0,030	max. 0,030	max. 0,50	max. 0,025	max. 0,015
CRK3R-Mo	0,85÷1,00	1,00÷1,50	0,50÷0,80	1,60÷1,90	0,30	max. 0,030	max. 0,030	max. 0,50	max. 0,025	max. 0,015
EN 31	0,90÷1,10	max. 1,10	0,10÷0,35	1,00÷1,50		---	---	---	max. 0,050	max. 0,050
17042	0,90÷1,05	max. 0,80	max. 0,90	16,0÷18,0						
X105CrMo17	0,95÷1,20	max. 1,00	max. 1,00	16,0÷18,0	0,4÷0,8					
AISI52100	0,95÷1,10	0,20÷0,50	max. 0,35	1,30÷1,60		---	---	---	max. 0,025	max. 0,025

3.2.3 MIKROSTRUKTURA A MIKROČISTOTA

Mikrostruktura je hodnocení materiálu na úrovni jednotlivých fází obsažených v tuhém roztoku (v našem případě železa). Posuzuje strukturální fáze a jejich poměrný obsah v tuhém roztoku, ale současně hodnotí přítomnost a rozložení nečistot. Pro hodnocení se používá vysoké zvětšení optických nebo elektronových mikroskopů.

Jedním z nejdůležitějších požadavků kladených na oceli pro valivá ložiska je vysoká mikročistota, protože životnost valivých ložisek závisí na množství, druhu, tvaru, velikosti a rozložení nečistot (vměstků) a na jejich fyzikálních vlastnostech. Nekomové vměstky, které mají menší součinitel tepelné roztažnosti jako základní ocelová matrice, jsou při kalení maticí stlačené, čímž vzniká vnitřní napětí. Nekomové vměstky nacházející se na funkčních plochách ložisek nebo v jeho blízkosti, působí potom jako koncentrátoři kontaktního napětí a stávají se zárodky porušení (kontaktní únava), které se šíří v závislosti na poloze vměstků a jimi vyvolané koncentrace napětí [25,26,27]. S narůstajícím počtem zatěžovacích cyklů vzniká na kontaktních plochách poškození – *pitting*, které pokračuje vylupováním dotykových vrstev oceli a končí zničením ložiska. Podle původu se nekovové vměstky rozdělují na exogenní a endogenní. Exogenní se dostávají do oceli při tavně a odlévání oceli (např. z vyzdívky pece). Oceli pro valivá ložiska jsou dnes proto vyráběna v elektrických obloukových pecích s mimopecním vakuovým zpracováním s cílem minimalizovat množství nekovových vměstků a plynů. Také se používá výrobní pochod tavení pod struskou. Endogenní vměstky jsou produktem reakcí, které probíhají při tavení a odlévání (dezoxidace,

desulfurace, apod.). Jsou to oxidy, globulární vměstky jako hlinitany, křemičitany a dále sulfidy. Nekovové vměstky mají vliv na vlastnosti ložiskových ocelí [28,29].

Vliv na obrobiteľnosť

Globulární vměstky, které jsou tvrdé a křehké, zhoršují obrobiteľnosť oceli a otupují obráběcí nástroje. Při dokončovacích operacích (broušení, superfiniš, aj.) se vměstky vydrolí, vytrhnou ze základní hmoty a způsobují povrchové vady na funkčních plochách ložisek [30].

Vliv na tváření

Nekovové nečistoty se hromadí na hranicích původních austenitických zrn (např. FeS). Protože FeS nebo eutektikum Fe-FeS má nízký bod tavení, způsobuje v oblasti tvářecích teplot lámavost během červeného žáru. Proto se přidává mangan, který váže síru na MnS, a tím omezuje vznik FeS. Tyto vměstky jsou plastičtější a tvárnější [31].

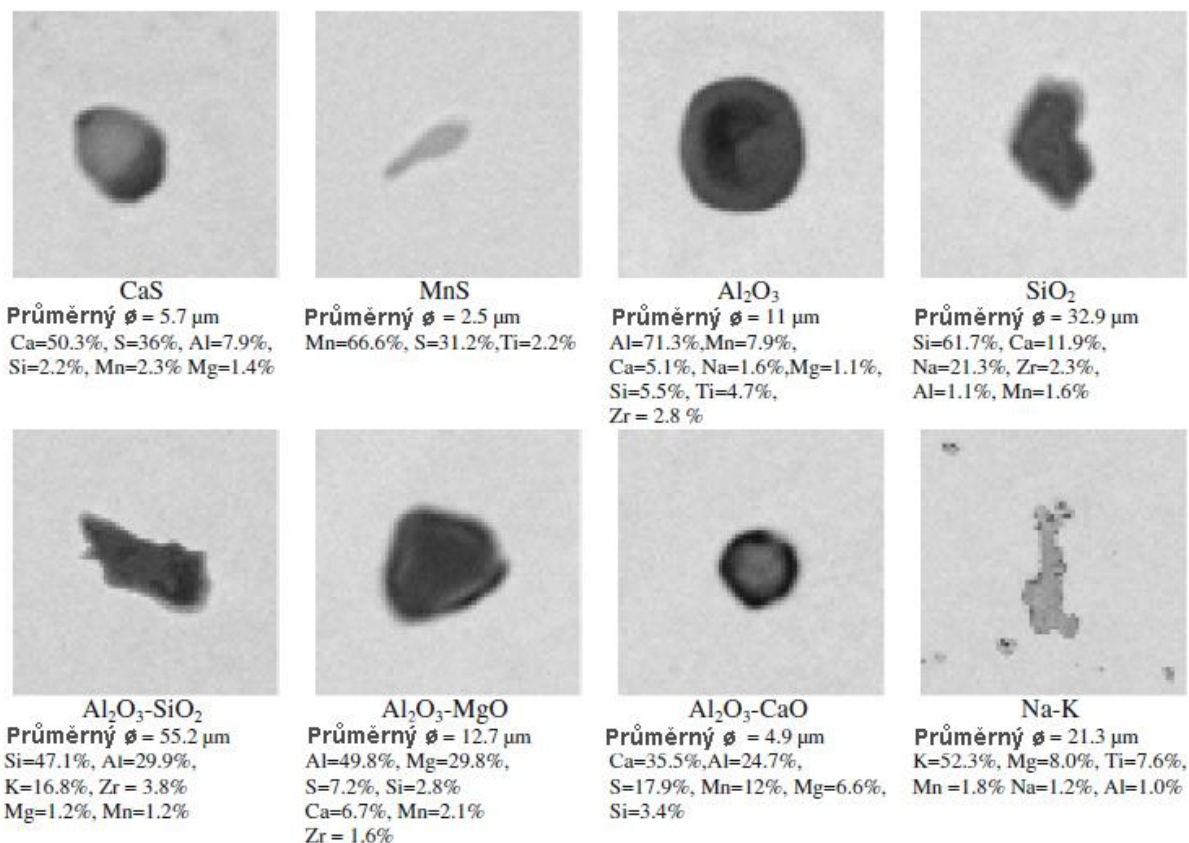
Vliv mechanických vlastností

Některé vměstky v ložiskových ocelích jsou tvárné (sulfidy, poloplastické křemičitany). Po větším stupni tváření oceli mají tvárné vměstky protáhlý tvar ve směru tváření a tvrdé vměstky jsou vydrolené do řádků (hlinitany). Takto uspořádané vměstky ve směru tváření způsobují pokles tažnosti a jsou příčinou rozdílných hodnot mechanických vlastností v podélném a příčném směru. Při malém stupni tváření jsou vměstky obvykle na hranicích zrn a snižují mechanické hodnoty [32].

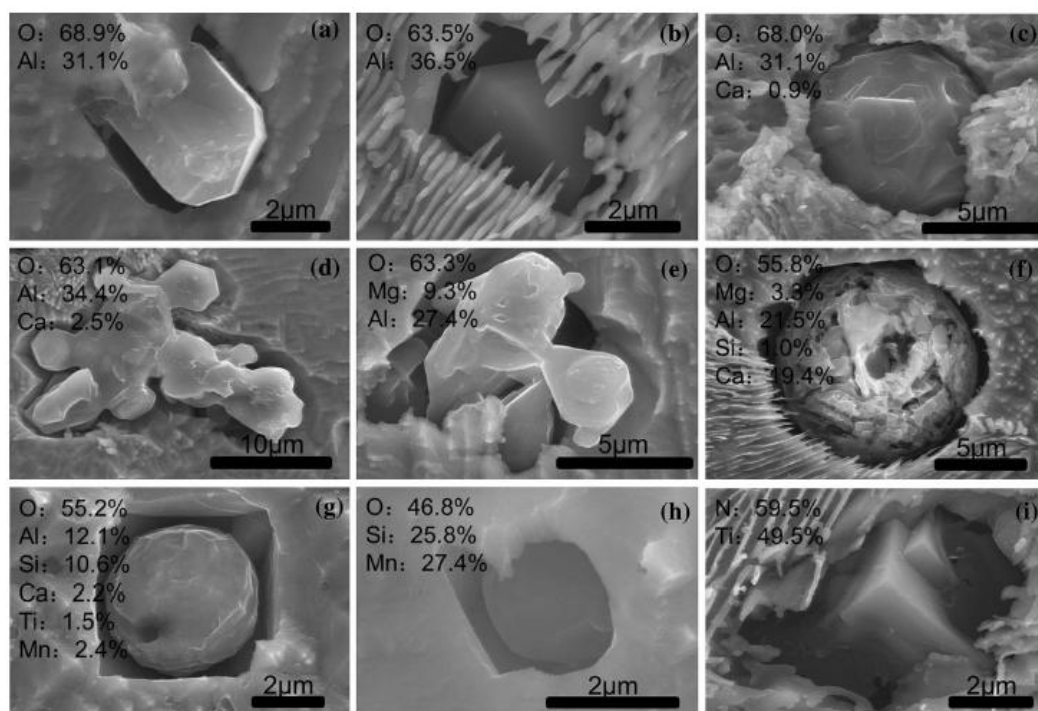
Vliv na trvanlivost

Mikročistota je považována za jeden z rozhodujících činitelů, který ovlivňuje trvanlivost ložiskových ocelí. Trvanlivost je daná počtem cyklů do vzniku únavových jevů, které se projeví vydrolením materiálu (pitting). Na trvanlivost ložiskové oceli mají nepříznivý vliv všechny druhy vměstků, i když v různé míře. Za nejhorší jsou považovány *hlinitany*, které jsou tvrdé nekovové, ostrohranné a nedeformovatelné vměstky vydrolené do řádků. Nejméně škodlivé jsou *sulfidy* [33]. Detailním studiem vměstků v ocelích se zabýval Ren [34], který zachytil jejich morfologie, měřil velikost, zaznamenával původní pozici a identifikoval složení inkluzí ve vybrané oblasti. Takto identifikované inkluze byly dokumentovány užitím elektronového mikroskopu a jsou znázorněny na obrázcích 3.4, 3.5 a 3.6. Také v souvislosti s různou velikostí a typem inkluzí byla prozkoumána prostorová distribuce inkluzí, jako jsou sulfidy, oxidy a vysoké obsahy sodíku a draslíku. Tyto informace by mohly být použity k identifikaci zdroje inkluzí a vedení procesu rafinace oceli.

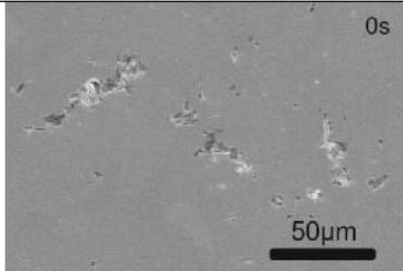
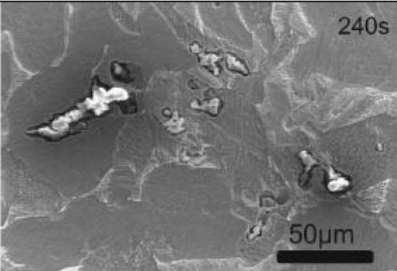
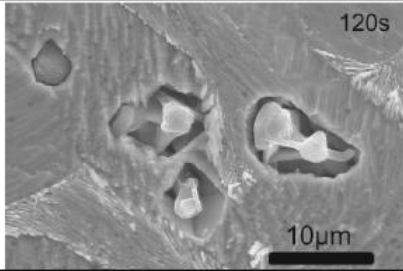
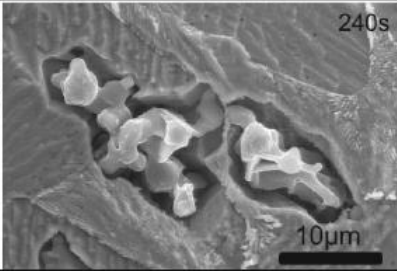
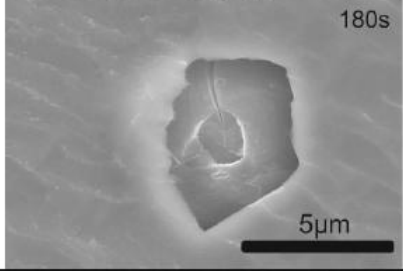
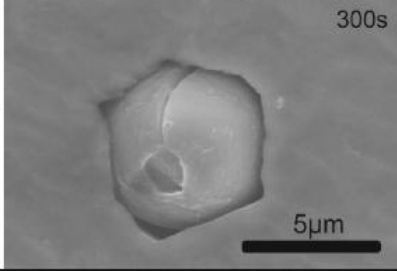
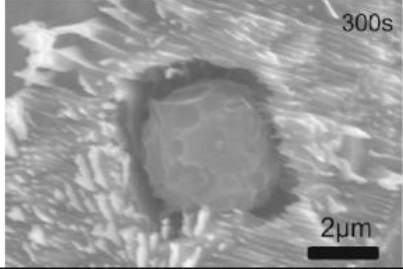
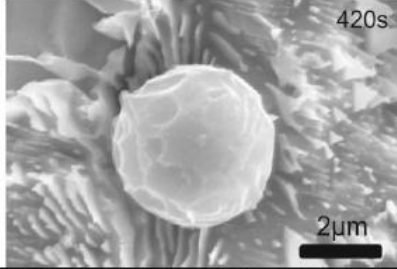
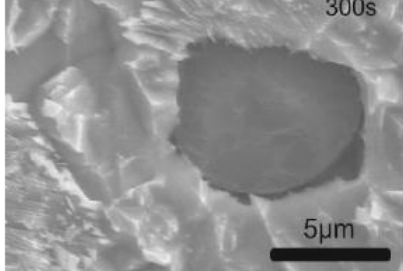
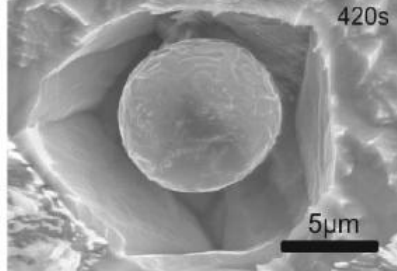
Mikročistota, tj. obsah nekovových vměstků (nečistoty) se hodnotí dle ČSN EN ISO 683-17 [24] porovnáním vyleštěných a naleptaných vzorků s etalony při zvětšení 100x.



Obr. 3. 4 Morfologie inkluze a složení (v hmotnostních procentech) pozorované pomocí SEM (leštění vzorek *Chyba! Nenalezen zdroj odkazů.*



Obr. 3. 5 Morfologie inkluzí a složení (v atomárních procentech) pozorované SEM (leptané kyselinou). *Chyba! Nenalezen zdroj odkazů.*

No.	Složení (atom. %)	Inkluze po různých dobách extrakce kyselinou	
(a)	O : 69.1% Al : 28.0% Ca : 2.9%	0s 	240s 
(b)	O : 67.2% Mg : 6.0 Al : 25.9% Ca : 0.9%	120s 	240s 
(c)	O : 60.0% Al : 39.1% Ca : 0.9%	180s 	300s 
(d)	O : 58.5% Al : 26.2% Ca : 15.3%	300s 	420s 
(e)	O : 68.8% Al : 8.7% Si : 15.0% Mn : 7.4%	300s 	420s 

Obr. 3. 6 Typické inkluze po různých dobách extrakce kyselinou (číselná hodnota v pravém horním rohu je doba extrakce kyseliny) **Chyba! Nenalezen zdroj odkazů.**

Nejen nečistoty, ale i karbidická nestejnorodost (nerovnoměrné rozložení karbidy) zhoršují jakost ložiska. Také struktura po žíhání naměkko velmi ovlivňuje obrobitelnost, náchylnost ke vzniku trhlin po kalení a rozsah kalicích teplot. Při hodnocení makrostruktury se hodnotí nestejnorodost (karbidická řádkovitost, karbidická síťka) a struktura po žíhání naměkko (dle normy ČSN EN ISO 683-17: Žíhání na globulární karbidy) [24].

Karbidická řádkovitost

Karbidická řádkovitost se dělí na:

- *karbidické vycezeniny*, což jsou větší karbidy protažené ve směru tváření,
- *karbidickou pruhovitost*, která vzniká z většího množství jemných karbidů protáhnutých tvářením v souvislé pásy.

Karbidická síťka

Karbidická síťka se vyskytuje nejčastěji ze všech chyb, jejichž příčinou je nerovnoměrné rozložení karbidů, které jsou vyloučené po hranicích zrn. Takto vyloučené karbidy způsobují snížení dynamické únosnosti, snížení houževnatosti a při zatížení dochází k porušování materiálu přednostně po hranicích zrn. Vznik karbidické sítěky zapříčiňuje nesprávný technologický postup při tavení, odlévání, krystalizaci a při tváření oceli. Obzvláště velmi důležitý je způsob ochlazování po válcování. Při rychlém ochlazování se vyloučí málo karbidů po hranicích zrn. Podle EN ISO 683-17 se kalené, leptané vzorky porovnávají s etalony mikrosnímků při zvětšení 500x. Maximální stupeň je CN 5,4 [35].

Struktura žíhaného materiálu

Pro zajištění požadovaných mechanických vlastností a parametrů ložisek je nutné výkovky před dalším mechanickým obráběním tepelně zpracovat žíháním naměkko.

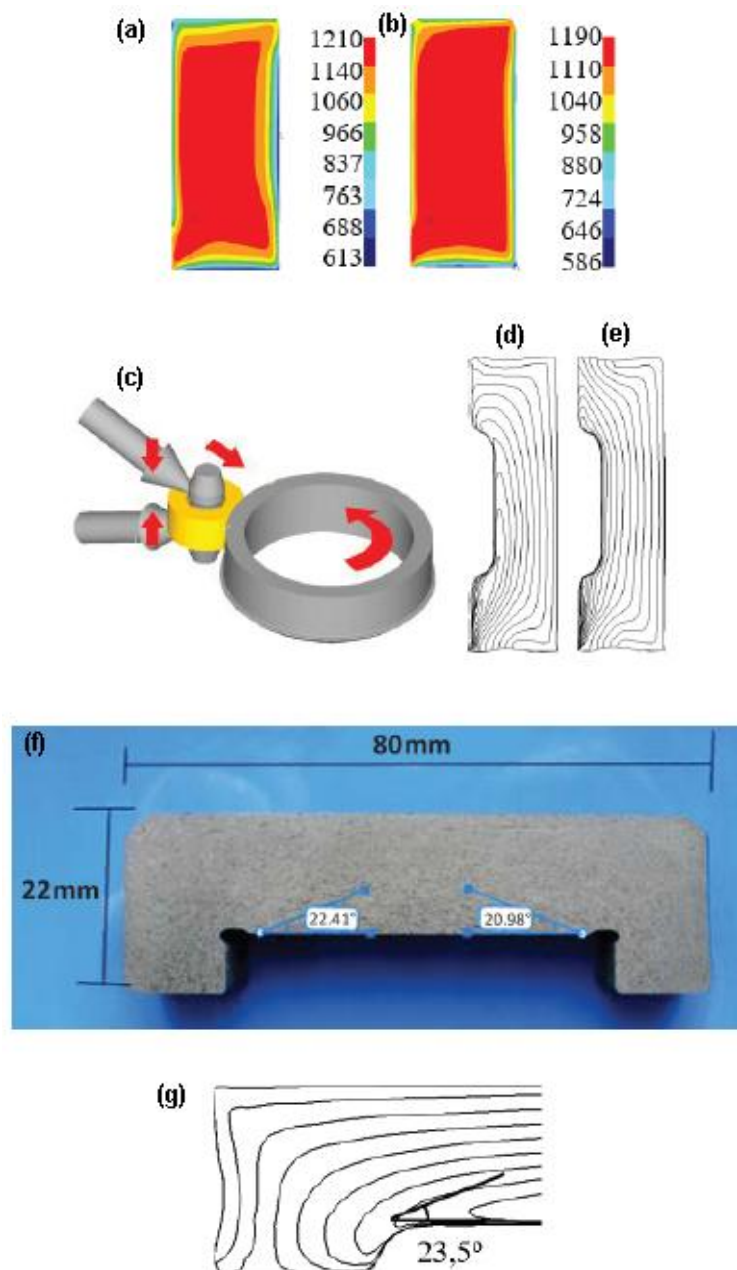
Optimální výsledná struktura ocelí pro valivá ložiska po žíhání naměkko (žíhání na globulární karbidy) je jemný globulární perlit s rovnoměrně velkými a rovnoměrně rozloženými karbidy. Lamelární perlit velmi zhoršuje obrobiteľnosť, zvyšuje náchylnost ke vzniku trhlin po kalení a zužuje rozsah kalicích teplot. Pokud je ve struktuře po žíhání naměkko přítomný i lamelární perlit, tak po kalení zůstane ve struktuře větší množství zbytkového austenitu, který způsobí větší strukturální a objemovou nestálost u hotových ložisek. Také dynamické únavové zkoušky vykazují nižší hodnoty, když byl ve struktuře před kalením přítomný i lamelární perlit.

V žíhací struktuře jsou dále nepřípustné shluky velmi jemných globulárních karbidů, protože jsou velmi dobře rozpustné při austenitizaci a koncentrace uhlíku v austenitu je větší právě v místech těchto shluků. Následky takovéto výchozí struktury se po kalení projevují stejně jako lamelární perlit. Žíhací struktura se hodnotí porovnáním s etalony při zvětšení 500x podle normy EN ISO 683-17 a maximální stupeň je 5 [36,37].

3.2.4 MAKROSTRUKTURA

Kontrola makrostruktury je u ložiskových ocelí důležitá. Makrostruktura ložiskových ocelí má rozhodující vliv na trvanlivost jednotlivých součástí ložiska. Hutnost ložiskových ocelí, kterou dosáhneme velkým stupněm přetváření, zvyšuje mez únavy a odolnost vůči kontaktní únavě kalené ložiskové oceli. Velkou trvanlivost ložiska dosáhneme použitím jakostního výchozího polotovaru a značného stupně přetváření. Na trvanlivost ložisek má také velký vliv

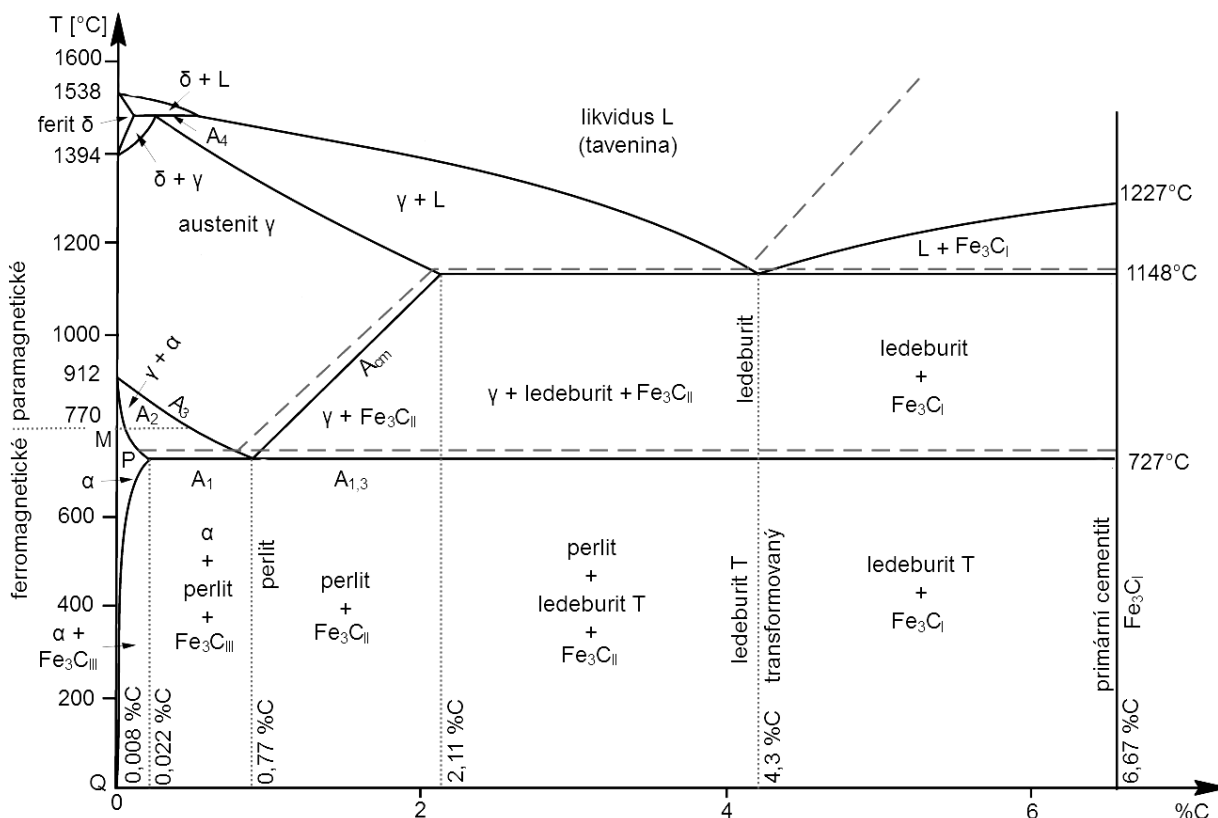
průběh vláken vůči oběžné dráze na kroužku; tj. úhel, který svírají vlákna s dotykovou plochou. Minimální trvanlivost mají ložiska, u kterých úhel mezi vlákny a dotykovou plochou je 40-50°. Avtonomova [38] ve své studii provedla numerické modelování tepelně viskózní plastické deformace polotovaru v procesu výroby ložiskového kroužku. Dále provedla makroskopickou analýzu tvorby vláken v průřezu ložiskového kroužku, což je znázorněno na obrázku 3.7.



Obr.3. 7 (a) teplotní pole kroužku [°C] po prvním válcování materiálu, (b) teplotní pole kroužku [°C] po druhém válcování materiálu, (c) schéma válcování profilu kroužku, (d) vlákna materiálu po prvním válcování, (e) vlákna materiálu po druhém válcování, (f) úhly vlákna vzhledem k dráze - makrofotografie vzorku s lineárními rozměry, (g) odhadovaný úhel při numerické simulaci **Chyba! Nenalezen zdroj odkazů.**

3.3 TEPELNÉ ZPRACOVÁNÍ

Aby bylo ložisko odolné vůči vysokým tlakům, kontaktu povrchů válcovacích prvků a kroužků, jsou tyto vytvrzovány tepelným zpracováním na minimální tvrdost 58 HRC. Tepelné zpracování ložiskových komponentů vyžaduje ohřátí a ochlazení v pečlivě kontrolovaných podmínkách, aby charakteristiky výsledného materiálu byly požadovaná tvrdost, difúzně vysoce nauhličená povrchová vrstva, vysoká lomová odolnost, vysoká pevnost v tahu, lepší obrobiteľnosť, správna veľikost zrna a snížený stresový stav. Špecifické tepelné cykly, ktoré vytvárajú tieto charakteristiky materiálu, sa nazývajú žihání, normalizace, kalení, cementace a temperování. Selektivní termální cykly poskytují typické mikrostruktury jako je bainitická, martenzitická, austenitická, feritická a perlitická. Železo a uhlík jsou vedlejšími složkami v ložiskových ocelích, naopak specifické množství manganu, křemíku nebo jiných legujících prvků jako chrom, nikl, molybden, vanad nebo wolfram, tvoří vlastnosti těchto ocelí. Minimální obsah uhlíku v ložiskových ocelích je minimálně od 0,08 % (AIS1 3310) do maximálních 1,10 % (AIS1 52100). Protože ložisková ocel zřídka překračuje 1,1 % uhlíku a jejich tepelné zpracování nepřekračuje teplotu kovu 1302 °C, je třeba použít pouze část fázového diagramu zobrazeného na obrázku 3.8.



Obr. 3. 8 Rovnovážný binární diagram metastabilní soustavy Fe-Fe₃C, A – austenit, F – ferit, P – perlit, L – ledeburit, C – cementit, ℓ – tavenina (likvidus) **Chyba! Nenalezen zdroj odkazů..**

Uhlík je rozpustný v roztaveném železe, stejně jako rozpustný ve vodě. Právě tato přeměna se vyskytuje v pevném roztoku, který umožňuje měnit mechanické vlastnosti oceli. Vysokouhlíkové chromové ložiskové oceli jsou obvykle měkké a po sféroidním žíhání jsou vhodné pro obrábění. Mikrostruktura sestává z částic sféroidního karbidu ve feritické matici. Tato směs feritu a karbidu, který se vyskytuje při pokojové teplotě, se přemění na austenit při přibližně 27 °C. Austenit je schopen rozpustit podstatně větší množství uhlíku než je obsaženo ve feritu. Podle změny rychlosti ochlazování z teploty austenitizace může být změna distribuce výsledného feritu a karbidu modifikována, což poskytuje široké možnosti výsledných vlastností materiálů. Na základě obsahu uhlíku může být ocel zařazena do tří kategorií: eutektoidní, nadeutektoidní a podeutektoidní [58].

Ložiskové oceli 100Cr6 dle normy ČSN 41 4209 se obvykle kalí z teploty 830 °C do oleje. Po zakalení se popouštějí na teplotě 170 ° - 240 °C. Před kalením se oceli žíhají naměkko, aby strukturu tvořil sféroidizovaný perlit. V žíhané oceli je povoleno max. 10 % lamelárního perlitu. Tvrdost po žíhání naměkko se pohybuje mezi 187 až 207 HB, u oceli ČSN 41 4209 je povoleno až 217 HB. Optimální obsah karbidů po žíhání na měkko je asi 14 % [58].

3.4 TECHNOLOGIE VÝROBY VNĚJŠÍCH LOŽISKOVÝCH KROUŽKŮ

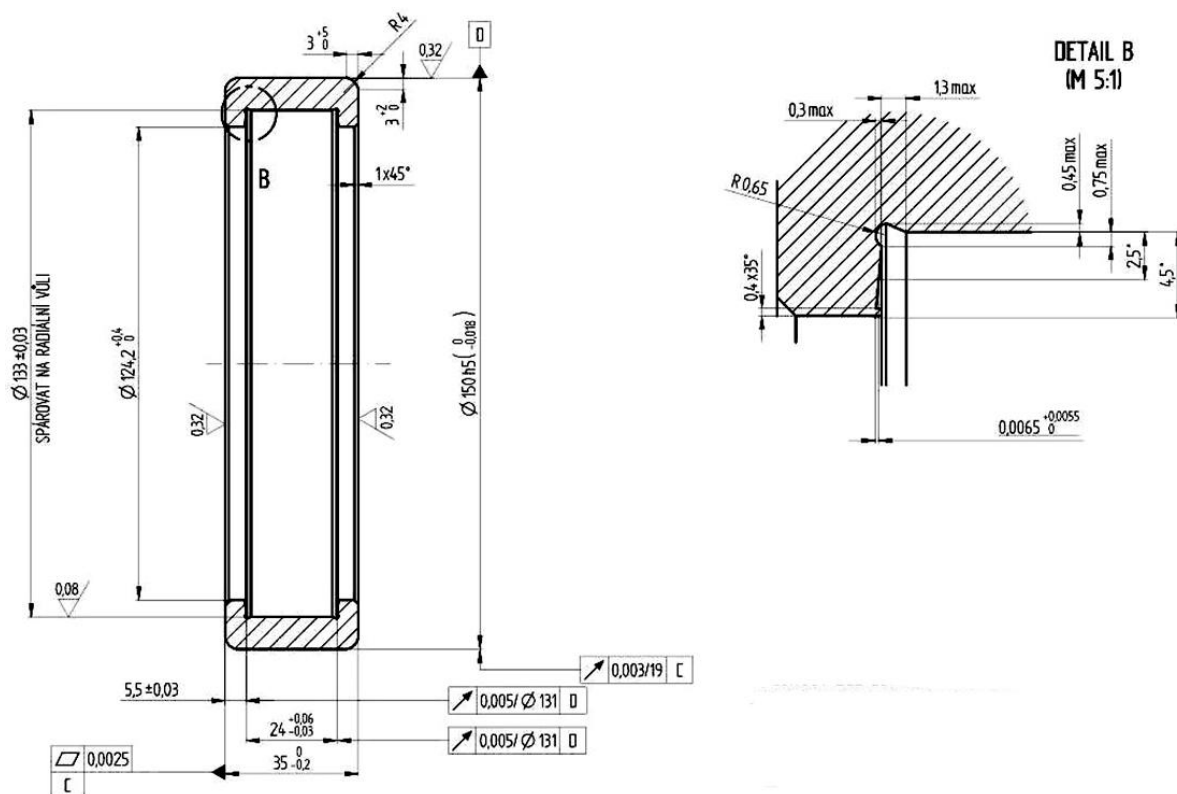
V současnosti je výroba kroužků ložisek rozdělena na technologie před tepelným zpracováním a po tepelném zpracování. Jsou používány dvě varianty technologických postupů:

- Technologický postup A - výchozí polotovary trubka nebo zápusťkový výkovek rozválcovaný za tepla, následně soustružený,
- Technologický postup B - výchozí polotovary trubka dělená a soustružená na polotovary pro rozválcování, následně rozválcování za studena.

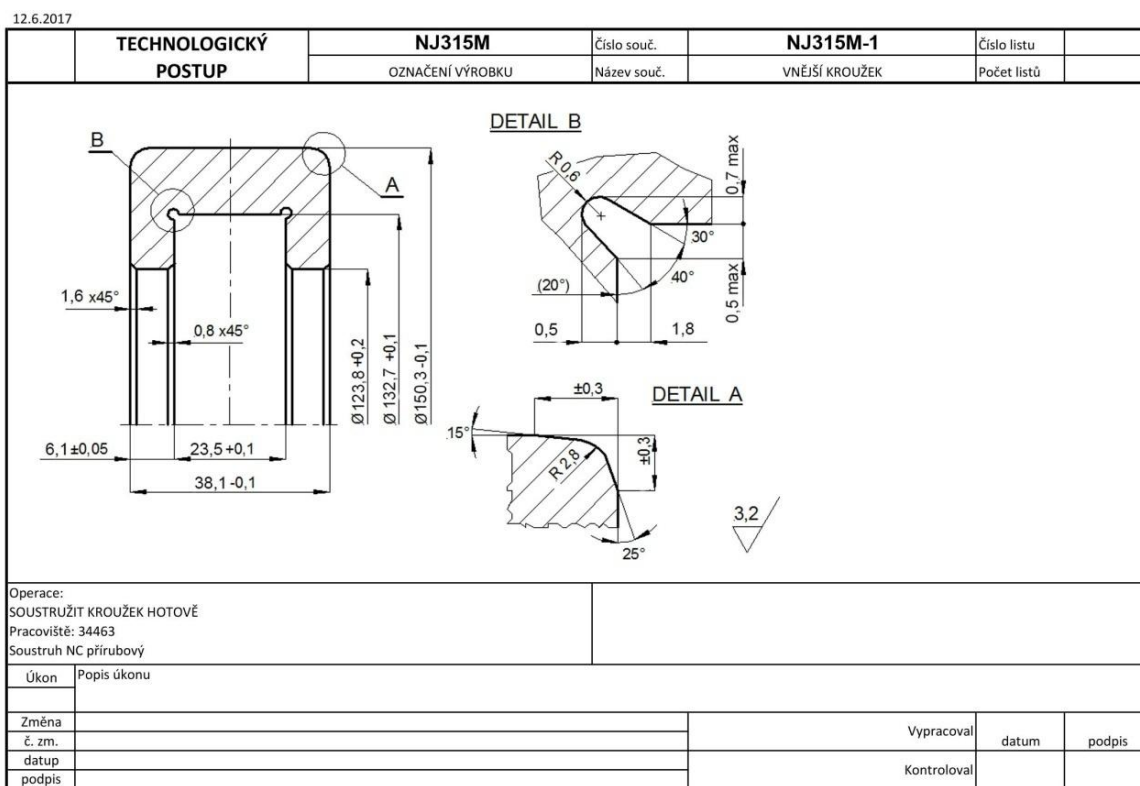
Jako typový technologický představitel dříve uvedených konstrukčních řad byl zvolen vnější kroužek ložiska NJ314M, který je znázorněn na obrázku 3.9.

Technologický postup A (vnější kroužek):

- výchozí materiál – silnostěnná trubka nebo rozvalek,
- dělení trubky řezáním na pásové pile (varianta trubka),
- soustružení trubky nebo výkovku dle návodky zobrazené na obr. 3.10, stroj CNC soustruh,
- tepelné zpracování – kalit, popustit,
- hrubovací broušení,
- dokončovací broušení.



Obr. 3. 9 Příklad konstrukčního řešení vnějšího ložiskového kroužku.



Obr. 3. 10 Návodka pro soustružení z trubky.

