



**České vysoké učení technické v Praze**  
**Fakulta strojní**  
**Ústav technologie obrábění, projektování a metrologie**

---

**Predikce silových parametrů řezného  
procesu při frézování**

**Force parameters prediction of the cutting  
process during milling**

**DISERTAČNÍ PRÁCE**

**Ing. Jaroslav Kovalčík**

Studijní program: P2301 - Strojní inženýrství

Studijní obor: Strojírenská technologie

Školitel: prof. Dr. Ing. František Holešovský

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

**Praha, 2020**



## **Prohlášení**

Prohlašuji, že jsem svou disertační práci vypracoval samostatně a použil jsem pouze podklady uvedené v příloženém seznamu použité literatury.

Nemám závažný důvod pro použití tohoto školního díla ve smyslu Zákona č. 121/2000 Sb., o právu autorském, o právech souvisejících s právem autorským a o změně některých zákonů (autorský zákon).

V Praze dne 2. 3. 2020

.....  
podpis

## Poděkování

Nejprve bych rád poděkoval svému školiteli, panu *prof. Dr. Ing. Františku Holešovskému* za odborné vedení, podporu, konzultace a svůj čas, který mi věnoval v průběhu doktorského studia a při zpracovávání této disertační práce. Dále bych rád poděkoval svému předchozímu školiteli, panu *doc. Ing. Martinu Vrabcovi, CSc.*, kterého jsem měl v prvních třech letech mého doktorského studia. Dále bych rád poděkoval svému školiteli specialistovi panu *Ing. Pavlu Zemanovi, Ph.D.* za odborné rady, konzultace a podporu při celém průběhu doktorského studia. Dále bych rád poděkoval panu *prof. Ing. Janu Mádlovi, CSc.* za odborné rady, konzultace a podporu v průběhu celého doktorského studia. Také bych rád poděkoval *Ing. Liboru Beránkovi, Ph.D.*, vedoucímu Ústavu technologie obrábění, projektování a metrologie na ČVUT v Praze za připomínky k této disertační práci. Moje velké poděkování patří také paní *doc. Ing. Ludmile Kučerové, Ph.D.* z Regionálního technologického institutu ZČU v Plzni za provedení materiálové analýzy vzorků použitých pro zjištění materiálových konstant. Dále bych rád touto cestou poděkoval panu *doc. Ing. Miroslavu Gombárovi, Ph.D.* z katedry technologie obrábění ZČU v Plzni za konzultace ohledně plánování experimentů. Mé poděkování patří rovněž panu předsedovi oborové rady doktorského studijního programu Strojírenská technologie *prof. Ing. Janu Suchánkovi, CSc.* a panu děkanovi fakulty strojní ČVUT v Praze *prof. Ing. Michaelu Valáškovvi, DrSc.* za jejich doporučení k úpravám pro finalizaci disertační práce. V neposlední řadě bych rád poděkoval *svým kamarádům a kolegům* z Výzkumného centra pro strojírskou výrobní techniku a technologii na ČVUT v Praze, kteří mi byli podporou v průběhu celého doktorského studia a pomáhali mi rozvíjet své znalosti a dovednosti technického směru. Nakonec bych rád poděkoval *svým rodičům* za podporu, péči a starostlivost.

Řešení práce bylo provedeno mimo jiné také v rámci projektu aplikovaného výzkumu Centrum kompetence – Strojírenská výrobní technika, který byl spolufinancován se státní podporou Technologické agentury ČR.

## **Anotace**

Tato disertační práce se zabývá predikcí silových parametrů řezného procesu při frézování a návrhem softwarové aplikace pro predikci těchto vypočtených parametrů. Výchozí veličinou pro výpočet silových parametrů, mezi které patří řezný výkon, výkon obráběcího stroje a krouticí moment, je řezná síla. Pro návrh matematického modelu byla na základě rešeršní části práce vybrána metodika založená na výpočtu řezné síly pomocí součinu měrné řezné síly a plochy odřezávané vrstvy. Základní podoba navrženého matematického modelu řezné síly byla oproti modelům uvedeným v rešeršní části zpřesněna o vliv řezné rychlosti a o uvažování zaoblené řezné hrany. Tento nově vytvořený model je aplikovatelný pro vyměnitelné břitové destičky kruhového i nekruhového tvaru. Na základě navrženého modelu byl navržen vztah pro výpočet efektivní hodnoty řezné síly, pomocí které se vypočítá efektivní hodnota výkonu a krouticího momentu pro aktuální režim zatížení vřetene. Tyto hodnoty po vynesení do výkonové a momentové charakteristiky vřetene stroje predikují zatížení vřetene stroje. Pro navržený model byly následně experimentálně zjištěny materiálové konstanty pro tři vybrané materiály, a to pro hliníkovou slitinu EN AW 7075, titanovou slitinu Ti6Al4V a ocel DIN C45. Na základě navrženého modelu a získaných materiálových konstant byl model ověřen porovnáním vypočtených a experimentálních hodnot. Ověřený matematický model byl následně zobecněn o uvažování vlivu úhlu čela, který má z geometrických charakteristik významný vliv na měrnou řeznou sílu. Takto navržený zobecněný model byl poté ověřen experimenty s použitím nástrojů s různou geometrií, a to u oceli DIN C45. Tento model byl dále zobecněn o uvažování vlivu meze pevnosti v tahu. Zobecněný model byl následně ještě zpřesněn o vliv opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje, a to rovněž pro materiál DIN C45. Na základě navrženého modelu byla následně vytvořena softwarová aplikace, která pomůže technologům v praxi správně volit vhodné typy nástrojů, operací, strojů a rychle stanovovat hlavní parametry řezného procesu.

## **Klíčová slova**

obrábění, frézování, řezná síla, řezný výkon, krouticí moment, měrná řezná síla

## **Annotation**

This thesis is focused on the prediction of the force parameters of the cutting process during milling and the creation of software application to predict these force parameters. The initial parameter for calculating the force parameters, such as cutting power, machine power, torque, is the cutting force. Based on the research part of this thesis, a method of the calculation of the cutting force based on the product of the specific cutting force and the cutting area was chosen to create a new mathematical model. The basic form of the proposed mathematical model of the cutting force was, in comparison with the models mentioned in the research part, refined by the effect of the cutting speed and by considering the round part of the cutting edge. This newly created mathematical model is applicable to cutting tool inserts of circular and non-circular shape. Based on the proposed mathematical model, an equation to calculate the effective value of the cutting force was created. By using this equation, effective value of the cutting power and torque can be calculated, so we can predict the spindle load. Afterwards, material constants for three selected materials, namely for the aluminum alloy EN AW 7075, titanium alloy Ti6Al4V and steel DIN C45, were experimentally determined. Based on the created model and obtained material constants, the model was verified by comparing calculated and experimental values. Afterwards, the successfully verified mathematical model was generalized by considering the rake angle effect, which has a significant impact on the specific cutting force. This generalized model was then verified by experiments using cutting tools with different geometry and for the workpiece material made of the DIN C45 steel. This model was then also generalized by considering the effect of tensile strength. Thereafter, the generalized model was refined by the effect of the flank tool wear. Based on the created mathematical model, a software application was created. This software application will help technologists to select appropriate types of cutting tools, operations, machine tools and quickly determine the main parameters of the cutting process.

## **Keywords**

machining, milling, cutting force, cutting power, torque, specific cutting force

## Obsah

<b>Obsah</b>	<b>1</b>
<b>Seznam použitých zkratk, značek a veličin</b>	<b>5</b>
<b>1 Úvod</b>	<b>9</b>
<b>2 Rozbor současného stavu</b>	<b>10</b>
<b>2.1 Silové účinky při frézování</b>	<b>10</b>
2.1.1 Silový rozklad na břitu frézovacího nástroje	10
2.1.2 Oblast primární plastické deformace a její souvislost se silovými jevy při obrábění	11
2.1.3 Řezná síla jako výchozí pro výpočet dalších silových parametrů	12
<b>2.2 Měření sil při frézování</b>	<b>13</b>
2.2.1 Přímé měření sil při frézování	14
2.2.2 Nepřímé měření sil při frézování	15
<b>2.3 Metodiky modelování a simulace řezného procesu</b>	<b>16</b>
2.3.1 FEM a materiálové modelování	16
2.3.2 Predikce výstupních parametrů pomocí umělé neuronové sítě	18
2.3.3 Modelování na základě empirických vztahů	19
2.3.4 Modelování na základě měrné síly a plochy odřezávané vrstvy	20
2.3.5 Dílčí shrnutí	28
<b>2.4 Predikce zatížení vřetene</b>	<b>28</b>
2.4.1 Motivace pro predikci zatížení vřetene	29
2.4.2 Nepřerušovaný řez a náhrada režimem S1	30
2.4.3 Přerušovaný řez a náhrada režimem S6	31
2.4.4 Podmínka pro rozeznání režimů S1 a S6	32
2.4.5 Dílčí závěr	32
<b>2.5 Plánování experimentů</b>	<b>33</b>
2.5.1 Laicky provedený návrh experimentů	33
2.5.2 Souhrn metodik návrhu experimentů	34
<b>3 Cíle disertační práce</b>	<b>35</b>
<b>4 Vlastní návrh matematického modelu</b>	<b>36</b>
<b>4.1 Motivace pro vlastní návrh matematického modelu</b>	<b>36</b>
<b>4.2 Základní princip navrženého modelu</b>	<b>36</b>

---

<b>4.3</b>	<b>Výpočet šířky a aktuální tloušťky odřezávané vrstvy</b>	<b>37</b>
4.3.1	Základní princip výpočtu	37
4.3.2	Rovná část břitu řezné hrany	38
4.3.3	Zaoblená část břitu řezné hrany	38
4.3.4	Výsledné vztahy pro výpočet aktuální tloušťky odřezávané vrstvy	40
<b>4.4</b>	<b>Výpočet aktuální hodnoty řezné síly</b>	<b>41</b>
4.4.1	Motivace pro výpočet	41
4.4.2	Samotný výpočet	41
<b>4.5</b>	<b>Střední hodnota řezné síly za záběr pro 1 zub</b>	<b>42</b>
<b>4.6</b>	<b>Střední hodnota řezné síly za otáčku pro N zubů v záběru</b>	<b>44</b>
<b>4.7</b>	<b>Efektivní hodnota řezné síly</b>	<b>44</b>
<b>4.8</b>	<b>Výpočet počátečního a koncového úhlu záběru</b>	<b>45</b>
<b>4.9</b>	<b>Dílčí závěr</b>	<b>47</b>
<b>5</b>	<b><i>Materiálové konstanty pro vybrané materiály</i></b>	<b>49</b>
<b>5.1</b>	<b>Motivace pro získání materiálových konstant</b>	<b>49</b>
<b>5.2</b>	<b>Příprava experimentů</b>	<b>49</b>
<b>5.3</b>	<b>Měření sil při frézování</b>	<b>51</b>
<b>5.4</b>	<b>Návrh metodiky měření</b>	<b>52</b>
<b>5.5</b>	<b>Plán experimentů</b>	<b>53</b>
5.5.1	Výběr metodiky plánování experimentů	53
5.5.2	Samotný plán experimentů	54
<b>5.6</b>	<b>Realizace a vyhodnocení experimentálních dat</b>	<b>55</b>
5.6.1	Základní princip vyhodnocení experimentů	56
5.6.2	Princip vyhodnocení experimentů pomocí softwarové aplikace	56
5.6.3	Vyhodnocení experimentů	58
<b>5.7</b>	<b>Získání materiálových konstant pro konkrétní materiály</b>	<b>58</b>
5.7.1	Statistická významnost hlavních faktorů	58
5.7.2	Princip získání materiálových konstant	59
5.7.3	Získání materiálových konstant pro materiál EN AW 7075	60
5.7.4	Získání materiálových konstant pro materiál Ti6Al4V	63
5.7.5	Získání materiálových konstant pro ocel DIN C45	65

---



---

<b>5.8</b>	<b>Dílčí shrnutí</b>	<b>67</b>
<b>6</b>	<b><i>Ověření navrženého matematického modelu</i></b>	<b>72</b>
<b>6.1</b>	<b>Ověření výpočtu řezné síly s uvažováním řezné rychlosti</b>	<b>72</b>
6.1.1	Ověření matematického modelu u materiálu EN AW 7075	72
6.1.2	Ověření matematického modelu u materiálu Ti6Al4V	73
6.1.3	Ověření matematického modelu u materiálu DIN C45	75
6.1.4	Dílčí shrnutí	76
<b>6.2</b>	<b>Ověření výpočtu řezné síly s uvažováním řezné rychlosti a poloměru špičky</b>	<b>77</b>
6.2.1	Příprava experimentů	78
6.2.2	Měření sil	79
6.2.3	Návrh metodiky měření	79
6.2.4	Návrh experimentů	80
6.2.5	Vyhodnocení experimentů a ověření matematického modelu	80
6.2.6	Dílčí shrnutí	83
<b>7</b>	<b><i>Zobecnění navrženého modelu a jeho ověření</i></b>	<b>84</b>
<b>7.1</b>	<b>Zobecnění modelu pro aplikace na frézovací nástroje s různou geometrií</b>	<b>84</b>
7.1.1	Úvod a motivace pro zobecnění modelu	84
7.1.2	Ověření vlivu úhlu čela na změnu měrné řezné síly	85
<b>7.2</b>	<b>Zobecnění modelu pro aplikace na oceli o různé mezi pevnosti v tahu</b>	<b>87</b>
7.2.1	Úvod a motivace pro zobecnění modelu	87
7.2.2	Ověření vlivu meze pevnosti v tahu na změnu měrné řezné síly	87
<b>7.3</b>	<b>Ověření zobecněného modelu řezné síly za otáčku</b>	<b>89</b>
7.3.1	Příprava experimentů	89
7.3.2	Měření sil a výkonů	91
7.3.3	Ověření modelu řezné síly za otáčku pro 1 zub v záběru s uvažováním opravného koeficientu úhlu čela	91
7.3.4	Ověření modelu řezné síly za otáčku s uvažováním opravného koeficientu úhlu čela a pro plně osazené nástroje	94
<b>7.4</b>	<b>Dílčí závěr</b>	<b>96</b>
<b>8</b>	<b><i>Zpřesnění navrženého modelu o vliv opotřebení</i></b>	<b>98</b>
<b>8.1</b>	<b>Motivace a princip zpřesnění modelu</b>	<b>98</b>
<b>8.2</b>	<b>Příprava experimentů</b>	<b>98</b>
<b>8.3</b>	<b>Metodika měření a vyhodnocování</b>	<b>100</b>

---

---

<b>8.4</b>	<b>Vyhodnocení experimentů a získání matematického modelu opravného koeficientu opotřebení</b>	<b>100</b>
<b>8.5</b>	<b>Dílčí závěr</b>	<b>103</b>
<b>9</b>	<b><i>Návrh softwarové aplikace pro predikci silových parametrů a zatížení vřetene</i></b>	<b>105</b>
<b>9.1</b>	<b>Motivace pro návrh vlastní softwarové aplikace</b>	<b>105</b>
<b>9.2</b>	<b>Návrh softwarové aplikace</b>	<b>105</b>
<b>9.3</b>	<b>Predikce zatížení vřetene</b>	<b>106</b>
<b>9.4</b>	<b>V čem je navržena softwarová aplikace přesnější a univerzálnější</b>	<b>108</b>
<b>10</b>	<b><i>Závěry a diskuze</i></b>	<b>109</b>
<b>10.1</b>	<b>Shrnutí výsledků práce</b>	<b>109</b>
10.1.1	Vlastní návrh matematické modelu pro predikci silových parametrů řezného procesu	109
10.1.2	Získání materiálových konstant pro navržený model	110
10.1.3	Ověření navrženého matematického modelu	111
10.1.4	Zobecnění navrženého modelu s následným ověřením	112
10.1.5	Zpřesnění navrženého modelu o vliv opotřebení	114
10.1.6	Vytvoření softwarové aplikace pro predikci silových parametrů a zatížení vřetene	114
<b>10.2</b>	<b>Splnění cílů disertační práce</b>	<b>115</b>
<b>10.3</b>	<b>Teoretický přínos disertační práce</b>	<b>116</b>
<b>10.4</b>	<b>Přínos disertační práce pro praxi</b>	<b>116</b>
<b>10.5</b>	<b>Doporučení dalšího výzkumu studované problematiky</b>	<b>117</b>
	<b><i>Citovaná literatura</i></b>	<b>119</b>
	<b><i>Seznam autorových publikací týkajících se tématu této disertační práce</i></b>	<b>124</b>
	<b><i>Seznam autorových publikací netýkajících se tématu této disertační práce</i></b>	<b>126</b>
	<b><i>Seznam obrázků</i></b>	<b>128</b>
	<b><i>Seznam tabulek</i></b>	<b>132</b>
	<b><i>Seznam použitého software</i></b>	<b>133</b>
	<b><i>Seznam příloh</i></b>	<b>134</b>

---

## Seznam použitých zkratek, značek a veličin

### Seznam použitých zkratek

Zkratka	Popis
GUI	Graphic User Interface, což je česky Grafické uživatelské rozhraní; GUI aplikace se označuje aplikace, která má grafické uživatelské rozhraní
PVD	Physical vapour deposition, což je metoda povlakování vyměnitelných břitových destiček
VBD	Vyměnitelná břitová destička

### Seznam použitých značek chemických prvků a chemických sloučenin

Značka	Chemický prvek / chemická sloučenina
C	Uhlík
Co	Kobalt
W	Wolfram
WC	Karbid wolframu

### Seznam použitých veličin

Veličina	Jednotka	Popis
$\alpha(\varphi)$	rad	Úhel mezi aktuální hodnotou aktivní složky $F_a(\varphi)$ a síly v ose Y v souřadném systému dynamometru $F_y(\varphi)$
$\Delta F_c$	%	Procentuální rozdíl, respektive odchylka, řezné síly experimentálně zjištěné a vypočtené
$\beta_n$	°	Nástrojový normální úhel břitu
$\eta$	-	Účinnost stroje
$\gamma_n$	°	Nástrojový normální úhel čela
$\gamma_o$	°	Nástrojový ortogonální úhel čela
$\gamma_{o_0}$	°	Nástrojový ortogonální úhel čela řezného nástroje, který byl použit při experimentech, při kterých byly zjištěny materiálové konstanty
$\gamma_{o_{akt}}$	°	Nástrojový ortogonální úhel čela řezného nástroje, pro který je počítána řezná síla
$\kappa_r$	°	Nástrojový úhel nastavení hlavní řezné hrany
$\lambda_s$	°	Nástrojový úhel sklonu ostří
$\varphi$	rad	Aktuální úhel natočení nástroje
$\varphi_i(\varphi)$	rad	Aktuální hodnota úhlu záběru i-tého zubu řezného nástroje
$\varphi_{st}$	rad	Počáteční úhel záběru břitu frézovacího nástroje
$\varphi_{ex}$	rad	Koncový úhel záběru břitu frézovacího nástroje

$\varphi_z$	rad	Úhel mezi zuby frézovacího nástroje
$\varphi_{záb}$	rad	Úhel záběru břitu frézovacího nástroje
$\theta_{st}$	rad	Počáteční úhel působení zaoblené části břitu
$\theta_{ex}$	rad	Koncový úhel působení zaoblené části břitu
$\phi_n$	°	Normálový úhel stříhu
$\tau_s$	N/mm <sup>2</sup>	Napětí ve střížné rovině
$\mu$	°	Úhel toku třísky
$A_D$	mm <sup>2</sup>	Plocha odřezávané vrstvy
$A_D(\varphi)$	mm <sup>2</sup>	Aktuální plocha odřezávané vrstvy
$A_{D_1}(\varphi)$	mm <sup>2</sup>	Aktuální plocha odřezávané vrstvy rovné části břitu řezné hrany
$A_{D_2}(\varphi)$	mm <sup>2</sup>	Aktuální plocha odřezávané vrstvy zaoblené části břitu řezné hrany
Adj MS	-	Průměrná mezitřídní suma čtverců
Adj SS	-	Suma čtverců uvnitř tříd
$\bar{L}_e$	mm	Radiální hloubka řezu
$\bar{L}_p$	mm	Axiální hloubka řezu
$b_D$	mm	Šířka odřezávané vrstvy
$b_{D_1}$	mm	Šířka odřezávané vrstvy rovné části břitu řezné hrany
$b_{D_2}$	mm	Šířka odřezávané vrstvy zaoblené části břitu řezné hrany
D	mm	Průměr frézovacího nástroje
DF	-	Počet stupňů volnosti
$D_d$	mm	Průměr VBD kruhového průřezu
$d\theta$	°	Element úhlu působení zaoblené části břitu
$dA_{D_2}$	mm <sup>2</sup>	Element plochy odřezávané vrstvy zaoblené části břitu řezné hrany
$db_{D_2}$	mm	Element šířky odřezávané vrstvy zaoblené části břitu řezné hrany
e	mm	Excentricita
$E_p$	$\frac{kWh}{mm^3}$	Specifická spotřebovaná energie
F	N	Celková síla řezání
F	-	Testová statistika T-testu
$F_a$	N	Aktivní složka
$F_c$	N	Řezná síla
$F_{c_{exp}}$	N	Střední hodnota experimentálně zjištěné řezné síly
$F_{c_{mod}}$	N	Střední hodnota řezné síly vypočtené dle navrženého modelu
$F_c(\varphi)$	N	Aktuální hodnota celkové řezné síly
$F_{c_{1z}}(\varphi)$	N	Aktuální hodnota řezné síly na 1 zub frézovacího nástroje
$F_{c_m}$	N	Střední hodnota celkové řezné síly za otáčku
$F_{c_{m1z}}$	N	Střední hodnota řezné síly na 1 zub řezného nástroje
$F_{cN}$	N	Kolmá řezná síla

$F_f$	N	Síla posuvu
$F_p$	N	Pasivní síla
$F_x$	N	Síla v ose X v souřadném systému dynamometru
$F_x(\varphi)$	N	Aktuální hodnota síly v ose X v souřadném systému dynamometru
$F_y$	N	Síla v ose Y v souřadném systému dynamometru
$F_y(\varphi)$	N	Aktuální hodnota síly v ose Y v souřadném systému dynamometru
$f_z$	mm	Posuv na zub
$h_D$	mm	Tloušťka odřezávané vrstvy
$h_{Dm}$	mm	Střední hodnota tloušťky odřezávané vrstvy
$h_{Dmax}$	mm	Maximální hodnota tloušťky odřezávané vrstvy
$h_D(\varphi)$	mm	Aktuální tloušťka odřezávané vrstvy
$h_{D1}(\varphi)$	mm	Aktuální tloušťka odřezávané vrstvy rovné části břitu řezné hrany
$h_{D2}(\varphi, \theta)$	mm	Aktuální tloušťka odřezávané vrstvy zaoblené části břitu řez. hrany
$I$	A	Elektrický proud
$K_{\gamma_0}$	-	Opravný koeficient úhlu čela
$K_{mat}$	-	Opravný koeficient opotřebení materiálu obrobku
$K_{VB}$	-	Opravný koeficient opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje
$k_c$	N/mm <sup>2</sup>	Měrná řezná síla
$k_c(\varphi)$	N/mm <sup>2</sup>	Aktuální hodnota měrné řezné síly
$k_{c1.1}$	N/mm <sup>2</sup>	Měrná řezná síla pro plochu odřezávané vrstvy 1 mm <sup>2</sup>
$k_{c_e}$	N/mm	Příspěvek řezné hrany v tangenciálním směru
$M_k$	Nm	Krouticí moment
$m_c$	-	Materiálová konstanta určující vliv tloušťky odřezávané vrstvy na změnu měrné řezné síly
$m_{v_c}$	-	Materiálová konstanta určující vliv řezné rychlosti na změnu měrné řezné síly
$N$	-	Počet zubů frézovacího nástroje
$P$	W	Celkový výkon obráběcího stroje
$P$	-	Hodnota používaná při statistickém testování hypotéz, která vyjadřuje pravděpodobnost za platnosti nulové hypotézy $H_0$
$P_0$	W	Výkon nezatiženého obráběcího stroje, tedy výkon naprázdno
$P_c$	W	Řezný výkon (výkon při obrábění)
$P_{cm}$	W	Střední hodnota řezného výkonu
$Q$	$\frac{cm^3}{min}$	Úběr materiálu za jednotku času
$R$	mm	Rádus, který je v navrženém modelu roven buď polovině průměru VBD (v případě VBD kruhového průřezu) nebo poloměru špičky (v případě VBD nekruhového průřezu)
$r_\epsilon$	mm	Poloměr špičky
$s$	N	Směrodatná odchylka z hodnot experimentálních měření řezných sil

Seq SS	-	Suma čtverců mezi třídami
U	V	Napětí
VB	$\mu\text{m}$	Opotřebením na hřbetě břitu řezného nástroje
$v_c$	m/min	Řezná rychlost
$v_f$	mm/min	Posuvová rychlost
Z	-	Počet zubů
$Z_e$	-	Počet zubů v záběru
$z/t$	-	Zatěžovatel (poměr úhlu záběru a úhlu mezi zuby)

# 1 Úvod

V současné době, v tvrdé konkurenci uživatelů, ale i dodavatelů nástrojů, strojů a komponent, je třeba stále zdokonalovat využití potenciálu jednotlivých prvků řezného procesu (nástroj, stroj, pracovní podmínky). Pro výrobce je důležitá znalost produktivity a hospodárnosti procesu obrábění a jejich dílčích aspektů, jako je například potřebný příkon a krouticí moment stroje, rychlost úběru materiálu, energetická náročnost obrábění, doba trvání a odhadovaná cena navržené operace. Znalost uvedených ukazatelů obráběcího procesu lze pro navrhované řezné podmínky, nástroj a materiál obrobku, predikovat pomocí různých modelovacích technik.

Obrábění je však velmi komplikovaný proces, jehož výsledek je ovlivněn celou řadou, často ne zcela jednoznačně definovaných parametrů a veličin. Především z toho důvodu je velmi komplikované provádět modelování řezného procesu, respektive přesnou predikci jeho hlavních parametrů (síla, teplota, tvar vznikající třísky, opotřebení břitu nástroje atp.). Pro dosažení maximální shody predikovaných parametrů s realitou by bylo třeba zachytit všechny aspekty vzájemné interakce nástroje, obrobku, stroje, ale i řezného prostředí. To je však prakticky nemožné i proto, že neznáme v potřebném detailu ani skutečné stavy jednotlivých aspektů v daném okamžiku, jako je např. účinek řezného prostředí, stav a reálný tvar břitu řezného nástroje, nehomogenitu složení a mechanických vlastností obráběného materiálu. Modelování a simulace řezného procesu proto vždy bude jistým zjednodušením reálného stavu obrábění a působících jevů.

Pro možnost modelování silových účinků řezného procesu dnes existuje několik zcela odlišných metod a principů, kterými je však dosahováno velmi odlišných výsledků. Některé z těchto metod jsou implementovány do softwarových aplikací, z nichž některé jsou volně použitelné.

Tato disertační práce se zaměřuje na návrh matematického modelu pro predikci silových parametrů řezného procesu při frézování frézovacími hlavami a následnou implementaci navrženého modelu do softwarové aplikace, která pomůže technologům v praxi správně volit vhodné typy nástrojů, operací, strojů a rychle stanovovat hlavní parametry řezného procesu, a která bude oproti již existujícím volně stažitelným softwarovým produktům přesnější a univerzálnější.

V rešeršní části se práce nejprve zaměřuje na rozklad sil na břit frézovacího nástroje a definice jednotlivých sil při frézování. Je poukázáno na to, že mezi nejdůležitější složky patří řezná síla, což je momentotvorná síla. Pomocí této síly se počítají i další silové parametry, jako je řezný výkon a krouticí moment. Dále jsou v rešeršní části shrnuty metodiky měření sil při frézování. Následuje souhrn metodik a principů modelování a simulace řezného procesu při frézování a jejich zhodnocení.

Na základě rešeršní části jsou pak stanoveny konkrétní cíle této disertační práce, které jsou pak v následujících kapitolách postupně dosaženy.

## 2 Rozbor současného stavu

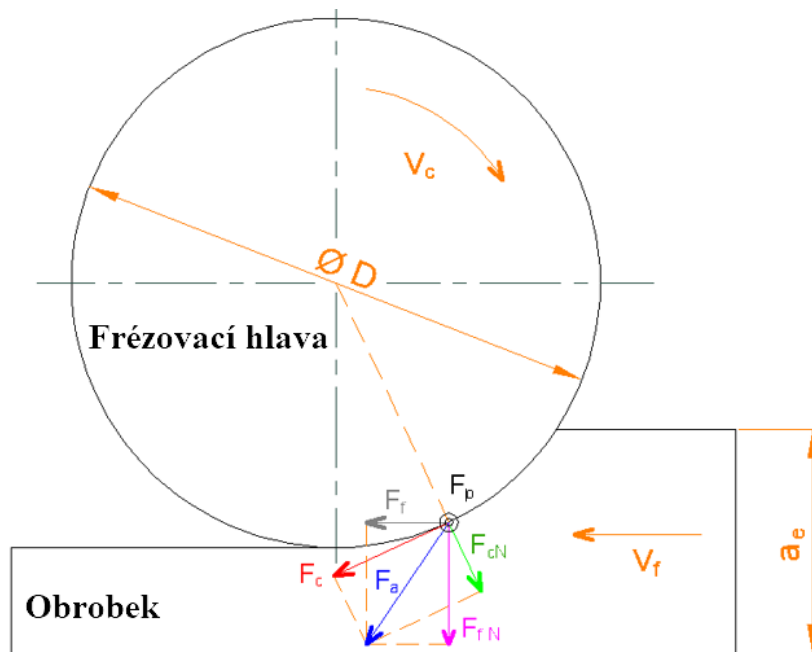
### 2.1 Silové účinky při frézování

V obráběném materiálu vzniká při vnikání břitu řezného nástroje stav napjatosti, který v mezní situaci způsobuje jeho dělení. To je doprovázeno plastickými i elastickými deformacemi. Kromě těchto deformačních jevů se při dělení materiálu prosazující i silové jevy. Jejich znalost je nutná k vyváženému řezání, speciálně s ohledem na pozitivní průběh obrábění a stabilitu břitu. Znalost silových účinků je možné využít při:

- využití, dimenzování, volbě či konstrukci obráběcího stroje,
- zajištění energetické účinnosti řezného procesu,
- posuzování tepelných jevů řezného procesu,
- hodnocení trvanlivosti (životnosti) řezného nástroje,
- posouzení celkové ekonomické bilance třískového obrábění,
- zajištění stability řezného procesu. [1]

#### 2.1.1 Silový rozklad na břitu frézovacího nástroje

U frézování frézovací hlavou je silový rozklad v aktuálním okamžiku záběru jednoho břitu frézovacího nástroje znázorněn na Obr. 1.



Obr. 1: Silový při sousledném frézování frézovací hlavou.

Dle ČSN ISO 3002-4, viz reference [2], jsou jednotlivé síly na břitu frézovacího nástroje:

- řezná síla ( $F_c$ ),
- kolmá řezná síla ( $F_{cN}$ ),
- síla posuvu ( $F_f$ ),
- kolmá síla posuvu ( $F_{fN}$ ),



- pasivní síla ( $F_p$ ),
- aktivní síla ( $F_a$ ),
- síla řezání ( $F$ ).

Mezi nejdůležitější síly z výše uvedených patří řezná síla ( $F_c$ ), což je momentotvorná síla. Tato síla bývá nejčastěji počítaná různými metodikami a principy zmíněnými v kapitole o metodikách modelování a simulace řezného procesu, viz kap. 2.3.

Dle Obr. 1 se aktivní síla ( $F_a$ ) rozkládá na řeznou sílu ( $F_c$ ) a kolmou řeznou sílu ( $F_{cN}$ ), respektive na sílu posuvu ( $F_f$ ) a kolmou sílu posuvu ( $F_{fN}$ ), viz vztah (1) [2].

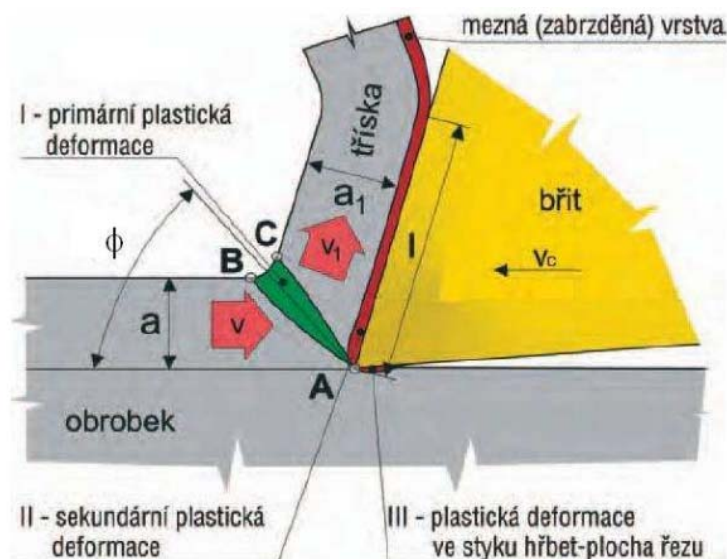
$$F_a = \sqrt{F_c^2 + F_{cN}^2} = \sqrt{F_f^2 + F_{fN}^2} \quad (1)$$

Významnou veličinou řezného procesu je síla řezání ( $F$ ). Tato síla musí překonat řezný odpor, který klade obráběný materiál na břit nástroje. Pokud tato síla překoná řezný odpor, nastává oddělení třísky od obrobku. Z podmínky rovnováhy plyne, že při určování síly řezání (resp. jejích složek) a řezného odporu (resp. jeho složek) postačí určit pouze jednu z těchto veličin [3]. Síla řezání ( $F$ ) působící na břit frézovacího nástroje je počítána dle vztahu (2) [2].

$$F = \sqrt{F_a^2 + F_p^2} = \sqrt{F_c^2 + F_{cN}^2 + F_p^2} = \sqrt{F_f^2 + F_{fN}^2 + F_p^2} \quad (2)$$

### 2.1.2 Oblast primární plastické deformace a její souvislost se silovými jevy při obrábění

Vzniku jednotlivých elementů třísky předchází prvotní plastická deformace, kterou prodělává materiál obrobku v oblasti, která se nazývá oblast primární plastické deformace, viz Obr. 2.



Obr. 2: Oblasti plastických deformací [4].

Dle reference [3] má oblast primární plastické deformace úzkou souvislost s řadou jevů při obrábění. Jedním z těchto jevů jsou i silové účinky při obrábění. Obecně lze říci, že při rozšiřování primární plastické deformace narůstá hodnota poměrného kluzu, koeficientu přechování a měrné řezné síly, která způsobuje rovněž i nárůst řezné síly, řezného výkonu a krouticího momentu. Naopak, při zmenšování oblasti primární plastické deformace dochází k poklesu těchto hodnot.

Oblast primární plastické deformace, a tedy i velikost řezné síly, je ovlivněna řadou parametrů, mezi které patří fyzikální a chemické vlastnosti obráběného materiálu, parametry řezných podmínek, geometrie řezného nástroje a vliv řezného prostředí.

Mezi řezné podmínky, které mají vliv na velikost primární plastické deformace, patří především posuv na zub, respektive tloušťka odřezávané vrstvy a řezná rychlost. Tloušťka odřezávané vrstvy ovlivňuje oblast primární plastické deformace způsobem, že s jejím poklesem se oblast primární plastické deformace rozšiřuje a natáčí směrem do obráběného materiálu, čímž dochází k nárůstu měrné řezné síly. Řezná rychlost ovlivňuje oblast primární plastické deformace obdobným způsobem jako tloušťka odřezávané vrstvy, tedy s poklesem řezné rychlosti se rozšiřuje oblast primární plastické deformace. Vliv řezné rychlosti však bývá daleko menší než vliv tloušťky odřezávané vrstvy.

Mezi parametry geometrie řezného nástroje, které ovlivňují oblast primární plastické deformace, a tedy i velikost měrné řezné síly, patří: úhel nastavení hlavního ostří, poloměr špičky, úhel čela. Změna oblasti primární plastické deformace se změnou úhlu nastavení hlavního ostří je přímo spojena s tloušťkou odřezávané vrstvy. Se zmenšováním úhlu nastavení se hodnota tloušťky odřezávané vrstvy snižuje, čímž dochází k rozšíření oblasti primární plastické deformace a nárůstu měrné řezné síly. Co se týče poloměru špičky, s jeho zvětšující se hodnotou se snižuje hodnota středního úhlu nastavení, a tedy i tloušťky odřezávané vrstvy, což má za následek rozšíření oblasti primární plastické deformace a nárůst měrné řezné síly. Nástrojový ortogonální úhel čela má podstatný vliv na změnu primární plastické deformace. Se zmenšující se hodnotou úhlu čela se oblast primární plastické deformace natáčí směrem do obrobku a rozšiřuje se, čímž roste měrná řezná síla.

### 2.1.3 Řezná síla jako výchozí pro výpočet dalších silových parametrů

Silové parametry řezného procesu jsou často označovány nejenom silové účinky, tedy síly při obrábění, ale také parametry, které jsou počítány na základě těchto silových účinků, především na základě řezné síly ( $F_c$ ). Řezná síla je výchozím parametrem pro výpočet silových parametrů jako je řezný výkon ( $P_c$ ), respektive výkon při obrábění, celkový výkon obráběcího stroje ( $P$ ) a krouticí moment ( $M_k$ ).

#### Vztahy pro výpočet silových parametrů

Řezný výkon ( $P_c$ ), respektive výkon při obrábění, je dán na základě řezné síly ( $F_c$ ) a řezné rychlosti ( $v_c$ ), viz vztah (4) [5].

$$P_c = \frac{F_c \cdot v_c}{60} \quad (3)$$

Celkový výkon obráběcího stroje ( $P$ ) je dán na základě řezného výkonu ( $P_c$ ) a účinnosti stroje ( $\eta$ ), viz vztah (4) [5]. V katalogích výrobců řezných nástrojů Pramet, Walter a Iscar se uvádějí účinnosti obráběcích strojů v rozsahu 0.70 až 0.90.

$$P = \frac{P_c}{\eta} \quad (4)$$

Řezná síla ( $F_c$ ) působící na polovině průměru frézovacího nástroje ( $D/2$ ) se nazývá krouticí moment ( $M_k$ ) a vypočítá se dle vztahu (5).

$$M_k = \frac{F_c \cdot D}{2 \cdot 10^3} \quad (5)$$

### Energetická náročnost řezného procesu a její výpočet

V současné době, kdy jsou ceny elektrické energie vysoké, jsou výrobci i uživatelé obráběcích strojů nuceni sledovat a vyhodnocovat energetickou náročnost řezného procesu, a to hlavně z důvodu ceny konečného výrobku. Ukazatelem hodnotícím energetickou náročnost řezného procesu je například specifická spotřebovaná energie ( $E_p$ ). Protože se v průběhu řezného procesu mění spotřeba elektrické energie, je pro výrobce a uživatele strojů důležitá především střední hodnota specifické spotřebované energie ( $E_p$ ). Ta se vypočítá na základě střední hodnoty řezného výkonu ( $P_{cm}$ ) a úběru materiálu za jednotku času ( $Q$ ), viz vztah (6), viz reference [6].

$$E_p = \frac{P_{cm}}{60 \cdot Q} \quad (6)$$

Je nutno poznamenat, že specifická spotřebovaná energie není přímo silovým parametrem, ale je to důležitý často sledovaný parametr u obrábění, jehož výpočet je přímo spjat s řezným výkonem, tedy i řeznou silou, proto je zde uveden.

Úběr materiálu za jednotku času ( $Q$ ), jehož znalost je důležitá pro výpočet specifické spotřebované energie, je ukazatel produktivity, která je pro výrobce i uživatele strojů důležitá, a pro frézování se vypočítá na základě vztahu (7), viz reference [6, 7].

$$Q = \frac{a_p \cdot v_f \cdot a_e}{10^3} \quad (7)$$

## 2.2 Měření sil při frézování

Pro sestavení matematického modelu řezné síly nebo jakéhokoliv jiného silového parametru na základě některé z metodik modelování uvedených v kapitole 2.3, je potřeba provést řadu experimentálních měření. Základní rozdělení metodik měření sil je podle toho, zda výstupem z měření jsou síly (přímé měření sil) nebo jiná veličina, která je pak přepočítávána na řeznou sílu (nepřímé měření sil).

## 2.2.1 Přímé měření sil při frézování

Přímé měření složek síly řezání je založeno na měření deformací v soustavě stroj-nástroj-obrobek během obrábění. K měření využíváme měřicí přístroj - dynamometr. Ten musí zaručit nezávislost měřené veličiny na provozních vlastnostech měřícího zařízení, a také je od něj požadována schopnost měření sledované veličiny ve zvoleném rozsahu s potřebnou přesností a stálostí naměřených hodnot s časem. Z těchto obecných požadavků plynou konkrétní požadavky kladené na dynamometr, viz reference [8–10]:

### 1. Tuhost dynamometru:

Je kladen požadavek na velkou tuhost dynamometru, aby deformace dynamometru neovlivňovaly řezný proces a tím i výsledky měření. Zvláště pak je důležitá velká tuhost u dynamického měření, kde může nedostatečná tuhost zcela zkreslit naměřené hodnoty.

### 2. Citlivost dynamometru:

Citlivost dynamometru musí být přizpůsobena požadovanému rozsahu měření.

### 3. Setrvačnost dynamometru:

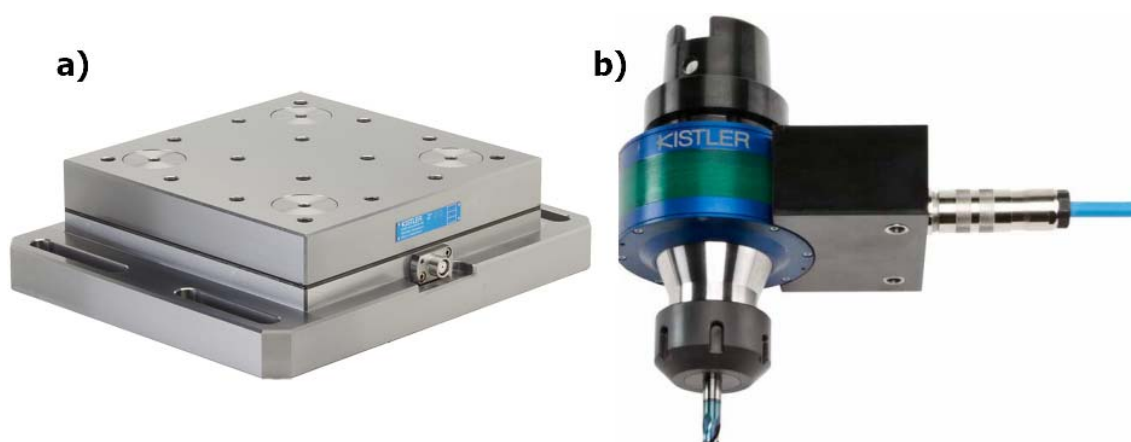
Především u dynamických měření, kde jsou sledovány jak minimální i maximální hodnoty síly řezání, tak i její časový průběh, je požadavek na co nejmenší setrvačnost dynamometru.

### 4. Konstrukce dynamometru:

Konstrukce dynamometru musí zajistit, aby se jednotlivé složky síly řezání vzájemně neovlivňovaly.

Existuje celá řada dynamometrů, rozdělených podle principu snímání měřené síly – mechanické, hydraulické, pneumatické, elektrické. V dnešní době jsou nejrozšířenější elektrické dynamometry. Jejich podstatou je přeměna deformace na elektrickou veličinu snímačem, který představuje mechanicko-elektrický transformátor. Je několik typů elektrických dynamometrů – indukční, kapacitní, piezoelektrické, odporové. Pro měření složek síly řezání při frézování jsou z elektrických dynamometrů nejčastěji používány piezoelektrické dynamometry. Ty využívají pro snímání deformace piezoelektrického jevu, který je charakterizován vznikem elektrického náboje na povrchu některých krystalů při mechanickém zatížení. [1, 8, 10]

V současné době jsou dostupné piezoelektrické dynamometry od společnosti Kistler. Výstupem experimentálních měření jsou síly v souřadném systému dynamometru. Pro ukázkou uvádím stacionární a rotační dynamometr od společnosti Kistler, viz Obr. 3.



Obr. 3: Dynamometry od společnosti Kistler: a) stacionární, b) rotační [11].

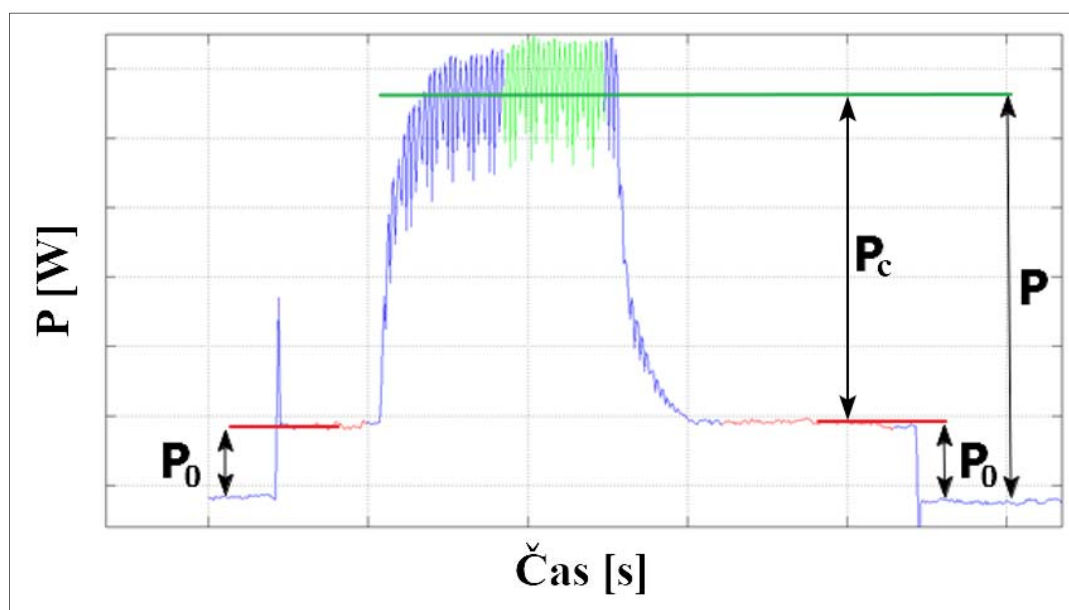
### 2.2.2 Nepřímé měření sil při frézování

Nepřímé měření sil je založeno na tom, že síla je stanovena prostřednictvím jiné veličiny, která je pak přepočítávána na řeznou sílu ( $F_c$ ). Při frézování je využívána metodika stanovení řezné síly z výkonu.

Pro měření výkonu se používá wattmetrů, které dávají přímý údaj. Dále se používá ampérmetrů a kosinoměru, pomocí nichž se změří proud a napětí a z toho se pak vypočítá výkon součinem změřeného proudu a napětí, viz vztah (8) [12, 13].

$$P = U \cdot I \quad (8)$$

Abychom získali řezný výkon ( $P_c$ ), tedy výkon potřebný k vlastnímu obrábění, je třeba vyhodnotit celkový výkon obráběcího stroje ( $P$ ) a výkon stroje při chodu naprázdno ( $P_0$ ). Příklad průběhu výkonu v čase s vyznačením těchto dvou výkonů je uveden na Obr. 4.



Obr. 4: Vyhodnocení řezného výkonu z experimentálních měření.

Řezný výkon ( $P_c$ ) je následně vypočten na základě rozdílu těchto dvou odečtených hodnot výkonů z naměřených dat, viz vztah (9) [8, 10].

$$P_c = P - P_0 \quad (9)$$

Ze znalosti řezného výkonu z experimentálních dat se na základě vztahu (3) následně stanoví řezná síla ( $F_c$ ), viz vztah (10) [10].

$$P_c = \frac{F_c \cdot v_c}{60} \rightarrow F_c = \frac{60 \cdot P_c}{v_c} \quad (10)$$

Tato metodika stanovení řezné síly je poměrně jednoduchá a lze jí využít u všech způsobů obrábění. Nevýhodou této metody je malá citlivost a omezená přesnost měření, která je způsobená rozdílnou účinností stroje při zatížení a při chodu naprázdno. [9, 14]

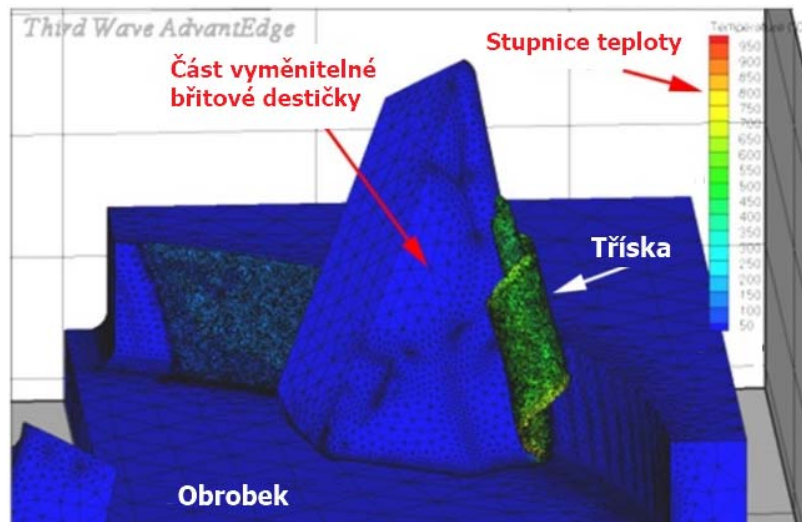
## 2.3 Metodiky modelování a simulace řezného procesu

V dnešní době existuje celá řada metodik a principů modelování, predikce a simulace řezného procesu. V této kapitole bude uvedeno jejich shrnutí a zhodnocení, a to především z hlediska univerzálnosti, rychlosti výpočtu (popřípadě rychlosti simulace) a využitelnosti metodiky v praxi. Mezi nejznámější uvedené metodiky patří:

- FEM a materiálové modelování
- Predikce výstupních parametrů pomocí umělé neuronové sítě
- Modelování na základě empirických vztahů
- Modelování na základě měrné řezné síly a plochy odřezávané vrstvy:
  - Metodika, kdy se měrná řezná síla určuje odhadem
  - Matematický model řezné síly dle typu funkce:
    - Lineární model
    - Mocninný model
    - Polynomický model

### 2.3.1 FEM a materiálové modelování

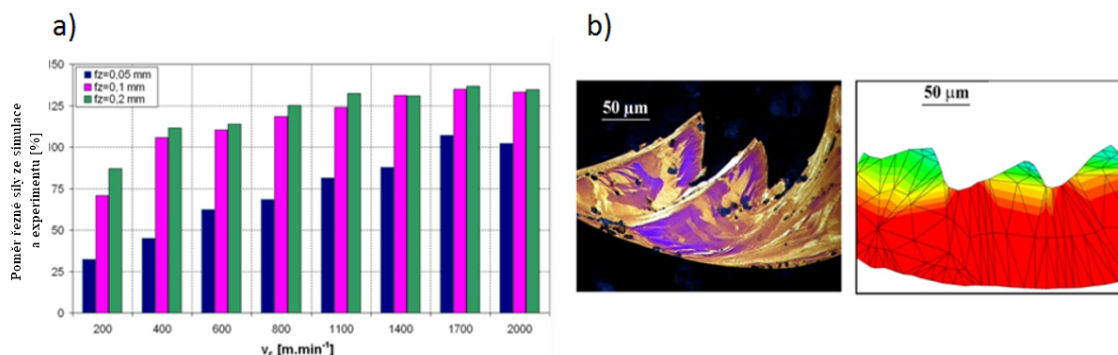
Nejpropracovanějším známým řešením modelování řezného procesu je dnes kombinace možnosti spojení modelování FEM (metoda konečných prvků) a materiálového modelování. Tato metoda je popsána a aplikována v referencích [15–23]. Tento princip je již zpracován do plně komerčních softwarových aplikací, jako například AdvantEdge FEM, DeForm3D, které jsou používány předními výrobci řezných nástrojů, jako jsou Sandvik Coromant, Kennametal nebo Hitachi Tool [15]. Materiálový model obrobku je popsán širokým spektrem parametrů a závislostí. Pracuje s procesy, jako jsou deformační zpevnění materiálu, odpevnění materiálu, vliv teploty, či stupeň citlivosti spojený s analýzou vedení a přestupu tepla. Výhodou tohoto typu simulace je, že vedle silových účinků lze predikovat teplotní, napěťová a deformační pole v nástroji, tříске i obrobeném povrchu. Pro příklad uvádím simulaci řezného procesu při frézování v softwaru AdvantEdge, viz Obr. 5



Obr. 5: Simulace procesu frézování v softwaru AdvantEdge FEM [18].

### Zhodnocení metodiky

Přímé a bezproblémové použití softwarů tohoto typu ve strojírenské výrobě limituje několik faktorů. Pokud nevlastníme velmi výkonný počítač, tak je velmi značná časová náročnost tohoto typu výpočtu, jelikož simulace jedné otáčky frézovacího nástroje jedním břitem může trvat i několik desítek hodin. Co se týče přesnosti výsledků (teploty, síly, napětí, apod.), záleží především na přesnosti zadání vstupních parametrů (materiálové vlastnosti obrobku i nástroje) a na změně těchto parametrů v průběhu obrábění. Právě přesnost zadání vstupních parametrů komplikuje a prodlužuje čas celé simulace. Na druhé straně, zmíněné softwary v dnešní době již obsahují rozsáhlou databázi materiálů a nástrojů s přesně definovanou geometrií a vlastnostmi. Shoda výsledků modelu s realitou však může být velmi různá pro různé modelované případy. Příklad přesnosti predikce velikosti sil a teploty řezání softwarem AdvantEdge FEM při frézování hliníkové slitiny nástrojem ze slinutého karbidu je ukázán na Obr. 6. Pravděpodobně největší přesnosti simulace je dosahováno pro podobu utvářené třísky [21], což je využitelné zejména při soustružení nebo vrtání.



Obr. 6: Ukázka přesnosti simulace pro různé modelované případy u frézování hliníkové slitiny AA2024-T351 nástrojem ze slinutého karbidu: a) poměr velikosti řezné síly ze simulace a experimentu pro řezné rychlosti v rozsahu 200 až 2000 m/min a pro posuvy na zub 0.05, 0.1 a 0.2 mm [21]; b) vlevo metalografický snímek třísky, vpravo tříška modelovaná [18, 21].

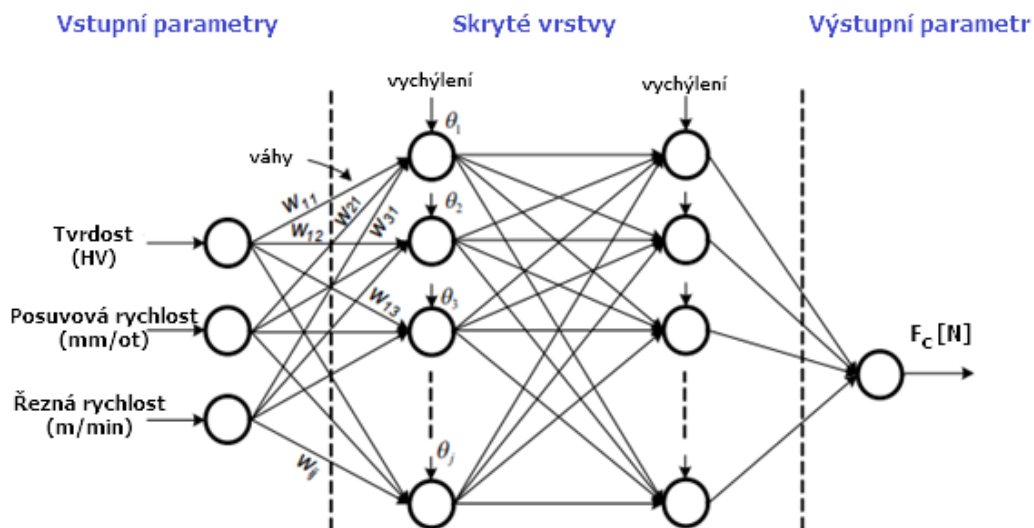
### 2.3.2 Predikce výstupních parametrů pomocí umělé neuronové sítě

Metodika predikce výstupních parametrů pomocí umělé neuronové sítě je používána v mnoha vědních oborech, mezi něž patří i strojírenství. Tato metoda je popsána a aplikována na modelech pro predikci řezných sil při soustružení [24, 25] a pro predikci různých dalších parametrů ve strojírenství, jako jsou mechanické vlastnosti a drsnost povrchu [26, 27]. Metodika byla vyvinuta za účelem automatického provádění rozhodování a závěrů na základě učení a zapamatování si, co se neuronová síť naučila. Během procesu učení zjišťuje neuronová síť vztahy a automaticky se aktualizuje, aby nejlépe vystihla simulovaný jev.

Neuronové sítě mají, oproti jiným metodikám, významnou schopnost zobecnit simulovaný jev na případ, který nebyl zahrnut do tréninku. Na rozdíl od jiných metodik predikování výstupních parametrů, neuronová síť nepředstavuje žádný matematický model, ale spíše slouží jako černá skříňka, která je schopna se něco naučit a na základě toho pak predikovat výstupní hodnoty.

V dnešní době existuje řada programů, které lze využít pro vytvoření umělé neuronové sítě, pomocí kterých pak predikují výstupní hodnoty. Mezi velmi známé a propracované programy pro tyto účely patří například Neural Designer, Neuroph, Neurosolutions, ale je také možné využít i Matlab s toolboxem Neural Network.

Pro příklad uvádím obecné schéma neuronové sítě aplikované na soustružení, viz Obr. 7, kde vstupními parametry je tvrdost ( $HV$ ), posuvová rychlost ( $v_f$ ) a řezná rychlost ( $v_c$ ).



Obr. 7: Příklad struktury neuronové sítě pro 3 vstupy a 1 výstup [25].

Jak je vidět z obrázku, nejprve se definují vstupy a výstup, kterými se trénuje neuronová síť. Poté, co je síť natrénovaná, může se predikovat výstupní hodnota.

#### Zhodnocení metodiky

Aplikace metodiky neuronových sítí na frézování by byla značně komplikovaná, a to vzhledem k rozsáhlým experimentům pro každý materiál, různé strategie frézování, různé



řezné podmínky, nástroje s různou geometrií, počet aktivních břitů řezného nástroje. Možností by bylo kombinovat tuto metodiku s jinou, například s metodikou predikce sil na základě měrné síly a plochy odřezávané vrstvy, kde by se pomocí metodiky neuronové sítě predikovala měrná řezná síla, a poté se určila řezná síla na jeden zub řezného nástroje pro konkrétní strategii frézování a celková řezná síla. I to by však vedlo k velkému množství experimentů, a proto bych tuto metodiku pro predikci silových parametrů u frézování nedoporučoval. Naopak bych jí doporučil při analýze dat, kde selhávají klasické matematické modely, a nalezení matematické funkce není snadné.

### 2.3.3 Modelování na základě empirických vztahů

Další přístup modelování silových účinků řezného procesu je modelování na základě empirických vztahů. Tato metodika je popsána anebo aplikována v referencích [3, 28–40]. Princip této metodiky spočívá v naměření sil v rozsahu řezných podmínek, které mají největší vliv na velikost sil a v následném sestavení rovnic. Pro příklad uvádím empirický vztah pro řeznou sílu při frézování, viz vztah (11).

$$F_c = C_{F_c} \cdot a_p^{x_{F_c}} \cdot f_z^{y_{F_c}} \cdot v_c^{z_{F_c}} \cdot D^{f_{F_c}} \cdot a_e^{g_{F_c}} \cdot Z^{t_{F_c}} \quad (11)$$

Výše uvedená rovnice s jednotlivými hodnotami empirických konstant ( $x_{F_c}, y_{F_c}, z_{F_c}, f_{F_c}, g_{F_c}, t_{F_c}, C_{F_c}$ ) může být aplikována pro výpočet libovolné kombinace nástroje a řezných podmínek pro materiál obrobku, pro který byly empirické konstanty určeny. V těchto rovnicích je však zanedbán vliv geometrie nástroje (úhel nastavení hlavního ostří, úhel čela, úhel sklonu ostří, poloměr špičky) a stav břitu řezného nástroje (zda je nový či opotřebený). Co se týče strategie frézování, není to univerzální vztah, který by počítal řeznou sílu na základě vybrané strategie (čelní symetrické, čelní nesymetrické s určitou hodnotou excentricity, boční frézování). Většinou bývá uvádět pro strategii bočního frézování. Pro získání empirických konstant se provádí experimentální měření na základě jedno faktorového plánu, kdy se provádí změna pouze jednoho faktoru, zatímco jsou všechny ostatní faktory konstantní. Vzhledem k tomuto faktu nemusí získaný matematický model mnohdy dávat ani správnou vypovídající hodnotu.

#### Zhodnocení metodiky

Jde o metodu, jejíž hlavní nevýhodou při aplikovatelnosti u frézování je nezbytnost rozsáhlých experimentů pro získání všech výše uvedených empirických konstant. Je také prakticky obtížné zachytit vlivy jako je opotřebením břitu nástroje, změna chlazení procesu nebo změna strategie obrábění (čelní symetrické či nesymetrické frézování). Je možné zavedení opravných koeficientů pro tyto parametry, ale to by vedlo k ještě daleko rozsáhlejším experimentálním měřením. V odborných literaturách lze najít některé empirické konstanty, nejčastěji však pro výpočet řezné síly u soustružení, a to jen pro některé materiály.

### 2.3.4 Modelování na základě měrné síly a plochy odřezávané vrstvy

Tato metodika je založená na výpočtu řezné síly přes součin měrné řezné síly ( $k_c$ ) a plochy odřezávané vrstvy ( $A_D$ ), kde plocha odřezávané vrstvy ( $A_D$ ) je součin tloušťky ( $h_D$ ) a šířky ( $b_D$ ) odřezávané vrstvy.

Existuje celá řada vztahů založených na této metodice, mezi které patří:

- metodika založená na určení měrné řezné síly odhadem,
- metodiky rozdělené dle typu matematického modelu řezné síly:
  - lineární model řezné síly,
  - mocninný model řezné síly,
  - polynomický model řezné síly.

#### 2.3.4.1 Měrná řezná síla se určuje odhadem

Reference [3, 6] uvádějí, že pro velmi přibližné určení měrné řezné síly můžeme odhadnout její hodnotu na základě meze pevnosti v tahu materiálu obrobku ( $R_m$ ) a konstanty, která je stanovena pro konkrétní technologii obrábění ( $K_p$ ), viz vztah (12).

$$k_c = K_p \cdot R_m \quad (12)$$

Hodnoty konstanty  $K_p$  jsou různé a závisí především na technologii obrábění, pro kterou odhadujeme měrnou řeznou sílu. Pro běžné soustružení bývá hodnota tohoto koeficientu 3 až 5, pro jemné soustružení 10, pro frézování 4 až 10, pro vrtání 3 až 6.

#### Zhodnocení metodiky

Tato metodika stanovení měrné řezné síly je založena na velmi přibližném odhadu a vypočtené hodnoty jsou velmi rozdílné od experimentálně zjištěných hodnot. Proto také tato metodika už nebývá používána ani v praxi.

#### 2.3.4.2 Lineární model

Tato metodika je popsána anebo i aplikována v referencích [41–45] a je založena na výpočtu řezné síly součinem měrné řezné síly a plochy odřezávané vrstvy s tím, že je do silového účinku rovněž započítán i příspěvek činné délky řezné hrany. Podoba výpočtového modelu pro řeznou sílu je definovaná vztahem (13).

$$F_c = k_c \cdot A_D + k_{c_e} \cdot b_D = (k_c \cdot h_D + k_{c_e}) \cdot b_D \quad (13)$$

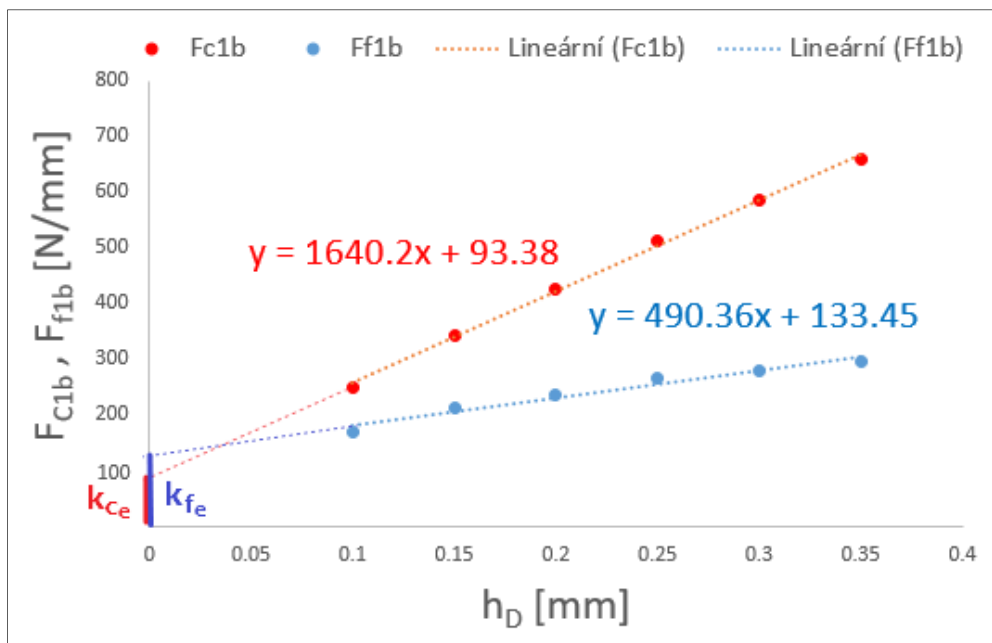
Pokud je měrná řezná síla ( $k_c$ ) odečtena z grafu závislosti specifické řezné síly na 1 mm šířky odřezávaného materiálu ( $F_{c_{1b}}$ ), viz Obr. 8, není tato měrná řezná síla funkcí žádného parametru, ale je pouze konstanta a platí pouze pro ten konkrétní případ obrábění, pro jaký byla odečtena. Tato metodika tudíž není používána.