Technologický postup B (vnější kroužek):

- výchozí materiál – silnostěnná trubka,
- dělení trubky řezáním na pásové pile,
- soustružení předvalku, stroj CNC soustruh,
- rozválcování kroužku, stroj URWA 160,
- tepelné zpracování – kalit, popustit,
- hrubovací broušení,
- dokončovací broušení.

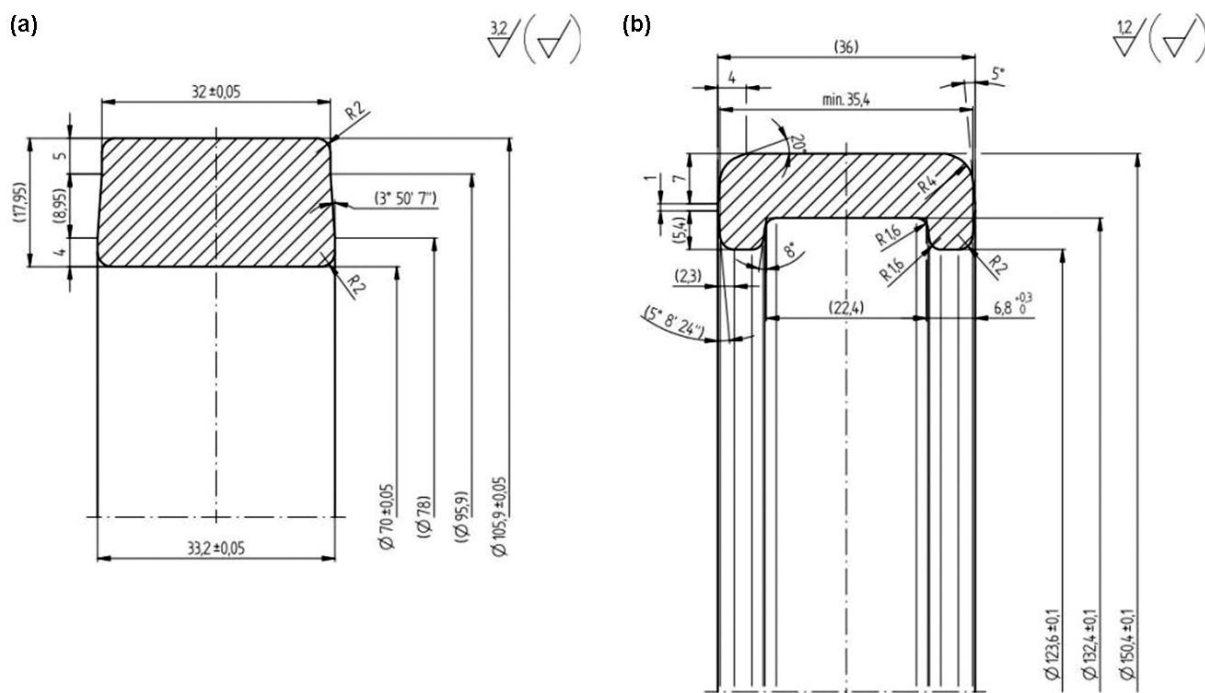
Výchozím materiálem pro obě varianty postupů se používají ložiskové oceli. V našem experimentu byla použita ocel dle normy ČSN 41 4109 (zahraniční ekvivalent 100Cr6).

Pro variantu postupu A je výchozím polotovarem silnostěnná trubka vyráběná válcováním za tepla a dělená na pásové pile CNC s přídávkem 1 mm a soustružená dle postupu A dle uvedeného tvaru na obrázku 3.9.

Pro variantu postupu B je výchozím polotovarem taktéž silnostěnná trubka vyráběná válcováním za tepla a dělená na pásové pile CNC s přídávkem 1 mm a soustružená dle uvedeného tvaru zobrazeného na obrázku 3.9. Následnou operací je rozválcování za studena na stroji URWA 160 dle obrázku 3.11. Pro variantu postupu B je výchozím polotovarem taktéž silnostěnná trubka vyráběná válcováním za tepla a dělená na pásové pile CNC s přídávkem 1mm a soustružená dle obrázku 3.10.

Následnou operací je rozválcování za studena na stroji URWA 160 dle obrázku 3.11.

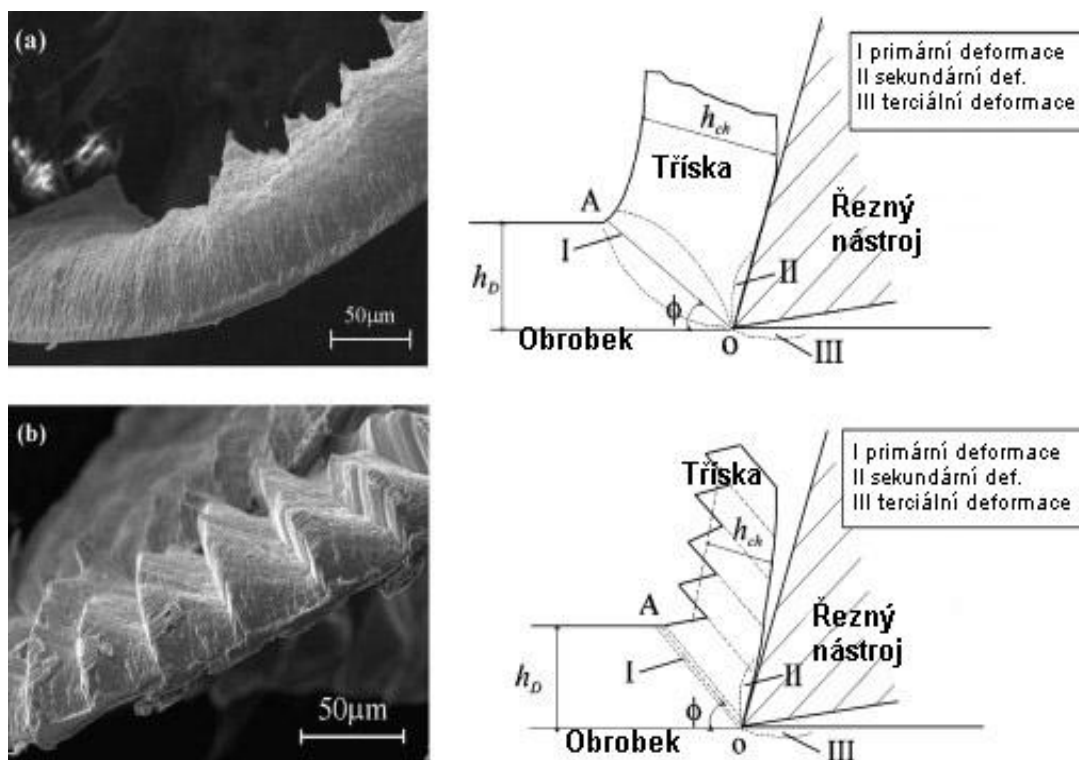
Rozměry pro soustružení polotovaru pro rozválcování jsou uvedeny na obrázku 3.9.



Obr. 3. 11 (a) příklad ložiskového polotovaru, (b) příklad ložiskového rozvalku.

3.4.1 ŘEZNÝ PROCES

Všeobecně akceptovaný model tvoření třísky při obrábění plastických materiálů je naznačen na (obr. 3.12).



Obr. 3. 12 Průběh vzniku třísky (a) kontinuální tříška, (b) pilovitá tříška [45].

Přeměna odřezávané vrstvy obrobku je doprovázena pružnou, ale hlavně plastickou deformací ve 3 oblastech. V oblasti primární plastické deformace je břitem oddělována vrstva o tloušťce h_d a přeměněna v třísku o tloušťce h_{ch} . Obvykle platí $h_d > h_{ch}$, to znamená, že se odřezávaná vrstva v oblasti primární plastické deformace pěchuje a po čele odchází tříška rychlostí menší než je řezná rychlost v_c . V oblasti sekundární plastické deformace probíhá v důsledku velmi intenzivního tření třísky o čelo velmi silná plastická deformace tenké vrstvy třísky odcházející po čele. Na spodní straně třísky vzniká tzv. zabrzděná – mezní vrstva. K terciární plastické deformaci dochází v tenké povrchové vrstvě obrobenej plochy (resp. plochy řezu) v důsledku dopružení obráběného materiálu na hřbet třením. Pro realizaci odebrání materiálu obrobku a jeho přeměnu v třísku je nutno vynaložit řeznou sílu F , kterou vniká břit řeznou rychlostí v_c . Takto vynaložená mechanická energie se prakticky celá přemění v teplo. V primární oblasti, kde je plasticky deformován celý objem odřezávané vrstvy, je stupeň plastické deformace podstatně nižší v porovnání s mimořádně intenzivní plastickou deformací v sekundární oblasti. Tato deformace je omezena na velmi tenkou vrstvu odcházející třísky a zásadním způsobem ovlivňuje teplotu povrchových vrstev čela nástroje. Totéž platí, i když v menší míře, o terciární plastické deformaci. Pro opotřebení břitu mají největší význam sekundární a terciární plastická deformace, protože zásadním způsobem ovlivňují teplotu kontaktních ploch na čele a hřbetu nástroje. Tato teplota je dominantním faktorem procesu opotřebení [46,47].

3.4.2 SOUSTRUŽENÍ

Soustružení je technologie třískového obrábění, která pro zhotovení rotačních součástí používá jednobřité nástroje. Řezný pohyb je při soustružení válcové plochy realizován po šroubovici a při soustružení čelní plochy po Archimédově spirále. Více než třetina všech obráběcích operací je prováděna soustružením, což z této technologie dělá jednu z nejpoužívanějších obráběcích metod. I přes to, že je používán jednobřítý nástroj, je nezbytné zohlednit mnoho faktorů ovlivňujících řezný proces.

Celková řezná síla F a její složky – pasivní síla F_p , posuvová síla F_f a řezná síla F_c (obr. 3.13) se pro podélné soustružení válcové plochy stanoví podle vztahů:

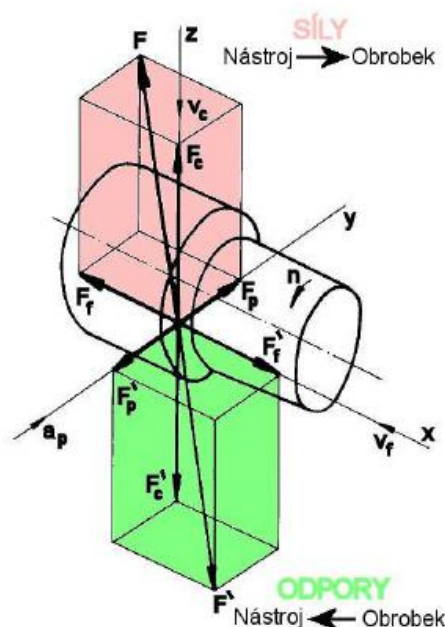
$$F_c = C_{F_c} \cdot a_p^{x_{Fc}} \cdot f^{y_{Fc}} [N], \quad (3.1)$$

$$F_f = C_{F_f} \cdot a_p^{x_{Ff}} \cdot f^{y_{Ff}} [N], \quad (3.2)$$

$$F_p = C_{F_p} \cdot a_p^{x_{Fp}} \cdot f^{y_{Fp}} [N], \quad (3.3)$$

kde: C_{F_c} , C_{F_p} , C_{F_f} [-] jsou materiálové konstanty, x_{F_c} , x_{F_f} , y_{F_p} [-] jsou exponenty vlivu a_p , y_{F_c} , y_{F_f} , y_{F_p} [-] jsou exponenty vlivu f , a_p [mm] je šířka záběru hlavního ostří nástroje a f [mm] je posuv na otáčku,

$$F = \sqrt{F_c^2 + F_p^2 + F_f^2} [N]. \quad (3.4)$$



Obr. 3. 13 Řezné síly odporu při podélném soustružení [43].

Soustružení po tepelném zpracování je všeobecně použitelné pro materiály s tvrdostí od cca 50-60 HRC. Jedinou možností obrábění těchto materiálů bylo v minulosti broušení nebo

obrábění při extrémně nízkých řezných podmínkách. Vývoj moderních řezných materiálů přinesl do obrábění kovů značný progres. V dnešní době mohou být i nejtvrdší obrobky soustruženy, zatímco dříve byly obrobky z kalené oceli převážně obráběny broušením.

Volba nástroje pro obrábění tvrdých tepelně zpracovaných materiálů je ovlivněna přísnými požadavky, které jsou určeny právě charakteristikami obrobku. V této oblasti se mohou vyskytnout problémy různého druhu: velmi rychlé opotřebení břitů nástroje, tvorba trhlin nebo vydrolování břitů či nedostatečná jakost obrobeného povrchu. I když v mnoha případech obrábění stačí použít nástroje ze slinutého karbidu (Suresh [60] ve své studii použil při obrábění kalené oceli AISI 4340 nástroj ze slinutého karbidu s povlakem TiC/TiCN/Al₂O₃ a Sahoo [61] použil pro obrábění stejného materiálu nástroj ze slinutého karbidu povlakovaný multipovlakem TiN/TiCN/Al₂O₃/ZrCN a TiN/TiCN/Al₂O₃/TiN), je nutné v rámci produktivního obrábění kalených ložiskových kroužků využít i speciálně vyvinuté řezné nástroje. K těmto řezným materiálům patří převážně určité druhy keramiky a kubického nitridu bóru.

Při obrábění tvrdých tepelně zpracovaných materiálů vznikají následující problémy:

- vysoké teploty v oblasti řezání,
- vyšší a proměnná velikost řezných sil,
- vysoký tlak na malý průřez třísky v blízkosti ostří,
- rychlé opotřebení břitu nebo lom břitové destičky,
- špatná homogenita materiálu obrobku,
- nedostatečná stabilita procesu.

Při volbě typu nástrojového materiálu a geometrie břitové destičky je nutné vzít v úvahu vysoké teploty a mechanické zatížení, jemuž jsou vystaveny při dané operaci a použitých řezných podmínkách. Na břity jsou kladeny značné požadavky zejména s ohledem na:

- odolnost proti působení abrazivního opotřebení,
- chemickou stabilitu,
- tvrdost za tepla,
- pevnost v tahu [49].

3.5 BROUŠENÍ NA BEZHROTÝCH BRUSKÁCH

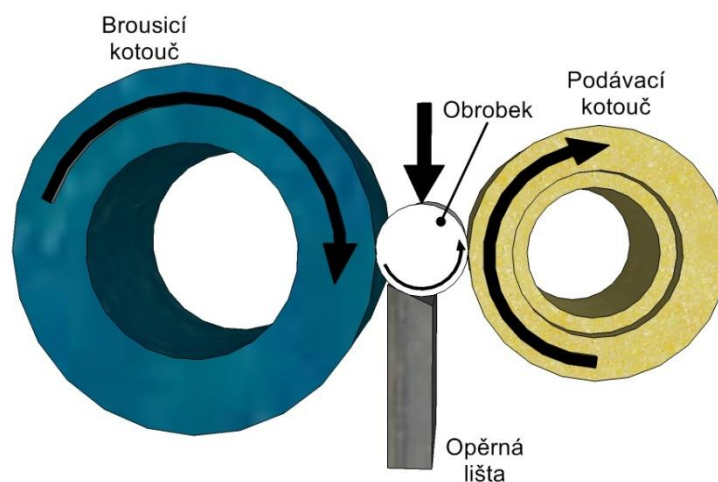
Bezhraté brusky jsou velmi výkonné obráběcí stroje, na kterých se mohou brousit válcové nebo i jinak tvarové rotační plochy způsobem průchozím a zápichovým. Tyto stroje jsou zvláště vhodné pro hromadnou a sériovou výrobu. Vzhledem k jejich univerzálnosti a jednoduchosti ustavování obrobku však mohou být použity také v malosériové výrobě [63].

Bezhratá bruska, jejíž pracovní schéma je na (obr. 3.14) sestává v podstatě ze čtyř hlavních dílčích úseků: lože stroje, brusného vřeteníku, podávacího vřeteníku a můstku s opěrnou lištou. Litinové lože má mohutnou rámovou konstrukci schopnou utlumit chvění vznikající z rychle rotujících kotoučů a náhonových elektromotorů. V loži stroje jsou kromě elektromotorů broušícího a podávacího kotouče umístěna také elektrická ovládací zařízení,

případně nádrže a čerpadla mazacího a hydraulického okruhu. Na vrchní části lože jsou upraveny upínací a vodící plochy pro uchycení brusného vřeteníku a podávacího vřeteníku [63].

Brusné vřeteno je uloženo v tělese brusného vřeteníku ve dvou kluzných, případně valivých ložiscích. Konstrukční provedení ložisek je různé podle typu bezhroté brusky. Ve všech případech však musí být ložiska provedena s minimální vůlí, s maximální přesností chodu a s vysokou tuhostí jak při rozběhu vřetene, tak i při dlouhodobém chodu stroje.

Úměrně k menším rozměrům podávacího kotouče, který se otáčí podstatně menšími rychlostmi než brousicí kotouč, je provedena také konstrukce podávacího vřeteníku. Náhon podávacího kotouče je odstupňovaný. Změnou jeho otáček a mírným vykloněním osy podávacího kotouče ve vertikální rovině vůči ose brousicího kotouče se dosahuje axiální posuvová složka pohybu obrobku odvozená z jeho otáčení. Hloubka záběru broušení se nastaví přísuvem podávacího vřeteníku zpravidla pomocí šroubu [64].



Obr. 3. 14 Obecný princip bezhrotého broušení [62].

Princip bezhrotého broušení spočívá ve 3-bodovém styku opěr a brousicího kotouče s obrobkem, což zaručuje kruhové obrobení ploch. Tento způsob výborně eliminuje nerovnosti povrchu způsobené ovalitou.

Podávací kotouč je u průchozího způsobu skloněn vůči opěrné liště a při odvalování součásti ji šroubovým pohybem posouvá mezi kotouči. Nakloněním brousicího kotouče v horizontální rovině je pak dosahováno postupného úběru materiálu po celé šířce kotouče. Ve skutečnosti se nejedná u brousicího kotouče o povrchovou přímku. Tvar kotouče je modifikován tak, aby se úběr plynule zvyšoval a na konci pásma plynule snižoval. Toho je docíleno vykloněním orovnávače v podélné ose vůči ose kotouče. Povrch kotouče pak má tvar rotačního hyperboloidu. Aby se omezila radiální složka řezné síly a obrobek nebyl vtlačován mezi kotouče, je obrobek umístěn nad osami brousicího a podávacího kotouče, stykový úhel je pak menší než 180° [65].

Optimální poloha obrobku vůči broušicímu a podávacímu kotouči a vůči opěrné liště je funkcí řady parametrů, mezi něž patří řezná rychlost, poměr otáček obrobku, podávacího kotouče a broušicího kotouče, materiálu podávacího kotouče, velikosti úběru, průměru a hmotnosti obrobku, atd. Obvykle se stanovuje experimentálně.

U zápchového způsobu broušení je podávací kotouč vyosen jen mírně, aby stabilizoval obrobek, který je v axiálním směru fixován na opěru uchycenou na můstku. Při tomto způsobu je možné po orovnění nepřímkového tvaru na kotouči brousit složité povrchové tvary.

U dokončovacího broušení se doporučuje použít odlišný úhel opěrné lišty od hrubovacího způsobu, aby se do výsledného tvaru nekopírovaly úchyly tvaru vzniklé při hrubovacím broušení, zejména trojhran a úchyly s lichým počtem vln. Při dokončovacích operacích je tvar broušících zrn volen s tupějším úhlem nebo jsou použity minerály, jejichž zrna se při obnovování diamantovým orovnačem tříští (zejména umělý korund). U brusek na dokončování a jemné broušení je běžné statické a dynamické vyvažování broušících kotoučů k minimalizaci vibrací.

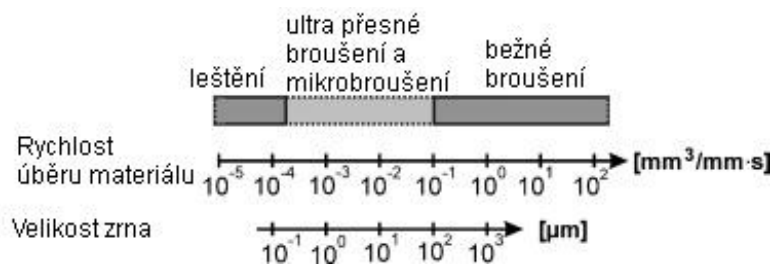
Pro ultra přesné broušení platí, že není snadné stanovit kritéria, která tento způsob obrábění budou jednoznačně definovat. Pokud vycházíme z pochopení obsahu vysoce přesného broušení, je nutné konstatovat, že při broušení křehkých materiálů je dosahováno podobné jakosti a integrity povrchu jako při soustružení a frézování materiálů tvárných, kdy povrchy jsou dokončovány při obrábění diamantem. Přesto existuje jiný přístup k vysoce přesnému broušení:

- broušení je proces oddělování materiálu brusivem pevně uchyceným narozdíl od lapování a leštění,
- oddělení materiálu nastává přerušovaným stykem kotouče a obrobku,
- povrch je charakterizován statickým rozčleněním parametrů,
- střední kvadratická přesnost $SRq < \lambda/10$ pro $\lambda < 1 \mu\text{m}$,
- průměrná kvadratická úchylka posuzovaného profilu $Rq < 1/100$,
- nepoškozený povrch by měl vyloučit rozptyl světla a být bez trhlin,
- tvar, topografie, tolerance by měly být dosaženy při jednom stupni obrábění.

Tento poslední požadavek je největší výzvou pro vysoce přesné obrábění a jeho uplatnění. Obecně je vysoce přesné broušení užívané při výrobě součástí s vysokou jakostí povrchu a s vysokou přesností tvarů. Tento proces je založen na mechanismu oddělování materiálu, který je na hranici pásma přechodu křehkého k tvárnému materiálu využívající skutečnost, že na povrchu nově vzniklé plochy nevznikají trhliny [66].

Ultra přesné dokončovací broušení je charakterizováno úběrem materiálu menším než jeden mikrometr, často tvárným způsobem při malém posuvu a malém záběru hlavního ostří nástroje a řezné rychlosti do $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, přičemž další kritéria jsou znázorněna na obrázku 3.15.

Ultra přesným broušením se zabývalo mnoho autorů jako například Brinksmeier [66], Chen [67], Tian [68] nebo Brecher [69].

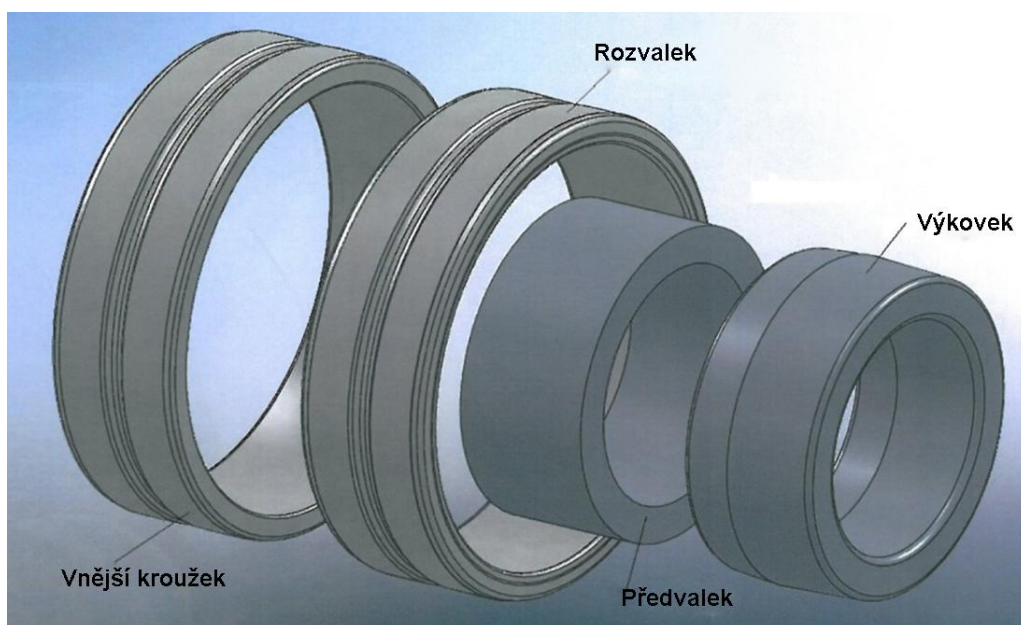


Obr. 3. 15 Klasifikace přesnosti a mikrostruktury s ohledem na leštění a běžné broušení v závislosti na rychlosti úběru materiálu a velikosti zrna [66].

3.6 ROZVÁLCOVÁNÍ ZA STUDENA

Materiál je při této technologii tváření rozválcován za běžné teploty okolí. Rozválcování se provádí na speciálním rozválcovacím stroji. Polotovár je soustružený kroužek vhodného tvaru. Rozválcování pak dovoluje podstatně menší přídavky, je možno dosáhnout přesnějších rozměrů a existuje podstatně vyšší využití materiálu. Válcuje se tvar blízcí se tvaru obrobeneho kroužku, takže průběh vláken je velmi příznivý k výslednému namáhání ložiskového kroužku. Dalším pozitivním aspektem je fakt, že rozválcováním za studena dochází ke zpevnění materiálu [51].

Popis teorie tváření a rozválcování za studena není předmětem této studie, avšak jeho aplikace do sériové výroby ložiskových kroužků má pozitivní dopad na snižování nákladů výroby a zvyšování trvanlivosti ložisek. Na obrázku níže (obr. 3.16) je znázorněn poměr velikostí výkovku, předvalku a samotného rozvalku.

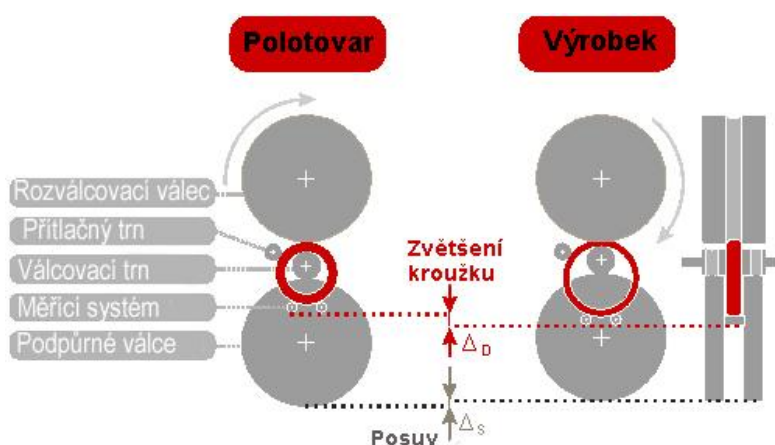


Obr. 3. 16 Poměr velikostí výkovku, předvalku a samotného rozvalku.

Přednosti této technologie:

- úspora výchozího materiálu,
- velmi vhodný průběh vláken, zvýšení dynamické únosnosti,
- úspora nákladů na obrábění (soustružení, broušení),
- snížený objem třísek, likvidace odpadu (ekologie),
- celkové snížení výrobních nákladů.

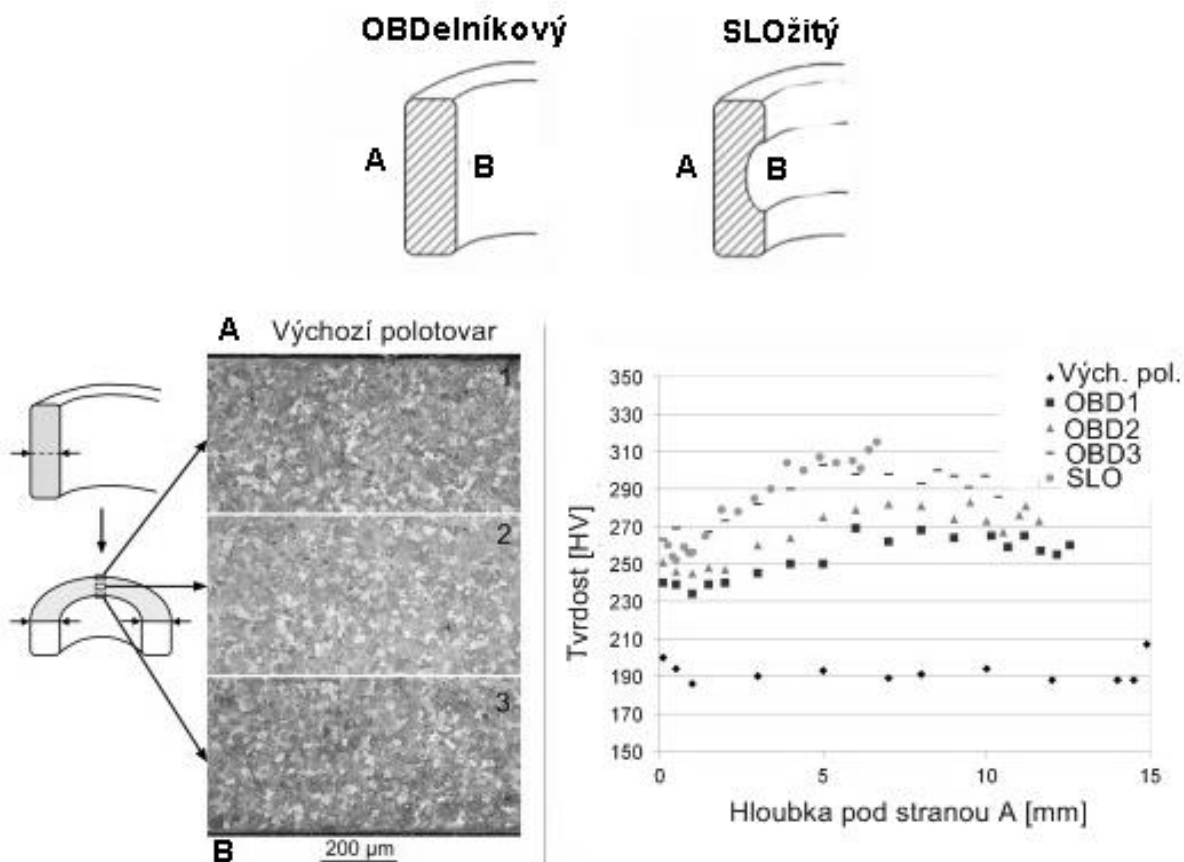
Pracovní princip je dán hnanými válci a volně se otáčejícím trnem, který je pro válcování vnějšího profilu pomocí podpěrných válců tlačěn vzhůru. Stavebnicová řada se vyznačuje symetrickou nástavbou, ve které jsou jednotlivé elementy pro úsporu prostoru vertikálně uspořádány. Na obrázku 3.17 je znázorněno schéma principu rozválcování **Chyba! Nenalezen zdroj odkazů..**



Obr. 3. 17 Schéma rozválcování **Chyba! Nenalezen zdroj odkazů..**

Problematikou rozválcování za studena se zabývalo mnoho vědců, jako například Utsunomiya [53], který řešil elasticko plastickou analýzu, Yang [54], který provedl numerickou simulaci tohoto procesu či Guo [55], který řešil plastickou deformaci numerickou simulací s využitím metody konečných prvků. Yan [56] se ve své studii zabýval rychlostí posuvu, která musí být během válcování za studena řízena, ale nejprve musí být plánována. Dosud byla stanovována především zkouškami a zkušenostmi, protože stávající metoda je neefektivní. Ve svém článku však Yan našel vhodnou metodu pro naplánování rychlosti posuvu. Sestavil také matematický model, který je založen na analýze příčiny rozšíření kroužku během válcování. Model definuje vztah mezi rychlostí růstu vnějšího kroužku a rychlostí posuvu. Rovněž určil extrémní rychlosti posuvu a rychlosti růstu vnějšího kroužku. Studie Rytbergova [57] se zabývá vývojem mikrostruktury a struktury při válcování za studena ložiskových kroužků z materiálu 100Cr6. Přerušením válcovacího procesu v předem definovaných intervalech bylo dosaženo poměrů roztahení v rozmezí od 1,05 do 1,5, což mělo za následek různé stupně deformace kroužků. Výsledky pro kroužky s jednoduchým obdélníkovým průřezem byly porovnávány s výsledky pro válcovaný kroužek se složitým průřezem. Porovnání jejich tvrdostí v jednotlivých místech je znázorněno na obrázku 3.18. Kombinací výsledků z optické a skenovací elektronové mikroskopie s měřením tvrdosti byly prezentovány dva různé

kroužky, které vykazují podobný tok materiálu při válcování za studena. Deformace byla největší u vnitřního průměru kroužků a klesající směrem k oblasti vnějšího průměru.



Obr. 3. 18 Rozdíly v tvrdosti při studeném rozválcování ložiskových krouek (obdeľnıkoveho a sloiteho prezu) v jednotlivých místech [57].

Tvarecı proces při rozválcování za studena je proces probíhající za teploty materiálu nisı, než je rekrystalizační teplota zpracovaného kovu. Při tvarenı za studena dochází ke zpevnění kovů a litin, což znamená, že zvyšováním deformace vzrůstá mez pevnosti a smluvní mez kluzu a klesá tažnost. Při dosažení určitého stupně deformace je však zásoba plasticity tvareneho kovu vyčerpána, což se projeví tím, že se na okrajích nebo povrchu začnou objevovat trhlinky.

Rekrystalizanım ıhanım je možné plastické vlastnosti materiálu zase obnovit a pak pokračovat v dalším tvarenı. Vztah mezi celkovou deformací za studena a mechanickými hodnotami (mez pevnosti a mez kluzu) se vyjadřují v tzv. zpevnovacım diagramu.

3.6.1 VOLBA PŘEDVALKU

Snahou technologie by mělo bít volit co nejmenší predvalek, neboť tím bude minimalizována spotřeba materiálu. Omezením je pıpusn redukcce (stupeň pretvarenı) a dovolený minimální prumer válcovacího trnu. Dalším kriterıem je snaha sjednocovat rozměry trubek pro různé typorozmery změnou redukcce s cílem shromadovat objednavky pro hutní závody.

Úvaha při návrhu předvalku musí zahrnovat:

- zpevnění materiálu po tváření za studena ve vztahu na velikost redukce,
- jaká obrobiteľnosť je po rozválcování,
- velikost deformací po zušlechťení, provést zkoušky.

Při technologii rozválcování kroužků za studena, kdy se šířka prakticky nemění, lze redukcii šířky zanedbat. Stupeň deformace při rozválcování se nazývá také úběr a jeho velikost vyjádřená v procentech záleží na tloušťce profilu před a po válcování:

$$e = \frac{h_0 - h_1}{h_0} \cdot 100 [\%], \quad (3.5)$$

kde: e je deformace v %, h_0 je tloušťka před tvářením v mm a h_1 je tloušťka materiálu po tváření v mm.

Toto je velmi důležitý technologický údaj, který je nutno zkouškami ověřit a je dobré mít již zkušenosti například z rozválcování výkovků za tepla.

Model výpočtu výchozího materiálu:

- výkres součástky + přídavky na broušení (s pokrytím deformací kalírny),
- výpočet objemu (hmotnosti) kroužku před broušením (pro toto ekonomické hodnocení, je použita metoda vážením),
- výpočet rozměru předvalku (volba redukce a šíření kroužku),
- určení rozměru trubky (optimalizace přídavku na opracování),
- výpočet spotřební hmotnosti kroužku,
- výpočet ceny na kus a srovnání s dosavadním současným výkovkem,
- vyhodnocení snížení nákladů na materiál v hmotnosti (kg) a ceně (Kč) na roční přepokládanou výrobu.

Spotřební hmotnost kroužku je počítána hlavně kvůli přesnému stanovení nákladů výroby. Spotřební hmotnost je celková průměrná spotřeba materiálu na jednu součást z dávky s přihlédnutím k tvaru a rozměru polotovarů. Většinou zahrnuje materiál nevyužitelný při dělení polotovarů (zbytky) a odpad vznikající při dělení (např. řezání trubek). Pokud je před válcováním prováděno obrábění, zahrnuje i množství odebraného materiálu při výrobě polotovarů k rozválcování.

3.7 ŘEZNÉ MATERIÁLY

K odebírání třísky a vytváření nových povrchů požadovaného tvaru, rozměrů a jakosti musí být k dispozici řezný nástroj, jehož břit má odpovídající houževnatost a současně vysokou tvrdost v oblasti ostří, která nesmí příliš poklesnout ani při vysokých pracovních teplotách. Aplikační oblasti materiálů pro řezné nástroje jsou vymezeny jejich fyzikálními (měrná hmotnost, velikost zrna, součinitel tření), chemickými (inertnost, stálost), tepelnými (teplota tavení, pracovní teplota, tepelná vodivost, délková roztažnost) a mechanickými vlastnostmi

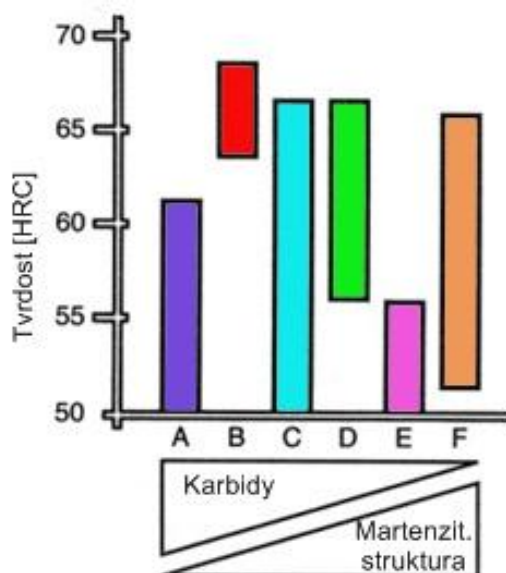
DIZERTAČNÍ PRÁCE

(tvrdost, modul pružnosti, pevnost v tlaku a ohybu, lomová houževnatost). Nástrojové materiály s vysokou tvrdostí lze použít při vyšších řezných rychlostech a malých průřezích třísky (dokončovací obrábění), kde převládá spíše tepelné zatížení nad mechanickým. Materiály s vysokou houževnatostí je možné použít při vyšších posuvových rychlostech (hrubovací obrábění), kde v důsledku většího průřezu třísky převládá mechanické zatížení nad tepelným [70].

Při obrábění kalených kroužků musí mít nástroj tři prvně uvedené vlastnosti, protože se jedná o přerušovaný řez, který vyžaduje větší spolehlivost a houževnatost břitu nástroje. Hlavními možnostmi jak získat u kovu vyšší tvrdost, jsou:

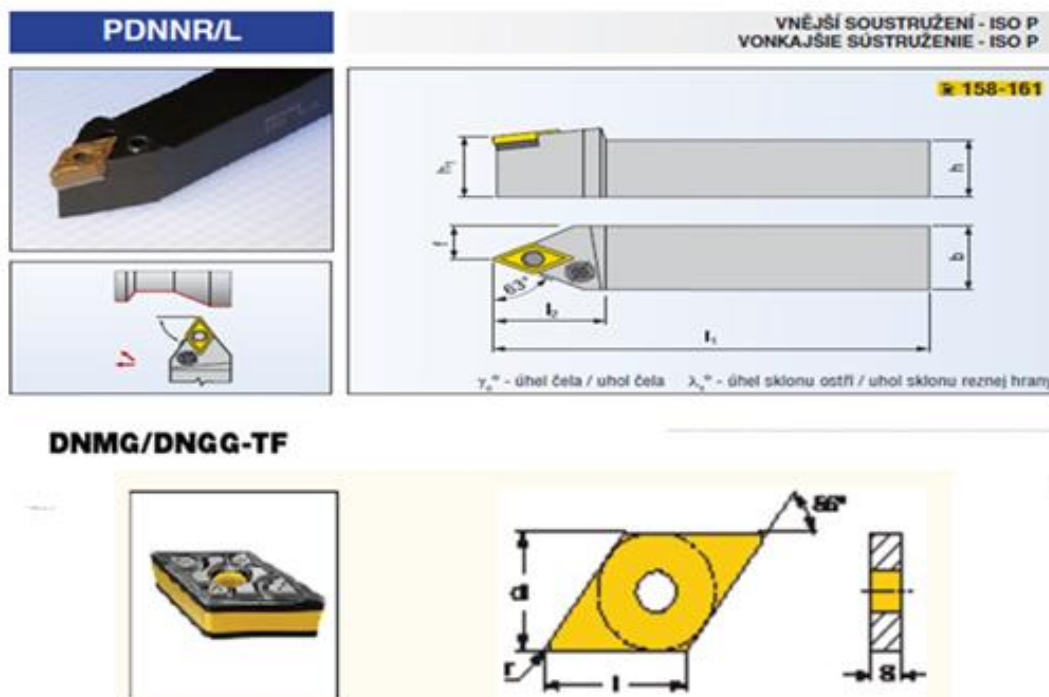
- přeměna výchozí struktury oceli na strukturu martenzitickou,
- vytvoření karbidů ve struktuře.

U ocelí jsou používány oba dva způsoby. Na níže uvedeném obrázku 3.19 je na diagramu na ose Y uveden rozsah tvrdosti pro hlavní druhy ocelí a litiny.



Obr. 3. 19 Rozsah tvrdosti pro hlavní druhy ocelí a slitiny, A - bílá litina/legované litiny; B - rychlořezná ocel; C - nástrojová ocel; D - ocel na kuličková ložiska; E - tepelně zpracovatelná ocel; F - ocel cementovaná, kalená **Chyba! Nenalezen zdroj odkazů..**

Technologický proces soustružení ložiskových kroužků z polotovarů, které představují rozválcovaný výkovek za tepla, trubka válcovaná za tepla nebo zápustkový výkovek je technologickým procesem, který prošel také svým vývojem. Od používání nástrojů vyrobených z rychlořezné oceli, používání nástrojů s pájenými slinutými karbidy až po současně používané výměnné břitové destičky. Vzhledem ke skutečnosti, že tento technologický proces je dlouhodobě aplikován, je uveden pro názornost příklad nožového držáku a VBD, které jsou v současné době běžně používány pro obrábění polotovarů ložiskových kroužků (obrázek 3.20).



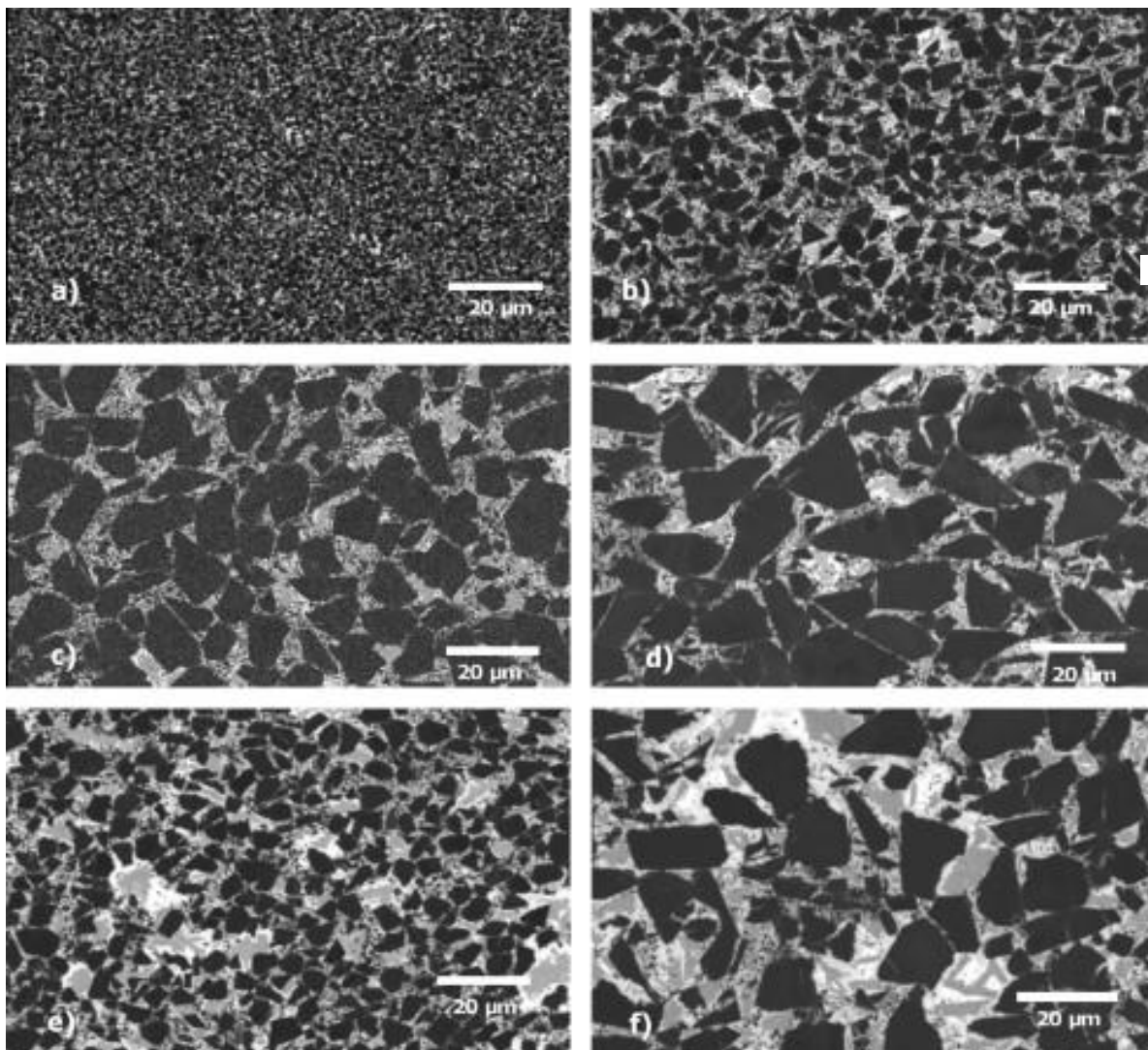
Obr. 3. 20 Příklad držáku a vyměnitelné břitové destičky ze slinutého karbidu užívané pro obrábění ložiskových kroužků *Chyba! Nenalezen zdroj odkazů.*

Pro obrábění kalených ocelí s tvrdostí nad 45 HRC se obvykle využívají nástroje vyrobené z řezné keramiky, konkrétně keramiky na bázi Si_3N_4 , $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$ nebo $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{whiskery SiC}$. Dále je velmi používaným nástrojovým materiálem kubický nitrid bóru (KNB), který je schopen nahradit operaci broušení. O těchto dvou nástrojových materiálech bude blíže pojednáno v následujících dvou podkapitolách.

3.7.1 KNB - KUBICKÝ NITRID BÓRU

Je ideálním nástrojovým materiálem pro obrábění materiálů na bázi železa, jako jsou kovaná ocel, kalená ocel, kalená litina, povrchově kalené obrobky, kovy na bázi kobaltu a železa, žáruvzdorné slitiny a martenzitické korozivzdorné oceli. Nejlepších výsledků je dosahováno u tvrdých abrazivních materiálů, protože měkčí struktury mají za následek zhoršení trvanlivosti břitu. Při dodržení doporučených a stabilních podmínek obrábění je s tímto řezným materiálem možné dosáhnout vynikající kvality povrchu obrobku. Moderní nástroje z KNB jsou keramické kompozity s obsahem 40 - 65 % kubického nitridu bóru spojené keramickým pojivem. Tyto nástroje mají zvýšenou odolnost proti opotřebení chemickým otěrem a celkově proti opotřebení. Další možností jsou nástroje s vysokým obsahem KNB s 85% - 100%, přičemž obsahují kovové pojivo zvyšující jejich houževnatost [72]. Výzkumem vhodného poměru KNB v kompozitním materiálu se zabývalo mnoho vědců, především Zhang [73], Hotta [74] nebo McKie [75], který zkoumal vztah mezi mikrostrukturou a mechanickými vlastnostmi kompozitních materiálů na bázi KNB a hliníku ve fázi pojiv (KNB-Al). Tyto kompozity byly vyrobeny za použití vysokotlakých, vysokoteplotních slinovacích metod, přičemž velikosti zrna KNB byly v rozmezí 2 a 20 μm

a počáteční množství pojiva Al bylo mezi 15 a 25 %. Jejich jednotlivé mikrostruktury jsou znázorněny na obrázku 3.21. Tvrdost takto vyrobených kompozitních materiálů se pohybovala mezi 15 a 40 GPa, zatímco lomová houževnatost a pevnost byla mezi 355 až 454 MPa.



*Obr. 3. 21 Mikrostruktura kompozitních materiálů KBN-Al: (a) G2KNB15 – velikost zrna KNB byla 2 µm a obsah hliníkového pojiva 15 %, (b) G6KNB15 – velikost zrna KNB byla 6 µm a obsah hliníkového pojiva 15 %, (c) G10KNB15 - velikost zrna KNB byla 10 µm a obsah hliníkového pojiva 15 %, (d) G20KNB15 – velikost zrna KNB byla 20 µm a obsah hliníkového pojiva 15 %, (e) G6KNB25 – velikost zrna KNB byla 6 µm a obsah hliníkového pojiva 25 %, (f) G20KNB25 – velikost zrna KNB byla 20 µm a obsah hliníkového pojiva 25 % **Chyba! Nenalezen zdroj odkazů.***

Pro obrábění s nástroji z kubického nitridu bóru jsou nejvhodnější střední řezné rychlosti a relativně malé posuvy a šířka záběru hlavního ostří nástroje. Řezné rychlosti by neměly být zvoleny příliš nízké, aby se tak zabránilo případnému nebezpečí mikrovýlomů, což bylo prezentováno ve studii Mamalise [76]. Probíhá-li obrábění za použití procesní kapaliny, měla by být použita emulze, přičemž je nutné, aby její přívod byl stejnoměrný. Při obrábění s KNB zůstává nástroj obvykle chladný, protože teplo je odváděno třískami. Přednost by tedy měla být dána obrábění bez použití procesní kapaliny.

3.7.2 ŘEZNÁ KERAMIKA

Řezná keramika je definována jako krystalický materiál, jehož hlavní složkou jsou anorganické sloučeniny nekovového typu. Hlavními výchozími materiály pro výrobu řezných keramik jsou především oxidy Al_2O_3 , Y_2O_3 , ZrO_2 , karbidy TiC , TiN a nitrid Si_3N_4 . Jedná se o chemicky stabilní látky a řezné nástroje z nich vyrobené disponují vysokou tvrdostí, odolností proti mechanickému namáhání, odolností proti působení vysokých teplot, odolností proti opotřebení, chemickým vlivům a korozi a nízkou měrnou hmotností [70].

Pro značení keramických řezných materiálů však bohužel není žádná konkrétní norma, proto je dělení následující:

- oxidová keramika – čistá, polosměsná a směsná,
- nitridová keramika.

Prakticky všechny druhy keramik lze v současné době vyrábět ve formě s vyztužujícími vlákny (whiskery) a s otěruvzdornými CVD nebo PVD povlaky. Podmínkami obrábění a opotřebení keramických nástrojů vyztuženými vlákny se zabývali např. Ezugwu [77], Jiangxin [78] nebo Zhou [79]. Naopak tribologické vlastnosti PVD a CVD povlaků na nitridické keramice ve své studii zkoumal mimo jinými i Dobrzański [80]. Porovnával vyměnitelné břitové destičky z Si_3N_4 , které byly povlakovány vícevrstevným PVD povlakem $\text{TiN} + \text{TiTiAlSiN} + \text{TiN}$, $\text{TiN} + \text{TiAlSiN} + \text{TiN}$ a $\text{TiN} + \text{TiAlSiN} + \text{AlSiTiN}$ a CVD povlakem TiC , $\text{Ti}(\text{C}, \text{N})$, Al_2O_3 a TiN . Na základě tribologického testu, pokud jde o zjišťování tvrdosti a adheze, byla nalezena korelace mezi těmito dvěma vlastnostmi. Rovněž v této studii byly prezentovány výsledky zkoušek obrábění a výsledky jakosti povrchu obrobené šedé litiny. Povlaky CVD přitom potvrdily vysokou odolnost proti otěru ve srovnání s PVD povlaky, jejichž adheze k nitridové keramice je velmi špatná. Porovnání povlakovaných nástrojů také bylo provedeno s nepovlakovanou variantou, jejíž opotřebení po 8 min obrábění je znázorněno na obrázku 3.22.



Obr. 3. 22 Šířka opotřebení nástroje VB u nepovlakované břitové destičky z Si_3N_4 po 8 minutách obrábění, zvětšeno 40× **Chyba! Nenalezen zdroj odkazů..**

3.7.3 OPOTŘEBENÍ NÁSTROJŮ

V technologické praxi se za kritérium ukončení provozuschopného stavu řezného nástroje považuje opotřebení břitu nástroje, které může být diagnostikováno různými ukazateli, jako je jakost obrobené plochy, změna rozměru obrobené plochy, apod. Jestliže dojde k opotřebení břitu, pak je třeba nahradit otupený břit břitkem novým, nebo jeho přestrojením. Doba provozuschopného stavu nástroje se nazývá trvanlivost. Součet trvanlivostí za dobu používání do úplného vyřazení je charakterizován tzv. životností nástroje, která je dána průměrnou trvanlivostí ostří nástroje a počtem možných naostření břitu. Velikost opotřebení břitu slouží ke stanovení trvanlivosti nástroje pro jednotlivé případy obrábění. Kritické opotřebení nástroje definuje tzv. kritérium otupení. Jedná se o přípustnou míru sledovaného druhu opotřebení, která závisí na několika faktorech a to je způsob obrábění, druh práce, druh obráběného a řezného materiálu atd. Trvanlivost břitu je závislá na řezných podmínkách, geometrii a materiálu břitu, materiálu obrobku, druhu namáhání nástroje a způsobu obrábění [49]. Opotřebení břitu nástroje otěrem je výsledkem celého komplexu jevů zahrnujících mechanické a chemické děje, které probíhají ve styčných plochách s obráběným materiálem a které se často prolínají a překrývají. Mechanismus opotřebení nástroje je charakterizován dvěma typy jevů, a to mechanickými a chemickými. Při mechanickém typu opotřebení dochází k porušení povrchu břitu účinkem odcházející třísky a materiálu obrobku v ploše řezu, aniž by se změnilo chemické složení povrchových vrstev slinutého karbidu. Naproti tomu při chemickém typu opotřebení se nejprve ve větší či menší míře mění chemické složení povrchové vrstvy nástrojového materiálu v místě styku tříska – čelo resp. hřbet a plocha řezu. Touto změnou se obvykle zhoršují vlastnosti povrchových vrstev nástrojového materiálu a tím i jejich odolnost proti opotřebení otěrem. Tato defektní povrchová vrstva, která vzniká zpravidla buď v důsledku oxidace, nebo difúze, je snadněji opotřebována částicemi obráběného materiálu. V jiných případech dochází k přímému difúznímu rozpouštění některých strukturních složek slinutého karbidu [48].

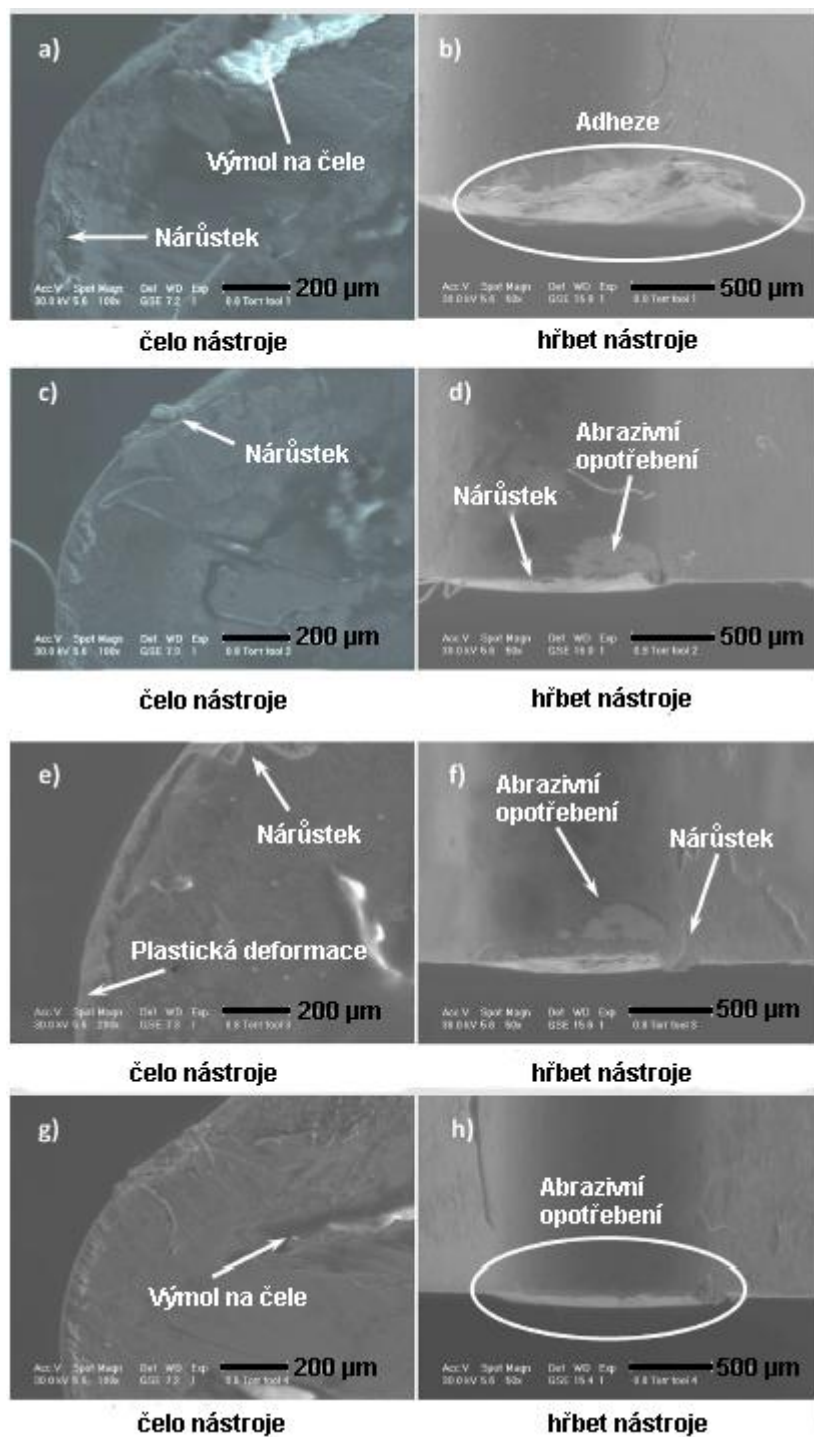
Děje, které bezprostředně vedou k opotřebení břitu, jsou následující:

- abraze (mechanické typy opotřebení),
- adheze,
- difuze (chemické typy opotřebení),
- oxidace.

Na celkovém opotřebení se nepodílejí za určitých podmínek obrábění všechny děje stejnou měrou. Pro určitou dvojici obráběný materiál – slinutý karbid může podle podmínek obrábění převládat jeden či druhý děj. Rozhodujícím činitelem určujícím, který typ dějů v procesu opotřebení převládá, je teplota styku nástroje s obrobkem, charakterizovaná nejčastěji střední řeznou teplotou. Jelikož je střední řezná teplota závislá především na řezné rychlosti, je řezná rychlost určující pro převládající mechanismus opotřebení břitu otěrem [48,49].

Při nízkých a středních řezných rychlostech jsou obvykle za určitých podmínek převládající mechanické typy opotřebení abraze a adheze. Při vyšších a vysokých řezných rychlostech převládají chemické typy opotřebení oxidace a difúze [49]. Příklady opotřebení vyměnitelné

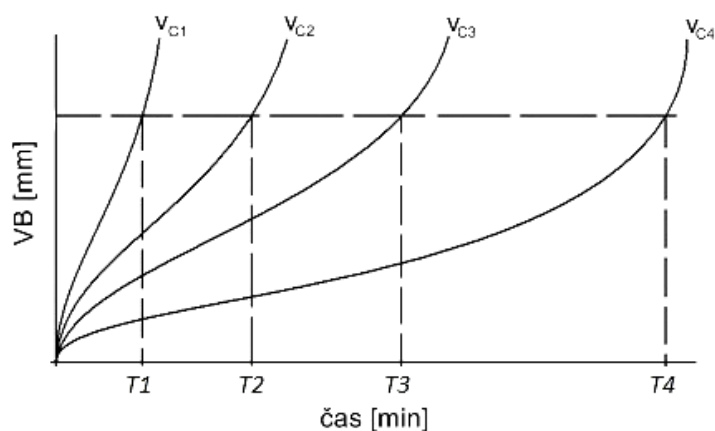
břítové destičky ze slinutého karbidu s povlakem Al_2O_3 při soustružení korozivzdorné duplexní oceli 1.4462 jsou znázorněny na obrázku 3.23. Tuto studii provedl Krolczyk [50] a zabýval se v ní určením trvanlivosti břitu a topografií obrobeného povrchu. U vzorků, kde bylo provedeno obrábění bez použití procesní kapaliny, byla stanovena delší životnost nástroje stejně jako větší odolnost proti abrazivnímu opotřebení nástrojů, které byly povlakovány Al_2O_3 .



Obr. 3. 23 (a-h) příklady jednotlivých druhů opotřebení břitu vyměnitelné břítové destičky s povlakem Al_2O_3 [50].

3.7.4 OPOTŘEBENÍ A TRVANLIVOST, ZÁVISLOST $T - v_c$

Trvanlivost břítu je nejvíce ovlivňována řeznou rychlostí v_c . Experimentální stanovení závislosti trvanlivosti na řezné rychlosti, tj. $T = f(v_c)$ se provádí při použití několika řezných rychlostí, přičemž je nutné zajistit, aby ostatní pracovní podmínky byly konstantní. Průběh opotřebení na hřbetě nástroje je znázorněn pomocí křivek opotřebení pro jednotlivé řezné rychlosti v diagramu $VB = f(T)$, resp. radiální opotřebení $KR = f(T)$. Poté je stanoveno kritérium opotřebení VB_{opt} . V grafu jsou v místě průsečíku křivek opotřebení se zvolenou mírou otupení vyneseny přímkami protínající osu x, které určují jednotlivé trvanlivosti odpovídající řezným rychlostem. V grafu na obrázku 3.24 jsou vykresleny křivky pro čtyři různé řezné rychlosti – v_{c1} , v_{c2} , v_{c3} a v_{c4} , přičemž platí: $v_{c1} < v_{c2} < v_{c3} < v_{c4}$; $T_1 > T_2 > T_3 > T_4$ [71].



Obr. 3. 24 Křivky opotřebení $VB = f(T)$ **Chyba! Nenalezen zdroj odkazů.**

Získané hodnoty $T_x - T_y$, resp. v uvedeném případě $T_1 - T_4$, jsou následně zaznamenány do diagramu $T = f(v_c)$ - obrázek 3.24. Vyjadřuje závislost trvanlivosti nástroje na řezné rychlosti, která je charakterizována Taylorovým vztahem ve tvaru **Chyba! Nenalezen zdroj odkazů.**

$$T = C_T \cdot v_c^{-m} \quad (3.6)$$

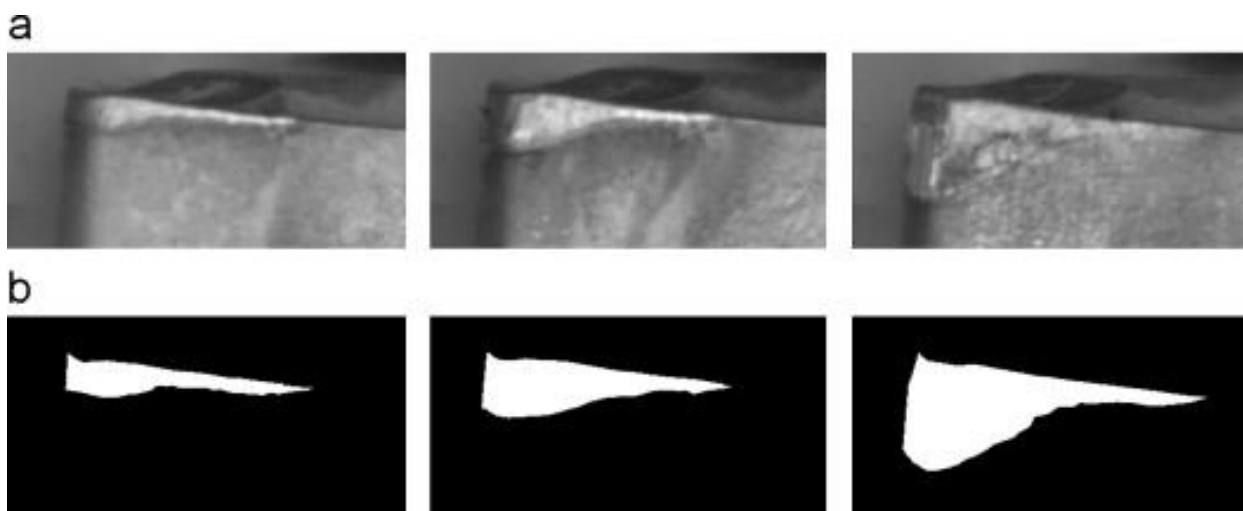
kde: T je trvanlivost nástroje [min], v_c je řezná rychlost [$m \cdot \text{min}^{-1}$], m je exponent [-] a C_T – konstanta [-].

Měření opotřebení

Experimentální studium opotřebení a otupování břítu je základem pro určení empirických údajů pro optimalizaci řezných parametrů, resp. trvanlivosti břítu. Významná část výzkumu byla v poslední době zaměřena přímo na monitorování a měření opotřebení nástroje online např. Ghani [82], Kopač [83] nebo Castejon [81], protože stav výsledného obrobku plně závisí na stavu samotného nástroje. Například Castejon [81] ve svém výzkumu pro odhad úrovně opotřebení vyměnitelných břitových destiček navrhl novou metodu založenou na počítačovém vidění (obrázek 3.25) a systému statistického učení, aby byla zajištěna včasná výměna opotřebené VBD. Odhad úrovně opotřebení umožňuje nástroj vyměnit, když je

úroveň opotřebení před koncem jeho trvanlivosti samotné. Důvodem pro tento výzkum je zavádění automatizovaných pružných výrobních systémů a adaptivní kontroly obráběcích strojů. Nevýhodami měření některých metod jsou negativní děje, které musí být překlenuty:

- odchod třísek z místa řezu (navíjení na obrobek i nástroj, lámání, zničení nebo poškození snímače),
- procesní kapaliny,
- vibrace a chvění stroje,
- doba odezvy, která bývá poměrně dlouhá,
- nízká citlivost a měnící se fyzikální vlastnosti materiálu nástroje a obrobku,
- metody měření nejsou aplikovatelné pro měnící se podmínky řezání [84,85,86].



Obr. 3. 25 (a) první snímky v sérii se třemi úrovněmi opotřebení; b) segmentované snímky s opotřebenou oblastí v bílé barvě znázorněné počítačovým viděním *Chyba! Nenalezen zdroj odkazů.*

Pro určování velikosti opotřebení se používají metody přímé a nepřímé.

Přímé metody měření opotřebení

Přímé metody je obtížnější aplikovat v důsledku toho, že otupující se plochy nejsou snadno dostupné pro měřicí přístroje. Pak je nutné obrábění přerušit, což ovlivňuje charakter otupení v dalších etapách experimentu. Kromě toho se ve většině případů nástroj snímá z nožového držáku, což přináší změny podmínek obrábění při dalším upnutí a ustavení. Mezi přímé metody patří:

- metoda váhová (hmotnostní),
- metoda radioaktivních izotopů (radioizotopová),
- metoda mikrometrická,
- metoda optická (stínová),
- metoda nanosené odporové vrstvy,
- metoda pneumatická.

Při váhové metodě jako míru opotřebení lze brát úbytek hmotnosti řezného břitů. Tuto metodu nelze použít přímo během procesu obrábění na obráběcím stroji, ale je poměrně přesná a váhový rozdíl určuje míru opotřebení. Nevýhodou je, pokud se při obrábění tvoří nárůstek. Ten ulpívá na vyměnitelné břitové destičce a znemožňuje tak přesné určení hmotnostního úbytku na nástroji. Lze ji však použít téměř výhradně u nástrojů s vyměnitelnými břitovými destičkami se zřetelem na malé úbytky hmoty při otupování nástroje dle tohoto vztahu:

$$\Delta M = M_1 - M_2 [g], \quad (3.7)$$

kde: ΔM je úbytek hmoty [g], M_1 je hmotnost destičky před otupením [g], a M_2 je hmotnost destičky po otupení [g].

Nepřímé metody měření opotřebení

Metody nepřímé se opírají o některé znaky, které proces opotřebenosti doprovází a provádí se přímo při procesu řezání. Všechny tyto metody jsou pouze přibližné. Patří sem:

- vznik lesklého proužku na povrchu obrobku,
- vzrůst složek síly řezání,
- zvýšení výkonu řezání,
- zvýšení teploty řezání,
- vznik chvění nebo nežádoucího doprovodného zvuku,
- změna barvy a tvaru třísky,
- změna rozměrů obrobku,
- zhoršení jakosti povrchu,
- emise signálů v pásmu ultrazvuku (akustická emise).

Ghani [82] ve své studii prezentoval nově vyvinutý online systém pro měření a monitorování opotřebení nástrojů pomocí senzorů. Jeho systém je schopen detekovat a analyzovat signály týkající se vychýlení nástrojového držáku od řezné síly a na obrazovce počítače zobrazit odpovídající odhad opotřebení. Novou statistickou analýzu lze použít k identifikaci a charakterizaci změn signálů ze senzorů. Na držáku nástrojů je připevněn dvoukanálový tenzometr, který měří průhyb jak v tangenciálním směru, tak ve směru posuvu. Signál je přenášen do zařízení pro úpravu signálu, pak následuje sběr dat do počítačového systému. Pro účely online sledování lze použít program MATLAB. Výsledky ukazují, že tento vyvíjený on-line monitorovací systém s využitím signálu tenzometru je účinným způsobem detekce průběhu opotřebení hřbetu nástroje během obrábění. Jedná se o efektivní a levnou metodu, která může být použita v reálném obráběcím průmyslu k předpovědi úrovně opotřebení řezného nástroje.

Kopač [83] v rámci svého výzkumu vytvořil jednoduchý model sledování opotřebení nástrojů během obrábění. Současně by měl být tento model schopný umožnit předpověď opotřebení nástroje pro různé řezné rychlosti a rychlosti posuvu. V rámci tohoto experimentu byla při obrábění měřena akustická emise 0,5 m od místa řezu pomocí kondenzátorového mikrofónu a analyzována v kmitočtové oblasti od 0 do 22 kHz. Materiálem obrobku byla uhlíková ocel

Ck15 (DIN) a použitá vyměnitelná břitová destička byla z cermetu bez povlaku. Šířka záběru hlavního ostří nástroje byla po celou dobu experimentu konstantní, zatímco řezná rychlost, posuv a opotřebení nástroje byly proměnné. Výsledky ukázaly, že nárůst opotřebení nástroje koreluje s nárůstem amplitudy zaznamenaného zvuku mezi 6 a 20 kHz. Stejně tak zvýšení rychlosti posuvu vedlo ke zvýšení intenzity zvuku mezi 2 a 19 kHz. Narozdíl od těchto zjištění řezná rychlost ovlivnila zaznamenané signály podstatně méně. Lze konstatovat, že za daných okolností je monitorování opotřebení nástroje generovaným zvukem možnou a relativně jednoduchou metodou.

3.8 PROCESNÍ KAPALINY

Řezné kapaliny představují významnou část celkových výrobních nákladů. V některých procesech mohou počáteční náklady na nákup a údržbu řezných kapalin představovat částku 15 až 17 % z celkové hodnoty výrobních nákladů a téměř polovinu nákladů na obráběcí stroje [88]. Řezné kapaliny hrají rovněž důležitou roli v mazání a odvodu tepla i třísek z procesu. Správný výběr a aplikace řezných kapalin je významnou ekonomickou a technickou otázkou pro vysoce výkonné obrábění. Použití vhodné procesní kapaliny je samozřejmě jedním z cenově nejvýhodnějších způsobů zlepšení výkonu obrábění. Obvykle přináší vhodná aplikace procesní kapaliny zvýšení životnosti řezných nástrojů v řádu 1,2 až 4krát, zvýšení řezných parametrů o 20 až 60 % a zvýšení produktivity o 10 až 50 %. Většinu použitých chladicích a mazacích prostředků v současných výrobních provozech představují kapaliny. Některé typické vlastnosti a účely těchto kapalin jsou následující:

- předcházení přehřátí stroje, nástroje a obrobku během obrábění (účinek chlazení),
- snížení tření a množství tepla, kdy výsledkem je zvýšení životnosti nástroje a zlepšení jakosti obrobeného povrchu (mazací efekt),
- odvod třísek z místa řezu (efekt vyplachování),
- dobrý průnik kapaliny do místa řezu (dobré smáčivé vlastnosti),
- poskytnutí ochrany proti korozi,
- zamezení usazování nečistot (nízká viskozita),
- odolnost proti vytváření lepkavých nebo gumovitých zbytků na součástech i na obráběcích strojích
- chemická stabilita pro zajištění bezpečného pracovního prostředí (antibakteriální vlastnosti),
- celková hospodárnost [87].

Používání účinných chladicích prostředků a maziv vede k lepší jakosti obrobených povrchů zejména při obrábění těžkoobrobitelných materiálů. Správný výběr a vývoj pokročilých procesních kapalin je možný pouze na základě důkladného pochopení mechanismu spojeného s interakcí mezi nástrojem a obrobkem během obrábění. V tuto chvíli však výběr tekutin závisí především na rozsáhlém testování a praktických zkušenostech. Základy tekutin a jejich dopad na tření obecně vychází z dobře známých tribologických studií v podobě knih např. od Garkunova [89] nebo Hutchingse [90].

Liu [91] se ve své studii zabýval ekologickými variantami procesních kapalin, která se stává stále populárnější kvůli obavám ze znečištění životního prostředí a zdraví obsluhy. Liu zde zkoumal účinky vodní páry, plynů, směsí vodní páry a plynu, emulze a suchého obrábění na hlavní řeznou sílu, teplotu řezu, koeficient deformace třísky, opotřebení čela a hřbetů nástrojů při obrábění oceli ANSI 1045 pomocí nástroje P10 ze slinutého karbidu. Experimentální výsledky ukázaly, že aplikace vodní páry, plynů a směsí vodní páry a plynu snižují hlavní řeznou sílu v porovnání se suchým obráběním a obráběním za mokra. Vodní pára snižuje teplotu v místě řezu a koeficient deformace třísky více, než jiné podmínky mazání. Při aplikaci vodní páry a směsi par a plynu byla prodloužena trvanlivost nástroje v porovnání se suchým obráběním.

3.8.1 DRUHY PROCESNÍCH KAPALIN

Řezné kapaliny lze členit na kapaliny s převažujícím chladicím účinkem a kapaliny s převažujícím mazacím účinkem. Toto rozdělení však přesně nevystihuje sortiment kapalin, které jsou v současné době na trhu. Stále více se totiž projevuje snaha zvyšovat mazací účinky i u řezných kapalin s převažujícím chladicím účinkem. Všechny moderní druhy řezných kapalin tento požadavek plní, čímž je prakticky rozdíl mezi oběma skupinami stírán [87].