Dle referencí [41–43, 46–49] může být měrná řezná síla ( $k_c$ ) vypočtena na základě experimentálních dat získaných při ortogonálním řezání obráběného materiálu jako

funkce střížného napětí ( $\tau_s$ ), úhlu toku třísky ( $\eta$ ), normálového úhlu čela ( $\gamma_n$ ), tření ( $\beta_n$ ) a stříhu ( $\theta_n$ ), viz vztah (14).

$$k_c = \frac{\tau_s}{\sin \theta_n} \cdot \frac{\cos(\beta_n - \gamma_n) + \tan \lambda_s \cdot \tan \eta \cdot \sin \beta_n}{\sqrt{\cos^2(\theta_n + \beta_n - \gamma_n) + \tan^2 \eta \cdot \sin^2 \beta_n}} \quad (14)$$

Koeficient příspěvku řezné hrany ( $k_{ce}$ ), který je uveden ve vztahu (13), je možno získat extrapolací naměřených hodnot z experimentálních dat pro nulovou tloušťku odřezávané vrstvy. Pro příklad uvádím odečtení příspěvků řezné hrany z naměřených dat řezné síly a síly posuvu u soustružení, a to z grafu závislosti řezné síly a síly posuvu na 1 mm šířky odřezávané vrstvy na tloušťce odřezávané vrstvy, viz Obr. 8.



Obr. 8: Příklad grafu závislosti řezné síly a síly posuvu na 1 mm šířky odřezávané vrstvy na tloušťce odřezávané vrstvy získaný z dat ze soustružení a určení příspěvků řezné hrany.

### Zhodnocení metodiky

Tento přístup je aplikovatelný pro stanovení jednotlivých složek sil při operacích obrábění, jako je například vrtání, soustružení a frézování.

Výrazným zjednodušením této metodiky modelování je:

- nerespektování detailů geometrie břitu řezného nástroje při výpočtu měrných sil (pouze dokonale ostrý břit s nulovým poloměrem řezné hrany),
- charakteristika obráběného materiálu na základě koeficientů zjištěných z měření za určitých řezných podmínek (pro jiné řezné podmínky zůstávají měrné síly stejné a nepřečítávají se),
- se změnou řezné rychlosti se nemění výsledné hodnoty jednotlivých sil, což u některých materiálech způsobí nedostatečnou přesnost predikci.

Všechna výše uvedená zjednodušení vedou k horší shodě vypočtených hodnot s hodnotami reálnými.

### 2.3.4.3 Mocninný model

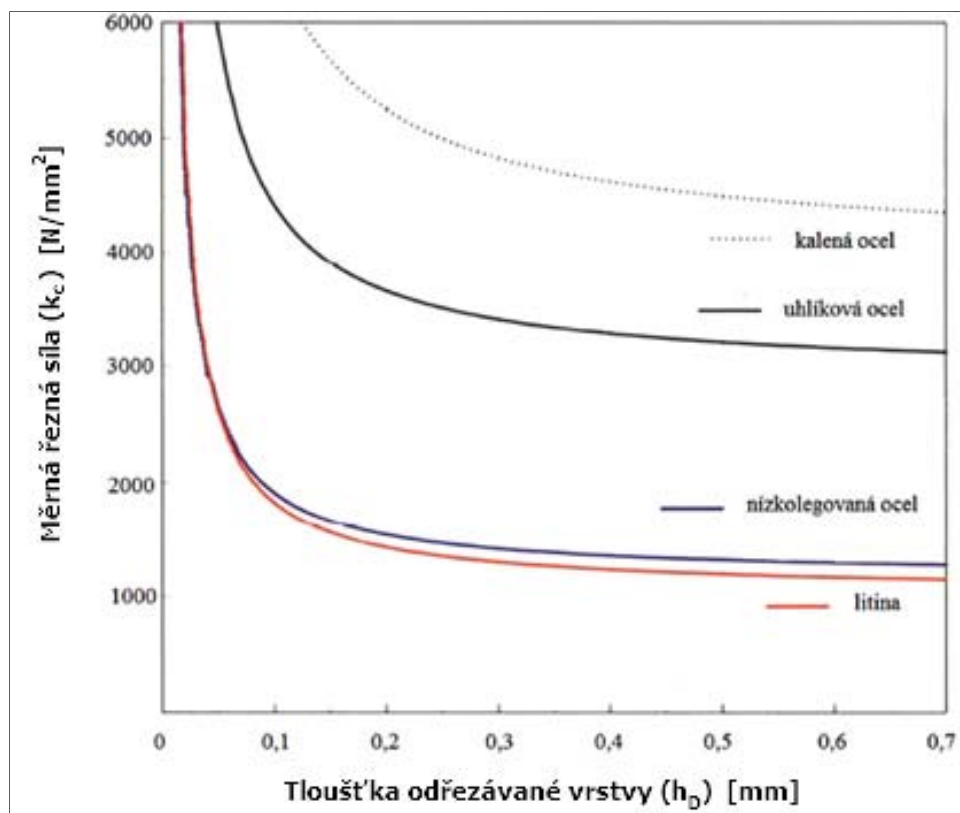
Tato metodika je popsána anebo i aplikována v referencích [3, 5, 7, 30, 36–38, 44, 50–60] a je rovněž založena na výpočtu řezné síly součinem měrné řezné síly a plochy odřezávané vrstvy, avšak v tomto případě je měrná řezná síla v základním tvaru funkcí tloušťky odřezávané vrstvy ( $h_D$ ) v mocninném tvaru, viz vztah (15). Tomuto vyjádření měrné řezné síly na tloušťce odřezávané vrstvy se také říká Kienzleho vztah [57].

$$k_c = k_{c_{1.1}} \cdot h_D^{-m_c} \quad (15)$$

Podoba výpočtového modelu řezné síly v základním tvaru, tedy s tím, že je měrná řezná síla pouze funkcí tloušťky odřezávané vrstvy, je tedy definovaná vztahem (16).

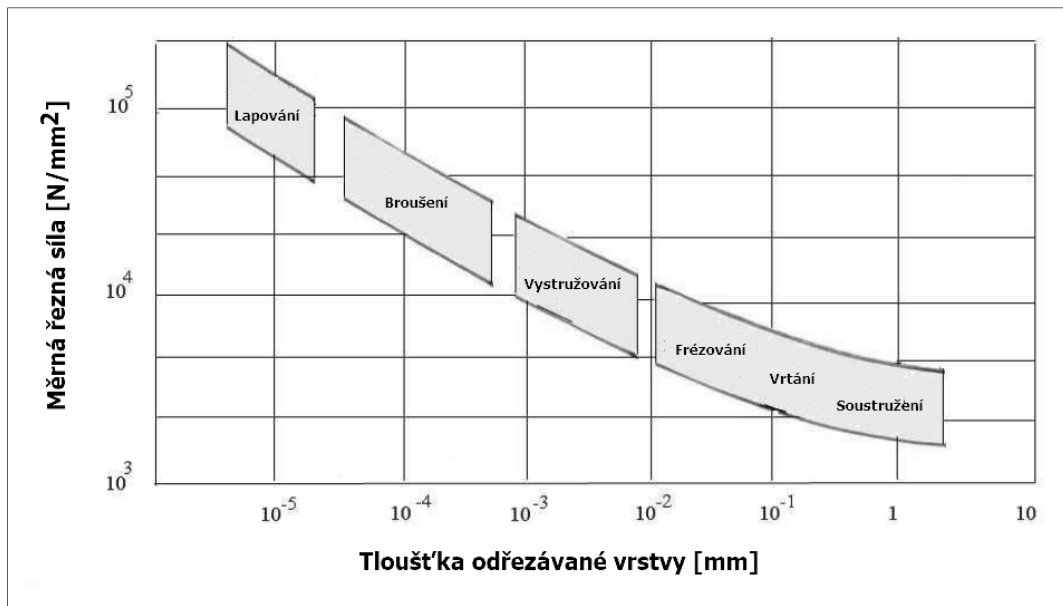
$$F_c = k_c \cdot A_D = k_{c_{1.1}} \cdot h_D^{1-m_c} \cdot b_D \quad (16)$$

Na Obr. 9 je pro ukázkou zobrazena závislost měrné řezné síly na tloušťce odřezávané vrstvy pro různé materiály (kalená, uhlíková a nelegovaná ocel, litina).



Obr. 9: Závislost měrné řezné síly na tloušťce odřezávané vrstvy pro různé materiály [50].

Na Obr. 10 je zobrazena závislost měrné řezné síly na tloušťce odřezávané vrstvy pro různé technologie obrábění. Jak je vidět, u technologií obrábění, které jsou charakteristické malými tloušťkami odřezávané vrstvy (lapování, broušení), jsou měrné řezné síly poměrně vysoké.



Obr. 10: Závislost měrné řezné síly na tloušťce odřezávané vrstvy pro různé technologie obrábění [44].

Tato metodika je v praxi velmi užívaná už vzhledem k již existujícím databázím materiálových konstant ( $k_{c1.1}$ ,  $m_c$ ) pro výpočet řezných sil pro různé druhy obráběných materiálů. Můžeme je najít v katalogích předních světových výrobců nástrojů, stejně jako je možné nalézt tyto konstanty pro různé materiály v odborných publikacích. V Tab. 1 jsou materiálové konstanty zjištěné při soustružení pro výpočet sil  $F_c$ ,  $F_f$ ,  $F_p$ , viz odborná publikace [52].

Tab. 1: Experimentálně zjištěné materiálové konstanty pro výpočet sil  $F_c$ ,  $F_f$ ,  $F_p$  u soustružení [52].

Cutting conditions								
Cutting speed		$v_c = 100$ m/min						
Depth of cut		$a_p = 3.0$ mm						
Cutting material		Cemented carbide P10						
Cutting edge geometry								
		Steel	$\alpha$ 5°	$\gamma$ 6°	$\lambda$ 0°	$\epsilon$ 90°	$\kappa$ 70°	$r_e$ 0.8 mm
		Cast iron	5°	2°	0°	90°	70°	0.8 mm
Material	Material number	$R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	Specific machining forces $k_{i1.1}$					
			$k_{e1.1}$	$1 - m_c$	$k_{f1.1}$	$1 - m_f$	$k_{p1.1}$	$1 - m_p$
St 50-2	1.0050	559	1499	0.71	351	0.30	274	0.51
St 70-2	1.0070	824	1595	0.68	228	-0.07	152	0.10
Ck45N	1.1191 N	657	1659	0.79	521	0.51	309	0.60
Ck45V	1.1191 V	765	1584	0.74	364	0.27	282	0.57
40Mn4V	1.1157 V	755	1691	0.78	350	0.31	244	0.55
37MnSi5V	1.5122 V	892	1656	0.79	239	0.31	249	0.67
18CrNi8BG	1.5920 BG	618	1511	0.80	318	0.27	242	0.46
34CrNiMo6V	1.6582 V	1010	1686	0.82	291	0.37	284	0.72
41Cr4V	1.7035 V	961	1596	0.77	291	0.27	215	0.52
16MnCr5N	1.7131 N	500	1411	0.70	406	0.37	312	0.50
20MnCr5N	1.7147 N	588	1464	0.74	356	0.24	300	0.58
42CrMo4V	1.7225 V	1138	1773	0.83	354	0.43	252	0.49
55NiCrMoV6V	1.2713 V	1141	1595	0.71	269	0.21	198	0.34
100Cr6	1.2067	624	1726	0.72	318	0.14	362	0.47
GG30	JL1050	HB = 206	899	0.59	170	0.09	164	0.30

Ve většině případů jsou však materiálové konstanty uvedeny bez specifikace nástroje a řezných podmínek, které byly použity pro získání materiálových konstant (především ty z katalogů výrobců nástrojů).

### Zpřesnění výpočtu měrné řezné síly

Jak bylo zmíněno, výše uvedený vztah pro výpočet měrné řezné síly je pouze v základním tvaru, kdy měrná řezná síla je pouze funkcí tloušťky odřezávané vrstvy. Dle referencí [3, 5, 7, 37, 52] však měrná síla není pouze funkcí tloušťky odřezávané vrstvy, ale funkce mnoha proměnných, jako například vlastností obráběného materiálu, řezné rychlosti, úhlu čela, řezného prostředí, opotřebení břitu řezného nástroje. Tyto vlivy však bývají běžně zanedbány. Když je použit jen základní vztah měrné řezné síly, tak je očekávaná velká nepřesnost při porovnání reálné a predikované hodnoty řezné síly.

Podle výše uvedených referencí je možné zpřesňovat měrnou řeznou sílu na základě opravných koeficientů, jako například opravným koeficientem úhlu čela (pro přepočítání měrné řezné síly na nástroj s jiným úhlem čela), opotřebením břitu řezného nástroje, materiálu obrobku (pro přepočítání měrné řezné síly pro materiál s jinou pevností v tahu nebo tvrdostí). Většinou však tyto opravné koeficienty, které jsou definované v odborných literaturách, nejsou definovány žádnými podmínkami, například platností materiálů pro které lze opravný koeficient aplikovat, a tak lze v některých případech opravným koeficientem při aplikaci na nějaký materiál přesnost výpočtu naopak zhoršit.

### Softwarové aplikace založené na této metodice

Přední výrobci řezných nástrojů zapracovávají materiálové konstanty pro výpočet řezné síly do softwarových aplikací, které lze využívat většinou zdarma. Příkladem takové softwarové aplikace je „Machining Power Calculator“ od světového výrobce řezných nástrojů Iscar. Tato softwarová aplikace je určena k predikci parametrů řezného procesu pro technologie frézování, vrtání, soustružení a vyvrtávání, viz Obr. 11. Hodnoty materiálových konstant ( $k_{c1,1}$  a  $m_c$ ) se pro konkrétní materiál a pro různou technologii použijí stejné. Mezi výstupní parametry této aplikace patří úběr materiálu za jednotku času, krouticí moment, řezný výkon a krouticí moment. Dalším příkladem softwarové aplikace je aplikace „Walter Machining Calculator“ od světového výrobce řezných nástrojů Walter, viz Obr. 12. Mezi výstupní parametry této aplikace patří objem materiálu za jednotku času, doba obrábění (při zadání délky řezu), krouticí moment a příkon motoru. Jak je vidět, je možné zadat i stupeň opotřebení břitu řezného nástroje, po jehož zadání se přepočte krouticí moment a příkon. Zadání stupně opotřebení se provádí zadáním konstanty a uživatel musí mít tudíž představu o procentuálním nárůstu výkonu či řezné síly pro stav VBD pro jaký chce parametry predikovat, jelikož mnozí uživatelé takového softwaru nemají ani představu do jaké míry se zvýší hodnoty výkonu, příkonu, řezné síly pokud je VBD opotřebená.

Tyto softwarové aplikace předních výrobců řezných nástrojů používají materiálové konstanty ze svých katalogů, které však bývají uváděny pro určitou skupinu materiálů, nikoliv pro konkrétní materiál. Co se týče predikce řezné síly, popřípadě řezného výkonu, jsou v těchto aplikacích použity zjednodušené vztahy, kde není vliv poloměru špičky a

měrná řezná síla je pouze v základním tvaru, tedy jen funkcí tloušťky odřezávané vrstvy. Ve většině případů se v těchto aplikacích predikují jen střední hodnoty silových parametrů bez vykreslování průběhů.

**Frézování**

aplikace: Boční frézování  
 Typ destičky: Čtyřboký

**Údaje pro Boční frézování**

Průměr nástroje (D): 50 mm  
 Šířka záběru (ae): 37,5 mm  
 Počet zubů (z): 1  
 Posuv na zub (fz): 0,25 mm  
 Hloubka záběru (ap): 2 mm  
 Otáčky vřetena (n): 763,9 rpm  
 Řezná rychlost (Vc): 120 m/min  
 Materiál obrobku: c45  
 Efektivní úhel čela (γ): 8 stupně  
 Úhel nastavení (κ): 45 stupně

**Výsledek**

Kc (efektivní)	2080 N/mm <sup>2</sup>	297 KPsi
Skutečný požadovaný výkon:	0.5 KW	0.67 HP
Odběr material:	13.94 cm <sup>3</sup> /min	0.85 in <sup>3</sup> /min
Max. ohybové síly vřetena:	1103.01 N	247.97 lb
Běžná tloušťka třísky	0.1266 mm	0.005 inch
Krouticí moment:	6.2 Nm	54.87 inch*lb

Časový diagram výkonu a řezných sil [Jdi]  
 Vektor. diagram ohybových sil vřetena a čas. průběh [Jdi]

Spočítat

Obr. 11: Internetová aplikace „Machining Power“ od výrobce řezných nástrojů ISCAR [61].

Walter Machining Calculator

Frezování | Rovinné frézování

Nelegovaná ocel  
 C ≤ 0,25 %, žihána  
 (HB 125, Rm 428 N/mm<sup>2</sup>)

Průměr: 160.00 mm  
 Řezná rychlost: 100 m/min  
 otáčky, RPM: 199

Počet zubů: 1  
 hloubka řezu: 3.00 mm  
 šířka řezu: 100.00 mm  
 Úhel náběhu: 45°  
 Posuv na zub: 0.30 mm

Z: 1  
 ap | mm: 3.00  
 ae | mm: 100.00  
 κ | °: 45  
 fz | mm: 0.30

posuv na otáčku: 0.30  
 lineární posuv: 60  
 Délka řezu: 0  
 Přesazení: 0.00  
 úhel čela: 0

fn | mm/rev: 0.30  
 vf | mm/min: 60  
 lm | mm: 0  
 U | mm: 0  
 γ | °: 0

Účinnost: 90  
 Stupeň opotřebení: 0  
 Vypočtové vzorce:  $f_x$

η | %: 90

**Výsledek:**

- Síla třísky: 0.15 hm | mm
- objem materiálu za jednotku času: 18.00 cm<sup>3</sup>/min
- Doba obrábění: 0.00 sec.
- Krouticí moment: 35.94 Mc | Nm
- Potřebný výkon: 0.75 Pmot | KW

Obr. 12: Desktopová aplikace „Walter Machining Calculator“ od výrobce řezných nástrojů Walter [62].

### Zhodnocení metodiky

Velkou výhodou přístupu založeného na výpočtu řezné síly přes součin měrné řezné síly a plochy odřezávané vrstvy, kde měrná řezná síla je v základním tvaru mocninnou funkcí tloušťky odřezávané vrstvy, je rychlost a univerzálnost výpočtu, jelikož je metodika aplikovatelná pro soustružení, frézování, vrtání, vyvrtávání, poněvadž stačí vypočítat tloušťku a šířku odřezávané vrstvy pro konkrétní nástroj, strategii a řezné podmínky. Tato metodika je v praxi velmi užívaná už vzhledem k již existujícím databázím materiálových konstant pro různé materiály obrobku, které mají přední světoví výrobci řezných nástrojů ve svých katalozích, stejně jako je možné nalézt tyto konstanty v odborných publikacích. Většinou se však udávají materiálové konstanty pouze pro výpočet řezné síly.

Přesnost výpočtu je závislá v první řadě na přesnosti určení materiálových konstant. V katalozích výrobců řezných nástrojů bývají uváděny materiálové konstanty vždy pro určitou skupinu materiálů, nikoliv pro konkrétní materiál. Použijeme-li tedy materiálové konstanty z katalogů výrobců nástrojů pro konkrétní námi preferovaný materiál, lze očekávat velkou chybu způsobenou nepřesnými hodnotami materiálových konstant. Navíc, ve většině případů jsou však materiálové konstanty uvedeny bez specifikace řezných podmínek a řezného nástroje (především ty z katalogů výrobců nástrojů).

Další nepřesnost může být způsobena tím, že použijeme-li pro výpočet rovnice měrné řezné síly, kde je závislost pouze na tloušťce odřezávané vrstvy, lze očekávat velkou nepřesnost s reálnými hodnotami. Měrná řezná síla je totiž závislá na řadě parametrů a použití pouze základního vztahu, tedy pouze závislosti na tloušťce odřezávané vrstvy, předurčuje tuto metodiku k velké nepřesnosti.

Ve vztahu pro výpočet řezné síly figuruje tloušťka a šířka odřezávané vrstvy. Pokud použijeme pro výpočet středních či aktuálních hodnot řezné síly vztah, který neuvažuje poloměr špičky, tak rovněž můžeme očekávat určitou nepřesnost.

#### 2.3.4.4 Polynomiální model sil

Jelikož byl uveden lineární i mocninný model, uvádím pro úplnost i polynomiální model. Výpočet řezné síly je založen na základě polynomiálního modelu s vybraným stupněm polynomu, nejméně však druhým (kdyby byl stupeň polynomu 1, byl by to lineární model). Obecný tvar pro výpočet řezné síly ( $F_c$ ) je pro  $m$ -tý stupeň polynomu dán na základě vztahu (17).

$$F_c = (a_m \cdot h_D^m + a_{m-1} \cdot h_D^{m-1} + \dots + a_1 \cdot h_D + a_0) \cdot b_D \quad (17)$$

Materiálové konstanty  $a_m$ ,  $a_{m-1}$ ,  $a_1$ ,  $a_0$  jsou reálné koeficienty polynomu pro výpočet řezné síly. Tyto konstanty jsou odečteny z grafu závislosti specifické řezné síly na 1 mm šířky odřezávaného materiálu ( $F_{c_{1b}}$ ) na tloušťce odřezávané vrstvy ( $h_D$ ), viz Obr. 13.



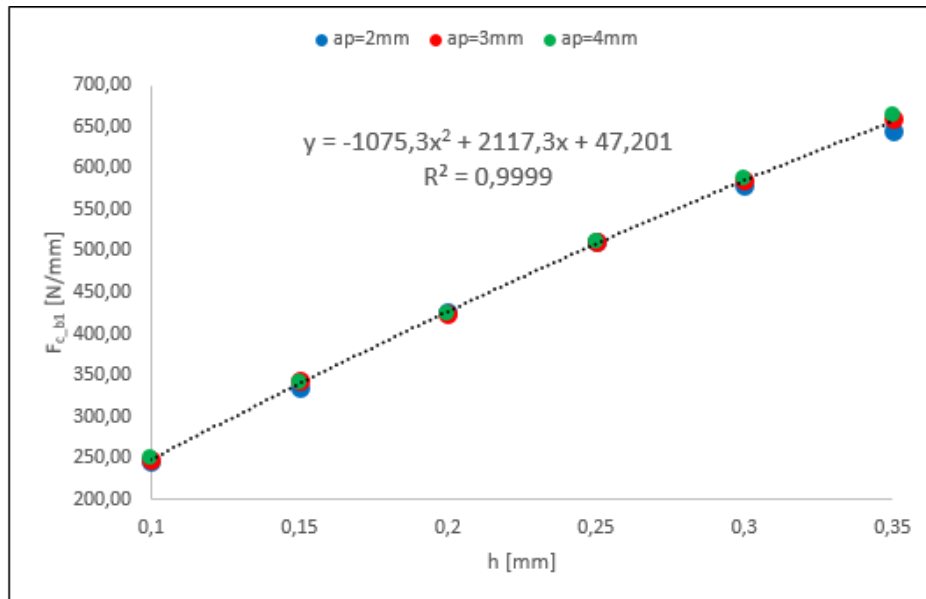
Přepsáním předchozí rovnice do tvaru součinu měrné řezné síly a plochy odřezávaného materiálu dostáváme vztah (18).

$$F_c = (a_m \cdot h_D^{m-1} + a_{m-1} \cdot h_D^{m-2} + \dots + a_1 + a_0 \cdot h_D^{-1}) \cdot h_D \cdot b_D \quad (18)$$

Z předchozích rovnic vyplývá vztah (19) pro výpočet měrné řezné síly.

$$k_c = a_m \cdot h_D^{m-1} + a_{m-1} \cdot h_D^{m-2} + \dots + a_1 + a_0 \cdot h_D^{-1} \quad (19)$$

Měrná řezná síla je však v tomto případě také pouze funkcí tloušťky odřezávané vrstvy.



Obr. 13: Příklad závislosti řezné síly na 1 mm šířky odřezávaného materiálu na tloušťce odřezávaného materiálu vyjádřená pomocí polynomiálního modelu se stupněm polynomu 2 zjištěná při ortogonálním soustružení oceli DIN C45 o tvrdosti 175HB při řezné rychlosti 135 m/min.

Na základě Obr. 13 se řezná síla u soustružení při použití oceli DIN C45 o tvrdosti 175 HB vypočítá dle vztahu (20) a měrná řezná síla dle vztahu (21).

$$F_c = (-1075 \cdot h_D^2 + 2117 \cdot h_D + 47) \cdot b_D \quad (20)$$

$$k_c = -1075 \cdot h_D + 2117 + 47 \cdot h_D^{-1} \quad (21)$$

### Zhodnocení metodiky

Metodika založená na polynomiálním modelu má svou výhodu v celkem výstižném vystihnutí reálného průběhu experimentálních dat s celkem vysokým indexem determinace. Obvykle se volí stupeň polynomu takový, aby model vystihl reálný průběh co nejpřesněji. První velkou nevýhodou takového polynomiálního modelu je celkem nepřesná aplikace na řezné podmínky, které jsou mimo rozsah hodnot, které byly použity pro získání modelu. Jak je také vidět, měrná řezná síla je pouze závislostí tloušťky odřezávané vrstvy ( $h_D$ ). Tento model je tedy relativně přesný jen v rozsahu tlouštěk odřezávané vrstvy, které byly užity pro získání modelu a také pro řeznou rychlost, která byla nastavena pro měření. Pro jiné případy se polynomický model může chovat zcela

odlišně. Otázkou by také bylo, jak by se model choval u výpočtu středních a aktuálních hodnot řezných sil při frézování při aplikaci na jinou radiální šířku odřezávané vrstvy, než pro jakou byl model získán. Model není tedy, dle mého názoru, univerzální pro různé aplikace u frézování, a tak se s ním ani v publikacích nesetkáme.

### 2.3.5 Dílčí shrnutí

Pro možnost modelování a simulace řezného procesu existuje několik metodik a principů, které byly shrnuty v této části kapitoly. V první řadě je nutno si uvědomit, že obrábění je složitý proces, který je ovlivněn celou řadou faktorů a je nemožné u jakékoliv metodiky podchytit všechny faktory, které mají na obráběcí proces vliv. Lze říci, že všechny přístupy uvedené v této části jsou ve stávající podobě nevhodné pro potřebu rychlého, efektivního, přesného a univerzálního predikování parametrů řezného procesu při frézování frézovacími hlavami. Využitelné jsou v podstatě jen s velkými omezeními. Aby byla nově navrhovaná metodika predikce silových parametrů řezného procesu dokonalejší v některém z uvedených aspektů, je třeba implementovat do některé z metodik vlastní myšlenky a poznatky tak, aby byla zaručena dostatečná přesnost, univerzálnost, rychlost výpočtů a aplikovatelnost výsledků v praxi, a to s ohledem na co nejmenší podíl potřebných experimentů, jelikož není možné pro každý obráběný materiál provést experimenty se širokou škálou nástrojů s různou geometrií a širokým rozsahem řezných podmínek.

Nejvhodnější metodikou pro predikci silových parametrů řezného procesu při frézování se jeví metodika založená na výpočtu řezné síly pomocí součinu měrné řezné síly a plochy odřezávané vrstvy. Tato metodika je aplikovatelná pro technologie obrábění nástrojem s definovanou geometrií břitu, tedy pro frézování, soustružení, vrtání a vyvrtávání.

V praxi tuto metodiku používají ve svých softwarových aplikacích přední světoví výrobci řezných nástrojů, kdy většina z nich je volně dostupná. Tyto aplikace jsou založeny na matematických modelech, které jsou však velmi zjednodušeny, a tak je při predikci řezných sil při frézování dosahováno značně velkých chyb.

Pro predikci přesnějších hodnot silových parametrů při frézování je tedy nutné navrhnout sofistikovanější matematický model a tento pak ověřit řadou experimentů.

## 2.4 Predikce zatížení vřetene

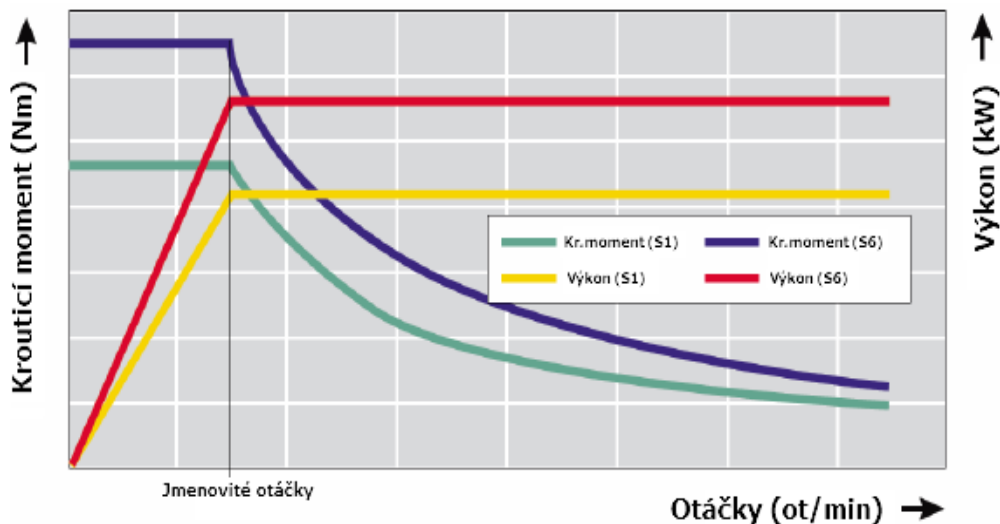
Cílem této kapitoly je popsat metodiku pro predikci zatížení vřetene u frézování. Tato problematika byla řešena jako jeden z úkolů v diplomové práci Ing. Pavla Kubečka [63], jehož jsem byl konzultantem a byla řešena jako dílčí část dlouholetého vývoje softwarové aplikace pro predikci silových parametrů (a dalších parametrů, jako například energetické náročnosti, parametrů produktivity atd.), kterou dlouhodobě vyvíjím pro různé

technologie obrábění a různé druhy nástrojů u jednotlivých technologií, viz reference [74 až 84]. Tato problematika byla navíc publikována v publikacích autora [73,85].

V návaznosti na mnou vytvářenou softwarovou aplikaci navrhl Ing. Pavel Kubeček ve své diplomové práci náhradní model skutečného řezného procesu, který je ekvivalentem z hlediska zatížení na základě normalizovaných druhů zatěžování a provedl výpočet (sestrojení) průběhů charakteristik vřetene stroje (momentové a výkonové) dle stupně zatížení vřetene s tím, že do vykreslených charakteristik jsou vyneseny tzv. efektivní hodnoty výkonu a krouticího momentu.

### 2.4.1 Motivace pro predikci zatížení vřetene

Pomocí výkonové a momentové charakteristiky vřeten se graficky znázorňují závislosti dovoleného krouticího momentu a výkonu na vřetenu na jeho otáčkách pro celý přípustný otáčkový rozsah vřetena.

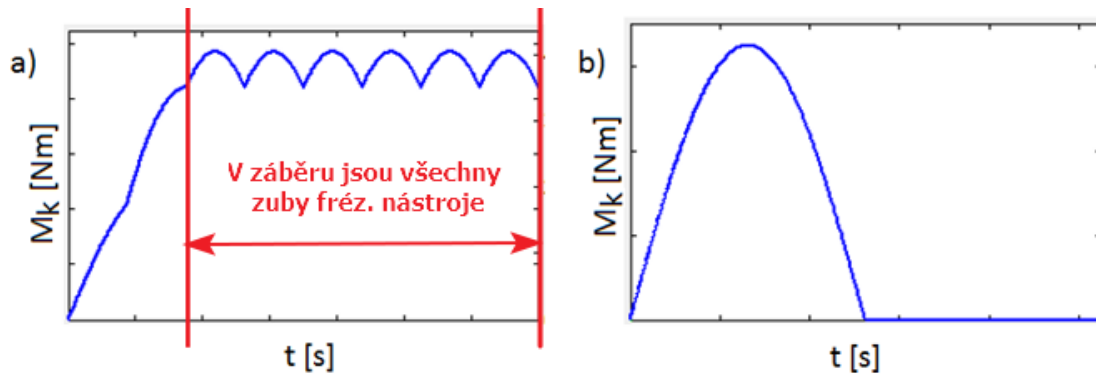


Obr. 14: Výkonová a momentová charakteristika vřetena [63].

Abychom mohli posoudit zatížení vřetene, potřebujeme do vykreslené momentové a výkonové charakteristiky vřetene stroje vykreslit i vypočtený krouticí moment (do momentové charakteristiky) a výkon (do výkonové charakteristiky).

Výrobci vřeten využívají k popisu možností maximálního zatěžování standardizované režimy zatížení dle normy ČSN EN 60034-1, viz reference [64]. Tato norma rozeznává celkem deset režimů zatížení. Pro posouzení zatížení vřetene obráběcího stroje od skutečného řezného procesu se zavádí jeho myšlené náhrada tak, že náhradní řezný proces bude z hlediska zatěžování ekvivalentní s procesem skutečným [66].

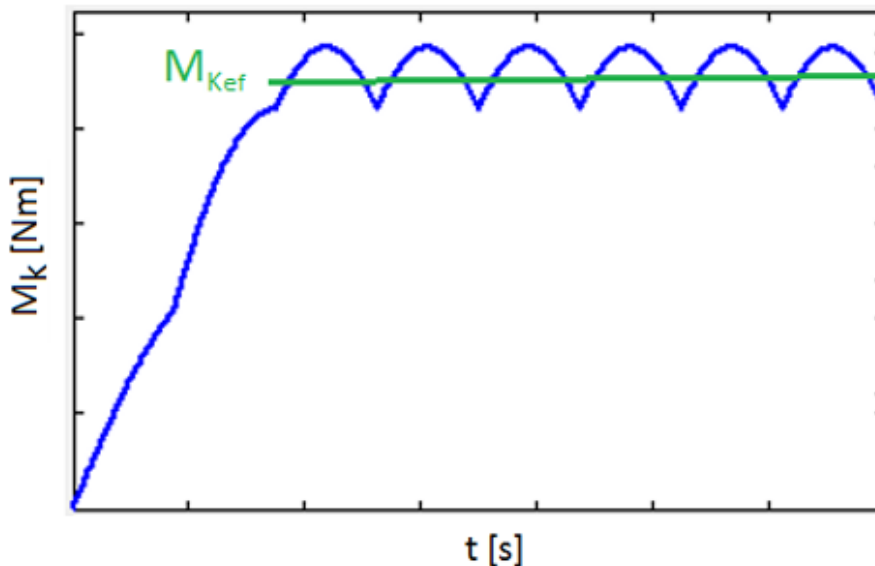
Z hlediska kontaktu nástroje s obrobkem u frézování rozlišujeme přerušovaný a nepřerušovaný řez. Pro názornost uvádím průběh krouticího momentu v čase jedné otáčky, kde je názorně vidět nepřerušovaný a přerušovaný řez při frézování, viz Obr. 15. Abychom mohli posoudit zatížení vřetene, musí se použít ekvivalentní náhradní režimy pro oba tyto případy frézování.



Obr. 15: Průběh krouticího momentu v čase jedné otáčky: a) nepřerušovaný řez, b) přerušovaný řez.

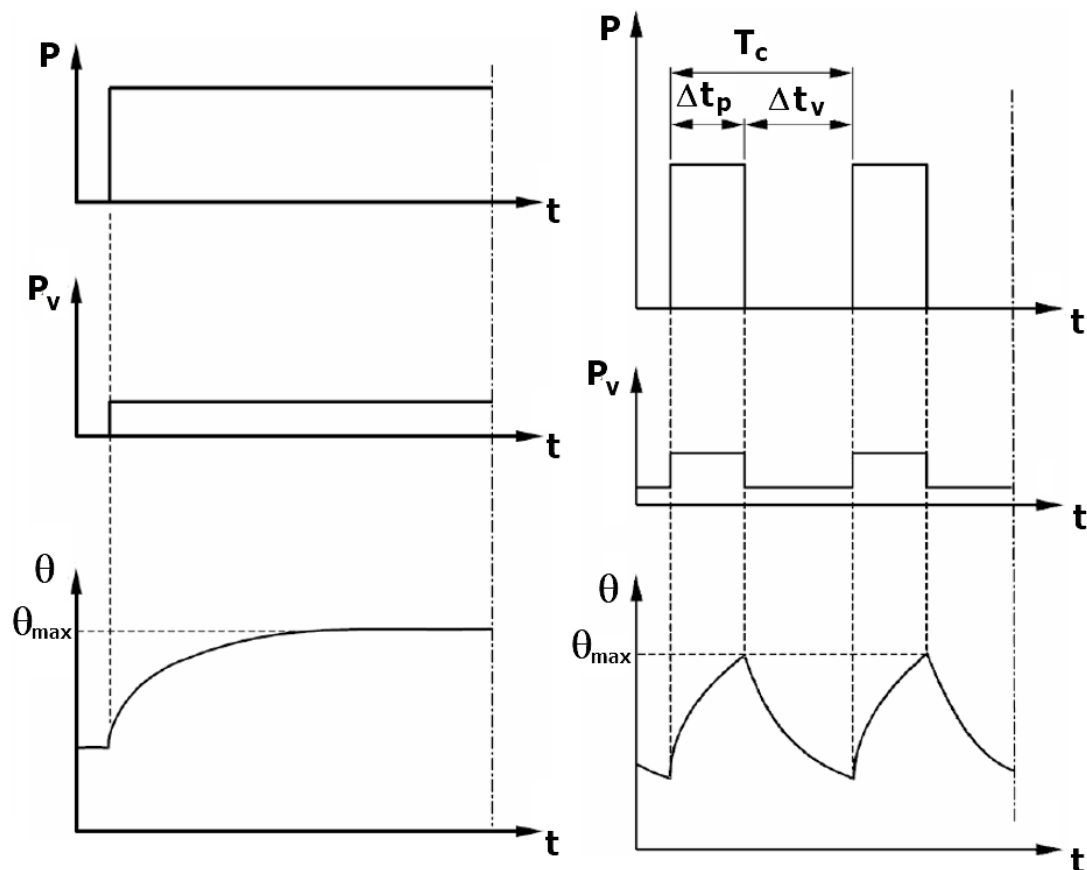
### 2.4.2 Nepřerušovaný řez a náhrada režimem S1

Jak je vidět na Obr. 16, nástroj postupně najíždí do záběru, krouticí moment narůstá z nulové hodnoty až po dosažení plného záběru. V závislosti na konkrétních záběrových poměrech nastane jeho kolísání mezi maximální a minimální hodnotou, přičemž k nulové hodnotě neklesne.



Obr. 16: Průběh krouticího momentu v čase jedné otáčky pro nepřerušovaný řez s vykreslenou hodnotou efektivního krouticího momentu.

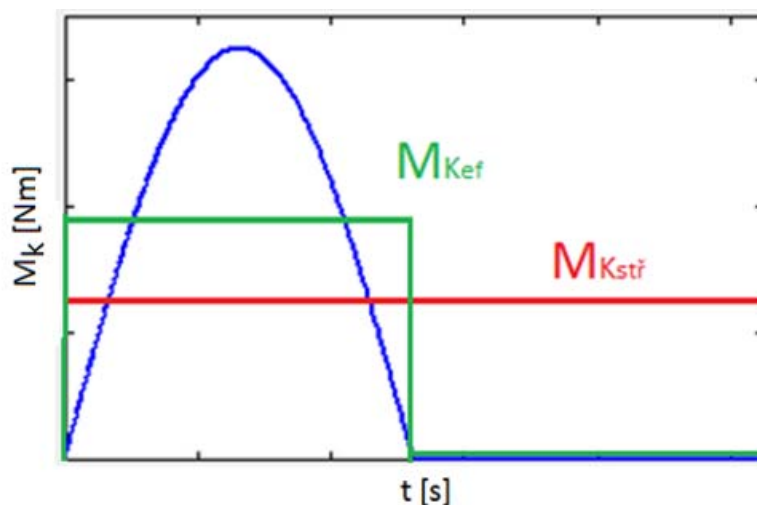
V tomto případě se tedy jedná o trvalé zatížení od řezného procesu s periodicky proměnnou velikostí. Popis zatížení při nepřerušovaném řezu s proměnnou hodnotou krouticího momentu (modrá křivka) přechází do podoby trvalého zatížení s konstantní hodnotou krouticího momentu (zelená čára). Této hodnotě krouticího momentu (a výkonu) se říká efektivní hodnota a je v tomto případě stejná jako střední hodnota krouticího momentu (a výkonu) vypočtená na základě střední hodnoty řezné síly za otáčku. Popsané trvalé zatížení s konstantní hodnotou krouticího momentu (a výkonu) odpovídá dle ČSN EN 60034-1 režimu S1, viz Obr. 17 vlevo.



Obr. 17: Režim S1 (vlevo), Režim S6 (vpravo), kde:  
 $P$  – zatížení,  $P_v$  – elektrické ztráty,  $\theta$  – teplota,  $\theta_{max}$  – maximální dosažená teplota,  $t$  – čas,  $T_c$  – doba jednoho cyklu zatížení,  $\Delta t_p$  – doba chodu s konstantním zatížením,  $\Delta t_v$  – doba chodu bez zatížení [64].

### 2.4.3 Přerušovaný řez a náhrada režimem S6

Časový průběh krouticího momentu pro případ frézování s přerušovaným řezem (případ, kdy je nástroj osazen 1 VBD a kdy je frézování do plného materiálu, tedy  $a_e=D$ ) probíhá způsobem, že je nástroj nejprve v záběru (nabývá tedy nenulových hodnot) a poté, když je nástroj mimo záběr, je velikost krouticího momentu nulová, viz Obr. 18.



Obr. 18: Průběh krouticího momentu v čase jedné otáčky pro přerušovaný řez s vykreslenou hodnotou efektivního a středního krouticího momentu.

Popis zatížení při přerušovaném řezu přechází do podoby přerušovaného zatížení s konstantní hodnotou krouticího momentu v době záběru a nulovou hodnotou krouticího momentu mimo záběr, přičemž tyto fáze se periodicky střídají. Této hodnotě krouticího momentu (a výkonu) se říká efektivní hodnota a je v tomto případě stejná jako střední hodnota krouticího momentu (a výkonu) vypočtená na základě střední hodnoty řezné síly za záběr, nikoliv za otáčku jako v případě trvalého zatížení. Popsané přerušované zatížení odpovídá dle ČSN EN 60034-1 režimu S6, viz Obr. 17 vpravo.

#### 2.4.4 Podmínka pro rozeznání režimů S1 a S6

Abychom mohli posoudit zatížení vřetene u frézování u nepřerušovaného a přerušovaného řezu, musí se použít ekvivalentní náhradní režimy, a sice S1 a S6. Otázkou však je, jakým způsobem rozeznat o jaký režim se jedná. Jednou z charakteristik pro režim S6 je tzv. zatěžovatel, který je dán poměrem doby zatížení ( $\Delta t_p$ ) k celkové době trvání cyklu ( $T_C$ ), viz Obr. 17 vpravo. Při konstantních otáčkách můžeme nahradit časové úseky ve vztahu pro zatěžovatel odpovídajícími úhly, a sice úhlem záběru ( $\varphi_{záb}$ ) a úhlem mezi břity nástroje ( $\varphi_z$ ), viz vztah (22), čímž můžeme určit velikost zatěžovatele přímo z geometrie řezání.

$$zat = \frac{\Delta t_p}{T_C} = \frac{\varphi_{záb}}{\varphi_z} \quad (22)$$

Bude-li v konkrétním případě úhel mezi břity nástroje ( $\varphi_z$ ) větší než úhel záběru ( $\varphi_{záb}$ ), bude zatěžovatel menší než 1 a bude se jednat o režim S6, neboť mezi záběry jednotlivých břitů nástroje vznikne časový úsek, kdy není žádný z břitů nástroje v záběru. V případě, kdy není splněna tato podmínka, bude zatěžovatel roven nebo větší než 1, jedná se o 100 % zatížení vřetene a jedná se tedy o nepřerušovaný řez s výše popsanou náhradou režimu S1 [67].

#### 2.4.5 Dílčí závěr

Cílem této kapitoly bylo popsat metodiku pro predikci zatížení vřetene. Pro možnost posouzení zatížení vřetene stroje potřebujeme do vykreslené momentové a výkonové charakteristiky vřetene stroje vykreslit vypočtené efektivní hodnoty krouticího momentu a výkonu. Nejprve je nutné si uvědomit, že z hlediska kontaktu nástroje s obrobkem rozlišujeme u frézování přerušovaný a nepřerušovaný řez. Tyto typy řezů je potřeba nahradit režimy zatížení vřetene, které využívají výrobci vřeten k popisu možností maximálního zatěžování vřetene, a které jsou standardizované dle ČSN EN 60034-1.

U nepřerušovaného řezu nástroj postupně najíždí do záběru, krouticí moment, potažmo výkon, narůstá z nulové hodnoty až k dosažení plného záběru, přičemž pak kolísá mezi minimální a maximální hodnotou. V tomto případě se jedná o trvalé zatížení s periodicky proměnnou velikostí, které přechází do podoby trvalého zatížení s konstantní hodnotou krouticího momentu a výkonu. Toto zatížení odpovídá režimu zatížení vřetene S1.

Efektivní hodnota krouticího momentu a výkonu je v tomto případě stejná jako střední hodnota krouticího momentu a výkonu za otáčku.

U přerušovaného řezu je nástroj v záběru, a když je mimo záběr, tak je velikost krouticího momentu a výkonu nulová. V tomto případě se jedná o přerušované zatížení s konstantní hodnotou krouticího momentu v době záběru. Toto zatížení odpovídá režimu zatížení vřetene S6. Efektivní hodnota krouticího momentu se určuje pouze pro oblast, kdy je nástroj v záběru. V tomto případě tedy není efektivní hodnota krouticího momentu stejná jako střední hodnota řezné síly za otáčku, jako v případě trvalého zatížení, ale je stejná jako střední hodnota řezné síly na 1 zub v záběru.

## 2.5 Plánování experimentů

Pro získání matematického modelu řezné síly, nebo některého z jiných silových parametrů, založeného na některé z metodik uvedených v předchozí kapitole a jeho následné ověření, které je důležité pro zjištění shody navrženého modelu s experimentálními hodnotami, je potřeba provést řadu správně navržených, vyhodnocených a tedy věrohodných experimentů. Takové experimenty pro daný účel (získání matematického modelu či ověření získaného modelu) je nutné vždy vhodně navrhnout, a poté vyhodnotit. První možností je navrhnout experimenty „laicky“, což vede k následně uvedeným skutečnostem, a druhý přístup je experimenty navrhnout na základě některé z metodik návrhu experimentů DOE.

### 2.5.1 Laicky provedený návrh experimentů

Dle referencí [65, 66] může laické navržení experimentů pro sestavení matematického modelu bez znalosti metodik DOE vézt k těmto skutečnostem:

- Špatný výběr faktorů:
  - zanedbáme některé faktory, které jsou statisticky významné, čímž pak dojde k získání modelu, na základě jehož se mohou vypočtené hodnoty významně lišit od skutečných,
  - uvažujeme faktory, které jsou statisticky nevýznamné, což při experimentech s mnoha faktory může vézt k velmi rozsáhlým experimentům a získání zbytečně velmi složitého matematického modelu.
- Změna pouze jednoho faktoru při dalších faktorech, které jsou konstantní:
  - dříve často používaná metodika,
  - jedná se o tzv. jednofaktorový plán, který vede ke zbytečně vysokému počtu experimentů a získaný matematický model v některých případech nedává ani správnou vypovídající hodnotu – zvláště u případů, kdy jsou statisticky významné i některé interakce jednotlivých faktorů.

## 2.5.2 Souhrn metodik návrhu experimentů

Dle reference [66] existuje celá řada metodik pro návrh experimentů:

1. Jednofaktorový plán:
  - provádí se změna pouze jednoho faktoru, když jsou ostatní faktory konstantní.
2. Úplný faktoriální návrh experimentů:
  - každý faktor je se všemi ostatními faktory,
  - mohou se identifikovat faktory, které mají významný vliv na odezvu i interakce jednotlivých faktorů,
  - počet úrovní faktorů se volí na základě předpokládaného chování modelu:
    - u dvouúrovňového návrhu lze získat pouze lineární závislost a celkový počet experimentů je  $2^k$ , kde  $k$  je celkový počet faktorů,
    - pokud víme, že jistě nepůjde o lineární závislost, volí se tříúrovňový faktoriální návrh ( $3^k$  experimentů), popřípadě víceúrovňový, avšak při více faktorech vzniká značně rozsáhlý počet navržených experimentů, kdy například pro 3 faktory na 5ti úrovních je to  $5^3=125$  experimentů.
3. Taguchiho ortogonální návrh experimentů:
  - často používaná metodika u navrhování experimentů,
  - mohou se identifikovat faktory, které mají významný vliv na odezvu, avšak ne interakce jednotlivých faktorů,
  - používá se k odhadu hlavních efektů s použitím několika kombinací úrovní faktorů.
4. Centrální kompozitní plán experimentů:
  - mohou se identifikovat faktory, které mají významný vliv na odezvu i interakce jednotlivých faktorů,
  - plán vhodný k minimalizaci experimentů, zvláště pro víceúrovňové plány, kdy například pro 3 faktory na 5ti úrovních s 1 středovým bodem je pouze 15 experimentů naproti úplnému faktoriálnímu plánu, kdy je 125 experimentů.

Pro možnost návrhu a následnému vyhodnocení experimentů existuje řada softwarů. Mezi nejznámější a nejpoužívanější softwary patří Minitab, Design of Experiments, Statistica.



### 3 Cíle disertační práce

Hlavním cílem disertační práce je vytvoření a ověření matematického modelu pro predikci silových parametrů a zatížení vřetene obráběcího stroje při frézování frézovacími hlavami a tvorba softwarové aplikace na základě navrženého modelu, která pomůže technologům v praxi správně volit vhodné typy nástrojů, operací, strojů a rychle stanovovat hlavní parametry řezného procesu, a která bude oproti již existujícím softwarovým produktům přesnější a univerzálnější.

Ke splnění hlavního cíle disertační práce je potřeba specifikovat dílčí cíle práce, mezi které patří:

#### 1. Vlastní návrh matematického modelu pro predikci silových parametrů při frézování frézovacími hlavami

Vytvoření matematického modelu pro predikci silových parametrů pro různé strategie frézování frézovacími hlavami (do plného materiálu, čelní symetrické a nesymetrické, boční) aplikovatelný pro různé řezné podmínky a nástroje s různou geometrií, tj. VBD kruhového a nekruhového tvaru (čtvercové, trojúhelníkové), uvažování poloměru špičky u VBD nekruhového tvaru, uvažování úhlu nastavení.

#### 2. Získání materiálových konstant pro navržený matematický model

Návrh metodiky pro získání materiálových konstant nezbytných pro navržený matematický model. Na základě navržené metodiky získat pomocí experimentálních měření materiálové konstanty pro tři vybrané materiály.

#### 3. Ověření navrženého matematického modelu

Ověřit navržený matematický model řezné síly na 1 zub frézovacího nástroje, a to porovnáním vypočtených a experimentálních hodnot řezných sil.

#### 4. Zobecnění navrženého matematického modelu a jeho ověření

Zobecnit navržený matematický model řezné síly tak, aby byl aplikovatelný pro nástroje s různou geometrií (nástroje s různou hodnotou nástrojového ortogonálního úhlu čela). Následně ověřit zobecněný model řezné síly za otáčku pro různý počet zubů v záběru (1 zub a plně osazený nástroj), a to pomocí experimentálních měření.

#### 5. Zpřesnění navrženého matematického modelu o vliv opotřebení

Pro vybraný materiál zpřesnit navržený matematický model řezné síly o vliv opotřebení břitu řezné hrany.

#### 6. Vytvoření softwarové aplikace pro predikci silových parametrů při frézování

Vytvořit softwarovou aplikaci, která bude pomocí implementovaného matematického modelu predikovat silové parametry a zatížení vřetene při frézování.

## 4 Vlastní návrh matematického modelu

### 4.1 Motivace pro vlastní návrh matematického modelu

Jak bylo uvedeno v dílčím shrnutí řešební části práce, která se zabývala metodikami a principy modelování řezného procesu, jenž byly rovněž popsány a diskutovány v publikaci autora [71], všechny přístupy pro modelování silových parametrů řezného procesu jsou ve stávající podobě nevhodné pro potřebu rychlého, efektivního, přesného a univerzálního predikování parametrů řezného procesu při frézování frézovacími hlavami. Pro zaručení dostatečné přesnosti, univerzálnosti, rychlosti výpočtů a využitelnosti v praxi je třeba navrhnout novou metodiku nebo zpřesnit některou ze stávajících metodik, a to s ohledem na aplikovatelnost modelu pro nástroje s různou geometrií a tvarem vyměnitelné břitové destičky, pro různé strategie frézování a různé řezné podmínky.

Jako nejlépe vhodná metodika pro predikci silových parametrů řezného procesu při frézování frézovacími hlavami se jeví metodika založená na výpočtu řezné síly přes součin měrné řezné síly a plochy odřezávané vrstvy, kde měrná řezná síla je vyjádřena na základě Kienzleho vztahu. Rozhodl jsem se pracovat s touto metodikou, kterou, oproti modelům uvedených v referencích, zpřesním.

### 4.2 Základní princip navrženého modelu

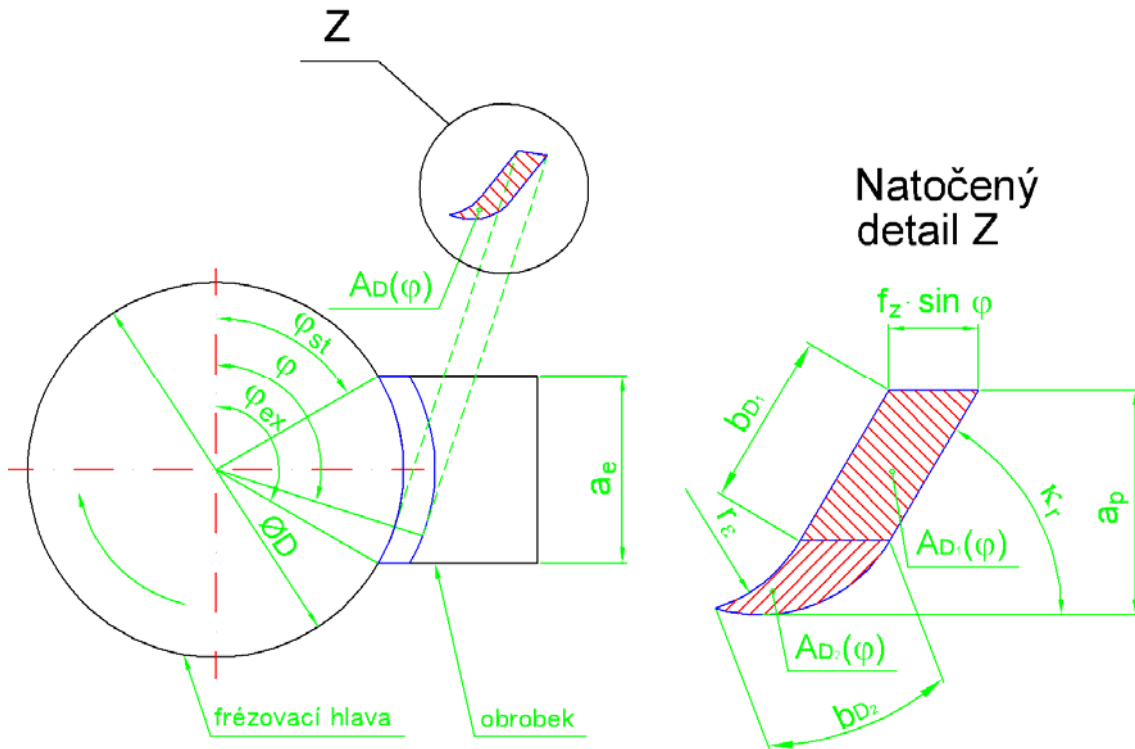
Základní princip navrhovaného matematického modelu je výpočet řezné síly ( $F_c$ ) přes součin měrné řezné síly ( $k_c$ ) a plochy odřezávané vrstvy ( $A_D$ ), kde měrná řezná síla je v základním tvaru funkcí tloušťky odřezávané vrstvy ( $h_D$ ) a plocha odřezávané vrstvy ( $A_D$ ) je součin tloušťky a šířky odřezávané vrstvy, viz vztah (23).

$$\left. \begin{array}{l} k_c = k_{c1.1} \cdot h_D^{-m_c} \\ A_D = h_D \cdot b_D \end{array} \right\} F_c = k_c \cdot A_D = k_{c1.1} \cdot h_D^{1-m_c} \cdot b_D \quad (23)$$

Tento model se může zpřesnit přesnějším výpočtem měrné řezné síly a plochy odřezávané vrstvy. Zpřesnění měrné řezné síly počítaného v základním tvaru přes tloušťku odřezávané vrstvy bude spočívat ve zpřesnění výpočtu uvažováním vlivu řezné rychlosti a ve zpřesnění výpočtu samotné tloušťky odřezávané vrstvy, kde se ve většině případů uvažuje jen rovná řezná hrana a zanedbává se působení zaoblené části řezné hrany. Při malých axiálních hloubkách řezu však obrábí převážně nebo jen pouze zaoblená řezná hrana, a tak zde dochází k velké nepřesnosti. Zpřesnění plochy odřezávané vrstvy bude spočívat ve zpřesnění výpočtu tloušťky odřezávané vrstvy ( $h_D$ ), stejně jako v případě zpřesnění měrné řezné síly a ve zpřesnění šířky odřezávané vrstvy ( $b_D$ ), a to uvažováním rovné i zaoblené části břitu řezného nástroje.

Odvozený matematický model bude aplikovatelný pro VBD kruhového i nekruhového tvaru (obdélníkového, čtvercového, trojúhelníkového tvaru).

Pro odvození následujícího matematického modelu budu vycházet z Obr. 19, kde je v detailu znázorněna aktuální plocha odřezávané vrstvy.



Obr. 19: Aktuální plocha odřezávané vrstvy.

## 4.3 Výpočet šířky a aktuální tloušťky odřezávané vrstvy

### 4.3.1 Základní princip výpočtu

Pro výpočet aktuální a střední hodnoty řezné síly je nutné nejprve odvodit vztah pro výpočet šířky a aktuální tloušťky odřezávané vrstvy s vlivem působení zaoblené i rovné části břitu řezné hrany. Princip výpočtu aktuální tloušťky odřezávané vrstvy vychází z podílu aktuální plochy odřezávané vrstvy a šířky odřezávané vrstvy, viz vztah (24).

$$h_D(\varphi) = \frac{A_D(\varphi)}{b_D} \quad (24)$$

Prvním krokem je tedy spočítat aktuální plochu odřezávané vrstvy. Pro tyto účely byla aktuální plocha odřezávané vrstvy rozdělena na 2 oblasti, a sice na oblast, kde působí rovná část břitu řezné hrany  $A_{D_1}(\varphi)$  a oblast, kde působí zaoblená část břitu řezné hrany  $A_{D_2}(\varphi)$ , viz Obr. 19. Aktuální plocha odřezávané vrstvy je tedy počítána na základě součtu aktuální plochy odřezávané vrstvy rovné a zaoblené části břitu řezné hrany, viz vztah (25).

$$A_D(\varphi) = A_{D_1}(\varphi) + A_{D_2}(\varphi) \quad (25)$$

Šířka odřezávané vrstvy ( $b_D$ ) se vypočítá součtem šířky rovné ( $b_{D_1}$ ) a zaoblené části břitu řezné hrany ( $b_{D_2}$ ), viz vztah (26).

$$b_D = b_{D_1} + b_{D_2} \quad (26)$$

#### 4.3.2 Rovná část břitu řezné hrany

U VBD nekruhového tvaru může být axiální hloubka řezu ( $a_p$ ) nastavena tak, že se obrábí buď pouze zaoblenou částí břitu řezné hrany nebo zaoblenou i rovnou částí břitu řezné hrany. Když je splněna podmínka  $a_p \leq r_\varepsilon \cdot (1 - \cos \kappa_r)$ , tak se u VBD nekruhového tvaru obrábí pouze zaoblenou částí břitu řezné hrany, respektive obrábí jen část břitu řezné hrany, kde je poloměr špičky. V tomto případě jsou hodnoty aktuální plochy odřezávané vrstvy, šířky odřezávané vrstvy a aktuální tloušťky odřezávané vrstvy rovné části břitu řezné hrany rovny hodnotě 0. Když tato podmínka není splněna, tak je obráběno jak zaoblenou, tak i rovnou částí břitu řezné hrany a pro tento případ jsou pro výpočet výše uvedených veličin platné níže uvedené vztahy. Plocha odřezávané vrstvy rovné části břitu řezné hrany pro aktuální úhel záběru se vypočítá na základě vztahu (27).

$$A_{D_1}(\varphi) = h_{D_1}(\varphi) \cdot b_{D_1} \quad (27)$$

Aktuální hodnota tloušťky odřezávané vrstvy rovné části břitu řezné hrany se vypočítá za výše uvedené podmínky na základě vztahu (28).

$$h_{D_1}(\varphi) = f_z \cdot \sin \varphi \cdot \sin \kappa_r \quad (28)$$

Šířka odřezávané vrstvy rovné části břitu řezné hrany ( $b_{D_1}$ ) se vypočítá, na základě Obr. 19 a za výše uvedené podmínky, dle vztahu (29).

$$b_{D_1} = \frac{a_p - r_\varepsilon \cdot (1 - \cos \kappa_r)}{\sin \kappa_r} \quad (29)$$

Po dosazení vztahu (28) a (29) do vztahu (27) dostaneme vztah pro aktuální plochu odřezávané vrstvy rovné části břitu řezné hrany, viz vztah (30).

$$A_{D_1}(\varphi) = f_z \cdot \sin \varphi \cdot [a_p - r_\varepsilon \cdot (1 - \cos \kappa_r)] \quad (30)$$

#### 4.3.3 Zaoblená část břitu řezné hrany

Níže uvedené vztahy jsou platné pro VBD kruhového i nekruhového tvaru. Pokud bude VBD kruhového tvaru, bude model pracovat s poloměrem  $R$ , který je roven polovině průměru VBD ( $D_d/2$ ). Pokud bude VBD nekruhového tvaru, bude model pracovat s poloměrem  $R$ , který je roven poloměru špičky ( $r_\varepsilon$ ), viz vztah (31).

$$R = \begin{cases} \frac{D_d}{2}, & \text{VBD kruhového tvaru} \\ r_\varepsilon, & \text{VBD nekruhového tvaru} \end{cases} \quad (31)$$

Nejprve je nutné začít s odvozením vztahu pro výpočet aktuální plochy odřezávané vrstvy zaoblené části břitu řezné hrany. V tomto případě se mění aktuální tloušťka odřezávané vrstvy nejenom s aktuálním úhlem záběru ( $\varphi$ ), ale také s aktuálním úhlem působení zaoblené části břitu řezné hrany ( $\theta$ ). Proto je zde nutné počítat s elementem plochy odřezávané vrstvy zaoblené části břitu řezné hrany ( $dA_2$ ). Ten se vypočítá na základě součinu aktuální tloušťky odřezávané vrstvy zaoblené části břitu řezné hrany  $h_{D_2}(\varphi, \theta)$  a elementu šířky odřezávané vrstvy zaoblené části břitu  $db_{D_2}$ , viz vztah (32).

$$dA_2(\varphi, \theta) = h_{D_2}(\varphi, \theta) \cdot db_{D_2} \quad (32)$$

Aktuální tloušťka odřezávané vrstvy zaoblené části břitu řezné hrany se vypočítá na základě vztahu (33).

$$h_{D_2}(\varphi, \theta) = f_z \cdot \sin \varphi \cdot \sin \theta \quad (33)$$

Element šířky plochy odřezávané vrstvy zaoblené části břitu řezné hrany se vypočítá na základě vztahu (34).

$$db_2 = R \cdot d\theta \quad (34)$$

Po dosazení vztahů (33) a (34) do vztahu (32) dostáváme vztah pro výpočet elementu plochy odřezávané vrstvy zaoblené části břitu řezné hrany, viz vztah (35).

$$dA_2(\varphi, \theta) = f_z \cdot \sin \varphi \cdot R \cdot \sin \theta \, d\theta \quad (35)$$

Po integraci elementu plochy odřezávané vrstvy zaoblené části břitu řezné hrany v mezích počátečního ( $\theta_{st}$ ) a koncového ( $\theta_{ex}$ ) úhlu působení zaoblené části břitu řezné hrany, dostáváme vztah pro výpočet aktuální plochy odřezávané vrstvy zaoblené části břitu řezné hrany, viz vztah (36).

$$A_{D_2}(\varphi) = f_z \cdot \sin \varphi \cdot R \int_{\theta_{st}}^{\theta_{ex}} \sin \theta \, d\theta = f_z \cdot \sin \varphi \cdot R \cdot (\cos \theta_{st} - \cos \theta_{ex}) \quad (36)$$

Šířka odřezávané vrstvy zaoblené části břitu řezné hrany ( $b_{D_2}$ ) se vypočítá jako délka oblouku zaoblené části břitu, a to přes součin poloměru  $R$  a integraci elementu úhlu zaoblené části břitu řezné hrany ( $d\theta$ ) v mezích počátečního ( $\theta_{st}$ ) a koncového ( $\theta_{ex}$ ) úhlu působení zaoblené části břitu řezné hrany, viz vztah (37).

$$b_{D_2} = R \cdot \int_{\theta_{st}}^{\theta_{ex}} d\theta = R \cdot (\theta_{ex} - \theta_{st}) \quad (37)$$

Počáteční úhel působení zaoblené části břitu řezné hrany ( $\theta_{st}$ ) se vypočítá na základě vztahu (38).

$$\theta_{st} = -\arcsin\left(\frac{f_z}{2 \cdot R}\right) \quad (38)$$

Koncový úhel působení zaoblené části břitu řezné hrany ( $\theta_{ex}$ ) se vypočítá podle toho, zda se obrábí pouze zaoblenou nebo zaoblenou i rovnou částí břitu řezné hrany. Výpočet pro tento úhel je daný vztahem (39) společně s podmínkami, za kterých výpočet platí.

$$\theta_{ex} = \begin{cases} \kappa_r \cdot \frac{\pi}{180}, & a_p > R \cdot (1 - \cos \kappa_r) \\ \arccos\left(\frac{R - a_p}{R}\right), & a_p \leq R \cdot (1 - \cos \kappa_r) \end{cases} \quad (39)$$

#### 4.3.4 Výsledné vztahy pro výpočet aktuální tloušťky odřezávané vrstvy

Po odvození vztahů pro výpočet aktuální plochy a šířky odřezávané vrstvy zaoblené a rovné části břitu řezné hrany můžeme následně získat vztahy pro výpočet celkové aktuální plochy a šířky odřezávané vrstvy, pomocí kterých můžeme vyjádřit výsledné vztahy pro výpočet aktuální tloušťky odřezávané vrstvy.