Řezné kapaliny se rozdělují na vodní roztoky, emulzní kapaliny, mastné oleje, zušlechtěné řezné oleje, rostlinné oleje (ekologicky nezávadné) a syntetické kapaliny.

Vodní roztoky

Vodní roztoky jsou nejjednodušší a nejlevnější řezné kapaliny, neposkytují však žádné další výhody. Voda, která je jejich základem, vyžaduje řadu úprav - změkčování a přidávání přísad proti korozi (kalcinová soda, trinitriumfosfát, triethanolamin), pro zlepšení smáčivosti a proti pěnivosti. Vodní roztok musí být vždy alkalický. U těchto kapalin vzniká nebezpečí rozmnožování anaerobních bakterií, které způsobují tvorbu kalů a nepříjemný zápach. Vodní roztoky mají velmi dobrý chladicí a čisticí účinek, ale téměř žádný mazací účinek [87,90].

Emulzní kapaliny

Emulzní kapaliny tvoří disperzní soustavu dvou vzájemně nerozpustných kapalin, z nichž jedna tvoří mikroskopické kapky rozptýlené v kapalině druhé (olej ve vodě). Aby toto bylo umožněno, je třeba do této soustavy přidat ještě třetí složku, tzv. emulgátor zmenšující mezipovrchové napětí emulgovaných kapalin, stabilizující emulzi a zabraňující koagulaci jemně rozptýlených částic oleje ve vodě. Emulzní kapaliny spojují do určité míry přednosti vody a mazacích olejů. Chladicí účinek emulzní kapaliny závisí na koncentraci emulze, s jejímž nárůstem klesá. Schopnost ochrany proti korozi závisí na tom, jaké hodnoty pH emulze dosahuje (pro slitiny na bázi železa postačuje hodnota $\text{pH} = 8\div 9$), ale v daleko menší míře než u vodných roztoků. Emulzní kapaliny jsou nejčastěji používanými řeznými kapalinami a tvoří asi 80 % jejich celkového objemu [87].

Zušlechtěné řezné oleje

Jsou to kapaliny na bázi minerálních olejů. Přísady, které se používají (mastné látky, organické sloučeniny a pevná maziva), zvyšují jejich tlakovou únosnost a mazací vlastnosti. Mastné látky jsou zmýdelnitelné mastné oleje, mastné kapaliny nebo syntetické estery. Tyto

přísady zvětšují přilnavost oleje ke kovu a zlepšují jeho mazací schopnosti, ne však za extrémních tlaků. Organické sloučeniny jsou vytvořeny na bázi síry, chloru nebo fosforu. Všechny tyto látky se osvědčily jako vysokotlaké přísady. Na povrchu předmětů vytvářejí vrstvičku kovových mýdel, která zabraňují svařování a usnadňují kluzný pohyb třecích ploch. Sloučeniny s chlorem zmenšují tření, ale jejich účinnost klesá při teplotách nad 400 °C. Sloučeniny s fosforem mají vyšší účinek a jako nejúčinnější se projevily kombinace sloučenin síry, chloru a fosforu. Pevná maziva, která se používají jako přísady do řezných olejů, působí při řezání navíc mechanickým účinkem. Svou afinitou ke kovu vytvářejí mezní vrstvu odolnou proti tlakům a zlepšují mazací schopnosti oleje. Mezi pevná maziva patří grafit a siřník molybden. Jejich nevýhodou je, že se v kapalinách nerozpouští a musí se proto udržovat v rozptýleném stavu [88].

Syntetické a polysyntetické kapaliny

Tento druh řezných kapalin se vyznačuje velkou provozní stálostí. Většinou jsou rozpustné ve vodě a mají dobré chladicí, mazací a ochranné účinky. Syntetické řezné kapaliny neobsahují minerální oleje, ale jsou složeny z rozpouštědel - glykolů, které ve vodě emulgují nebo se rozpustí. Glykoly jsou průsvitné, takže umožňují sledovat průběh obráběcího procesu. Aplikace syntetických řezných kapalin má proti kapalinám na bázi oleje ekonomické výhody a navíc zajišťuje rychlé odvádění tepla, dobrý čisticí účinek a jednoduchou přípravu. V syntetických řezných kapalinách je možné rovněž rozptýlit oleje, čímž vznikají polysyntetické řezné kapaliny, které mají příznivější mazací schopnosti. V polysyntetických kapalinách jsou olejové částice mnohem menší než v emulzích [90].

3.8.2 POŽADAVKY NA ŘEZNÉ KAPALINY

Chladicí účinek

Chladicím účinkem se rozumí schopnost řezného média odvádět teplo z místa řezu. Tuto schopnost má každé médium smáčecí povrch kovů za předpokladu, že mezi povrchem obrobku a médiem existuje tepelný spád. Důsledkem chladicího účinku je snížení teploty řezání, což má příznivý vliv na opotřebení a trvanlivost nástroje i na jakost povrchové vrstvy obrobené plochy (nižší hodnoty zbytkových napětí) [87].

Mazací účinek

Mazací účinek je umožněn tím, že médium vytváří na povrchu obrobku a nástroje vrstvu, která brání přímému styku kovových povrchů a snižuje tření, ke kterému dochází mezi nástrojem a obrobkem. Vzhledem k vysokým tlakům, které vznikají při řezání, zde nemůže dojít ke kapalnému tření. Může ale vzniknout mezní tření, má-li řezné médium velkou afinitu ke kovu, nebo váže-li se s materiálem obrobku chemicky, v mikroskopické povrchové mezní vrstvě. Mazací účinek znamená zmenšení řezných sil, zmenšení spotřeby energie a také zlepšení jakosti obrobeného povrchu [87].

Čisticí účinek

Čisticí účinek řezného média spočívá zejména v odstraňování třísek z místa řezu. Čisticí účinek je významný zejména při broušení (zlepšení řezivosti brousicího kotouče v důsledku

vyplavování zanesených pórů, zabránění slepování částic třísky a usnadnění jejich usazování [87].

Provozní stálost

Měřítkem provozní stálosti řezného média je doba jeho výměny. Dlouhá doba mezi jednotlivými výměnami média je podmíněna tím, aby se jeho vlastnosti po celou tuto dobu neměnily. Stárnutí řezného média olejového typu se projevuje tvořením pryskyřičnatých usazenin, které mohou způsobit i poruchu stroje. Produkty stárnutí mají vliv i na zhoršování funkčních vlastností média, jeho rozklad, zmenšení mazacího účinku, ztrátu ochranných schopností, korozi a hnilobný rozklad. Provozní stálost řezného média závisí na jeho fyzikálních a chemických vlastnostech a na pracovní teplotě [88].

Ochranný účinek

Ochranný účinek řezného média se projevuje tím, že nenapadá kovy a nepůsobuje korozi. Tento požadavek je důležitý proto, aby nebylo nutné výrobky mezi jednotlivými operacemi konzervovat a aby byly obráběcí stroje chráněny před korozi. Dalším důležitým požadavkem je, aby řezné médium nerozpouštělo nátěry obráběcích strojů a nebylo agresivní vůči gumovým těsněním [87,90].

Zdravotní nezávadnost

Požadavek na zdravotní nezávadnost řezného média vychází z toho, že při práci na obráběcích strojích s ním obsluhující pracovník přichází do přímého styku. Proto médium nesmí být zdraví škodlivé, nesmí obsahovat látky dráždící sliznici a pokožku, nesmí být jedovaté a nesmí zamořovat ovzduší nepříjemným zápachem [88].

Přiměřené provozní náklady

Přiměřené provozní náklady souvisí především se spotřebou řezného média. Při rozboru nákladů je nutné nejdříve posoudit jejich vliv na proces obrábění (průběh plastických deformací v zóně řezání, opotřebení, trvanlivost, ostření nebo výměna nástroje, změny struktury povrchu obrobené plochy, spotřeba energie). Po tomto rozboru musí následovat hodnocení řezného média s ohledem na jeho provozní stálost, spotřebu, výměnu a náklady na likvidaci. Jedině podrobný technicko-ekonomický rozbor může rozhodnout o vhodnosti určitého druhu řezného média. Hodnocení podle cenových rozdílů je sice jednoduché, ale zcela nedostačující, protože cena řezného média není tím hlavním parametrem, který by rozhodujícím způsobem ovlivňoval ekonomii obrábění [90].

4 ANALÝZA TECHNOLOGICKÝCH PROCESŮ VÝROBY POLOTOVARŮ, BROUŠENÍ A SOUSTRUŽENÍ

Dlouhou dobu byla při výrobě ložiskových kroužků aplikována technologie výroby polotovarů rozválcováním za tepla anebo zápusťkovým kováním. Vývoj tvářecí techniky přinesl zlepšení procesů kování projevující se v přesnějších výkovicích a lepších mechanických vlastnostech takto připravených polotovarů. V procesu tepelného zpracování došlo díky použití ochranné atmosféry k odstranění oksidovaných vrstev, což mělo na obrobek velmi pozitivní účinky. Obě tato zlepšení vedla ke snižování nákladů na spotřebu základního ložiskového materiálu. Soustružení ložiskových kroužků bylo realizováno obvyklým způsobem na přírubových soustružích, které procházely obdobným vývojem směřující ke zvýšení výkonnosti a přesnosti, přičemž došlo i ke zvýšení životnosti břitových destiček.

Kladné stránky současného řešení použití technologie rozválcování za studena spočívají hlavní mírou v úspoře spotřeby ložiskového materiálu, které se pohybuje od 25 % do 35 % podle tvaru součásti. Tato progresivní technologie dává prostor nejen pro úsporu spotřeby materiálu, ale i snižuje nároky na pracnost. Na soustružení předvalku je třeba o 30 % méně strojního času v porovnání s klasickým soustružením kroužků do kalírny z trubky. Následně rozválcování za studena trvá 45 sekund. Použitím této technologie dojde i ke krácení celkového času potřebného pro obrábění ložiskových kroužků. Další důležitou předností rozválcování za studena je skutečnost, že ložiskové kroužky vyráběné tímto technologickým způsobem zaručují vyšší mechanické vlastnosti celého ložiska a následně prodlužují jeho životnost. Výše uvedené kladné stránky pak vytváří větší konkurenceschopnost těchto ložisek na světovém trhu.

Největší nevýhodou nového řešení jsou větší deformace po kalení takto rozválcovaných kroužků, což bylo řešeno v této dizertační práci. Dalšími nevýhodami jsou:

- použití náročnější technologie vyžaduje vyšší kvalifikaci obslužného personálu,
- nákladově náročnější nářadí na technologii rozválcování za studena.

Vzhledem ke skutečnosti že technologie rozválcování za studena je progresivní technologií, která přináší úspory nejen v oblasti úspory vstupního materiálu, ale i v pracnosti, nebylo by vhodné tuto technologii opouštět a vracet se ke konvenčnímu způsobu výroby. Jako první řešení dané problematiky bylo v rámci experimentu odzkoušeno rozválcování za polotepla. Cílem této části experimentu bylo odzkoušet, zda použití technologie rozválcování za polotepla přinese menší úchyly ovality vnějšího průměru anebo jejich průměrná odchylka bude mít menší rozptyl oproti technologii rozválcování za studena.

4.1 POSTUP A POPIS EXPERIMENTU

V prvním experimentu týkajícím se technologie rozválcování za studena – což je současný stav, byl proveden test, zda rozválcování za polotepla bude způsobovat menší deformace ložiskových kroužků. Právě tyto deformace jsou hlavním problémem rozválcování za studena, i přes to, že tato technologie přináší velké výhody oproti předchozímu způsobu tváření, a to za tepla.

Dále byla analyzována technologická operace hrubovací broušení, která spočívala v porovnání úchylek tvaru před a po hrubovacím broušení polotovarů vyrobených rozválcováním za studena, za polotepla a soustružených před TZ. Dále byl proveden experiment zaměřený na analýzu opotřebení použitého nástroje z KNB při soustružení po TZ pro různé rezné rychlosti.

Vzhledem k velkému množství zkoumaných aspektů bude pro jednotlivé testy používán odlišný počet experimentálních vzorků, což bude blíže specifikováno a popsáno v následujících kapitolách, které se zabývají jednotlivými analýzami.

4.2 CHARAKTERISTIKA OCELÍ POUŽITÝCH PRO EXPERIMENT

Pro výrobu zkušebních vzorků byly použity dvě oceli vhodné na ložiska, a to konkrétně nejpoužívanější ocel 100Cr6 a dále ocel 100CrMnSi6-4. Chemické složení obou ocelí dané normou v hmotnostních procentech je uvedeno v tabulce 4.1.

Tab. 4. 1 Chemické složení ocelí použitých pro výrobu experimentálních vzorků

Materiál	Chemické složení dané normou v hm. %						
	C	Si	Mn	Cr	Mo	P	S
100Cr6	0,93 – 1,05	0,15-0,35	0,25-0,45	1,35-1,60	max.0,1	0,025	0,015
100CrMnSi6-4	0,93-1,05	0,45-0,75	1,0-1,2	1,4-1,65	max.0,1	0,025	0,015

Stav tepelného zpracování: žihání na globulární karbidy.

Označení dle EN ISO 683-17 + AC

Tvrdość materiálu 100Cr6: max. 207 HB

100CrMnSi6-4: max. 217 HB.

Tvrdość v kaleném a popuštěném stavu: 59 – 62 HRC

4.3 ROZVÁLCOVÁNÍ ZA POLOTEPLA

Tvářením za tepla (a tedy i rozválcováním za tepla) se rozumí tváření ocelí za teplot nad teplotou fázové přeměny v oblasti austenitizace. U sledovaných ocelí se tyto teploty pohybují v rozmezí 850 °C - 1050 °C. Vysoké teploty nad bodem austenitizace přináší rovněž negativní dopady jako:

- nutné následné globularizační žihání,
- větší přídavky z důvodu oduhlíčení a z toho plynoucí delší časy třískových operací,
- povrchové vady.

Technologie výroby ložiskových kroužků rozválcováním za částečného ohřevu spočívá ve využití průběhu poklesu meze pevnosti a meze kluzu použitého materiálu v závislosti na jeho zvyšující se teplotě. Částečným ohřevem (tvářením za polotepla) se v tomto případě rozumí ohřev na teploty maximálně těsně pod teplotu bodu počáteční přeměny perlitu na austenit.

Při volbě teploty nad fázovou přeměnou v oblasti austenitu, kdy mez pevnosti R_m dále klesá na podstatně nižší hodnoty, se již jedná o klasické kovárenské rozválcování se všemi z toho plynoucími důsledky. Standardní kovací teplota se pohybuje mezi 850 – 1200 °C podle obsahu uhlíku a legur v oceli.

Tahové zkoušky byly proto prováděny za teplot od 20 °C do 800 °C.

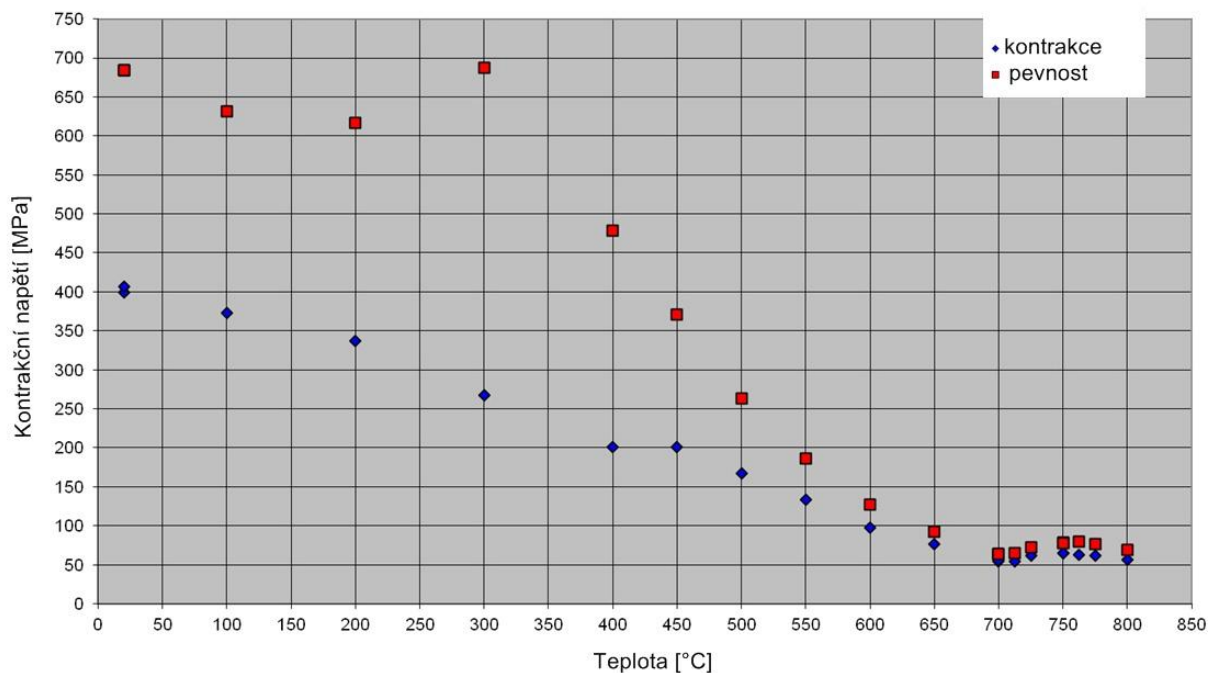
Zkoušky byly prováděny na zkušebních strojích dle ČSN EN 10002-5 za podmínek uvedených ve zkušebních protokolech.

4.3.1 EXPERIMENTÁLNÍ ČÁST ROZVÁLCOVÁNÍ ZA POLOTEPLA

Pro tento experiment byly použity polotovary ložiskových kroužků vyrobených z materiálu 100Cr6 (v současnosti používaný materiál) a materiálu 100CrMnSi6-4, který byl posuzován jako možná náhrada. Za účelem stanovení nejvhodnější teploty ložiskové oceli pro rozválcování byly provedeny mechanické zkoušky pro různé teploty ohřevu ložiskového materiálu, viz níže uvedené výsledky měření závislost pevnostních charakteristik oceli na teplotě (mez pevnosti, mez kluzu). Tab. 4.2 ukazuje hodnoty - tažnost (A) a kontrakce (Z) v rozsahu teplot od 20 °C do 800 °C.

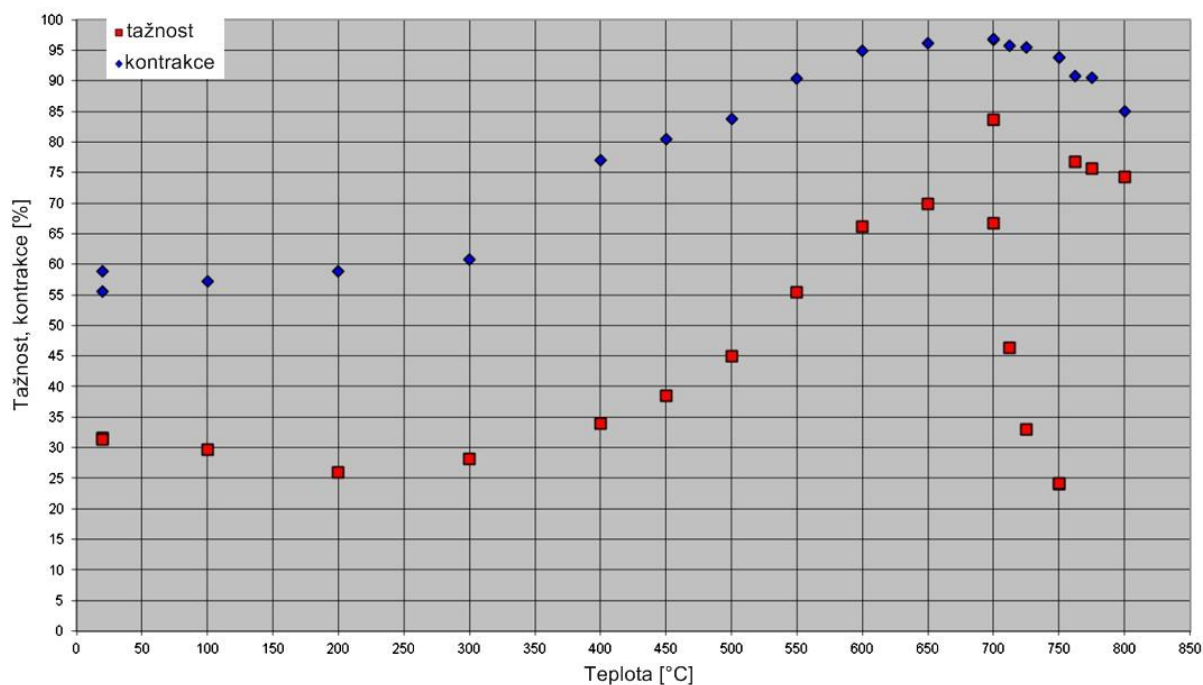
Tab. 4.2 Tabulka hodnot: mez pevnosti (R_m) smluvní mez ($R_p 0,2$), tažnost (A) a kontrakce (Z) v rozsahu teplot od 20 °C až 800 °C pro ocel 100CrMnSi6-4

Teplota [°C]	$R_{p0.2}$ [MPa]	R_m [MPa]	Z [%]	A [%]
20	400	684	58,9	31,6
20	406	684	55,6	31,3
100	373	632	57,2	29,7
200	337	616	58,9	25,9
300	268	687	60,8	28,1
400	202	478	77,0	34
450	201	371	80,4	38,5
500	168	263	83,8	44,9
550	134	186	90,4	55,4
600	98	127	94,9	66,1
650	77	93	96,1	69,8
700	54	63	96,7	66,8
700	56	64	96,9	83,6
712,5	54	65	95,8	46,4
725	62	72	95,5	33,0
750	65	79	93,8	24
750	65	78	93,8	24,2
762,5	63	80	90,8	76,8
775	62	77	90,5	75,6
800	57	68,7	85,0	74,2



Obr. 4.1 Graf závislosti pevnostní charakteristiky na teplotě pro ocel 100CrMnSi6-4

Grafy závislosti plastických charakteristik oceli na teplotě (tažnost, kontrakce) jsou uvedeny na obr. 4.1 a 4.2.



Obr. 4.2 Graf závislosti deformačních vlastností na teplotě pro ocel 100CrMnSi6-4

Tahovými zkouškami oceli 100CrMnSi6-4 při různých teplotách bylo prokázáno:

- postupné snižování meze kluzu z hodnoty $R_p 0,2 = 400$ MPa při 20 °C na hodnotu $R_p 0,2 = 62$ MPa při teplotě 725 °C,
- postupné snižování meze pevnosti z hodnoty $R_m = 684$ MPa při teplotě 20 °C na hodnotu $R_m = 63$ MPa při teplotě 700 °C,
- zvýšení tažnosti $A = 31,6$ % při teplotě 20 °C na hodnotu $A = 83,6$ % při teplotě 700 °C,
- nárůst kontrakce $Z = 58,9$ % při teplotě 20 °C na hodnotu $Z = 96,9$ % při teplotě 700 °C.

Při zvyšování teploty nad uvedené meze hodnoty $R_p 0,2$ a R_m mírně narůstají a hodnoty A a Z mírně klesají, což je způsobeno počínající fázovou přeměnou.

Dosud se posuzovala pevnost ložiskové oceli jen v klidovém stavu ze zkoušek v tahu. Je všeobecně známo, že tyto hodnoty se značně liší při vlastní technologii tváření, v tomto případě rozválcování.

Při rozválcování oceli 100Cr6 při různých teplotách, rychlostech a velikostech deformací firma PROFIROLL TECHNOLOGIES, GmbH uvádí hodnoty dle DIN, kde tyto závislosti jsou uvedeny v teplotách od 20 °C do 1200 °C **Chyba! Nenalezen zdroj odkazů.**

Z uvedených grafů vyplývá, že u oceli 100Cr6 je charakteristika při všech teplotách podobná, tj. že se vzrůstající rychlostí deformace a zvyšující se poměrnou deformací se přetvárná pevnost zvyšuje.

Modernizace technologických procesů při zpracování ložiskové oceli vychází ze zavádění nové progresivní technologie rozválcování oceli za studena. Polotovary jsou tvarově rozválcovány s přídatky na broušení. Byla zvládnuta technologie rozválcování za studena větších průměrů a šířek polotovarů. Další krok modernizace spočívá ve využití dobrých provozních poznatků z dosavadního rozválcování za studena i pro rozměrově větší typy ložisek. Dosud byly větší rozměry vyráběny pouze tvářením za tepla v externích kovárnách s velkými přídatky na obrábění a dalšími nedostatky výkovků.

Pro další sortiment, který z důvodu tvářecích sil nelze rozválcovat za studena, je nutné řešit použití ohřevu předvalku pro:

- snížení přetvárného odporu oceli,
- snížení namáhání rozválcovacího stroje,
- snížení namáhání a opotřebení nástrojů.

Za poloohřevu se přetvárný odpor snižuje až o polovinu oproti tváření za studena. Úkolem vývoje je zajistit fáze ohřevu předvalků; zjistit tvářitelnost ložiskové oceli a jejich přetvárné odpory při různých teplotách a podmínek tváření.

Volba podmínek rozválcování tj. přetvárná síla, rychlost deformace, stupeň deformace ve vazbě na zvolenou teplotu hraje při tváření klíčovou roli.

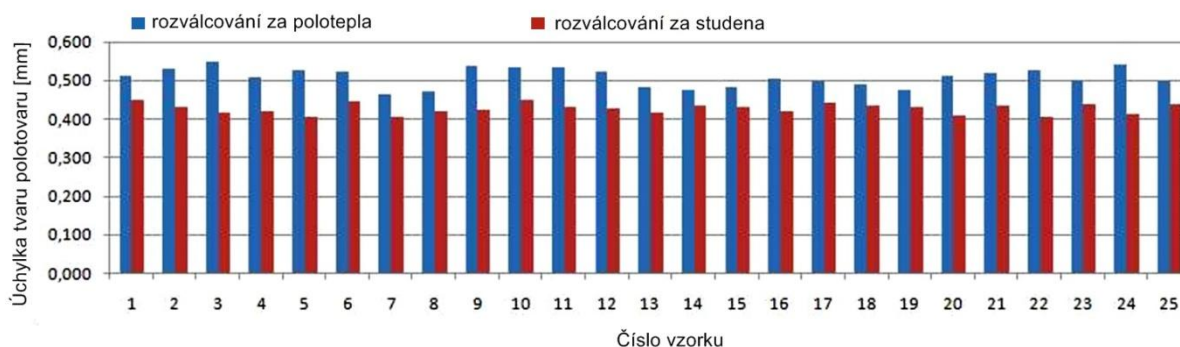
4.3.2 VYHODNOCENÍ ROZVÁLCOVÁNÍ ZA POLOTEPLA

Rozválcování kroužků s poloohřevem je kompromis mezi tvářením za studena a za tepla. Probíhá při teplotách 600 až 750 °C. Je optimální tvářet při co nejnižších teplotách z důvodů nákladů na ohřev a vzniku případných okují a oduhličení povrchu.

Při nízkých teplotách od 250 °C do 400 °C není však možné ocel tvářet. Jedná se o oblast křehkosti, ve které tvářením může způsobit prasknutí materiálu nebo vznik trhlin. Teplota pro tvářením za ohřevu je volena až nad 600 °C. Při nižší teplotě (např. 550 °C) vzniká nebezpečí, že vlivem ochlazení polotovaru při jeho vložení do nástroje se předvalek dostane do oblasti křehkosti. Při teplotách nad 800 °C zase nedochází ještě k dalšímu zásadnímu snížení přetvárného odporu, tzn. ohřev na tuto teplotu je již nevhodný. Navíc vzniká nebezpečí, že přísunem další deformační energie se teplota může zvýšit. V rozsahu teplot 700 ° - 750 °C vznikají problémy s indukčním ohřevem (Curierův bod). Teplota 740 °C je udávána jako rekrystalizační teplota ložiskové oceli.

Důležitá je závislost mezi tvářecí teplotou a tvářitelností materiálu. Proto neoddelitelnou součástí technické přípravy je zjištění teplotní závislosti přetvárné pevnosti a mezní deformace pro každý druh oceli. Při ohřevu polotovaru musí být dodržena výška teploty a co nejkratší doba ohřevu.

Hlavním cílem je zvládnutí náročné technologie rozválcování ložiskových kroužků s ohřevem, a tím dosažení snížení materiálových nákladů a snížení energetické náročnosti na výrobu, zvýšení užité hodnoty ložisek (především trvanlivosti) při použití technologie rozválcování, kdy dojde ke zpevnění povrchové vrstvy oběžných drah a lepší struktura ložiskových kroužků a ke snížení pracnosti při výrobě ložisek. Pro toto porovnání bylo vyrobeno celkem 50 (25 vzorků vyrobeno rozválcováním za polotepla a 25 vzorků vyrobeno rozválcováním za studena) experimentálních vzorků v podobě kroužků, jejichž průměry byly velmi přesně změřeny pomocí 3D souřadnicového měřicího přístroje Prismo Navigátor 10 Ultra od výrobce Carl Zeiss. Všechny vzorky byly vyrobeny z materiálu 100CrMnSi6-4. Porovnání úchylek pro druhy rozválcování je uvedeno na obr. 4.3.



Obr. 4. 3 Porovnání úchylek pro jednotlivé druhy rozválcování.

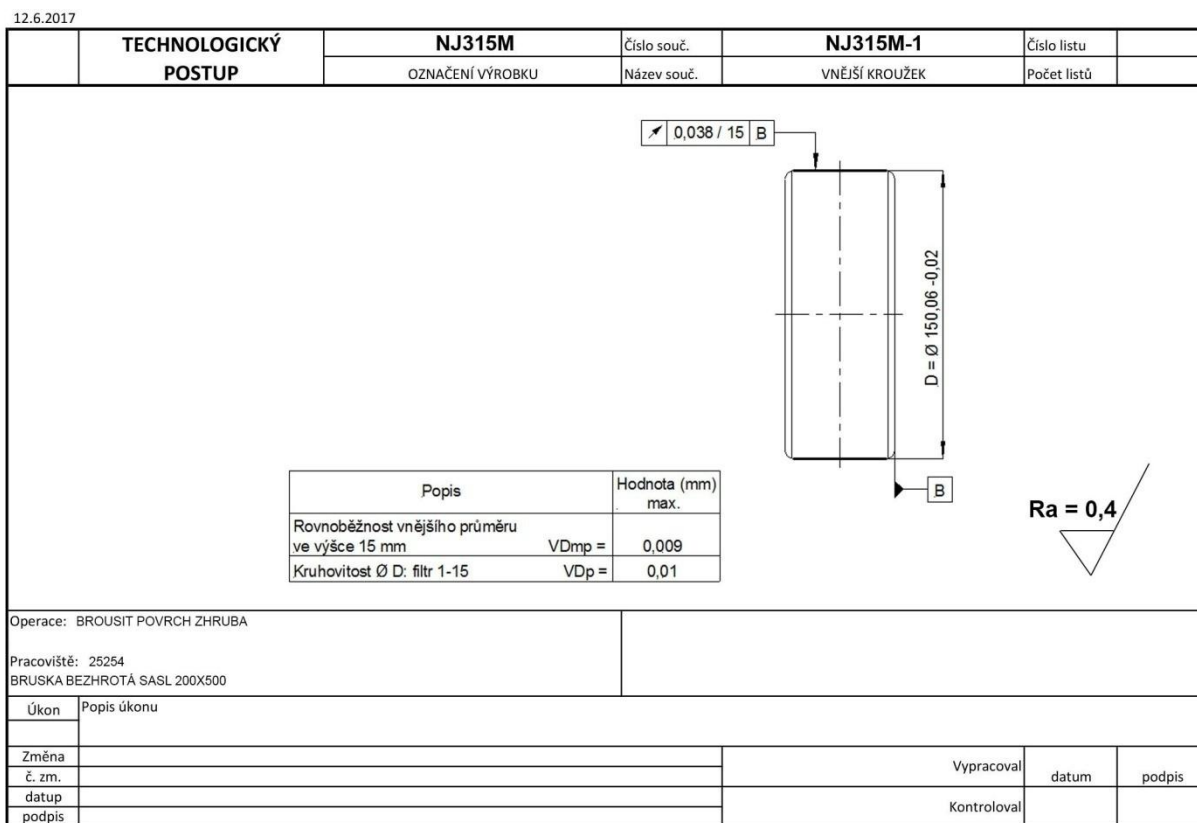
Bohužel, z výsledků tohoto experimentu a následného měření ovality takto vyrobených ložiskových kroužků užitím 3D souřadnicového měřicího přístroje je jasné, že s rozválcováním za polotepla byly dosaženy podstatně vyšší hodnoty ovalit (úchylek tvaru viz obr. 4.3), než při rozválcování ložiskových kroužků za studena.

4.4 BROUŠENÍ

V této části experimentu byla provedena analýza vybraných aspektů strategií soustružení a válcování za studena ložiskových kroužků před kalením a jejich vliv ve výrobním procesu na dokončovací operaci broušení. Cílem tohoto experimentu bylo získat data o rozměrové stabilitě, úchylných tvaru a polohy zkušebních vzorků dle postupu B uvedeného v kapitole 3.4. V rámci tohoto experimentu byly analyzovány úchylny tvaru - ovalita na operaci hrubovací broušení.

Materiálem ložiskových kroužků, které byly pro tento účel vyrobeny v sérii 75 ks (25 ks kroužků ze soustruženého polotovaru, 25 ks z rozválcovaného polotovaru za studena a 25 ks kroužků z polotovaru rozválcovaného za polotepla) byla ocel 100Cr6. Pro obrábění byla použita bezhrotá bruska SASL 200 (brousící kotouč: 500x500x305 99BA 60K9VV40; podávací kotouč: 300x500x200 A96120R1R; řezná rychlost=35,9 m·s⁻¹; počet průchodů=7; délka cyklu na kus= 1:13 min; procesní kapalina: OPTICOOL) a pro měření úchylny 3D souřadnicový měřicí přístroj Prismo Navigátor 10 Ultra Carl Zeiss.

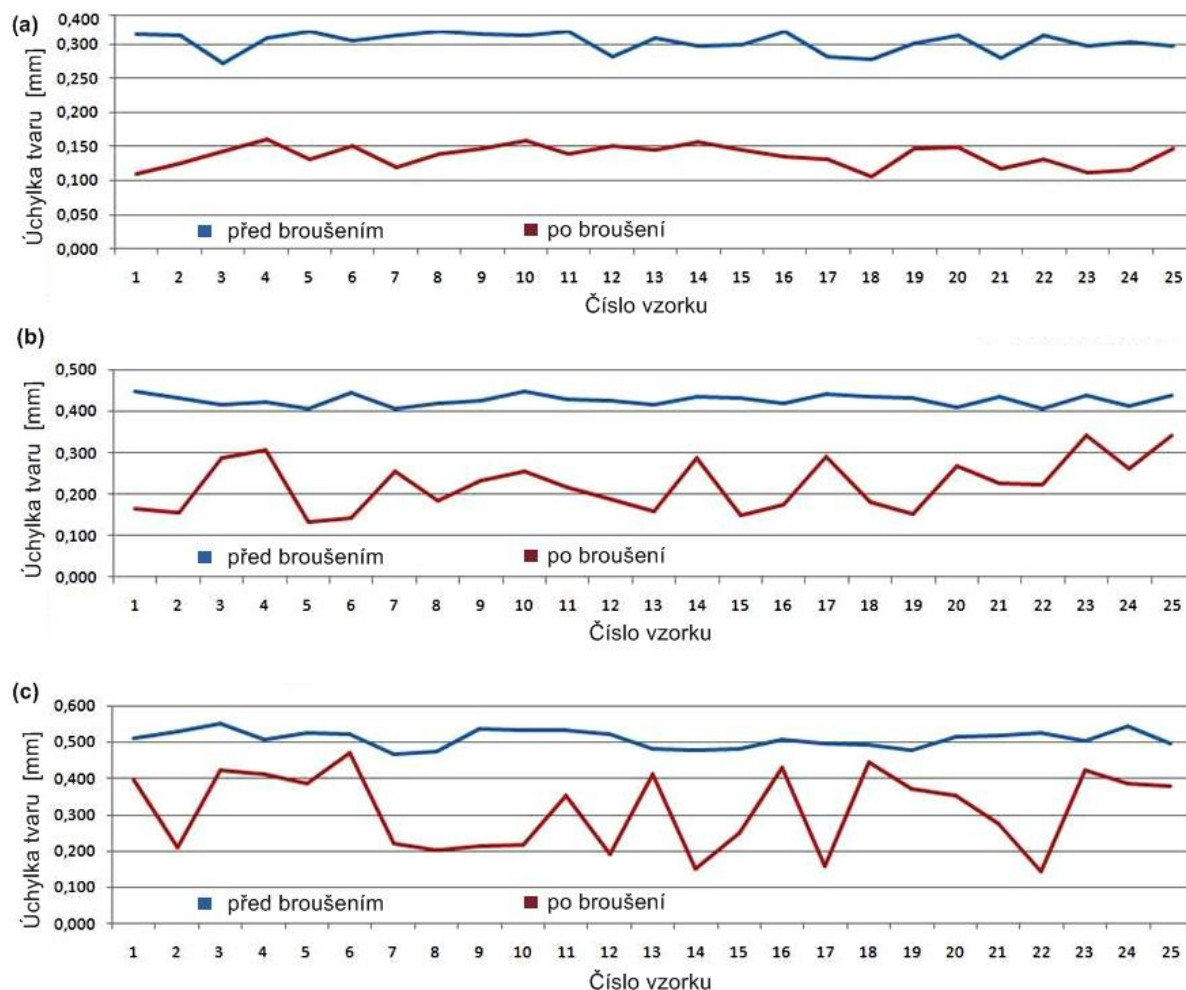
Broušení vzorků experimentu vnějších ložiskových kroužků vyrobených technologií dle postupu B je průchozím broušením vnějšího rozměru D = 150 mm - viz níže uvedená návodka (obr. 4.4).