Pokud se jedná o vyměnitelnou břitovou destičku nekruhového tvaru a je splněna podmínka  $a_p \leq r_\varepsilon \cdot (1 - \cos \kappa_r)$ , obrábí se pouze zaoblenou částí břitu řezné hrany. V tomto případě je výpočet aktuální tloušťky odřezávané vrstvy s dosazením aktuální plochy odřezávané vrstvy a šířky odřezávané vrstvy dán vztahy (40). Tyto vztahy rovněž platí pro VBD kruhového tvaru.

$$\begin{aligned} A_D(\varphi) &= f_z \cdot \sin \varphi \cdot R \cdot (\cos \theta_{st} - \cos \theta_{ex}) && \text{VBD kruhového tvaru:} \\ b_D &= R \cdot (\theta_{ex} - \theta_{st}) && R = \frac{D_d}{2} \\ h_D(\varphi) &= \frac{f_z \cdot \sin \varphi \cdot R \cdot (\cos \theta_{st} - \cos \theta_{ex})}{R \cdot (\theta_{ex} - \theta_{st})} && \text{VBD nekruhového tvaru:} \\ &&& R = r_\varepsilon \end{aligned} \quad (40)$$

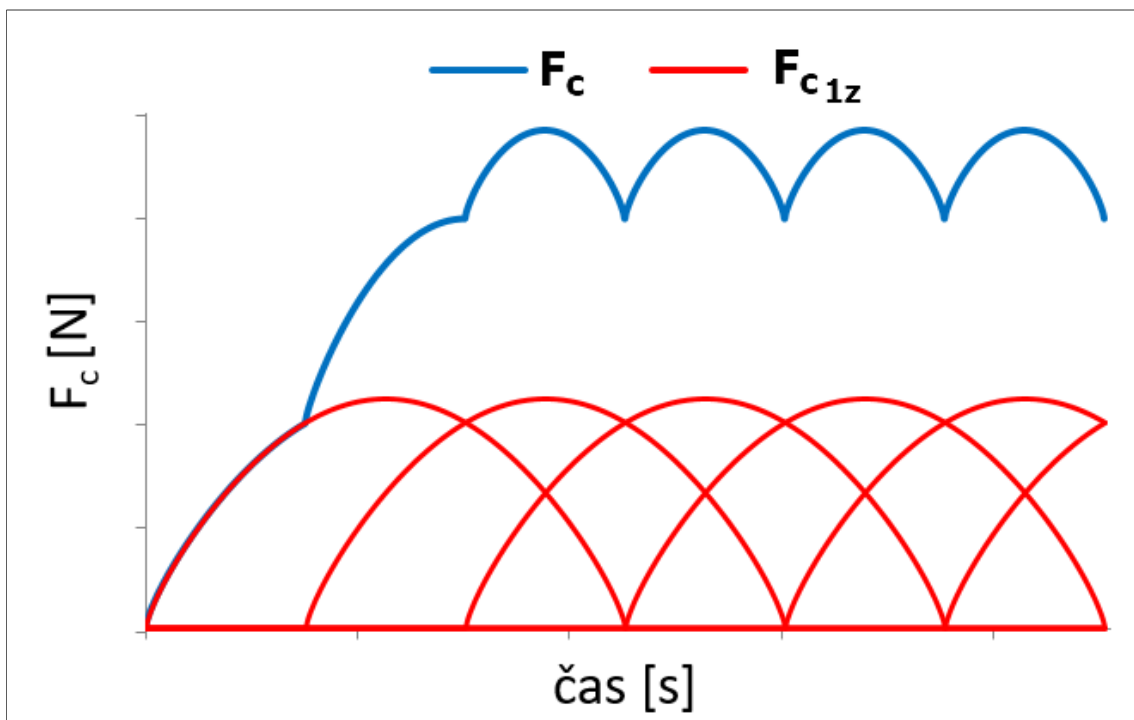
Když předcházející podmínka splněna není, tedy pokud platí  $a_p > r_\varepsilon \cdot (1 - \cos \kappa_r)$ , tak se u VBD nekruhového tvaru obrábí jak zaoblenou, tak i rovnou částí břitu řezné hrany a pro tento případ je výpočet aktuální tloušťky odřezávané vrstvy s dosazením aktuální plochy odřezávané vrstvy a šířky odřezávané vrstvy dán vztahy (41).

$$\begin{aligned} A_D(\varphi) &= f_z \cdot \sin \varphi \cdot [a_p - r_\varepsilon \cdot (1 - \cos \kappa_r) + r_\varepsilon \cdot (\cos \theta_{st} - \cos \theta_{ex})] \\ b_D &= \frac{a_p - r_\varepsilon \cdot (1 - \cos \kappa_r)}{\sin \kappa_r} + r_\varepsilon \cdot (\theta_{ex} - \theta_{st}) \\ h_D(\varphi) &= \frac{f_z \cdot \sin \varphi \cdot [a_p - r_\varepsilon \cdot (1 - \cos \kappa_r) + r_\varepsilon \cdot (\cos \theta_{st} - \cos \theta_{ex})]}{\frac{a_p - r_\varepsilon \cdot (1 - \cos \kappa_r)}{\sin \kappa_r} + r_\varepsilon \cdot (\theta_{ex} - \theta_{st})} \end{aligned} \quad (41)$$

## 4.4 Výpočet aktuální hodnoty řezné síly

### 4.4.1 Motivace pro výpočet

Výpočet aktuální hodnoty řezné síly je důležitý jak z hlediska vykreslení průběhu této síly v určitém intervalu, například v čase jedné otáčky, tak je i základem pro výpočet střední hodnoty této síly, jelikož střední hodnota funkce se počítá na základě integrace funkce aktuální hodnoty řezné síly na 1 zub frézovacího nástroje v mezích počátečního a koncového úhlu záběru (viz dále u výpočtu střední hodnoty řezné síly). Na Obr. 20 jsou pro ukázkou vykresleny průběhy aktuální hodnoty řezné síly (modrá křivka) a řezné síly na 1 zub frézovacího nástroje (červená křivka) v čase jedné otáčky pro frézování do plného materiálu ( $a_e=D$ ) se třemi zuby v záběru.



Obr. 20: Průběh aktuální hodnoty řezné síly (modrá křivka) a řezné síly na 1 zub frézovacího nástroje (červená křivka) v čase jedné otáčky pro frézování do plného materiálu ( $a_e=D$ ) se třemi zuby v záběru.

### 4.4.2 Samotný výpočet

Aktuální hodnota celkové řezné síly  $F_c(\varphi)$  je daná součtem řezných sil působících na jednotlivé břity frézovacího nástroje v záběru, viz vztah (2).

$$F_c(\varphi) = \sum_{i=1}^{z_e} F_{c_{1z}}(\varphi_i(\varphi)) \quad (42)$$

Aktuální hodnota řezné síly na 1 břit frézovacího nástroje  $F_{c_{1z}}$  se pro natočení  $i$ -tého zubu vypočítá na základě součinu aktuálních hodnot měrné řezné síly a plochy odřezávané vrstvy, kde plocha odřezávané vrstvy je součin aktuální hodnoty tloušťky a šířky odřezávané vrstvy, viz vztah (43).

$$F_{c_{1z}}(\varphi_i(\varphi)) = k_c(\varphi_i(\varphi)) \cdot h_D(\varphi_i(\varphi)) \cdot b_D \quad (43)$$

Aktuální hodnota měrné řezné síly se pro natočení  $i$ -tého zubu s uvažováním vlivu řezné rychlosti vypočítá na základě vztahu (44).

$$k_c(\varphi_i(\varphi)) = k_{c_{1.1}} \cdot h_D(\varphi_i(\varphi))^{-m_c} \cdot \left(\frac{v_c}{v_{c_{def}}}\right)^{-m_{vc}} \quad (44)$$

Aktuální hodnota řezné síly na 1 břit frézovacího nástroje  $F_{c_{1z}}(\varphi)$  se tedy po dosazení vztahu (44) do vztahu (43) vypočítá na základě vztahu (45).

$$F_{c_{1z}}(\varphi_i(\varphi)) = k_{c_{1.1}} \cdot h_D(\varphi_i(\varphi))^{1-m_c} \cdot \left(\frac{v_c}{v_{c_{def}}}\right)^{-m_{vc}} \cdot b_D \quad (45)$$

Aktuální hodnota úhlu záběru  $i$ -tého zubu řezného nástroje se vypočítá na základě úhlu natočení nástroje ( $\varphi$ ) a úhlu mezi zuby nástroje ( $\varphi_z$ ), viz vztah (46).

$$\varphi_i(\varphi) = \begin{cases} \varphi - (j-1) \cdot \varphi_z, & \varphi_{st} \leq \varphi_i(\varphi) \leq \varphi_{ex} \\ 0, & \varphi_{st} > \varphi_i(\varphi) \text{ nebo } \varphi_i(\varphi) > \varphi_{ex} \end{cases} \quad (46)$$
$$\varphi_z = \frac{2 \cdot \pi}{N}$$

Úhel natočení nástroje ( $\varphi$ ) je aktuální úhel záběru prvního zubu. Pro každý další zub se aktuální úhel záběru musí přepočítat dle vztahu (46).

V příloze č. 1 je uveden skript naprogramovaný v softwaru Matlab, pomocí kterého lze vypočítat aktuální hodnoty řezné síly na 1 zub a aktuální hodnoty celkové řezné síly v rozsahu jedné otáčky.

## 4.5 Střední hodnota řezné síly za záběr pro 1 zub

Pro výpočet celkové střední hodnoty řezné síly za otáčku pro  $N$  zubů v záběru ( $F_{c_m}$ ) je nejprve nezbytné vypočítat střední hodnotu řezné síly za záběr pro 1 zub frézovacího nástroje ( $F_{c_{m_{1z}}}$ ). Pro její výpočet budeme vycházet z obecného vztahu pro výpočet střední hodnoty funkce, viz vztah (47), který je uveden v referencích [67, 68].

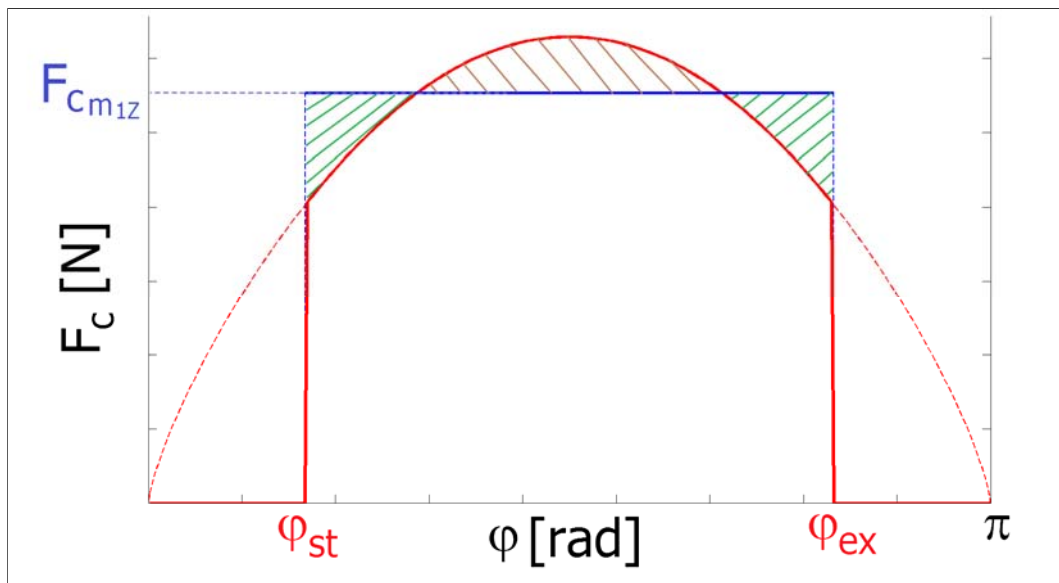
$$\bar{f} = \frac{1}{b-a} \int_a^b f(x) dx \quad (47)$$

Střední hodnota řezné síly za záběr pro 1 zub frézovacího nástroje ( $F_{c_{m_{1z}}}$ ) se na základě výše uvedeného vztahu vypočítá na základě integrace funkce aktuální hodnoty řezné síly na 1 zub frézovacího nástroje  $F_{c_{1z}}(\varphi)$  v mezích počátečního a koncového úhlu záběru, viz vztah (48).



$$F_{c_{m1z}} = \frac{1}{\varphi_{ex} - \varphi_{st}} \int_{\varphi_{st}}^{\varphi_{ex}} F_{c1z}(\varphi) d\varphi \quad (48)$$

Výše uvedená střední hodnota řezné síly za záběr pro 1 zub frézovacího nástroje je znázorněna na Obr. 21, a to společně s průběhem aktuální hodnoty řezné síly na 1 zub frézovacího nástroje. Tento vztah je obecným vztahem pro výpočet střední hodnoty řezné síly za záběr pro 1 zub frézovacího nástroje a je možné ho použít pro různé modely aktuální hodnoty řezné síly na 1 zub ( $F_{c1z}(\varphi)$ ). Tím je míněno, že si stačí vytvořit svůj vlastní matematický model pro výpočet aktuální hodnoty řezné síly a její střední hodnotu následně vypočítat dle vztahu (48). Tento obecný vztah pro výpočet střední hodnoty řezné síly pro 1 zub frézy je také uveden například v referenci [29].



Obr. 21: Průběh aktuální hodnoty řezné síly na 1 břit frézovacího nástroje (tučná červená) a střední hodnota řezné síly za záběr pro 1 břit frézovacího nástroje (modrá).

Po dosazení vztahu pro výpočet aktuální hodnoty řezné síly na 1 břit frézovacího nástroje do vztahu (48), dostáváme vztah pro výpočet střední hodnoty řezné síly na 1 břit řezného nástroje  $F_{c_{m1z}}$ , viz vztah (49).

$$F_{c_{m1z}} = \frac{k_{c1.1} \left( \frac{v_c}{v_{c_{def}}} \right)^{-m_{vc}} b_D}{\varphi_{záb}} \int_{\varphi_{st}}^{\varphi_{ex}} h_D(\varphi)^{1-m_c} d\varphi \quad (49)$$

Do tohoto vztahu je potřeba dosadit odvozený vztah pro výpočet aktuální tloušťky odřezávané vrstvy  $h_D(\varphi)$ , který se musí integrovat v mezích počátečního a koncového úhlu záběru. Integrál  $\int_{\varphi_{st}}^{\varphi_{ex}} h_D(\varphi)^{1-m_c} d\varphi$  však nemá jednoduché analytické řešení. Řešením je použití software, jako je například Matlab, ve kterém provádím veškeré matematické modelování. Výpočet střední hodnoty řezné síly na 1 zub uvádím v příloze č. 2, kde je skript naprogramovaný v softwaru Matlab.

## 4.6 Střední hodnota řezné síly za otáčku pro N zubů v záběru

V předchozí části této kapitoly byl navržen matematický model pro výpočet střední hodnoty řezné síly za záběr pro 1 zub frézovacího nástroje. Nyní je potřeba tento model zobecnit pro výpočet střední hodnoty řezné síly za otáčku pro N zubů v záběru. Tato hodnota je používána pro výpočet střední hodnoty řezného výkonu, výkonu obráběcího stroje a krouticího momentu na vřetení obráběcího stroje. Vypočtená hodnota řezného výkonu ze střední hodnoty řezné síly za otáčku je také důležitá pro určení specifické spotřebované energie, což je ukazatel hodnotící energetickou náročnost řezného procesu, viz vztah (6).

Výpočet střední hodnoty řezné síly za otáčku pro N zubů v záběru ( $F_{c_m}$ ) se provede, na základě referencí [5, 7], součinem střední hodnoty řezné síly na 1 zub frézovacího nástroje a počtem zubů v záběru ( $Z_e$ ), viz vztah (50).

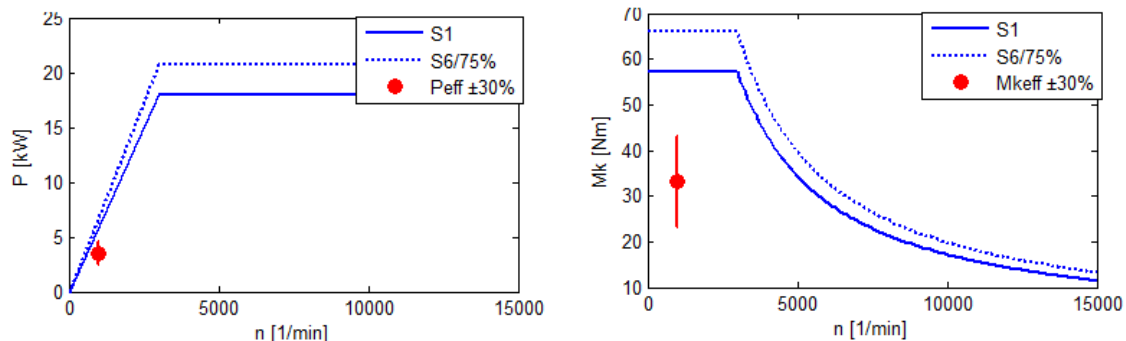
$$F_{c_m} = \frac{k_{c_{1.1}} \cdot \left(\frac{v_c}{v_{c_{def}}}\right)^{-m_{v_c}} \cdot b_D \cdot N}{2 \cdot \pi} \cdot \int_{\varphi_{st}}^{\varphi_{ex}} h_D(\varphi)^{1-m_c} d\varphi \quad (50)$$

Již dosazený počet zubů v záběru ( $Z_e$ ) ve vztahu (50) se určí na základě počtu zubů frézovacího nástroje ( $N$ ) a úhlu záběru ( $\varphi_{záb}$ ), viz vztah (51), kde úhel záběru ( $\varphi_{záb}$ ) je rozdíl koncového ( $\varphi_{ex}$ ) a počátečního úhlu záběru ( $\varphi_{st}$ ) [5, 7].

$$Z_e = N \cdot \frac{\varphi_{záb}}{2\pi} \quad (51)$$

## 4.7 Efektivní hodnota řezné síly

Aby bylo možné predikovat zatížení vřetene, je nutno vypočítat efektivní hodnotu krouticího momentu a výkonu pro aktuální režim zatížení vřetene a tyto hodnoty pak vynést do momentové a výkonové charakteristiky vřetene stroje, viz Obr. 22.



Obr. 22: Vynesení efektivní hodnoty výkonu do výkonové charakteristiky (vlevo); Vynesení efektivní hodnoty krouticího momentu do momentové charakteristiky (vpravo).

Výchozím parametrem pro jejich výpočet je řezná síla. Je tedy nutné zavést tzv. efektivní hodnotu řezné síly, na jejímž základě se budou hodnoty efektivního krouticího

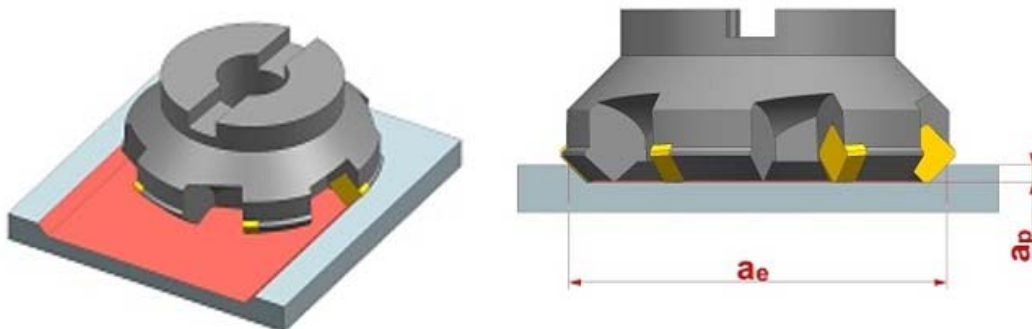
momentu a výkonu pro daný režim zatížení vřetene vypočítávat, a to dle vztahu (3) a (5). Výchozím parametrem pro stanovení efektivní hodnoty řezné síly je odvozená rovnice pro výpočet střední hodnoty řezné síly za záběr pro 1 zub frézovacího nástroje ( $F_{cm_{1z}}$ ). Efektivní hodnotu řezné síly spočítáme na základě koeficientu K, který rozlišuje režim S1 a S6, viz vztah (52).

$$F_{cef} = K \cdot F_{cm_{1z}}, \text{ kde } K = \begin{cases} Z_e & \varphi_z \leq \varphi_{záb} \\ 1 & \varphi_z > \varphi_{záb} \end{cases} \quad (52)$$

Pokud tedy bude úhel mezi břity nástroje ( $\varphi_z$ ) větší než úhel záběru, jedná se o režim S6 (přerušovaný řez) a v tomto případě je efektivní hodnota řezné síly rovna střední hodnotě řezné síly za záběr pro 1 zub frézovacího nástroje. Pokud tato podmínka nebude splněna, jedná se o režim S1 (nepřerušovaný řez) a v tomto případě je efektivní hodnota řezné síly rovna střední hodnotě řezné síly za otáčku pro N zubů v záběru.

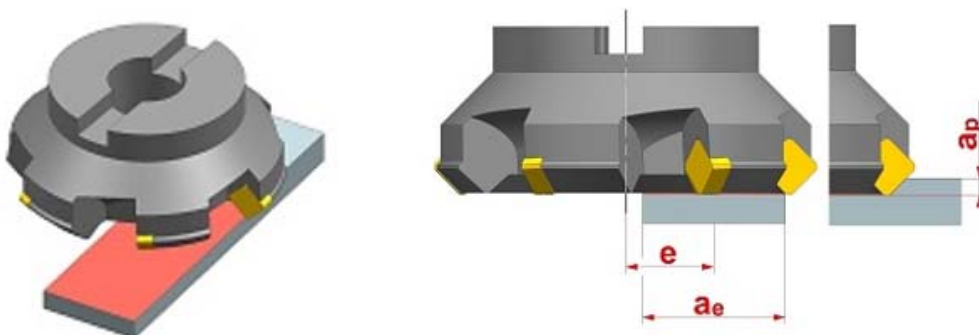
#### 4.8 Výpočet počátečního a koncového úhlu záběru

Počáteční ( $\varphi_{st}$ ) a koncový ( $\varphi_{ex}$ ) úhel záběru závisí na strategii frézování. Prvním případem je frézování do plného materiálu, viz Obr. 23. V tomto případě je počáteční úhel záběru  $\varphi_{st}=0 \text{ rad}$  a koncový úhel záběru  $\varphi_{ex}=\pi \text{ rad}$ .



Obr. 23: Frézování frézovací hlavou do plného materiálu.

Dalším případem je čelní frézování, které je zobrazeno na Obr. 24.

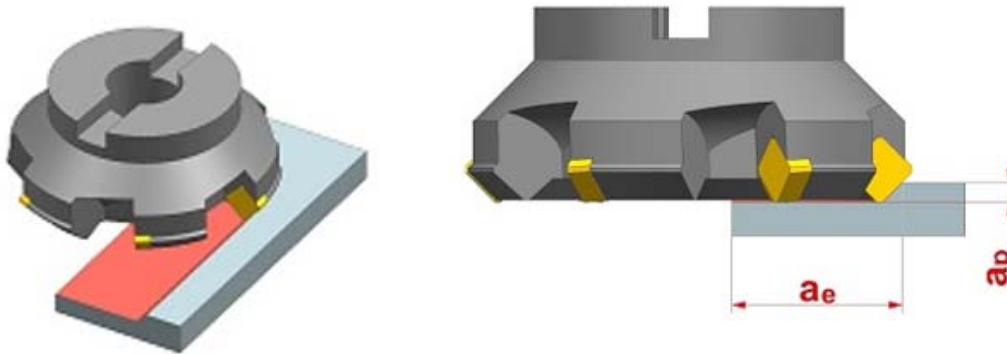


Obr. 24: Čelní frézování frézovací hlavou.

V tomto případě se počáteční a koncový úhel záběru vypočítají dle vztahů (53).

$$\varphi_{st} = \arccos\left(\frac{\frac{a_e}{2} + e}{\frac{D}{2}}\right), \quad \varphi_{ex} = \pi - \arccos\left(\frac{\frac{a_e}{2} - e}{\frac{D}{2}}\right) \quad (53)$$

Dalším případem je boční frézování sousledné, viz Obr. 25.

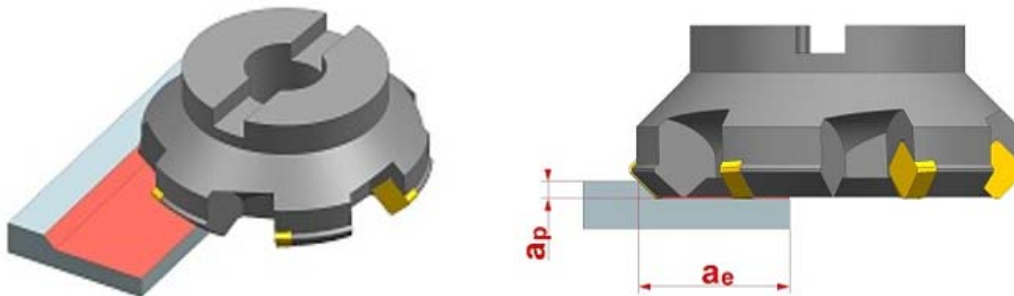


Obr. 25: Boční frézování sousledné frézovací hlavou.

V tomto případě se počáteční úhel záběru vypočítá dle vztahu (54) a koncový úhel záběru je  $\varphi_{ex} = \pi \text{ rad}$ .

$$\varphi_{st} = \arccos\left(\frac{a_e - \frac{D}{2}}{\frac{D}{2}}\right) \quad (54)$$

Dalším případem je boční frézování nesousledné, viz Obr. 26.



Obr. 26: Boční frézování nesousledné frézovací hlavou.

V tomto případě je, jak je vidět na obrázku, počáteční úhel záběru  $\varphi_{st} = 0 \text{ rad}$  a koncový úhel záběru se vypočítá dle vztahu (55).

$$\varphi_{ex} = \pi - \arccos\left(\frac{a_e - \frac{D}{2}}{\frac{D}{2}}\right) \quad (55)$$

Výpočet počátečního a koncového úhlu záběru pro doplnění skriptů pro výpočet aktuální a střední hodnoty řezné síly na 1 zub uvádím v příloze č. 3, kde je skript naprogramovaný v softwaru Matlab.

## 4.9 Dílčí závěr

Hlavním cílem této kapitoly bylo navrhnout matematický model pro výpočet řezné síly při frézování frézovacími hlavami. Nejlépe vhodnou metodikou pro predikci silových parametrů řezného procesu při frézování se jevila metodika založená na výpočtu řezné síly přes součin měrné řezné síly a plochy odřezávané vrstvy, kde měrná řezná síla je v základním tvaru funkcí tloušťky odřezávané vrstvy (tzv. Kienzleho vztah) a plocha odřezávané vrstvy je součin tloušťky a šířky odřezávané vrstvy.

Rozhodl jsem se, že zpřesním model přesnějším výpočtem měrné řezné síly a plochy odřezávané vrstvy. Zpřesnění měrné řezné síly počítané v základním tvaru přes tloušťku odřezávané vrstvy spočíval ve zpřesnění výpočtu uvažováním vlivu řezné rychlosti a ve zpřesnění výpočtu samotné tloušťky odřezávané vrstvy, kde se, jak bylo uvedeno v rešeršní části, uvažuje obvykle v modelech jen rovná řezná hrana a zanedbává se působení zaoblené části řezné hrany. Při malých axiálních hloubkách řezu však obrábí převážně nebo jen pouze zaoblená řezná hrana, a tak zde dochází k velké nepřesnosti stanovení hodnoty řezné síly. Zpřesnění plochy odřezávané vrstvy spočívá ve zpřesnění výpočtu tloušťky odřezávané vrstvy, stejně jako v případě zpřesnění měrné řezné síly a ve zpřesnění šířky odřezávané vrstvy, a to uvažováním rovné i zaoblené části břitu řezného nástroje, jak již bylo výše popsáno.

Na základě výše uvedených zpřesnění byly tedy odvozeny vztahy pro výpočet aktuální hodnoty řezné síly na 1 zub řezného nástroje i aktuální hodnota celkové řezné síly pro různý počet zubů řezného nástroje. Dále byl odvozen vztah pro výpočet střední hodnoty řezné síly za záběr pro 1 zub frézovacího nástroje, který byl základem pro výpočet střední hodnoty řezné síly za otáčku pro N zubů v záběru. Tato hodnota bývá používána pro výpočet střední hodnoty řezného výkonu, výkonu obráběcího stroje a krouticího momentu na vřetení obráběcího stroje. Vypočtená hodnota řezného výkonu ze střední hodnoty řezné síly za otáčku pro N zubů v záběru je také důležitá pro výpočet energetické náročnosti řezného procesu.

Jak bylo zmíněno v kapitole 2.4, pro predikci zatížení vřetene je důležité vypočítat efektivní hodnotu krouticího momentu a výkonu pro aktuální režim zatížení vřetene. Výchozím parametrem pro jejich výpočet je řezná síla. Byla tedy zavedena tzv. efektivní hodnota řezné síly, na jejímž základě se vypočítávají hodnoty efektivního krouticího momentu a výkonu pro daný režim zatížení vřetene. Výchozím parametrem pro stanovení efektivní hodnoty řezné síly je odvozená rovnice pro výpočet střední hodnoty řezné síly za záběr pro 1 zub frézovacího nástroje a koeficient K, kterým se rozlišuje režim zatížení S1 a S6, a to na základě úhlu mezi břity nástroje a úhlu záběru.

Všechny výše odvozené matematické vztahy pro výpočet aktuálních i středních hodnot řezných sil jsou aplikovatelné pro VBD kruhového i nekruhového tvaru (čtvercového, trojúhelníkového).

Tato kapitola byla rovněž doplněna o skript naprogramovaný v Matlabu pro výpočet aktuální a střední hodnoty řezné síly na 1 zub a aktuální hodnoty celkové řezné síly, který byl naprogramovaný podle odvozených vztahů, viz příloha č. 1 až 3.

Na závěr této kapitoly jsou uvedeny výpočty počátečního a koncového úhlu záběru, které jsou důležité pro výpočet řezné síly pro vybranou strategii frézování (do plného materiálu, čelní frézování, boční frézování – souslední, nesousledné).

Tento navržený matematický model je publikovaný v publikacích autora [70, 84].

## 5 Materiálové konstanty pro vybrané materiály

### 5.1 Motivace pro získání materiálových konstant

Pro výpočet střední i aktuální hodnoty řezné síly na 1 zub frézovacího nástroje byl použit princip výpočtu přes součin měrné řezné síly a plochy odřezávané vrstvy, kde pro výpočet měrné řezné síly uvažují matematický model v mocninném tvaru s vlivem tloušťky odřezávané vrstvy a řezné rychlosti, viz vztah (56).

$$k_c = k_{c_{1.1}} \cdot h_D^{-m_c} \cdot \left( \frac{v_c}{v_{c_{def}}} \right)^{-m_{v_c}} \quad (56)$$

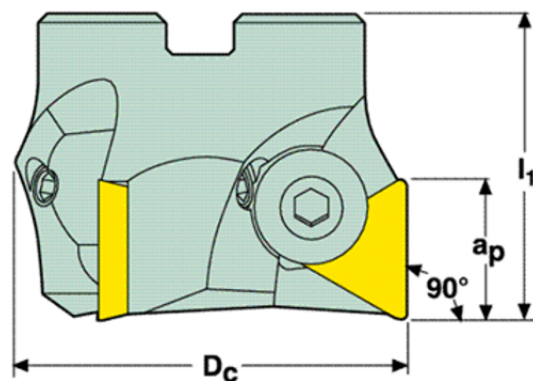
Ve vztahu jsou tři konstanty, které se musí určit pro každý obráběný materiál. Konstanta  $k_{c_{1.1}}$  je měrná řezná síla pro plochu odřezávané vrstvy  $1 \text{ mm}^2$  a pro řeznou rychlost  $v_{c_{def}}$ . Řezná rychlost  $v_c$  je řezná rychlost, pro kterou se vypočítává velikost měrné řezné síly. Konstanta  $m_c$  určuje vliv tloušťky odřezávané vrstvy ( $h_D$ ) na změnu měrné řezné síly ( $k_c$ ). Konstanta  $m_{v_c}$  určuje vliv řezné rychlosti na změnu měrné řezné síly. K získání těchto tří konstant je nutné nejprve navrhnout vhodný plán experimentů pro mnou vybrané materiály obrobků.

### 5.2 Příprava experimentů

Vybrány byly tři typy materiálů. Prvním z nich je hliníková slitina s označením EN AW 7075, dále pak titanová slitina s označením Ti6Al4V a nakonec ocel s označením DIN C45. Jedná se o materiály, které se často používají v leteckém a v automobilovém průmyslu. Jelikož k použitým materiálům nebyl dostupný materiálový list, byla provedena materiálová analýza, která je uvedena v příloze č. 11. Materiálová analýza každého ze zkoumaných materiálů obsahuje rozbor mikrostruktury v podélném i příčném řezu, chemické složení materiálu a hodnoty naměřené tvrdosti dle Vickerse.

Měření probíhala s použitím nástroje s označením SECO R220.17-0125-22, jehož parametry jsou uvedeny na Obr. 27.

Nástroj	Označení	SECO R220.17-0125-22
	Průměr nástroje ( $D_c$ )	125 mm
	Počet VBD (Z)	6
	Úhel nastavení hl. břitu ( $\kappa_r$ )	$90^\circ$
	Úhel sklonu ostří ( $\lambda_s$ )	$0^\circ$
	Úhel čela po osazení VBD ( $\gamma_o$ )	$0^\circ$
	Délka řezné hrany ( $a_p$ )	20 mm
	Výška nástroje ( $l_1$ )	63 mm
VBD	Označení	TPKN2204PPR-M14
	Tvar VBD	Trojúhelníkový
	Počet břitů (Z)	3
	Úhel hřbetu ( $\alpha_o$ )	$11^\circ$
	Úhel břitu ( $\beta_o$ )	$79^\circ$
	Úhel čela ( $\gamma_o$ )	$0^\circ$



Obr. 27: Nástroj s označením SECO R220.17-0125-2 s technickými parametry.

Tento nástroj byl vybrán kvůli jeho geometrii (nulový úhel čela po osazení dále uvedenou VBD, nulový úhel sklonu ostří), aby bylo možné řeznou sílu s co nejmenší možnou chybou určit dle metodiky popsané v kapitole 5.6. Pro tento nástroj byla vybrána nepovlakovaná VBD s označením TPKN2204PPR-M14. Pomocí elektronového mikroskopu bylo pro tuto VBD zjištěno procentuální zastoupení chemických prvků. Podle analýzy karbidu se jedná o jedno karbidový materiál skupiny K, kde jsou zastoupeny jen základní prvky, jako je wolfram, uhlík a jako pojivo kobalt. V Tab. 2 je zobrazeno procentuální složení prvků v jádře a na povrchu.

Tab. 2: Procentuální zastoupení prvků pro VBD s označením TPKN2204PPR-M14.

Karbid Wolframu (WC) [%]				Kobalt (Co) [%]	
Jádro		Povrch		Jádro	Povrch
W	C	W	C		
74.59	16.78	72.80	19.23	8.63	7.97
91.37		92.03			

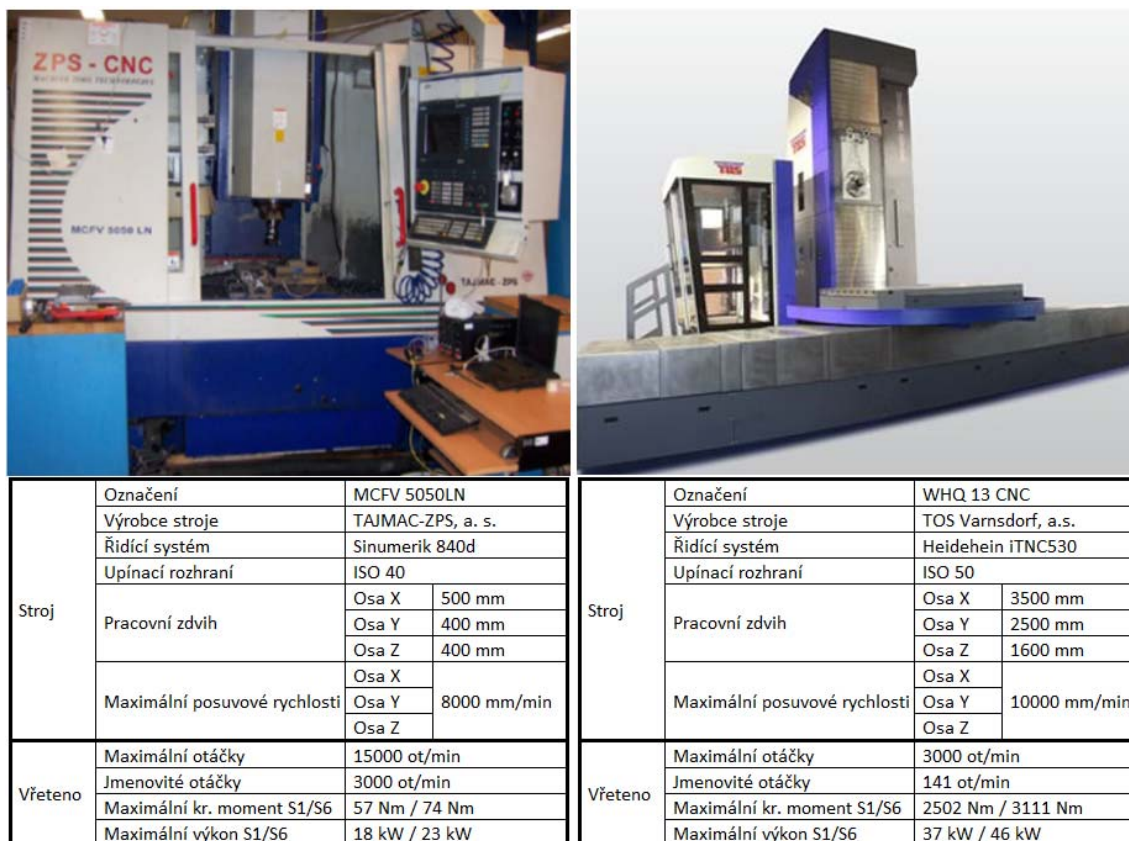
Pro realizaci experimentů byl nástroj osazen pouze jednou VBD. I když je tato VBD doporučena výrobcem pro obrábění litiny, byla zvolena pro tyto experimenty z důvodu, že jako jediná z dostupných VBD pro tento nástroj nemá fazetku (úhel čela před a za fazetkou je jiný) a naopak vykazuje nulový úhel čela, což je důležité, jak bylo uvedeno výše, pro určení řezné síly s co nejmenší možnou chybou. Délka obrábění jednoho experimentu nepřesáhla 4 mm a po každém experimentu byla VBD pravidelně vyměňována a opticky kontrolována kvůli opotřebení břitu.

Experimentální měření probíhala na dvou strojích, které jsou uvedeny společně s jejich parametry na Obr. 28. Experimentální měření při použití hliníkové slitiny EN AW 7075 byla realizována ve Výzkumném centru pro strojírenskou výrobní techniku a technologii na ČVUT v Praze, a to na tříosém frézovacím centru od společnosti TAJMAC-ZPS s označením MCFV 5050LN, viz Obr. 28 vlevo.

Při prvotních testech oceli a titanové slitiny na stejném stroji nastaly problémy, které pravděpodobně souvisely s dynamickou poddajností pohonu stroje. Osa tohoto stroje je poháněna synchronním lineárním pohonem. Jedná se tedy o osu bez vloženého převodu mezi motorem a stolem. Veškerou tuhost osy proto musí zajistit samotná regulace. Z hlediska regulace jsou síly při obrábění a jejich kolize poruchovou veličinou, na kterou pohon reaguje vychýlením a následným dorovnáním na žádanou polohu.

Z výše uvedeného důvodu proběhlo měření titanové slitiny Ti6Al4V a nelegované oceli C45 ve Výzkumném ústavu textilních strojů na VÚTS v Liberci, a to na vodorovném frézovacím a vyvrtávacím stroji od společnosti TOS Varnsdorf s označením stroji WHN 13 CNC, viz Obr. 28 vpravo, který je dostatečně tuhý.

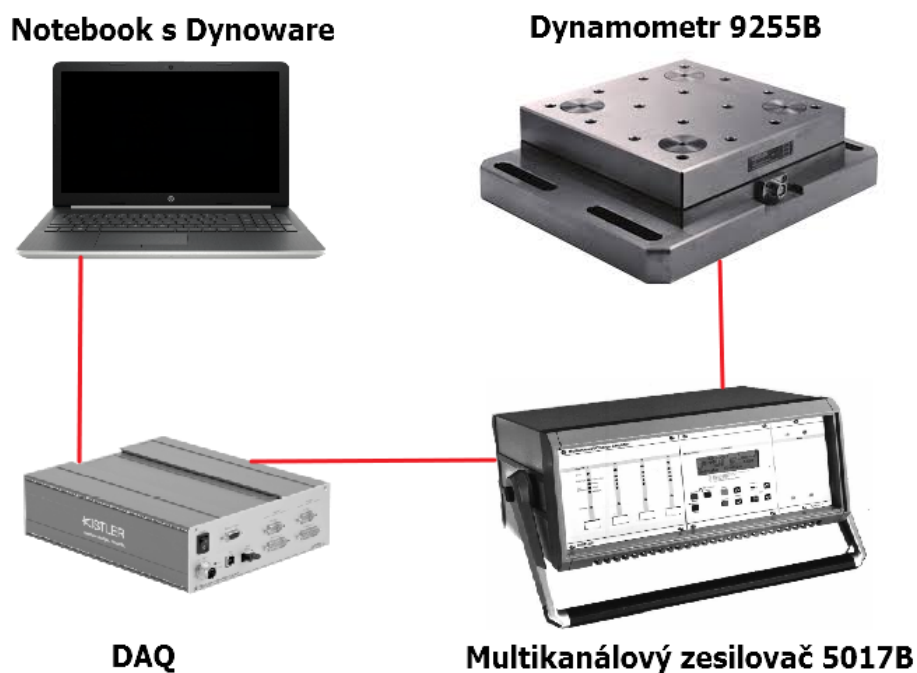




Obr. 28: Trísosé frézovací centrum MCFV 5050 LN od společnosti Tajmac-ZPS (vlevo); Vodorovný frézovací a vyvrtávací stroj WHN 13 CNC od společnosti TOS Varnsdorf (vpravo).

### 5.3 Měření sil při frézování

Pro měření sil navržených experimentů při frézování všech tří zkoumaných materiálů byla použita sestava zařízení zobrazená na Obr. 29.



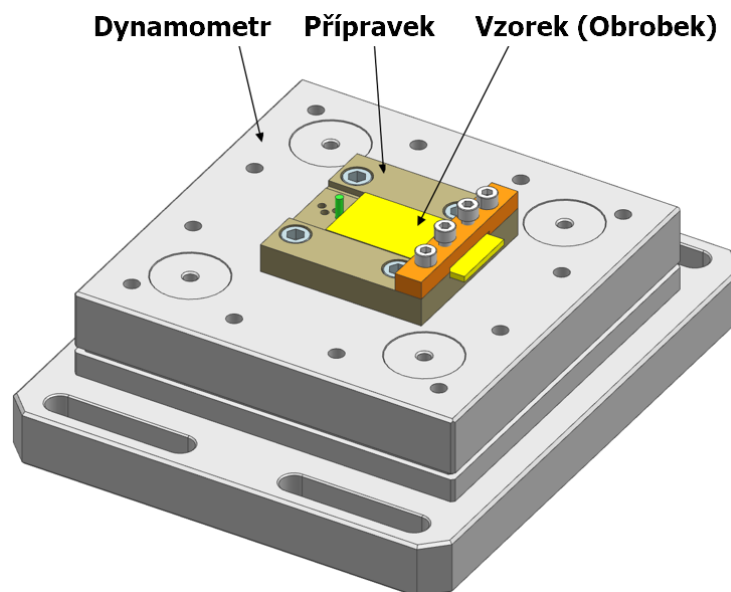
Obr. 29: Sestava pro měření sil při realizovaných experimentech při frézování.

Pro měření sil byl použit stacionární piezoelektrický dynamometr typu 9255B od společnosti Kistler, který měří velikost sil v souřadném systému dynamometru (síly  $F_x, F_y, F_z$ ). Technické parametry tohoto dynamometru jsou uvedeny v příloze č. 10. Na tomto dynamometru byl upevněn přípravek se vzorkem, viz kapitola 5.4. Pro zesílení signálu a jeho převodu na jednotky síly byl dynamometr připojen kabelem k multikanálovému zesilovači typu 5017B. Jak je vidět na Obr. 29, byl mezi počítač a zesilovač vložen DAQ, což je výkonné zařízení pro sběr dat. Toto zařízení převádí signál ze zesilovače do počítače a umožňuje nastavit velkou vzorkovací frekvenci. Funguje zároveň jako hardwarový klíč pro software Dynoware, který je nainstalovaný na počítači, do kterého se ukládají naměřené signály a kde je také možné signály upravovat (filtrovat, driftovat, oříznout) či exportovat do textového souboru.

## 5.4 Návrh metodiky měření

Aby bylo možné sestavit matematický model, který by byl aplikovatelný pro nástroje s různou geometrií, bylo přikročeno k frézování obrobku bez vlivu poloměru špičky. Za tím účelem byl navržen vzorek, kterým je destička o délce 110 mm, šířce 45 mm a o různých tloušťkách (dle plánu experimentů). Jednotlivé vzorky byly vyrobeny z polotovaru, kterým byly bloky (Ti6Al4V, DIN C45) a tyč (EN AW 7075). U finálního tvaru jednotlivých vzorků byly jejich tloušťky přeměřeny mikrometrem a jejich mezní hodnota byla  $\pm 0.05$  mm.

Pro realizaci frézování navržených destiček byl navržen a vyroben přípravek, který byl upnut na dynamometru, viz Obr. 30. Přípravek byl navrhnut tak, aby bylo po každém měření možno jednoduše posunout destičku o určitou vzdálenost. Výrobní výkres navrženého přípravku je v příloze č. 4 a celá sestava přípravku s obrobkem je v příloze č. 5. Obrobek byl vyložen z přípravku 5 mm a bylo obráběno 4 mm.

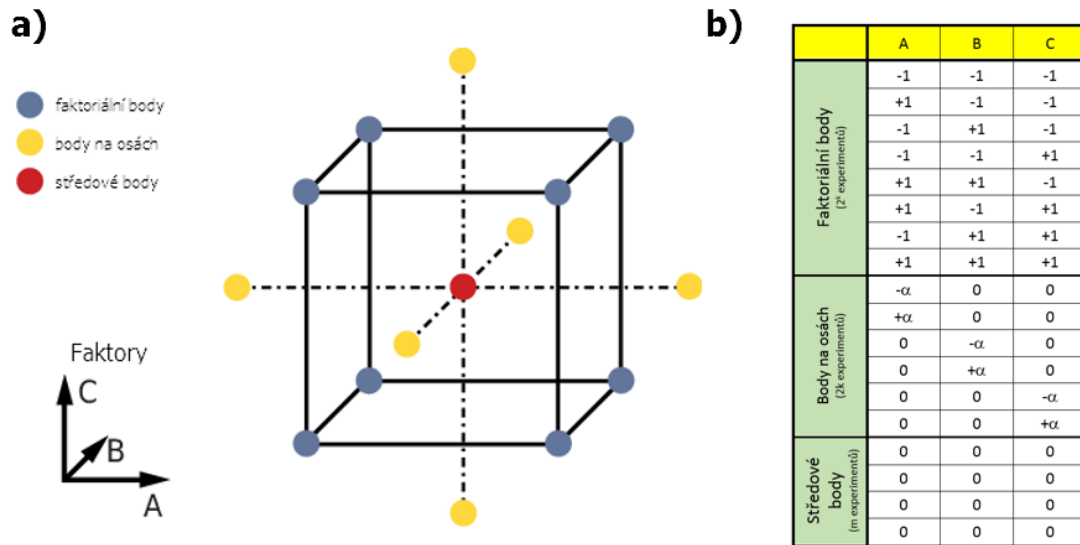


Obr. 30: Navržený přípravek se vzorkem pro realizaci experimentů.

## 5.5 Plán experimentů

### 5.5.1 Výběr metodiky plánování experimentů

Pro návrh experimentů bylo použito centrální kompozitní plánování experimentů. Oproti jiným plánům experimentů má tato metodika velkou výhodu v podstatně nižším počtu potřebných experimentů. Tento způsob plánování je možné vytvořit pomocí některých statistických softwarů. Obecné schéma kompozitního plánování experimentů pro tři faktory je znázorněno na Obr. 31a.



Obr. 31: a) Obecné schéma tří faktorového centrálního kompozitního plánování experiment; b) Obecné zobrazení všech navržených experimentů pro 3 faktory se čtyřmi středovými body [69].

Celkový počet bodů pro každý materiál je obecně dán:  $2^k + 2 \cdot k + m$ , pro 3 faktory je to tedy  $14 + m$  bodů, kde  $m$  může být i 0, tudíž minimum bodů pro centrální kompozitní návrh experimentů je 14. Se zvolenými 4 středovými body ( $m=4$ ) je celkový počet bodů 18. Každý experiment má tři opakování, celkem tedy 54 měření pro každý frézovaný materiál.

Pro plánování experimentů patří mezi výše uvedené tři faktory (A, B, C) axiální hloubka řezu ( $a_p$ ), posuv na zub ( $f_z$ ) a řezná rychlost ( $v_c$ ). Obecné zobrazení všech navržených experimentů pro 3 faktory se čtyřmi středovými body je dle centrálního kompozitního plánování zobrazeno na Obr. 31b.

Je nutné dodat, že i když je navržený matematický model měrné řezné síly, viz vztah (56), bez uvažování vlivu šířky odřezávané vrstvy ( $b_D$ ), tedy bez vlivu axiální hloubky řezu ( $a_p$ ), je v navrženém plánu tento faktor uvažován kvůli ověření jeho statistické významnosti na změnu měrné řezné síly u jednotlivých materiálů.

## 5.5.2 Samotný plán experimentů

Řezné podmínky pro jednotlivé úrovně centrálního kompozitního plánu experimentů jsou pro všechny tři materiály zobrazeny v Tab. 3., kde hodnota  $\alpha$  je pro tento případ, tedy 3 faktory se čtyřmi středovými body, rovna hodnotě 1.41421 (na základě software Design Expert, který je určen pro plánování experimentů).

Tab. 3: Řezné podmínky pro jednotlivé úrovně centrálního kompozitního plánu experimentů.

Parametr	Materiál	-1.41421	-1	0	1	1.41421
$a_p$ [mm]	Všechny materiály	4	4.3	5	5.7	6
$f_z$ [mm]	EN AW 7075	0.090	0.113	0.170	0.227	0.250
	Ti6Al4V	0.090	0.109	0.155	0.201	0.220
	DIN C45	0.090	0.109	0.155	0.201	0.220
$v_c$ [m/min]	EN AW 7075	300	344	450	556	600
	Ti6Al4V	15	19	28	36	40
	DIN C45	100	129	200	271	300

Jak je vidět ve výše uvedené tabulce, axiální hloubka řezu ( $a_p$ ) je pro všechny tři materiály stejná a pohybuje se v rozmezí 4 až 6 mm. Posuv na zub ( $f_z$ ) byla nejprve zvolena pro všechny tři materiály v rozsahu 0.09 až 0.25 mm. Po prvotních testech bylo kvůli opotřebení břitu VBD u titanové slitiny Ti6Al4V a oceli DIN C45 přikročeno k nové volbě rozsahu posuvu na zub, a sice 0.09 až 0.22 mm. Rozsah řezných rychlostí ( $v_c$ ) byl zvolen dle rozsahu běžně používaných řezných rychlostí při frézování těchto druhů materiálů.

Centrální kompozitní plán experimentů je pro všechny tři zkoumané materiály zobrazen v Tab. 4.

Tab. 4: Řezné podmínky pro jednotlivé úrovně centrálního kompozitního plánu experimentů.

Měření	$a_p$ [mm]	EN AW 7075		Ti6Al4V		DIN C45	
		$f_z$ [mm]	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm]	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm]	$v_c$ [m/min]
1	4.3	0.113	344	0.109	19	0.109	129
2	5.7	0.113	344	0.109	19	0.109	129
3	4.3	0.227	344	0.201	19	0.201	129
4	4.3	0.113	556	0.109	36	0.109	271
5	5.7	0.227	344	0.201	19	0.201	129
6	5.7	0.113	556	0.109	36	0.109	271
7	4.3	0.227	556	0.201	36	0.201	271
8	5.7	0.227	556	0.201	36	0.201	271
9	4	0.170	450	0.155	27.5	0.155	200
10	6	0.170	450	0.155	27.5	0.155	200
11	5	0.090	450	0.090	27.5	0.090	200
12	5	0.250	450	0.220	27.5	0.220	200
13	5	0.170	300	0.155	15	0.155	100
14	5	0.170	600	0.155	40	0.155	300
15	5	0.170	450	0.155	27.5	0.155	200
16	5	0.170	450	0.155	27.5	0.155	200
17	5	0.170	450	0.155	27.5	0.155	200
18	5	0.170	450	0.155	27.5	0.155	200

Pro navržené experimenty musely být pro každý materiál stanoveny vzorkovací frekvence s ohledem na dostatečný počet bodů v záběru. Pro hliníkovou slitinu EN AW 7075 byla stanovena vzorkovací frekvence 14000 Hz, pro titanovou slitinu Ti6Al4V to bylo 3800 Hz a pro ocel DIN C45 to bylo 10000 Hz.

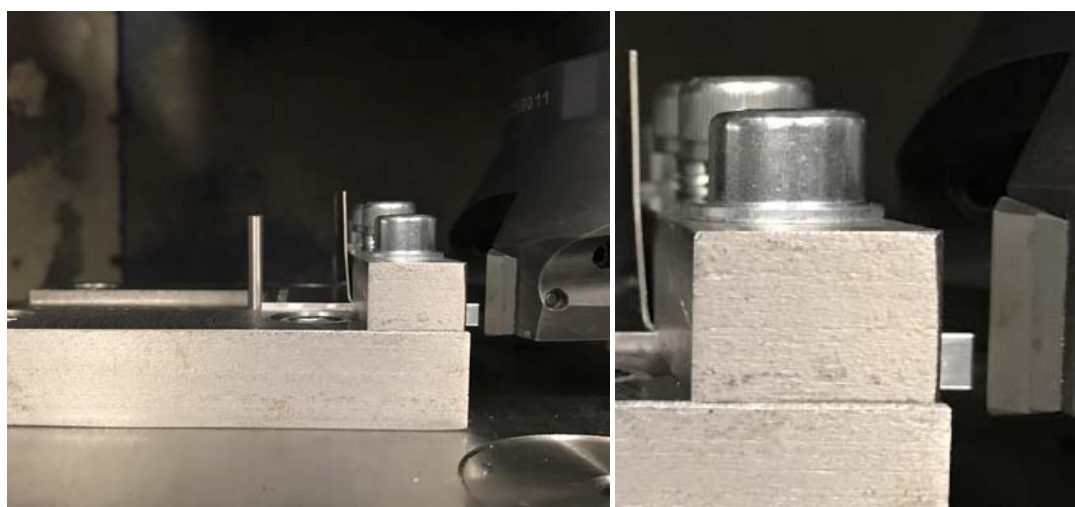
## 5.6 Realizace a vyhodnocení experimentálních dat

Jak bylo výše zmíněno, měření proběhlo na dvou strojích. Obrábění hliníkové slitiny EN AW 7075 proběhlo na stroji MCFV 5050LN, viz Obr. 32 vlevo. Obrábění titanové slitiny Ti6Al4V a oceli DIN C45 proběhlo na stroji WHN 13 CNC, viz Obr. 32 vpravo.



Obr. 32: Realizace experimentů na stroji: obrábění hliníkové slitiny EN AW 7075 na stroji MCFV 5050LN, obrábění oceli DIN C45 na stroji WHN 13 CNC (vpravo).

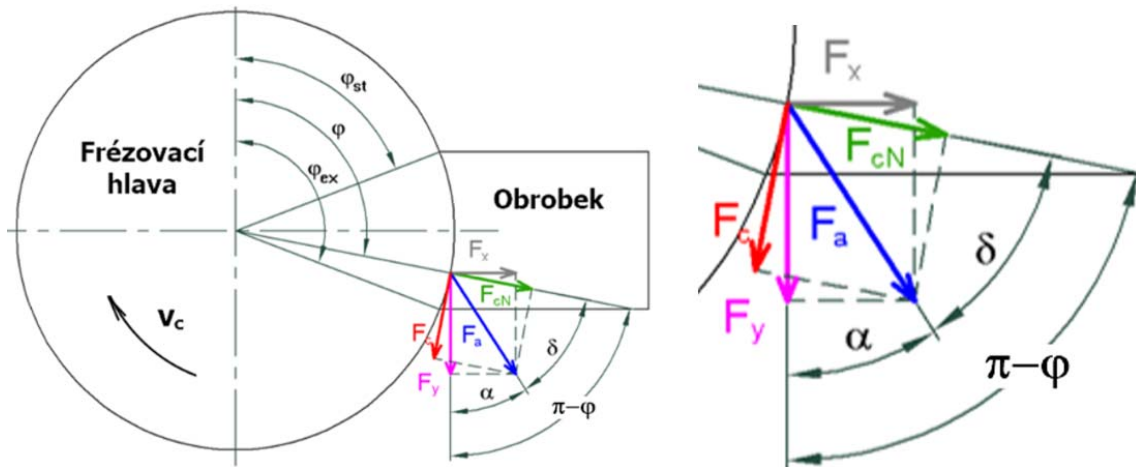
Jak bylo již zmíněno, pro přesné určení materiálových konstant byl obrobek frézován jen rovnou částí břitu řezné hrany, viz Obr. 33. U nové řezné hrany VBD se nejprve začalo obrábět dolní částí břitu řezné hrany, tedy způsobem jak je uvedený na níže uvedeném obrázku. Poté se to posunulo tak, aby bylo obráběno horní částí břitu řezné hrany. Poté se VBD otočila a začalo se obrábět novou řeznou hranou znovu od dolní části VBD.



Obr. 33: Frézování rovnou částí břitu řezné hrany (vpravo je detail).

### 5.6.1 Základní princip vyhodnocení experimentů

Základní princip vyhodnocení experimentálních dat je založeno na získání středních, popřípadě maximálních hodnot řezných sil z průběhu těchto sil v čase. Pro získání průběhu řezné síly při použití stacionárního dynamometru je nutno vycházet ze sil v osách souřadného systému dynamometru ( $F_x, F_y$ ), které jsou použity pro přepočítání na řeznou sílu v každém okamžiku záběru. Pro odvození výpočtu aktuální hodnoty řezné síly bude vycházeno z Obr. 34.



Obr. 34: Silový rozklad u strategie čelního frézování: celkový pohled (vlevo), detail rozkladu sil (vpravo).