Obr. 4. 4 Příklad operační návodky pro hrubovací broušení.

DIZERTAČNÍ PRÁCE

V níže uvedených grafech (obr. 4.5) jsou vyhodnoceny úchytky ovality před a po operaci hrubovací broušení ložiskového kroužku vyráběného dle technologického postupu A, B.



Obr. 4. 5 Porovnání výsledných geometrických úchylek pro různé polotovary (a) graf úchylek tvaru soustružených polotovarů, (b) graf úchylek tvaru rozválcovaných polotovarů za studena, (c) graf úchylek tvaru rozválcovaných polotovarů za polotepla.

Experimentální broušení bylo provedeno na zkušebních dávkách polotovarů vyrobených odlišným způsobem, měřeny byly velikosti přídavek a geometrické úchytky na vnější válcové ploše před a po hrubovacím broušením.

V jednotlivých průchodech byl přírůstek redukován následovně:

- | | |
|-----------|---------|
| 1. Tříška | 0,60 mm |
| 2. Tříška | 0,43 mm |
| 3. Tříška | 0,30 mm |
| 4. Tříška | 0,20 mm |
| 5. Tříška | 0,12 mm |
| 6. Tříška | 0,08 mm |
| 7. Tříška | 0,05 mm |

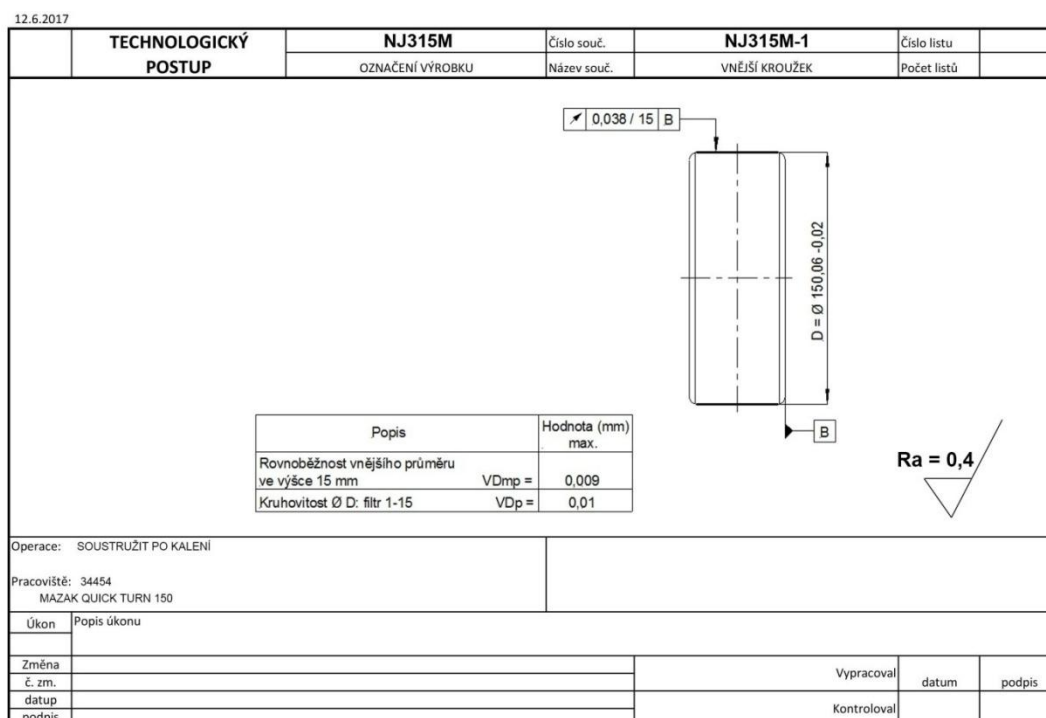
U nižšího přídatku, pro polotovary soustružené, byl úměrně snížen počet průchodů.

Z grafického přehledu vyplývají následující závěry:

- úchytky tvaru jsou u rozválcovaných polotovarů vyšší zhruba o 30 %,
- u rozválcovaných polotovarů je poněkud vyšší rozptyl velikosti úchytky tvaru,
- rozválcování za polotepla vykazuje vyšší úchytky tvaru před broušením a vyžaduje vyšší počet průchodů pro eliminaci úchylek.

4.5 SOUSTRUŽENÍ PO TEPELNÉM ZPRACOVÁNÍ

V rámci následujícího experimentu týkajícího se soustružení po tepelném zpracování (polotovar rozválcovaný za studena) bylo hledáno řešení závislosti $T = f(v_c)$ tak, že bylo sledováno opotřebení VB na hřbetu obráběcího nástroje. Dále byly měřeny úchytky tvaru všech 25 ks vyrobených kroužků užitím 3D souřadnicového měřicího přístroje. Obrábění bylo realizováno na soustruhu QUICK TURN 150 od firmy MAZAK, přičemž použitý soustružnický nůž s vyměnitelnými břitovými destičkami z kubického nitridu bóru s označením DNGA 150408 CBN10-IB10HC byl dodaný firmou Sandvik. Obráběcí parametry byly: posuv na otáčku = 0,05 mm; šířka záběru hlavního ostří nástroje = 0,5 mm; řezná rychlost = 125 až 198 m·min⁻¹. Příklad operační návody pro soustružení po kalení je uveden na (obr. 4. 6).



Obr. 4.6 Příklad operační návody pro soustružení po kalení.

Úchytky tvaru jednotlivých kroužků byly vyneseny do grafu a znázorněny na obrázku 4.7, ze kterého je patrné, že největší přesnosti tvaru bylo možné dosáhnout u vzorku č. 3, a to 0,002 mm. Většina dalších vzorků se však pohybuje okolo 0,006 mm.



Obr. 4.7 Dosažené úchylky tvaru po soustružení po TZ.

Tab. 4.3 Závislost $T - v_c$ pro vyměnitelnou břitovou destičku DNGA 150408CBN10-IB10HC

VB [mm]	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8
v_c [$m \cdot min^{-1}$]	T [min]						
125	17,5	31,6	48	67,2	92,6		
141			23	44,7	65,7	84,3	101,7
158	10,3	19	28,3	38,6	49,7	62	74,8
177		10,5	18,3	26,8	35,5	44,9	55
198			13	22,5	30	38,7	45,7

Výsledky měření trvanlivosti T závislosti $T - v_c$ pro jednotlivé míry opotřebení VB jsou uvedeny v tab. 4.3 a jsou podkladem pro řešení optimalizace technologie obrábění soustružením po TZ, která bude řešena v kapitole 6.

5 VYHODNOCENÍ DYNAMIKY PROCESU SOUSTRUŽENÍ PO TZ

Analyzovanými aspekty z hlediska dynamiky procesu byly jednotlivé složky řezných sil a silové působení při soustružení po tepelném zpracování.

Měření složek řezné síly bylo realizováno během soustružení kroužků po TZ, které byly upnuty do 4 - čelistového sklíčidla. Pro měření byl použit tříslžkový piezoelektrický dynamometr 9441 od firmy Kistler, zesilovač 5806 A SN 176184, přičemž vzorkovací frekvence byla 2 kHz. Naměřené záznamy složek řezné síly byly zpracovány a vyhodnoceny pomocí software DASYLab 4.0. Pro následující testování byl použit soustruh a nástroj dle předchozí kapitoly 4.5. Testovanými vzorky byly kroužky soustružené před TZ s ovalitou 0,6 mm a bez ovality a dále kroužky rozválcované před TZ s ovalitou 0,29 mm a bez ovality. Ovalita kroužků byla opět měřena pomocí 3D souřadnicového měřicího přístroje.

Soustružení je dynamický proces, ve kterém se řezná síla a tím pádem také její složky v čase mění i přesto, že řezné podmínky, šířka záběru hlavního ostří nástroje a jiné aspekty zůstávají konstantní. Toto dáno několika následujícími aspekty:

- každý obráběcí proces má svoji přesnost a tuhost (statickou, kinematickou i dynamickou) vzhledem k tomu, že se skládá z komponentů vyrobených

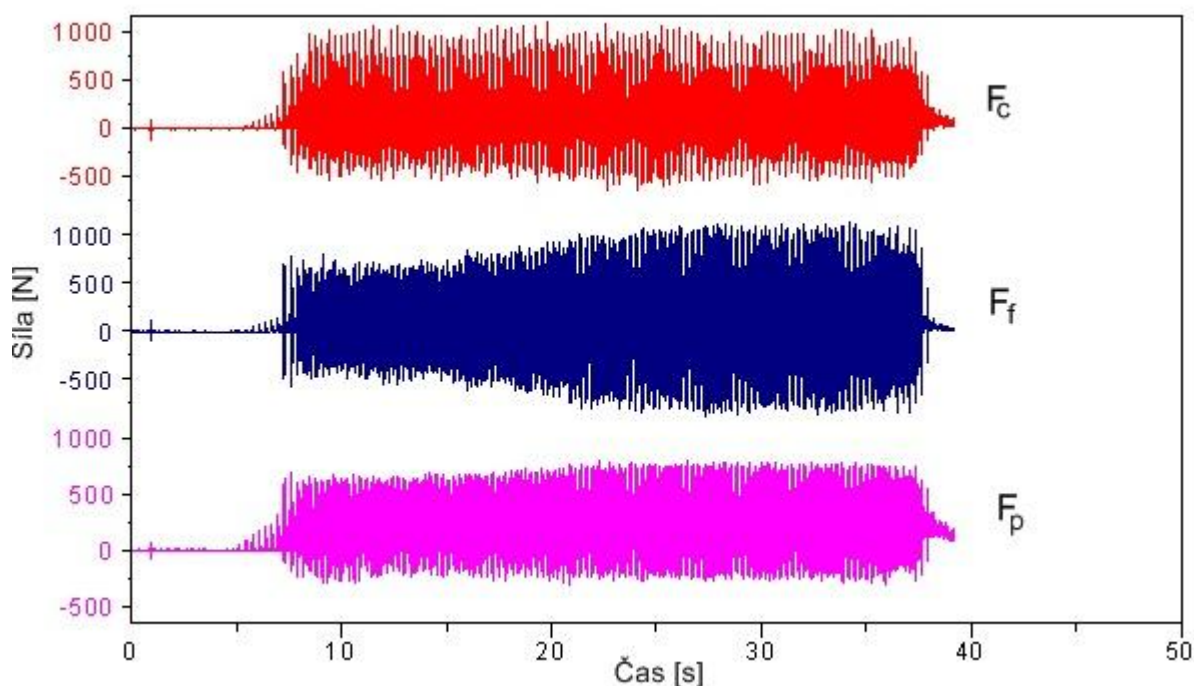
s určitou přesností, které se na sebe navazují (existuje např. dovolené radiální házení vřetene),

- struktura obráběného materiálu není homogenní (proto ani tříška obvykle nemá konstantní průřez),
- nástroj podléhá opotřebení.

Při soustružení po tepelném zpracování k dynamice řezného procesu přispívají následující aspekty:

- proměnlivá tloušťka řezu v souvislosti s deformacemi kroužků během TZ,
- vznik charakteristické segmentové třísky, kdy je místo plynulé třísky vytvářena tříška tvořená jednotlivými segmenty v důsledku cyklického procesu relaxace napětí před řeznou hranou.

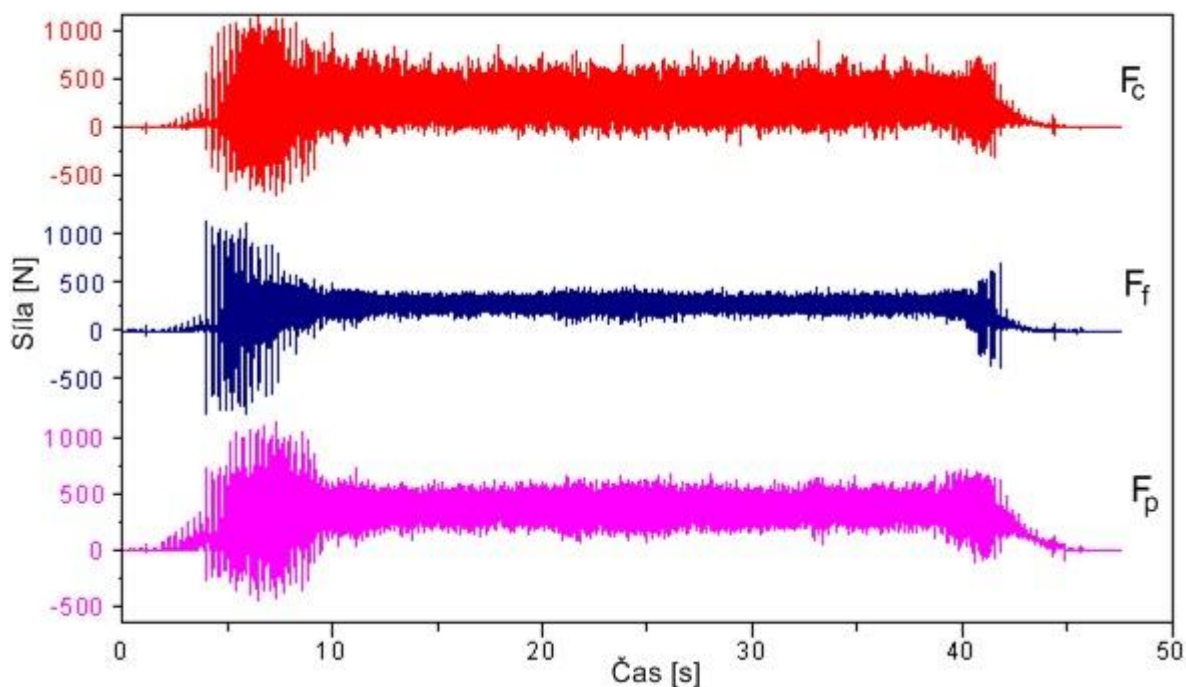
Charakteristická dynamika řezného procesu, v tomto případě vyjádřená fluktuací složek řezné síly, se skládá z vysoko frekvenční složky v souvislosti s nehomogenitou struktury a vytvářením segmentové třísky (viz obr. 5.1). Frekvence segmentace třísky je v tomto případě nad 10 kHz **Chyba! Nenalezen zdroj odkazů.**, a tedy její reálný průběh v čase prostřednictvím použitých dynamometrů není možné detekovat (dynamometry KISTLER mají horní frekvenční ohraničení 2 až 3,5 kHz). Avšak i přesto se její složky v zaznamenaných signálech složek řezné síly částečně nacházejí. Pro strukturní nehomogenitu materiálu je charakteristická ještě vyšší frekvence, která se do složek řezné síly promítá v mnohem menší míře, jako dynamická vyvolaná segmentací.



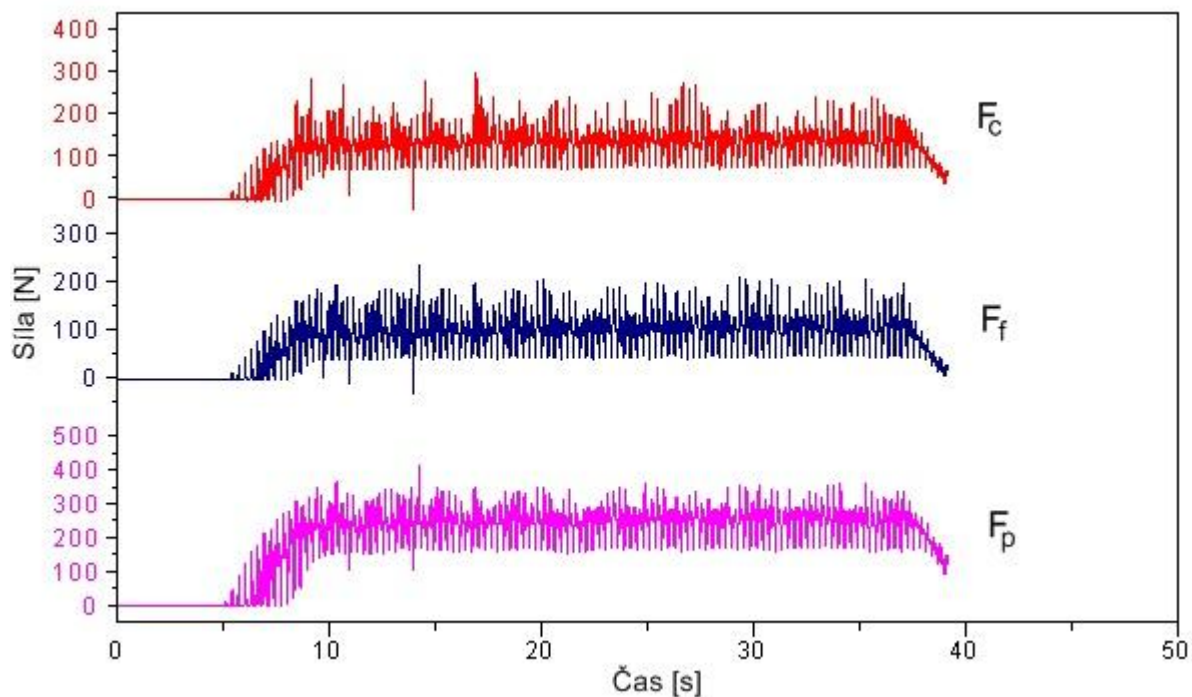
Obr. 5. 1 Záznam složek řezné síly v průběhu soustružení po TZ, kroužek soustružený před TZ, ovalita po TZ 0,6 mm, nefiltrovaný signál.

Na druhé straně, dynamika procesu navázaná na deformace kroužků po TZ související s proměnlivou šířkou záběru hlavního ostří nástroje, má frekvenční složky, které je možné dynamometry plně detekovat. Pokud je například pro kroužek charakteristická jeho ovalita, tak pro řeznou rychlost $100 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ a průměr kroužku 140 mm je charakteristická frekvence přibližně 8 Hz. Tvar tepelně zpracovaného kroužku je však složitější a kromě druhé harmonické se v jeho tvaru vždy nacházejí také vyšší harmonické složky. V souvislosti s tím se rozsah charakteristických frekvencí vyskytuje v určitém pásmu. Všeobecně je však možné je považovat za nízkofrekvenční. Když porovnáme charakteristické signály složek řezné síly na kroužcích po TZ (jako 1. tříška, kdy se odstraňují deformace kroužku vytvořené během TZ) s následujícími opakovanými průchody na stejné ploše (jako 2. tříška, kdy je ovalita resp. deformace kroužku během TZ eliminovaná předcházejícím řezem), tak je možné v dynamice kroužků, ať už soustružených anebo rozválcovaných před TZ, pozorovat výrazný rozdíl – viz obrázek 5.1, 5.2, 5.7 a také obrázek 5.8.

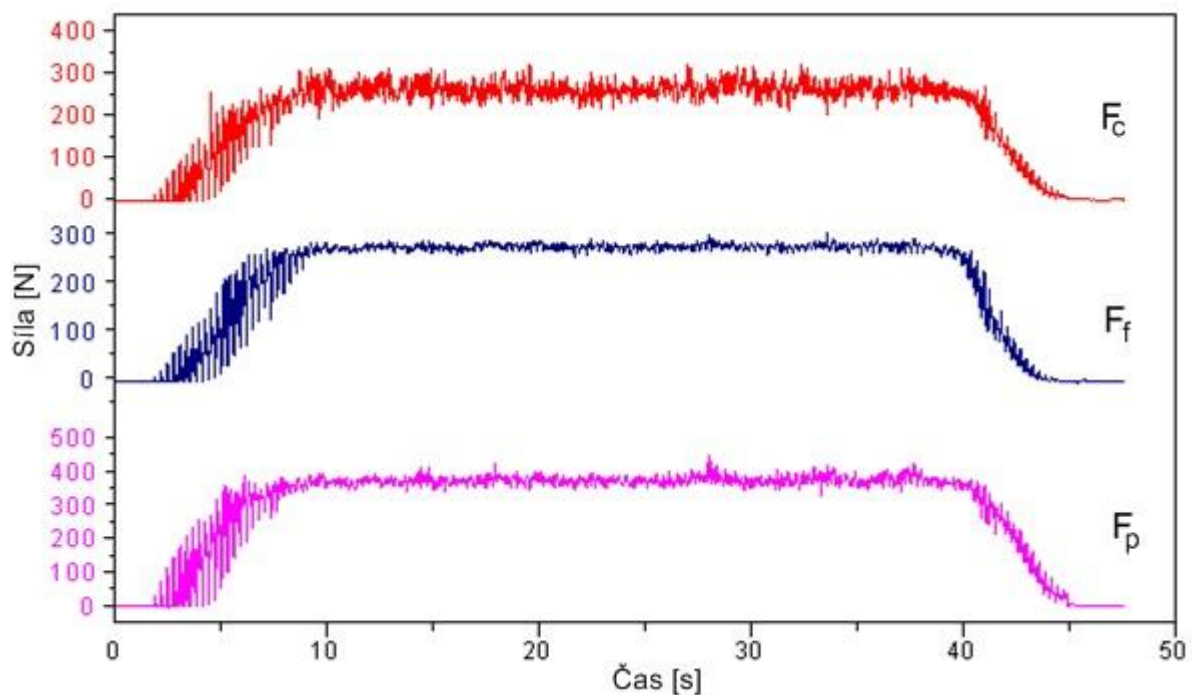
Amplituda oscilace při soustružení po TZ je výrazně vyšší v porovnání s následující třískou. Na záznamech jsou patrné kladné i záporné hodnoty složek (záporné souvisí se setrvačnými silami). Charakteristickou oscilaci složek je možné sledovat během opakovaných průchodů nástroje (2. tříška), avšak amplituda kmitání složek je výrazně menší a souvisí především s vytvářením segmentové třísky, zatímco první řez a jeho dynamika je daná synergickým efektem tvorby segmentové třísky a proměnlivé hloubky záběru hlavního ostří nástroje.



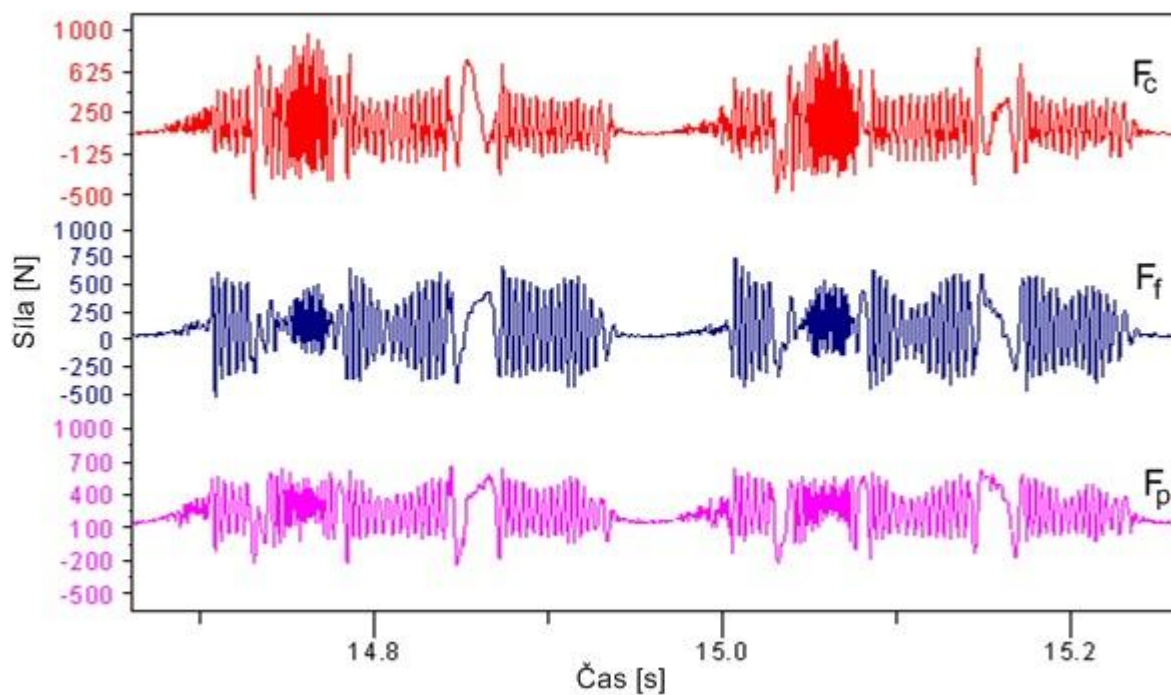
Obr. 5. 2 Záznam složek řezné síly v průběhu soustružení po TZ, kroužek soustružený před TZ, bez ovality po TZ, nefiltrovaný signál.



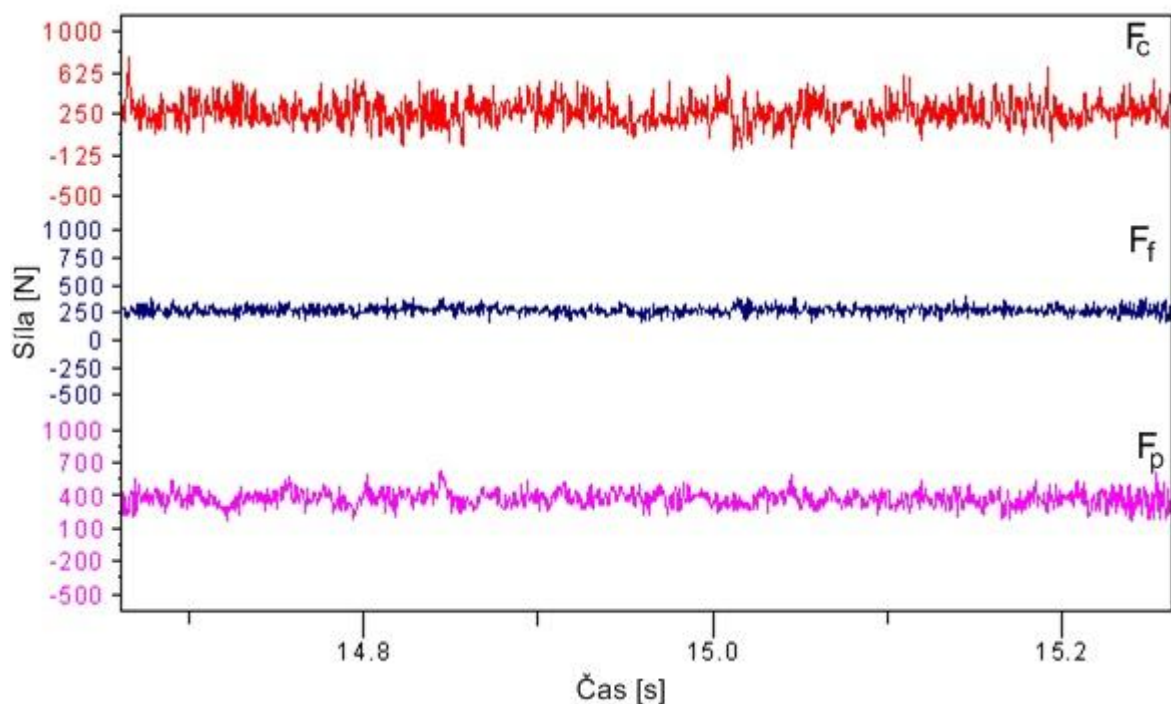
Obr. 5. 3 Záznam složek řezné síly v průběhu soustružení po TZ, kroužek soustružený před TZ, ovalita po TZ 0,6 mm, filtrovaný signál – low pass filtr 10 Hz.



Obr. 5. 4 Záznam složek řezné síly v průběhu soustružení po TZ, kroužek soustružený před TZ, bez ovality po TZ, filtrovaný signál – low pass filtr 10 Hz.

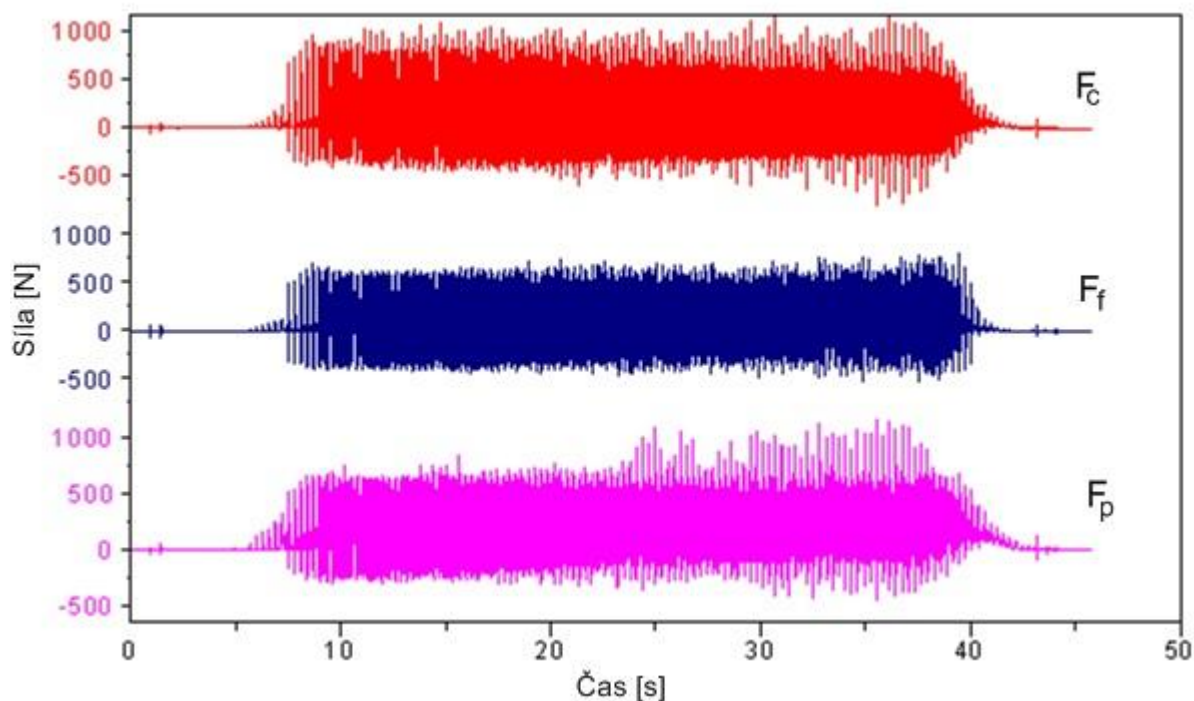


Obr. 5. 5 Záznam složek řezné síly v průběhu soustružení po TZ – detail, 2. tříška, kroužek soustružený po TZ, ovalita po TZ 0,6 mm, nefiltrovaný signál.

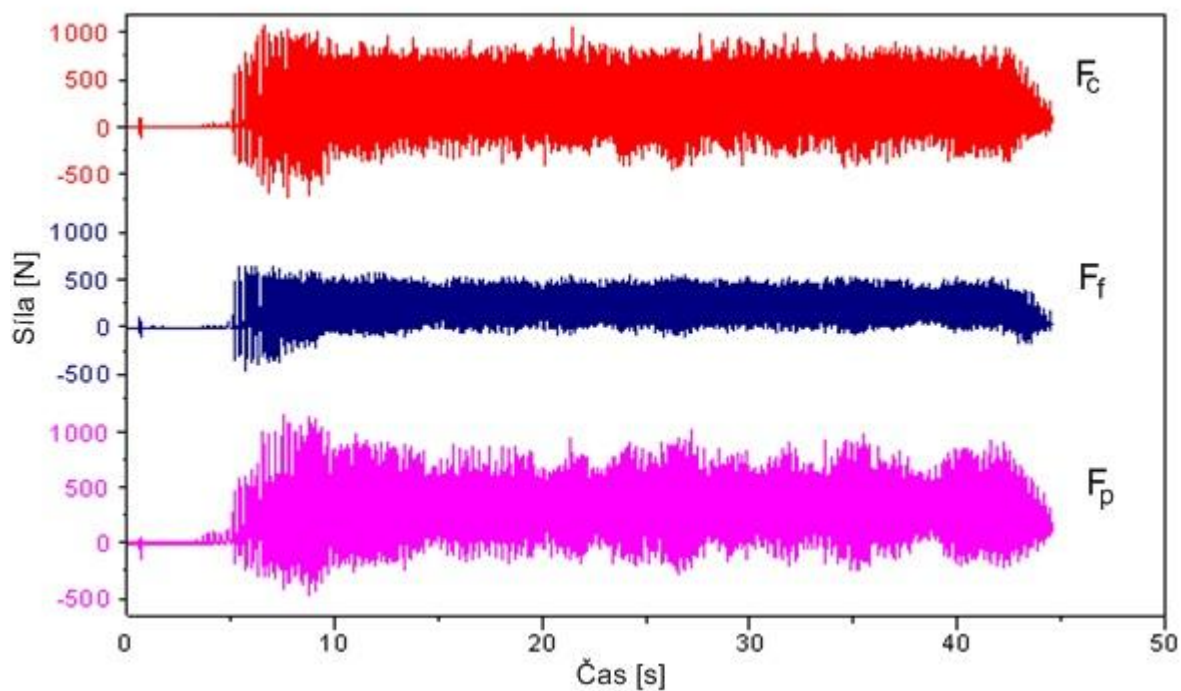


Obr. 5. 6 Záznam složek řezné síly v průběhu soustružení po TZ – detail, 2. tříška, kroužek soustružený po TZ, bez ovality po TZ, nefiltrovaný signál.

V případě kroužku, který je před TZ rozválcovaný, je efekt změny dynamiky řezného procesu, kdy se na 1 oběžné dráze realizují opakované řezy méně zjevný, než když signály nejsou filtrované a vzorkovací frekvence je vysoká (2kHz). Když se však ze signálu odfiltruje vysokofrekvenční složka související s nehomogenitou struktury materiálu a se segmentací třísky, jsou rozdíly lépe viditelné (filtrování low pass filtrem 10Hz). V tomto případě je dominantním efektem ovlivňujícím nestabilitu procesu především ovalita kroužku. Tento aspekt je dobře patrný jak pro soustružené kroužky, tak i pro rozválcované před TZ (viz Obr. 5.3, Obr. 5.4, obr. 5.9 a obr. 5.10). Stejně tak je velmi dobře viditelný rozdíl na nefiltrovaných detailech složek řezné síly pro obě strategie, které reprezentují 2. třísku při obrábění (viz obr. 5.4, obr. 5.5, obr. 5.11 a obr. 5.12).



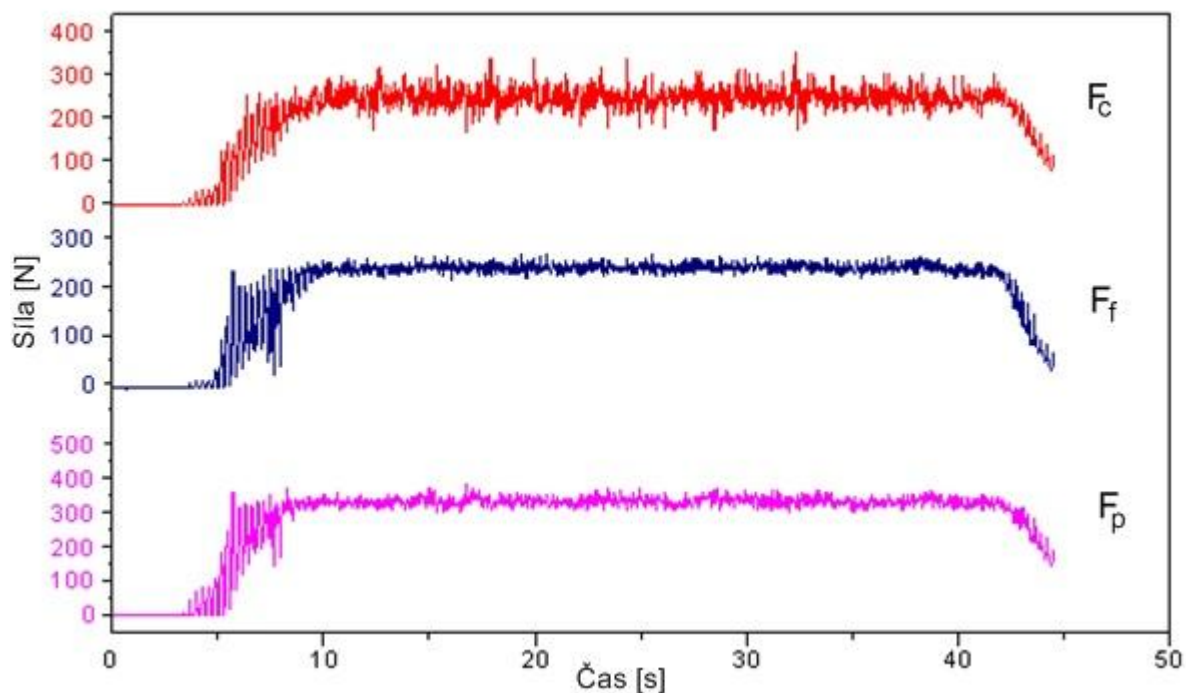
Obr. 5.7 Záznam složek řezné síly v průběhu soustružení po TZ, kroužek rozválcovaný před TZ, ovalita po TZ 0,29 mm, nefiltrovaný signál.