Na základě silového rozkladu uvedeného na Obr. 34 se aktuální hodnota řezné síly  $F_c(\varphi)$  vypočítá na základě vztahu (57).

$$F_c(\varphi) = F_a(\varphi) \cdot \sin(\pi - \varphi - \alpha(\varphi)) \quad (57)$$

Pro výpočet je nutné vypočítat aktuální hodnotu aktivní síly  $F_a(\varphi)$ , což je výslednice aktuálních hodnot sil v osách souřadného systému dynamometru  $F_x(\varphi), F_y(\varphi)$ . Ta se vypočítá na základě vztahu (58).

$$F_a(\varphi) = \sqrt{F_x^2(\varphi) + F_y^2(\varphi)} \quad (58)$$

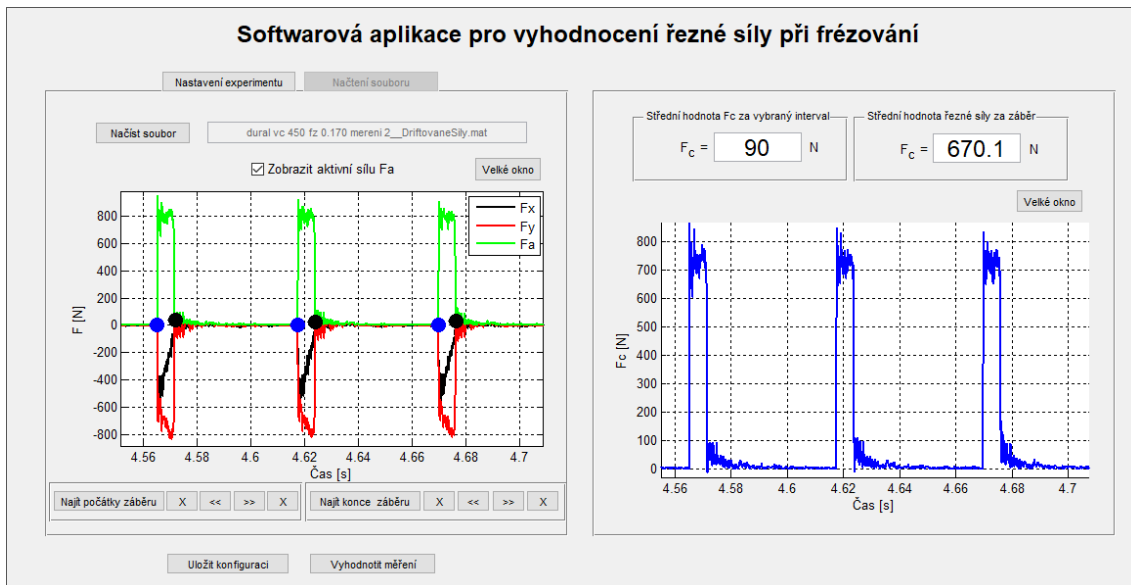
Úhel mezi aktuální hodnotou aktivní síly  $F_a(\varphi)$  a síly v ose Y  $F_y(\varphi)$  se na základě výše uvedeného obrázku vypočítá na základě vztahu (59).

$$\alpha(\varphi) = \arctg\left(\frac{F_x(\varphi)}{F_y(\varphi)}\right) \quad (59)$$

### 5.6.2 Princip vyhodnocení experimentů pomocí softwarové aplikace

Pro účely vyhodnocení řezné síly z experimentálních dat na základě výše uvedené metodiky jsem si vytvořil softwarovou aplikaci v Matlabu, viz Obr. 35. Jak je vidět na tomto obrázku, v levé části aplikace jsou vstupní parametry a v pravé části aplikace je vykreslen průběh řezné síly v čase společně se středními hodnotami řezných sil, a to za

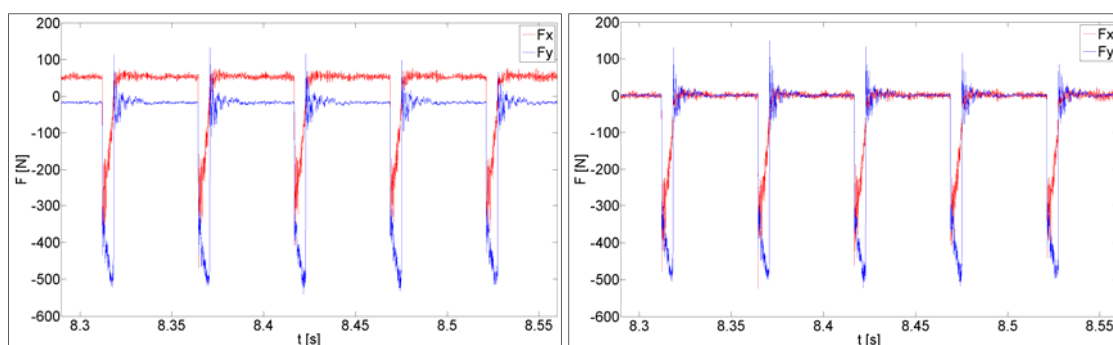
vybraný interval a za záběr. Řezná síla za vybraný interval je aritmetický průměr všech aktuálních hodnot řezných sil ve zvoleném intervalu, tzn. včetně těch hodnot řezných sil, co jsou mimo záběr. U matematického modelu tomu odpovídá řezná síla za otáčku.



Obr. 35: Softwarová aplikace vytvořená v Matlabu pro vyhodnocení středních hodnot řezných sil za vybraný interval a za záběr.

V aplikaci se nejprve v záložce „Nastavení experimentu“ musí vybrat strategie frézování (do plného materiálu, čelní frézování, boční frézování) a také se musejí zadat hodnoty průměru nástroje a radiální hloubky řezu. Pomocí těchto nastavených parametrů se vypočítá počáteční ( $\varphi_{st}$ ) a koncový ( $\varphi_{ex}$ ) úhel záběru. Princip výpočtů těchto úhlů je uveden v kapitole 4.6.

Pro načtení souboru s naměřenými signály sil ( $F_x$ ,  $F_y$ ) v aplikaci je nejprve nutné vyexportovat tyto síly z programu Dynoware do textového souboru. Poté se tyto síly vydriftují (síly ležící mimo záběr musí ležet na nulové čáře) ve skriptu, který jsem si vytvořil v Matlabu, viz Obr. 36 (vlevo před vydriftováním, vpravo po vydriftování).



Obr. 36: Síly z experimentálního měření před vydriftováním (vlevo) a po vydriftování (vpravo).

Vydriftované síly, viz Obr. 36 vpravo, jsou pak vstupem do vytvořené aplikace. Po načtení těchto sil v aplikaci se následně automaticky najdou počátky a konce každého záběru (počátky záběru - modré body, konce záběru – černé body, viz Obr. 35 vlevo) a těmto bodům se přiřadí vypočtené hodnoty počátečního a koncového úhlu záběru. Poté

se interpolací zjistí aktuální úhel záběru ( $\varphi$ ) v každém okamžiku záběru a na základě výše uvedených vztahů se vypočítají aktuální hodnoty řezné síly v celém vybraném intervalu, viz Obr. 35 vpravo. Poté se vypočítá střední hodnota ze všech záběrů řezných sil.

### 5.6.3 Vyhodnocení experimentů

Na základě výše uvedené softwarové aplikace, byly vyhodnoceny střední hodnoty řezných sil za záběr a pro každé měření byly provedeny celkem 3 opakování, ze kterých byla stanovena průměrná hodnota řezné síly ( $F_c$ ) a směrodatná odchylka ( $s$ ), viz Tab. 5.

Tab. 5: Vyhodnocení experimentů pro všechny tři zkoumané materiály.

Měření	$a_p$ [mm]	EN AW 7075				Ti6Al4V				DIN C45			
		$f_z$ [mm]	$v_c$ [m/min]	$F_c$ [N]	$s$ [N]	$f_z$ [mm]	$v_c$ [m/min]	$F_c$ [N]	$s$ [N]	$f_z$ [mm]	$v_c$ [m/min]	$F_c$ [N]	$s$ [N]
1	4.3	0.113	344	439.2	1.25	0.109	19	933.8	1.55	0.109	129	1223.5	10.55
2	5.7	0.113	344	585.5	1.55	0.109	19	1241.3	1.80	0.109	129	1542.7	0.43
3	4.3	0.227	344	767.6	2.41	0.201	19	1534.8	0.80	0.201	129	1810.2	3.17
4	4.3	0.113	556	409.5	0.96	0.109	36	911.2	2.14	0.109	271	1093.4	7.36
5	5.7	0.227	344	1021.0	1.96	0.201	19	2042.2	2.22	0.201	129	2345.9	0.28
6	5.7	0.113	556	544.3	1.81	0.109	36	1202.6	2.17	0.109	271	1413.8	10.11
7	4.3	0.227	556	699.7	1.47	0.201	36	1427.1	3.08	0.201	271	1563.4	2.34
8	5.7	0.227	556	934.8	0.95	0.201	36	1923.1	3.02	0.201	271	2042.9	6.50
9	4	0.170	450	548.8	0.36	0.155	27.5	1132.1	1.42	0.155	200	1388.6	3.58
10	6	0.170	450	810.3	1.73	0.155	27.5	1700.2	3.11	0.155	200	1916.3	4.25
11	5	0.090	450	410.4	1.49	0.090	27.5	914.7	0.93	0.090	200	1182.4	2.22
12	5	0.250	450	921.8	1.90	0.220	27.5	1846.9	2.33	0.220	200	2057.4	2.27
13	5	0.170	300	731.9	1.50	0.155	15	1479.3	2.92	0.155	100	1879.4	10.07
14	5	0.170	600	640.7	1.59	0.155	40	1373.2	3.06	0.155	300	1470.5	0.13
15	5	0.170	450	670.1	0.82	0.155	27.5	1415.9	1.20	0.155	200	1583.0	5.55
16	5	0.170	450	678.4	0.91	0.155	27.5	1414.4	1.15	0.155	200	1595.1	13.48
17	5	0.170	450	681.6	0.69	0.155	27.5	1411.8	1.21	0.155	200	1598.6	12.43
18	5	0.170	450	679.7	0.24	0.155	27.5	1416.6	1.93	0.155	200	1595.0	6.00
		Minimum		409.5	0.24	Minimum		911.2	0.80	Minimum		1093.4	0.13
		Maximum		1021.0	2.41	Maximum		2042.2	3.11	Maximum		2345.9	13.48
		Střední hodnota		676.4	1.31	Střední hodnota		1406.7	2.00	Střední hodnota		1627.9	5.60

Nejmenší střední hodnota směrodatné odchylky byla vyhodnocena u hliníkové slitiny EN AW 7075, a to 1.31 N s rozsahem 0.24 až 2.41 N. U titanové slitiny Ti6Al4V byla zjištěna střední hodnota směrodatné odchylky 2 N s rozsahem 0.80 až 3.11 N. U oceli C45 byla vyhodnocena střední hodnota směrodatné odchylky 5.6 N s rozsahem 0.13 až 13.48 N. Největší hodnoty směrodatné odchylky byly zjištěny u oceli DIN C45 ve středovém bodu (měření 15 až 18), a to konkrétně u měření 16 a 17, u nichž nebyly střední hodnoty řezné síly natolik odlišné od měření 15 a 18, u kterých byly zjištěny daleko menší směrodatné odchylky. Všechny střední hodnoty řezných sil vyhodnocené z experimentálních měření budou tedy podkladem pro zjištění materiálových konstant v následující kapitole.

## 5.7 Získání materiálových konstant pro konkrétní materiály

### 5.7.1 Statistická významnost hlavních faktorů

Před samotným získáním materiálových konstant je u každého materiálu nejprve provedena analýza rozptylu (ANOVA) pro ověření vlivu hlavních faktorů (A, B, C) na změnu velikosti měrné řezné síly. Důraz je kladen především na statistickou významnost



řezné rychlosti (faktor C) a šířky odřezávané vrstvy (faktor A). U tloušťky odřezávané vrstvy (faktor B) se statistická významnost očekává vždy a je vždy největší. Pro tyto účely jsou z centrálního plánu experimentů použity faktoriální body, viz Obr. 31b. Na základě analýzy rozptylu pro konkrétní materiál je dle p-hodnoty (v tabulce uváděna jako P) určena statistická významnost jednotlivých faktorů pro zvolenou hodnotu hladiny významnosti. Na základě zkušeností z předchozích let při modelování řezných sil, volím hladinu významnosti  $\alpha=0.01$ . Pokud tedy p-hodnota bude u konkrétního faktoru větší než tato zvolená hladina významnosti ( $P>0.01$ ), je faktor statisticky nevýznamný. Pro doplnění analýzy rozptylu jsou u jednotlivých materiálů sestrojeny grafy vlivu jednotlivých faktorů jako hlavních efektů na změnu měrné řezné síly.

### 5.7.2 Princip získání materiálových konstant

Pro získání materiálových konstant je nutné určit hodnoty měrných řezných sil pro každé měření. Pro získání hodnot měrných řezných sil ( $k_c$ ) je vycházeno ze vztahu pro výpočet střední hodnoty řezné síly na 1 břit frézovacího nástroje  $F_{c_{m_{1z}}}$  (vyhodnocené hodnoty, viz kapitola 5.6) s uvažováním pouze rovné řezné hrany ( $h_D(\varphi) = f_z \cdot \sin \varphi$ ) s tím, že měrnou řeznou sílu v tomto případě neuvažují jako funkci, jako v případě odvození vlastního matematického modelu (uvažování mocninné funkce), ale uvažují ji jako konstantu, kterou potřebují získat, viz vztah (60).

$$F_{c_{m_{1z}}} = \frac{k_c \cdot b_D \cdot f_z}{\varphi_{ex} - \varphi_{st}} \cdot \int_{\varphi_{st}}^{\varphi_{ex}} \sin \varphi d\varphi = \frac{k_c \cdot a_p \cdot f_z}{\varphi_{ex} - \varphi_{st}} \cdot (\cos \varphi_{st} - \cos \varphi_{ex}) \quad (60)$$

Měrná řezná síla je na základě předchozí rovnice vypočtena na základě střední hodnoty řezné síly za záběr pro 1 zub frézovacího nástroje ( $F_{c_{m_{1z}}}$ ), která je získána z experimentálních měření, viz vztah (61).

$$k_c = \frac{F_{c_{m_{1z}}} \cdot (\varphi_{ex} - \varphi_{st})}{a_p \cdot f_z \cdot (\cos \varphi_{st} - \cos \varphi_{ex})} \quad (61)$$

$$h_{D_m} = f_z \cdot (\cos \varphi_{st} - \cos \varphi_{ex}) \quad (62)$$

Jak je vidět, v tomto případě je střední hodnota tloušťky odřezávané vrstvy ( $h_{D_m}$ ) dána dle vztahu (62).

$$h_{D_m} = f_z \cdot (\cos \varphi_{st} - \cos \varphi_{ex}) \quad (63)$$

Dle provedené analýzy rozptylu, jejíž princip je popsán v kapitole 5.7.1, už v tomto kroku víme, jaké parametry jsou statisticky významné a jaké ne. Statisticky významné parametry zadáme do software Minitab jako vstupní parametry a jako výstupní parametr zadáme vypočtené hodnoty měrné řezné síly. Dále je nutno v software Minitab vybrat nelineární regresi a nastavit tam vztah měrné řezné síly s konstantami, které chceme

zjistit. V případě, že se u konkrétního materiálu splní předpoklad, že tloušťka odřezávané vrstvy a řezná rychlost jsou statisticky významné a šířka odřezávané vrstvy je statisticky nevýznamná, zadá se v software Minitab vztah (62), s tím, že hodnota řezné rychlosti  $v_{c_{def}}$  je odpovídá středovému bodu řezné rychlosti v plánu experimentů, čímž následně získáme materiálové konstanty  $k_{c_{1.1}}$ ,  $m_c$ ,  $m_{v_c}$ . Pokud tento předpoklad splněn nebude, bude tento případ řešen individuálně u konkrétního materiálu.

V kapitolách 5.7.3 až 5.7.5 budou získány materiálové konstanty postupně pro všechny tři zkoumané materiály. Na základě těchto materiálových konstant budou v těchto kapitolách rovněž vykresleny měrné řezné síly, které budou vypočteny pro maximální tloušťky odřezávané vrstvy. Ty, pro tento případ (úhel nastavení hlavního ostří je  $90^\circ$ , maximální hodnota aktuálního úhlu záběru je  $90^\circ$ ), odpovídají posuvu na zub. Výpočet hodnot měrných řezných sil je pak dán na základě vztahu (64).

$$\left. \begin{aligned} k_c &= k_{c_{1.1}} \cdot h_{D_{max}}^{-m_c} \cdot \left( \frac{v_c}{v_{c_{def}}} \right)^{-m_{v_c}} \\ h_{D_{max}} &= f_z \cdot \sin \kappa_r \cdot \sin \varphi_{max} = f_z \end{aligned} \right\} k_c = k_{c_{1.1}} \cdot f_z^{-m_c} \cdot \left( \frac{v_c}{v_{c_{def}}} \right)^{-m_{v_c}} \quad (64)$$

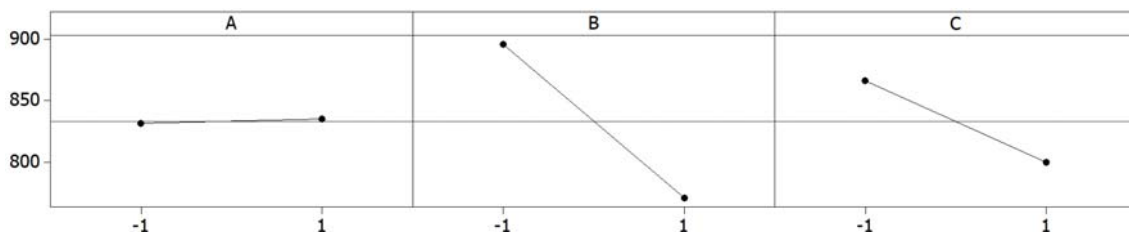
### 5.7.3 Získání materiálových konstant pro materiál EN AW 7075

Analýza rozptylu pro ověření vlivu hlavních faktorů na změnu velikosti měrné řezné síly je pro materiál EN AW 7075 zobrazena v Tab. 6.

Tab. 6: ANOVA pro ověření vlivu hlavních faktorů na změnu velikosti měrné řezné síly (EN AW 7075).

Zdroj variability	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Faktor A	1	32	32	32	6.10	0.06903
Faktor B	1	30890	30890	30890	5883.81	0.00000
Faktor C	1	8923	8923	8923	1699.62	0.00000
<b>Reziduální chyba</b>	<b>4</b>	<b>21</b>	<b>21</b>	<b>5</b>		
<b>Celkový</b>	<b>7</b>	<b>39866</b>				

Pro doplnění analýzy rozptylu je sestaven graf vlivu jednotlivých faktorů jako hlavních efektů na změnu měrné řezné síly, viz Obr. 37.



Obr. 37: Vliv jednotlivých faktorů jako hlavních efektů na změnu měrné řezné síly (EN AW 7075).

Jak vyplývá z analýzy rozptylu, mezi statisticky významné faktory patří faktor B (střední tloušťka odřezávané vrstvy) a faktor C (řezná rychlost). Významnějším z těchto

dvou faktorů, dle hodnoty P i F, je faktor B. Naopak, statisticky nevýznamný je faktor A (šířka odřezávané vrstvy). Prokázal se tedy vliv tloušťky odřezávané vrstvy a řezné rychlosti, jak jsem předpokládal. Pro získání materiálových konstant tedy mohu použít původně navržený matematický model pro měrnou řeznou sílu, který je dle postupu popsaného v kapitole 5.7.2, zadán do software Minitab, viz Obr. 38.

The screenshot shows the Minitab interface. On the left is a data table with columns C1 (hd), C2 (vc), and C3 (kc). Overlaid on this is the 'Nonlinear Regression' dialog box. The 'Response' is set to 'kc'. The 'Expectation Function' section has 'Use Calculator...' selected, and the 'Edit directly' text box contains the formula:  $kc11 * hd^{-mc} * (vc/450)^{-mvc}$ . Below the dialog box is the 'Session' window, which displays the fitted equation:  $kc = 558.355 * hd^{(-0.211521)} * (vc / 450)^{(-0.174199)}$  and a table of parameter estimates.

Parameter	Estimate	SE Estimate
kc11	558.355	5.59087
mc	0.212	0.00528
mvc	0.174	0.00786

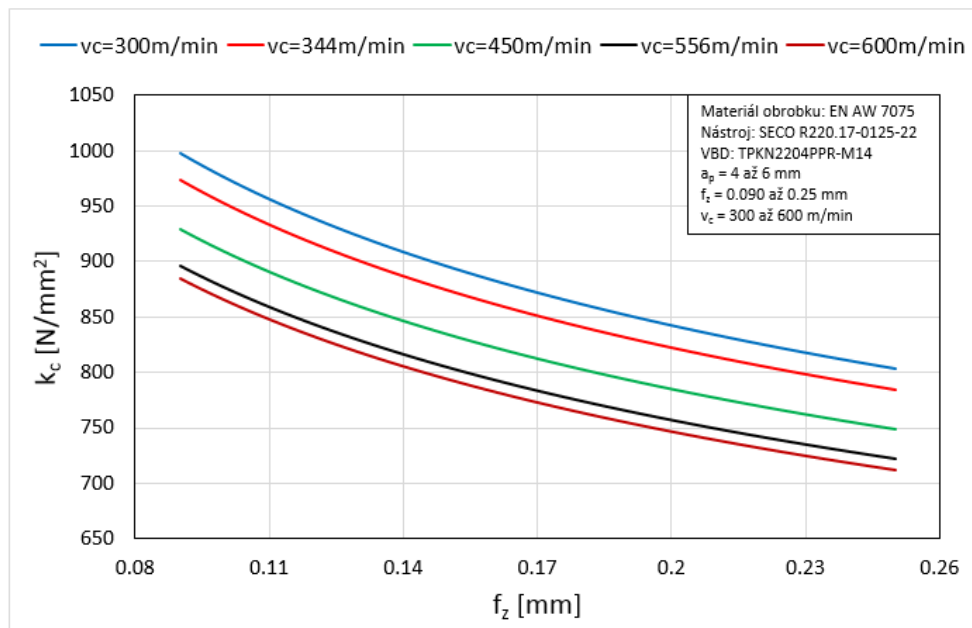
Obr. 38: Získání materiálových konstant v software Minitab (EN AW 7075).

Navržený matematický model měrné řezné síly s materiálovými konstantami získanými ze softwaru Minitab je dán vztahem (65).

$$k_c = k_{c_{1.1}} \cdot h_D^{-m_c} \cdot \left( \frac{v_c}{v_{c_{def}}} \right)^{-m_{vc}} = 558 \cdot h_D^{-0.212} \cdot \left( \frac{v_c}{450} \right)^{-0.174} \quad (65)$$

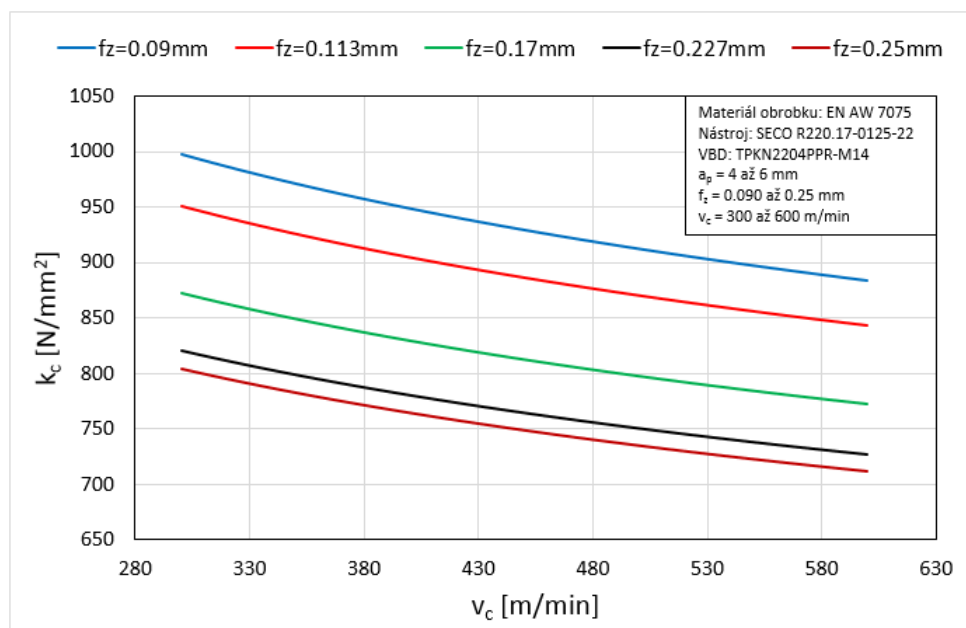
Index determinace ( $R^2$ ) získaného matematického modelu představuje hodnotu 99.32 %. Upravený index determinace ( $R^2$  Adj) podmiňující míru vysvětlení variability dat daným modelem dosahuje hodnoty 99.23 %. Vzhledem k vysokým hodnotám upraveného indexu determinace můžeme hovořit o funkčním modelu.

Na Obr. 39 je závislost vypočtené měrné řezné síly na posuvu na zub v rozsahu 0.09 až 0.25 mm pro 5 hodnot řezných rychlostí v rozsahu 300 až 600 m/min.



Obr. 39: Závislost vypočtené měrné řezné síly na posuvu na zub pro 5 hodnot řezných rychlostí.

Na Obr. 40 je závislost vypočtené měrné řezné síly na řezné rychlosti v rozsahu řezných rychlostí 300 až 600 m/min pro 5 posuvů na zub v rozsahu 0.09 až 0.25 mm.



Obr. 40: Závislost vypočtené měrné řezné síly na řezné rychlosti pro 5 hodnot posuvů na zub.

Jak je vidět na výše uvedených grafech, řezná rychlost má v tomto rozsahu řezných rychlostí a posuvů u hliníkové slitiny s označením EN AW 7075 výrazný vliv na velikost měrné řezné síly a jejím zanedbáním bychom se dopustili určité nepřesnosti.

Se zvětšující se hodnotou tloušťky odřezávané vrstvy se měrná řezná síla zmenšuje. Totéž platí i vlivu řezné rychlosti – se zvětšující se řeznou rychlostí se měrná řezná síla snižuje. Pro malé posuvy na zub ( $f_z = 0.09$  mm) a malé řezné rychlosti ( $v_c = 300$  m/min) jsou hodnoty měrné řezné síly největší.

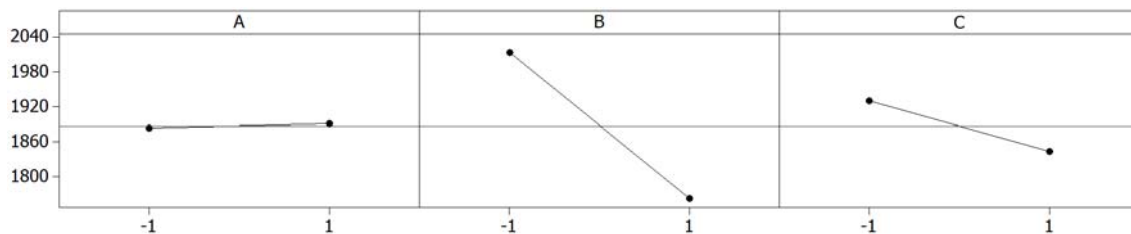
### 5.7.4 Získání materiálových konstant pro materiál Ti6Al4V

Analýza rozptylu pro ověření vlivu hlavních faktorů na změnu velikosti měrné řezné síly je pro materiál Ti6Al4V zobrazena v Tab. 7.

Tab. 7: ANOVA pro ověření vlivu hlavních faktorů na změnu velikosti měrné řezné síly (Ti6Al4V).

Zdroj variability	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Faktor A	1	129	129	129	0.24	0.65126
Faktor B	1	126074	126074	126074	232.50	0.00011
Faktor C	1	15039	15039	15039	27.73	0.00623
Reziduální chyba	4	2169	2169	542		
<b>Celkový</b>	<b>7</b>	<b>143410</b>				

Pro doplnění analýzy rozptylu je sestaven graf vlivu jednotlivých faktorů jako hlavních efektů na změnu měrné řezné síly, viz Obr. 41.



Obr. 41: Vliv jednotlivých faktorů jako hlavních efektů na změnu měrné řezné síly (Ti6Al4V).

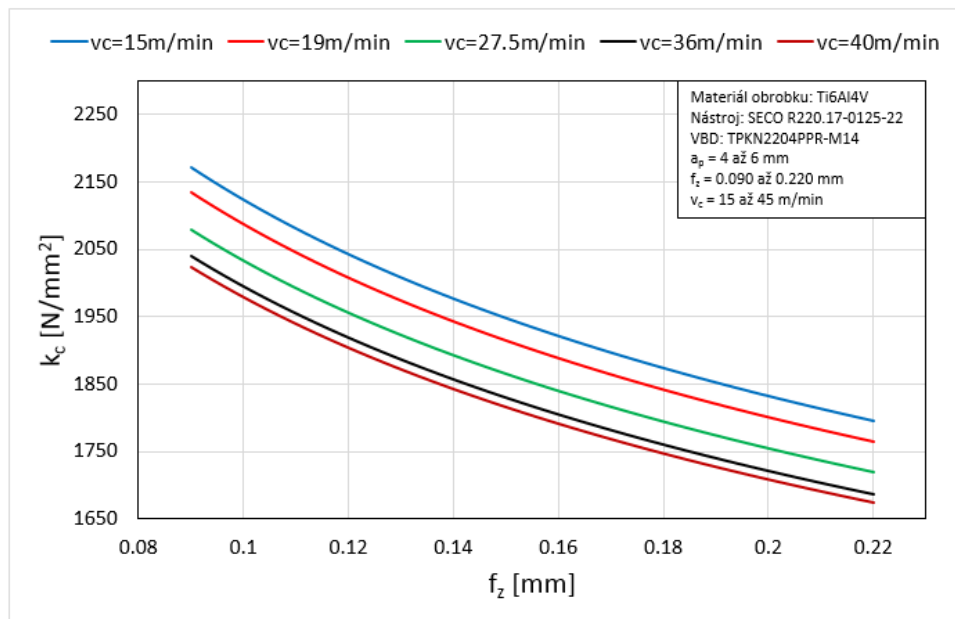
Jak vyplývá z analýzy rozptylu, mezi statisticky významné faktory patří faktor B (střední tloušťka odřezávané vrstvy) a faktor C (řezná rychlost). Významnějším z těchto dvou faktorů, dle hodnoty P i F, je faktor B. Naopak, statisticky nevýznamný je faktor A (šířka odřezávané vrstvy). Prokázal se tedy vliv tloušťky odřezávané vrstvy a řezné rychlosti, jak tomu bylo i u hliníkové slitiny, a tak tedy mohou být použity navržený matematický model pro měrnou řeznou sílu a stejným způsobem jako u hliníkové slitiny získám pomocí software Minitab materiálové konstanty i pro tento materiál.

Navržený matematický model měrné řezné síly s materiálovými konstantami získanými pomocí software Minitab je dán vztahem (66).

$$k_c = k_{c_{1.1}} \cdot h_D^{-m_c} \cdot \left( \frac{v_c}{v_{c_{def}}} \right)^{-m_c} = 1245 \cdot h_D^{-0.213} \cdot \left( \frac{v_c}{27.5} \right)^{-0.072} \quad (66)$$

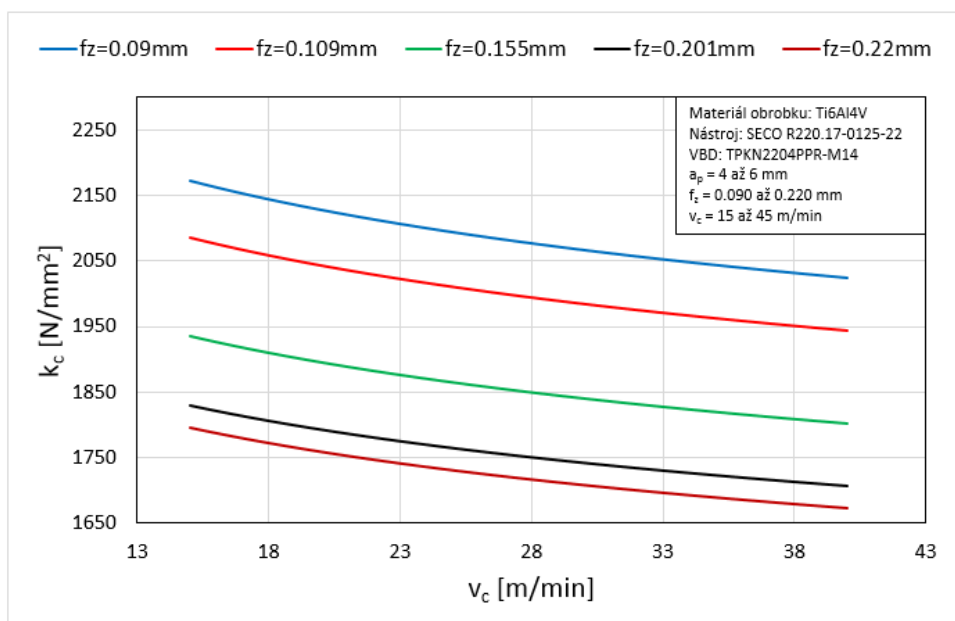
Index determinace ( $R^2$ ) získaného matematického modelu představuje hodnotu 97.61 %. Upravený index determinace ( $R^2$  Adj) podmiňující míru vysvětlení variability dat daným modelem dosahuje hodnoty 97.29 %. Vzhledem k vysokým hodnotám upraveného indexu determinace můžeme hovořit o funkčním modelu.

Na Obr. 42 je závislost vypočtené měrné řezné síly na tloušťce odřezávané vrstvy v rozsahu posuvů na zub 0.09 až 0.22 mm pro 5 hodnot řezných rychlostí v rozsahu 15 až 40 m/min, které byly použity při návrhu experimentů.



Obr. 42: Závislost vypočtené měrné řezné síly na posuvu na zub pro 5 hodnot řezných rychlostí.

Na Obr. 43 je závislost vypočtené měrné řezné síly na řezné rychlosti v rozsahu řezných rychlostí 15 až 40 m/min pro 5 posuvů na zub v rozsahu 0.09 až 0.22 mm, které byly použity při návrhu experimentů.



Obr. 43: Závislost vypočtené měrné řezné síly na řezné rychlosti pro 5 hodnot posuvů na zub.

Jak je vidět na výše uvedených obrázcích, řezná rychlost má v tomto rozsahu řezných rychlostí a posuvů u titanové slitiny s označením Ti6Al4V výrazný vliv na velikost měrné řezné síly a jejím zanedbáním bychom se dopustili velké nepřesnosti. Se zvětšující se hodnotou tloušťky odřezávané vrstvy se měrná řezná síla zmenšuje. Totéž platí i vlivu řezné rychlosti – se zvětšující se řeznou rychlostí se měrná řezná síla snižuje. Pro malé posuvy na zub ( $f_z = 0.09$  mm) a malé řezné rychlosti ( $v_c = 15$  m/min) jsou hodnoty měrné řezné síly největší.

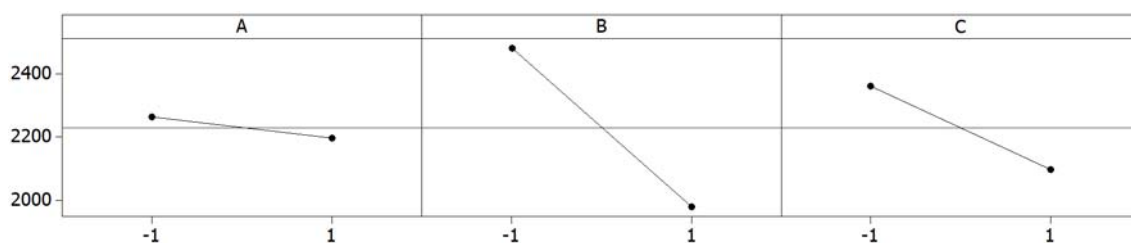
### 5.7.5 Získání materiálových konstant pro ocel DIN C45

Analýza rozptylu pro ověření vlivu hlavních faktorů na změnu velikosti měrné řezné síly je pro materiál DIN C45 zobrazena v Tab. 8.

Tab. 8: ANOVA pro ověření vlivu hlavních faktorů na změnu velikosti měrné řezné síly (DIN C45).

Zdroj variability	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Faktor A	1	8668	8668	8668	9.62	0.03615
Faktor B	1	506528	506528	506528	562.34	0.00002
Faktor C	1	140158	140158	140158	155.60	0.00024
<b>Reziduální chyba</b>	<b>4</b>	<b>3603</b>	<b>3603</b>	<b>901</b>		
<b>Celkový</b>	<b>7</b>	<b>658957</b>				

Pro doplnění analýzy rozptylu je sestaven graf vlivu jednotlivých faktorů jako hlavních efektů na změnu měrné řezné síly, viz Obr. 44.



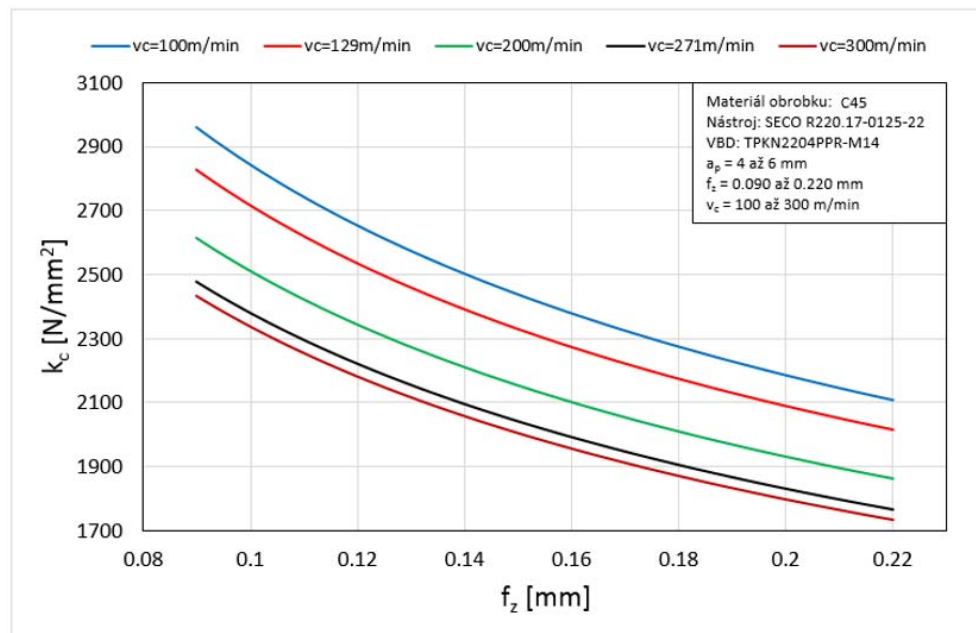
Obr. 44: Vliv jednotlivých faktorů jako hlavních efektů na změnu měrné řezné síly (DIN C45).

Jak vyplývá z analýzy rozptylu, mezi statisticky významné faktory patří faktor B (střední tloušťka odřezávané vrstvy) a faktor C (řezná rychlost). Významnějším z těchto dvou faktorů je, dle hodnoty P i F, je faktor B. Naopak, statisticky nevýznamný faktor na zvolené hladině významnosti, dle hodnoty P, je faktor A (šířka odřezávané vrstvy). Prokázal se tedy vliv tloušťky odřezávané vrstvy a řezné rychlosti, jak tomu bylo i přechodích dvou materiálů, a tak tedy mohou být použity navržený matematický model pro měrnou řeznou sílu a stejným způsobem jako u předešlých dvou materiálů získat pomocí software Minitab materiálové konstanty i pro tento materiál.

Navržený matematický model měrné řezné síly s materiálovými konstantami získanými pomocí software Minitab je dán vztahem (67).

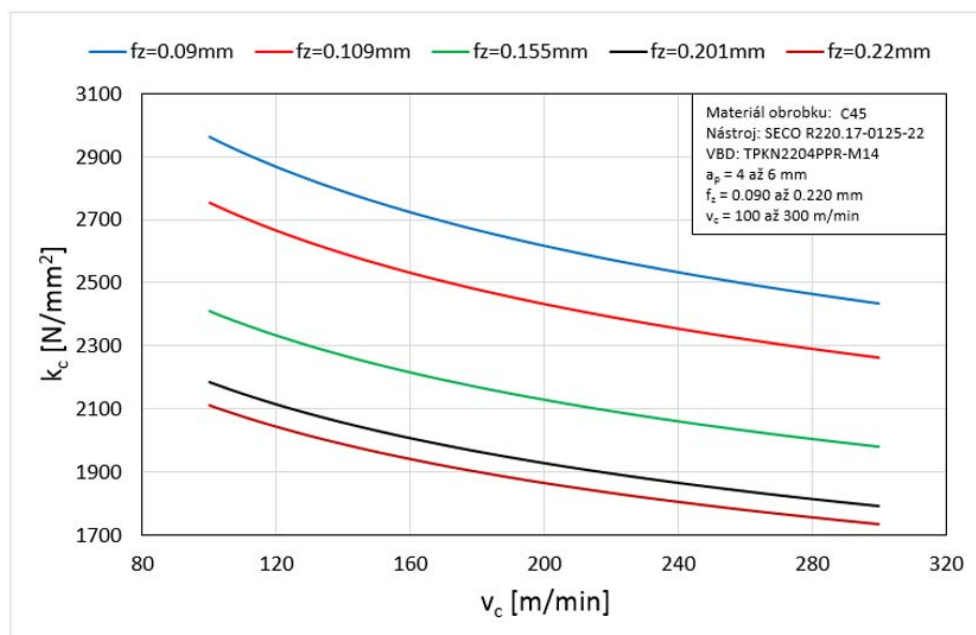
$$k_c = k_{c_{1.1}} \cdot h_D^{-m_c} \cdot \left( \frac{v_c}{v_{c_{def}}} \right)^{-m_{vc}} = 1048 \cdot h_D^{-0.380} \cdot \left( \frac{v_c}{200} \right)^{-0.179} \quad (67)$$

Index determinace ( $R^2$ ) získaného matematického modelu představuje hodnotu 94.88 %. Upravený index determinace ( $R^2$  Adj) podmiňující míru vysvětlení variability dat daným modelem dosahuje hodnoty 94.19 %. Vzhledem k vysokým hodnotám upraveného indexu determinace můžeme i v tomto případě hovořit o funkčním modelu měrné řezné síly.



Obr. 45: Závislost vypočtené měrné řezné síly na posuvu na zub pro 5 hodnot řezných rychlostí.

Na Obr. 45 je zobrazena závislost vypočtené měrné řezné síly na tloušťce odřezávané vrstvy v rozsahu posuvů na zub  $0.09$  až  $0.22$  mm pro 5 hodnot řezných rychlostí v rozsahu  $100$  až  $300$  m/min, které byly použity při návrhu experimentů.



Obr. 46: Závislost vypočtené měrné řezné síly na řezné rychlosti pro 5 hodnot posuvů na zub.

Na Obr. 46 je zobrazena závislost vypočtené měrné řezné síly na řezné rychlosti v rozsahu řezných rychlostí  $100$  až  $300$  m/min pro 5 posuvů na zub v rozsahu  $0.09$  až  $0.22$  mm, které byly použity při návrhu experimentů.

Jak je vidět na výše uvedených obrázcích, řezná rychlost má v tomto rozsahu řezných rychlostí a posuvů u oceli s označením DIN C45 výrazný vliv na velikost měrné řezné síly a jejím zanedbáním bychom se dopustili velké nepřesnosti.



Se zvětšující se hodnotou tloušťky odřezávané vrstvy se měrná řezná síla zmenšuje. Totéž platí i vlivu řezné rychlosti – se zvětšující se řeznou rychlostí se měrná řezná síla zmenšuje. Pro malé posuvy na zub ( $f_z = 0.09$  mm) a malé řezné rychlosti ( $v_c = 100$  m/min) jsou hodnoty měrné řezné síly největší.

## 5.8 Dílčí shrnutí

V kapitole 4 byl navržen matematický model pro výpočet měrné řezné síly v mocninném tvaru s vlivem tloušťky odřezávané vrstvy a řezné rychlosti. V tomto vztahu jsou tři materiálové konstanty, které bylo nutno získat pro všechny navržené materiály obrobku. První z těchto konstant je měrná řezná síla pro plochu odřezávané vrstvy  $1 \text{ mm}^2$  a pro řeznou rychlost  $v_{c_{def}}$ , tj.  $k_{c_{1.1}}$ . Další konstanta určuje vliv tloušťky odřezávané vrstvy ( $h_D$ ) na změnu měrné řezné síly ( $k_c$ ), tj.  $m_c$ . Poslední konstanta určuje vliv řezné rychlosti na změnu měrné řezné síly ( $k_c$ ), tj.  $m_{v_c}$ .

Vybranými materiály, pro které měly být určeny materiálové konstanty, byly celkem tři: hliníková slitina EN AW 7075, titanová slitina Ti6Al4V a nelegovaná ocel C45.

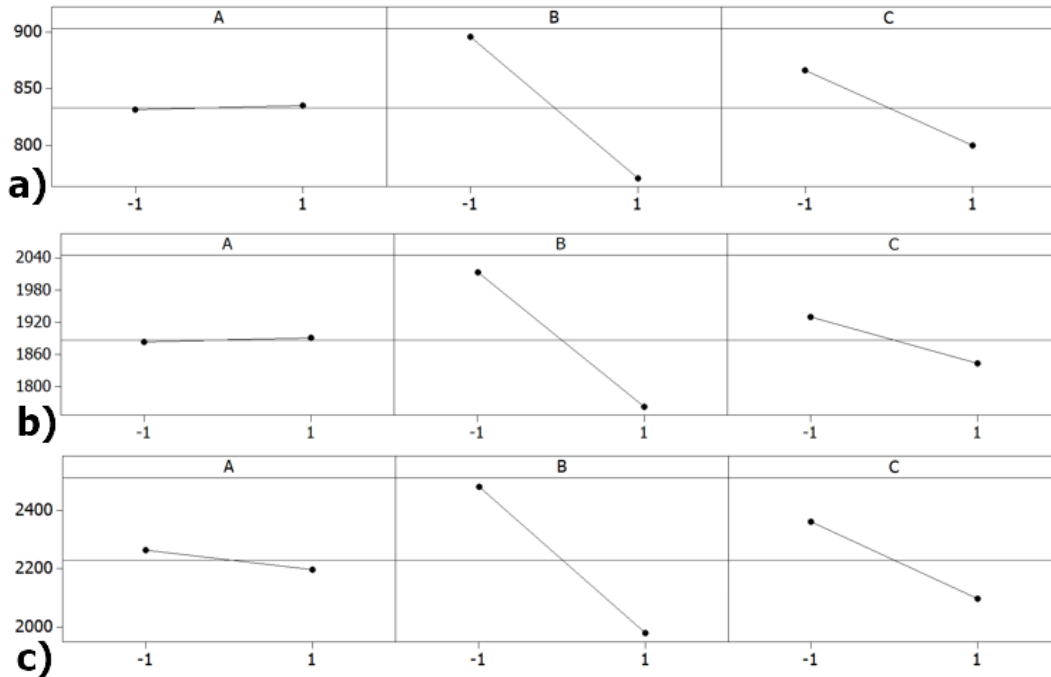
Pro získání materiálových konstant u těchto tří materiálů obrobku bylo nejprve nutno navrhnout experimenty. Aby bylo možné sestavit matematický model, který by byl aplikovatelný pro nástroje s různou geometrií, respektive s různým poloměrem špičky, bylo přikročeno k frézování obrobku bez vlivu poloměru špičky. Za tím účelem byl navržen vzorek, kterým byla destička obdélníkového průřezu o různých tloušťkách vzorku. Pro realizaci frézování navržených vzorků byl navržen a vyroben přípravek, který byl upnut na dynamometru.

Pro návrh experimentů u jednotlivých materiálů bylo použito centrální kompozitní plánování experimentů pro tři faktory se čtyřmi středovými body, čemuž odpovídalo 18 experimentů pro každý materiál s tím, že každý experiment byl proveden 3x.

Vyhodnocení experimentů probíhalo v aplikaci naprogramované v softwaru Matlab, která byla vytvořena na základě algoritmu popsaném v kapitole 5.6.2. Vyhodnoceny byly střední hodnoty řezných sil za záběr ve vybraném intervalu a z těchto hodnot byly na základě vztahu (61) vypočteny střední hodnoty měrných řezných sil.

Před samotným získáním materiálových konstant byla nejprve provedena u každého materiálu analýza rozptylu (ANOVA) pro ověření vlivu hlavních faktorů (A, B, C) na změnu velikosti měrné řezné síly. Důraz byl kladen především na statistickou významnost řezné rychlosti (faktor C) a šířky odřezávané vrstvy (faktor A). U tloušťky odřezávané vrstvy (faktor B) se statistická významnost očekávala. Pro tyto účely byly z centrálního plánu experimentů použity faktoriální body, viz Obr. 31b. Na základě analýzy rozptylu pro konkrétní materiál byla dle p-hodnoty určena statistická významnost jednotlivých faktorů pro zvolenou hladinu významnosti, jejíž hodnota byla na základě zkušeností z předchozích let zvolena  $\alpha=0.01$ . Faktory, jejichž p-hodnota byla větší než tato zvolená

hladina významnosti, byly považovány za statisticky nevýznamné. Z analýzy rozptylu se u všech tří zkoumaných materiálů prokázal faktor B (střední tloušťka odřezávané vrstvy) jako statisticky nejvýznamnější faktor. Dále se u všech tří materiálů prokázal faktor C (řezná rychlost) jako druhý statisticky nejvýznamnější faktor. Co se týče statistické významnosti faktoru A (šířka odřezávané vrstvy), prokázal se u všech tří materiálů jako statisticky nevýznamný. Pro doplnění analýzy rozptylu byly pro všechny tři materiály sestrojeny grafy vlivu jednotlivých faktorů jako hlavních efektů na změnu měrné řezné síly, viz Obr. 47.



Obr. 47: Vliv jednotlivých faktorů jako hlavních efektů na změnu měrné řezné síly pro všechny tři zkoumané materiály: a) EN AW 7075, b) Ti6Al4V, c) DIN C45.

Původně navržený model měrné řezné síly s vlivem tloušťky odřezávané vrstvy a řezné rychlosti se tedy u všech tří materiálů prokázal jako relevantní a byl tedy následně použit pro získání materiálových konstant, kdy byly pomocí software Minitab zjištěny všechny tři materiálové konstanty pro všechny zkoumané materiály, viz Tab. 9, kde je rovněž zobrazena i řezná rychlost  $v_{c_{def}}$ .

Tab. 9: Materiálové konstanty pro výpočet měrné řezné síly pro všechny tři materiály.

Materiál	$k_{c_{1,1}} \left[ \frac{N}{mm^2} \right]$	$m_c [-]$	$m_{v_c} [-]$	$v_{c_{def}} \left[ \frac{m}{min} \right]$
EN AW 7075	558	0.212	0.174	450
Ti6Al4V	1245	0.213	0.072	27.5
C45	1048	0.380	0.179	200

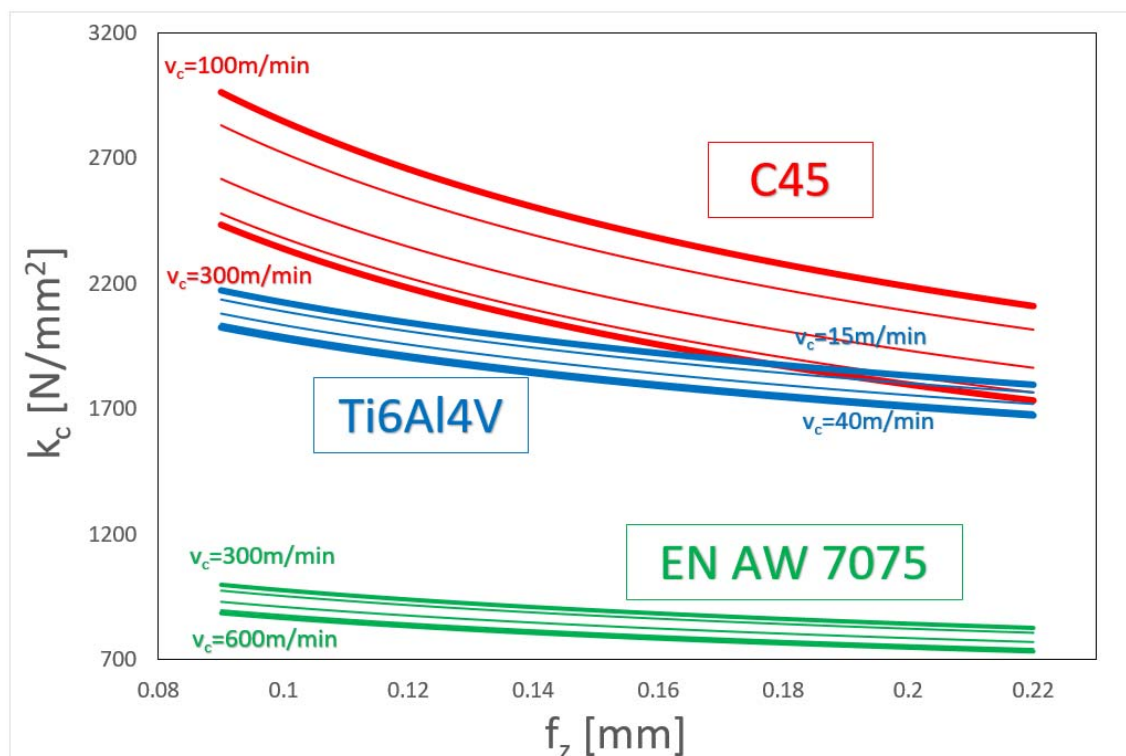
U matematických modelů měrných řezných sil obsahující výše uvedené materiálové konstanty byly zjištěny hodnoty indexu determinace ( $R^2$ ) a upraveného indexu determinace ( $R^2_{Adj}$ ), viz Tab. 10.

Tab. 10: Hodnoty indexu determinace a upraveného indexu determinace pro všechny tři materiály.

Materiál	$R^2$	$R^2 Adj$
EN AW 7075	99.32	99.23
Ti6Al4V	97.61	97.29
C45	94.88	94.19

Nejvyšší hodnotu indexu determinace ( $R^2$ ) a upraveného indexu determinace ( $R^2 Adj$ ) podmiňující míru vysvětlení variability dat daným modelem dosahuje model u materiálu EN AW 7075, dále pak Ti6Al4V a nakonec C45. Jak je vidět ve výše uvedené tabulce, u všech tří materiálů jsou hodnoty  $R^2$  a  $R^2 Adj$  vysoké, a tak lze matematický model pro výpočet měrné řezné síly se získanými materiálovými konstantami považovat za funkční.

Na Obr. 48 je závislost vypočtené měrné řezné síly ( $k_c$ ) na posuvu na zub ( $f_z$ ) pro řezné rychlosti v rozsahu, v jakém byly měřeny, tedy: u hliníkové slitiny EN AW 7075 je to v rozsahu 300 až 600 m/min, pro titanovou slitinu Ti6Al4V v rozsahu 15 až 40 m/min a pro ocel C45 v rozsahu 100 až 300 m/min.



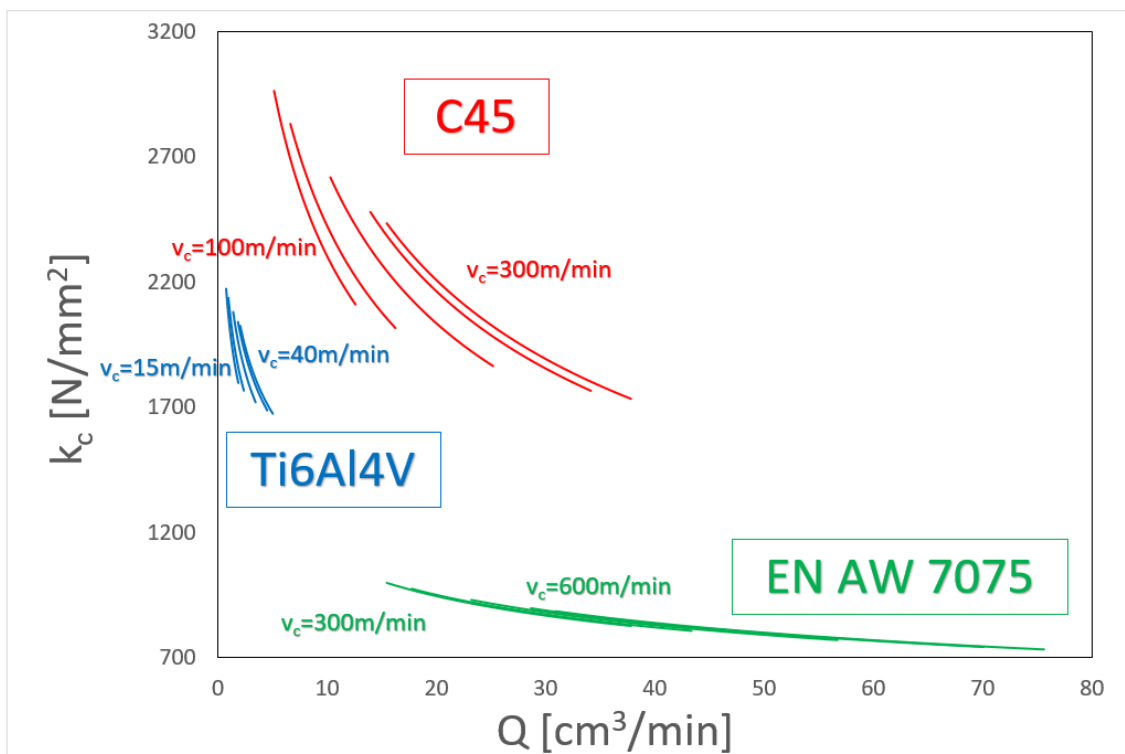
Obr. 48: Závislost měrné řezné síly na posuvu na zub pro všechny tři zkoumané materiály (EN AW 7075, Ti6Al4V, DIN C45).

Jak je vidět na výše uvedeném obrázku, největší hodnoty měrných řezných sil dosahuje téměř ve všech případech ocel DIN C45. Výjimku tvoří titanová slitina Ti6Al4V při použití řezných rychlostí v rozsahu 15 až 28 m/min při velkých tloušťkách odřezávaného materiálu, kdy jsou hodnoty měrné řezné síly vyšší, než u oceli DIN C45 při použití velkých řezných rychlostí (271 až 300 m/min). Nejmenší hodnoty měrné řezné síly má hliníková slitina EN AW 7075.

Na Obr. 49 je zobrazena závislost měrné řezné síly ( $k_c$ ) na úběru materiálu za jednotku času ( $Q$ ) pro všechny nastavené řezné rychlosti dle plánu experimentů, a to pro všechny tři zkoumané materiály. Jak je vidět na uvedeném obrázku, měrná řezná síla klesá s úběrem materiálu za jednotku času. Dále lze vypožorovat, že s rostoucí řeznou rychlostí klesají jak měrné řezné síly, tak se zvyšuje úběr materiálu za jednotku času.

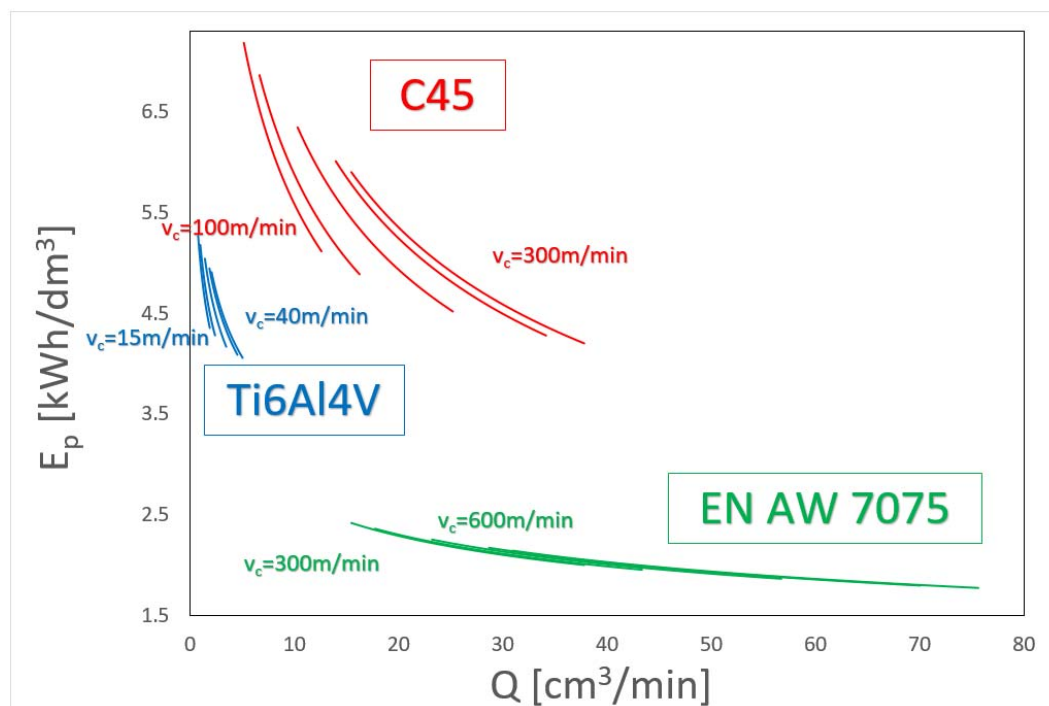
Nejmenší hodnoty úběru materiálu za jednotku času jsou při vysokých hodnotách měrné řezné síly dosahovány u titanové slitiny Ti6Al4V, z čehož nejmenší úběr materiálu a největší měrné řezné síly jsou dosahovány u řezné rychlosti 15 m/min.

Naopak největší hodnoty úběru materiálu za jednotku času jsou dosahovány u hliníkové slitiny EN AW 7075, z čehož největší hodnoty úběru materiálu a nejmenší hodnoty měrné řezné síly jsou dosahovány při řezné rychlosti 600 m/min.



Obr. 49: Závislost měrné řezné síly na úběru materiálu za jednotku času pro všechny tři zkoumané materiály (EN AW 7075, Ti6Al4V, DIN C45).

Na Obr. 50 je zobrazena závislost energetické náročnosti řezného procesu ( $E_p$ ) na úběru materiálu za jednotku času ( $Q$ ) pro všechny nastavené řezné rychlosti dle plánu experimentů, a to pro všechny tři zkoumané materiály. Na tomto obrázku je vidět jak energetická náročnost řezného procesu klesá s úběrem materiálu za jednotku času. Dále lze vypožorovat, že s rostoucí řeznou rychlostí klesá jak energetická náročnost řezného procesu, tak se zvyšuje úběr materiálu za jednotku času.



Obr. 50: Závislost energetické náročnosti řezného procesu na úběru materiálu za jednotku času pro všechny tři zkoumané materiály (EN AW 7075, Ti6Al4V, DIN C45).

Největší hodnoty energetické náročnosti řezného procesu jsou dosaženy u oceli DIN C45, což souvisí s tím, že tam jsou i největší hodnoty měrných řezných sil, z čehož nejmenší úběr materiálu a největší hodnoty energetické náročnosti jsou dosahovány u řezné rychlosti 100 m/min.

Naopak největší hodnoty energetické náročnosti v kombinaci s největšími hodnotami úběru materiálu jsou dosahovány u hliníkové slitiny EN AW 7075, z čehož největší hodnoty úběru materiálu a nejmenší hodnoty energetické náročnosti řezného procesu jsou dosahovány při řezné rychlosti 600 m/min.

Princip a popis získání materiálových konstant pro hliníkovou a titanovou slitinu je publikovaný v publikaci autora [86] a pro ocel DIN C45 v publikaci [70].

## 6 Ověření navrženého matematického modelu

Cílem této kapitoly je ověření středních hodnot řezných sil za záběr pro 1 zub, které jsou vypočteny přes navržený matematický model. Ověření bude provedeno na základě porovnání vypočtených a experimentálně zjištěných středních hodnot řezných sil, aby se zjistilo, s jakou přesností navržený matematický model tyto hodnoty predikuje. Pro tento účel je použit vztah, který vyjadřuje procentuální rozdíl, respektive odchylku, řezné síly experimentálně zjištěné a vypočtené ( $\Delta F_c$ ), což lze považovat za chybu modelu.

$$\Delta F_c = \frac{F_{c_{experiment}} - F_{c_{model}}}{F_{c_{experiment}}} \cdot 100 \quad (68)$$

### 6.1 Ověření výpočtu řezné síly s uvažováním řezné rychlosti

Tato část kapitoly má za úkol ověřit střední hodnoty řezných sil za záběr pro 1 zub vypočtených na základě navrženého matematického modelu s tím, že ověření bude provedeno porovnáním vypočtených hodnot řezných sil s hodnotami experimentálně zjištěnými, které byly použity pro získání materiálových konstant u jednotlivých materiálů (viz kapitola 5). Půjde tedy o aplikaci modelu bez uvažování poloměru špičky. Hlavním úkolem této kapitoly je totiž ověřit vliv řezné rychlosti při výpočtu střední hodnoty řezné síly. Pro tento účel jsou uvažovány dva modely – model, který neuvažuje vliv řezné rychlosti (Model 1) a model, který uvažuje vliv řezné rychlosti (Model 2).

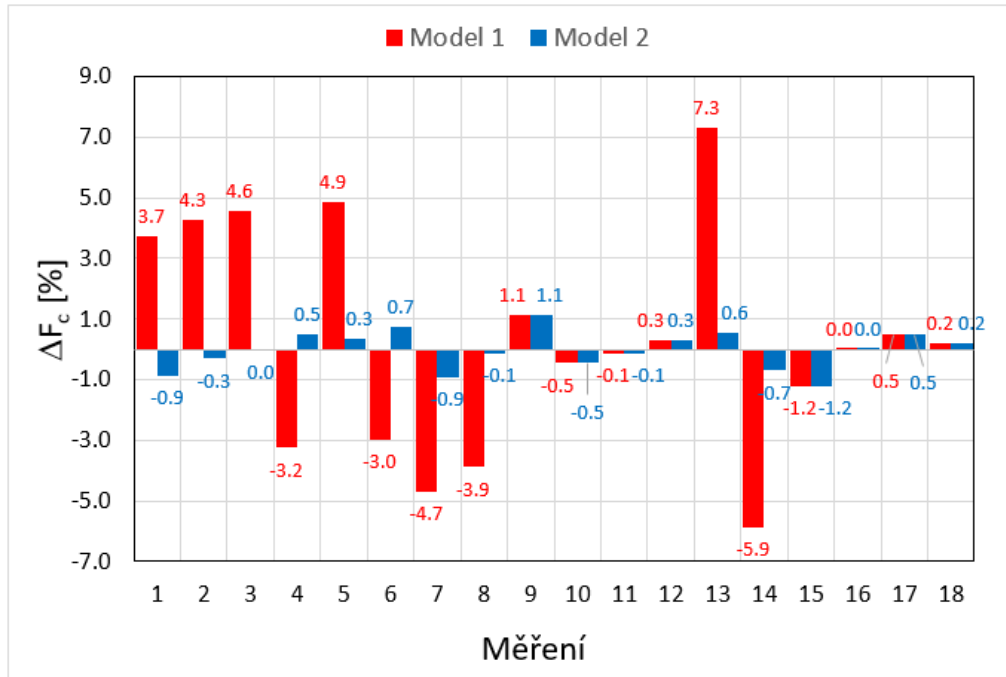
#### 6.1.1 Ověření matematického modelu u materiálu EN AW 7075

V Tab. 11 jsou shrnuty střední hodnoty řezných sil experimentálně zjištěných a vypočtených dle navrženého matematického modelu s procentuální odchylkou  $\Delta F_c$ .