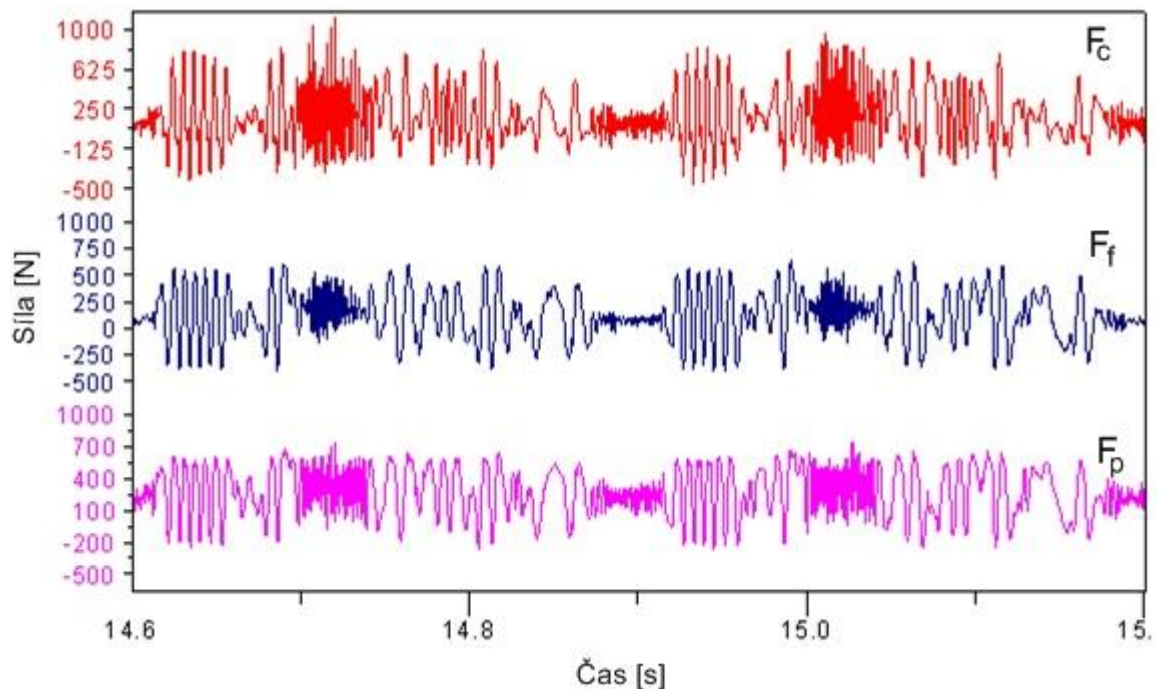
Obr. 5. 8 Záznam složek řezné síly v průběhu soustružení po TZ, kroužek rozválcovaný před TZ, bez ovality po TZ, nefiltrovaný signál.



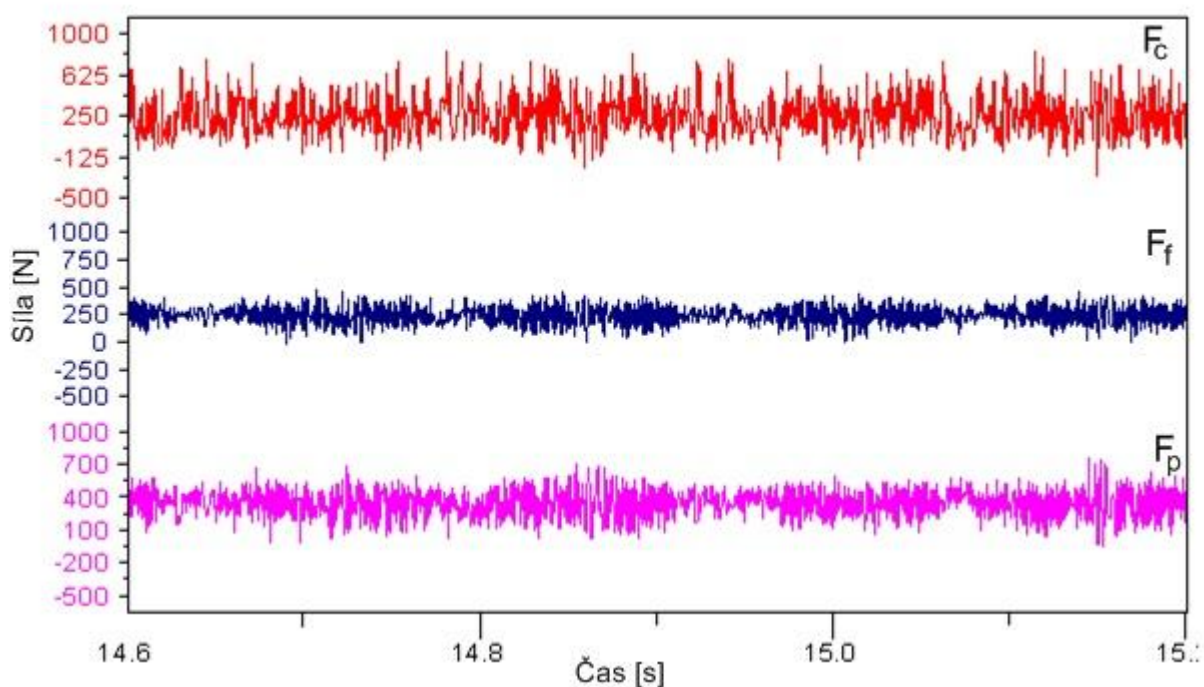
Obr. 5. 9 Záznam složek řezné síly v průběhu soustružení po TZ, kroužek rozválcovaný před TZ, ovalita po TZ 0,29 mm, filtrovaný signál – low pass filtr 10 Hz.



Obr. 5. 10 Záznam složek řezné síly v průběhu soustružení po TZ, kroužek rozválcovaný před TZ, bez ovality po TZ, filtrovaný signál – low pass filtr 10 Hz.



Obr. 5. 11 Záznam složek řezné síly v průběhu soustružení po TZ – detail, 2. tříška, kroužek rozválcovaný před TZ, ovalita po TZ 0,29 mm, nefiltrovaný signál.



Obr. 5.12 Záznam složek řezné síly v průběhu soustružení po TZ – detail, 2. tříška, kroužek rozválcovaný před TZ, bez ovality po TZ, nefiltrovaný signál.

Řeznou sílu je možné rozložit na její statickou a dynamickou složku. Statická složka představuje průměrnou hodnotu síly v určitém časovém úseku (např. několik sekund), respektive je možné ji identifikovat tak, že se ze signálu odfiltrují její časově proměnné složky. Co se týká dynamické složky, je možné ji odfiltrovat ze signálu prostřednictvím high pass filtru a analyzovat prostřednictvím více proměnných, které lze pro dynamické veličiny použít [94]. Nejčastěji používaným parametrem je efektivní, resp. RMS hodnota (root mean square), která v sobě obsahuje nejen amplitudové, ale i frekvenční charakteristiky časově proměnného signálu. Tento parametr se využívá často i proto, že ho je možné přímo vztahovat k celkové destruktivní energii dynamického děje (např. v souvislosti s dynamickým účinkem řezného procesu na nástroj – dynamické pulzy, kterým je nástroj vystaven).

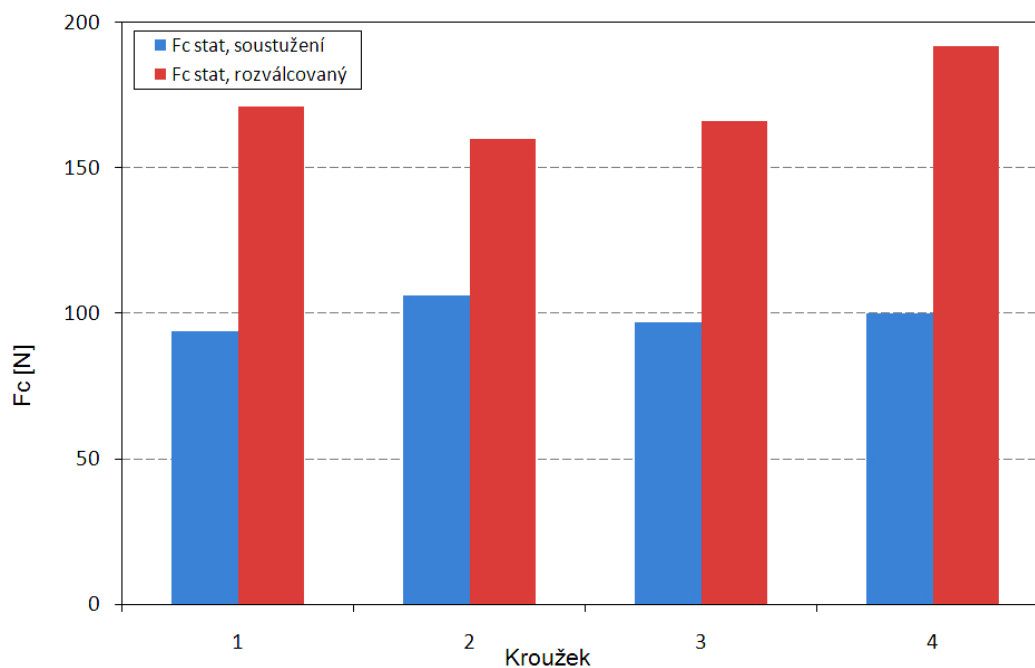
Pro následující experiment analyzující vliv ovality na statické hodnoty RMS hodnoty složek řezné síly, byly soustruženy 2 série kroužků po (soustružené před TZ a rozválcované před TZ) 4 kroužcích v každé sérii (pro každou strategii tedy 8 kroužků):

- 4 kroužky soustružené před TZ s průměrnou ovalitou 0,29 mm,
- 4 kroužky soustružené před TZ s maximální ovalitou 0,6 mm,
- 4 kroužky rozválcované před TZ s průměrnou ovalitou 0,32 mm,
- 4 kroužky rozválcované před TZ s maximální ovalitou 0,7 mm a více.

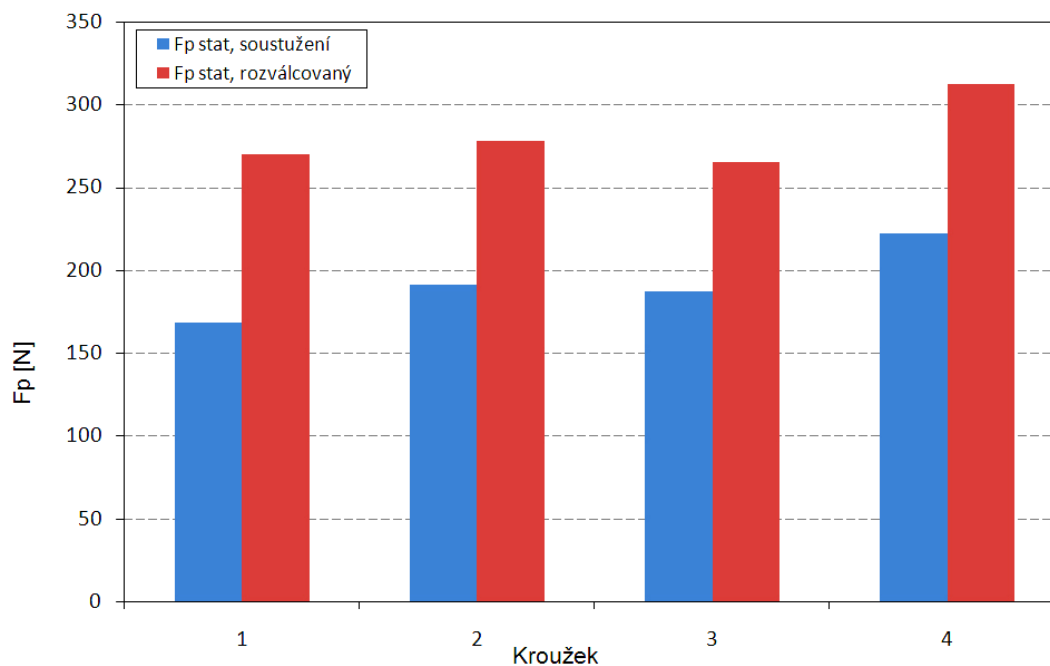
Z opakovaných měření vyplývá, že velikost statických složek řezné síly pro kroužky rozválcované před TZ je vyšší v porovnání s kroužky soustruženými, jak je patrné z obrázků 5.13, 5.14, 5.15. Statické hodnoty složky F_c jsou pro válcované kroužky o 60 až 90 % vyšší v porovnání se statickými složkami F_c pro kroužky soustružené - viz obrázek 5.13. Obdobný

rozdíl je možné pozorovat také pro F_p složku, která je znázorněna v grafu na obrázku 5.14. V případě složky F_f je tento rozdíl v některých případech více jak 3 násobný. Na druhé straně, velikost RMS hodnot pro všechny složky a obě použité strategie (soustružení před TZ, rozválcování před TZ) je podobná, respektive tak, jak se v některých případech vyskytují vyšší RMS hodnoty složek pro kroužky válcované před TZ, tak se vyskytují pro jiná opakovaná měření, respektive jiné složky, vyšší RMS hodnoty pro kroužky soustružené. Uvedená skutečnost souvisí také s tím, že byly porovnávány kroužky z obou strategií s průměrnými hodnotami ovality po TZ, tj. kroužky s ovalitou 0,29 mm po TZ pro kroužky soustružené před TZ a kroužky s ovalitou 0,32 mm po TZ pro kroužky rozválcované před TZ. Ukazuje se, že rozdíl v ovalitě před TZ mezi jednotlivými strategiemi a odlišný stav struktury a napětí nemá podstatný vliv na průměrné hodnoty ovality po TZ. Rozdíl je možné vidět hlavně ve variačním rozpětí, ve kterém se ovality vyskytují (toto rozpětí je pro kroužky rozválcované před TZ větší než v případě kroužků soustružených před TZ). Vzhledem k velmi podobné velikosti ovality po TZ je i rozdíl v RMS hodnotě složek řezné síly malý a zjevný rozdíl mezi jednotlivými strategiemi není viditelný - viz obrázky 5.16, 5.17 a 5.18.

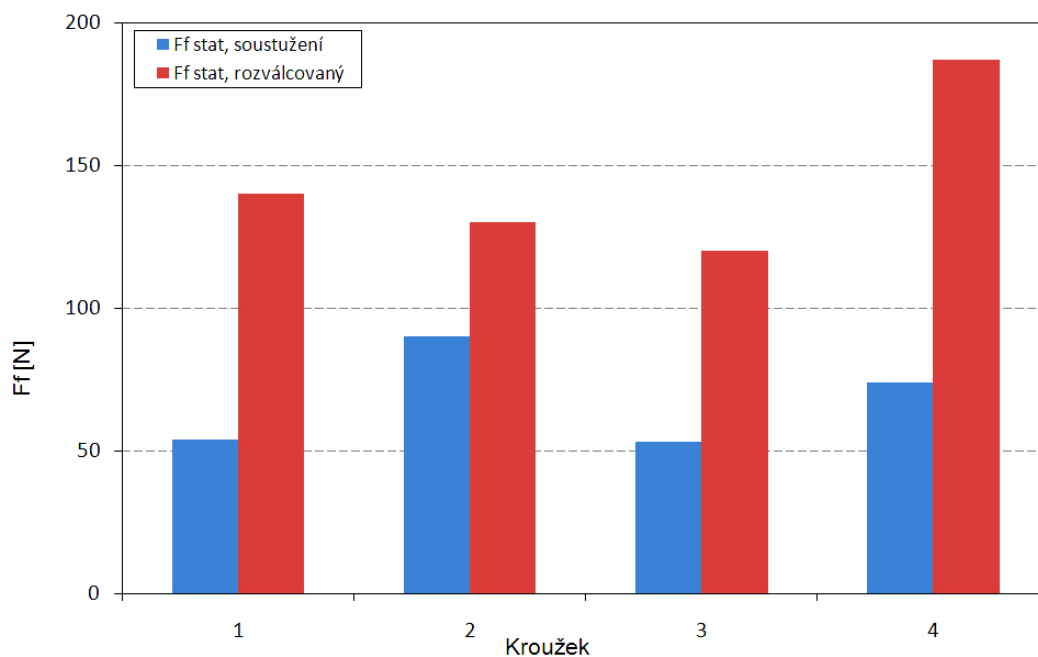
Jak již bylo uvedeno, v signálech složek řezné síly se vyskytují jak vysokofrekvenční složky v souvislosti se segmentací třísky a nehomogenitou struktury, tak i nízkofrekvenční složky související s deformacemi kroužků během TZ. Posouzení dynamiky řezného procesu, ať už na základě jednoduchého vizuálního porovnání signálů, anebo prostřednictvím exaktního hodnocení např. prostřednictvím RMS hodnoty, je silně závislé nejen na vzorkovací frekvenci měření, ale i na tom, jak se získaný signál dále zpracovává. Obrázky 5.19 a 5.20 ukazují, že amplituda oscilace složek je silně závislá na filtraci signálu, a tedy na tom, jaký filtr (v tomto případě low pass filtr) se použije. Změnou filtru se ze signálu odstraňují složky různé frekvence.



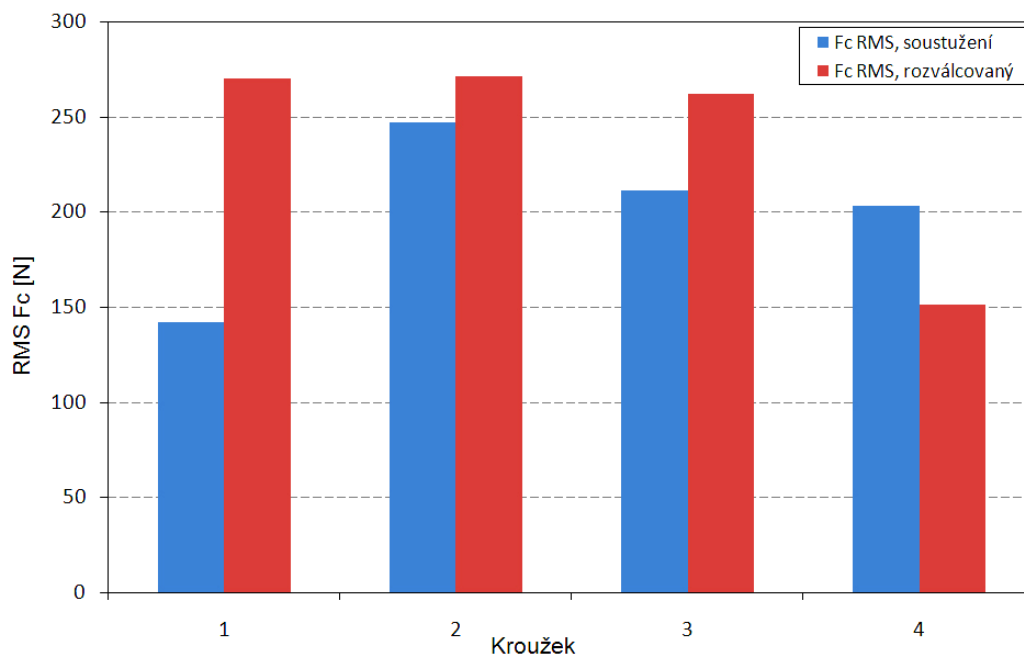
Obr. 5. 13 Porovnání statických složek F_c , soustružení po TZ (ovalita kroužků soustružených před TZ 0,29 mm, ovalita kroužků rozválcovaných před TZ 0,32 mm).



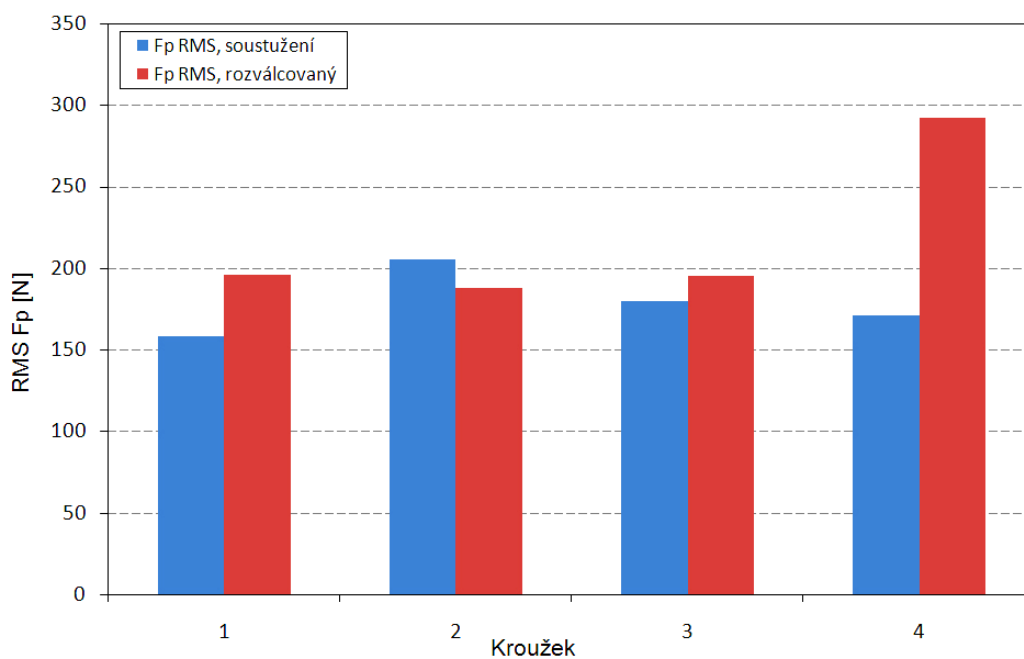
Obr. 5. 14 Porovnání statických složek F_p , soustružení po TZ (ovalita kroužků soustružených před TZ 0,29 mm, ovalita kroužků rozválcovaných před TZ 0,32 mm).



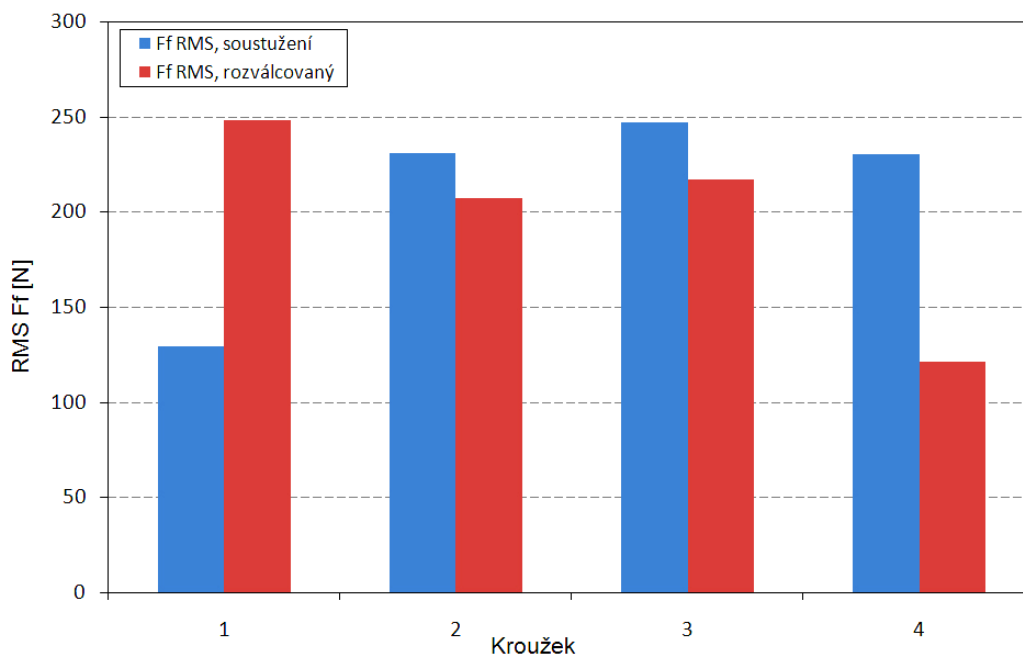
Obr. 5. 15 Porovnání statických složek F_f , soustružení po TZ (ovalita kroužků soustružených před TZ 0,29 mm, ovalita kroužků válcovaných před TZ 0,32 mm).



Obr. 5. 16 Porovnání RMS hodnot F_c , soustužení po TZ (ovalita kroužků soustružených před TZ 0,29 mm, ovalita kroužků válcovaných před TZ 0,32 mm), nefiltrovaný signál.

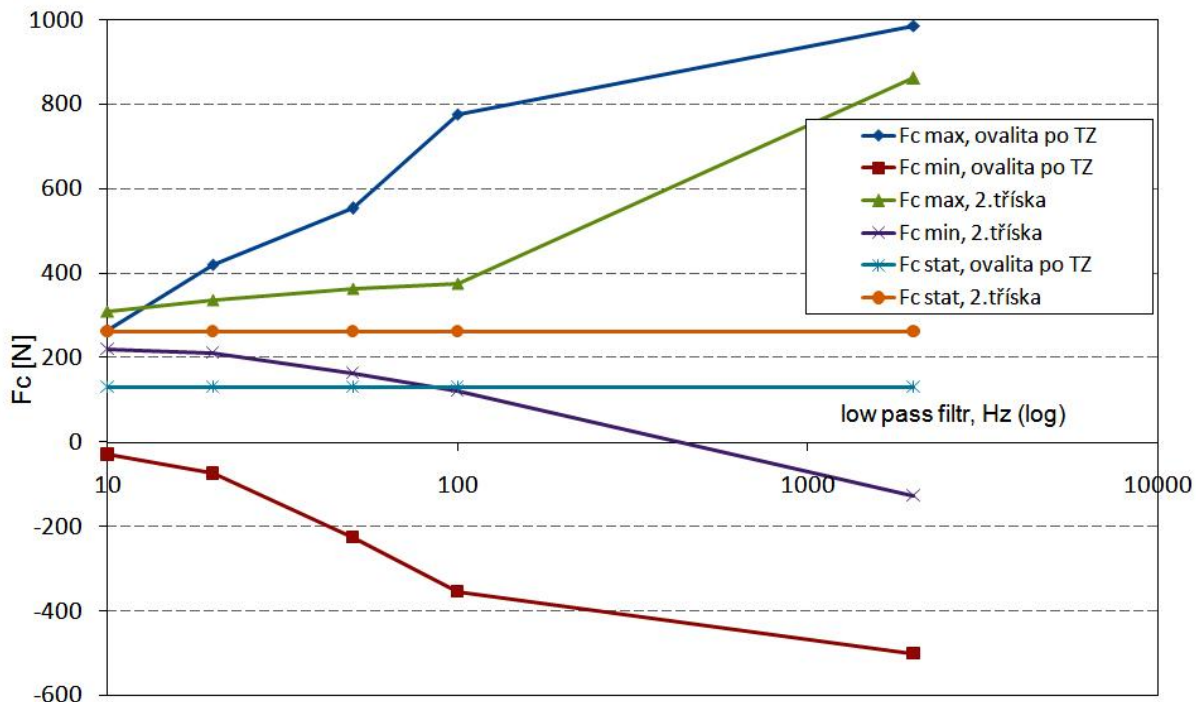


Obr. 5. 17 Porovnání RMS hodnot F_p , soustužení po TZ (ovalita kroužků soustružených před TZ 0,29 mm, ovalita kroužků válcovaných před TZ 0,32 mm), nefiltrovaný signál.

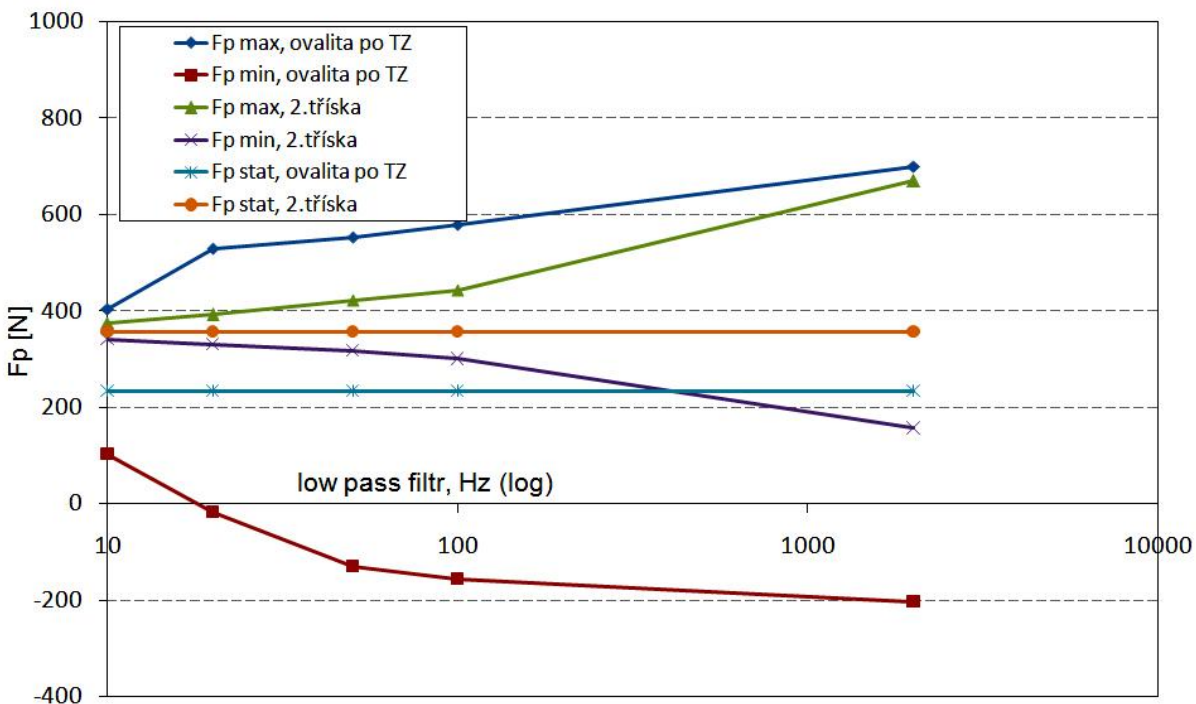


Obr. 5. 18 Porovnání RMS hodnot F_f , soustružení po TZ (ovalita kroužků soustružených před TZ 0,29 mm, ovalita kroužků válcovaných před TZ 0,32 mm), nefiltrovaný signál.

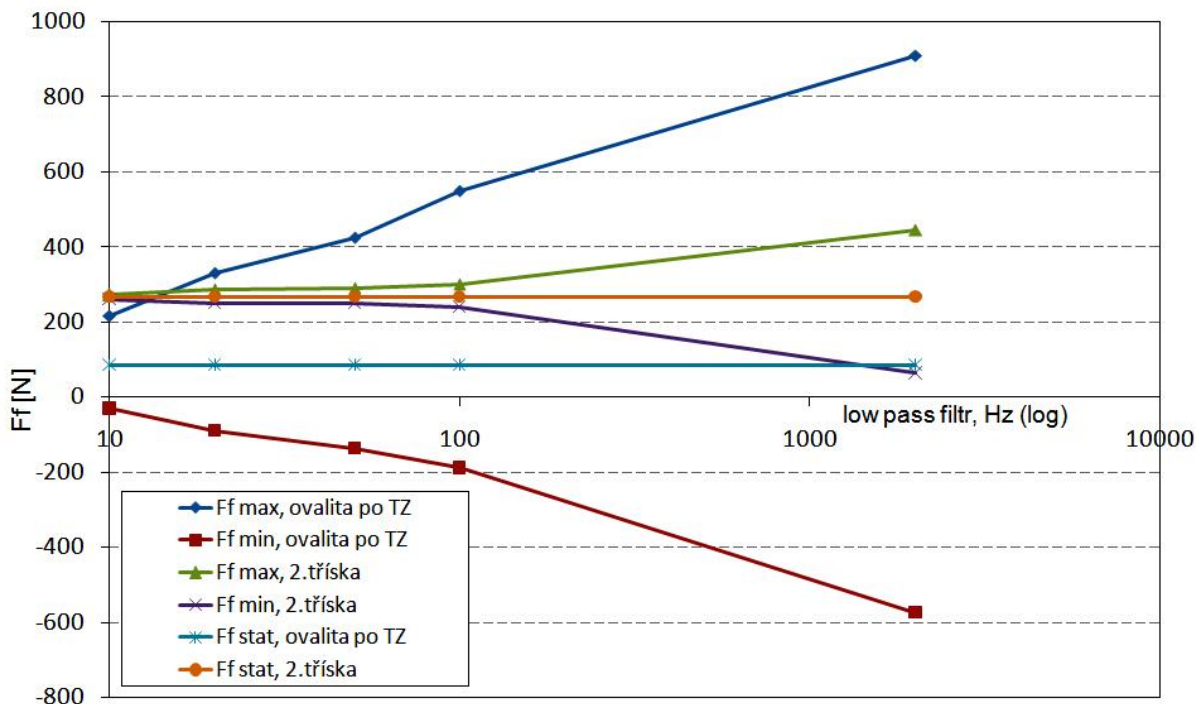
Na obrázcích 5.19 až 5.24 je znázorněno, že snižováním hodnoty low pass filtru se postupně v získaných záznamech čím dál více eliminují vysokofrekvenční složky, a to nejen pro řezy bezprostředně po TZ s charakteristickou ovalitou, ale i pro následující řezy, kdy je tato ovalita výrazně eliminována předcházejícím řezem. Maximální, resp. minimální hodnota složek, mezi kterými řezná síla (resp. její složky) osciluje, postupně klesá s klesající hodnotou low pass filtru. Z těchto obrázků je taktéž patrné to, co už bylo uvedeno v předcházejícím textu. Statické hodnoty složek řezné síly na površích bezprostředně po TZ jsou nižší, než při následujících opakovaných řezích bez ovality - tzn. při 2. třísce (platí pro obě strategie před TZ, a také pro všechny složky řezné síly F_c , F_p a F_f). Maximální, resp. minimální hodnoty, mezi kterými složky řezné síly oscilují, jsou výrazně vyšší pro soustružení po TZ kroužků s ovalitou po TZ, než v případě opakovaného řezu (2. tříska) na povrchu, kde je předcházejícím řezem eliminována. Výrazné rozdíly v ovalitě kroužků (pro soustružený kroužek ovalita po TZ 0,6 mm a pro rozválcovaný před TZ 0,32 mm) se do dynamiky řezného procesu výrazněji nepromítají. Výraznější rozdíl ve prospěch kroužku s nižší ovalitou je možné najít jen pro složku F_f .



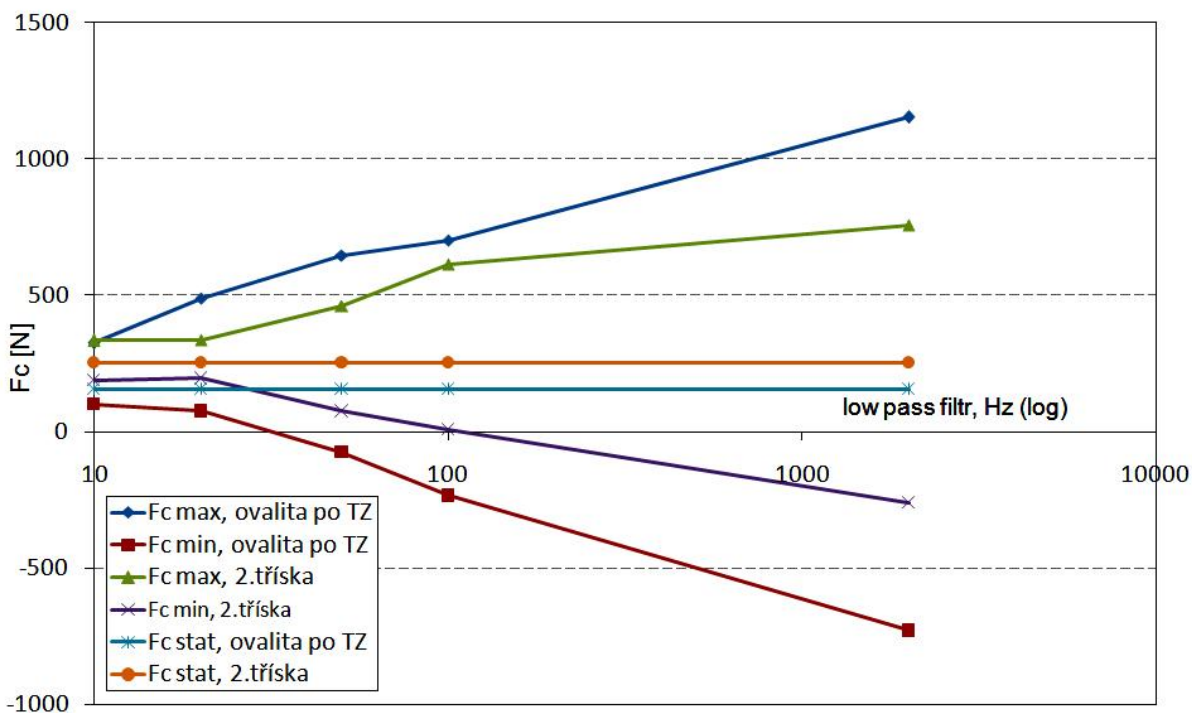
Obr. 5. 19 Vliv „low pass“ filtru na maximální a minimální hodnoty F_c , soustružení po TZ, kroužek soustružený před TZ, ovalita po TZ 0,6 mm.