Tab. 11: Ověření navrženého matematického modelu u materiálu EN AW 7075.

Měření	Vstupní hodnoty			Verifikace				
	$a_p$ [mm]	$f_z$ [mm]	$v_c$ [m/min]	$F_c$ [N]			$\Delta F_{c\_Model1}$ [%]	$\Delta F_{c\_Model2}$ [%]
				Experiment	Model 1	Model 2		
1	4.3	0.113	344	439.2	422.8	443.0	3.7	-0.9
2	5.7	0.113	344	585.5	560.5	587.3	4.3	-0.3
3	4.3	0.227	344	767.6	732.6	767.6	4.6	0.0
4	4.3	0.113	556	409.5	422.8	407.5	-3.2	0.5
5	5.7	0.227	344	1021.0	971.1	1017.6	4.9	0.3
6	5.7	0.113	556	544.3	560.5	540.2	-3.0	0.7
7	4.3	0.227	556	699.7	732.6	706.1	-4.7	-0.9
8	5.7	0.227	556	934.8	971.1	936.0	-3.9	-0.1
9	4	0.170	450	548.8	542.6	542.6	1.1	1.1
10	6	0.170	450	810.3	813.9	813.9	-0.5	-0.5
11	5	0.090	450	410.4	410.9	410.9	-0.1	-0.1
12	5	0.250	450	921.8	919.2	919.2	0.3	0.3
13	5	0.170	300	731.9	678.3	727.9	7.3	0.6
14	5	0.170	600	640.7	678.3	645.2	-5.9	-0.7
15	5	0.170	450	670.1	678.3	678.3	-1.2	-1.2
16	5	0.170	450	678.4	678.3	678.3	0.0	0.0
17	5	0.170	450	681.6	678.3	678.3	0.5	0.5
18	5	0.170	450	679.7	678.3	678.3	0.2	0.2
Vyhodnocení				Minimální odchylka			-5.9	-1.2
				Maximální odchylka			7.3	1.1
				Rozpětí odchylky			13.2	2.3
				Střední odchylka			0.2	0.0

Na Obr. 51 je grafické zobrazení procentuálních odchylek řezných sil  $\Delta F_c$ , a to pro oba matematické modely, tedy model bez uvažování vlivu řezné rychlosti (Model 1) a model s uvažováním řezné rychlosti (Model 2), kde je na první pohled vidět, jaká měření byla nejméně a naopak nejvíce přesná.



Obr. 51: Procentuální chyba navrženého matematického modelu u materiálu EN AW 7075.

Jak ukazuje Tab. 11 a rovněž i Obr. 51, procentuální odchylka modelu bez uvažování řezné rychlosti se pohybuje v rozmezí -5.9 až 7.3 % (rozpětí odchylky je 13.2 %) se střední odchylkou 0.2 % a pro model s uvažováním řezné rychlosti se procentuální odchylka pohybuje v rozmezí -1.2 až 1.1 % (rozpětí odchylky je 2.3 %) se střední odchylkou 0 %. Tímto ověřením se tedy potvrdilo, že navržený matematický model s uvažováním řezné rychlosti je pro hliníkovou slitinu s označením EN AW 7075 přesnější.

V příloze č. 6 jsou ověřeny pro tento materiál aktuální hodnoty vypočtených řezných sil, a to porovnáním průběhů řezných sil vypočtených a experimentálně získaných. Na základě tohoto porovnání mohu konstatovat, že průběhy vytvořené na základě navrženého modelu mají dobrou shodu s experimentálně získanými průběhy a lze tedy ověření modelu považovat za úspěšné.

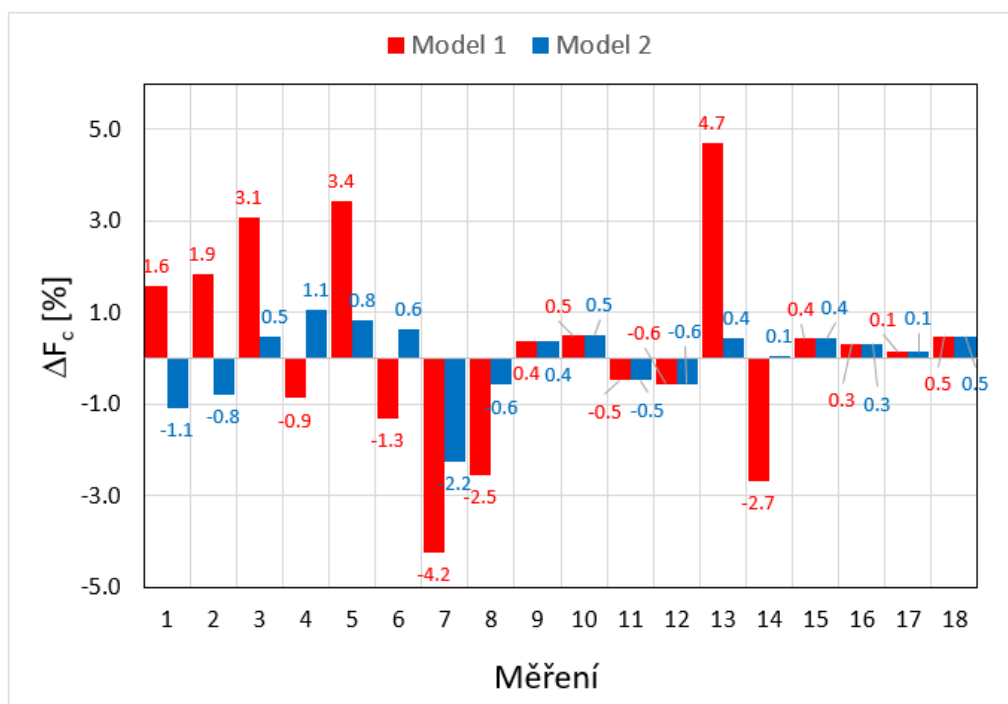
### 6.1.2 Ověření matematického modelu u materiálu Ti6Al4V

V Tab. 12 jsou shrnuty střední hodnoty řezných sil experimentálně zjištěných a vypočtených dle navrženého matematického modelu s procentuální odchylkou  $\Delta F_c$ , a to pro materiál Ti6Al4V.

Tab. 12: Ověření navrženého matematického modelu u materiálu Ti6Al4V.

Měření	Vstupní hodnoty			Verifikace				
	$a_p$ [mm]	$f_z$ [mm]	$v_c$ [m/min]	$F_c$ [N]			$\Delta F_{c\_Model1}$ [%]	$\Delta F_{c\_Model2}$ [%]
				Experiment	Model 1	Model 2		
1	4.3	0.109	19	933.8	919.0	943.8	1.6	-1.1
2	5.7	0.109	19	1241.3	1218.2	1251.1	1.9	-0.8
3	4.3	0.201	19	1534.8	1487.6	1527.7	3.1	0.5
4	4.3	0.109	36	911.2	919.0	901.4	-0.9	1.1
5	5.7	0.201	19	2042.2	1971.9	2025.1	3.4	0.8
6	5.7	0.109	36	1202.6	1218.2	1194.8	-1.3	0.6
7	4.3	0.201	36	1427.1	1487.6	1459.0	-4.2	-2.2
8	5.7	0.201	36	1923.1	1971.9	1934.0	-2.5	-0.6
9	4	0.155	28	1132.1	1127.8	1127.8	0.4	0.4
10	6	0.155	28	1700.2	1691.7	1691.7	0.5	0.5
11	5	0.090	28	914.7	919.1	919.1	-0.5	-0.5
12	5	0.220	28	1846.9	1857.2	1857.2	-0.6	-0.6
13	5	0.155	15	1479.3	1409.8	1472.7	4.7	0.4
14	5	0.155	40	1373.2	1409.8	1372.3	-2.7	0.1
15	5	0.155	28	1415.9	1409.8	1409.8	0.4	0.4
16	5	0.155	28	1414.4	1409.8	1409.8	0.3	0.3
17	5	0.155	28	1411.8	1409.8	1409.8	0.1	0.1
18	5	0.155	28	1416.6	1409.8	1409.8	0.5	0.5
Vyhodnocení				Minimální odchyška			-4.2	-2.2
				Maximální odchyška			4.7	1.1
				Rozpětí odchyšky			8.9	3.3
				Střední odchyška			0.2	0.0

Na Obr. 52 je grafické zobrazení procentuálních odchylek  $\Delta F_c$ , a to pro oba matematické modely, tedy model bez uvažování vlivu řezné rychlosti (Model 1) a model s uvažováním řezné rychlosti (Model 2), kde je na první pohled vidět, jaká měření byly nejméně a naopak nejvíce přesná.



Obr. 52: Procentuální chyba navrženého matematického modelu u materiálu Ti6Al4V.

Jak ukazuje Tab. 12 a rovněž i Obr. 52, procentuální odchyška modelu bez uvažování řezné rychlosti se pohybuje v rozmezí -4.2 až 4.7 % (rozpětí odchyšky je 8.9 %) se střední



odchylkou 0.2 % a pro model s uvažováním řezné rychlosti se procentuální odchylka pohybuje v rozmezí -2.2 až 1.1 % (rozpětí odchylky je 3.3 %) se střední odchylkou 0 %. Tímto ověřením se tedy rovněž potvrdilo, že navržený matematický model s uvažováním řezné rychlosti je pro titanovou slitinu s označením Ti6Al4V přesnější.

V příloze č. 7 jsou pro tento materiál ověřeny aktuální hodnoty vypočtených řezných sil, a to porovnáním průběhů řezných sil vypočtených a experimentálně získaných. Na základě tohoto porovnání mohou konstatovat, že průběhy vytvořené na základě vypočtených dat mají rovněž dobrou shodu s experimentálně získanými průběhy a lze tedy ověření modelu rovněž považovat za úspěšné.

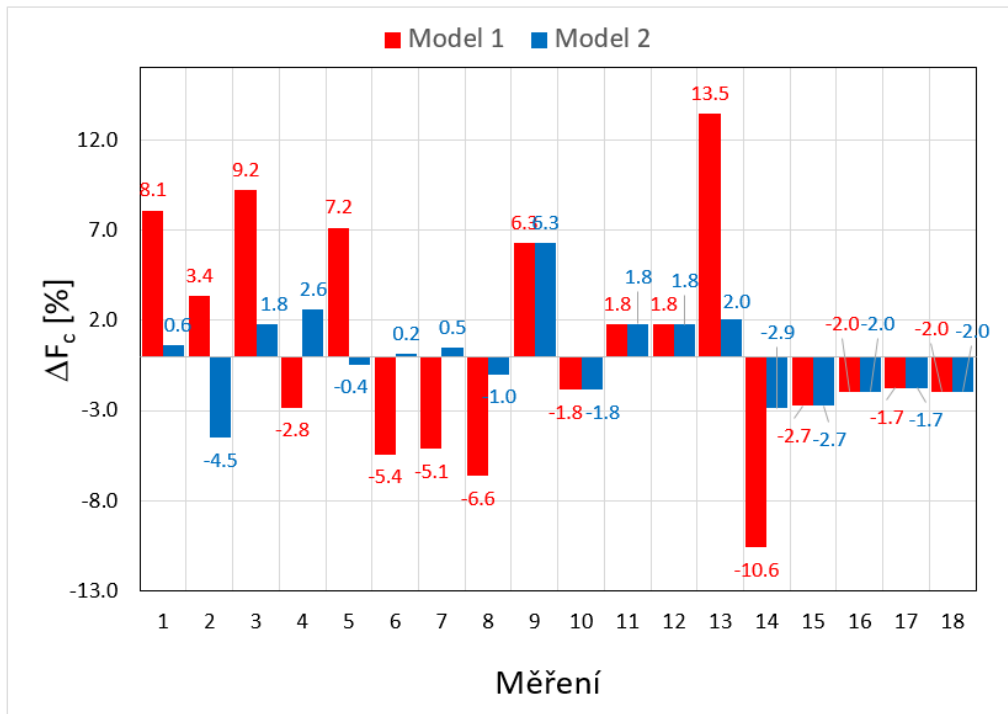
### 6.1.3 Ověření matematického modelu u materiálu DIN C45

V Tab. 13 je shrnutí středních hodnot řezných sil experimentálně zjištěných a vypočtených dle navrženého matematického modelu s procentuální odchylkou  $\Delta F_c$ , a to pro ocel s označením DIN C45.

Tab. 13: Ověření navrženého matematického modelu u materiálu C45.

Měření	Vstupní hodnoty			Verifikace				
	$a_p$ [mm]	$f_z$ [mm]	$v_c$ [m/min]	$F_c$ [N]			$\Delta F_{c\_Model1}$ [%]	$\Delta F_{c\_Model2}$ [%]
				Experiment	Model 1	Model 2		
1	4.3	0.109	129	1223.5	1124.3	1216.2	8.1	0.6
2	5.7	0.109	129	1542.7	1490.4	1612.1	3.4	-4.5
3	4.3	0.201	129	1810.2	1643.1	1777.3	9.2	1.8
4	4.3	0.109	271	1093.4	1124.3	1064.8	-2.8	2.6
5	5.7	0.201	129	2345.9	2178.1	2356.0	7.2	-0.4
6	5.7	0.109	271	1413.8	1490.4	1411.5	-5.4	0.2
7	4.3	0.201	271	1563.4	1643.1	1556.2	-5.1	0.5
8	5.7	0.201	271	2042.9	2178.1	2062.8	-6.6	-1.0
9	4	0.155	200	1388.6	1301.0	1301.0	6.3	6.3
10	6	0.155	200	1916.3	1951.6	1951.6	-1.8	-1.8
11	5	0.090	200	1182.4	1161.0	1161.0	1.8	1.8
12	5	0.220	200	2057.4	2020.7	2020.7	1.8	1.8
13	5	0.155	100	1879.4	1626.3	1841.1	13.5	2.0
14	5	0.155	300	1470.5	1626.3	1512.4	-10.6	-2.9
15	5	0.155	200	1583.0	1626.3	1626.3	-2.7	-2.7
16	5	0.155	200	1595.1	1626.3	1626.3	-2.0	-2.0
17	5	0.155	200	1598.6	1626.3	1626.3	-1.7	-1.7
18	5	0.155	200	1595.0	1626.3	1626.3	-2.0	-2.0
Vyhodnocení				Minimální odchylka			-10.6	-4.5
				Maximální odchylka			13.5	6.3
				Rozpětí odchylky			24.1	10.8
				Střední odchylka			0.6	-0.1

Na Obr. 53 je grafické zobrazení procentuálních odchylek  $\Delta F_c$ , a to pro oba matematické modely, tedy model bez uvažování vlivu řezné rychlosti (Model 1) a model s uvažováním řezné rychlosti (Model 2), kde je na první pohled vidět, jaká měření byly nejméně a naopak nejvíce přesná.



Obr. 53: Procentuální chyba navrženého matematického modelu u materiálu C45.

Jak ukazuje Tab. 13 a rovněž i Obr. 53, procentuální odchylka modelu bez uvažování řezné rychlosti se pohybuje v rozmezí -10.6 až 13.5 % (rozpětí odchylky je 24.1 %) se střední odchylkou 0.6 % a pro model s uvažováním řezné rychlosti se procentuální odchylka pohybuje v rozmezí -4.5 až 6.3 % (rozpětí odchylky je 10.8 %) se střední odchylkou -0.1 %. Tímto ověřením se tedy rovněž potvrdilo, že navržený matematický model s uvažováním řezné rychlosti je pro ocel s označením DIN C45 přesnější.

V příloze č. 8 jsou pro tento materiál ověřeny aktuální hodnoty vypočtených řezných sil, a to porovnáním průběhů řezných sil vypočtených a experimentálně získaných. Na základě tohoto porovnání mohu konstatovat, že průběhy vytvořené na základě vypočtených dat mají rovněž dobrou shodu s experimentálně získanými průběhy a lze tedy ověření modelu rovněž považovat za úspěšné.

#### 6.1.4 Dílčí shrnutí

Tato část kapitoly se zabývala ověřením středních hodnot řezných sil za záběr pro 1 zub frézovacího nástroje vypočtených na základě navrženého matematického modelu s tím, že ověření bylo provedeno porovnáním vypočtených hodnot středních sil s hodnotami experimentálně zjištěnými, které byly použity pro získání materiálových konstant u jednotlivých materiálů (viz kapitola 5). Šlo tedy o model bez uvažování zaoblené řezné hrany. Hlavním úkolem této kapitoly bylo ověřit vliv řezné rychlosti při výpočtu střední hodnoty řezné síly. Pro tento účel byly uvažovány dva modely – model bez vlivu řezné rychlosti a model s vlivem řezné rychlosti. Tato ověření byla aplikována pro všechny tři materiály z kapitoly 5, u kterých byly zjištěny materiálové konstanty, tedy pro hliníkovou slitinu EN AW 7075, titanovou slitinu Ti6Al4V a ocel DIN C45.

U hliníkové slitiny s označením EN AW 7075 se pohybuje procentuální odchylka modelu bez uvažování řezné rychlosti v rozmezí -5.9 až 7.3 % (rozpětí odchylky je 13.2 %) se střední odchylkou 0.2 % a pro model s uvažováním řezné rychlosti se procentuální odchylka pohybuje v rozmezí -1.2 až 1.1 % (rozpětí odchylky je 2.3 %) se střední odchylkou 0 %.

U titanové slitiny s označením Ti6Al4V se pohybuje procentuální odchylka modelu bez uvažování řezné rychlosti v rozmezí -4.2 až 4.7 % (rozpětí odchylky je 8.9 %) se střední hodnotou 0.2 % a pro model s uvažováním řezné rychlosti se procentuální odchylka pohybuje v rozmezí -2.2 až 1.1 % (rozpětí odchylky je 3.3 %) se střední odchylkou 0 %.

U oceli s označením DIN C45 se pohybuje procentuální odchylka modelu bez uvažování řezné rychlosti v rozmezí -10.6 až 13.5 % (rozpětí odchylky je 24.1 %) se střední odchylkou 0.6 % a pro model s uvažováním řezné rychlosti se procentuální odchylka pohybuje v rozmezí -4.5 až 6.3 % (rozpětí odchylky je 10.8 %) se střední odchylkou -0.1 %.

Těmito ověřeními se u všech tří materiálů potvrdilo, že navržený matematický model s uvažováním řezné rychlosti přesnější. U hliníkové slitiny se rozpětí chyby zmenšilo téměř 6x (z 13.2 % na 2.3 %), u titanové slitiny téměř 3x (z 8.9 % na 3.3 %) a u nelegované oceli téměř 2.5x (z 24.1 na 10.8 %).

Jak vyplývá z výše uvedených dat, nejvíce přesné bylo ověření středních hodnot řezných sil u hliníkové slitiny s označením EN AW 7075, dále pak u titanové slitiny s označením Ti6Al4V. Naopak, nejméně přesné jsou střední hodnoty řezných sil u oceli DIN C45.

V této kapitole byly také u jednotlivých materiálů ověřeny aktuální hodnoty vypočtených řezných sil, a to porovnáním průběhů řezných sil vypočtených a experimentálně získaných. Na základě těchto porovnání mohu konstatovat, že průběhy vytvořené na základě vypočtených dat mají pro všechny tři zkoumané materiály dobrou shodu s experimentálně získanými průběhy a lze tedy predikci průběhů řezných sil považovat za úspěšně ověřenou.

## **6.2 Ověření výpočtu řezné síly s uvažováním řezné rychlosti a poloměru špičky**

V kapitole 4 byl navržen matematický model, který uvažuje vliv řezné rychlosti a jehož tloušťka a šířka odřezávané vrstvy uvažují poloměr špičky. Tato část kapitoly se zabývá ověřením středních hodnot řezné síly za záběr pro 1 zub frézovacího nástroje vypočtených dle takto navrženého modelu. Ověření bude provedeno porovnáním vypočtených hodnot středních sil s hodnotami experimentálně zjištěnými, které budou získány experimenty navrženými v této kapitole způsobem, aby se obrábělo buď jen

zaoblenou částí břitu řezné hrany, nebo jak zaoblenou, tak rovnou částí břitu řezné hrany. Hlavním úkolem této kapitoly je tedy ověřit vliv poloměru špičky na přesnost výpočtu. Pro tento účel jsou uvažovány dva modely – model bez uvažování vlivu zaoblené řezné hrany (Model 1) a model, který naopak tento vliv uvažuje (Model 2).

### 6.2.1 Příprava experimentů

Pro tento typ ověření matematického modelu byla vybrána ocel DIN C45. Jedná se o stejný materiál, jaký byl použit pro získání materiálových konstant v kapitole 5 (Příloha č. 11). V tomto případě však byly vyrobeny vzorky jiného tvaru, viz kapitola 6.2.3.

Měření probíhala s použitím nástroje s označením SECO R220.17-0125-22, tedy stejného nástroje jaký byl použit pro získání materiálových konstant. Rozdíl je však v tom, že v tomto případě se obrábělo zaoblenou i rovnou částí břitu řezné hrany. Nástroj byl osazen pouze jednou VBD, aby bylo možné experimenty vyhodnotit.

Měření probíhala, stejně jako při zjišťování materiálových konstant u oceli C45, ve Výzkumném ústavu textilních strojů na VÚTS v Liberci, a to na vodorovném frézovacím a vyvrtávacím stroji od společnosti TOS Varnsdorf s označením WHN 13 CNC.

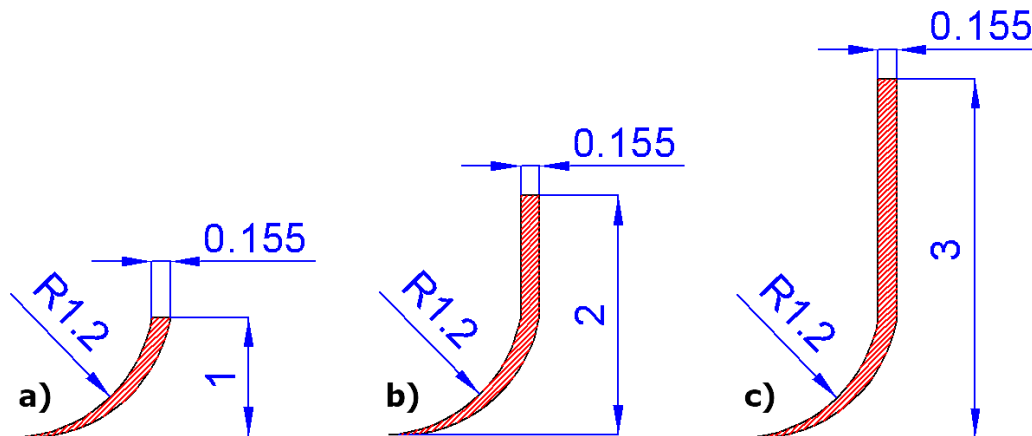
#### Volba řezných podmínek

Posuvy na zub a řezné rychlosti byly voleny v rozsahu řezných podmínek (minimum, středový bod, maximum), které byly použity pro experimenty pro získání materiálových konstant (viz kapitola 5), tedy:

- posuv na zub ( $f_z$ ): 0.09, 0.155 a 0.22 mm,
- řezná rychlost ( $v_c$ ): 100, 200 a 300 m/min.

Axiální hloubky řezu byly voleny tak:

- aby se obrábělo jen zaoblenou částí břitu řezné hrany (viz Obr. 54a, kdy  $a_p=1\text{mm}$ ),
- aby se obrábělo zaoblenou i rovnou částí břitu řezné hrany, kdy zabírá:
  - z větší části zaoblená řezná hrana (viz Obr. 54b, kdy  $a_p=2\text{mm}$ ),
  - z větší části rovná řezná hrana (viz Obr. 54c, kdy  $a_p=3\text{mm}$ ).



Obr. 54: Plocha odřezávané vrstvy v maximálním úhlu záběru ( $\varphi_{max}=90^\circ$ ) při použití posuvu na zub 0.155 mm a pro axiální hloubky řezu: a)  $a_p=1\text{mm}$ , b)  $a_p=2\text{mm}$ , c)  $a_p=3\text{mm}$ .

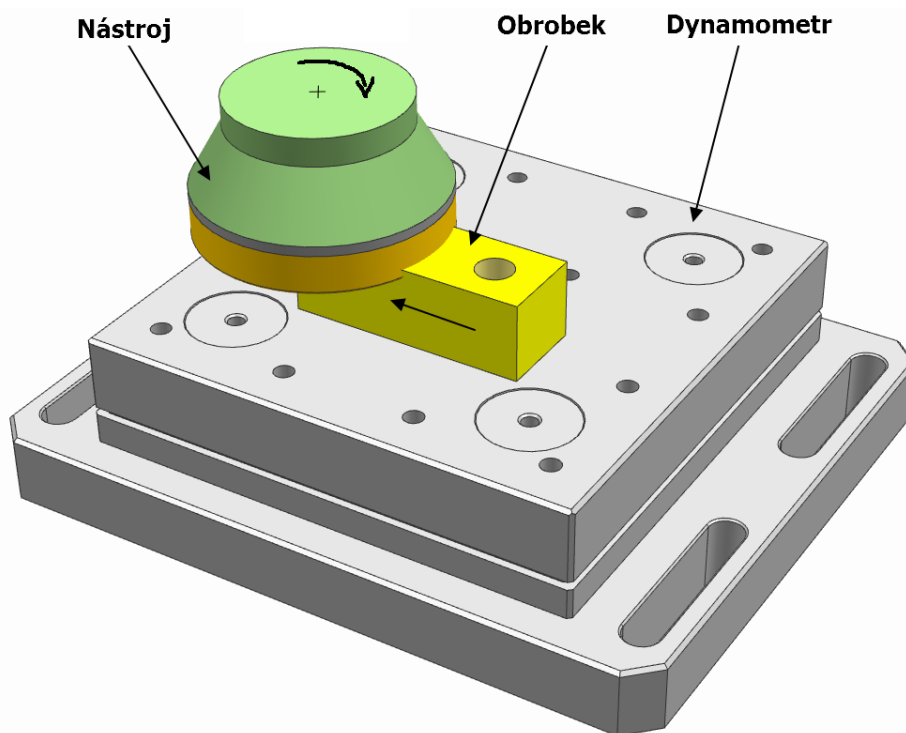
Co se týče radiální hloubky řezu, nejprve byla zvolena pouze hodnota použitá pro experimenty pro získání materiálových konstant, tj.  $a_e=45\text{mm}$  (viz kapitola 5.4). Poté bylo přistoupeno k ověření také vlivu radiální hloubky řezu, a tak byly dodatečně zvoleny hodnoty 25 a 35 mm.

### 6.2.2 Měření sil

Pro měření sil byla v tomto případě použita stejná sestava jako při měření sil u experimentů pro získání materiálových konstant, viz Obr. 29, a sice: notebook se softwarem Dynoware, DAQ, multikanálový zesilovač 5017B a dynamometr typu 9255B od společnosti Kistler, jehož technické parametry jsou uvedeny v příloze č. 10.

### 6.2.3 Návrh metodiky měření

Pro ověření matematického modelu bylo v tomto případě přikročeno k experimentům, u kterých se obrábí nástrojem s vlivem zaoblené řezné hrany. Navržený obrobek byl uchycen na dynamometru dvěma šrouby, viz Obr. 55.



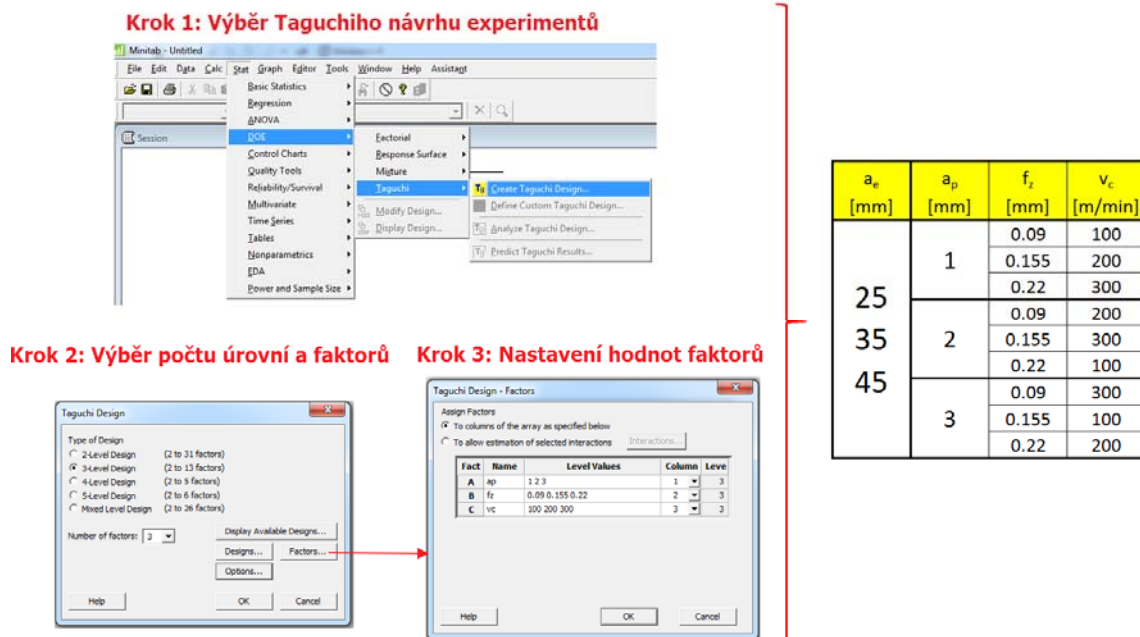
Obr. 55: Navržený obrobek o rozměru 120x45x40 mm upnutý na dynamometru Kistler 9255b.

Pro tyto experimenty byly navrženy vzorky, kterými byly kvádry o různých šířkách (velikost vzorků – délka x šířka x výška: 120x25x40, 120x35x40 a 120x45x40 mm), aby se mohly ověřit řezné síly i při různých hodnotách radiální hloubky řezu ( $a_e$ ). Při zjišťování materiálových konstant byla pouze jedna radiální hloubka řezu, a sice 45 mm. Obrábělo se strategií čelního symetrického frézování.

## 6.2.4 Návrh experimentů

Pro návrh experimentů byl použit Taguchiho ortogonální návrh experimentů, a to z důvodu minimalizace experimentů, jelikož je třeba ověřit pouze vliv hlavních faktorů, nikoliv jejich interakce.

Taguchiho ortogonální návrh experimentů byl vytvořen v software „Minitab 16“ nejprve pro původně navrženou hodnotu radiální hloubky řezu 45 mm, a poté byl tento plán aplikován pro všechny tři navržené hodnoty radiální hloubky řezu.



Obr. 56: Taguchiho návrh experimentů v softwaru Minitab 16.

Pro každou radiální hloubku řezu je celkem 9 měření. Pro všechny tři radiální hloubky řezu je to tedy 27 měření. Každé měření mělo 2 opakování. Celkem tedy bylo 54 měření.

## 6.2.5 Vyhodnocení experimentů a ověření matematického modelu

Podle metodiky uvedené v kapitole 5.6 byly pomocí mnou vytvořené softwarové aplikace vyhodnoceny střední hodnoty řezných sil na 1 zub a pro každé měření byly provedeny celkem 2 opakování, ze kterých byla stanovena průměrná hodnota řezné síly za záběr ( $F_{cExperiment}$ ). Dále byly podle navrženého modelu (viz kapitola 4) vypočteny hodnoty řezných sil na 1 zub, a to bez uvažování zaoblené části řezné hrany (Model 1) a s uvažováním zaoblené a rovné části řezné hrany (Model 2). Do obou těchto modelů byly dosazeny materiálové konstanty získané z experimentálních měření, viz kapitola 5.

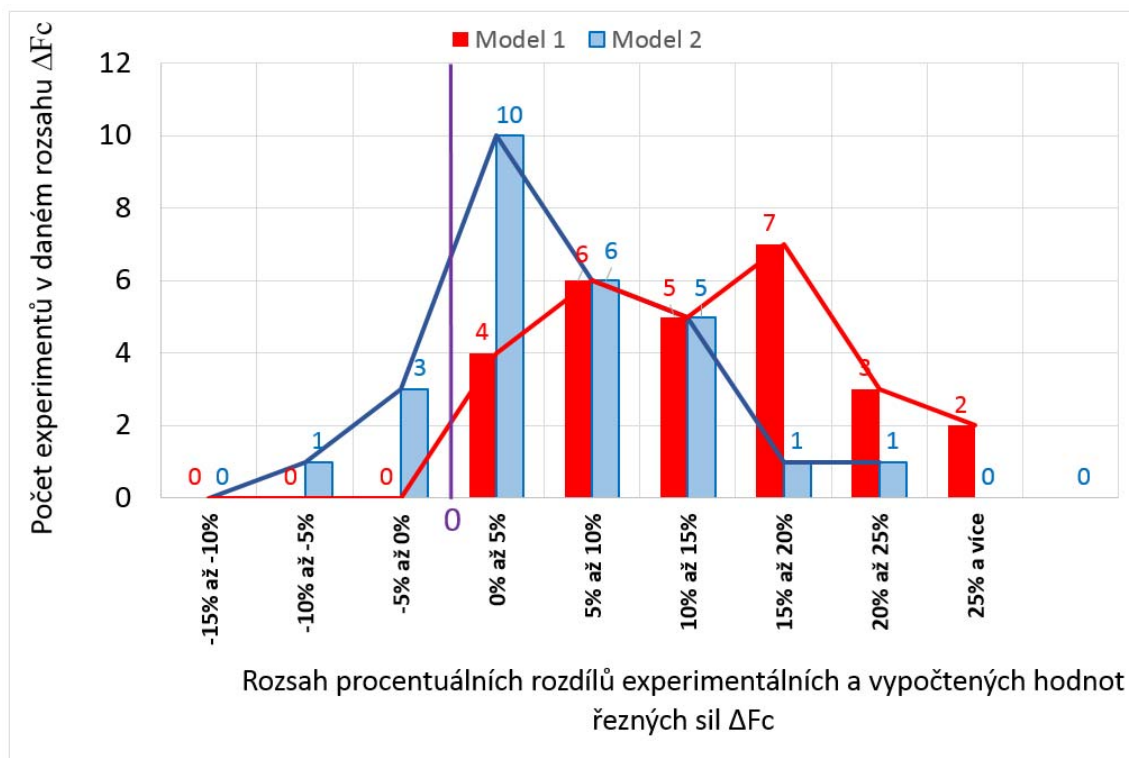
Pro možnost ověření vypočtených a experimentálně zjištěných hodnot řezných sil je použit vztah, který vyjadřuje procentuální rozdíl řezné síly experimentálně zjištěné a vypočtené ( $\Delta F_c$ ), viz vztah (68). V Tab. 14 jsou experimentální a vypočtené střední hodnoty řezných sil společně s procentuálními odchylkami těchto hodnot.

Tab. 14: Experimentálně zjištěné a vypočtené hodnoty řezných sil a jejich procentuální odchylka.

Měření	Řezné podmínky				Verifikace				
	a <sub>e</sub> [mm]	a <sub>p</sub> [mm]	f <sub>z</sub> [mm]	v <sub>c</sub> [m/min]	F <sub>c</sub> [N]			ΔF <sub>c_Model1</sub> [%]	ΔF <sub>c_Model2</sub> [%]
					Experiment	Model 1	Model 2		
1	25	1	0.09	100	331.3	265.5	326.7	19.9	1.4
2			0.155	200	391.5	328.5	406.7	16.1	-3.9
3			0.22	300	452.0	379.6	472.5	16.0	-4.5
4		2	0.09	200	477.6	469.0	527.8	1.8	-10.5
5			0.155	300	641.7	611.0	690.3	4.8	-7.6
6			0.22	100	1091.0	924.2	1047.9	15.3	3.9
7		3	0.09	300	660.0	654.3	710.6	0.9	-7.7
8			0.155	100	1184.7	1115.7	1215.3	5.8	-2.6
9			0.22	200	1314.2	1224.5	1337.5	6.8	-1.8
10	35	1	0.09	100	344.8	264.4	325.4	23.3	5.6
11			0.155	200	388.6	327.1	405.0	15.8	-4.2
12			0.22	300	473.6	378.0	470.6	20.2	0.6
13		2	0.09	200	500.1	467.1	525.6	6.6	-5.1
14			0.155	300	658.5	608.5	687.4	7.6	-4.4
15			0.22	100	1074.8	920.3	1043.5	14.4	2.9
16		3	0.09	300	674.6	651.6	707.7	3.4	-4.9
17			0.155	100	1346.0	1111.1	1210.3	17.5	10.1
18			0.22	200	1314.2	1219.4	1332.0	7.2	-1.4
19	45	1	0.09	100	354.2	262.9	323.5	25.8	8.7
20			0.155	200	430.4	325.3	402.7	24.4	6.4
21			0.22	300	462.9	375.8	467.9	18.8	-1.1
22		2	0.09	200	527.4	464.4	522.5	12.0	0.9
23			0.155	300	687.3	605.0	683.5	12.0	0.6
24			0.22	100	1270.3	915.0	1037.5	28.0	18.3
25		3	0.09	300	741.9	647.8	703.6	12.7	5.2
26			0.155	100	1299.5	1104.7	1203.3	15.0	7.4
27			0.22	200	1313.9	1212.4	1324.3	7.7	-0.8
Vyhodnocení					Minimální odchylka [%]			0.9	-10.5
					Maximální odchylka [%]			28.0	18.3
					Rozpětí chyby [%]			27.1	28.8
					Střední odchylka [%]			13.3	0.4

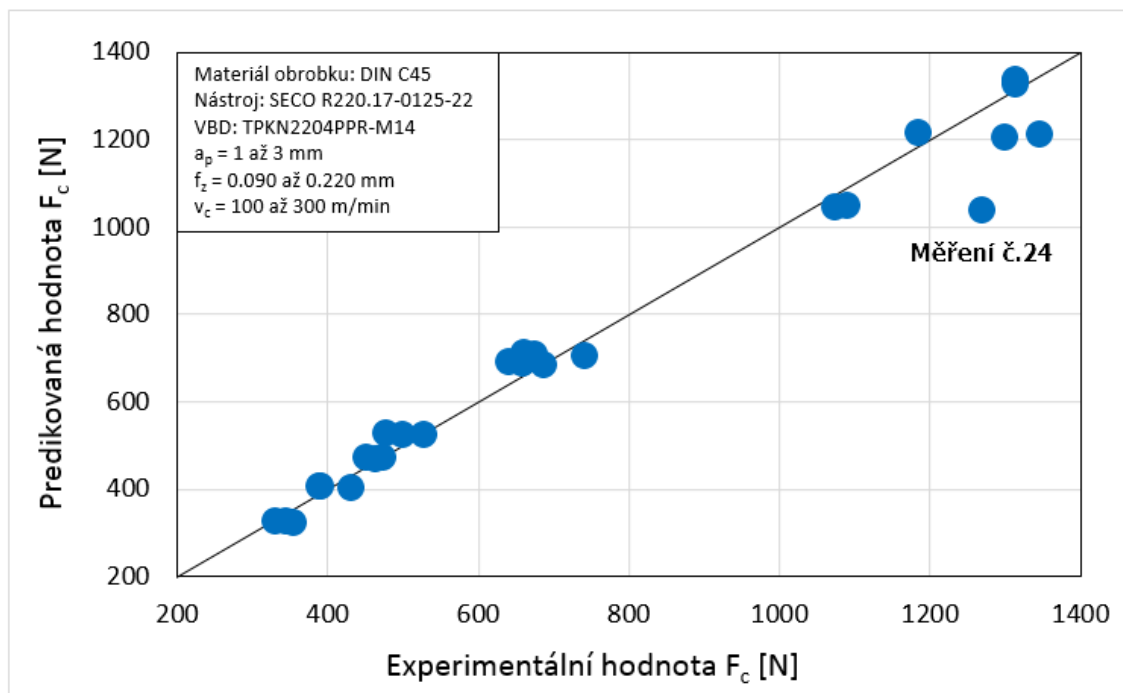
Výše uvedená tabulka je navíc doplněna o Obr. 57, kde je graficky zobrazen počet experimentů pro jednotlivé rozsahy procentuálních odchylek středních hodnot řezných sil experimentálně zjištěných a vypočtených, a to pro oba matematické modely, tedy model bez uvažování (Model 1) a s uvažováním (Model 2) vlivu zaoblené části řezné hrany.

Jak vyplývá z Tab. 14 a Obr. 57, procentuální odchylka  $\Delta F_c$  se pro nastavené experimenty pohybuje v rozsahu 0.9 až 28 % (rozpětí odchylky je 27.1 %) se střední odchylkou 13.3 % pro model bez uvažování zaoblené části řezné hrany (Model 1) a v rozsahu -10.5 až 18.3 % (rozpětí odchylky je 28.8 %) se střední odchylkou 0.4 % pro model s uvažováním zaoblené i rovné části řezné hrany (Model 2). Z Obr. 57 lze rovněž vypočítat, že u modelu bez uvažování zaoblené části řezné hrany se v rozsahu procentuálních odchylek -5 až 5 % nachází 15 % všech měření a v rozsahu procentuálních odchylek -10 až 10 % se nachází 37 % všech měření. U modelu s uvažováním zaoblené části řezné hrany se v rozsahu procentuálních odchylek -5 až 5 % nachází 59 % všech měření a v rozsahu procentuálních odchylek -10 až 10 % se nachází 89 % všech měření. Na základě této analýzy lze konstatovat, že navržený matematický s uvažováním zaoblené části řezné hrany je přesnější.



Obr. 57: Počet experimentů pro jednotlivé rozsahy procentuálních rozdílů experimentálních a vypočtených řezných sil  $\Delta F_c$

U matematického modelu s uvažováním zaoblené části řezné hrany se vychyluje pouze 1 měření od ostatních (měření č. 24) při řezných podmínkách  $a_e=45\text{mm}$ ,  $a_p=2\text{mm}$ ,  $f_z=0.22\text{mm}$  a  $v_c=100\text{m/min}$ , které má  $\Delta F_c = 18.3\%$ , viz Obr. 58. Bez tohoto měření je procentuální odchylka v rozsahu  $-10.5$  až  $10.1\%$ .



Obr. 58: Predikovaná vs. experimentální hodnota řezné síly pro materiál C45.



## 6.2.6 Dílčí shrnutí

Tato část kapitoly se zabývala ověřením středních hodnot řezné síly za záběr pro 1 zub frézovacího nástroje vypočtených dle navrženého modelu s uvažováním vlivu zaoblené řezné hrany. Ověření bylo provedeno porovnáním vypočtených středních hodnot řezných sil s hodnotami experimentálně zjištěnými, které byly získány experimenty navrženými v této kapitole způsobem, aby se obrábělo buď jen zaoblenou částí břitu řezné hrany, nebo jak zaoblenou, tak rovnou částí břitu řezné hrany. Hlavním úkolem této kapitoly bylo tedy ověřit vliv zaoblené části řezné hrany (vliv poloměru špičky) na přesnost výpočtu. Pro tento účel byly uvažovány dva modely – model bez uvažování vlivu zaoblené řezné hrany a model, který naopak tento vliv uvažuje.

Pro tento typ ověření matematického modelu byla vybrána ocel DIN C45. Jedná se o stejný materiál, jaký byl použit pro získání materiálových konstant. V tomto případě však byly ze stejného dílce vyrobeny vzorky jiného tvaru. Měření probíhala na stejném stroji a s použitím stejného nástroje jako u experimentů při frézování oceli DIN C45 při získávání materiálových konstant (viz kapitola 5). Rozdíl byl však v tom, že v tomto případě se obrábělo zaoblenou i rovnou částí břitu řezné hrany.

Pro návrh experimentů byl použit Taguchiho ortogonální návrh experimentů, a to z důvodu minimalizace experimentů, jelikož bylo třeba ověřit pouze vliv hlavních faktorů, nikoliv jejich interakce. Tento plán byl navržen ve statistickém software Minitab.

Procentuální odchylka řezné síly experimentálně zjištěné a vypočtené ( $\Delta F_c$ ) se pro model bez uvažování zaoblené části řezné hrany pohybuje v rozsahu 0.9 až 28 % se střední odchylkou 13.3 % a v rozsahu -10.5 až 18.3 % se střední odchylkou 0.4 % pro model s uvažováním zaoblené i rovné části řezné hrany. Analýzou dat bylo dále zjištěno, že u modelu bez uvažování zaoblené části řezné hrany se v rozsahu procentuálních odchylek -5 až 5 % nachází 15 % všech měření a v rozsahu procentuálních odchylek -10 až 10 % se nachází 37 % všech měření. U modelu s uvažováním rovné i zaoblené části řezné hrany se v rozsahu procentuálních odchylek -5 až 5 % nachází 59 % všech měření a v rozsahu procentuálních odchylek -10 až 10 % se nachází 89 % všech měření. Na základě této analýzy lze konstatovat, že navržený matematický s uvažováním zaoblené části řezné hrany je přesnější.

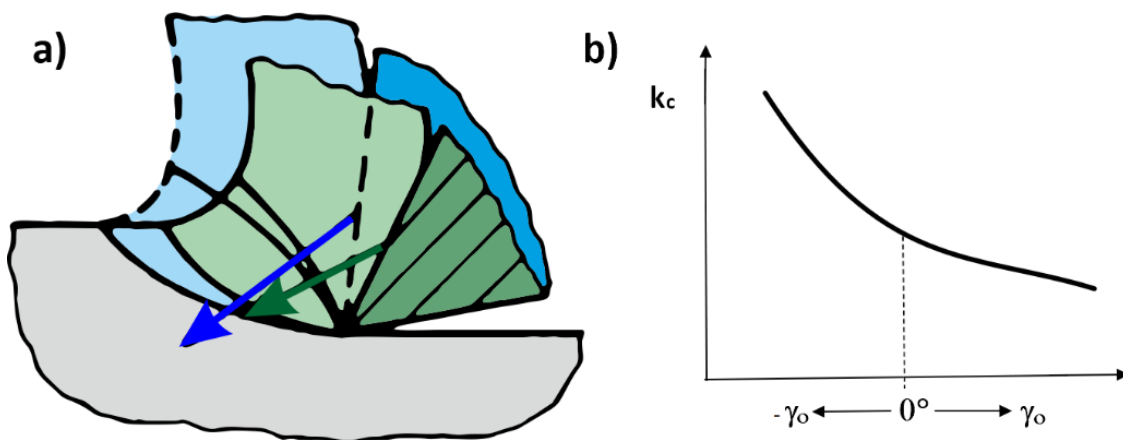
Ověření navrženého matematického modelu pro výpočet řezné síly s uvažováním řezné rychlosti a s uvažováním vlivu zaoblené části řezné hrany je publikované v publikaci autora [70].

## 7 Zobecnění navrženého modelu a jeho ověření

### 7.1 Zobecnění modelu pro aplikace na frézovací nástroje s různou geometrií

#### 7.1.1 Úvod a motivace pro zobecnění modelu

Nástrojový ortogonální úhel čela ( $\gamma_o$ ), dále v textu uváděn zkráceně jako úhel čela, patří mezi faktory, které mají z geometrických charakteristik řezného nástroje velmi podstatný vliv na velikost měrné řezné síly. Jeho vliv je spojen s primární plastickou deformací řezného procesu. Čím pozitivnější je hodnota úhlu čela, tím menší je oblast primární plastické deformace, a tím se snižuje měrná řezná síla, viz Obr. 59. [3]



Obr. 59: Závislost úhlu čela na: a) změně oblasti primární plastické deformace; b) změně měrné řezné síly (podkladem je reference [3]).

Materiálové konstanty pro výpočet měrné řezné síly jsou určeny při obrábění nástrojem s nějakou hodnotou úhlu čela. Pro predikci řezné síly však zadáváme nástroj, který má úhel čela většinou jiný, často velmi odlišný. Pokud je úhel čela nástroje, který byl použit pro experimenty, ze kterých byly určeny materiálové konstanty, velmi odlišný od nástroje, pro který chceme predikovat řeznou sílu, lze očekávat nepřesnost výpočtu. Reference [5, 7, 29] uvádějí, respektive zavádějí, tzv. opravný koeficient úhlu čela, který přepočítává měrnou řeznou sílu pro nástroj s různým úhlem čela, viz vztah (69).

$$K_{\gamma_o} = 1 - (0.01 \text{ až } 0.015) \cdot \Delta\gamma_o \quad (69)$$

Výpočet opravného koeficientu úhlu čela je proveden na základě  $\Delta\gamma_o$ , což je rozdíl úhlu čela nástroje, který byl použit při experimentech, ze kterých byly získány materiálové konstanty, tj.  $\gamma_{o_0}$ , a úhlu čela nástroje, pro který se predikuje řezná síla, tj.  $\gamma_{o_p}$ , viz vztah (70).

$$\Delta\gamma_o = \gamma_{o_p} - \gamma_{o_0} \quad (70)$$

Ze vztahu (69) plyne, že je-li hodnota úhlu čela nástroje, pro který chceme predikovat řeznou sílu, o  $1^\circ$  větší (popřípadě o  $1^\circ$  menší) než úhel čela nástroje, který byl použit pro

získání materiálových konstant, tedy  $\Delta\gamma_0=1^\circ$  (popřípadě  $\Delta\gamma_0=-1^\circ$ ), je hodnota opravného koeficientu úhlu čela (a tím pádem měrné řezné síly, řezné síly, řezného výkonu) o 1 až 1.5 % menší (popřípadě větší) než v případě použití nástroje o stejném úhlu čela jako měl nástroj, který byl použit pro získání materiálových konstant. Tato závislost je lineární, takže, pokud bude  $\Delta\gamma_0=10^\circ$  (popřípadě  $\Delta\gamma_0=-10^\circ$ ), lze očekávat opravný koeficient úhlu čela (a tím pádem měrné řezné síly, řezné síly, řezného výkonu) o 10 až 15 % menší (popřípadě větší) než v případě neuvažování tohoto opravného koeficientu při výpočtu, a to je celkem velká chyba.

### 7.1.2 Ověření vlivu úhlu čela na změnu měrné řezné síly

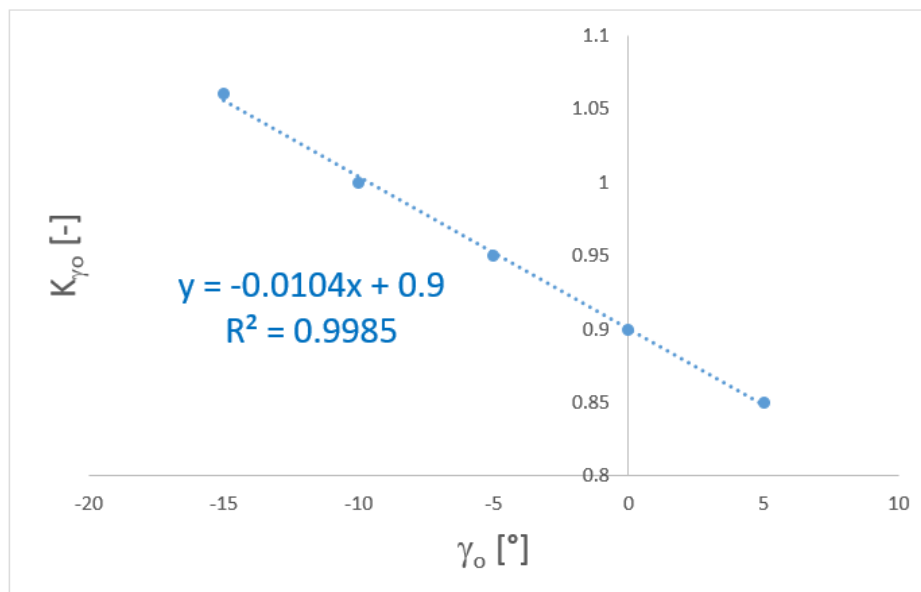
Cílem této části kapitoly je ověření vlivu úhlu čela na změnu měrné řezné síly, tedy, zda výše uvedený vztah opravného koeficientu úhlu čela pro přepočtení měrné řezné síly, je platný, a to konkrétně pro ocel.

Na základě konzultace, doporučení a svolení pana prof. Ing. Jana Mádl, CSc. si dovoluji pracovat s daty výzkumu, která pan profesor zjistil při čelním frézování oceli o mezi pevnosti v tahu 750 MPa. Úhel čela nástroje, který byl použit pro získání materiálových konstant, byl v tomto případě  $-10^\circ$ , proto má opravný koeficient úhlu čela pro úhel čela  $-10^\circ$  hodnotu 1. V Tab. 15 je shrnutí opravných koeficientů úhlu čela pro konkrétní hodnoty úhlu čela.

Tab. 15: Opravné koeficienty úhlu čela pro konkrétní úhly čela [3].

	Úhel čela $\gamma_0$ [°]				
	5	0	-5	-10	-15
$K_{\gamma_0}$ [-]	0.85	0.90	0.95	1	1.06

Na základě opravných koeficientů uvedených v Tab. 15 je možno sestavit závislost opravného koeficientu na úhlu čela, viz Obr. 60.



Obr. 60: Závislost opravného koeficientu úhlu čela na úhlu čela.

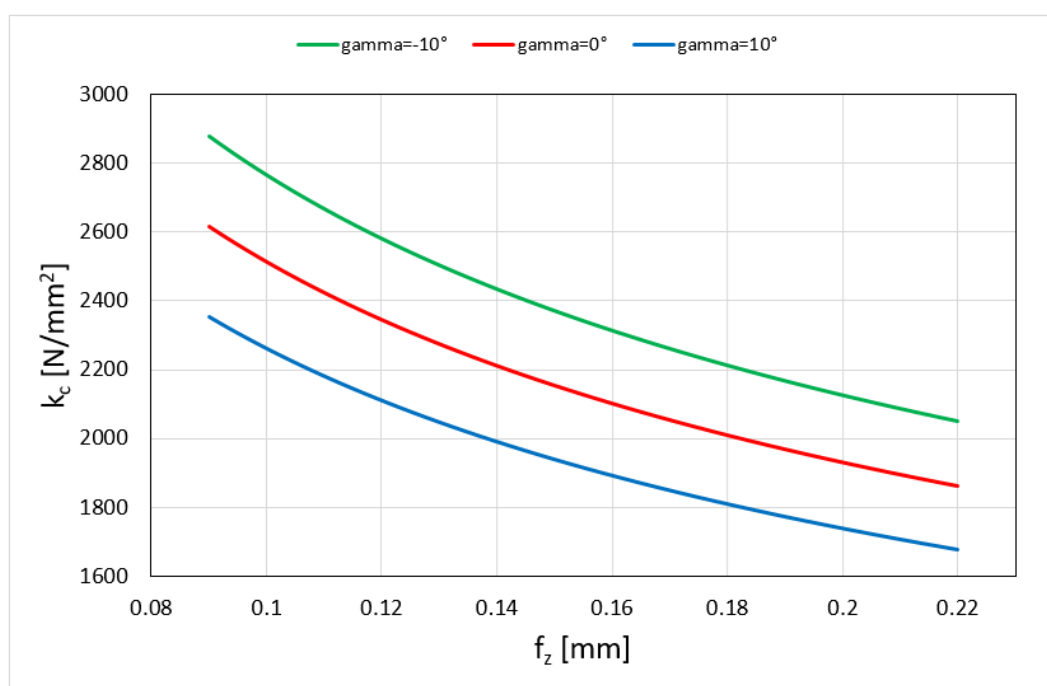
Získané hodnoty opravných koeficientů úhlu čela byly proloženy lineární regresí s indexem determinace 99.85 %. Ze získaného vztahu uvedeném v grafu vyplývá vliv úhlu čela na změnu velikosti měrné řezné síly: vzroste-li úhel čela o 1°, poklesne měrná řezná síla o 1 %. Potvrdil se tedy vztah (69) a na základě tohoto ověření vlivu úhlu čela mohu napsat vztah pro opravný koeficient úhlu čela pro implementaci do mnou navrženého modelu měrné řezné síly, viz vztah (71).

$$K_{\gamma_o} = 1 - 0.01 \cdot (\gamma_{o_{akt}} - \gamma_{o_o}) \quad (71)$$

Vztah měrné řezné síly, který je zpřesněný o vliv úhlu čela, je tedy dán na základě vztahu (72).

$$k_c = k_{c_{1.1}} \cdot h_D^{-m_c} \cdot \left( \frac{v_c}{v_{c_{def}}} \right)^{-m_{v_c}} \cdot K_{\gamma_o} \quad (72)$$

Na základě získaného vztahu pro výpočet měrné řezné síly s vlivem úhlu čela si následně sestrojím graf závislosti měrné řezné síly na posuvu na zub pro vybrané hodnoty úhlu čela, a to pro ocel DIN C45. Měrná řezná síla je počítána na základě materiálových konstant získaných v kapitole 5.7.6. Na Obr. 74 je tedy zobrazena závislost vypočtené měrné řezné síly na posuvu na zub (v rozsahu posuvů na zub 0.09 až 0.22 mm) pro řeznou rychlost 200 m/min a pro tři hodnoty úhlu čela (-10°, 0°, 10°).



Obr. 61: Závislost vypočtené měrné řezné síly na posuvu na zub pro 3 hodnoty úhlu čela.

## 7.2 Zobecnění modelu pro aplikace na oceli o různé mezi pevnosti v tahu

### 7.2.1 Úvod a motivace pro zobecnění modelu

V kapitole 5 byly zjištěny materiálové konstanty pro ocel DIN C45 o tvrdosti 200 HV 10. Pokud chceme predikovat hodnoty řezné síly pro stejnou ocel o jiných mechanických vlastnostech (jiné hodnotě tvrdosti, popřípadě meze pevnosti v tahu), tak lze očekávat větší procentuální rozdíl mezi predikovanou a skutečnou hodnotou. Reference [3, 30] zavádějí tzv. opravný koeficient materiálu obrobku, který přepočítává měrnou řeznou sílu pro ocel o jiné mezi pevnosti v tahu, viz vztah (73).

$$K_{mat} = \left( \frac{R_{m1}}{R_{m2}} \right)^n \quad (73)$$

Mocnitel  $n$  v uvedeném vztahu však má velké rozpětí (0.3 až 0.7) a tudíž mohou být výsledné hodnoty rozdílné od skutečných.

### 7.2.2 Ověření vlivu meze pevnosti v tahu na změnu měrné řezné síly

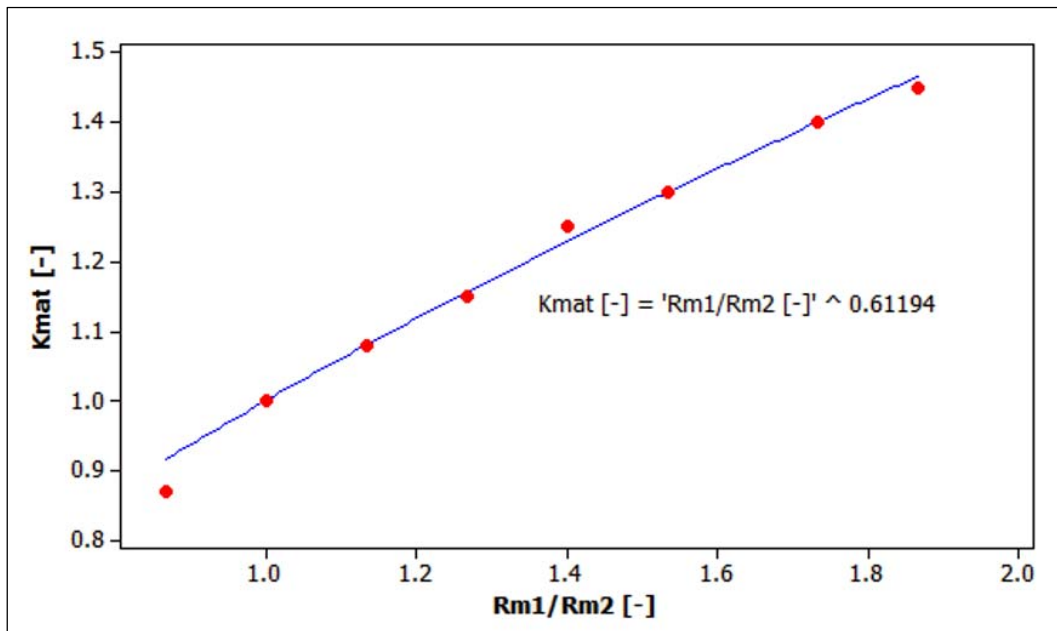
Cílem této části kapitoly je zjištění vztahu opravného koeficientu materiálu, respektive mocnitele, kterým je definován vliv změny meze pevnosti na měrnou řeznou sílu.

Na základě konzultace, doporučení a svolení pana prof. Ing. Jana Mádl, CSc. si dovoluji pracovat s daty výzkumu, která pan profesor zjistil při čelním frézování oceli o mezi pevnosti v tahu 750 MPa. V Tab. 16 je shrnutí opravných koeficientů materiálu obrobku pro konkrétní hodnoty mezí pevnosti v tahu.

Tab. 16: Opravné koeficienty materiálu obrobku pro různé hodnoty mezí pevnosti v tahu [3].

	Mez pevnosti v tahu $R_m$ [MPa]							
	650	750	850	950	1050	1150	1300	1400
$K_{mat}$ [-]	0.87	1	1.08	1.15	1.25	1.3	1.4	1.45

Na základě opravných koeficientů uvedených v Tab. 16 je možno sestavit závislost opravného koeficientu materiálu obrobku na poměru mezí pevnosti  $R_{m1}/R_{m2}$ , viz Obr. 62, kde  $R_{m1}$  je mez pevnosti v tahu materiálu, pro který chceme predikovat řeznou sílu či výkon a  $R_{m2}$  je mez pevnosti materiálu, který byl použit pro získání materiálových konstant. V tomto případě je hodnota meze pevnosti v tahu 750 MPa.



Obr. 62: Závislost opravného koeficientu materiálu obrobku na poměru mezi pevnosti v tahu.

Získané hodnoty opravných koeficientů materiálu obrobku (červené body na Obr. 62) byly proloženy mocninnou regresí (modrá křivka na Obr. 62) s indexem determinace 99.02 %. Ze získaného vztahu uvedeném v grafu vyplývá vliv meze pevnosti v tahu na změnu velikosti měrné řezné síly, který je dán hodnotou mocnitele, tedy hodnotou 0.612. Na základě použití vztahu opravného koeficientu materiálu se získanou hodnotou mocnitele můžeme například predikovat, že chceme-li použít pro predikci materiál o mezi pevnosti v tahu o 100 MPa větší než mez pevnosti v tahu materiálu, pro který byly zjištěny materiálové konstanty, můžeme očekávat měrnou řeznou sílu (potažmo řeznou sílu, řezný výkon) o cca 7 % větší. Analogicky můžeme odhadnout nárůst či pokles pro různé hodnoty meze v tahu.

Pokud neznáme velikost meze pevnosti v tahu materiálu, který byl použit pro získání materiálových konstant, určitě musíme znát přinejmenším jeho tvrdost, kterou si pomocí převodních tabulek také převedeme na mez pevnosti v tahu. Tvrdost se dá změřit i pomocí dílenského tvrdoměru. Výše diskutovanou převodní tabulku (dle ČSN EN ISO 18265) uvádím v příloze č. 9.

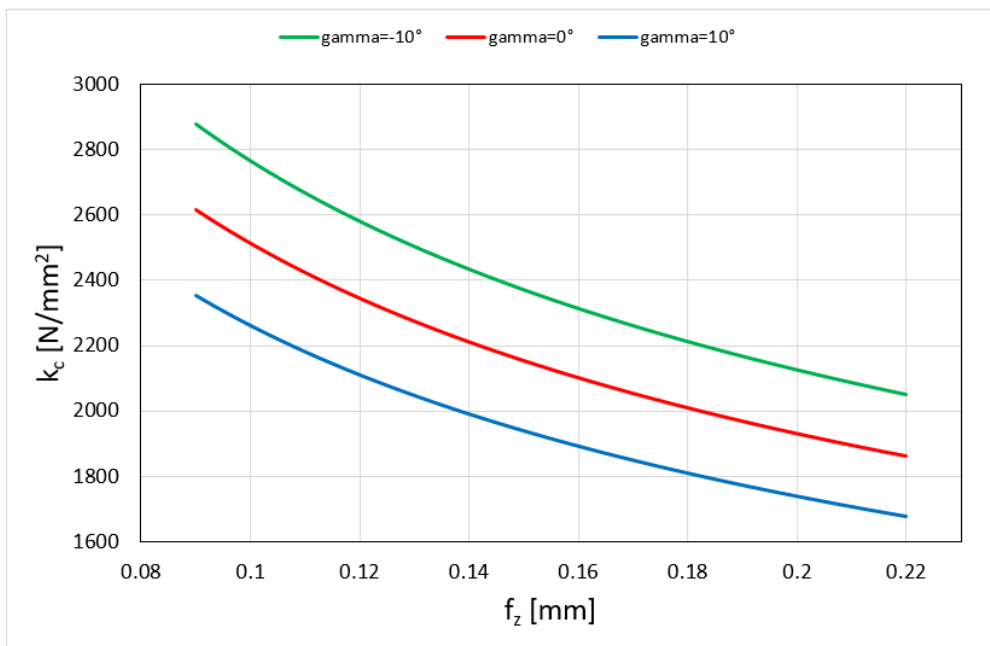
Pro ocel DIN C45, jejíž materiálové konstanty byly získány v kapitole 5, byla naměřena tvrdost 200 HV 10. Dle převodní tabulky (viz příloha 9) tomu odpovídá mez pevnosti v tahu 640 MPa. Výpočet opravného koeficientu materiálu uvažující materiálové konstanty získané v kapitole 5 tedy platí vztah (74).

$$K_{mat} = \left(\frac{R_{m1}}{640}\right)^{0.612} \quad (74)$$

Vztah měrné řezné síly, který je zpřesněný o vliv úhlu čela, vliv materiálu obrobku, respektive o vliv mechanických vlastností materiálu obrobku, je tedy dán na základě vztahu (75).

$$k_c = k_{c_{1.1}} \cdot h_D^{-m_c} \cdot \left( \frac{v_c}{v_{c_{def}}} \right)^{-m_{vc}} \cdot K_{\gamma_0} \cdot K_{mat} \quad (75)$$

Na základě získaného vztahu pro výpočet měrné řezné síly si následně sestrojím graf závislosti měrné řezné síly na posuvu na zub pro vybrané hodnoty meze pevnosti v tahu, a to pro ocel DIN C45. Měrná řezná síla je počítána na základě materiálových konstant získaných v kapitole 5.7.6. Na Obr. 63 je pro materiál DIN C45 zobrazena závislost vypočtené měrné řezné síly na posuvu na zub (v rozsahu posuvů na zub 0.09 až 0.22 mm) pro řeznou rychlost 200 m/min a pro tři hodnoty meze pevnosti v tahu (540 MPa, 640 MPa, 740 MPa).



Obr. 63: Závislost vypočtené měrné řezné síly na posuvu na zub pro 3 hodnoty meze pevnosti v tahu.

### 7.3 Ověření zobecněného modelu řezné síly za otáčku

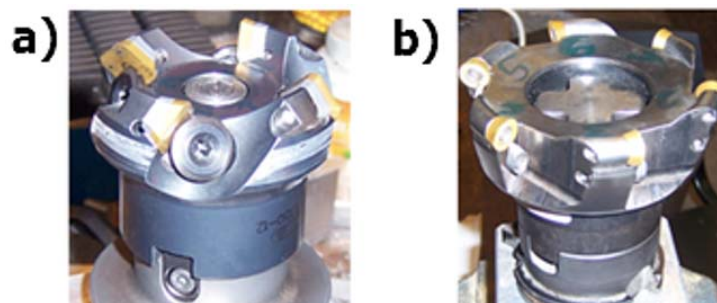
Tato část kapitoly má za cíl ověřit zobecněný model pro výpočet střední hodnoty řezné síly za otáčku pro různý počet zubů frézovacího nástroje s uvažováním opravného koeficientu úhlu čela, a to pro různé řezné podmínky a nástroje s různou geometrií. Pro přehlednost je hlavní cíl této kapitoly rozdělen na dva dílčí cíle. Prvním dílčím cílem je ověřit výpočet střední hodnoty řezné síly za otáčku pro 1 zub v záběru s uvažováním opravného koeficientu úhlu čela. Druhým dílčím cílem je ověřit výpočet střední hodnoty řezné síly za otáčku s uvažováním úhlu čela a pro plně osazený nástroj.

#### 7.3.1 Příprava experimentů

Pro ověření zobecněného modelu byla vybrána ocel DIN C45 s naměřenou tvrdostí 190 HB, která byla naměřena pomocí dílenského přenosného digitálního tvrdoměru s označením TH-130. Podle převodní tabulky, která je v příloze č. 9, odpovídá tvrdost 190

HB tvrdosti 200 HV 10, což je tvrdost, která byla naměřena u materiálu DIN C45, který byl použit pro získání materiálových konstant. V následujících ověřeních tedy budu počítat s opravným koeficientem materiálu obrobku s hodnotou 1.

Měření probíhala s použitím dvou nástrojů s různou geometrií a tvarem VBD (rovná řezná hrana a kruhová řezná hrana), viz Obr. 64.



Obr. 64: Nástroje pro realizaci experimentů.

Základní parametry obou nástrojů použitých k ověření zobecněného modelu jsou uvedeny v Tab. 17.

Tab. 17: Parametry nástrojů použitých pro realizaci experimentů.

	Nástroj A	Nástroj B
Označení	R220.13-0050-12	100B06R-SMORP12X-B
Výrobce	Seco	Dormer Pramet
Průměr nástroje (D)	50 mm	88 mm
Počet břitů	4	6
Typ VBD	Čtvercové	Kruhové
Označení VBD	SEAN 1203 AFTN	RDEX 1204MOSN-12
Úhel nastavení ( $\kappa_r$ )	45°	-
Úhel sklonu ostří ( $\lambda_s$ )	20°	10°
Úhel čela ortogonální ( $\gamma_c$ )	8°	11°

Měření probíhala ve Výzkumném centru pro strojírenskou výrobní techniku a technologii na ČVUT v Praze, a to na tříosém frézovacím centru od společnosti TAJMAC-ZPS s označením MCFV 5050LN. Parametry tohoto stroje včetně jeho vřetene jsou zobrazeny na Obr. 28 vlevo.

Řezné podmínky byly nastaveny s ohledem na doporučené hodnoty z katalogu výrobců. Rozsah použitých hodnot řezných podmínek je uveden v Tab. 18.

Tab. 18: Řezné podmínky pro použité nástroje.

Řezné podmínky	Nástroj A	Nástroj B
$v_c$ [m/min]	120; 160; 200	120; 160; 200
$n$ [ot/min]	764; 1019; 1273	434; 579; 723
$f_z$ [mm]	0.1; 0.175; 0.25	0,1; 0,175; 0,25
$a_p$ [mm]	1; 2; 3	1; 2; 3
$a_e$ [mm]	12.5; 25; 37.5	22; 44; 66



### 7.3.2 Měření sil a výkonů

Pro ověření modelu pro výpočet střední hodnoty řezné síly za otáčku pro 1 zub v záběru s uvažováním opravného koeficientu úhlu čela byl použit stacionární piezoelektrický dynamometr typu 9255B, stejně jako u experimentů pro získání materiálových konstant v kapitole 5. Pro vyhodnocení řezných sil byla použita vytvořená softwarová aplikace popsaná v kapitole 5.6, která umožňuje vyhodnocení řezných sil za záběr i za otáčku. Vyhodnocené řezné síle za vybraný interval odpovídá vypočtená střední hodnota řezné síly za otáčku.

Pro ověření modelu pro výpočet střední hodnoty řezné síly za otáčku s uvažováním opravného koeficientu úhlu čela a pro plně osazený nástroj bylo použito nepřímé měření sil, kdy se měřil proud a napětí a vypočítal se výkon, z jehož průběhu v čase se vyhodnotil řezný výkon (popsáno v kapitole 2.2.2). Vyhodnocení řezného výkonu z měření bylo provedeno v mnou vytvořeném skriptu v programu Matlab.

### 7.3.3 Ověření modelu řezné síly za otáčku pro 1 zub v záběru s uvažováním opravného koeficientu úhlu čela

Pomocí softwarové aplikace popsané v kapitole 5.6 byly vyhodnoceny střední hodnoty řezných sil za vybraný interval, čemuž odpovídají vypočtené střední hodnoty řezné síly za otáčku. Pro každé měření byly provedeny 2 opakování, ze kterých byla stanovena průměrná hodnota řezné síly. Pro každý nástroj byla pomocí navrženého matematického modelu vypočtena střední hodnota řezné síly za otáčku, a to s uvažováním (Model 1) a bez uvažování (Model 2) opravného koeficientu úhlu čela.

#### 7.3.3.1 Ověření modelu u nástroje A

Jak ukazuje Tab. 18, nástroj A je frézovací hlava o průměru 50 mm, která je osazena jednou VBD čtvercového průřezu a úhlem čela 8°. V Tab. 19 jsou vyhodnocené a vypočtené střední hodnoty řezných sil za otáčku pro 1 zub v záběru, a to společně s procentuálním rozdílem těchto hodnot. Tato tabulka je navíc doplněna o Obr. 57, kde je zobrazen počet experimentů pro jednotlivé rozsahy procentuálních rozdílů, respektive odchylek, řezných sil experimentálně zjištěných a vypočtených, a to pro oba matematické modely, tedy model bez uvažování vlivu úhlu čela a model s uvažováním vlivu úhlu čela.

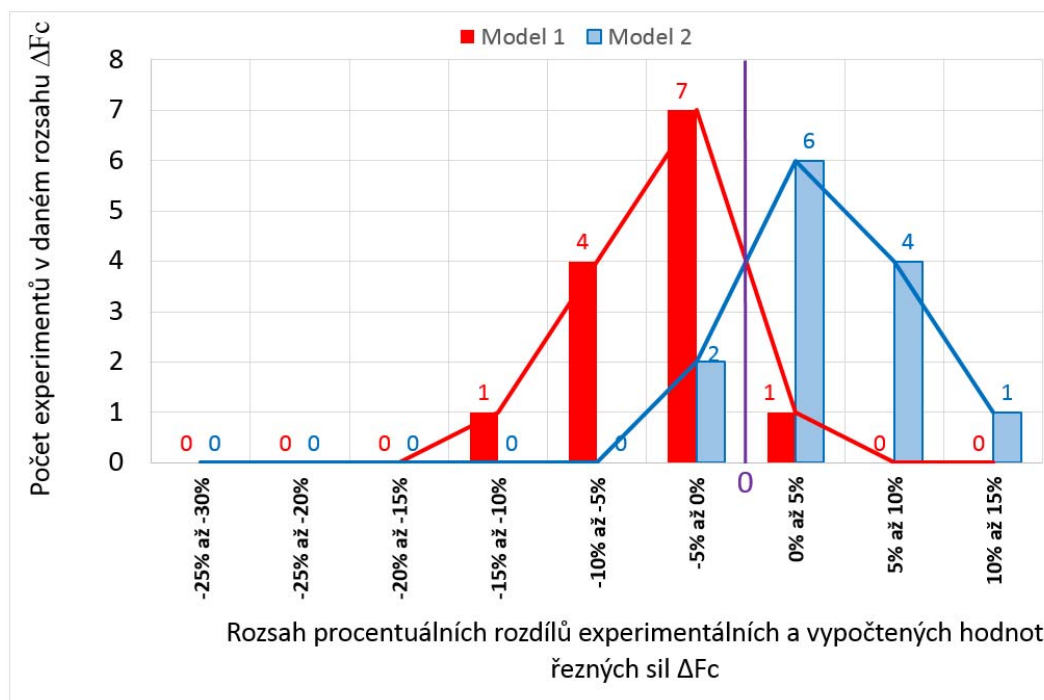
Jak vyplývá z Tab. 19 a Obr. 65, procentuální odchylka  $\Delta F_c$  se pro nastavené experimenty pohybuje v rozsahu -12.5 až 4.3 % se střední odchylkou -4.1 % pro model bez uvažování úhlu čela a v rozsahu -3.5 až 12 % se střední odchylkou 4.2 % pro model s uvažováním úhlu čela. U každého z těchto modelů se vychyluje jedna hodnota procentuální odchylky významně od ostatních. Bez těchto vychylujících se hodnot, je rozsah procentuální odchylky -9.5 až 4.3 % se střední odchylkou -3.4 % pro model bez uvažování úhlu čela a -3.5 až 7.8 % se střední odchylkou 3.6 % pro model s uvažováním

úhlu čela. Pro oba modely rovněž platí, že v intervalu -5 až 5 % se nachází 62 % všech měření.

Z výše uvedené analýzy obou modelů, tedy modelu bez vlivu úhlu čela a modelu s vlivem úhlem čela, vyplývá, že bychom se nedopustili výrazné chyby, kdybychom zanedbali vliv úhlu čela.

Tab. 19: Experimentálně zjištěné a vypočtené hodnoty řezných sil a jejich verifikace pro nástroj A.

Měření	Řezné podmínky				Verifikace				
	$a_e$ [mm]	$a_p$ [mm]	$f_z$ [mm]	$v_c$ [m/min]	$F_c$ [N]			$\Delta F_{c\_Model1}$ [%]	$\Delta F_{c\_Model2}$ [%]
					Experiment	Model 1	Model 2		
1	37.5	2	0.25	130	301.6	312.4	287.4	-3.6	4.7
2	37.5	2	0.25	173	294.8	296.8	273.0	-0.7	7.4
3	37.5	2	0.25	216	298.1	285.2	262.4	4.3	12.0
4	37.5	2	0.175	130	233.7	249.6	229.6	-6.8	1.7
5	37.5	2	0.175	173	228.9	237.1	218.2	-3.6	4.7
6	37.5	2	0.175	216	227.3	227.9	209.7	-0.3	7.8
7	37.5	2	0.1	130	156.2	175.8	161.7	-12.5	-3.5
8	37.5	2	0.1	173	155.0	167.0	153.6	-7.7	0.9
9	37.5	2	0.1	216	157.4	160.5	147.7	-2.0	6.2
10	25	2	0.175	173	155.2	164.0	150.9	-5.6	2.8
11	12.5	2	0.175	173	89.2	90.8	83.6	-1.8	6.3
12	37.5	1	0.175	166	123.3	127.7	117.5	-3.5	4.8
13	37.5	3	0.175	179	314.8	344.7	317.2	-9.5	-0.7
Vyhodnocení					Minimální odchylka			-12.5	-3.5
					Maximální odchylka			4.3	12.0
					Střední odchylka			-4.1	4.2
					Rozpětí			16.8	15.5



Obr. 65: Počet experimentů pro jednotlivé rozsahy procentuálních rozdílů experimentálních a vypočtených řezných sil  $\Delta F_c$  pro nástroj A.

### 7.3.3.2 Ověření modelu u nástroje B

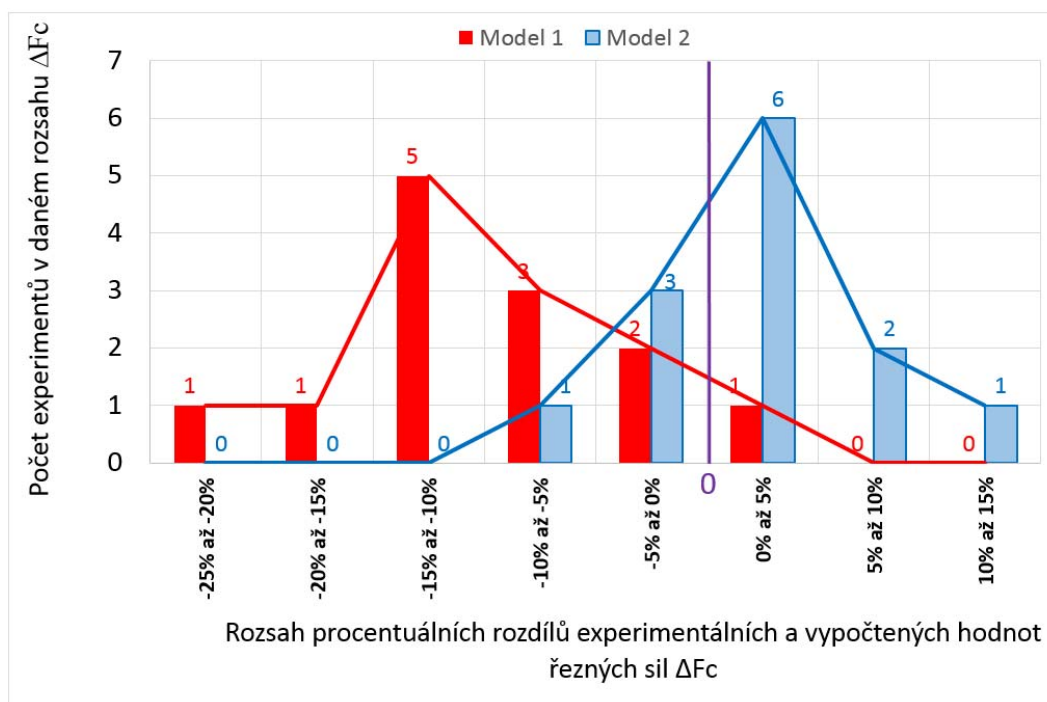
Jak ukazuje Tab. 18, nástroj B je frézovací hlava o průměru 88 mm, která je osazena jednou VBD kruhového průřezu a úhlem čela  $11^\circ$ . V Tab. 20 jsou vyhodnocené a vypočtené střední hodnoty řezných sil za otáčku pro 1 zub v záběru, a to společně s procentuálním rozdílem těchto hodnot. Tato tabulka je navíc doplněna o Obr. 66, kde je zobrazen počet experimentů pro jednotlivé rozsahy procentuálních rozdílů, respektive odchylek, řezných sil experimentálně zjištěných a vypočtených, a to pro oba matematické modely, tedy model bez uvažování vlivu úhlu čela a model s uvažováním vlivu úhlu čela.

Jak vyplývá z Tab. 20 a Obr. 66, procentuální odchylka  $\Delta F_c$  se pro nastavené experimenty pohybuje v rozsahu -21 až 2 % se střední odchylkou -9.9 % pro model bez uvažování úhlu čela a v rozsahu -7.7 až 12.8 % se střední odchylkou 2.2 % pro model s uvažováním úhlu čela. I v tomto případě se u každého z těchto modelů vychyluje jedna hodnota procentuální odchylky významně od ostatních. Bez těchto vychylujících se hodnot, je rozsah procentuální odchylky -15.4 až 2 % se střední odchylkou -8.9 % pro model bez uvažování úhlu čela a v rozsahu -7.7 až 8.8 % se střední odchylkou 1.3 % pro model s uvažováním úhlu čela. V intervalu procentuálních odchylek -5 až 5 % se nachází 23 % všech měření pro model bez uvažování úhlu čela a 59 % všech měření pro model s uvažováním úhlu čela.

Z výše uvedené analýzy obou modelů, tedy modelu bez vlivu úhlu čela a modelu s vlivem úhlem čela, vyplývá, že bychom se v tomto případě dopustili chyby, pokud bychom zanedbali vliv úhlu čela.

Tab. 20: Experimentálně zjištěné a vypočtené hodnoty řezných sil a jejich verifikace pro nástroj B.

Měření	Řezné podmínky				Verifikace				
	$a_e$ [mm]	$a_p$ [mm]	$f_z$ [mm]	$v_c$ [m/min]	$F_c$ [N]			$\Delta F_{c\_Model1}$ [%]	$\Delta F_{c\_Model2}$ [%]
					Experiment	Model 1	Model 2		
1	66	2	0.25	132	316.9	359.9	320.3	-13.6	-1.1
2	66	2	0.25	176	298.8	341.8	304.2	-14.4	-1.8
3	66	2	0.25	220	294.6	328.4	292.3	-11.5	0.8
4	66	2	0.175	132	249.3	287.7	256.1	-15.4	-2.7
5	66	2	0.175	176	244.8	273.3	243.2	-11.6	0.6
6	66	2	0.175	220	243.3	262.6	233.7	-7.9	3.9
7	66	2	0.1	132	186.8	202.8	180.5	-8.6	3.3
8	66	2	0.1	176	188.1	192.7	171.5	-2.5	8.8
9	66	2	0.1	220	188.9	185.1	164.8	2.0	12.8
10	44	2	0.175	176	168.4	189.0	168.2	-12.3	0.1
11	22	2	0.175	176	101.1	104.7	93.2	-3.5	7.9
12	66	1	0.175	172	144.6	156.0	138.9	-7.9	4.0
13	66	3	0.175	179	314.4	380.3	338.5	-21.0	-7.7
Vyhodnocení					Minimální odchylka			-21.0	-7.7
					Maximální odchylka			2.0	12.8
					Střední odchylka			-9.9	2.2
					Rozpětí			23.0	20.4



Obr. 66: Počet experimentů pro jednotlivé rozsahy procentuálních rozdílů experimentálních a vypočtených řezných sil  $\Delta F_c$  pro nástroj B.

### 7.3.4 Ověření modelu řezné síly za otáčku s uvažováním opravného koeficientu úhlu čela a pro plně osazené nástroje

Jak bylo řečeno v úvodu této kapitoly, pomocí softwaru Matlab byly vyhodnoceny střední hodnoty řezných výkonů pro plně osazené nástroje, a to za vybraný interval a pro každé měření byly provedeny celkem 2 opakování, ze kterých byla stanovena průměrná hodnota řezného výkonu ( $P_c - Experiment$ , viz Tab. 21).

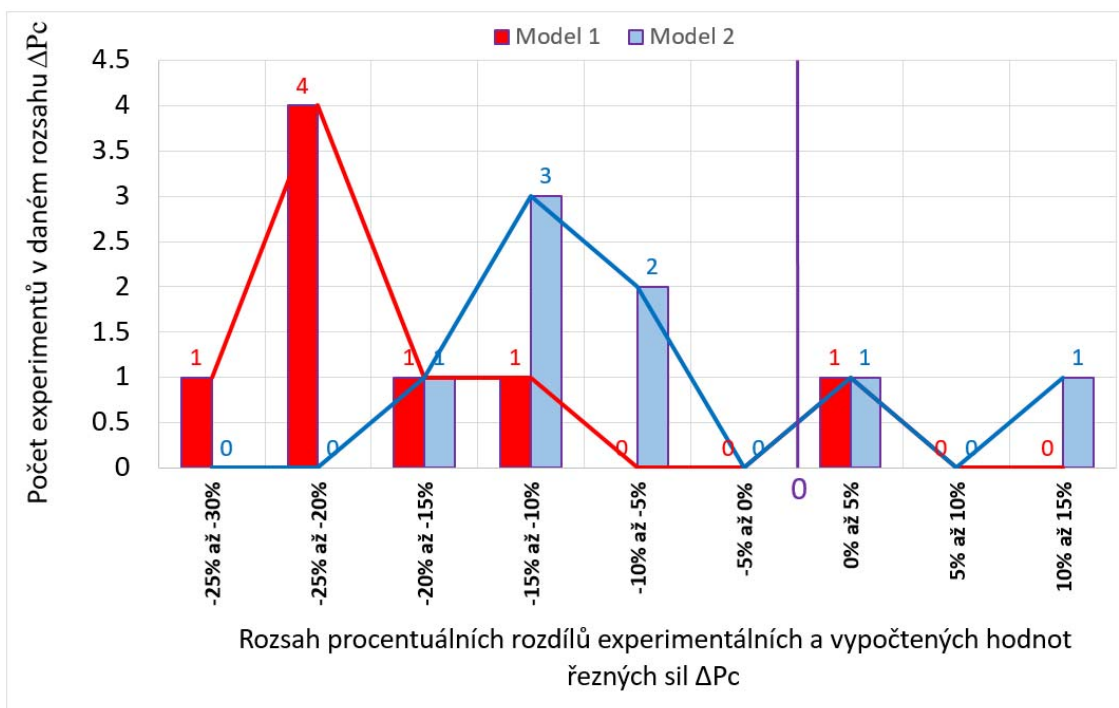
Pro oba nástroje byla pomocí navrženého matematického modelu bez uvažování vlivu úhlu čela (Model 1) a modelu, který uvažuje vliv úhlu čela (Model 2), vypočtena střední hodnota řezné síly za otáčku pro plně osazené nástroje. Poté byly pro oba modely na základě vztahu (3) přepočteny střední hodnoty řezných sil na střední hodnoty řezných výkonů (Model 1, Model 2, viz Tab. 21).

V tomto případě jsou pro každý nástroj nastaveny pouze 4 experimenty, a tak je porovnání hodnot zobrazeno v jedné tabulce a jednom grafu. Jak ukazuje Tab. 17, nástroj A je frézovací hlava o průměru 50 mm, která je v tomto případě plně osazena čtyřmi VBD čtvercového průřezu a úhlem čela  $8^\circ$  a nástroj B je frézovací hlava o průměru 88 mm, která je plně osazena šesti VBD kruhového průřezu a úhlem čela  $11^\circ$ . V Tab. 21 jsou vyhodnocené a vypočtené střední hodnoty řezných výkonů společně s procentuálním rozdílem těchto hodnot pro oba nástroje.

Tab. 21: Experimentálně zjištěné a vypočtené hodnoty řezných výkonů pro oba nástroje.

Nástroj	N [-]	Řezné podmínky				Verifikace				
		$a_e$ [mm]	$a_p$ [mm]	$f_z$ [mm]	$v_c$ [m/min]	$P_c$ [kW]			$\Delta P_{c\_Model1}$ [%]	$\Delta P_{c\_Model2}$ [%]
						Experiment	Model 1	Model 2		
A	4	12.5	2	0.175	173	0.83	1.05	0.96	-26.1	-16.0
		25	2	0.175	173	1.53	1.89	1.74	-23.5	-13.6
		37.5	2	0.175	173	2.35	2.73	2.51	-16.3	-7.0
		50	2	0.175	173	3.11	3.78	3.48	-21.5	-11.8
<b>Vyhodnocení</b>					<b>Minimální odchylka</b>			<b>-26.1</b>	<b>-16.0</b>	
					<b>Maximální odchylka</b>			<b>-16.3</b>	<b>-7.0</b>	
					<b>Střední odchylka</b>			<b>-21.9</b>	<b>-12.1</b>	
					<b>Rozpětí</b>			<b>9.8</b>	<b>9.1</b>	
B	6	22	2	0.175	176	1.49	1.85	1.64	-23.9	-10.3
		44	2	0.175	176	2.97	3.33	2.97	-12.2	0.1
		66	2	0.175	176	2.22	2.74	2.44	-23.4	-9.8
		88	2	0.175	176	3.94	3.79	3.37	3.8	14.4
<b>Vyhodnocení</b>					<b>Minimální odchylka</b>			<b>-23.9</b>	<b>-10.3</b>	
					<b>Maximální odchylka</b>			<b>3.8</b>	<b>14.4</b>	
					<b>Střední odchylka</b>			<b>-13.9</b>	<b>-1.4</b>	
					<b>Rozpětí</b>			<b>27.7</b>	<b>24.7</b>	
<b>Celkové vyhodnocení</b>					<b>Minimální odchylka</b>			<b>-26.1</b>	<b>-16.0</b>	
					<b>Maximální odchylka</b>			<b>3.8</b>	<b>14.4</b>	
					<b>Střední odchylka</b>			<b>-17.9</b>	<b>-6.8</b>	
					<b>Rozpětí</b>			<b>29.9</b>	<b>30.4</b>	

Výše uvedená tabulka je doplněna o Obr. 67, kde je zobrazen počet experimentů pro jednotlivé rozsahy procentuálních rozdílů, respektive odchylek, řezných výkonů experimentálně zjištěných a vypočtených, a to pro oba matematické modely, tedy model bez uvažování vlivu úhlu čela a model s uvažováním vlivu úhlu čela.



Obr. 67: Počet experimentů pro jednotlivé rozsahy procentuálních rozdílů experimentálních a vypočtených řezných sil  $\Delta P_c$  pro oba nástroje.

Jak vyplývá z Tab. 21 a Obr. 67, procentuální odchylka se pro nastavené experimenty pohybuje pro nástroj A v rozsahu -26.1 až -16.3 % se střední odchylkou -21.9 % pro model bez uvažování úhlu čela a v rozsahu -16 až -7 % se střední odchylkou -12.1 % pro model s uvažováním úhlu čela. Pro nástroj B se procentuální odchylka pohybuje v rozsahu -23.9 až 3.8 % se střední odchylkou -13.9 % pro model bez uvažování úhlu čela a v rozsahu -10.3 až 14.4 % se střední odchylkou -1.4 % pro model s uvažováním úhlu čela.

Z výše uvedené analýzy obou modelů, tedy modelu bez vlivu úhlu čela a modelu s vlivem úhlem čela, vyplývá, že bychom se v tomto případě dopustili chyby, pokud bychom zanedbali vliv úhlu čela.

## 7.4 Dílčí závěr

Jak bylo uvedeno v úvodu této kapitoly, úhel čela nástroje patří mezi faktory, které mají z geometrických charakteristik řezného nástroje velmi podstatný vliv na velikost měrné řezné síly a tedy i velikost ostatních silových parametrů. Pokud tedy chceme navržený matematický model aplikovat pro nástroje s jinou geometrií, než jaká byla u nástroje, kterým byly získány materiálové konstanty, je nutno uvažovat tzv. opravný koeficient úhlu čela. V referencích [5, 7, 29] jsou uvedeny vztahy opravného koeficientu úhlu čela, ze kterých plyne, že vzroste-li úhel čela o  $1^\circ$  vzhledem k úhlu čela nástroje, který byl použit pro získání materiálových konstant, poklesne měrná řezná síla o 1 až 1.5 % vzhledem k měrné řezné síle vypočtené pro úhel čela nástroje, který byl použit při experimentech pro získání materiálových konstant.

Prvním úkolem bylo nejprve experimentálně ověřit vliv úhlu čela na změnu měrné řezné síly, a to na oceli o mezi pevnosti v tahu 750 MPa. Z hodnot opravných koeficientů úhlů čela, které byly použity z reference [3], byla sestrojena závislost opravného koeficientu úhlu čela na úhlu čela a byl zjištěn vliv úhlu čela. Ze vztahu vyplynulo, že vzroste-li úhel čela o  $1^\circ$ , poklesne měrná řezná síla o 1 %. Potvrdil se tedy vztah prezentovaný ve výše uvedených referencích a pro své účely jsem si upravil výpočet opravného koeficientu úhlu čela, viz vztah (71). Ten byl následně implementován do vztahu pro výpočet měrné řezné síly s vlivem řezné rychlosti, viz vztah (44), čímž se získalo první zobecnění navrženého modelu, viz vztah (72).

Dále bylo přikročeno k zobecnění navrženého matematického modelu pro ocel o jiné mezi pevnosti. Reference [3, 30] zavádějí tzv. opravný koeficient materiálu obrobku, který přepočítává měrnou řeznou sílu pro ocel o různé mezi pevnosti v tahu. Ve vztahu je však mocnitel, který má velké rozpětí. Proto bylo přistoupeno k získání tohoto mocnitele. Z hodnot opravných koeficientů materiálu obrobku, které byly použity z reference [3], byla sestrojena závislost opravného koeficientu materiálu obrobku na poměru mezi pevnosti v tahu. Získané hodnoty opravných koeficientů materiálu obrobku byly proloženy mocninnou regresí s indexem determinace 99.02 %. Ze získaného vztahu

v mocninném tvaru vyplývá vliv meze pevnosti v tahu na změnu velikosti měrné řezné síly, který je dán hodnotou mocnitele, tedy hodnotou 0.612. Na základě použití vztahu opravného koeficientu materiálu se získanou hodnotou mocnitele můžeme například predikovat, že chceme-li použít pro predikci materiál o mezi pevnosti v tahu o 100 MPa větší než mez pevnosti v tahu materiálu, pro který byly zjištěny materiálové konstanty, můžeme očekávat měrnou řeznou sílu (potažmo řeznou sílu, řezný výkon) o cca 7 % větší. Analogicky můžeme odhadnout nárůst či pokles pro různé hodnoty meze v tahu.

V kapitole 4 byl pro svou úplnost již zobrazen model pro výpočet střední hodnoty řezné síly za otáčku pro N zubů v záběru. Tento zobrazený model beroucí nyní v potaz i opravný koeficient úhlu čela bylo nutno ověřit experimentálními měřeními. Pro tyto účely byla frézována ocel s označením DIN C45 o tvrdosti 190 HB, a to dvěma nástroji s různou geometrií.

Nejprve byl ověřován model řezné síly za otáčku pro 1 zub v záběru s uvažováním opravného koeficientu úhlu čela. V tomto případě byly nástroje osazeny pouze jednou VBD. Z analýzy modelů bez uvažování a s uvažováním vlivu úhlu čela vyplynulo, že u nástroje A bychom se nedopustili výrazné chyby, kdybychom zanedbali vliv úhlu čela. U nástroje B byl vliv úhlu čela významný a v tomto případě bychom se dopustili chyby, pokud bychom tento vliv zanedbali.

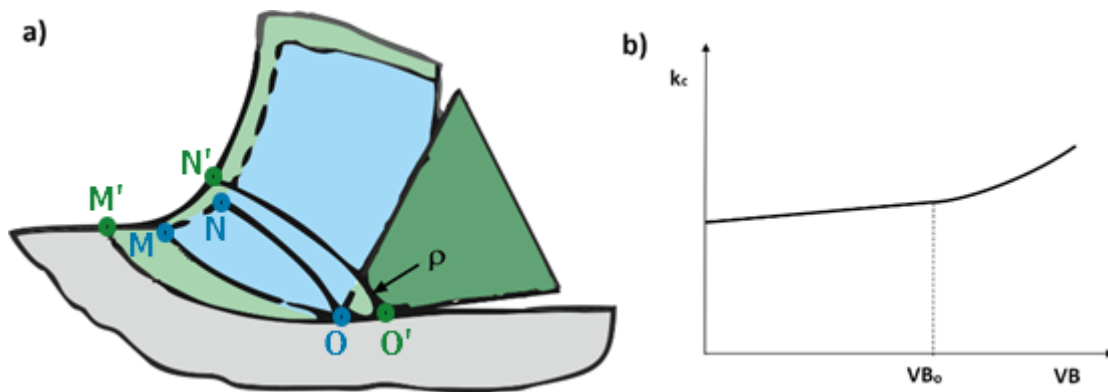
Dále byl ověřován model řezné síly za otáčku pro N zubů v záběru s uvažováním opravného koeficientu úhlu čela. V tomto případě byly nástroje plně osazeny. Z analýzy modelů bez uvažování a s uvažováním vlivu úhlu čela vyplynulo, že u obou nástrojů bychom se dopustili chyby, pokud bychom s vlivem úhlu čela nepočítali.

Na závěr této kapitoly je tedy nutno říci, že model byl úspěšně zobrazen a je aplikovatelný pro nástroje s různou geometrií (nejenom různými hodnotami poloměru špičky a úhlu nastavení jako byl model navržen v kapitole 4, ale i s různými hodnotami úhlu čela), tvarem VBD (kruhového a nekruhového tvaru) a různým počtem zubů v záběru.

## 8 Zpřesnění navrženého modelu o vliv opotřebení

### 8.1 Motivace a princip zpřesnění modelu

Podle referencí [3, 5, 7, 29, 30, 52] má opotřebení břitu řezného nástroje velký vliv na řeznou sílu, potažmo řezný výkon. Vliv opotřebení souvisí se změnou primární plastické deformace. Čím větší je opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje (VB), tím větší je poloměr ostří ( $\rho$ ), čímž se zvětšuje oblast primární plastické deformace (z původní oblasti ohraničené body MNO na oblast ohraničenou body M'N'O', viz Obr. 68a), což způsobuje nárůst měrné řezné síly ( $k_c$ ), viz Obr. 68b.



Obr. 68: a) Závislost poloměru ostří na primární plastické deformaci, b) závislost měrné řezné síly na opotřebení na hřbetě řezného nástroje (podkladem je reference [3]).

Vliv opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje (VB) na měrnou řeznou sílu je obvykle vyjádřen, dle výše uvedených referencí, opravným koeficientem opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje ( $K_{VB}$ ), dále uváděn zkráceně jako opravný koeficient opotřebení. Obvykle bývá tato hodnota udávána jedním číslem nebo rozsahem hodnot pro opotřeбенý stav břitu řezného nástroje (například 1.3 až 1.5), nikoliv funkcí vyjadřující závislost opotřebení na měrné řezné síle, popřípadě řezné síle.

Je nutno dodat, že materiálové konstanty pro výpočet měrné řezné síly ( $k_{c1.1}$ ,  $m_c$ ,  $m_{v_c}$ ) jsou, nebo respektive měly by být, získávány při použití nové VBD, proto má pro tento případ opravný koeficient opotřebení hodnotu 1, tj.  $K_{VB}=1$ . Čím větší je hodnota opotřebení, tím větší je hodnota měrné řezné síly, viz Obr. 68, a tím větší je hodnota opravného koeficientu opotřebení.

Úkolem této kapitoly je pro vybraný materiál sestavit závislost opravného koeficientu opotřebení na opotřebení na hřbetě pro přepočítání měrné řezné síly, aby se poukázalo na to, jak velký vliv může mít opotřebení na hřbetě na velikost řezné síly či řezného výkonu.

### 8.2 Příprava experimentů

Měření probíhala ve Výzkumném centru pro strojírenskou výrobní techniku a technologii na ČVUT v Praze na tříosém frézovacím centru od společnosti TAJMAC-



ZPS s označením MCFV 5050LN jehož parametry jsou uvedeny na Obr. 28 vlevo. K měření byl použit nástroj s označením 125B09R-W75SP12D, jehož parametry jsou uvedeny v tabulce na Obr. 69 vlevo.

Nástroj	Označení	125B09R-W75SP12D
	Průměr nástroje ( $D_c$ )	125 mm
	Počet VBD ( $Z$ )	9
	Úhel nastavení hl. břitu ( $\kappa_r$ )	75°
	Úhel sklonu ostří ( $\lambda_s$ )	0°
	Úhel čela po osazení VBD ( $\gamma_o$ )	7°
	Výška nástroje ( $l_1$ )	63 mm
VBD	Označení	SPKN1203EDSR
	Tvar VBD	Obdelníkový
	Počet břitů ( $Z$ )	4
	Úhel hřbetu ( $\alpha_o$ )	11°
	Úhel břitu ( $\beta_o$ )	79°
	Úhel čela ( $\gamma_o$ )	7°



Obr. 69: Nástroj s označením 125B09R-W75SP12D s technickými parametry.

Pro tento nástroj byly vybrány VBD s označením SPKN1203EDSR ze slinutého karbidu s různými typy povlaků. Povlaky byly typu PVD, přičemž konkrétní složení nemůže být v této práci z důvodu ochrany duševního vlastnictví zadavatele zveřejněno. Pro realizaci experimentů byl nástroj osazen pouze jednou VBD. Řezné podmínky nastavené pro experimenty jsou shrnuty v Tab. 22.

Tab. 22: Tabulka s řeznými podmínkami.

Řezné podmínky	
Řezná rychlost ( $v_c$ )	240 m//min
Otáčky ( $n$ )	611 ot/min
Posuv na zub ( $f_z$ )	0,2 mm
Posuvová rychlost ( $v_f$ )	122,2 mm/min
Axiální hloubka řezu ( $a_p$ )	2 mm
Radiální hloubka řezu ( $a_e$ )	102 mm

Co se týče materiálu obrobku, byla pro tyto experimenty zvolena ocel s označením DIN C45 s naměřenou tvrdostí 200 HB, která byla naměřena pomocí dílenského přenosného digitálního tvrdoměru s označením TH-130. Dle převodní tabulky (viz příloha 9), tomu odpovídá mez pevnosti v tahu 680 MPa a tvrdost 211 HV 10. Materiál obrobku měl rozměry 400 x 102 mm (délka x šířka) a byl obráběn strategií čelního symetrického frézování, viz Obr. 70.



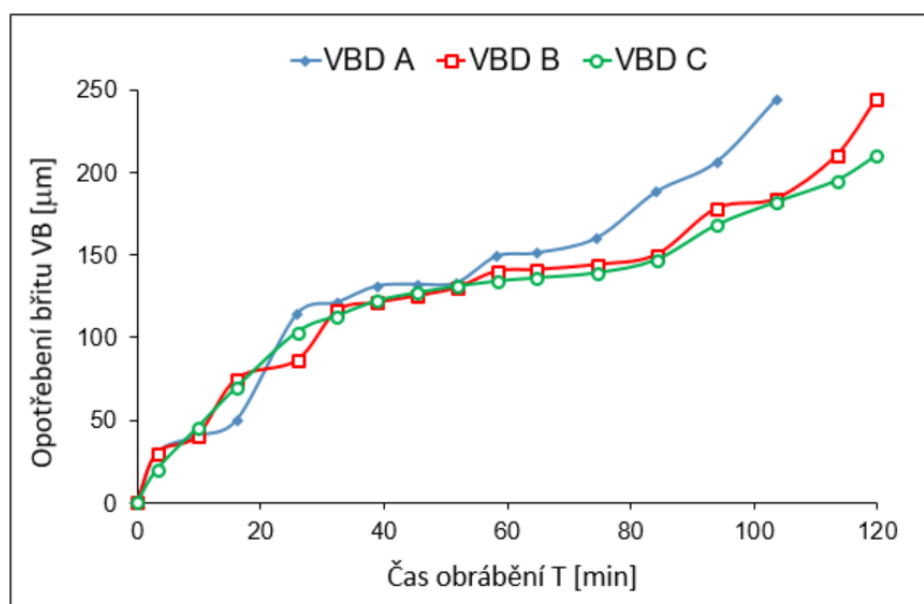
Obr. 70: Obrábění materiálu pro nastavené experimenty.

### 8.3 Metodika měření a vyhodnocování

Cílem testů bylo měření opotřebení na hřbetě břitu (VB) povlakovaných destiček s označením SPKN1203EDSR při čelním symetrickém frézování oceli DIN C45 bez použití řezné kapaliny. Zároveň bylo použito nepřímé měření sil, kdy se měřil proud a napětí a vypočítal se výkon, z jehož průběhu v čase se vyhodnotil řezný výkon (popsáno v kapitole 2.2.2). Vyhodnocení řezného výkonu z měření bylo provedeno v programu Matlab.

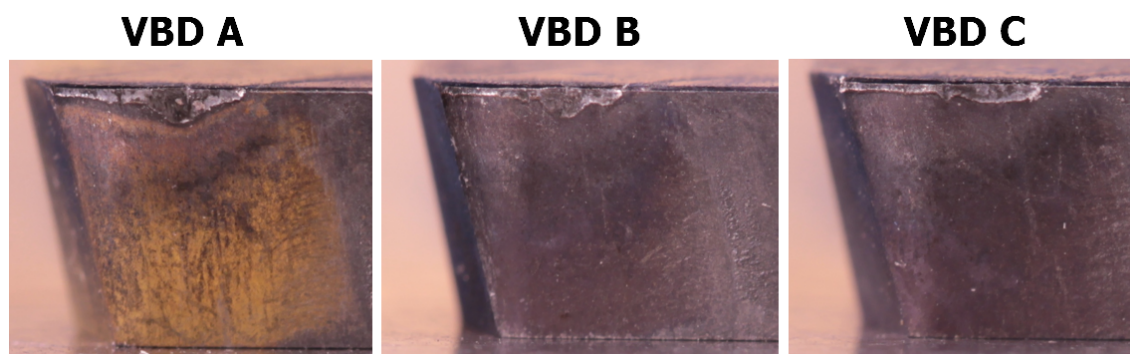
### 8.4 Vyhodnocení experimentů a získání matematického modelu opravného koeficientu opotřebení

Pro všechny tři VBD byly naměřeny hodnoty opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje (VB) a byl sestaven graf závislosti opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje na čase obrábění, viz Obr. 71.



Obr. 71: Závislost opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje na čase obrábění.

Fotografie opotřebení na hřbetě bříty jednotlivých vyměnitelných břitových destiček (A, B, C) jsou v konečném stavu opotřebení vidět na Obr. 72.



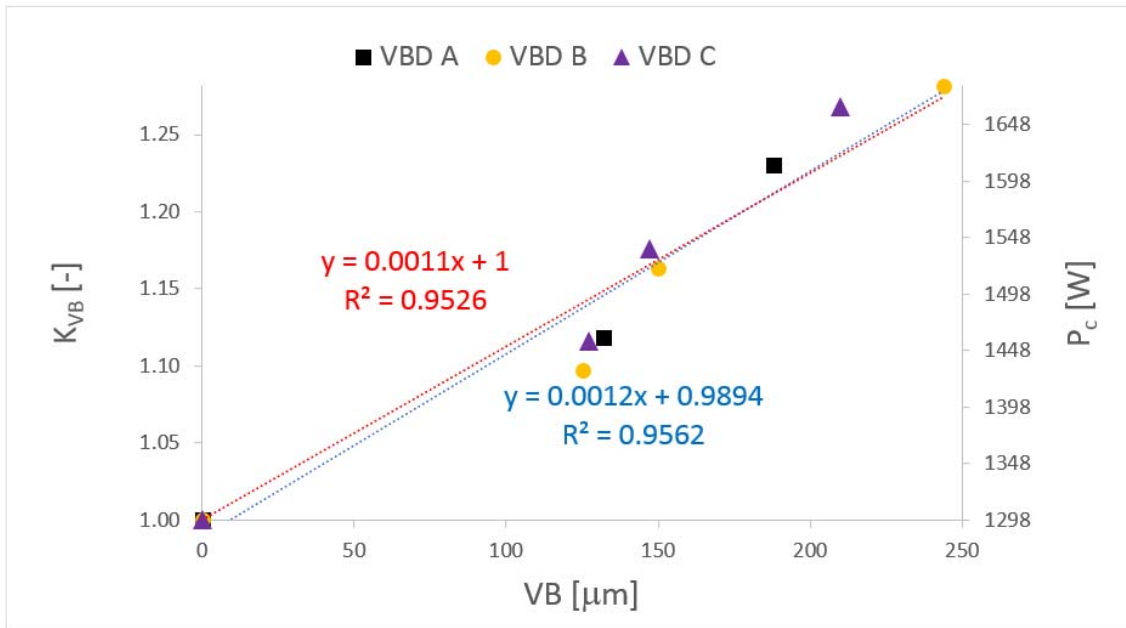
Obr. 72: Opotřebení na hřbetě bříty řezného nástroje pro všechny tři zkoumané VBD.

Při několika měřeních opotřebení byly zároveň měřeny i výkony, ze kterých byly na základě výše uvedené metodiky, vyhodnoceny řezné výkony. Hodnoty řezných výkonů ( $P_c$ ), trvanlivostí ( $T$ ) a opotřebení na hřbetě bříty řezného nástroje ( $VB$ ) pro všechny tři vyměnitelné břitové destičky jsou shrnuty v Tab. 23.

Tab. 23: Naměřené hodnoty řezných výkonů a opotřebení společně s vypočtenými hodnotami řezných výkonů v procentech a opravného koeficientu opotřebení na hřbetě bříty řezného nástroje.

VBD	Naměřené hodnoty			Vypočtené hodnoty	
	$P_c$ [W]	$T$ [min]	$VB$ [ $\mu\text{m}$ ]	$P_c$ [%]	$K_{VB}$ [-]
A	1298	0.0	0	100	1.000
	1452	45.4	132	112	1.119
	1597	84.3	188	123	1.230
	<del>          </del>	103.7	244	<del>          </del>	<del>          </del>
B	1313	0.0	0	100	1.000
	1441	45.4	125	110	1.097
	1527	84.3	150	116	1.163
	1683	119.9	244	128	1.281
C	1316	0.0	0	100	1.000
	1469	45.4	127	112	1.116
	1548	84.3	147	118	1.176
	1670	119.9	210	127	1.268

Jak je vidět ve výše uvedené tabulce, nepodařilo se vyhodnotit řezný výkon u VBD A v konečném stavu opotřebení, tedy při hodnotě opotřebení na hřbetě 244  $\mu\text{m}$ , což bylo z důvodu poškozeného souboru, což bylo zjištěno při vyhodnocování dat. Vyhodnocené hodnoty řezných výkonů ( $P_c$ ) při naměřených hodnotách opotřebení na hřbetě ( $VB$ ), a to včetně hodnot opravného koeficientu opotřebení na ( $K_{VB}$ ), jsou vykresleny na Obr. 73.



Obr. 73: Závislost opravného koeficientu opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje  $K_{VB}$  (-) a řezného výkonu  $P_c$  (W) na opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje  $VB$  ( $\mu\text{m}$ ).

Jak je vidět na Obr. 73, na naměřené hodnoty byla aplikována lineární regrese. Závislost opravného koeficientu opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje vyjadřuje vztah (76), který je vytvořen tak, aby v případě nové řezné hrany, tedy při nulovém opotřebení, tj.  $VB=0\mu\text{m}$ , měl opravný koeficient hodnotu 1 (červená lineární regrese).

$$K_{VB} = 0.0011 \cdot VB + 1 \quad (76)$$

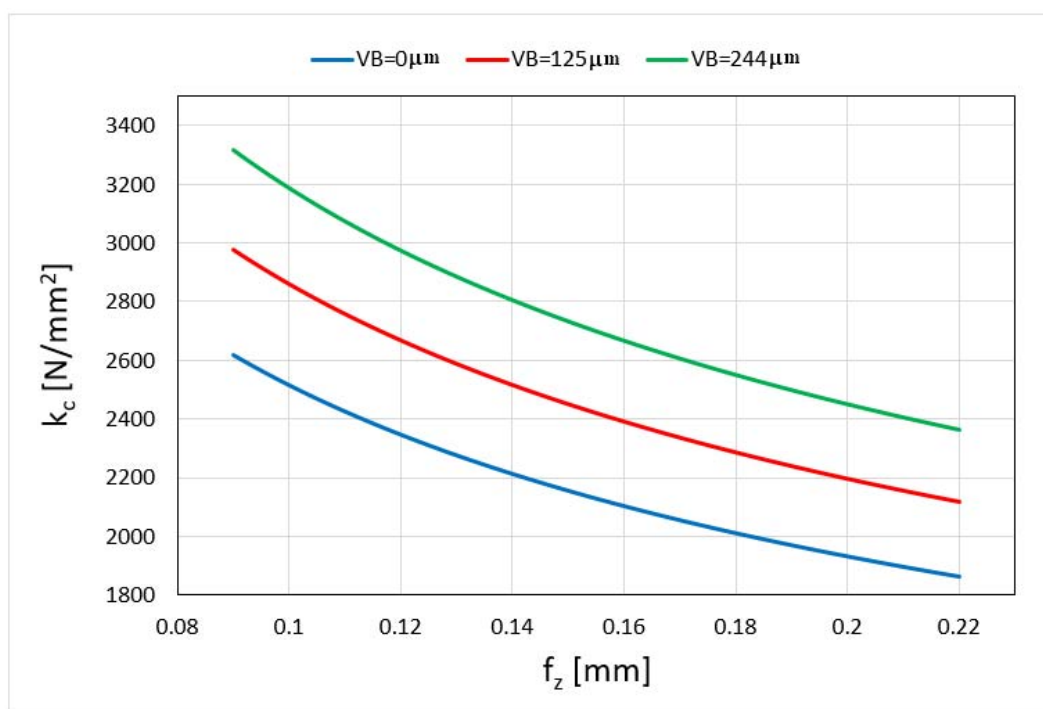
Je však nutno počítat s tím, že lineární závislost opotřebení na měrné řezné síle je pouze do určitého stavu opotřebení, od tohoto stavu narůstá měrná řezná síla výrazněji, jak je ostatně vidět na Obr. 68b.

Ze sestrojeného grafu závislosti opravného koeficientu opotřebení na opotřebení na hřbetě, viz Obr. 73, je vidět jak opravný koeficient opotřebení narůstá postupně od hodnoty 1 až do hodnoty téměř 1.27. Vrůst řezného výkonu při konečném stavu opotřebení, tj. při hodnotě  $244 \mu\text{m}$ , byl tedy o 27 %. Vztah měrné řezné síly, který je zpřesněný o vliv úhlu čela, vliv materiálu obrobku, respektive o vliv mechanických vlastností materiálu obrobku, a o vliv opotřebení, je tedy dán na základě vztahu (77).

$$k_c = k_{c_{1.1}} \cdot h_D^{-m_c} \cdot \left( \frac{v_c}{v_{c_{def}}} \right)^{-m_{v_c}} \cdot K_{\gamma_o} \cdot K_{mat} \cdot K_{VB} \quad (77)$$

Na základě získaného vztahu pro výpočet měrné řezné síly s vlivem opotřebení si následně sestrojím graf závislosti měrné řezné síly na posuvu na zub pro vybrané hodnoty opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje, a to pro ocel DIN C45, pro kterou byla závislost měrné řezné síly s vlivem opotřebení získána. Měrná řezná síla je počítána na základě materiálových konstant získaných v kapitole 5.7.6.

Na Obr. 74 je tedy zobrazena závislost vypočtené měrné řezné síly na posuvu na zub (v rozsahu posuvů na zub 0.09 až 0.22 mm) pro řeznou rychlost 200 m/min a pro tři hodnoty opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje.



Obr. 74: Závislost vypočtené měrné řezné síly na posuvu na zub pro 3 hodnoty opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje.

## 8.5 Dílčí závěr

Cílem této kapitoly bylo zpřesnění navrženého modelu o vliv opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje (VB). Tento vliv výrazně ovlivňující měrnou řeznou sílu je obvykle vyjádřen opravným koeficientem opotřebení ( $K_{VB}$ ). Tento opravný koeficient bývá v referencích udáván jednou hodnotou nebo rozsahem hodnot pro opotřeбенý stav břitu řezného nástroje (například 1.3 nebo 1.3 až 1.5), nikoliv funkcí vyjadřující závislost opotřebení na měrné řezné síle. Úkolem této kapitoly bylo tedy pro vybraný materiál sestavit závislost opravného koeficientu opotřebení na opotřebení na hřbetě pro přepočítání měrné řezné síly.

Pro splnění tohoto cíle byl zvolen jeden materiál obrobku, kterým byla ocel s označením DIN C45 a byl použit nástroj osazený jednou VBD. Co se týče VBD, byly použity tři VBD stejného označení s různým povlakem. Pro všechny tři VBD byly změřeny trvanlivosti a opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje a byl sestaven graf závislosti opotřebení na hřbetě na čase obrábění. Při několika měřeních opotřebení byly zároveň změřeny proudy a napětí, ze kterých se vypočítal výkon, z jehož průběhu v čase se vyhodnotil řezný výkon. Na základě získaných hodnot řezných výkonů byly vypočteny opravné koeficienty opotřebení pro naměřené hodnoty opotřebení a byl sestaven graf závislosti opravného koeficientu opotřebení a řezného výkonu na opotřebení na hřbetě.

Pomocí lineární regrese byl získán matematický model opravného koeficientu opotřebení na opotřebení na hřbetě a tento získaný vztah byl pak následně zakomponován do rovnice pro výpočet měrné řezné síly. Hodnota opravného koeficientu opotřebení narůstá od hodnoty 1 (nová VBD) do hodnoty 1.27, kdy je VBD opotřebená. Vzrůst řezného výkonu byl tedy u opotřebené VBD o 27 %. Na závěr této kapitoly byla sestrojena závislost měrné řezné síly na posuvu na zub pro tři hodnoty opotřebení na hřbetě, aby bylo vidět, jakým způsobem opotřebení ovlivňuje měrnou řeznou sílu.

Princip a popis získání opravného koeficientu opotřebení na hřbetě břitů řezného nástroje a jeho následné zakomponování do vztahu pro výpočet měrné řezné síly je publikovaný v publikaci autora [70].

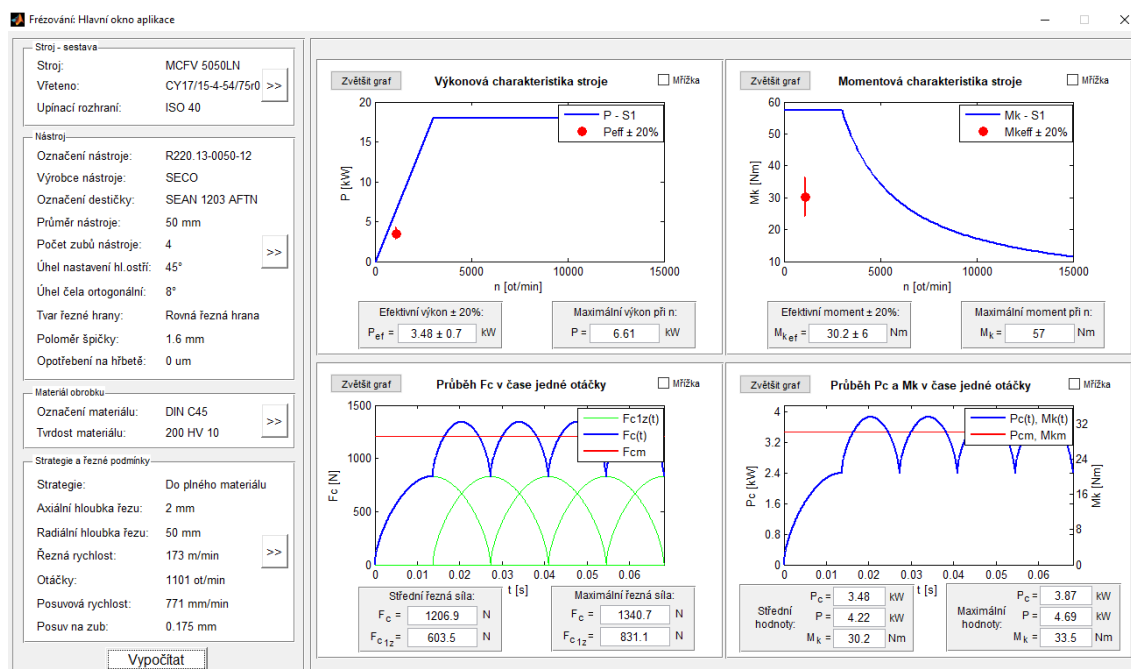
## 9 Návrh softwarové aplikace pro predikci silových parametrů a zatížení vřetene

### 9.1 Motivace pro návrh vlastní softwarové aplikace

Jak již bylo řečeno v cílech disertační práce, hlavním cílem této disertační práce je návrh a ověření matematického modelu pro predikci silových účinků a zatížení vřetene při frézování frézovacími hlavami a následné vytvoření softwarové aplikace na základě navrženého modelu, která pomůže technologům v praxi správně volit vhodné typy nástrojů, operací, strojů a rychle stanovovat hlavní parametry řezného procesu, a která bude oproti již existujícím softwarovým produktům přesnější a univerzálnější.

### 9.2 Návrh softwarové aplikace

Na základě navrženého a ověřeného matematického modelu a získaných materiálových konstant byla vytvořena softwarová aplikace pro predikci silových parametrů řezného procesu při čelním frézování frézovacími hlavami. Hlavní okno navržené softwarové aplikace je zobrazeno na Obr. 75.



Obr. 75: Hlavní okno navržené softwarové aplikace.

Tato softwarová aplikace byla naprogramována v software Matlab a je přiložena na CD k disertační práci, takže je možnost si funkčnost softwarové aplikace vyzkoušet. V příloze č. 12 najdete návod na instalaci, obsluhu a detailní popis této softwarové aplikace, kde je možnost seznámit se jak tato aplikace funguje.

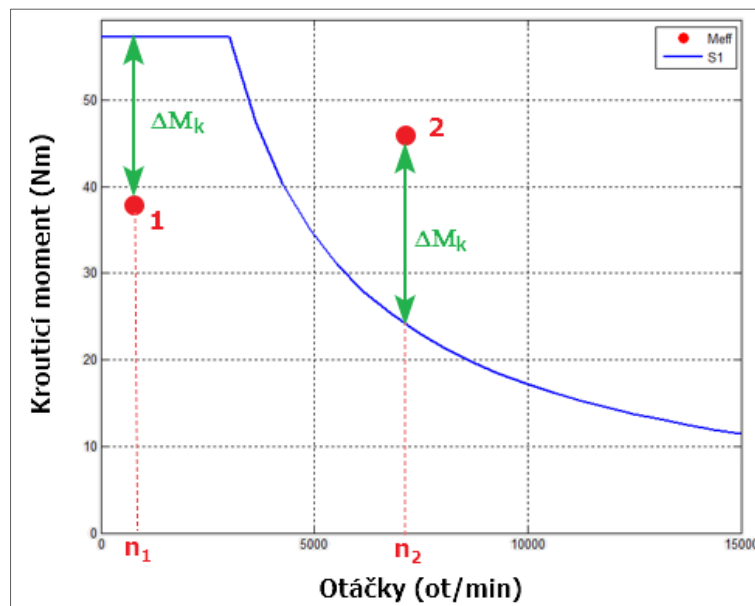
Jak je vidět na Obr. 75, hlavní okno vytvořené softwarové aplikace je rozděleno do dvou částí. V první části na levé straně jsou zobrazeny vstupní parametry potřebné pro

výpočet a v pravé části jsou výstupní parametry. Mezi vstupní parametry navržené aplikace patří parametry: stroje, respektive sestavy stroje (stroj, vřeteno, upínací rozhraní), nástroje, materiálu obrobku a řezných podmínek. Mezi výstupní parametry patří aktuální, střední a maximální hodnoty řezné síly, řezného výkonu a krouticího momentu. Dále mezi výstupní parametry aplikace patří efektivní hodnoty výkonu a krouticího momentu, které jsou zobrazeny ve vykreslených charakteristikách zvoleného stroje společně s odchylkou  $\pm 20\%$ . Posledními výstupní parametry aplikace jsou maximální hodnoty výkonu a krouticího momentu při zvolených otáčkách. Tyto hodnoty jsou počítány pro aktuální režim (S1 nebo S6) a v případě režimu S6 je počítáno i zatížení vřetene (například: 50 % u frézování 1 břitem do plného materiálu, 25 % u frézování 1 břitem s poměrem  $a_e/D=0.5$ ). Podmínkou je, že efektivní hodnota výkonu a krouticího momentu musí být menší než maximální hodnota výkonu a krouticího momentu při zvolených otáčkách.

### 9.3 Predikce zatížení vřetene

Jak bylo uvedeno v rešeršní části, pro možnost posouzení zatížení vřetene potřebujeme do momentové a výkonové charakteristiky vřetene stroje umístit vypočtené efektivní hodnoty krouticího momentu a výkonu. Tyto hodnoty jsou počítány na základě efektivní hodnoty řezné síly, jejíž vztah je uveden v kapitole 4. Jak již bylo uvedeno výše, charakteristiky vřetene stroje jsou společně s efektivními hodnotami součástí navržené softwarové aplikace.

Pro režim S1 (nepřerušovaný řez) uvádím pro názornost momentovou charakteristiku vřetene stroje MCFV 5050 LN, jehož parametry jsou uvedeny na Obr. 28 vlevo, s vykreslením dvou efektivních hodnot krouticích momentů (při otáčkách  $n_1$  a  $n_2$ ).

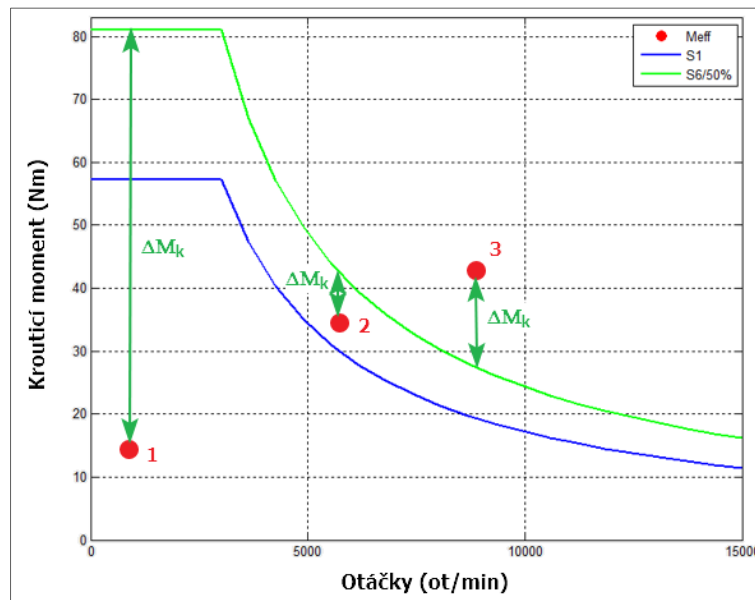


Obr. 76: Umístění dvou různých efektivních hodnot krouticích momentů do momentové charakteristiky vřetene stroje MCFV 5050 LN – Režim S1.



První efektivní hodnota krouticího momentu spadá do oblasti konstantního krouticího momentu (proměnného výkonu) a je pod křivkou momentové charakteristiky. V tomto případě můžeme zvýšit řezné podmínky, aniž by se zastavilo vřeteno stroje. Druhý bod je v oblasti proměnného krouticího momentu (konstantního výkonu) a je nad křivkou momentové charakteristiky. V tomto případě musíme naopak snížit řezné podmínky (snížení otáček, popřípadě axiální hloubky řezu či posuvu na zub, popřípadě jejich kombinace), abychom se dostali s bodem pod křivku momentové charakteristiky, jinak by došlo k zastavení vřetene. Efektivní hodnota krouticího momentu (a výkonu) nesmí překročit maximální hodnotu krouticího momentu (a výkonu) při zvolených otáčkách.