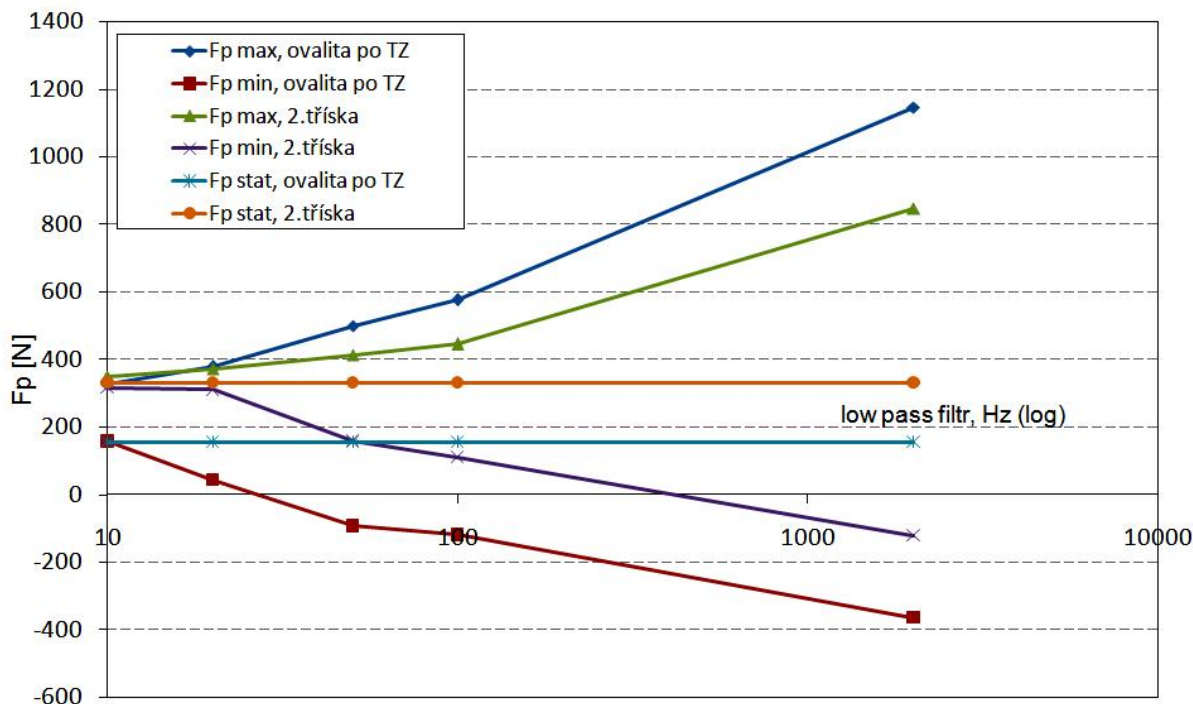
Obr. 5. 20 Vliv „low pass“ filtru na maximální a minimální hodnoty F_p , soustružení po TZ, kroužek soustružený před TZ, ovalita po TZ 0,6 mm.



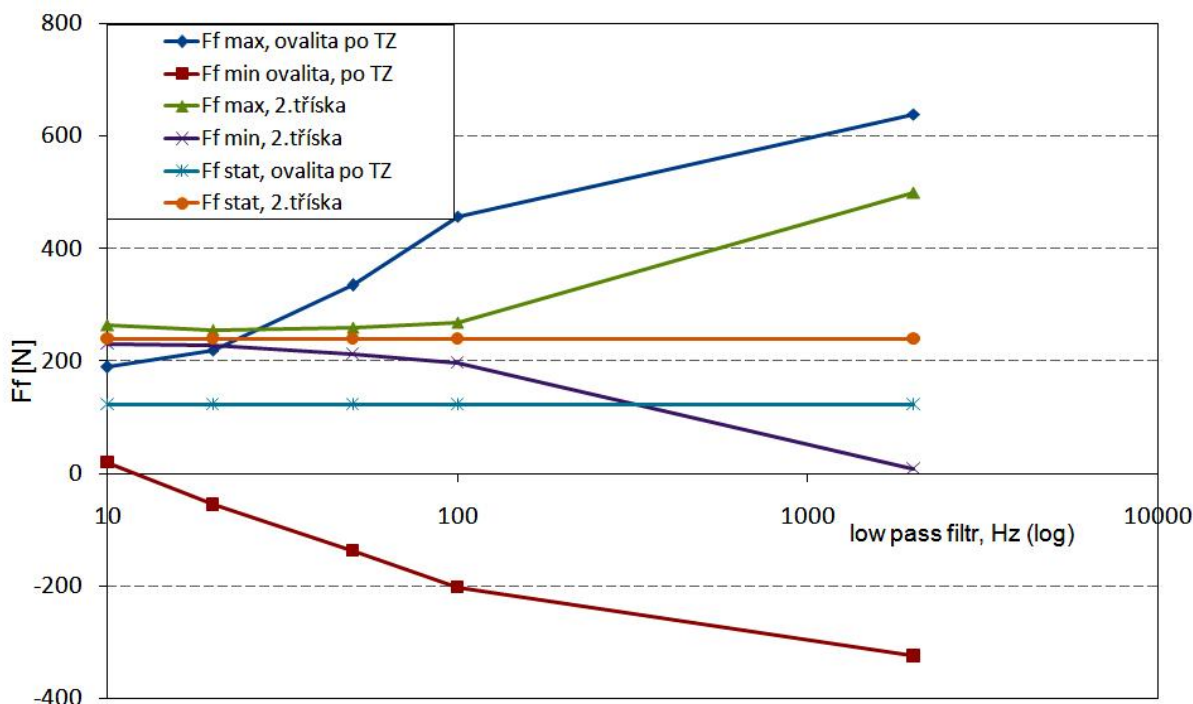
Obr. 5. 1 Vliv „low pass“ filtru na maximální a minimální hodnoty F_f , soustružení po TZ, kroužek soustružený před TZ, ovalita po TZ 0,6 mm.



Obr. 5. 22 Vliv „low pass“ filtru na maximální a minimální hodnoty F_c , soustružení po TZ, kroužek rozválcovaný před TZ, ovalita po TZ 0,32 mm.



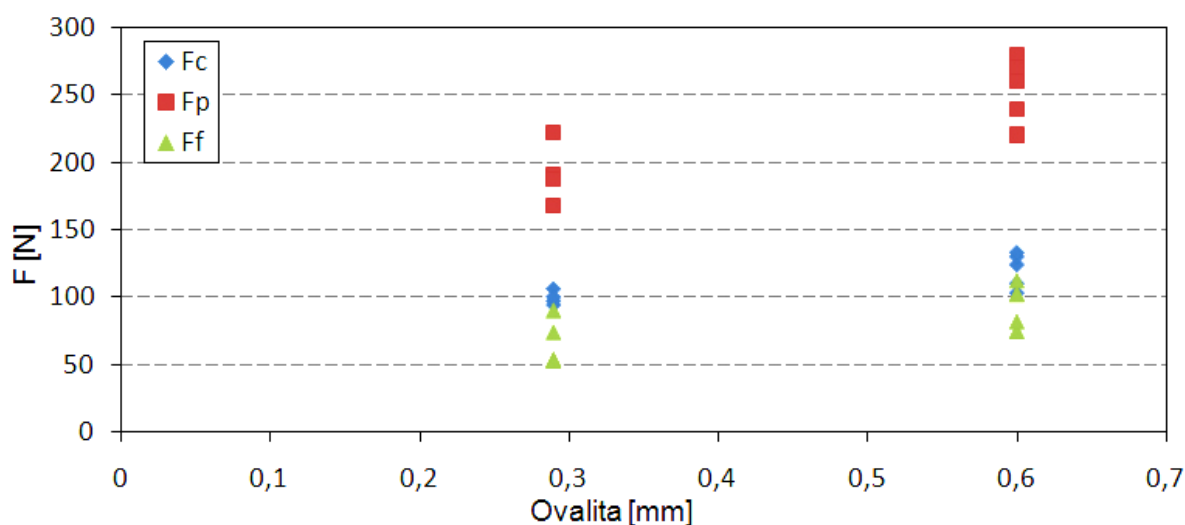
Obr. 5. 23 Vliv „low pass“ filtru na maximální a minimální hodnoty F_p , soustružení po TZ, kroužek rozválcovaný před TZ, ovalita po TZ 0,32 mm.



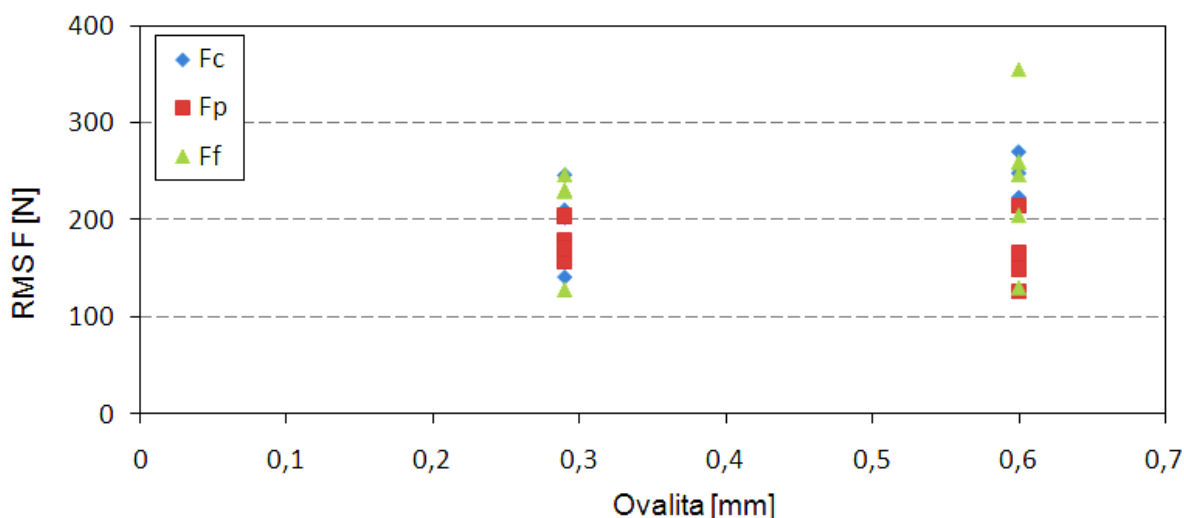
Obr. 5. 24 Vliv „low pass“ filtru na maximální a minimální hodnoty F_f , soustružení po TZ, kroužek rozválcovaný před TZ, ovalita po TZ 0,32 mm.

Z obrázků 5.25 a 5.28 je patrné, že velikost ovality před TZ v podstatě nemá výraznější vliv na statické ani RMS hodnoty složek řezné síly, což platí pro obě strategie před TZ. Je to dáno

skutečností, že kroužky byly upínány do 4 čelistového sklíčidla bez toho, aby se před tím upravovala upínací plocha. Kroužky se opíraly o sklíčidlo čelními plochami a upínací síla se vyvodila přes vnitřní plochu. Je potřebné konstatovat, že deformace ložiskového kroužku se netýká jen jeho oběžné dráhy (jako plochy, která byla cíleně v této studii analyzována jako plocha kritická z hlediska funkčnosti ložiska), ale kroužek z hlediska deformací je potřebné posuzovat komplexně. Nedeformuje se tedy jen oběžná dráha, ale i vnitřní plocha a čelo. Samozřejmě, že deformace různých ploch na kroužku jsou na sobě vzájemně závislé, jelikož se jedná o kontinuální těleso spojené v celém objemu. Tyto deformace je nezbytné při studiu dynamiky procesu brát do úvahy, jelikož výrazně ovlivňují oscilaci vzájemné polohy nástroje a obrobku během soustružení, a tedy jeho dynamiku.



Obr. 5. 25 Vliv ovality po TZ na statické hodnoty složek řezné síly, soustružení po tepelném zpracování, 2 série po 4 kroužcích soustružených před TZ.

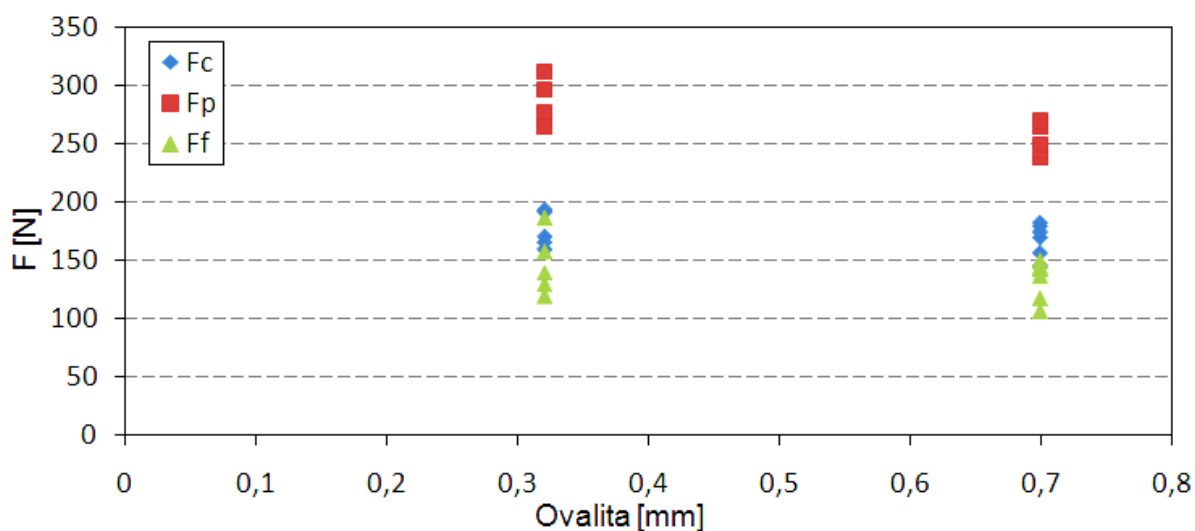


Obr. 5. 26 Vliv ovality po TZ na RMS hodnoty složek řezné síly, soustružení po tepelném zpracování, 2 série po 4 kroužcích soustružených před TZ.

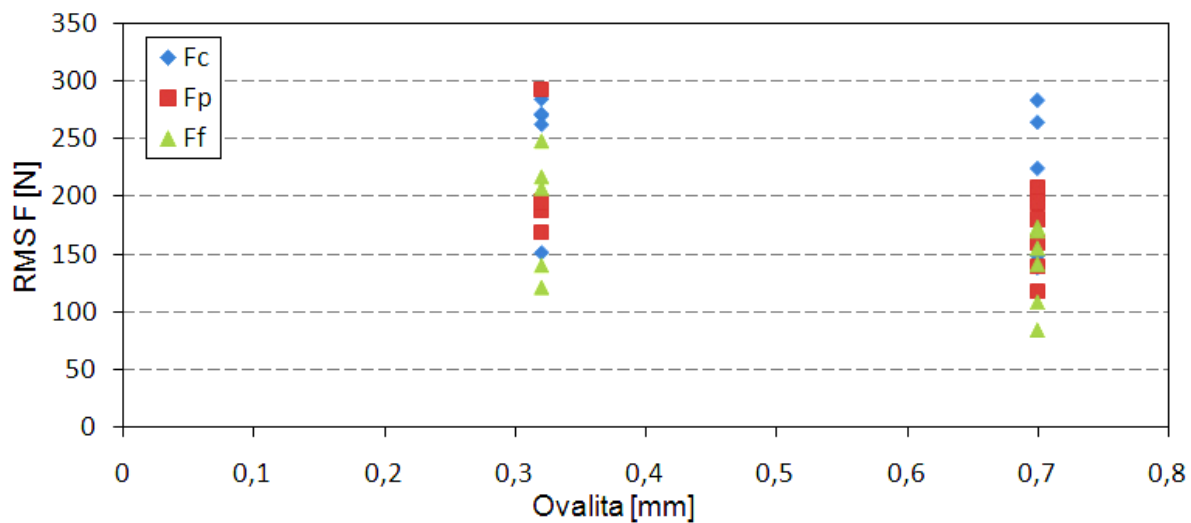
Ze studie silového působení soustružení po TZ kroužků připravených soustružením a rozválcováním před TZ vyplývají následující závěry:

- jediný výraznější rozdíl mezi jednotlivými strategiemi z hlediska silového působení je možné vidět ve velikosti statických složek řezné síly, které jsou pro kroužky připravené rozválcováním před TZ vyšší v porovnání s kroužky soustruženými,
- z dynamického hlediska rozdílnost strategií a velikost ovality kroužků nehraje výraznější roli,
- nestabilita řezného procesu při soustružení kroužků bezprostředně po TZ s ovalitou související s deformacemi inicializovanými TZ je většinou výrazně vyšší, než je při opakovaných řezech (2. tříska) povrchů, na kterých byla ovalita odstraněna předcházejícím řezem.

Při všeobecném zhodnocení ve vztahu k mechanickému zatížení nástroje je potřebné vzít do úvahy, že trvanlivost nástrojů často studovaná v podmínkách kvazi stabilního řezu (soustružení kroužků bez ovality) bude nižší v porovnání se soustružením reálných ložiskových kroužků, kde proměnlivá šířka záběru hlavního ostří nástroje povede k tepelným a hlavně k mechanickým rázům, kterým bude řezný nástroj vystaven. Tento aspekt je obzvláště významný v případě řezné keramiky, která se na soustružení po TZ používá poměrně často a jejím hlavní nedostatkem v řezném procesu je nízká houževnatost. Dynamické zatěžování nástroje potom povede k tomu, že trvanlivost hlavně keramických nástrojů bude nižší. Jak uvádí Neslušan [93] v oblasti obvykle používaných řezných rychlostí způsobuje takovýto charakter zatěžování pokles trvanlivosti až o 40 %. Tento aspekt soustružení po TZ bude společný pro obě strategie použité před TZ. Na druhé straně, další pokles trvanlivosti při soustružení po TZ kroužků rozválcovaných v porovnání s kroužky soustruženými, by měl souviset s výrazně vyššími statickými hodnotami složek řezné síly pro rozválcované kroužky.



Obr. 5. 27 Vliv ovality po TZ na statické hodnoty složek řezné síly, soustružení po tepelném zpracování, 2 série po 4 kroužcích rozválcovaných před TZ.



Obr. 5. 28 Vliv ovality po TZ na RMS hodnoty složek řezné síly, soustružení po tepelném zpracování, 2 série po 4 kroužcích rozválcovaných před TZ.

6 OPTIMALIZACE ŘEZNÝCH PROCESŮ

Optimalizace řezných procesů vychází z volby kritérií, která určují postup řešení. Nejčastější používaná hlediska jsou ekonomičnost výroby a produktivita odpovídající časové náročnosti.

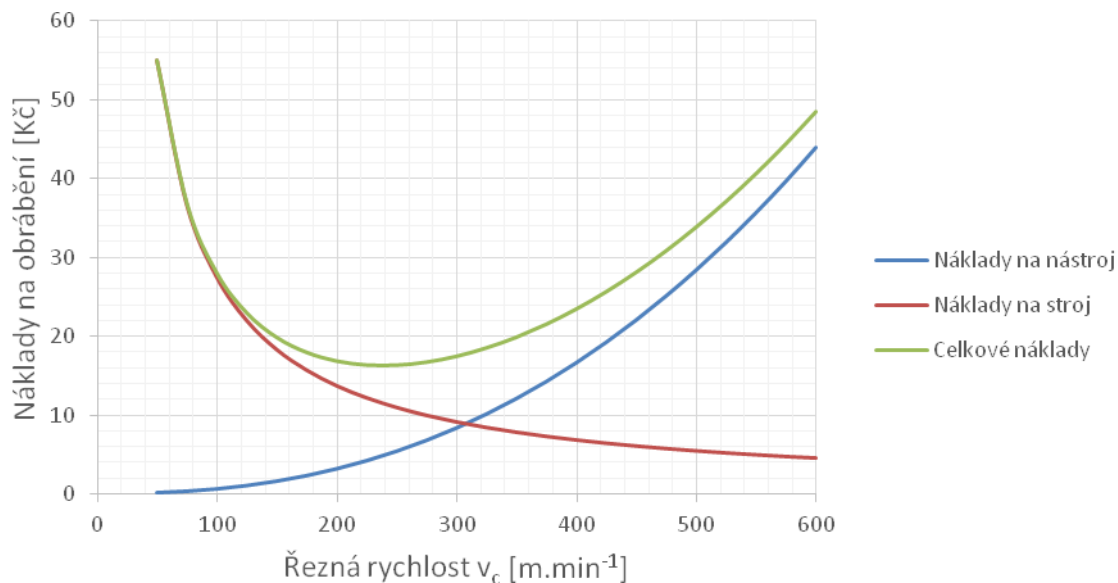
6.1 *PODMÍNKA MINIMÁLNÍCH NÁKLADŮ*

Podmínkou minimálních nákladů je zajišťována optimální hodnota trvanlivosti nástroje daná ekonomikou provozu tak, aby náklady na výrobu jednoho dílu byly minimální. Čím vyšší je rychlost obrábění, tím je rychlejší opotřebení nástroje, ale současně i kratší strojní čas výroby dílce. Z toho vyplývá, že pokud bude rychlost obrábění příliš nízká, čas potřebný pro vyrobení dílce bude dlouhý a potom jeho cena bude z větší míry tvořena náklady na strojní čas. Pokud však bude rychlost obrábění naopak příliš vysoká, čas obrábění bude sice kratší, ale enormně vzrostou náklady na řezné nástroje z důvodu jejich rychlého opotřebení. Opotřebení nástroje souvisí s jeho trvanlivostí, takže tato veličina bude hlavní položkou v řešení problému. Závislost řezné rychlosti na nákladech na obrábění je znázorněna obrázkem 6.1.

Stanovení optimální hodnoty trvanlivosti T_{opt} nástrojů pro minimální celkové náklady vychází z nákladů na nástroje a nákladů na hodinovou sazbu pracoviště.

Náklady na neotupený nástroj jsou určeny pořizovací cenou nástroje a jeho zbytkovou hodnotou, počtem možných použití nástroje a náklady na břitové destičky včetně výměny.

Náklady na hodinu práce stroje na pracovišti jsou definovány mzdou operátora a režijními náklady pracoviště.



Obr. 6. 1 Závislost nákladů na výrobu na řezné rychlosti *Chyba! Nenalezen zdroj odkazů..*

V rámci obrázku 6.1 byla použita rovnice (6.1) a cena počítána pro soustružení válcové plochy průměr $d = 50$ mm, délky $l = 300$ mm, náklady na hodinu práce na strojním pracovišti $N_s = 700$ Kč·hod⁻¹ a cenu jednoho břitu $N_{1n} = 100$ Kč.

Náklady na výrobu jednoho dílce jsou:

$$N_d = t_{AS} \cdot \frac{N_s}{60} + N_{1n} \cdot z_v \text{ [Kč]}, \quad (6.1)$$

kde z_v je počet výměn břitu nástroje.

Jednotkový strojní čas t_{AS} je možné určit ze vztahu:

$$t_{AS} = \frac{l}{v_f} = \frac{l\pi d}{v_c \cdot 10^3 \cdot f} = \frac{l\pi d}{C_v \cdot 10^3 \cdot f} \cdot T^{\frac{1}{m}} = k_1 \cdot T^{\frac{1}{m}} \text{ [min]}, \quad (6.2)$$

$$\text{kde: } k_1 = \frac{l\pi d}{C_v \cdot 10^3 \cdot f} \cdot \quad (6.3)$$

Počet výměn břitu nástroje pro obrobení dílce lze vypočíst z rovnice:

$$z_v = \frac{t_{AS}}{T} = k_1 \cdot T^{\left(\frac{1}{m}-1\right)} \text{ [ks]}. \quad (6.4)$$

Minimum funkce lze stanovit dle podmínky:

$$\frac{dN_d}{dT} = 0. \quad (6.5)$$

Po dosažení a aplikaci podmínky (6.5) je vztah pro optimální trvanlivost nástroje při minimálních nákladech:

$$T_{opt} = (m - 1) \frac{60N_{1n}}{N_s} [min], \quad (6.6)$$

kde m je citlivost řezného materiálu na změnu v_c , N_d jsou náklady na výrobu jednoho dílce v Kč, N_s představují náklady na 1 hodinu práce na strojním pracovišti v Kč, N_{1n} jsou náklady na jeden břit nástroje v Kč, T je trvanlivost nástroje v minutách, v_c je řezná rychlost v $m \cdot min^{-1}$, ak_1 je konstanta.

6.2 PODMÍNKA MAXIMÁLNÍ VÝROBNOSTI

Podobně jako u podmínky minimálních nákladů se dá vyčíslit trvanlivost nástroje pro maximální výrobnost, kdy není brán ohled na ekonomiku obrábění, ale na maximalizování produkce pokud je třeba dodržet termíny a hrozí sankční postih nebo zákazník potřebuje rychle dodat důležitý dílec.

Obdobně jako pro podmínku minimálních nákladů se odvodí z času výroby jednoho dílce t_c celkový strojní čas na jeho výrobu a určuje jej vztah:

$$t_c = t_{AS} + t_{A111} + t_{AX} [min], \quad (6.7)$$

kde t_{A111} je čas pravidelné práce za klidu stroje.

Čas automatického chodu stroje t_{as} je možné vyjádřit dle vztahu (6.2) následně:

$$t_{AS} = \frac{l}{v_f} = k_1 \cdot T^{\frac{1}{m}} [min]. \quad (6.8)$$

Čas výměny a seřízení nástroje t_{ax} pro výrobu dílce je určen vztahem:

$$t_{AX} = t_{vým} \cdot z_v = t_{vým} \cdot \frac{t_{AS}}{T} = t_{vým} \cdot k_1 T^{\left(\frac{1}{m}-1\right)} [min]. \quad (6.9)$$

Celkový čas t_c je tak možné vyjádřit:

$$t_c = k_1 T^{\frac{1}{m}} + t_{A111} + t_{vým} \cdot k_1 T^{\left(\frac{1}{m}-1\right)} \text{ [min]}. \quad (6.10)$$

Minimum funkce lze stanovit dle podmínky:

$$\frac{dt_c}{dT} = 0. \quad (6.11)$$

Po dosažení a aplikaci podmínky je vztah pro optimální trvanlivost nástroje při maximální výrobě:

$$T_{opt} = (m - 1) \cdot t_{vým} \text{ [min]}. \quad (6.12)$$

6.3 TRVANLIVOST NÁSTROJE PŘI MINIMÁLNÍCH NÁKLADECH

Náklady na nástroje při výrobě dílce s aplikací VBD jsou dány vztahem:

$$N_{1n} = C_{1VBD} + \frac{C_{nd}}{z_{VBD}}, \quad (6.13)$$

Kde C_{1VBD} je cena 1 břitu VBD v Kč, C_{nd} je cena nástrojového držáku v Kč, z_{vbd} je počet výměn břitů na životnost držáku.

Cena vyměnitelné břitové destičky (dvoubřité) z materiálu KNB je 1 586 Kč.

Cena jednoho břitu: $C_{1VBD} = 1586 / 2 = 793 \text{ Kč}$.

Cena nástrojového držáku: $C_{nd} = 4\,260 \text{ Kč}$.

Počet výměn břitů na životnost nástroj. držáku: $z_{vbd} = 200$

Náklady na nástroje N_{1n} :

$$N_{1n} = 793 + \frac{4260}{200} = 814,3 \text{ Kč}$$

Náklady na 1 hod. strojní práce na pracovišti CNC stroje jsou dány mzdou obsluhy a ostatními náklady tvořícími hodinovou sazbu strojního pracoviště.

Průměrná hodnota této položky je $N_s = 950 \text{ Kč/hod}$.

Výpočet optimální trvanlivosti T_A podle vztahu (6.10) při použití exponentu m pro opotřebení $VB = 0,6 \text{ mm}$ dle (Obr. 3.24):

$$T_A = (2,503 - 1) \cdot \frac{60 \cdot 814,3}{950} = 77,30 \text{ [min]}.$$

6.4 TRVANLIVOST NÁSTROJE PŘI MAXIMÁLNÍ VÝROBNOSTI

Čas výměny a seřízení nástroje: $t_{\text{vým}} = 6,2 \text{ min.}$

Výpočet optimální trvanlivosti T_B při použití exponentu m pro opotřebení $VB = 0,6 \text{ mm}$ dle přílohy (Regression Analysis: VB 0,6 versus Vc):

$$T_B = (2,503 - 1) \cdot 6,2 = 9,30 \text{ [min]}.$$

6.5 OPTIMÁLNÍ ŘEZNÉ PODMÍNKY

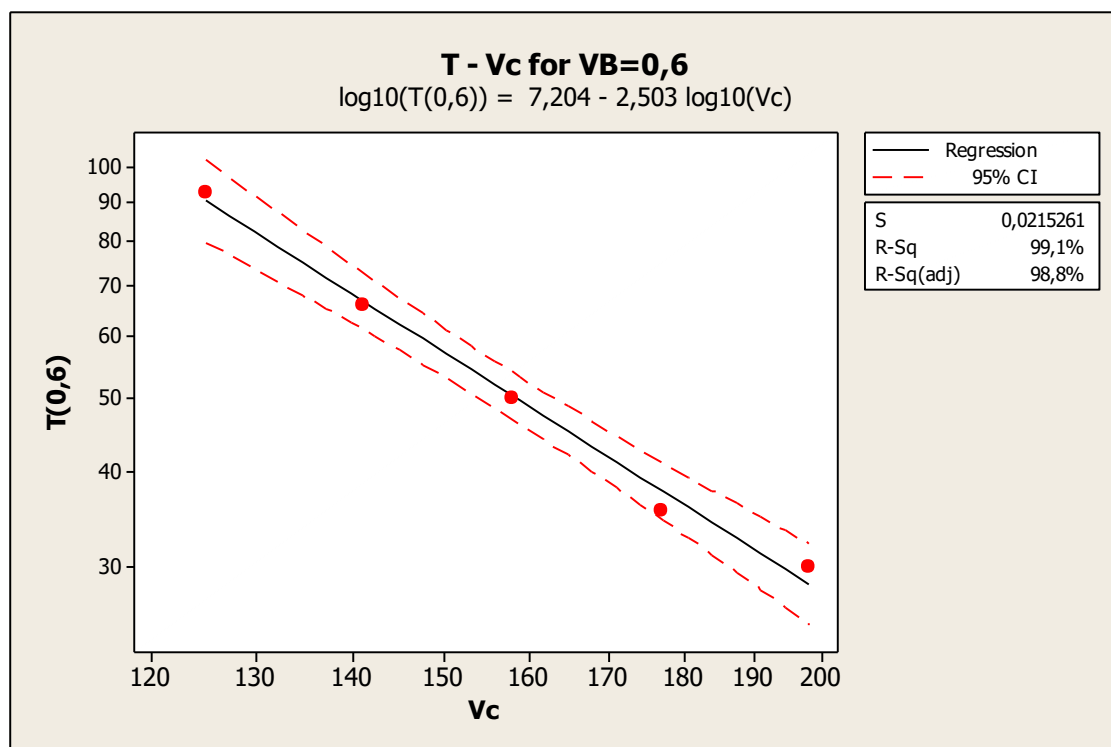
Optimální řezná rychlost při obrábění materiálů z hlediska minimálních nákladů je vypočítána dosazením do Taylorova vztahu. Tento vztah je určen konstantou C_V vybraného materiálu, optimální trvanlivostí nástrojů T_{opt} a exponentem m pro daný materiál.

Výsledky experimentu zpracované v programu MiniTab s využitím lineární regrese v logaritmických souřadnicích jsou uvedeny v příloze (Regression Analysis: VB versus Vc).

Tab. 6. 1 Parametry závislosti $T = f(v_c)$ z lineární regrese dle přílohy.

Opotřebení VB	log (Ct)	Konstanta Ct	Exponent m
0,4	6,830	6 760 831	2,482
0,5	6,747	5 584 702	2,356
0,6	7,204	15 995 580	2,503
0,7	6,963	9 183 326	2,349
0,8	7,139	13 772 095	2,392

Z Chyba! Nenalezen zdroj odkazů.: $T = f(v_c)$ lineární regrese je pro výpočet optimálních řezných podmínek použita závislost pro opotřebení nástroje $VB = 0,6 \text{ mm}$ (Regression Analysis: VB 0,6 versus Vc , viz obrázek 6.2).



Obr. 6. 2 Lineární regrese $T = f(v_c)$ pro míru opotřebení $VB = 0,6$ mm.

Pro výpočet optimálních řezných rychlostí s použitím kritéria optimální trvanlivosti, jak z hlediska minimálních nákladů, tak i z hlediska maximální produktivity, jsou podle Taylorova vztahu použity hodnoty optimálních trvanlivostí:

$$v_c = \left(\frac{C_T}{T_{opt.}} \right)^{\frac{1}{m}}. \quad (6.14)$$

Vypočtené hodnoty řezných rychlostí podle jednotlivých kritérií jsou uvedeny níže.

Kritérium minimálních nákladů:

$$v_c = \left(\frac{15995580}{77,3} \right)^{\frac{1}{2,503}} = 133,8 m \cdot \min^{-1}.$$

Kritérium maximální výrobnosti:

$$v_c = \left(\frac{15995580}{9,3} \right)^{\frac{1}{2,503}} = 312 m \cdot \min^{-1}.$$

Vyhodnocení:

Řezná rychlost podle kritéria minimálních nákladů spadá do oblasti doporučených řezných rychlostí.

Řezná rychlost podle kritéria maximální výrobnosti je mimo rozmezí doporučených řezných rychlostí.

6.5.1 KONTROLA JAKOSTI POVRCHU VE VZTAHU K POSUVU

Maximální dovolenou hodnotu posuvu f_{max} pro vybraný nástroj z KNB lze určit dle vztahu:

$$R_z = \frac{0,0321 \cdot f^2}{r_\epsilon} [\mu m], \text{ resp. } f_{max} = \left(\frac{R_{max} \cdot r_\epsilon}{0,0321} \right)^{\frac{1}{2}} [\mu m]. \quad (6.15)$$

Pro ideálně ostrý nástroj ($r_\epsilon = 0$) platí:

$$R_z = \frac{f}{\cotg \kappa_r + \cotg \kappa_r'} [\mu m], \quad (6.16)$$

kde κ_r a κ_r' jsou úhly nastavení hlavního a vedlejšího ostří.

Za předpokladu že $R_a \approx 0,25 \cdot R_z$, pro nástroj se zaoblením špičky r_ϵ a po úpravě pro dosažení v běžných jednotkách, platí:

$$R_a = \frac{32 \cdot f^2}{r_\epsilon} [\mu m], \text{ resp. } f_{max} = \sqrt{\frac{R_a \cdot r_\epsilon}{32}} [mm]. \quad (6.17)$$

Po dosažení za $R_a = 0,2 \mu m$ a radius špičky $r_\epsilon = 0,4 \text{ mm}$

$$f_{max} = \sqrt{\frac{0,2 \cdot 0,4}{32}} = 0,05 [mm], \quad (6.18)$$

získáme hodnotu limitního posuvu na otáčku $f_{max} = 0,05 \text{ mm}$.

Použitý posuv $f = 0,05 \text{ mm}$ vyhovuje.

7 ZÁVĚRY

Tato dizertační práce je zaměřena na optimalizaci technologických procesů při výrobě vnějšího ložiskového kroužku. V první části byla provedena rešeršní studie dané problematiky, přičemž druhá část byla již čistě experimentálního charakteru. V rámci experimentální části byly v komplexním rozsahu analyzovány technologické procesy výroby, a to od volby optimálního vstupního polotovaru až po optimalizaci technologických procesů dokončovacích technologií obrábění vnějšího průměru ložiskového kroužku. Na základě těchto analýz bylo dosaženo následujících závěrů:

- polotovary rozválcované za polotepla měly podstatně vyšší hodnoty úchylnosti tvaru (ovalit) než polotovary rozválcované za studena a z toho důvodu byla změna technologie na rozválcování za polotepla zamítnuta,

- analýza úchylek tvaru (ovalita) po technologické operaci hrubovací broušení prokázala, že úchyly tvaru jsou u rozválcovaných polotovarů oproti soustruženým vyšší zhruba o 30 % a rozválcování za polotepla vykazuje vyšší úchyly tvaru před broušením,
- pro zjištění opotřebení nástroje VB z kubického nitridu bóru, který je používán pro soustružení po TZ, byl proveden experiment, který také studoval hodnoty úchylek tvaru po této dokončovací operaci,
- statické hodnoty složek řezné síly na površích bezprostředně po TZ jsou nižší, než při následujících opakovaných řezech bez ovality, tzn. při 2. třísce, což platí pro obě strategie před TZ (soustružení nebo rozválcování), a také pro všechny složky řezné síly F_c , F_p a F_f ,
- maximální, resp. minimální hodnoty, mezi kterými složky řezné síly oscilují, jsou výrazně vyšší pro soustružení po TZ kroužků s ovalitou po TZ, než v případě opakovaného řezu (2. tříska) na povrchu, kde je předcházejícím řezem eliminovaná,
- výrazné rozdíly v ovalitě kroužků (pro soustružený kroužek ovalita po TZ 0,6 mm a pro rozválcovaný před TZ 0,32 mm) se do dynamiky řezného procesu výrazněji nepromítají, výraznější rozdíl u kroužku s nižší ovalitou je možné najít jen pro složku F_f ,
- byla provedena optimalizace řezných procesů, a to z několika hledisek, přičemž řezná rychlost podle kritéria minimálních nákladů spadá do oblasti doporučených řezných rychlostí a dle kritéria maximální výrobnosti je mimo rozmezí doporučených řezných podmínek.

Výsledky výše zmíněných experimentů mohou v budoucnu přispět k dalšímu snižování deformací po tváření a následném tepelném zpracování včetně snížení nákladů na dokončovací technologii v podobě nahrazení broušení soustružením po tepelném zpracování.