Pro režim S6 (přerušovaný řez) uvádím pro názornost momentovou charakteristiku vřetene stroje MCFV 5050 LN, jehož parametry jsou uvedeny na Obr. 28 vlevo, s vykreslením tří efektivních hodnot krouticích momentů (při otáčkách  $n_1$ ,  $n_2$  a  $n_3$ ).



Obr. 77: Umístění třech různých efektivních hodnot krouticích momentů do momentové charakteristiky vřetene stroje MCFV 5050 LN – Režim S6.

První efektivní hodnota krouticího momentu spadá do oblasti konstantního krouticího momentu (proměnného výkonu) a je pod křivkou momentové charakteristiky režimu S6. V tomto případě můžeme zvýšit řezné podmínky, aniž by se zastavilo vřeteno stroje, je tu velká rezerva daná  $\Delta M_k$ . Druhý bod je v oblasti proměnného krouticího momentu (konstantního výkonu) a je nad křivkou momentové charakteristiky režimu S1, ale pod křivkou momentové charakteristiky režimu S6. V tomto případě se vřeteno nezastaví, řezné podmínky však moc zvyšovat nemůžeme. Pokud bychom chtěli zvýšit posuv na zub nebo axiální hloubku řezu, museli bychom snížit otáčky nástroje. Třetí bod je rovněž v oblasti proměnného krouticího momentu, ale je nad křivkou momentové charakteristiky režimu S6. V tomto případě by se vřeteno zastavilo. Musíme tedy snížit otáčky, popřípadě posuv na zub, popřípadě axiální hloubku, popřípadě jejich kombinaci.

## 9.4 V čem je navržená softwarová aplikace přesnější a univerzálnější

Navržená softwarová aplikace je přesnější, oproti běžně dostupným softwarovým aplikacím v:

- přesném určení materiálových konstant pro konkrétní materiály, a to pro EN AW 7075, Ti6Al4V, DIN C45,
- přesném určení střední hodnoty řezné síly pomocí integrace aktuální hodnoty řezné síly v mezích počátečního a koncového úhlu záběru,
- přesném určení aktuální hodnoty řezné síly dosazením aktuální hodnoty měrné řezné síly, na rozdíl od některých aplikací, kde je výpočet aktuální hodnoty řezné síly dosazením střední hodnoty měrné řezné síly, což z matematického hlediska není korektní,
- uvažování poloměru špičky u VBD nekruhového tvaru (obdélníkové, čtvercové, trojúhelníkové),
- uvažování vlivu řezné rychlosti,
- uvažování ověřeného vztahu pro vliv úhlu čela,
- uvažování opravného koeficientu materiálu obrobku,
- uvažování vlivu opotřebení řezné hrany.

Další vlastní přidaná hodnota je navíc predikce zatížení vřetene výpočtem efektivních hodnot výkonů a krouticích momentů a maximálních hodnot výkonů a momentů při zvolených otáčkách pro konkrétní režim stroje s vypočteným stupněm zatížení vřetene. Díky této funkcionalitě můžeme z hlediska produktivity stroj plně vytížit.

Pokud jde o univerzálnost navržené softwarové aplikace, tato aplikace umožňuje, na rozdíl od různých zdarma dostupných aplikací, ukládat všechny položky a mít své vlastní databáze strojů, nástrojů a materiálů.

## 10 Závěry a diskuze

### 10.1 Shrnutí výsledků práce

Předložená disertační práce se zabývá predikcí silových parametrů řezného procesu při frézování frézovacími hlavami a návrhem softwarové aplikace pro predikci těchto vypočtených parametrů. Shrnutí výsledků je pro přehlednost rozděleno do jednotlivých částí podle stanovených dílčích cílů této disertační práce.

#### 10.1.1 Vlastní návrh matematického modelu pro predikci silových parametrů řezného procesu

Jeden z hlavních cílů této disertační práce byl vlastní návrh matematického modelu pro predikci silových parametrů aplikovatelný pro různé strategie frézování, různé řezné podmínky a přenositelný pro nástroje s různou geometrií, tj. VBD kruhového a nekruhového tvaru (čtvercové, obdélníkové, trojúhelníkové), různé hodnoty poloměru špičky, úhlu nastavení hlavního ostří.

Na základě mnou provedené rešerše, kde byly shrnuty nejčastěji používané metodiky a přístupy, jsem zvolil metodiku založenou na výpočtu řezné síly prostřednictvím součinu měrné řezné síly a plochy odřezávané vrstvy, kde měrná řezná síla je v základním tvaru pouze funkcí tloušťky odřezávané vrstvy a plocha odřezávané vrstvy je součin tloušťky a šířky odřezávané vrstvy, které bývají počítány bez vlivu zaoblené řezné hrany.

Zpřesnění navrženého modelu v této fázi spočívá v přesnějším výpočtu:

- měrné řezné síly, a to uvažováním vlivu řezné rychlosti a ve výpočtu samotné tloušťky odřezávané vrstvy, kde se uvažuje i vliv zaoblené řezné hrany,
- plochy odřezávané vrstvy, a to zpřesněním tloušťky a šířky odřezávané vrstvy, kde je v obou případech uvažován i vliv zaoblené řezné hrany.

Na základě výše uvedených zpřesnění byly odvozeny vztahy pro výpočet aktuální hodnoty řezné síly na 1 zub řezného nástroje i aktuální hodnota celkové řezné síly pro různý počet zubů řezného nástroje. Dále byl odvozen vztah pro výpočet střední hodnoty řezné síly za záběr pro 1 zub frézovacího nástroje, který byl základem pro výpočet střední hodnoty řezné síly za otáčku pro N zubů v záběru. Tato hodnota bývá používána pro výpočet střední hodnoty řezného výkonu, výkonu obráběcího stroje a krouticího momentu na vřetení obráběcího stroje. Vypočtená hodnota řezného výkonu ze střední hodnoty řezné síly za otáčku pro N zubů v záběru je také důležitá pro výpočet energetické náročnosti řezného procesu.

Pro predikci zatížení vřetene, kdy je zapotřebí vykreslit do momentové a výkonové charakteristiky vřetene stroje efektivní hodnotu krouticího momentu a výkonu, byla zavedena efektivní hodnota řezné síly, na jejímž základě se tyto hodnoty vypočítají. Výchozím parametrem pro výpočet efektivní hodnoty řezné síly je odvozená rovnice pro

výpočet střední hodnoty řezné síly za záběr pro 1 zub frézovacího nástroje společně s koeficientem  $K$ , kterým se rozlišuje režim zatížení S1 a S6, a to na základě úhlu mezi břity nástroje a úhlu záběru.

### 10.1.2 Získání materiálových konstant pro navržený model

Dalším dílčím cílem bylo získat pro navržený matematický model měrné řezné síly materiálové konstanty. Pro splnění tohoto cíle byly zvoleny tři typy materiálů – nelegovaná ocel C45 a materiály používané často v leteckém a automobilovém průmyslu: hliníková slitina EN AW 7075, titanová slitina Ti6Al4V.

Plánování experimentů proběhlo na základě centrálního kompozitního plánu, a to pro tři faktory (axiální hloubka řezu, posuv na zub, řezná rychlost) se čtyřmi středovými body, což odpovídalo 18ti experimentům pro 1 materiál s tím, že každý experiment měl 3 opakování. Pro naplánované experimenty byla navržena metodika frézování nástrojem osazeným jednou VBD, a to bez vlivu zaoblené řezné hrany, aby byl materiál obráběn pouze rovnou řeznou hranou, což vedlo k relativně přesnému stanovení měrné řezné síly podílem vyhodnocené střední hodnoty řezné síly a plochy odřezávané vrstvy, která byla díky této navržené metodice snadno spočitatelná. Pro tuto navrženou metodiku frézování byl vyroben přípravek pro upnutí obráběného materiálu, který byl upnut na dynamometru, a který zajišťoval dobrou manipulaci s obrobkem po každém měření.

Vyhodnocení středních hodnot řezných sil pro realizované experimenty probíhalo v mnou vytvořené softwarové aplikaci naprogramované v softwaru Matlab, a to na základě výpočtového algoritmu, který je popsán ve vlastním řešení disertační práce v kapitole o získání materiálových konstant.

Před samotným získáním materiálových konstant byla nejprve provedena u každého materiálu analýza rozptylu pro ověření vlivu hlavních faktorů ( $b_D$ ,  $h_{D_m}$ ,  $v_c$ ) na změnu velikosti měrné řezné síly. Důraz byl kladen především na statistickou významnost řezné rychlosti a šířky odřezávané vrstvy. U tloušťky odřezávané vrstvy se statistická významnost očekávala. Pro tyto účely byly z centrálního plánu experimentů použity faktoriální body. Na základě analýzy rozptylu pro konkrétní materiál byla dle p-hodnoty určena statistická významnost jednotlivých faktorů pro zvolenou hodnotu hladiny významnosti, která byla na základě zkušeností z předchozích let zvolena s hodnotou  $\alpha=0.01$ . Faktory, jejichž p-hodnota byla větší než tato zvolená hladina významnosti, byly považovány za statisticky nevýznamné. Z analýzy rozptylu se u všech tří zkoumaných materiálů prokázala střední tloušťka odřezávané vrstvy ( $h_{D_m}$ ) jako statisticky nejvýznamnější faktor. Dále se u všech tří materiálů prokázala řezná rychlost ( $v_c$ ) jako druhý statisticky nejvýznamnější faktor. Co se týče šířky odřezávané vrstvy ( $b_D$ ), prokázala se u všech tří materiálů jako statisticky nevýznamný faktor, jak se očekávalo. Původně navržený model měrné řezné síly s vlivem tloušťky odřezávané vrstvy a řezné

rychlosti se tedy u všech tří materiálů prokázal jako relevantní a byl tedy následně použit pro získání materiálových konstant.

Po statistické analýze vlivu jednotlivých faktorů na velikost měrné řezné síly následovalo zjištění materiálových konstant pro všechny tři zkoumané materiály. To bylo provedeno v softwaru Minitab. Vyhodnoceny byly pro každý materiál tři materiálové konstanty:

- $k_{c_{1.1}}$  – měrná řezná síla pro plochu odřezávané vrstvy  $1 \text{ mm}^2$  ( $h=b=1 \text{ mm}$ ),
- $m_c$  – konstanta určující vliv tloušťky odřezávané vrstvy na změnu měrné řezné síly (čím vyšší je tato konstanta, tím vyšší je vliv tloušťky odřezávané vrstvy na měrnou řeznou sílu),
- $m_{v_c}$  – konstanta určující vliv řezné rychlosti na změnu měrné řezné síly (čím vyšší je tato konstanta, tím vyšší je vliv řezné rychlosti na měrnou řeznou sílu).

Po zjištění výše uvedených materiálových konstant jsem provedl výpočty měrných řezných sil a stanovil indexy determinace ( $R^2$ ) a upravené indexy determinace ( $R^2 \text{ Adj}$ ) pro všechny tři materiály. Oba tyto indexy byly pro všechny tři zkoumané materiály vysoké ( $R^2, R^2 \text{ Adj} > 94 \%$ ), a tak lze matematický model pro výpočet měrné řezné síly s uvedenými materiálovými konstantami považovat za funkční.

### 10.1.3 Ověření navrženého matematického modelu

Dalším stanoveným cílem této disertační práce bylo ověření navrženého matematického modelu pro výpočet střední hodnoty řezné síly za záběr pro 1 zub frézovacího nástroje, která je základem pro výpočet střední hodnoty řezné síly za otáčku pro  $N$  zubů v záběru  $i$  pro výpočet efektivní hodnoty řezné síly. Ověření bylo provedeno porovnáním hodnot řezných sil vypočtených pomocí navrženého modelu s hodnotami experimentálně zjištěnými.

Nejprve bylo přikročeno k ověření středních a aktuálních hodnot řezných sil vypočtených na základě navrženého modelu, a to jejich porovnáním s experimentálně zjištěnými hodnotami, ze kterých se vycházelo při získávání materiálových konstant. Šlo tedy o model bez uvažování poloměru špičky. Hlavním úkolem této části bylo ověřit vliv řezné rychlosti při výpočtu střední hodnoty řezné síly. Pro tento účel byly uvažovány dva modely – model bez vlivu řezné rychlosti a model s vlivem řezné rychlosti. Tato ověření byla aplikována pro všechny tři materiály z kapitoly 5, u kterých byly zjištěny materiálové konstanty, tedy pro hliníkovou slitinu EN AW 7075, titanovou slitinu Ti6Al4V a ocel DIN C45. Analýza dat potvrdila u všech tří zkoumaných materiálů, že navržený matematický model střední hodnoty řezné síly s uvažováním řezné rychlosti byl přesnější a měl daleko menší rozpětí procentuální odchylky. Co se týče ověření aktuálních hodnot řezných sil, to bylo provedeno porovnáním průběhů řezných sil vypočtených s experimentálně získanými průběhy. Porovnání průběhů řezných sil v čase je pro

všechny tři materiály v přílohách č. 6 až 8. Na základě těchto porovnání mohou konstatovat, že průběhy vytvořené na základě navrženého matematického modelu mají pro všechny tři zkoumané materiály dobrou shodu s experimentálně získanými průběhy a lze tedy predikci průběhů řezných sil považovat za úspěšně ověřenou.

Dále bylo přikročeno k ověření středních hodnot řezných sil na 1 zub frézovacího nástroje vypočtených dle navrženého modelu s uvažováním vlivu poloměru špičky. Ověření bylo provedeno porovnáním vypočtených středních hodnot řezných sil s hodnotami experimentálně zjištěnými, které byly získány nově navrženými experimenty způsobem, aby se obrábělo buď jen zaoblenou částí břitu řezné hrany, nebo jak zaoblenou, tak rovnou částí břitu řezné hrany. Hlavním úkolem této části tedy bylo ověřit vliv poloměru špičky na přesnost výpočtu. Pro tento účel byly uvažovány dva modely – model bez uvažování vlivu zaoblené řezné hrany a model, který naopak tento vliv uvažuje. Pro tento typ ověření matematického modelu byla vybrána ocel DIN C45. Jedná se o stejný materiál, jaký byl použit pro získání materiálových konstant. V tomto případě však byly ze stejného polotovaru vyrobeny vzorky jiného tvaru. Měření probíhala na stejném stroji a s použitím stejného nástroje jako u experimentů při frézování oceli DIN C45 při získávání materiálových konstant (viz kapitola 5). Rozdíl byl však v tom, že v tomto případě se obrábělo zaoblenou i rovnou částí břitu řezné hrany. Analýzou dat bylo zjištěno, že u modelu bez uvažování zaoblené části řezné hrany se v rozsahu procentuálních odchylek -5 až 5 % nachází 15 % všech měření a v rozsahu procentuálních odchylek -10 až 10 % se nachází 37 % všech měření. U modelu s uvažováním rovné i zaoblené části řezné hrany se v rozsahu procentuálních odchylek -5 až 5 % nachází 59 % všech měření a v rozsahu procentuálních odchylek -10 až 10 % se nachází 89 % všech měření. Na základě této analýzy lze konstatovat, že navržený matematický s uvažováním zaoblené části řezné hrany je přesnější.

#### **10.1.4 Zobecnění navrženého modelu s následným ověřením**

Dalším dílčím cílem této disertační práce bylo zobecnění navrženého modelu a následné ověření takto zobecněného modelu.

Nejprve byl model zobecněn tak, aby byl aplikovatelný pro nástroje s různou geometrií. Navržený matematický model je použitelný i bez zobecnění pro nástroje s různou geometrií (VBD kruhového i nekruhového tvaru, různé hodnoty úhlu nastavení hlavního ostří, různé hodnoty poloměru špičky), avšak toto zobecnění modelu spočívalo v implementaci vlivu úhlu čela, který má z geometrických charakteristik významný vliv na změnu měrné řezné síly. Nejprve byl tedy u oceli o mezi pevnosti v tahu 750 MPa ověřen vliv úhlu čela na změnu měrné řezné síly z experimentálně získaných hodnot opravných koeficientů úhlu čela získaných pro jednotlivé úhly čela. Z těchto hodnot byla sestavena závislost opravného koeficientu úhlu čela na úhlu čela a lineární regresí byl získán vztah, ze kterého vyplynulo, že změní-li se úhel čela o  $1^\circ$ , změní se opravný

koeficient úhlu čela, potažmo měrná řezná síla, o 1 %. Tento vztah opravného koeficientu byl následně implementován do vztahu pro výpočet měrné řezné síly.

Dalším zobecněním navrženého matematického modelu bylo kvůli jeho aplikaci pro ocel o různé mezi pevnosti v tahu. Pro tyto účely se zavádí tzv. opravný koeficient materiálu obrobku, který přepočítává měrnou řeznou sílu pro ocel o různé mezi pevnosti v tahu. Jelikož je v tomto vztahu mocnitel, který má velké rozpětí, bylo přistoupeno k jeho získání. Z hodnot experimentálně získaných hodnot opravných koeficientů materiálu obrobku byla sestrojena závislost opravného koeficientu materiálu obrobku na poměru mezi pevnosti v tahu. Získané hodnoty opravných koeficientů materiálu obrobku byly proloženy mocninnou regresí a byla získána hodnota mocnitele, tj. 0.612. Na základě použití vztahu opravného koeficientu materiálu obrobku se získanou hodnotou mocnitele můžeme například predikovat, že chceme-li například použít pro predikci materiál o mezi pevnosti v tahu o 100 MPa větší než mez pevnosti v tahu materiálu, pro který byly zjištěny materiálové konstanty, můžeme očekávat měrnou řeznou sílu (potažmo řeznou sílu, řezný výkon) o cca 7 % větší.

Následně bylo nutné ověřit takto zobecněný model. Pro tyto účely byly provedeny 2 typy ověření. Pro tyto účely byla frézována ocel s označením C45 o tvrdosti  $190 \pm 10$  HB, a to dvěma nástroji s různou geometrií.

Po navržení zobecněného modelu bylo nutno tento model ověřit. Pro tento účel byly vybrány 2 nástroje. Nejprve byl ověřován model řezné síly za otáčku pro 1 zub v záběru s uvažováním opravného koeficientu úhlu čela. V tomto případě byly nástroje osazeny pouze jednou vyměnitelnou břitovou destičkou a byly měřeny síly pomocí stacionárního dynamometru. Porovnány byly střední hodnoty řezných sil experimentálně zjištěných s hodnotami vypočtenými, a to na základě dvou modelů – modelu bez uvažování úhlu čela a modelu s vlivem úhlu čela, tedy zobecněného modelu. Z analýzy těchto dvou modelů vyplynulo, že u nástroje A bychom se nedopustili výrazné chyby, kdybychom zanedbali vliv úhlu čela. U nástroje B byl vliv úhlu čela významný a v tomto případě bychom se dopustili chyby, pokud bychom tento vliv zanedbali.

Dále byl ověřován model řezné síly za otáčku pro N zubů v záběru s uvažováním opravného koeficientu úhlu čela. V tomto případě byly oba nástroje plně osazeny. V tomto případě byly měřeny výkony a porovnány byly střední hodnoty řezných výkonů, a to experimentálně zjištěných a vypočtených ze střední hodnoty řezné síly za otáčku pro N zubů v záběru. Stejně jako v předchozím případě, byly i v tomto případě uvažovány dva modely – model bez uvažování úhlu čela a model s vlivem úhlu čela. Z analýzy modelů bez uvažování a s uvažováním vlivu úhlu čela vyplynulo, že u obou nástrojů bychom se dopustili chyby, pokud bychom s vlivem úhlu čela nepočítali.

### 10.1.5 Zpřesnění navrženého modelu o vliv opotřebení

Dalším krokem této disertační práce bylo zpřesnění navrženého modelu o vliv opotřebení na hřbetě bříty řezného nástroje. Úvodem je nutné říci, že materiálové konstanty pro výpočet měrné řezné síly jsou získávány při použití nové neopotřebené VBD. Čím více se však břit VBD opotřebovává, tím více roste měrná řezná síla.

Pro potvrzení této hypotézy jsem zvolil pouze jeden materiál, kterým byla ocel DIN C45 s naměřenou tvrdostí 200 HB a byl použit nástroj osazený jednou VBD. Co se týče VBD, byly použity tři VBD stejného označení s různým povlakem.

Pro všechny tři VBD byly změřeny trvanlivosti a opotřebení na hřbetě bříty řezného nástroje a byl sestrojen graf závislosti času obrábění na opotřebení na hřbetě.

Při několika měřeních opotřebení byly zároveň změřeny i výkony, ze kterých byly následně vyhodnoceny řezné výkony. Na základě vyhodnocených řezných výkonů byly vypočteny opravné koeficienty opotřebení pro naměřené hodnoty opotřebení a byl sestrojen graf závislosti opravného koeficientu opotřebení a řezného výkonu na opotřebení na hřbetě VB ( $\mu\text{m}$ ). Pomocí lineární regrese byl stanoven matematický model opravného koeficientu opotřebení na opotřebení na hřbetě a tento byl pak následně zakomponován do vztahu pro výpočet měrné řezné síly. Hodnota opravného koeficientu opotřebení narůstá od hodnoty 1 (nová VBD) do hodnoty 1.27, kdy je VBD opotřebená, což předpokládanou hypotézu potvrzuje. Vzrůst řezného výkonu byl tedy u opotřebené VBD o 27 %.

Princip a popis získání opravného koeficientu opotřebení na hřbetě bříty řezného nástroje a jeho následné zakomponování do vztahu pro výpočet měrné řezné síly je publikovaný v publikaci autora [70].

### 10.1.6 Vytvoření softwarové aplikace pro predikci silových parametrů a zatížení vřetene

Posledním částí této práce bylo na základě navrženého modelu vytvořit softwarovou aplikaci, která by pomohla technologům v praxi volit vhodné typy nástrojů, operací, strojů a rychle stanovovat hlavní parametry řezného procesu, a která by byla oproti již existujícím softwarovým produktům přesnější a univerzálnější.

Navržená softwarová aplikace je přesnější, oproti běžným zdarma dostupným softwarovým aplikacím v:

- přesném určení materiálových konstant pro konkrétní materiály, a to pro EN AW 7075, Ti6Al4V, DIN C45,
- přesném určení střední hodnoty řezné síly pomocí integrace aktuální hodnoty řezné síly v mezích počátečního a koncového úhlu záběru,
- přesném určení aktuální hodnoty řezné síly dosazením aktuální hodnoty měrné řezné síly, na rozdíl například od některých aplikací, kde je výpočet aktuální



hodnoty řezné síly dosazením střední hodnoty měrné řezné síly, což z matematického hlediska není korektní (viz odvození aktuální a střední hodnoty řezné síly),

- uvažování poloměru špičky u nekruhového tvaru VBD (čtvercové, trojúhelníkové),
- uvažování vlivu řezné rychlosti,
- uvažování ověřeného vztahu pro vliv úhlu čela u oceli,
- uvažování opravného koeficientu materiálu obrobku,
- uvažování vlivu opotřebení řezné hrany.

Další vlastní přidaná hodnota je navíc predikce zatížení vřetene výpočtem efektivních hodnot výkonů a krouticích momentů a maximálních hodnot výkonů a momentů při zvolených otáčkách pro konkrétní režim stroje s vypočteným stupněm zatížení vřetene. Díky této funkcionalitě můžeme z hlediska produktivity stroj plně vytížit.

Pokud jde o univerzálnost navržené softwarové aplikace, tato aplikace umožňuje, na rozdíl od různých zdarma dostupných aplikací, ukládat všechny položky a mít své vlastní databáze strojů, nástrojů a materiálů.

## 10.2 Splnění cílů disertační práce

Výsledky této práce naplnily všechny zadané cíle, stanovené na základě poznatků a zkušeností získaných během výzkumu dané problematiky, a lze je shrnout do následujících bodů.

1. Byl navržen matematický model pro predikci aktuálních, středních a maximálních hodnot řezné síly, pomocí kterého lze vypočítat i další silové parametry, jako je řezný výkon, příkon obráběcího stroje, krouticí moment. Navržený model byl oproti modelům uvedeným v rešeršní části zpřesněn o vliv řezné rychlosti a uvažování zaoblené řezné hrany. Tento model je aplikovatelný pro VBD kruhového i nekruhového tvaru. U VBD nekruhového tvaru bere model v potaz obrábění buď pouze zaoblenou řeznou hranou, nebo zaoblenou i rovnou řeznou hranou. Tento model byl následně zobecněn způsobem, aby byla vypočtena střední hodnota řezné síly za otáčku pro N zubů v záběru. Dále byl pro možnost predikce zatížení vřetene sestaven model pro výpočet efektivní hodnoty řezné síly, pomocí níž se následně vypočte efektivní hodnota krouticího momentu a výkonu.
2. Pro navržený model byly experimentálně zjištěny materiálové konstanty pro tři vybrané materiály – hliníkovou slitinu EN AW 7075, titanovou slitinu Ti6Al4V a nelegovanou ocel DIN C45. Pro tento účel byla navržena metodika, aby byl materiál frézován pouze rovnou řeznou hranou, a to kvůli přesnému stanovení měrné řezné síly a následnému zjištění materiálových konstant. Aby se toho docílilo, byl navrhnout a vyroben přípravek pro snadné manipulování s obrobkem

- po každém měření. Zjištěné materiálové konstanty jsou aplikovatelné pro různé typy frézovacích nástrojů (čelní válcová fréza, kotoučová fréza, ježková fréza).
3. Pro možnost posouzení shody navrženého modelu s experimentálními hodnotami byl model ověřen. Výsledkem ověření je, že model s uvažováním vlivu řezné rychlosti a vlivu zaoblení řezné hrany predikuje přesnější hodnoty.
  4. Navržený matematický model byl zobecněn o uvažování vlivu úhlu čela, který má z geometrických charakteristik nemalý vliv na měrnou řeznou sílu. Dále byl matematický model zobecněn o uvažování vlivu meze pevnosti v tahu, který charakterizuje mechanické vlastnosti materiálu. Zobecněný matematický model střední hodnoty řezné síly za otáčku pro N zubů v záběru s uvažováním vlivu úhlu čela byl ověřen experimentálními měřeními.
  5. Navržený matematický model byl zpřesněn o vliv opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje. Pro materiál DIN C45 byla sestrojena lineární závislost opravného koeficientu opotřebení na opotřebení na hřbetě a získaný vztah byl následně implementován do navrženého matematického modelu.
  6. V programu Matlab byla vytvořena softwarová aplikace pro predikci silových parametrů a zatížení včetně při frézování frézovacími hlavami, která je oproti jiným zdarma dostupným softwarovým aplikacím přesnější a univerzálnější.

### 10.3 Teoretický přínos disertační práce

Teoretické přínosy této disertační práce lze shrnout do následujících bodů:

- vytvoření nového funkčního matematického modelu pro predikci aktuálních, středních a maximálních hodnot silových parametrů (řezné síly, řezného výkonu, výkonu stroje a krouticího momentu) při frézování frézovacími hlavami pro různé strategie frézování s vlivem řezné rychlosti a pro VBD kruhového i nekruhového tvaru s tím, že u VBD nekruhového tvaru se uvažuje vliv poloměru špičky,
- vytvoření nové metodiky pro získání materiálových konstant při frézování,
- zpřesnění navrženého modelu o vliv opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje,
- vytvoření zobecněného modelu s uvažováním vlivu nástrojového ortogonálního úhlu čela a meze pevnosti v tahu,
- vytvoření softwarové aplikace, která umí na základě vytvořeného modelu predikovat nejenom silové parametry, ale i zatížení včetně pro konkrétní režim zatížení.

### 10.4 Přínos disertační práce pro praxi

Pro predikci silových parametrů řezného procesu při frézování byl navržený zobecněný matematický model implementován do vytvořené softwarové aplikace, která

by měla technologům v praxi pomoci volit vhodné typy nástrojů, operací, strojů a rychle stanovovat hlavní parametry řezného procesu.

Pomocí navržené metodiky získání materiálových konstant a navrženého plánu experimentů lze jednoduše pomocí softwaru Minitab získat materiálové konstanty pro libovolný materiál, které lze pak následně implementovat do vytvořené softwarové aplikace a predikovat tak silové parametry pro dílce z materiálů, které se v dané společnosti často obrábí. K použití navržené softwarové aplikace není nutná speciální znalost výpočtu silových parametrů, a tak je aplikace v praxi snadno použitelná i lidmi se středoškolským vzděláním. Díky navržené predikci zatížení vřetene se s pomocí softwarové aplikace mohou z hlediska maximální produktivity navrhnout řezné podmínky tak, abychom stroj plně vytížili. Navíc lze sledovat i energetickou náročnost řezného procesu, která je důležitým parametrem pro hodnocení řezného procesu z ekonomického hlediska.

## 10.5 Doporučení dalšího výzkumu studované problematiky

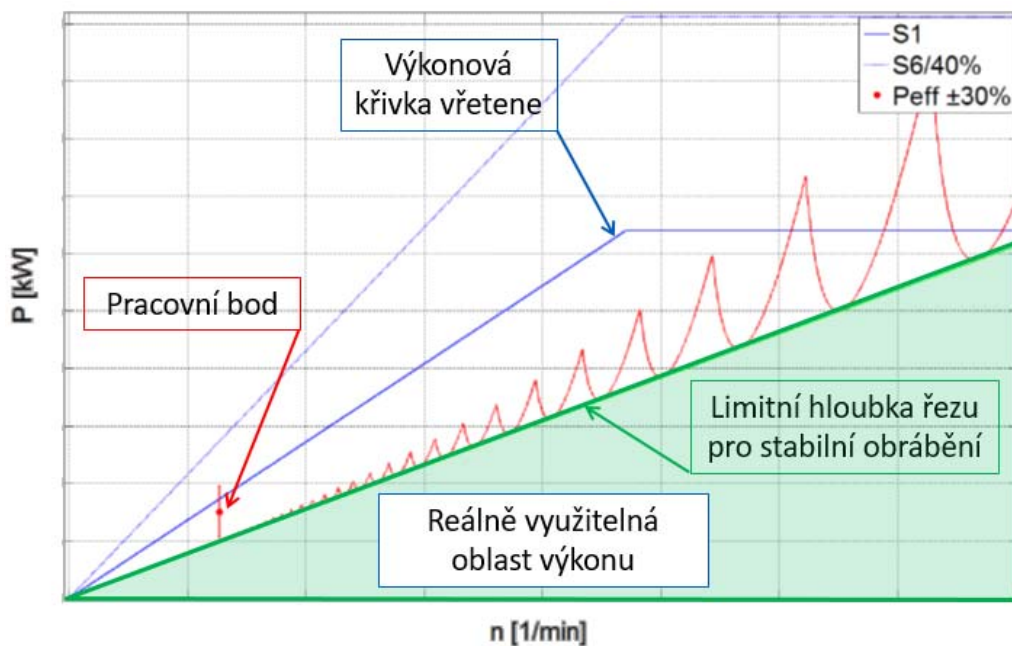
Výzkum problematiky silových účinků při frézování není k dnešnímu dni uzavřen.

Další výzkum je možné směřovat na návrh matematického modelu při použití jiných frézovacích nástrojů, jako například kotoučové frézy, ježkové frézy, čelní válcové frézy, ověření vypočtených hodnot pomocí navrženého modelu na základě experimentálních měření a následnou implementaci matematického modelu pro jednotlivé nástroje do již vytvořené softwarové aplikace.

V této práci byla mimo jiné řešena i problematika vlivu opotřebení na hřbetě břitu řezného nástroje na měrnou řeznou sílu u frézování oceli DIN C45 a na základě experimentálních dat byl sestaven matematický model opravného koeficientu opotřebení pro přepočítání měrné řezné síly. Další výzkum může být směřován na návrh opravného koeficientu opotřebení také pro jiné materiály.

V této práci byla také řešena i problematika vlivu meze pevnosti v tahu na měrnou řeznou sílu u frézování oceli DIN C45 a na základě experimentálních dat byl sestaven matematický model opravného koeficientu materiálu obrobku pro přepočítání měrné řezné síly. Další výzkum může být směřován na návrh opravného koeficientu materiálu obrobku také pro jiné materiály.

Jako další vývoj softwarové aplikace se jeví implementace dynamických vlastností soustavy stroj-nástroj, a to určením reálně využitelné oblasti výkonu (krouticího momentu) limitní hloubkou řezu pro stabilní obrábění, viz Obr. 78. Efektivní výkon (krouticí moment) může být totiž v oblasti pod křivkou výkonové (momentové) charakteristiky vřetene stroje pro daný režim zatížení, avšak může být nad oblastí, kdy už obrábění nebude stabilní, jak je vidět na níže uvedeném obrázku.



Obr. 78: Výkonová charakteristika vřetene stroje s umístěním efektivního výkonu (Pracovní bod) a s oblastí výkonu ohraničenou limitní hloubkou řezu pro stabilní obrábění.

Pro vyhodnocení stability obrábění je třeba znát frekvenční přenosové funkce (FRF) soustavy stroj - nástroj. FRF této soustavy lze získat experimentálně. Pro implementaci do tohoto softwaru se jeví vhodné použití kombinace experimentálně určených FRF na stroji a FRF vypočtených pomocí modelu nástroje z MKP.

## Citovaná literatura

- [1] BRYCHTA, Jan, Robert ČEP a Marek SADÍLEK. *Nové směry v progresivním obrábění*. Ostrava: Vysoká škola báňská - Technická univerzita Ostrava, 2007. ISBN 978-80-248-1505-3.
- [2] ČSN ISO 3002-4. *Rezné nástroje. Základné veličiny pri rezaní a brúsení. Část 4: Sily, práca a výkon*. Nové Zámky: Český normalizační institut. 1994.
- [3] MÁDL, Jan. *Teorie obrábění*. Praha: ČVUT v Praze, Fakulta strojní, 1989. ISBN neuvedeno.
- [4] VOSTŘEL, Josef. *Technologické, ekonomické a ekologické aspekty obrábění za sucha*. Brno, 2009. Diplomová práce. VUT v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav strojírenské technologie. Vedoucí diplomové práce: doc. Ing. Miroslav Píška, CSc.
- [5] DEGNER, Werner, Hans LUTZE a Erhard SMEJKAL. *Spanende Formung: Theorie, Berechnung, Richtwerte*. 17. vyd. München: Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, 2015. ISBN 978-3-446-44544-4.
- [6] KUBERA, Tomáš. *Modelování energetické náročnosti řezného procesu*. Praha, 2012. Diplomová práce. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav technologie obrábění, projektování a metrologie. Vedoucí diplomové práce: Ing. Pavel Zeman, Ph.D.
- [7] TSCHATSCH, Heinz. *Applied Machining Technology*. Berlín, Německo: Springer, 2009. ISBN 978-3-642-01006-4.
- [8] MÁDL, Jan. *Experimentální metody v teorii obrábění*. Praha: ČVUT v Praze, Fakulta strojní, 1988.
- [9] ČEP, Robert a Jana PETRŮ. *Experimentální metody v obrábění – učební texty*. Ostrava: Vysoká škola báňská - Technická univerzita Ostrava, 2011.
- [10] MÁDL, Jan a Vilém SCHUBERT. *Základy experimentálních metod a optimalizace v teorii obrábění*. Praha: ČVUT v Praze, Fakulta strojní, 1978.
- [11] DataSheet, Multicomponent Dynamometer 9255b. *DataSheet, Multicomponent Dynamometer 9255b* [online]. [vid. 2019-09-19]. Dostupné z: <http://web.sensoric.com:8000/ZLXIAZAI/KISTLER/000-148e-12.09.pdf>
- [12] VANUŠ, Jan, Roman HRBÁČ a Tomáš MLČÁK. *Elektrotechnika - Teorie*. Ostrava: Vysoká škola báňská - Technická univerzita Ostrava, 2013. ISBN 978-80-248-3049-0.
- [13] UHLÍŘ, Ivan. *Elektrotechnika*. Praha: ČVUT v Praze, Fakulta strojní, 1992. ISBN 80-01-00882-7.
- [14] NESLUŠAN, Miroslav, Stanislav TUREK, Jozef BRYCHTA, Robert ČEP a Marián TABAČEK. *Experimentálne metódy v trieskovom obrábaní*. Žilina: Žilinská univerzita v Žiline 2007, 2007. ISBN 978-80-8070-711-8.
- [15] ZEMAN, Pavel a Jan MÁDL. *The Effect of High Cutting Speed on the Chip Formation Process*. Coventry, Anglie: 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, University of Warwick, 2005. ISBN 3-937524-24-X.

- [16] ZEMAN, Pavel. The Effect of Cutting Speed on the Chip Formation Process. *17th CFM Conference, Université de Technologie de Troyes in France*. 2015.
- [17] ZEMAN, Pavel a Jan MÁDL. *Experimental and Simulation Study of Cutting Speed Effect on the Chip Formation Process*. Praha: Machine Tools, Automation and Robotics in Mechanical Engineering, nedatováno. ISBN 80-903421-4-0.
- [18] ZEMAN, Pavel. *Experimentální a simulační výzkum vlivu řezné rychlosti na proces tvorby třísky se zaměřením na plastické deformace obráběcího materiálu*. Praha, 2005. Disertační práce. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav technologie obrábění, projektování a metrologie. Vedoucí disertační práce: prof. Ing. Jan Mádl, CSc.
- [19] ZEMAN, Pavel a Jan MÁDL. Simulace deformací v obrobku softwarem AdvantEdge 3.6. *Strojírenská technologie*. 2002, 7(4). ISSN 1211-4162.
- [20] ROUD, Pavel. *Metody zefektivnění konstrukce řezných nástrojů*. Plzeň, 2013. Disertační práce. ZČU Plzeň, Fakulta strojní, Katedra technologie obrábění. Vedoucí disertační práce: doc. Ing. Josef Škarda CSc.
- [21] ZEMAN, Pavel. *Experimentální a simulační výzkum vlivu řezných podmínek na silové jevy při HSC obrábění*. Výzkumná zpráva č. V-07-001. Praha: ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení. 2007.
- [22] KATSUHIRO, Maekawa, Toshiyuki OBIKAWA a Thomas CHILDS. *Metal Machining – Theory and Applications*. Leeds, Anglie: Elsevier, 2000. ISBN 978-0-08-052402-3.
- [23] ROUD, Pavel, Josef SKLENIČKA a Pavel KOŽMÍN. Using FEM in prediction of chip shape. *Advances in manufacturing science and technology*. 2011.
- [24] IRGOLIC, Tomaz, Franc CUS, Matej PAULIC a Joze BALIC. Prediction of Cutting Forces with Neural Network by Milling Functionally Graded Material. *Procedia Engineering*. 2014, 24th DAAAM International Symposium on Intelligent Manufacturing and Automation, 2013, 804–813. ISSN 1877-7058.
- [25] MAVI, Ahmet, Semith OZDEN a Ismail OVALI. Prediction and experimental study on cutting forces of stepped austempering gray cast iron using artificial neural network. *International Journal of Mechanical and Production Engineering (IJMPE)*. 2016, 2(2), 66–69. ISSN 2320-2092.
- [26] BEATRICE, B. Anuja, E. KIRUBAKARAN, P. Ranjit Jeba THANGAIAH a K. Leo Dev WINS. Surface Roughness Prediction using Artificial Neural Network in Hard Turning of AISI H13 Steel with Minimal Cutting Fluid Application. *Procedia Engineering*. 2014, „12th Global Congress on Manufacturing and Management" GCMM, 205–211. ISSN 1877-7058.
- [27] DOBRZAŃSKI, L. A., M. KOWALSKI a J. MADEJSKI. Methodology of the mechanical properties prediction for the metallurgical products from the engineering steels using the Artificial Intelligence methods. *Journal of Materials Processing Technology*. 2005, 1500–1509. ISSN 0924-0136.
- [28] ZEMAN, Pavel a Petr FOJTŮ. *Výzkum řezného procesu*. Výzkumná zpráva č. V-10-083. Praha: ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení. 2010.
- [29] GAZDA, Jaromír. *Teorie obrábění. Řezné síly při obrábění*. Liberec: VŠST Liberec, 1993. ISBN 80-7083-110-3.

- 
- [30] VASILKO, Karel a Jan MÁDL. *Teorie obrábění – 1. díl*. Ústí nad Labem: UJEP, Fakulta výrobních technologií a managementu, 2012. ISBN 978-80-7414-459-2.
- [31] KOČMAN, Karel a Jaroslav PROKOP. *Speciální technologie obrábění – řešené příklady*. Brno: VUT v Brně, 2003. ISBN 80-2142-562-8.
- [32] MAJERÍK, Jozef, Rozmarína DUBOVSKÁ, Ivan BAŠKA a Jaroslav JAMBOR. Experimental Investigation and Measurement of Surface Roughness and Cutting Forces while Turning AlCu3MgMnPb Aluminium Alloy. *Manufacturing Technology*. 2018. ISSN 1213-2489.
- [33] STACHURSKI, Wojciech, S. MIDERA a Bogdan KRUSZYNSKI. Determination of Mathematical Formula for the cutting force during the turning of C45 steel. *Mechanics and Mechanical Engineering, Technical University of Lodz*. 2012, 73–79.
- [34] CONSTANTIN, Corina a George CONSTANTIN. Empirical model of the cutting forces in milling. *Proceedings in Manufacturing Systems*. 2013, 205–212. ISSN 2067-9238.
- [35] JANDA, Zdeněk. *Studie problematiky frézování feriticko-martenzitické oceli P91*. Praha, 2012. Disertační práce. ZČU v Plzni, Fakulta strojní, Katedra technologie obrábění. Vedoucí disertační práce: doc. Ing. Jirí Česánek, Ph.D.
- [36] SKLENIČKA, Josef. *Příspěvek k experimentálnímu stanovení modelu silového zatížení šroubovitého vrtáku*. Plzeň, 2017. Disertační práce. ZČU v Plzni, Fakulta strojní, Katedra technologie obrábění. Vedoucí disertační práce: doc. Ing. Josef Škarda, CSc.
- [37] RYŠAN, Lubomír. *Modelování řezných sil při vrtání*. Praha, 2014. Diplomová práce. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav technologie obrábění, projektování a metrologie. Vedoucí diplomové práce: Ing. Pavel Zeman, Ph.D.
- [38] VASILKO, Karel. *Teória a prax trieskového obrábania*. Prešov: Technická univerzita v Košiciach, Fakulta výrobných technológií v Košiciach, 2009. ISBN 9788055301523.
- [39] CHUANGWEN, Xu, Xu TING, Yi XIANGBIN, Zhang JILIN, Liu WENLI a Li HUAIYUAN. Experimental tests and empirical models of the cutting force and surface roughness when cutting 1Cr13 martensitic stainless steel with a coated carbide tool. *Advances in Mechanical Engineering*. 2016, 8(10). ISSN 1687-8140.
- [40] ZHANG, Xianglei, Jing ZHANG, Hongming ZHOU, Yan REN a Mingming XU. A novel milling force model based on the influence of tool geometric parameters in end milling. *Advances in Mechanical Engineering*. 2018, 10(9).
- [41] ALTINTAS, Yusuf. *Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, And Cnc Design*. 2 edition. Cambridge ; New York: Cambridge University Press, 2012. ISBN 978-0-521-17247-9.
- [42] MUZIKA, Čeněk. *Modelování řezných sil při soustružení*. Praha, 2013. Diplomová práce. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení. Vedoucí diplomové práce: Ing. Pavel Zeman, Ph.D.
- [43] VÁŇA, Jirí a Pavel ZEMAN. *Model pro výpočet velikosti silových parametrů řezného procesu*. Výzkumná zpráva č. V11-080. Praha: ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení. 2011.
- [44] VASILKO, Karel. *Analytická teória trieskového obrábania*. Košice: Fakulta výrobných technológií v Košiciach, 2007. ISBN 8080737597.
-

- [45] AKSU, Burak, Ceren CELEBI a Erhan BUDAK. An experimental investigation of oblique cutting mechanics. *Machining Science and Technology*. 2016, **20**, 495–521. ISSN 1532-2483.
- [46] FALTA, Jiří, Petr FOJTŮ a Jan BRAJER. *Ověřený matematický model řezných sil pro obrábění zapichovacím soustružením pomocí přímých a tvarových nožů*. Výzkumná zpráva č. V-13-057. Praha: ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení. 2013.
- [47] ARMAREGO, E. J. A. a R. C. WHITFIELD. Computer Based Modelling of Popular Machining Operations for Force and Power Prediction. *CIRP Annals*. 1985, **34**(1), 65–69. ISSN 0007-8506.
- [48] ARMAREGO, E. J. A a R. H BROWN. *The machining of metals*. Englewood Cliffs, New Jersey, United States: Prentice-Hall, 1969.
- [49] MOUFKI, A., A. DEVILLEZ, D. DUDZINSKI a A. MOLINARI. Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2004, **44**(9), 971–989. ISSN 0890-6955.
- [50] FIALA, Zdeněk. *Analýza měrných řezných sil pro nové obráběné materiály a CNC technologie*. Brno, 2014. Disertační práce. VUT v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav strojírenské technologie. Vedoucí disertační práce: prof. Ing. Miroslav Píška, CSc.
- [51] MAŠEK, Petr. *Frézování kompozitních materiálů s termoplastickou maticí*. Praha, 2019. Disertační práce. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav technologie obrábění, projektování a metrologie. Vedoucí disertační práce: prof. Dr. Ing. František Holešovský.
- [52] GROTE, Karl-Heinrich a Erik K. ANTONSSON, ed. *Handbook of Mechanical Engineering* [online]. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 2009 [vid. 2019-09-19]. Springer Handbooks. ISBN 978-3-540-49131-6. Dostupné z: <https://www.springer.com/gp/book/9783540491316>
- [53] MARTÉNEK, Libor. *Řezné síly při frézování vláknově vystužených kompozitů*. Brno, 2009. Diplomová práce. VUT v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav strojírenské technologie. Vedoucí diplomové práce: doc. Ing. Anton Humár, CSc.
- [54] HUMÁR, Anton. *Technologie I - Technologie obrábění - 1. část. Studijní opory pro magisterskou formu studia*. [online]. Brno: VUT v Brně, 2003 [vid. 2019-09-21]. Dostupné z: [http://ust.fme.vutbr.cz/obrabeni/opory-save/TI\\_TO-1cast.pdf](http://ust.fme.vutbr.cz/obrabeni/opory-save/TI_TO-1cast.pdf)
- [55] VELCHEV, Stephan, Ivan KOLEV a Krasimir IVANOV. Empirical mathematical models of the dependence of the specific cutting force on thickness of cut in turning. *Annals of Faculty Engineering Hunedoara - International Journal Of Engineering*. 2011, 303–312. ISSN 1584-2673.
- [56] HORVÁTH, Richárd a Judit LUKÁCS. Application of a Force Model Adapted for the Precise Turning of Various Metallic Materials. *Strojníški vestnik - Journal of Mechanical Engineering*. 2017, **63**(9), 489–500. ISSN 00392480, 00392480.
- [57] KIENZLE. Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen. *VDI-Z*. 1952, **94**(11), 299–305.
- [58] BIRÓ, István, Miklós CZAMPA a Tibor SZALAY. Experimental Model for the Main Cutting Force in Face Milling of a High Strength Structural Steel. *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*. 2014, **59**(1), 16–22. ISSN 1587-379X.



- [59] MASEK, Petr, Pavel ZEMAN, Petr KOLAR a František HOLESOVSKY. Edge trimming of C/PPS plates. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2019, **101**(1), 157–170. ISSN 1433-3015.
- [60] MIKEL, Pavel. *Predikce sil a kvality opracování při frézování s vysokými posuvy*. Brno, 2013. Diplomová práce. VUT v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav strojírenské technologie. Vedoucí diplomové práce: prof. Ing. Miroslav Piška, CSc.
- [61] *Iscar's Machining Power Calculator* [online]. [vid. 2019-09-19]. Dostupné z: <http://mpwr.iscar.com/machiningpwr/machiningpower.wgx?vwginstance=070a9b94ffde4c67b807949bbd458317>
- [62] *Walter obráběcí kalkulačka* [online]. [vid. 2019-09-19]. Dostupné z: <https://www.walter-tools.com/cs-cz/press/media-portal/apps/tools-more/pages/default.aspx>
- [63] KUBEČEK, Pavel. *Vývoj a verifikace části aplikace pro určování silového zatížení stroje při obrábění*. Praha, 2013. Diplomová práce. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení. Vedoucí diplomové práce: Ing. Pavel Zeman, Ph.D.
- [64] *ČSN EN 60034-1 ed. 2. Točivé elektrické stroje - Část 1: jmenovité údaje a vlastnosti*. Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví (UNMZ). 2011.
- [65] MORÁVKA, Jan, Bohumil MAROŠ a Karel MICHALEK. *Vliv neortogonality plánu experimentu na statistickou korektnost modelu*. Praha: Mezinárodní konference Technical Computing, 2008. ISBN 978-80-7080-692-0.
- [66] DOHNAL, Gejza. *Úvod do navrhování a analýzy průmyslových experimentů*. 2013.
- [67] KOPÁČEK, Jiří. *Matematická analýza nejen pro fyziky (I)*. Praha: Vydavatelství Matematicko-fyzikální fakulty Univerzity Karlovy v Praze, 2004. ISBN 80-86732-25-8.
- [68] KOLÁŘ, Petr. *Elektronická učebnice matematických metod fyziky* [online]. Praha: Matematicko-fyzikální fakulta Univerzity Karlovy, Katedra didaktiky fyziky, 2016. Dostupné z: [https://kdf.mff.cuni.cz/vyuka/matematicke\\_metody/Ucebnice\\_2.pdf](https://kdf.mff.cuni.cz/vyuka/matematicke_metody/Ucebnice_2.pdf)
- [69] HETZNER, Harald, Christoph SCHMIDT, Stephan TREMMEL, Karsten DURST a Sandro WARTZACK. Empirical-Statistical Study on the Relationship between Deposition Parameters, Process Variables, Deposition Rate and Mechanical Properties of a-C:H:W Coatings. *Coatings*. 2014, 772–795. ISSN 2079-6412.

## Seznam autorových publikací týkajících se tématu této disertační práce

### Článek v periodiku (2):

- [70] KOVALČÍK, J., ZEMAN, P., HOLEŠOVSKÝ, F., MÁDL, J., KUČEROVÁ, L. *Cutting force modelling with effects of cutting tool geometry and tool wear in milling of DIN C45 steel*. MM Science Journal. March 2019. ISSN 1805-0476. DOI: 10.17973/MMSJ.2020\_03\_2019124. (SCOPUS)
- [71] ZEMAN, P., KOVALČÍK, J., VRABEC, M. *Principles of Cutting Process Modelling and New Algorithm Proposal*. Manufacturing Technology: Journal for Science, Research and Production. 2014, vol. 14(4), s. 658-664. ISSN 1213-2489. (SCOPUS)

### Stat' ve sborníku (2):

- [72] KOVALČÍK, J., VRABEC, M., ZEMAN, P. *Software application proposal for predictability of cutting force effects based on a specific cutting force*. STČ 2014, Sborník konference. Duben 2014, ČVUT v Praze. ISBN 978-80-01-05484-0.
- [73] KOVALČÍK, J., VRABEC, M., ZEMAN, P. *Cutting force effects modelling for milling technology and spindle load prediction*. STČ 2015, Sborník konference. Duben 2015, ČVUT v Praze. ISBN 978-80-01-05727-8.

### Výzkumná zpráva (11):

- [74] KOVALČÍK, J. ZEMAN, P. *Vývoj software pro podporu návrhu technologie obrábění a jejího hodnocení – část 1*. Praha, 2013. Výzkumná zpráva č. V-13-048. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [75] KOVALČÍK, J. HOLKUP, T., VYROUBAL, J., SMOLÍK, J. *Ecodesign OS - predikce obráběcích sil a výkonů*. Praha, 2013. Výzkumná zpráva č. V-13-049. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [76] KOVALČÍK, J. ZEMAN, P. *Vývoj software pro podporu návrhu technologie obrábění a jejího hodnocení – část 2*. Praha, 2014. Výzkumná zpráva č. V-14-048. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [77] KOVALČÍK, J. ZEMAN, P. *Software pro modelování silových účinků při obrábění – část 1*. Praha, 2014. Výzkumná zpráva č. V-14-049. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [78] KOVALČÍK, J. ZEMAN, P. *Vývoj software pro podporu návrhu technologie obrábění a jejího hodnocení – část 3*. Praha, 2015. Výzkumná zpráva č. V-15-038. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [79] KOVALČÍK, J. ZEMAN, P. *Software pro modelování silových účinků při obrábění – část 2*. Praha, 2015. Výzkumná zpráva č. V-15-041. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.

- [80] KOVALČÍK, J. ZEMAN, P. *Software pro modelování silových účinků při obrábění – část 3*. Praha, 2016. Výzkumná zpráva č. V-16-043. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [81] KOVALČÍK, J. ZEMAN, P. *Software pro modelování silových účinků při obrábění – část 4*. Praha, 2017. Výzkumná zpráva č. V-17-045. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [82] KOVALČÍK, J., ZEMAN, P. *Software pro modelování silových účinků při obrábění – část 5*. Praha, 2018. Výzkumná zpráva č. V-18-031. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [83] ZEMAN, P., MAŠEK, P., KOVALČÍK, J., KEKULA, J., MALÝ, J., PEŠICE, M. *CK-SVT WP02 – Shrnující zpráva za rok 2019*. Praha, 2019. Výzkumná zpráva č. V-19-047. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [84] KOVALČÍK, J., ZEMAN, P. *WP02 – Dokončení vývoje software pro modelování silových účinků při obrábění*. Praha, 2019. Výzkumná zpráva č. V-19-048. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.

### **Ověřená technologie (1):**

- [85] ZEMAN, P., KOVALČÍK, J., PEŠICE, M., SMOLÍK, J. *WP02 – Ověřená technologie - TOS Varnsdorf-2019 Produktivita: „Produktivní obrábění na stroji WHT110C“*. Ověřená technologie. Výzkumná zpráva č. V-19-041. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.

## Seznam autorových publikací netýkajících se tématu této disertační práce

### Výzkumná zpráva (15):

- [86] BRAJER, J., KOVALČÍK, J., MÁCA, O., MALÝ, J., MAŠEK, P., ZEMAN, P. *Problematika obrábění těžkoobrobitelných, kompozitních, případně dalších materiálů a návrh způsobu hodnocení produktivity a hospodárnosti obrábění*. Praha, 2012. Výzkumná zpráva č. V-12-037. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [87] ZEMAN, P., KOVALČÍK, J., KULÍŠEK, V., MALÝ, J. *Software User's Manual for Software application to calculate torque and cutting force in milling and technical training in dynamometer application*. Praha, 2014. Výzkumná zpráva č. VZP-14-SMV15-KISTLER. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [88] SOBOLA, J., KUPKA, P., JONÁŠ, R., SULITKA, M., ZAVÁZAL, T., LYSÁK, P., ZEMAN, P., KOVALČÍK, J. *Zpráva o řešení projektu Integrace, stavebnicovost a rekonfigurovatelnost strojů konsorcia TOS NOVA v roce 2014*. Praha, 2014. Výzkumná zpráva č. V-14-067. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [89] ZEMAN, P., MALÝ, J., BRAJER, J., SUŠEŇ, J., SULITKA, M., KOVALČÍK, J., MAŠEK, P., LOMIČKA, J. *Shrnutí spolupráce s firmou Pramet Tools, s.r.o.* Praha, 2015. Výzkumná zpráva. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [90] ZEMAN, P., MAŠEK, P., KOVALČÍK, J., SMOLÍK, J., HLA VATÝ, V. *DV#2 (2015) - Vytvořený návrh technologie obrábění a jejího hodnocení pro kompozitní materiály*. Praha, 2015. Výzkumná zpráva č. V-15-050. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [91] KOVALČÍK, J., ZEMAN, P. *Měření výkonu obrábění pro zakázku COFMOW v TOS Kuřim*. Praha, 2015. Výzkumná zpráva č. V-15-059. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [92] SUŠEŇ, J., SULITKA, M., JANOTA, M., CHVOJKA, P., LYSÁK, P., KOVALČÍK, J., SMOLÍK, J. *DV#1(2015-1) Optimalizace upínání obrobků pro zvýšení dynamiky a výkonnosti obrábění*. Praha, 2015. Výzkumná zpráva č. V-15-061. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [93] MALÝ, J., KOVALČÍK, J., VYROUBAL, J. *Návrh řezných nástrojů a výpočet silového zatížení při vrtacím a závitovacím procesu*. ČVUT Praha. 2016. TA ČR. Výzkumná zpráva č. V-16-014.
- [94] ZEMAN, P., MAŠEK, P., KOVALČÍK, J., KEKULA, J., PEŠICE, M., SMOLÍK, J., SOBOLA, J., HLA VATÝ, V. *CK-SVT WP02 - Shrnující zpráva za rok 2016*. Praha, 2016. Výzkumná zpráva č. V-16-030. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [95] VAVRUŠKA, P., MALÝ, J., KOVALČÍK, J., MACHALA, Z. *Vývoj a testování nástrojů pro efektivní obrábění dílců z niklových slitin*. Praha, 2017. Výzkumná zpráva č. V-17-029. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.

- [96] HEINRICH, P., HAVLÍK, L., STRNAD, T., LIBOVICKÝ, L., SMOLÍK, J., DIVIŠ, I., FORNŮSEK, T., KOVALČÍK, J. *Nelaserová technologie pro aditivní a hybridní výrobu z kovu - řešení v roce 2017*. Praha, 2017. Výzkumná zpráva č. V-17-085. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [97] ZEMAN, P., MAŠEK, P., KOVALČÍK, J., KEKULA, J., STEJSKAL, M., JANOTA, M., SMOLÍK, J. *CK-SVT WP02 – Shrnující zpráva za rok 2018*. Praha, 2018. Výzkumná zpráva č. V-18-030. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [98] HEINRICH, P., HAVLÍK, L., STRNAD, T., LIBOVICKÝ, L., SMOLÍK, J., DIVIŠ, I., FORNŮSEK, T., KOVALČÍK, J. *Nelaserová technologie pro aditivní a hybridní výrobu z kovu - řešení v roce 2018*. Praha, 2018. Výzkumná zpráva č. V-18-032. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [99] MATYSKA, V., KOPAL, M., VYROUBAL, J., KOLÁŘ, M., MACHYL, J., JANOTA, M., KOVALČÍK, J., a jiní. *Zpráva o řešení projektu FV10743 Maximalizace energetické účinnosti strojů KOVOSVIT MAS a.s. za rok 2018*. Praha, 2018. Výzkumná zpráva č. V-18-043. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [100] ZEMAN, P., STEJSKAL, M., ŠVÉDA, J., KOVALČÍK, J., CHLÁDEK, Š., NOVOTNÝ, L., MALÝ, J., FORNŮSEK, T., DIVIŠ, I., SMOLÍK, J. *Zpráva o průběhu řešení dílčího projektu č. 29 „Efektivní výrobní procesy“ v roce 2019*. Praha, 2019. Výzkumná zpráva č. V-19-077. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.
- [101] FORNŮSEK, T., KOVALČÍK, J., KOUBEK, J., DIVIŠ, I., SMOLÍK, J. *Zpráva o průběhu řešení projektu v roce 2019. Laserová technologie pro aditivní a hybridní výrobu z kovů*. Praha, 2019. Výzkumná zpráva č. V-19-099. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.

### **Ověřená technologie (1):**

- [102] ZEMAN, P., STEJSKAL, M., JANOTA, M., ŠIMŮNEK, A., ČERVENKA, J., KOVALČÍK, J. *WP02 - Ověřená technologie - Škoda Machine Tool-2019 Produktivita: „Přesné vyvrtáním vnitřních průměrů pinoly obráběcího stroje“*. Ověřená technologie. Výzkumná zpráva č. V-19-021. ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení.