8 SEZNAM SYMBOLŮ A ZKRATEK

A	Tažnost	%
ARA	Anizotropní způsob ochlazování při tepelném zpracování	-
BN	Jednotka Barkhausenova šumu	-
C_{1VBD}	Cena jednoho břítu	Kč
C_{nd}	Cena nástrojového držáku	Kč
C_V, C_T	Konstanta závislosti trvanlivost - řezná rychlost	-

CVD	Chemické metody nanášení povlaku	-
DIN	Německý normalizační standard	-
f	Hodnota posuvu na otáčku	mm
F_c	Řezná síla	
F_f	Posuvová síla	
F_p	Pasivní síla	
HB	Stupeň tvrdosti měřený metodou Brinella	-
h_d	Tloušťka třísky před řezným klínem	mm
h_{ch}	Tloušťka oddělené třísky	mm
KBN	Kubický nitrid bóru	-
kHz	Jednotka kiloHerz, jednotka kmitočtu [1/s]	Hz
m	Exponent vyjadřující citlivost řezného materiálu na změnu v_c	-
N_{1n}	Náklady na 1 ostrý břit	Kč
N_d	Náklady na výrobu 1 dílce	Kč
N_s	Náklady na práci stroje	Kč
pH	Stupeň alkality kapalin	pH
PVD	Nanášení odpařením z pevné fáze	-
Ra	Střední aritmetická odchylka profilu	μm
RMS	Root Mean Square – Efektivní hodnota	-
Rq	Průměrná kvadratická úchylka posuzovaného profilu	μm
Rz	Největší výška profilu	μm
r_ϵ	Poloměr zaoblení špičky nástroje	mm
T	Trvanlivost nástroje	min
t_{111}	Čas pravidelné práce za klidu stroje	min
t_{AS}	Čas automatického chodu stroje	min
t_{ax}	Čas výměny a seřízení nástroje pro výrobu dílce	min
t_c	Celkový čas na obrobení dílce	min
T_{OPT}	Optimální trvanlivost	mm
$t_{vým}$	Čas na výměnu otupeného nástroje	min
TZ	Tepelné zpracování	-
VB	Opotřebení nástroje na hřbetě	mm
VBD	Vyměnitelná břitová destička	-
v_c	Řezná rychlost	$\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$
v_f	Posuvová rychlost	$\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$

DIZERTAČNÍ PRÁCE

Z	Kontrakce	%
z_v	Počet výměn nástroje při obrobení dílce	-
z_{vbd}	Počet možných výměn břitů nástroje	-

9 SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ

- [1] Guyer Jr, R. A. (1996). Rolling bearings handbook and troubleshooting guide. CRC Press, ISBN: 0-8019-8871-3.
- [2] Boden, K., & Scheffer, D. (1975). *U. S. Patent No. 3,877,761*. Washington, DC: U. S. Patent and Trademark Office.
- [3] Nicolsky, R., Pereira, A. S., De Andrade Jr, R., David, D. F. B., Santisteban, J. A., Stephan, R. M., & Strasser, T. (2000). Development of hybrid bearing system with thrust superconducting magnetic bearing and radial active electromagnetic bearing. *Physica C: Superconductivity*, 341, 2509-2512.
- [4] Avraham, H. (2002). Bearing Design in Machinery: Engineering Tribology and Lubrication (Dekker Mechanical Engineering) ISBN: 0-8247-0703-6.
- [5] Dorf, R. C (2005). The Engineering Handbook. CRC Press, ISBN: 0-8493-1586-7.
- [6] Bravo, A. E., Durán, H. A., Jacobo, V. H., Ortiz, A., & Schouwenaars, R. (2013). Towards new formulations for journal bearing alloys. *Wear*, 302(1-2), 1528-1535.
- [7] Schouwenaars, R., Cerrud, S., & Ortiz, A. (2001). Analysis of the frequency, causes and consequences of a common quality problem in the babbit coating of trimetal journal bearings. *SAE Transactions*, 1148-1154.
- [8] Ozbek, I., Sen, S., Ipek, M., Bindal, C., Zeytin, S., & Ucisik, A. H. (2004). A mechanical aspect of borides formed on the AISI 440C stainless-steel. *Vacuum*, 73(3-4), 643-648.
- [9] Brumek, J., Umezawa, O., & Mares, V. (2012). Fatigue crack growth under mixed mode loading of 18CrMo4 steel.
- [10] Bringas, J. E. (2004). *Handbook of comparative world steel standards*. ASTM International, ISBN: 0-8031-3042-2.
- [11] Bobzin, K., Lugscheider, E., Maes, M., Gold, P. W., Loos, J., & Kuhn, M. (2004). High-performance chromium aluminium nitride PVD coatings on roller bearings. *Surface and Coatings Technology*, 188, 649-654.
- [12] Forster, N. H., Rosado, L., Ogden, W. P., & Trivedi, H. K. (2009). Rolling contact fatigue life and spall propagation characteristics of AISI M50, M50 NiL, and AISI 52100, Part III: metallurgical examination. *Tribology Transactions*, 53(1), 52-59.
- [13] Wei, R., Wilbur, P. J., & Kustas, F. M. (1992). A rolling contact fatigue study of hard carbon coated M-50 steel. *Journal of tribology*, 114(2), 298-302.
- [14] Arakere, N. K., Branch, N., Levesque, G., Svendsen, V., & Forster, N. H. (2009). Rolling contact fatigue life and spall propagation of AISI M50, M50NiL, and AISI 52100, Part II: stress modeling. *Tribology Transactions*, 53(1), 42-51.
- [15] Rosado, L., Forster, N. H., Thompson, K. L., & Cooke, J. W. (2009). Rolling contact fatigue life and spall propagation of AISI M50, M50NiL, and AISI 52100, Part I: experimental results. *Tribology Transactions*, 53(1), 29-41.
- [16] Bhattacharyya, A., Subhash, G., & Arakere, N. (2014). Evolution of subsurface plastic zone due to rolling contact fatigue of M-50 NiL case hardened bearing steel. *International Journal of Fatigue*, 59, 102-113.
- [17] Wang, L. R. W. L., Snidle, R. W., & Gu, L. (2000). Rolling contact silicon nitride bearing technology: a review of recent research. *Wear*, 246(1-2), 159-173.
- [18] O'Brien, M. J., Presser, N., & Robinson, E. Y. (2003). Failure analysis of three Si3N4 balls used in hybrid bearings. *Engineering Failure Analysis*, 10(4), 453-473.

- [19] Umehara, N., Kirtane, T., Gerlick, R., Jain, V. K., & Komanduri, R. (2006). A new apparatus for finishing large size/large batch silicon nitride (Si₃N₄) balls for hybrid bearing applications by magnetic float polishing (MFP). *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(2), 151-169.
- [20] Zhou, W., Wang, C., Ai, T., Wu, K., Zhao, F., & Gu, H. (2009). A novel fiber-reinforced polyethylene composite with added silicon nitride particles for enhanced thermal conductivity. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 40(6-7), 830-836.
- [21] Niizeki, S. (2000). Ceramic bearings for special environments. *Stainless steel*, 64(490), 980.
- [22] Jiang, S., & Mao, H. (2011). Investigation of the high speed rolling bearing temperature rise with oil-air lubrication. *Journal of Tribology*, 133(2), 021101.
- [23] Takebayashi, H. (2002). Bearings for Extreme Special Environment (4)–Application of Ceramic Bearings–. *Koyo Engineering Journal*, (160E), 56-64.
- [24] Norma ČSN EN ISO 683-17 (420240) - "Oceli pro tepelné zpracování, oceli legované a oceli automatové - Část 17: Oceli na valivá ložiska".
- [25] Sadeghi, F., Jalalahmadi, B., Slack, T. S., Raje, N., & Arakere, N. K. (2009). A review of rolling contact fatigue. *Journal of tribology*, 131(4), 041403.
- [26] Kang, J. H., Hosseinkhani, B., & Rivera-Díaz-del-Castillo, P. E. (2012). Rolling contact fatigue in bearings: multiscale overview. *Materials Science and Technology*, 28(1), 44-49.
- [27] Nelias, D., & Ville, F. (2000). Detrimental effects of debris dents on rolling contact fatigue. *Journal of Tribology*, 122(1), 55-64.
- [28] Stienon, A., Fazekas, A., Buffiere, J. Y., Vincent, A., Daguier, P., & Merchi, F. (2009). A new methodology based on X-ray micro-tomography to estimate stress concentrations around inclusions in high strength steels. *Materials Science and Engineering: A*, 513, 376-383.
- [29] Atkinson, H. V., & Shi, G. (2003). Characterization of inclusions in clean steels: a review including the statistics of extremes methods. *Progress in Materials Science*, 48(5), 457-520.
- [30] Wang, Y., Sridhar, S., & Valdez, M. (2002). Formation of CaS on Al₂O₃-CaO inclusions during solidification of steels. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 33(4), 625-632.
- [31] Rajan, K. M., & Narasimhan, K. (2001). An investigation of the development of defects during flow forming of high strength thin wall steel tubes. *Practical Failure Analysis*, 1(5), 69-76.
- [32] Murakami, Y. (2002). *Metal fatigue: effects of small defects and nonmetallic inclusions*. Elsevier, ISBN: 0-08-044064-9.
- [33] Punckt, C., Bölscher, M., Rotermund, H. H., Mikhailov, A. S., Organ, L., Budiansky, N., ... & Hudson, J. L. (2004). Sudden onset of pitting corrosion on stainless steel as a critical phenomenon. *Science*, 305(5687), 1133-1136.
- [34] Ren, Y., Wang, Y., Li, S., Zhang, L., Zuo, X., Lekakh, S. N., & Peaslee, K. (2014). Detection of non-metallic inclusions in steel continuous casting billets. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 45(4), 1291-1303.
- [35] Adishesha, P. K. (2002). Effect of steel making and processing parameters on carbide banding in commercially produced ASTM A-295 52100 bearing steel. In *Bearing Steel Technology*. ASTM International.

- [36] Han, S., Melkote, S. N., Haluska, M. S., & Watkins, T. R. (2008). White layer formation due to phase transformation in orthogonal machining of AISI 1045 annealed steel. *Materials Science and Engineering: A*, 488(1-2), 195-204.
- [37] Rech, J., Claudin, C., & D'Eramo, E. (2009). Identification of a friction model application to the context of dry cutting of an AISI 1045 annealed steel with a TiN-coated carbide tool. *Tribology International*, 42(5), 738-744.
- [38] Avtomomova, L., Grozenok, I., Konkin, V., & Simson, E. (2017). Formation of fibrous macrostructure in a bearing ring at stamping and rolling. *Восточно-Европейский журнал передовых технологий*, (3 (1)), 63-68.
- [39] Agha, S. R., & Liu, C. R. (2000). Experimental study on the performance of superfinish hard turned surfaces in rolling contact. *Wear*, 244(1-2), 52-59.
- [40] Zupan, S., & Prebil, I. (2001). Carrying angle and carrying capacity of a large single row ball bearing as a function of geometry parameters of the rolling contact and the supporting structure stiffness. *Mechanism and Machine Theory*, 36(10), 1087-1103.
- [41] Bhadeshia, H. K. D. H. (2012). Steels for bearings. *Progress in materials Science*, 57(2), 268-435.
- [42] Guo, Y. B., & Barkey, M. E. (2004). Modeling of rolling contact fatigue for hard machined components with process-induced residual stress. *International Journal of Fatigue*, 26(6), 605-613.
- [43] Humár, A. (2003). Technologie obrábění-1. část. *Studijní opory pro magisterskou formu studia. VUT v Brně, Fakulta strojního inženýrství*, 138.
- [44] SECO TOOLS AB, Fagersta, Sweden. [online]. [2018-12-26]. Dostupné z: <http://www.secotools.com>.
- [45] Wang, C., Xie, Y., Zheng, L., Qin, Z., Tang, D., & Song, Y. (2014). Research on the chip formation mechanism during the high-speed milling of hardened steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 79, 31-48.
- [46] Shaw, M. C., & Cookson, J. O. (2005). *Metal cutting principles* (Vol. 2). New York: Oxford university press, ISBN: 0-19-514206-3.
- [47] Stephenson, D. A., & Agapiou, J. S. (2016). *Metal cutting theory and practice*. CRC press, ISBN: 978-1-4665-8753-3.
- [48] Juneja, B. L. (2003). *Fundamentals of metal cutting and machine tools*. New Age International, ISBN: 81-224-1467-2.
- [49] Knight, W. A., & Boothroyd, G. (2005). *Fundamentals of metal machining and machine tools*. CRC Press, ISBN: 978-1-57444-659-3.
- [50] Krolczyk, G. M., Nieslony, P., & Legutko, S. (2015). Determination of tool life and research wear during duplex stainless steel turning. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 15(2), 347-354.
- [51] Allwood, J. M., Tekkaya, A. E., & Stanistreet, T. F. (2005). The development of ring rolling technology. *Steel research international*, 76(2-3), 111-120.
- [52] Profiroll: Technologiens, *Grundlagen des Ringwalzens*. [online]. [2018-12-26]. Dostupné z: <https://www.profiroll.com/cz/proces-tvareni/valcovani-krouzku/>.
- [53] Utsunomiya, H., Saito, Y., Shinoda, T., & Takasu, I. (2002). Elastic-plastic finite element analysis of cold ring rolling process. *Journal of Materials Processing Technology*, 125, 613-618.
- [54] Yang, H., Guo, L., Zhan, M., & Sun, Z. (2006). Research on the influence of material properties on cold ring rolling processes by 3D-FE numerical simulation. *Journal of Materials Processing Technology*, 177(1-3), 634-638.

- [55] Guo, L., Yang, H., & Zhan, M. (2005). Research on plastic deformation behaviour in cold ring rolling by FEM numerical simulation. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 13(7), 1029.
- [56] Yan, F. L., Hua, L., & Wu, Y. Q. (2007). Planning feed speed in cold ring rolling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(11), 1695-1701.
- [57] Rytberg, K., Wedel, M. K., Recina, V., Dahlman, P., & Nyborg, L. (2010). The effect of cold ring rolling on the evolution of microstructure and texture in 100Cr6 steel. *Materials Science and Engineering: A*, 527(9), 2431-2436.
- [58] Totten, G. E. (2006). *Steel heat treatment: metallurgy and technologies*. crc Press, ISBN: 978-08493-8455-4.
- [59] Harris, T. A. (2001). *Rolling bearing analysis*. John Wiley and sons, ISBN: 0-471-35457-0.
- [60] Suresh, R., Basavarajappa, S., & Samuel, G. L. (2012). Some studies on hard turning of AISI 4340 steel using multilayer coated carbide tool. *Measurement*, 45(7), 1872-1884.
- [61] Sahoo, A. K., & Sahoo, B. (2012). Experimental investigations on machinability aspects in finish hard turning of AISI 4340 steel using uncoated and multilayer coated carbide inserts. *Measurement*, 45(8), 2153-2165.
- [62] Centreless Grinding Process [online]. [2018-12-26]. Dostupné z: <https://www.westmidlandgrinding.co.uk/services/centreless-grinding/process/>.
- [63] Malkin, S., & Guo, C. (2008). *Grinding technology: theory and application of machining with abrasives*. Industrial Press Inc, ISBN: 978-0-8311-3247-7.
- [64] Sachsel, H. G. (2010). *Precision Abrasive Grinding in the 21st Century: Conventional, Ceramic, Semi Superabrasive and Superabrasive*. Xlibris Corporation, ISBN: 978-1-4535-4027-5.
- [65] Rowe, W. B. (2013). *Principles of modern grinding technology*. William Andrew, ISBN: 978-0-323-24271-4.
- [66] Brinksmeier, E., Mutlugünes, Y., Klocke, F., Aurich, J. C., Shore, P., & Ohmori, H. (2010). Ultra-precision grinding. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 59(2), 652-671.
- [67] Chen, F. J., Yin, S. H., Huang, H., Ohmori, H., Wang, Y., Fan, Y. F., & Zhu, Y. J. (2010). Profile error compensation in ultra-precision grinding of aspheric surfaces with on-machine measurement. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(5), 480-486.
- [68] Tian, Y., Zhang, D., & Shirinzadeh, B. (2011). Dynamic modelling of a flexure-based mechanism for ultra-precision grinding operation. *Precision Engineering*, 35(4), 554-565.
- [69] Brecher, C., Utsch, P., Klar, R., & Wenzel, C. (2010). Compact design for high precision machine tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(4), 328-334.
- [70] Humár, A. (2006). Materiály pro řezné nástroje: Interaktivní multimediální text pro všechny studijní programy FSI.
- [71] Kocman, K., Prokop, J. (2005) *Technologie obrábění*. 2. vydání. Brno: Akademické nakladatelství CERM, s.r.o., ISBN 80-214-3068-0.
- [72] Sandvik Coromant [online]. [2018-12-26]. Dostupné z: https://www.sandvik.coromant.com/cs-cz/knowledge/materials/cutting_tool_materials/polycrystalline_cubic_boron_nitride/pages/default.aspx

- [73] Zhang, J., Tu, R., & Goto, T. (2012). Densification, microstructure and mechanical properties of SiO₂-CBN composites by spark plasma sintering. *Ceramics International*, 38(1), 351-356.
- [74] Hotta, M., & Goto, T. (2008). Densification and microstructure of Al₂O₃-cBN composites prepared by spark plasma sintering. *Journal of the Ceramic Society of Japan*, 116(1354), 744-748.
- [75] McKie, A., Winzer, J., Sigalas, I., Herrmann, M., Weiler, L., Rödel, J., & Can, N. (2011). Mechanical properties of cBN-Al composite materials. *Ceramics International*, 37(1), 1-8.
- [76] Mamalis, A. G., Kandrak, J., & Horvath, M. (2002). Wear and tool life of CBN cutting tools. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 20(7), 475-479.
- [77] Ezugwu, E. O., Bonney, J., Fadare, D. A., & Sales, W. F. (2005). Machining of nickel-base, Inconel 718, alloy with ceramic tools under finishing conditions with various coolant supply pressures. *Journal of Materials Processing Technology*, 162, 609-614.
- [78] Jianxin, D., Lili, L., Jianhua, L., Jinlong, Z., & Xuefeng, Y. (2005). Failure mechanisms of TiB₂ particle and SiC whisker reinforced Al₂O₃ ceramic cutting tools when machining nickel-based alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(12-13), 1393-1401.
- [79] Zhou, J. M., Bushlya, V., & Stahl, J. E. (2012). An investigation of surface damage in the high speed turning of Inconel 718 with use of whisker reinforced ceramic tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 212(2), 372-384.
- [80] Dobrzański, L. A., Pakuła, D., Křiž, A., Soković, M., & Kopač, J. (2006). Tribological properties of the PVD and CVD coatings deposited onto the nitride tool ceramics. *Journal of materials processing technology*, 175(1-3), 179-185.
- [81] Castejon, M., Alegre, E., Barreiro, J., & Hernández, L. K. (2007). On-line tool wear monitoring using geometric descriptors from digital images. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(12-13), 1847-1853.
- [82] Ghani, J. A., Rizal, M., Nuawi, M. Z., Ghazali, M. J., & Haron, C. H. C. (2011). Monitoring online cutting tool wear using low-cost technique and user-friendly GUI. *Wear*, 271(9-10), 2619-2624.
- [83] Kopač, J., & Šali, S. (2001). Tool wear monitoring during the turning process. *Journal of Materials Processing Technology*, 113(1-3), 312-316.
- [84] Snr, D. E. D. (2000). Sensor signals for tool-wear monitoring in metal cutting operations - a review of methods. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40(8), 1073-1098.
- [85] Dimla Sr, D. E., & Lister, P. M. (2000). On-line metal cutting tool condition monitoring.: I: force and vibration analyses. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40(5), 739-768.
- [86] Zhou, J. H., Pang, C. K., Zhong, Z. W., & Lewis, F. L. (2011). Tool wear monitoring using acoustic emissions by dominant-feature identification. *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, 60(2), 547-559.
- [87] Totten, G. E. (2006). *Handbook of Lubrication and Tribology: Volume I Application and Maintenance*. CRC Press, ISBN: 978-0-8493-2095-8.
- [88] Astakhov, V. P. (2006). *Tribology of metal cutting* (Vol. 52). Elsevier, ISBN: 978-0-444-52881-4.

- [89] Garkunov, E. D. (2002). *Tribo-Engineering (Design, Manufacturing and Machine Service)*.
- [90] Hutchings, I., & Shipway, P. (2017). *Tribology: friction and wear of engineering materials*. Butterworth-Heinemann, ISBN: 978-0-08-100910-9.
- [91] Liu, J., Han, R., Zhang, L., & Guo, H. (2007). Study on lubricating characteristic and tool wear with water vapor as coolant and lubricant in green cutting. *Wear*, 262(3-4), 442-452.
- [92] Profiroll: Technologiens, Bad Duben: *Grundlagen des Ringwalzens*. 2004
- [93] Neslušan, M., Ochodek, V., & Rosipal, M. (2011). Analysis of some aspects of surface integrity after grinding and hard turning.
- [94] Neslušan, M., Turek, S., Brychta, J., aj. (2007), *Experimentálne metódy v trieskovom obrábání*. 1. vyd. Žilina: Žilinská univerzita, ISBN 978-80-8070-711-8.

10 VLASTNÍ PUBLIKAČNÍ ČINNOST

- [1] ZEMČÍK, O., CHLADIL, J., OTOUPALÍK, J., SEDLÁK, J. *Changes in the surface layer of rolled bearing steel*. Journal Proceedings In Manufacturing Systems, 2013, roč. 8, č. 2, s. 99-104. ISSN: 2067- 9238.
- [2] OSIČKA, K., KALIVODA, M., CHLADIL, J., MOURALOVÁ, K., OTOUPALÍK, J. *Machining of Hardened Bearing Steels*. Journal Proceedings in Manufacturing Systems, Bucarest, 2013, roč. 8, č. 3, s. 171-176. ISSN: 2067- 9238.
- [3] OSIČKA, K., CHLADIL, J., KALIVODA, M., OTOUPALÍK, J. Contribution to turning hardened steel. *Journal of International Scientific Publications: Materials, Methods and Technologies*, 2014, roč. 8, č. VI., s. 705-712. ISSN: 1314- 7269.
- [4] OTOUPALÍK, J., FIŠEROVÁ, Z. *Rolling Deformation of Bearing Steels*. In ERIN 2014, 8th International Conference for Young Researchers and Ph.D. Students. Litera Brno: Brno University of Technology, 2014. s. 1-7. ISBN: 978-80-214-4931- 2.
- [5] FIŠEROVÁ, Z., OTOUPALÍK, J. *Surface Layer Properties after Turning Hardened Bearing Steel*. In ERIN 2014, 8th International conference for Young Researchers and Ph.D. Students, Litera Brno, Brno UT, 2014, p.1-5, ISBN 978-80-214-4931-2
- [6] OSIČKA, K., FIŠEROVÁ, Z., OTOUPALÍK, J. *Influence of Cutting Tool Overhangs at Machining of Hardened Steels*. Manufacturing Technology, 2015, vol. 15, no. 2, p. 188-191, ISSN1213-2489
- [7] FIŠEROVÁ, Z., OTOUPALÍK, J., NESLUŠAN M., KOLAŘÍK K. (2015), *Implementation of Cold Rolling Process in Bearing Industry*. DOI: 10.17973/MMSJ.2015_10_201526.
- [8] OSIČKA, K., FIŠEROVÁ, Z., OTOUPALÍK, J., CHLADIL, J. *Tension of the Surface Layer in Machining Hardened Steels*. Manufacturing Technology, 2017, vol. 17, no. 1, p. 72-76, ISSN1213-2489

11 PŘÍLOHY

Regression Analysis: VB 0,4 versus Vc

The regression equation is

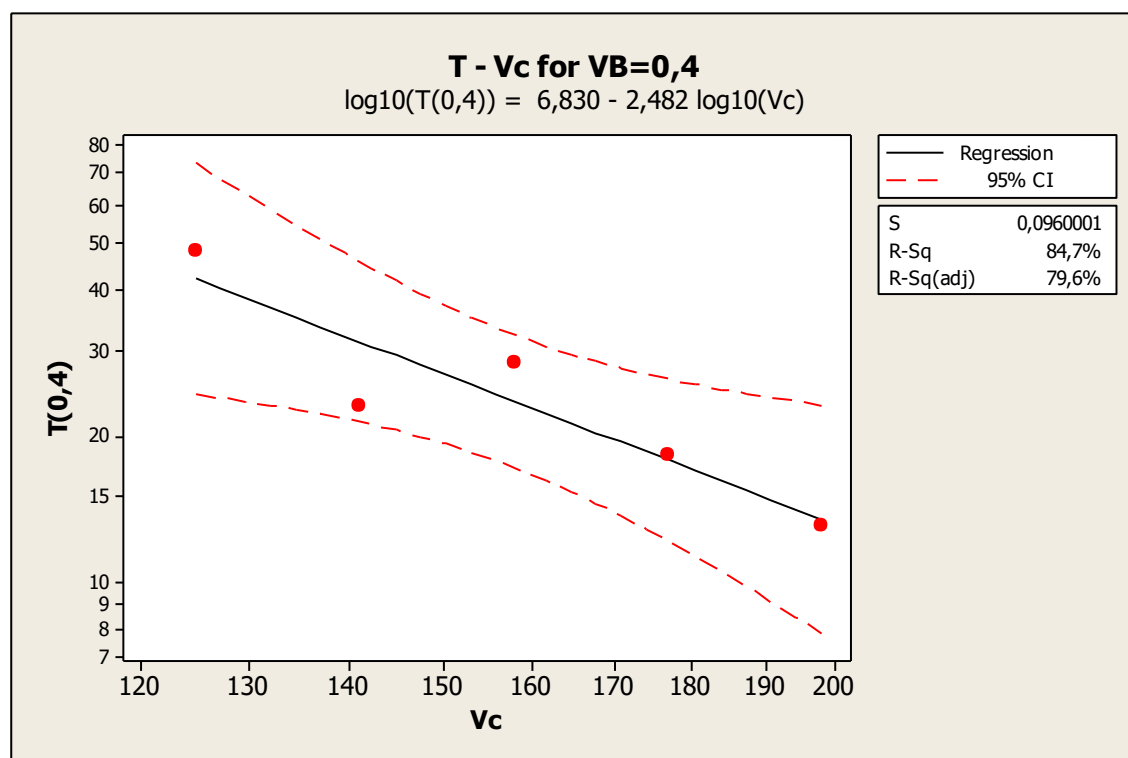
$$\log_{10}(VB\ 0,4) = 6,830 - 2,482 \log_{10}(Vc)$$

S = 0,0960001 R-Sq = 84,7% R-Sq(adj) = 79,6%

Analysis of Variance

Source	DF	SS	MS	F	P
Regression	1	0,153023	0,153023	16,60	0,027
Error	3	0,027648	0,009216		
Total	4	0,180671			

Fitted Line: VB 0,4 versus Vc



Regression Analysis: VB 0,5 versus Vc

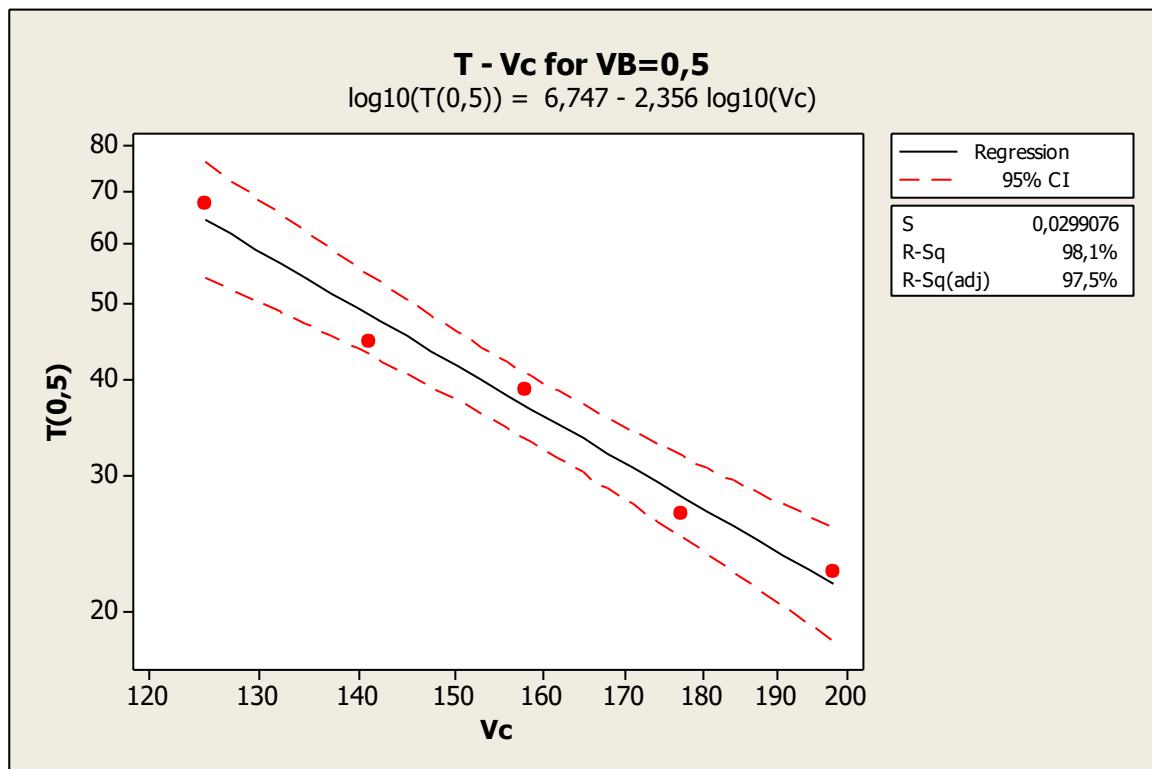
The regression equation is
 $\log_{10}(VB\ 0,5) = 6,747 - 2,356 \log_{10}(Vc)$

S = 0,0299076 R-Sq = 98,1% R-Sq(adj) = 97,5%

Analysis of Variance

Source	DF	SS	MS	F	P
Regression	1	0,137844	0,137844	154,11	0,001
Error	3	0,002683	0,000894		
Total	4	0,140528			

Fitted Line: VB 0,5 versus Vc



Regression Analysis: VB 0,6 versus Vc

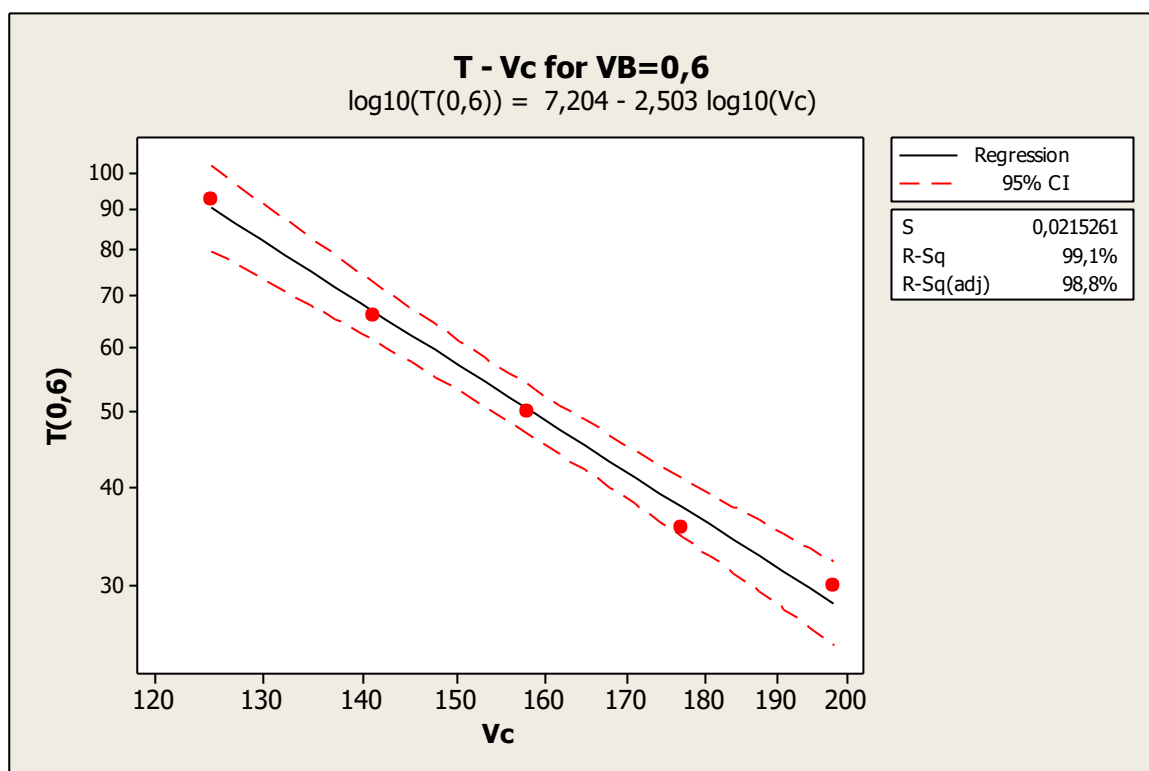
The regression equation is
 $\log_{10}(\text{VB } 0,6) = 7,204 - 2,503 \log_{10}(\text{Vc})$

S = 0,0215261 R-Sq = 99,1% R-Sq(adj) = 98,8%

Analysis of Variance

Source	DF	SS	MS	F	P
Regression	1	0,155620	0,155620	335,84	0,000
Error	3	0,001390	0,000463		
Total	4	0,157010			

Fitted Line: VB 0,6 versus Vc



Regression Analysis: VB 0,7 versus Vc

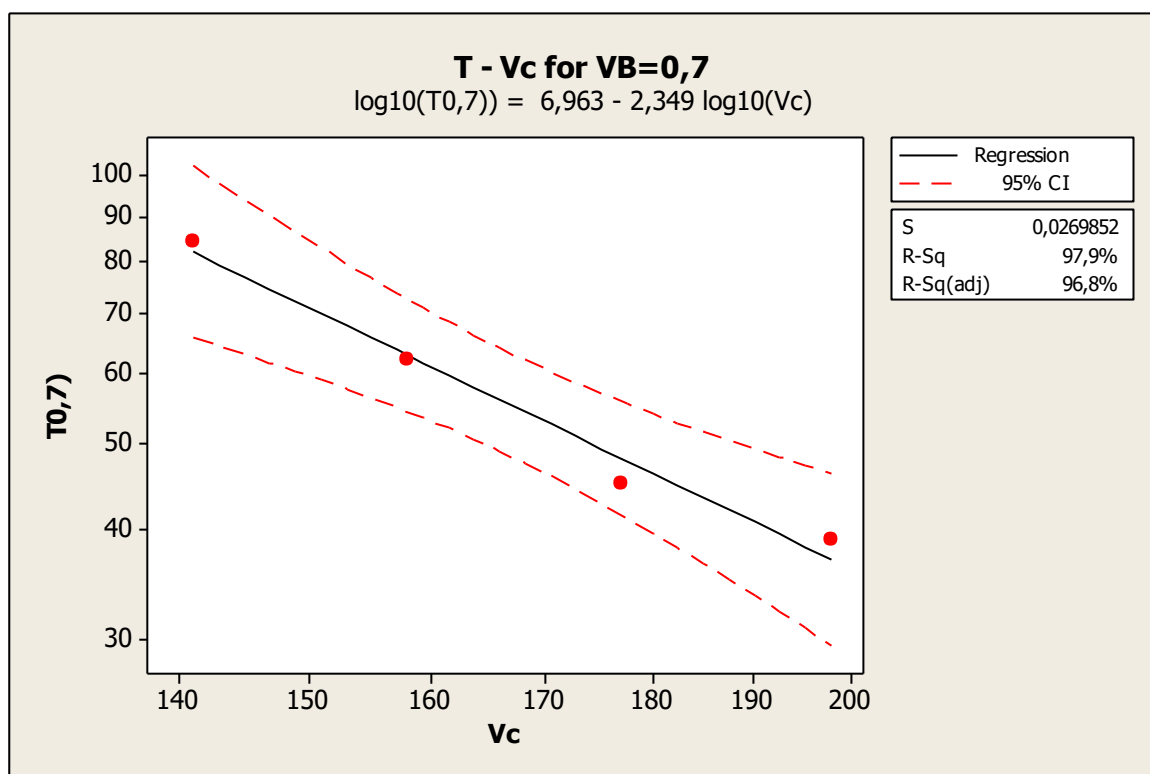
The regression equation is
 $\log_{10}(\text{VB } 0,7) = 6,963 - 2,349 \log_{10}(\text{Vc})$

S = 0,0269852 R-Sq = 97,9% R-Sq(adj) = 96,8%

Analysis of Variance

Source	DF	SS	MS	F	P
Regression	1	0,0667122	0,0667122	91,61	0,011
Error	2	0,0014564	0,0007282		
Total	3	0,0681686			

Fitted Line: VB 0,7 versus Vc



Regression Analysis: VB 0,8 versus Vc

The regression equation is
 $\log_{10}(\text{VB } 0,8) = 7,139 - 2,392 \log_{10}(\text{Vc})$

S = 0,0198786 R-Sq = 98,9% R-Sq(adj) = 98,3%

Analysis of Variance

Source	DF	SS	MS	F	P
Regression	1	0,0691726	0,0691726	175,05	0,006
Error	2	0,0007903	0,0003952		
Total	3	0,0699629			

Fitted Line: VB 0,8 versus Vc