## Seznam obrázků

Obr. 1: Silový při sousledném frézování frézovací hlavou. ....	10
Obr. 2: Oblasti plastických deformací [4]. ....	11
Obr. 3: Dynamometry od společnosti Kistler: a) stacionární, b) rotační [11]. ....	15
Obr. 4: Vyhodnocení řezného výkonu z experimentálních měření. ....	15
Obr. 5: Simulace procesu frézování v softwaru AdvantEdge FEM [18]. ....	17
Obr. 6: Ukázka přesnosti simulace pro různé modelované případy u frézování hliníkové slitiny AA2024-T351 nástrojem ze slinutého karbidu: a) poměr velikosti řezné síly ze simulace a experimentu pro řezné rychlosti v rozsahu 200 až 2000 m/min a pro posuvy na zub 0.05, 0.1 a 0.2 mm [21]; b) vlevo metalografický snímek třísky, vpravo tříska modelovaná [18, 21]. ....	17
Obr. 7: Příklad struktury neuronové sítě pro 3 vstupy a 1 výstup [25]. ....	18
Obr. 8: Příklad grafu závislosti řezné síly a síly posuvu na 1 mm šířky odřezávané vrstvy na tloušťce odřezávané vrstvy získaný z dat ze soustružení a určení příspěvků řezné hrany. ....	21
Obr. 9: Závislost měrné řezné síly na tloušťce odřezávané vrstvy pro různé materiály [50]. ....	22
Obr. 10: Závislost měrné řezné síly na tloušťce odřezávané vrstvy pro různé technologie obrábění [44]. ....	23
Obr. 11: Internetová aplikace „Machining Power“ od výrobce řezných nástrojů ISCAR [61]. .	25
Obr. 12: Desktopová aplikace „Walter Machining Calculator“ od výrobce řezných nástrojů Walter [62]. ....	25
Obr. 13: Příklad závislosti řezné síly na 1 mm šířky odřezávaného materiálu na tloušťce odřezávaného materiálu vyjádřená pomocí polynomiálního modelu se stupněm polynomu 2 zjištěná při ortogonálním soustružení oceli DIN C45 o tvrdosti 175HB při řezné rychlosti 135 m/min. ....	27
Obr. 14: Výkonová a momentová charakteristika vřetena [63]. ....	29
Obr. 15: Průběh krouticího momentu v čase jedné otáčky: a) nepřerušovaný řez, b) přerušovaný řez. ....	30
Obr. 16: Průběh krouticího momentu v čase jedné otáčky pro nepřerušovaný řez s vykreslenou hodnotou efektivního krouticího momentu. ....	30
Obr. 17: Režim S1 (vlevo), Režim S6 (vpravo), kde: ....	31
Obr. 18: Průběh krouticího momentu v čase jedné otáčky pro přerušovaný řez s vykreslenou hodnotou efektivního a středního krouticího momentu. ....	31
Obr. 19: Aktuální plocha odřezávané vrstvy. ....	37
Obr. 20: Průběh aktuální hodnoty řezné síly (modrá křivka) a řezné síly na 1 zub frézovacího nástroje (červená křivka) v čase jedné otáčky pro frézování do plného materiálu ( $a_e=D$ ) se třemi zuby v záběru. ....	41

Obr. 21: Průběh aktuální hodnoty řezné síly na 1 břit frézovacího nástroje (tučná červená) a střední hodnota řezné síly za záběr pro 1 břit frézovacího nástroje (modrá). .....	43
Obr. 22: Vynesení efektivní hodnoty výkonu do výkonové charakteristiky (vlevo); Vynesení efektivní hodnoty krouticího momentu do momentové charakteristiky (vpravo). .....	44
Obr. 23: Frézování frézovací hlavou do plného materiálu. ....	45
Obr. 24: Čelní frézování frézovací hlavou. ....	45
Obr. 25: Boční frézování sousledné frézovací hlavou. ....	46
Obr. 26: Boční frézování nesousledné frézovací hlavou. ....	46
Obr. 27: Nástroj s označením SECO R220.17-0125-2 s technickými parametry. ....	49
Obr. 28: Tříosé frézovací centrum MCFV 5050 LN od společnosti Tajmac-ZPS (vlevo); Vodorovný frézovací a vyvrtávací stroj WHN 13 CNC od společnosti TOS Varnsdorf (vpravo). ....	51
Obr. 29: Sestava pro měření sil při realizovaných experimentech při frézování. ....	51
Obr. 30: Navržený přípravek se vzorkem pro realizaci experimentů. ....	52
Obr. 31: a) Obecné schéma tří faktorového centrálního kompozitního plánování experiment; b) Obecné zobrazení všech navržených experimentů pro 3 faktory se čtyřmi středovými body [69]. ....	53
Obr. 32: Realizace experimentů na stroji: obrábění hliníkové slitiny EN AW 7075 na stroji MCFV 5050LN, obrábění oceli DIN C45 na stroji WHN 13 CNC (vpravo). ....	55
Obr. 33: Frézování rovnou částí břitu řezné hrany (vpravo je detail). ....	55
Obr. 34: Silový rozklad u strategie čelního frézování: celkový pohled (vlevo), detail rozkladu sil (vpravo). ....	56
Obr. 35: Softwarová aplikace vytvořená v Matlabu pro vyhodnocení středních hodnot řezných sil za vybraný interval a za záběr. ....	57
Obr. 36: Síly z experimentálního měření před vydriftováním (vlevo) a po vydriftování (vpravo). ....	57
Obr. 37: Vliv jednotlivých faktorů jako hlavních efektů na změnu měrné řezné síly (EN AW 7075). ....	60
Obr. 38: Získání materiálových konstant v software Minitab (EN AW 7075). ....	61
Obr. 39: Závislost vypočtené měrné řezné síly na posuvu na zub pro 5 hodnot řezných rychlostí. ....	62
Obr. 40: Závislost vypočtené měrné řezné síly na řezné rychlosti pro 5 hodnot posuvů na zub. ....	62
Obr. 41: Vliv jednotlivých faktorů jako hlavních efektů na změnu měrné řezné síly (Ti6Al4V). ....	63
Obr. 42: Závislost vypočtené měrné řezné síly na posuvu na zub pro 5 hodnot řezných rychlostí. ....	64
Obr. 43: Závislost vypočtené měrné řezné síly na řezné rychlosti pro 5 hodnot posuvů na zub. ....	64

Obr. 44: Vliv jednotlivých faktorů jako hlavních efektů na změnu měrné řezné síly (DIN C45). .....	65
Obr. 45: Závislost vypočtené měrné řezné síly na posuvu na zub pro 5 hodnot řezných rychlostí. .....	66
Obr. 46: Závislost vypočtené měrné řezné síly na řezné rychlosti pro 5 hodnot posuvů na zub.	66
Obr. 47: Vliv jednotlivých faktorů jako hlavních efektů na změnu měrné řezné síly pro všechny tři zkoumané materiály: a) EN AW 7075, b) Ti6Al4V, c) DIN C45. ....	68
Obr. 48: Závislost měrné řezné síly na posuvu na zub pro všechny tři zkoumané materiály (EN AW 7075, Ti6Al4V, DIN C45).....	69
Obr. 49: Závislost měrné řezné síly na úběru materiálu za jednotku času pro všechny tři zkoumané materiály (EN AW 7075, Ti6Al4V, DIN C45).....	70
Obr. 50: Závislost energetické náročnosti řezného procesu na úběru materiálu za jednotku času pro všechny tři zkoumané materiály (EN AW 7075, Ti6Al4V, DIN C45).....	71
Obr. 51: Procentuální chyba navrženého matematického modelu u materiálu EN AW 7075. ....	73
Obr. 52: Procentuální chyba navrženého matematického modelu u materiálu Ti6Al4V.....	74
Obr. 53: Procentuální chyba navrženého matematického modelu u materiálu C45. ....	76
Obr. 54: Plocha odřezávané vrstvy v maximálním úhlu záběru ( $\varphi_{\max}=90^\circ$ ) při použití posuvu na zub 0.155 mm a pro axiální hloubky řezu: a) $a_p=1\text{mm}$ , b) $a_p=2\text{mm}$ , c) $a_p=3\text{mm}$ . ....	78
Obr. 55: Navržený obrobek o rozměru 120x45x40 mm upnutý na dynamometru Kistler 9255b. .....	79
Obr. 56: Taguchiho návrh experimentů v softwaru Minitab 16.....	80
Obr. 57: Počet experimentů pro jednotlivé rozsahy procentuálních rozdílů experimentálních a vypočtených řezných sil $\Delta Fc$ .....	82
Obr. 58: Predikovaná vs. experimentální hodnota řezné síly pro materiál C45.....	82
Obr. 59: Závislost úhlu čela na: a) změně oblasti primární plastické deformace; b) změně měrné řezné síly (podkladem je reference [3]).....	84
Obr. 60: Závislost opravného koeficientu úhlu čela na úhlu čela. ....	85
Obr. 61: Závislost vypočtené měrné řezné síly na posuvu na zub pro 3 hodnoty úhlu čela. ....	86
Obr. 62: Závislost opravného koeficientu materiálu obrobku na poměru mezi pevnosti v tahu.	88
Obr. 63: Závislost vypočtené měrné řezné síly na posuvu na zub pro 3 hodnoty meze pevnosti v tahu.....	89
Obr. 64: Nástroje pro realizaci experimentů. ....	90
Obr. 65: Počet experimentů pro jednotlivé rozsahy procentuálních rozdílů experimentálních a vypočtených řezných sil $\Delta Fc$ pro nástroj A. ....	92
Obr. 66: Počet experimentů pro jednotlivé rozsahy procentuálních rozdílů experimentálních a vypočtených řezných sil $\Delta Fc$ pro nástroj B. ....	94



---

Obr. 67: Počet experimentů pro jednotlivé rozsahy procentuálních rozdílů experimentálních a vypočtených řezných sil $\Delta P_c$ pro oba nástroje. ....	95
Obr. 68: a) Závislost poloměru ostří na primární plastické deformaci, b) závislost měrné řezné síly na opotřebením na hřbetě řezného nástroje (podkladem je reference [3]). ....	98
Obr. 69: Nástroj s označením 125B09R-W75SP12D s technickými parametry. ....	99
Obr. 70: Obrábění materiálu pro nastavené experimenty. ....	100
Obr. 71: Závislost opotřebením na hřbetě břitu řezného nástroje na čase obrábění. ....	100
Obr. 72: Opotřebením na hřbetě břitu řezného nástroje pro všechny tři zkoumané VBD. ....	101
Obr. 73: Závislost opravného koeficientu opotřebením na hřbetě břitu řezného nástroje $K_{VB}$ (-) a řezného výkonu $P_c$ (W) na opotřebením na hřbetě břitu řezného nástroje $VB$ ( $\mu\text{m}$ ). ....	102
Obr. 74: Závislost vypočtené měrné řezné síly na posuvu na zub pro 3 hodnoty opotřebením na hřbetě břitu řezného nástroje. ....	103
Obr. 75: Hlavní okno navržené softwarové aplikace. ....	105
Obr. 76: Umístění dvou různých efektivních hodnot krouticích momentů do momentové charakteristiky vřetene stroje MCFV 5050 LN – Režim S1. ....	106
Obr. 77: Umístění třech různých efektivních hodnot krouticích momentů do momentové charakteristiky vřetene stroje MCFV 5050 LN – Režim S6. ....	107
Obr. 78: Výkonová charakteristika vřetene stroje s umístěním efektivního výkonu (Pracovní bod) a s oblastí výkonu ohraničenou limitní hloubkou řezu pro stabilní obrábění. ....	118

## Seznam tabulek

Tab. 1: Experimentálně zjištěné materiálové konstanty pro výpočet sil $F_c$ , $F_f$ , $F_p$ u soustružení [52].	23
Tab. 2: Procentuální zastoupení prvků pro VBD s označením TPKN2204PPR-M14.	50
Tab. 3: Řezné podmínky pro jednotlivé úrovně centrálního kompozitního plánu experimentů.	54
Tab. 4: Řezné podmínky pro jednotlivé úrovně centrálního kompozitního plánu experimentů.	54
Tab. 5: Vyhodnocení experimentů pro všechny tři zkoumané materiály.	58
Tab. 6: ANOVA pro ověření vlivu hlavních faktorů na změnu velikosti měrné řezné síly (EN AW 7075).	60
Tab. 7: ANOVA pro ověření vlivu hlavních faktorů na změnu velikosti měrné řezné síly (Ti6Al4V).	63
Tab. 8: ANOVA pro ověření vlivu hlavních faktorů na změnu velikosti měrné řezné síly (DIN C45).	65
Tab. 9: Materiálové konstanty pro výpočet měrné řezné síly pro všechny tři materiály.	68
Tab. 10: Hodnoty indexu determinace a upraveného indexu determinace pro všechny tři materiály.	69
Tab. 11: Ověření navrženého matematického modelu u materiálu EN AW 7075.	72
Tab. 12: Ověření navrženého matematického modelu u materiálu Ti6Al4V.	74
Tab. 13: Ověření navrženého matematického modelu u materiálu C45.	75
Tab. 14: Experimentálně zjištěné a vypočtené hodnoty řezných sil a jejich procentuální odchylka.	81
Tab. 15: Opravné koeficienty úhlu čela pro konkrétní úhly čela [3].	85
Tab. 16: Opravné koeficienty materiálu obrobku pro různé hodnoty mezi pevnosti v tahu [3].	87
Tab. 17: Parametry nástrojů použitých pro realizaci experimentů.	90
Tab. 18: Řezné podmínky pro použité nástroje.	90
Tab. 19: Experimentálně zjištěné a vypočtené hodnoty řezných sil a jejich verifikace pro nástroj A.	92
Tab. 20: Experimentálně zjištěné a vypočtené hodnoty řezných sil a jejich verifikace pro nástroj B.	93
Tab. 21: Experimentálně zjištěné a vypočtené hodnoty řezných výkonů pro oba nástroje.	95
Tab. 22: Tabulka s řeznými podmínkami.	99
Tab. 23: Naměřené hodnoty řezných výkonů a opotřebení společně s vypočtenými hodnotami řezných výkonů v procentech a opravného koeficientu opotřebení na hřbetě břitů řezného nástroje.	101

## **Seznam použitého software**

1. Design-Expert 12 (statistický software)
2. Minitab 16.1.1 (statistický software)
3. DynoWare 3.2.0.0 (software pro načtení signálů změřených pomocí dynamometru a jejich možné zpracování – export, oříznutí, atd.)
4. Matlab 2012b 32bit (software pro matematické modelování, programování, tvorbu jednoduchých spustitelných GUI aplikací)
5. Microsoft Word 2016
6. Microsoft Excel 2016

## Seznam příloh

<b>Příloha č. 1:</b> Skript naprogramovaný v Matlabu pro výpočet aktuální hodnoty řezné síly na 1 zub a celkové řezné síly pro v rozsahu jedné otáčky.
<b>Příloha č. 2:</b> Skript naprogramovaný v Matlabu pro výpočet střední hodnoty řezné síly na 1 zub.
<b>Příloha č. 3:</b> Funkce pro výpočet počátečního a koncového úhlu záběru, která byla naprogramovaná v Matlabu pro doplnění skriptu pro výpočet aktuální a střední hodnoty řezné síly.
<b>Příloha č. 4:</b> Výrobní výkres přípravku pro realizaci experimentů pro získání materiálových konstant.
<b>Příloha č. 5:</b> Sestava pro realizaci experimentů: přípravek, upínací hranol, destička (obráběný materiál), šrouby na upnutí, kolík.
<b>Příloha č. 6:</b> Ověření aktuálních hodnot řezných sil vypočtených na základě navrženého modelu u materiálu EN AW 7075.
<b>Příloha č. 7:</b> Ověření aktuálních hodnot řezných sil vypočtených na základě navrženého modelu u materiálu Ti6Al4V.
<b>Příloha č. 8:</b> Ověření aktuálních hodnot řezných sil vypočtených na základě navrženého modelu u materiálu C45.
<b>Příloha č. 9:</b> Vzájemný převod hodnot tvrdosti nebo tvrdosti na hodnoty meze pevnosti v tahu u ocelí nelegovaných, nízkolegovaných a litin.
<b>Příloha č. 10:</b> Dynamometr Kistler typ 9255B použitý při měření.
<b>Příloha č. 11:</b> Materiálová analýza vzorků (C45, EN AW 7075, Ti6Al4V) – protokol o měření.
<b>Příloha č. 12:</b> Manuál k navržené softwarové aplikaci.

**Příloha č. 1:** Skript naprogramovaný v Matlabu pro výpočet aktuální hodnoty řezné síly na 1 zub a celkové řezné síly v rozsahu jedné otáčky.

```
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% VSTUPNI PARAMETRY
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% Materialove konstanty pro Fc
kc11; mc; mvc;
% Strategie a rezne podminky
TypFrezovani; ap; ae; fz; e; vcddef; vc;
% Parametry nastroje
D; Kappa; TypVBD, Dd, Repsilon; N;
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% VYPOCET VYSTUPNICH PARAMETRU
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% NASTAVENI RADIUSU R PRO VYBRANY TYP VBD
if TypVBD==1 % VBD nekruhového prurezu
    R=Repsilon;
else % VBD kruhového prurezu
    R=Dd/2;
end
% VYPOCET POCATECNIHO A KONCOVEHO UHLU ZABERU
[FIst, FIex]=PocatecniKoncovyUhelZaberu(TypFrezovani, ae, e, D)
% SYMBOLICKE PROMENNE
syms THETA
% UHEL MEZI ZUBY PRO VYPOCET FI_AktualniZub
UhelMeziZuby = 2*pi/N;
% INICIALIZACE VEKTORU PRO REZNOU SILU NA 1 ZUB
Fc1z = zeros(N, 360);
% AKTUALNI HODNOTA REZNE SILY
for AktualniZub=1:N
    for AktualniDilekKruznic=0:360
        FIaktualni=AktualniDilekKruznic*pi/180;
        FI_AktualniZub=FIaktualni-(AktualniZub-1)*UhelMeziZuby;
        if and(FI_AktualniZub>=FIst, FI_AktualniZub<=FIex)
            % ROVNA CAST BRITU REZNE HRANY
            hd1_FI=0; bd1=0;
            if ap>(Repsilon*(1-cosd(Kappa)))
                hd1_FI=fz*sin(FI_AktualniZub)*sind(Kappa);
                bd1=(ap-Repsilon*(1-cosd(Kappa)))/sind(Kappa);
                Ad1_FI=hd1_FI*bd1;
            end
            % ZAOLENA CAST BRITU REZNE HRANY
            THETAst = -asin(fz/2/Repsilon);
            if ap>(Repsilon*(1-cosd(Kappa)))
                THETAex=Kappa*pi/180;
            else
                THETAex=acos(1-(ap/Repsilon));
            end
            hd2_FI_THETA=fz*sin(FI_AktualniZub)*sin(THETA);
            bd2=Repsilon*(THETAex-THETAst);
            Ad2_FI=Repsilon*int(hd2_FI_THETA, THETA, THETAst, THETAex);
            % VYSLEDNE HODNOTY PLOCHY A SIRKY ODREZAVANE VRSTVY
            Ad_FI=Ad1_FI+Ad2_FI;
            bd=bd1+bd2;
            hd_FI=Ad_FI/bd;
            % VYPOCET AKTUALNI HODNOTY REZNE SILY NA 1 ZUB
            kc_FI=kc11*hd_FI^-mc*(vc/vcddef)^-mvc;
            Fc1z (AktualniZub,AktualniDilekKruznic+1)=vpa(kc_FI*hd_FI*bd);
        end
    end
end
% AKTUALNI HODNOTA REZNE SILY
Fc=ones(1,N)*Fc1z;
```

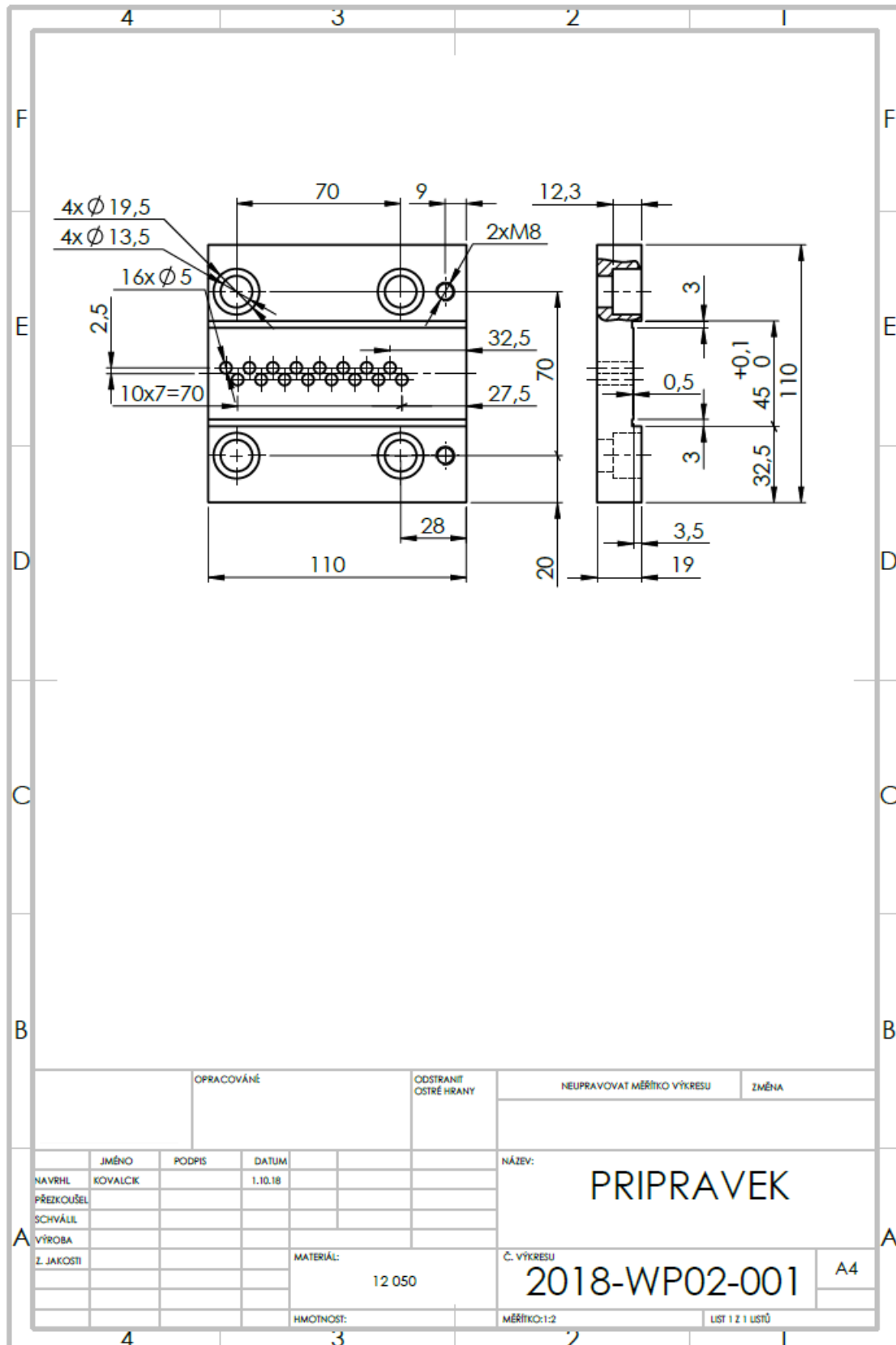
## Příloha č. 2: Skript naprogramovaný v Matlabu pro výpočet střední hodnoty řezné síly na 1 zub.

```
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%  
% VSTUPNI PARAMETRY  
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%  
% Materialove konstanty pro Fc  
kc11; mc; mvc;  
% Strategie a rezne podminky  
TypFrezovani; ap; ae; fz; e; vcdef; vc;  
% Parametry nastroje  
D; Kappa; TypVBD, Dd, Repsilon;  
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%  
% VYPOCET VYSTUPNICH PARAMETRU  
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%  
% NASTAVENI RADIUSU R PRO VYBRANY TYP VBD  
if TypVBD==1 % VBD nekruhového prurezu  
    R=Repsilon;  
else % VBD kruhového prurezu  
    R=Dd/2;  
end  
% VYPOCET POCATECNIHO A KONCOVEHO UHLU ZABERU  
[FIst, FIex]=PocatecniKoncovyUhelZaberu(TypFrezovani, ae, e, D)  
% SYMBOLICKE PROMENNE  
syms FI THETA  
% ROVNA CAST BRITU REZNE HRANY  
hd1_FI=0; bd1=0;  
if ap>(R*(1-cosd(Kappa)))  
    hd1_FI=fz*sin(FI)*sind(Kappa);  
    bd1=(ap-R*(1-cosd(Kappa)))/sind(Kappa);  
    Ad1_FI=hd1_FI*bd1;  
end  
% ZAOBLENA CAST BRITU REZNE HRANY  
THETAst=-asin(fz/2/R);  
if ap>(R*(1-cosd(Kappa)))  
    THETAex=Kappa*pi/180;  
else  
    THETAex=acos(1-(ap/R));  
end  
hd2_FI_THETA=fz*sin(FI)*sin(THETA);  
bd2=R*(THETAex-THETAst);  
Ad2_FI=R*int(hd2_FI_THETA, THETA, THETAst, THETAex);  
% VYSLEDNE HODNOTY PLOCHY A SIRKY ODREZAVANE VRSTVY  
Ad_FI=Ad1_FI+Ad2_FI;  
bd=bd1+bd2;  
hd_FI=Ad_FI/bd;  
% VYPOCET STREDNI HODNOTY REZNE SILY  
Fcstr=vpa(1/(FIex-FIst)*kc11*(vc/vcdef)^-mvc*bd*int(hd_FI^(1-mc), FI, FIst, FIex))
```

**Příloha č. 3:** Funkce pro výpočet počátečního a koncového úhlu záběru, která byla naprogramovaná v Matlabu pro doplnění skriptu pro výpočet aktuální a střední hodnoty řezné síly.

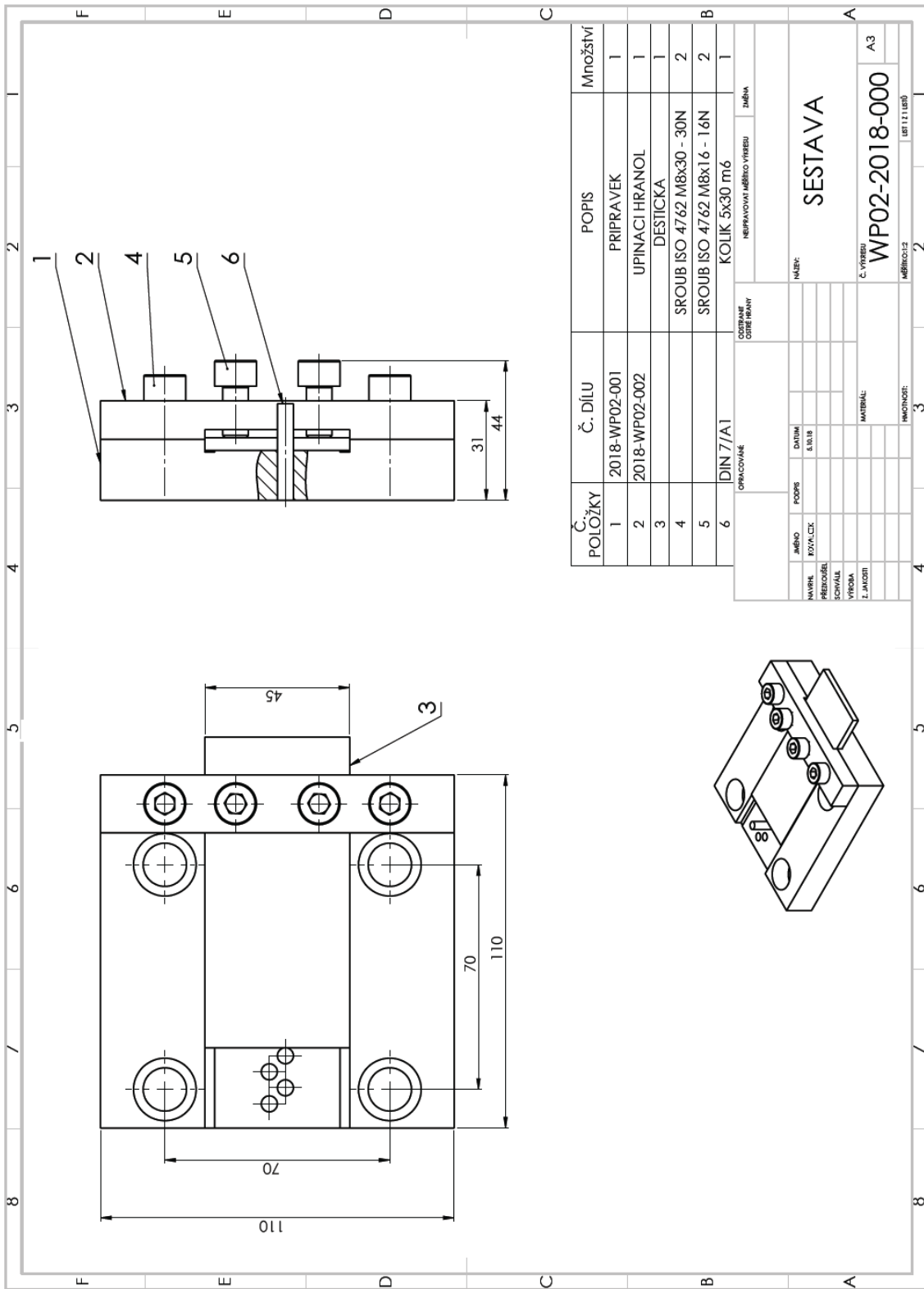
```
function [FIst, FIex]=PocatecniKoncovyUhelZaberu(TypFrezovani, ae, e, D)
% Frezovani do plna
if TypFrezovani==1
    FIst=0;
    FIex=pi;
% Celni frezovani
elseif TypFrezovani==2
    FIst=acos(((ae/2)-e)/(D/2));
    FIex = pi-(acos(((ae/2)+e)/(D/2)));
% Bocni frezovani sousledne
elseif TypFrezovani==3
    FIst=acos((ae-D/2)/(D/2));
    FIex=pi;
end
% Bocni frezovani nesousledne
elseif TypFrezovani==4
    FIst=0;
    FIex=pi-acos((ae-D/2)/(D/2));
end
end
```

**Příloha č. 4:** Výrobní výkres přípravku pro realizaci experimentů pro získání materiálových konstant.

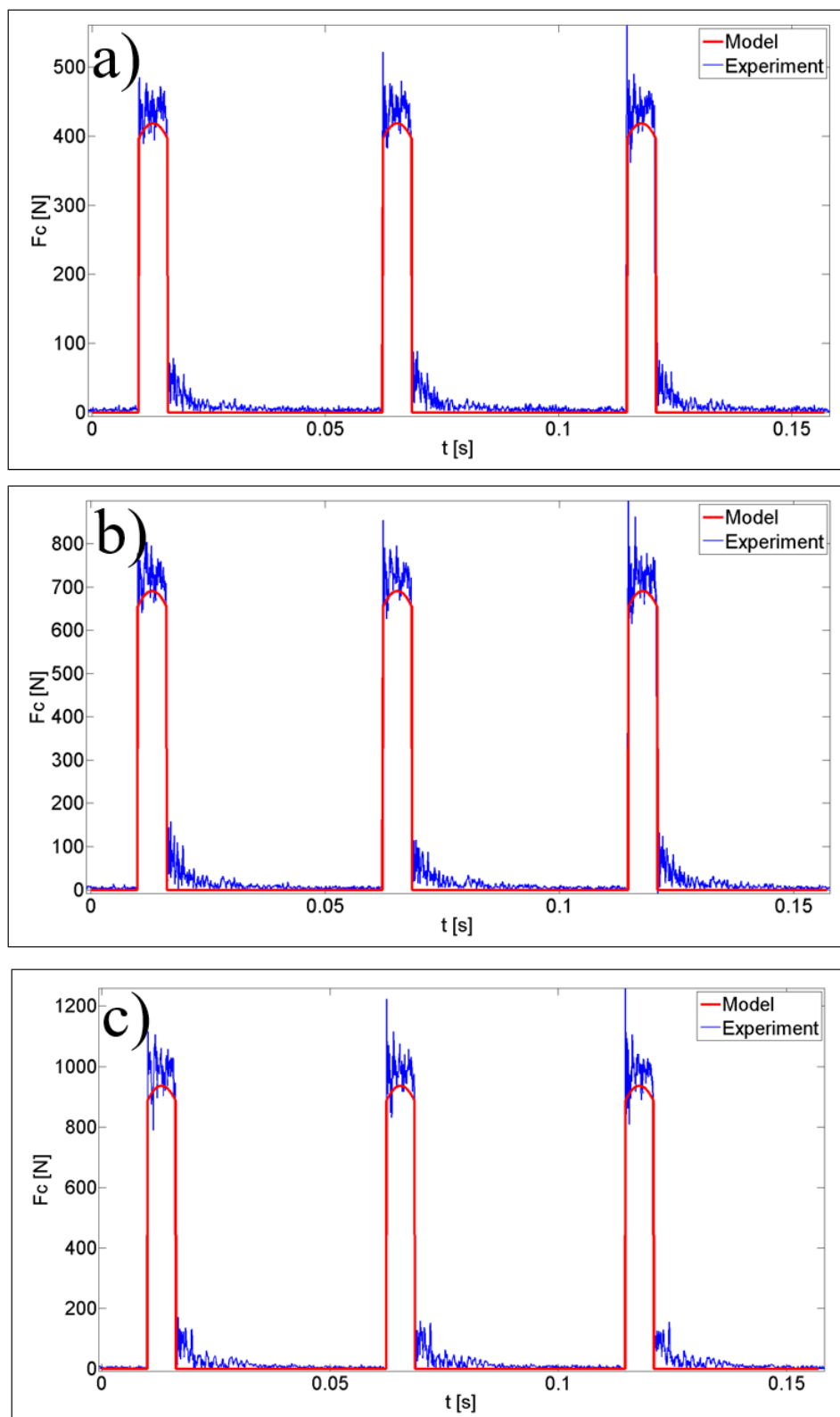




**Příloha č. 5:** Sestava pro realizaci experimentů: přípravek, upínací hranol, destička (obráběný materiál), šrouby na upnutí, kolík.

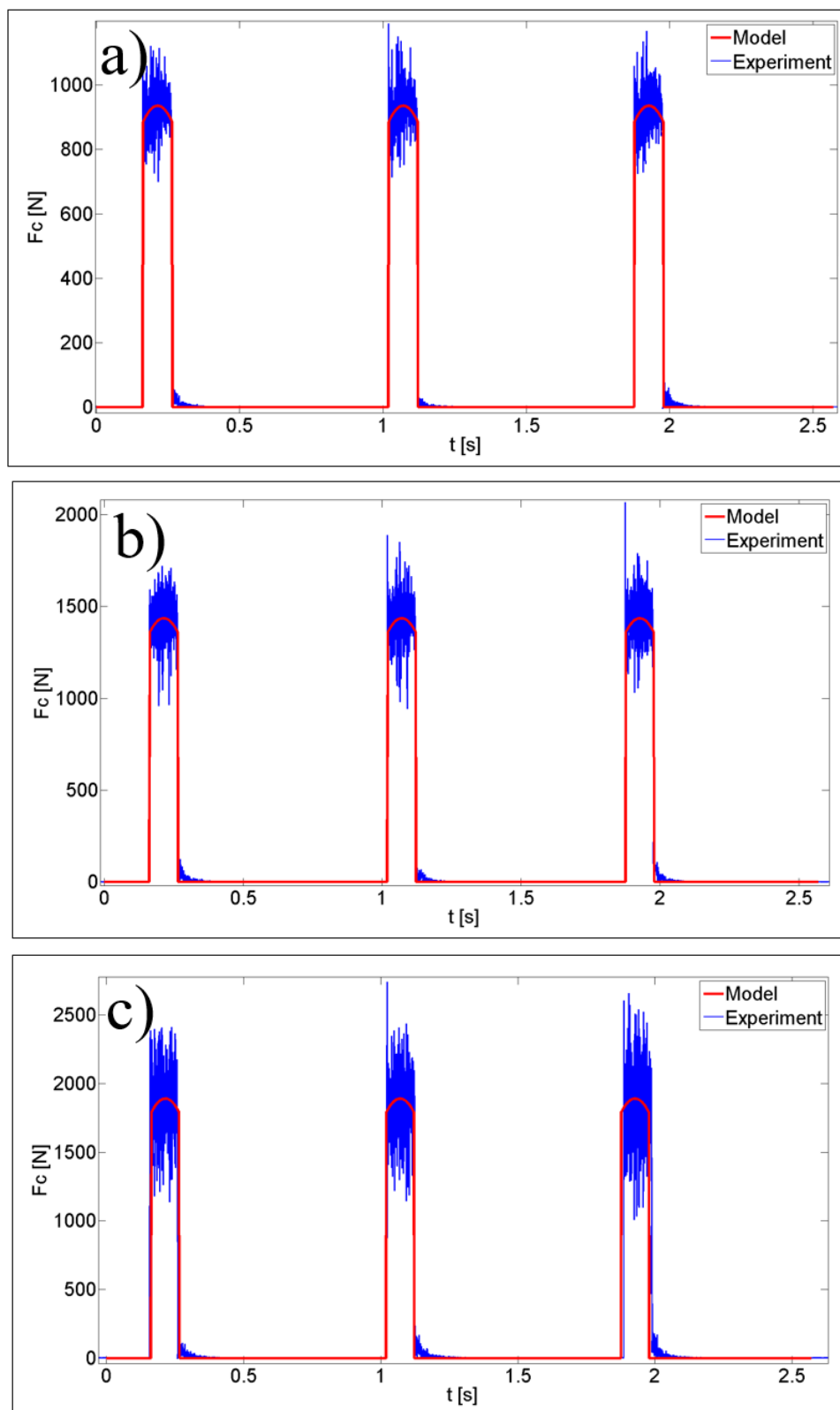


## Příloha č. 6: Ověření aktuálních hodnot řezných sil vypočtených na základě navrženého modelu u materiálu EN AW 7075.



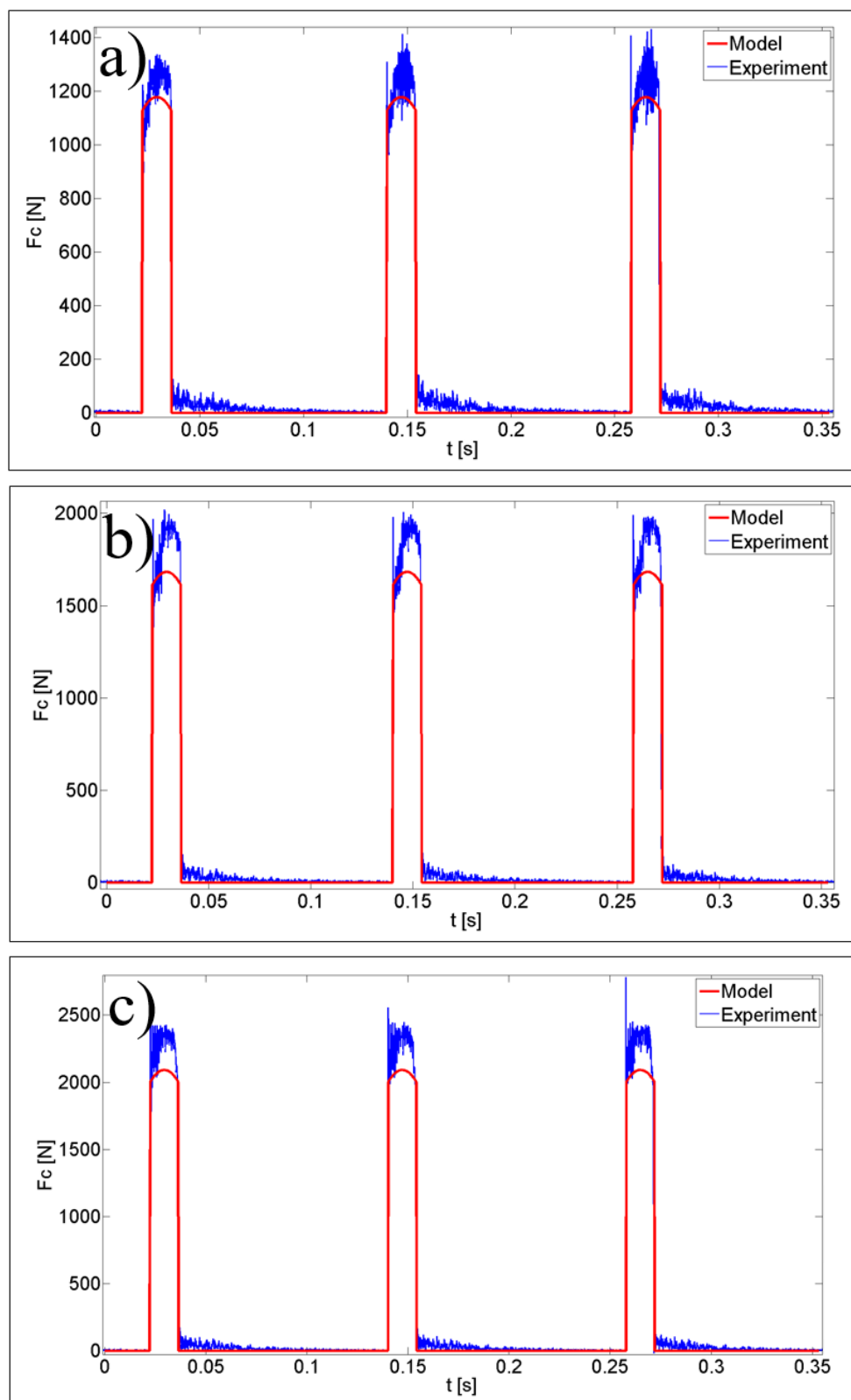
Ověření aktuálních hodnot řezných sil vypočtených na základě navrženého modelu u materiálu EN AW 7075 a pro řezné podmínky  $a_p=5\text{mm}$ ,  $v_c=450\text{m/min}$  a pro posuvy na zub: a)  $f_z=0.09\text{mm}$ , b)  $f_z=0.17\text{mm}$ , c)  $f_z=0.25\text{mm}$ .

## Příloha č. 7: Ověření aktuálních hodnot řezných sil vypočtených na základě navrženého modelu u materiálu Ti6Al4V.



Ověření aktuálních hodnot řezných sil vypočtených na základě navrženého modelu u materiálu Ti6Al4V a pro řezné podmínky  $a_p=5\text{mm}$ ,  $v_c=27.5\text{m/min}$  a pro posuvy na zub: a)  $f_z=0.09\text{mm}$ , b)  $f_z=0.155\text{mm}$ , c)  $f_z=0.22\text{mm}$ .

## Příloha č. 8: Ověření aktuálních hodnot řezných sil vypočtených na základě navrženého modelu u materiálu C45.



Ověření aktuálních hodnot řezných sil vypočtených na základě navrženého modelu u materiálu C45 a pro řezné podmínky  $a_p=5\text{mm}$ ,  $v_c=200\text{m/min}$  a pro posuvy na zub: a)  $f_z=0.09\text{mm}$ , b)  $f_z=0.155\text{mm}$ , c)  $f_z=0.22\text{mm}$ .

**Příloha č. 9: Vzájemný převod hodnot tvrdosti nebo tvrdosti na hodnoty meze pevnosti v tahu u ocelí nelegovaných, nízkolegovaných a litin (ČSN EN ISO 18265).**

ČSN EN ISO 18265

**Tabulka A.1 – Vzájemný převod hodnot tvrdosti nebo tvrdosti na hodnoty meze pevnosti v tahu u ocelí nelegovaných, nízkolegovaných a litiny**

Mez pevnosti v tahu	Tvrdost podle Vickerse	Tvrdost podle Brinella	Tvrdost podle Rockwella							
			HRB	HRF	HRC	HRA	HRD	HR15N	HR30N	HR45N
255	80	76,0								
270	85	80,7	41,0							
285	90	85,5	48,0	82,6						
305	95	90,2	52,0							
320	100	95,0	56,2	87,0						
335	105	99,8								
350	110	105	62,3	90,5						
370	115	109								
385	120	114	66,7	93,6						
400	125	119								
415	130	124	71,2	96,4						
430	135	128								
450	140	133	75,0	99,0						
465	145	138								
480	150	143	78,7	101,4						
495	155	147								
510	160	152	81,7	103,6						
530	165	156								
545	170	162	85,0	105,5						
560	175	166								
575	180	171	87,1	107,2						
595	185	176								
610	190	181	89,5	108,7						
625	195	185								
640	200	190	91,5	110,1						
660	205	195	92,5							
675	210	199	93,5	111,3						
690	215	204	94,0							
705	220	209	95,0	112,4						
720	225	214	96,0							
740	230	219	96,7	113,4						
755	235	223								
770	240	228	98,1	114,3	20,3	60,7	40,3	69,6	41,7	19,9
785	245	233			21,3	61,2	41,1	70,1	42,5	21,1
800	250	238	99,5	115,1	22,2	61,6	41,7	70,6	43,4	22,2
820	255	242			23,1	62,0	42,2	71,1	44,2	23,2
835	260	247	(101)		24,0	62,4	43,1	71,6	45,0	24,3
850	265	252			24,8	62,7	43,7	72,1	45,7	25,2
865	270	257	(102)		25,6	63,1	44,3	72,6	46,4	26,2
880	275	261			26,4	63,5	44,9	73,0	47,2	27,1
900	280	266	(104)		27,1	63,8	45,3	73,4	47,8	27,9
915	285	271			27,8	64,2	46,0	73,8	48,4	28,7
930	290	276	(105)		28,5	64,5	46,5	74,2	49,0	29,5
950	295	280			29,2	64,8	47,1	74,6	49,7	30,4
965	300	285			29,8	65,2	47,5	74,9	50,2	31,1
995	310	295			31,0	65,8	48,4	75,6	51,3	32,5
1 030	320	304			32,2	66,4	49,4	76,2	52,3	33,9
1 060	330	314			33,3	67,0	50,2	76,8	53,6	35,2
1 095	340	323			34,4	67,6	51,1	77,4	54,4	36,5
1 125	350	333			35,5	68,1	51,9	78,0	55,4	37,8

<sup>a</sup> Hodnoty tvrdosti podle Brinella do 450 HB byly stanoveny vnikacím tělesem s ocelovou kuličkou, hodnoty ležící nad 450 HB byly stanoveny kuličkou z tvrdokovu.

POZNÁMKA 1 Hodnoty v závorkách leží mimo definované pásmo normované zkušební metody, ale mohou být využity k odhadům.

POZNÁMKA 2 Hodnoty zkoušek tahem nevycházejí z metody A (článek 10.3 Zkušební rychlost vycházející z řízení deformační rychlosti (metoda A)) normy ISO 6892-1:2009.

## Příloha č. 10: Dynamometr Kistler typ 9255B použitý při měření



### Technical Data

Range	$F_x, F_y$	kN	-20 ... 20 <sup>1)</sup>
	$F_z$	kN	-10 ... 40 <sup>1)</sup>
Calibrated partial range	$F_x, F_y$	kN	0 ... 2
	$F_z$	kN	0 ... 4
Overload	$F_x, F_y$	kN	-24/24
	$F_z$	kN	-12/48
Threshold		N	<0,01
Sensitivity	$F_x, F_y$	pC/N	≈-8
	$F_z$	pC/N	≈-3,7
Linearity, all ranges		%FSO	≤±1
Hysteresis, all ranges		%FSO	≤0,5
Cross talk		%	≤±2
Rigidity	$c_x, c_y$	kN/μm	>2
	$c_z$	kN/μm	>3
Natural frequency	$f_n(x, y, z)$	kHz	≈3
Natural frequency (mounted on flanges)	$f_n(x, y)$	kHz	≈1,7
	$f_n(z)$	kHz	≈2
Natural frequency (mounted on flanges and through top plate)	$f_n(x, y)$	kHz	≈2
	$f_n(z)$	kHz	≈3,3
Operating temperature range		°C	0 ... 70
Temperature coefficient of sensitivity		%/°C	-0,02
Capacitance (of channel)		pF	≈500
Insulation resistance (20 °C)		Ω	>10 <sup>13</sup>
Ground insulation		Ω	>10 <sup>9</sup>
Protection class EN60529		-	IP67 <sup>2)</sup>
Weight		kg	52

<sup>1)</sup> Application of force inside and max. 100 mm above top plate area.

<sup>2)</sup> With connecting cable Types 1687B5, 1689B5, 1677A5, 1679A5

**Příloha č. 11: Materiálová analýza vzorků (C45, EN  
AW 7075, Ti6Al4V) – protokol o měření.**

---

## PROTOKOL O MĚŘENÍ

Číslo: RTI/MET/2019/

<b>Zákazník:</b>	<b>Laboratoř Metalografie</b>
<b>Kontaktní osoba:</b>	Západočeská univerzita v Plzni Fakulta strojní – Regionální technologický institut Univerzitní 22 306 14 Plzeň  Tel.: +420 37763 8724 E-mail: skal@rti.zcu.cz

Objednávka číslo:

Použitá metoda: světelná mikroskopie, elektronová mikroskopie, EDS analýza, měření tvrdosti

Použitá měřicí zařízení:

č.	Název
1	Světelný mikroskop Olympus BX 51
2	Řádkovací elektronový mikroskop EVO MA25, Zeiss
3	Řádkovací elektronový mikroskop Vega, Tescan
4	Mikrotvrdoměr UHL



## Obsah

1. Úvod.....	ii
2. Ocel C45.....	iii
3. Hliníková slitina EN AW 7075.....	v
4. Titanová slitina Ti6Al4V.....	vii

## 1 Úvod

K analýze byly dodány 2 kusy oceli C45, dva kusy titanové slitiny Ti6Al4V a jeden kus hliníkové slitiny ENAW 7075. Z dodaných vzorků byly připraveny standardním způsobem příčné a podélné metalografické výbrusy, viz Obr. 11. 1. Na výbrusech byla provedena světelná mikroskopie s využitím mikroskopu BX61 Olympus a řádkovací elektronová mikroskopie s využitím mikroskopu Vega a EVO25.

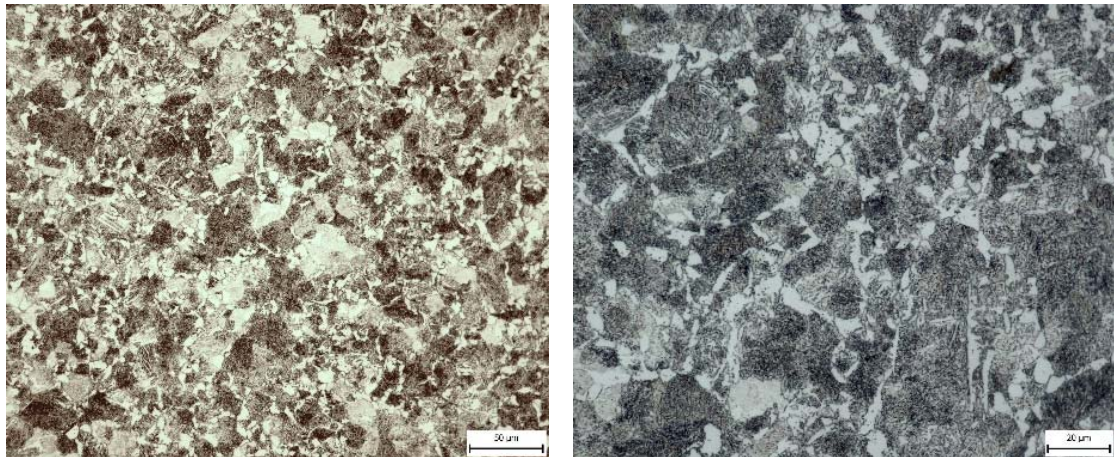
Chemické složení bylo zjištěno na výbrusech pomocí EDS detektoru Bruker v SEM. Tato metoda umožňuje jednak stanovení lokálního chemického složení bodovou analýzou (částice, jednotlivé fáze), a dále stanovení průměrného chemického složení slitiny (plošná analýza).

Tvrdoost HV 10 byla stanovena z 3 měření na každém vzorku, viz Tab. 11. 1 až Tab. 11. 3. Uvedeny jsou průměrné hodnoty HV 10.

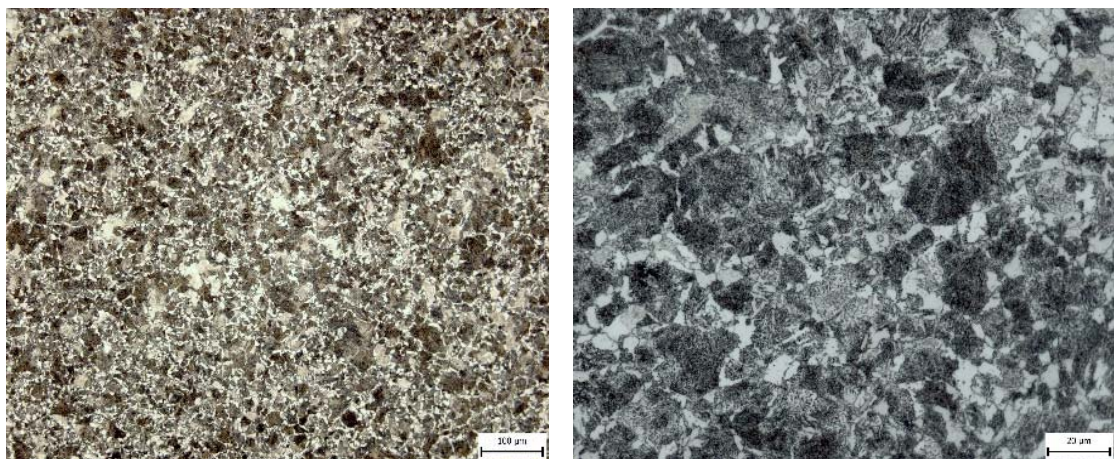


Obr. 11. 1: Dodané vzorky.

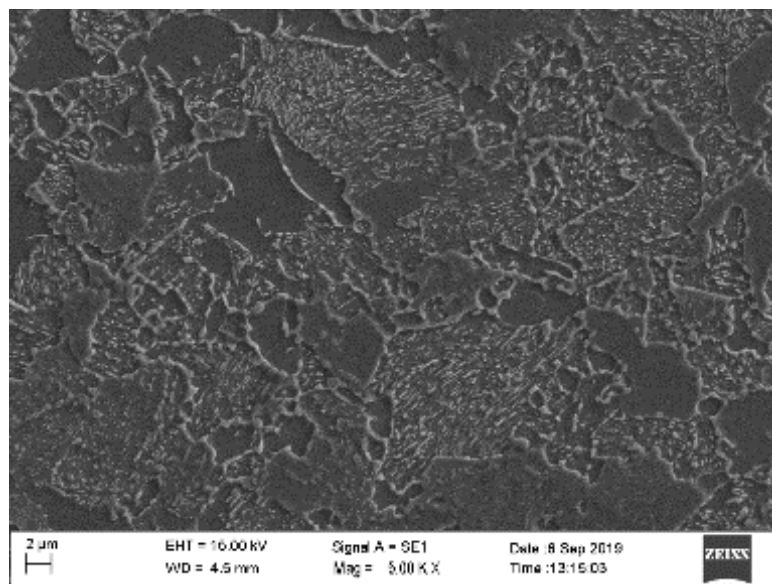
## 2 Ocel C45



Obr. 11. 2: Podélný řez oceli C45, perliticko-feritická mikrostruktura, 202 HV 10.



Obr. 11. 3: Příčný řez, oceli C45, perliticko-feritická mikrostruktura, 198 HV 10.



Obr. 11. 4: Řádkovací elektronová mikroskopie, příčný řez, oceli C45, perliticko-feritická mikrostruktura.

V podélném i příčném řezu je patrná perliticko-feritická mikrostruktura, drobnější zrna proeutektoidního feritu jsou vyloučena po hranici původních austenitických zrn, viz Obr. 11. 2 až Obr. 11. 4. U obou dodaných kusů byla mikrostruktura stejná.

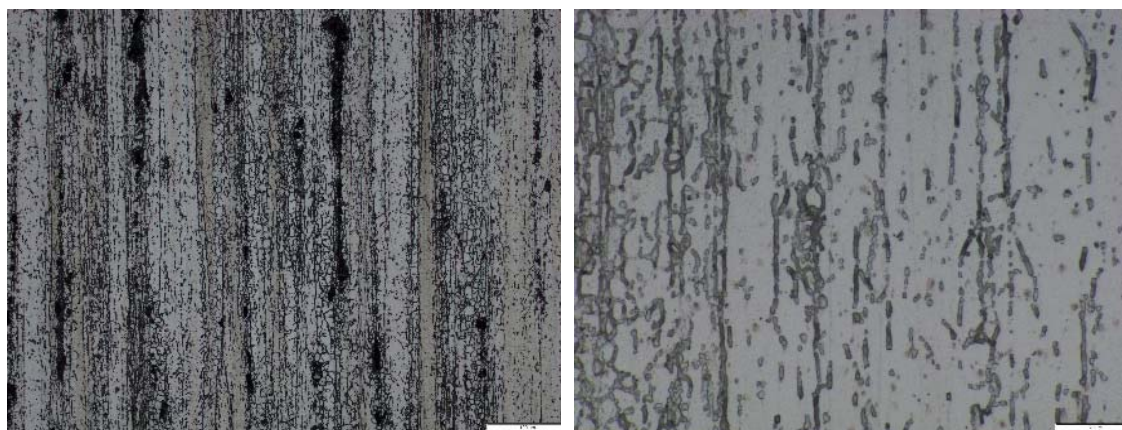
Tvrдость příčných řezů byla 198 HV 10, u podélných řezů dosahovala tvrдость hodnot 202 HV 10, viz Tab. 11. 1.

EDS analýzou bylo měřeno lokální chemické složení, které poměrně kolísalo. Obsahy síry a fosforu byly pod detekovatelnou hodnotou. Uvedené hodnoty jsou uváděny v hmotnostních % a jsou průměrem ze 14 měření: 0,41% Si, 0,29%Cr, 0,8%Mn, 0,2%Mo (zbytek Fe, podíl C nelze pomocí EDS stanovit).

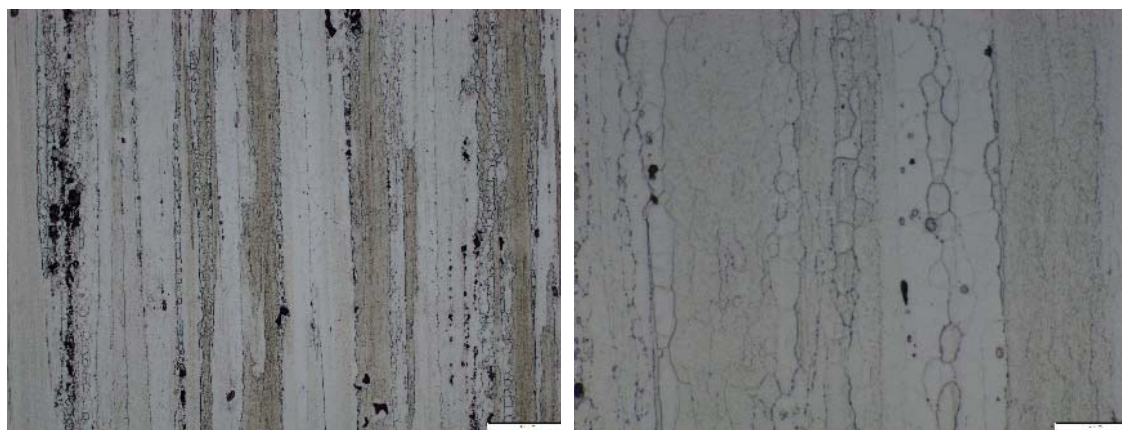
Tab. 11. 1: Naměřená tvrдость HV 10 pro ocel C45.

Vzorek	1. vtisk	2. vtisk	3. vtisk	průměr
C45-vz01-TL4 - příčný řez	197	189	197	194
C45-vz02-TL4 - příčný řez	202	201	201	201
C45-vz01-TL4 - podélný řez	202	204	195	200
C45-vz02-TL4 - podélný řez	204	202	204	203

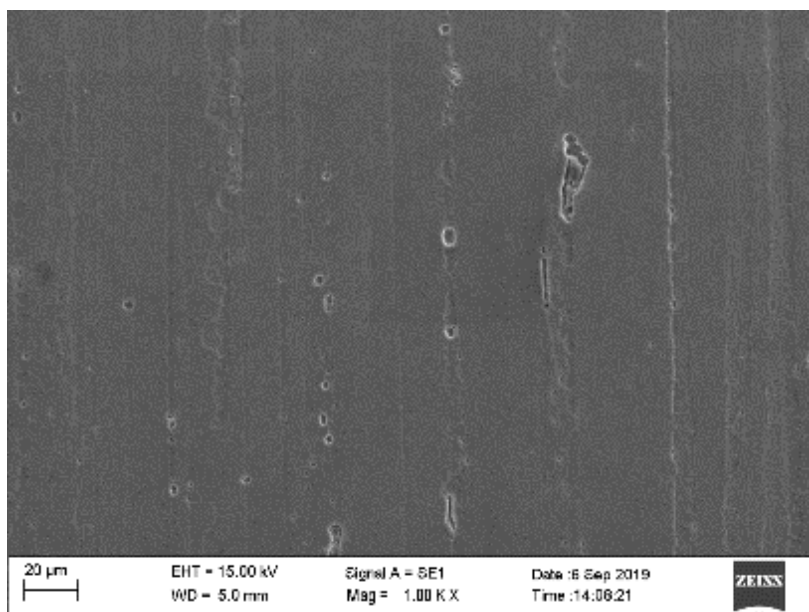
### 3 Hliníková slitina EN AW 7075



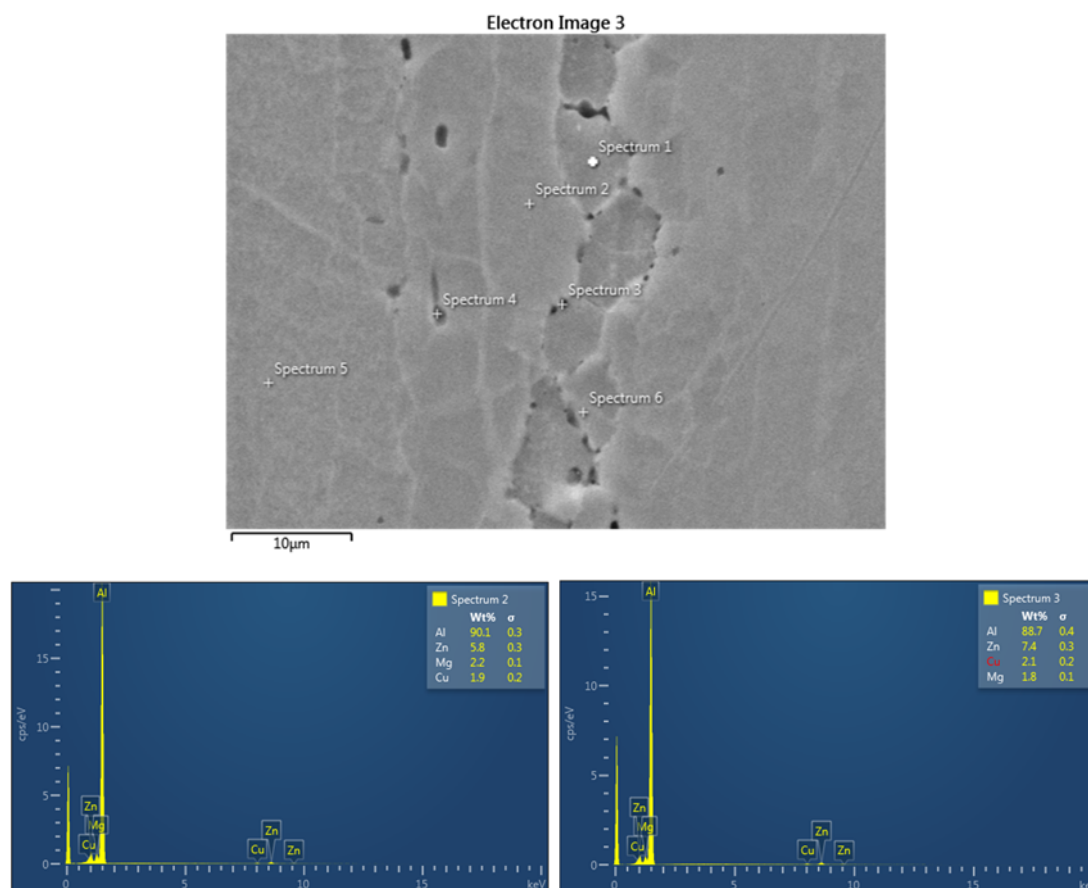
Obr. 11. 5: Podélný řez, hliníková slitina ENAW 7075.



Obr. 11. 6: Příčný řez, hliníková slitina ENAW 7075.



Obr. 11. 7: Řádkovací elektronová mikroskopie, příčný řez, hliníková slitina ENAW 7075.



Obr. 11. 8: Příčný řez, hliníková slitina ENAW 7075, EDS - lokální chemické složení částic (Spectrum 3) a matrice (Spectrum 2).

V podélných i příčných řezech bylo patrné vyřádkování mikrostruktury, viz Obr. 11. 5 a Obr. 11. 6. Mikrostruktura je tvořena pásy velmi jemných zrn tuhého roztoku. Na řádkovacím elektronovém mikroskopu byly patrné četné částice na hranicích těchto pásů, viz Obr. 11. 7 a Obr. 11. 8. V částicích byl detekován vyšší obsah zinku, než v matrici, pravděpodobně se jedná o částice MgZn<sub>2</sub>, viz Obr. 11. 8.

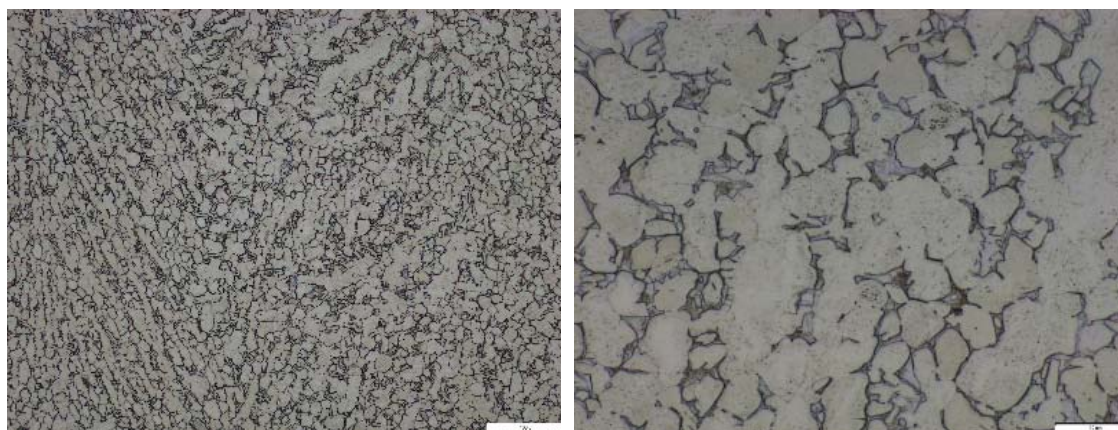
Tvrdoost byla v podélném i příčném řezu stejná, dosahovala hodnoty 151 HV 10, viz Tab. 11. 2.

Celkové chemické složení slitiny (v hmotnostních %): 5,8% Zn, 2,2% Mn, 1,9% Cu (zbytek Al).

Tab. 11. 2: Naměřená tvrdost HV 10 pro hliníkovou slitinu EN AW 7075.

Vzorek	1. vtisk	2. vtisk	3. vtisk	průměr
ENAW 7075 - příčný řez	151	151	151	151
ENAW 7075 - podélný řez	152	150	150	151

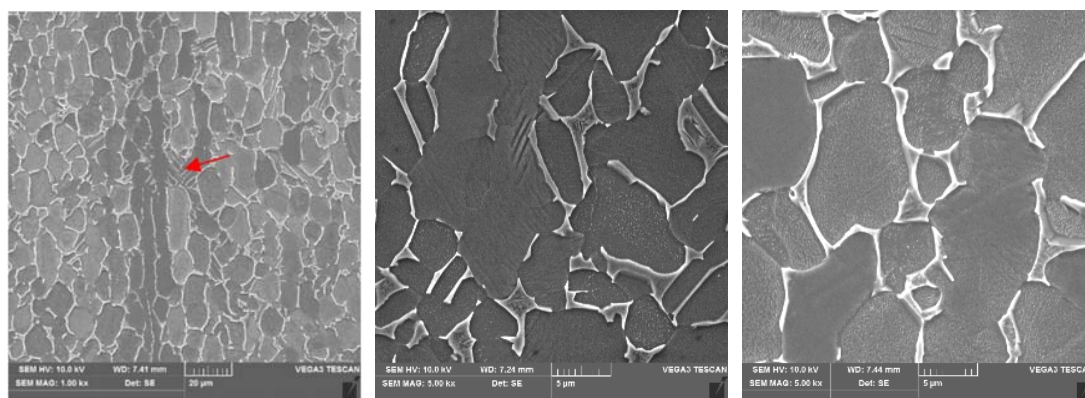
## 4 Titanová slitina Ti6Al4V



Obr. 11. 9: Podélný řez, titanová slitina Ti6Al4V.



Obr. 11. 10: Příčný řez, titanová slitina Ti6Al4V.



Obr. 11. 11: Řádkovací elektronová mikroskopie, příčný řez, titanová slitina Ti6Al4V.

Mikrostruktura je tvořena maticí  $\alpha$ -fáze a sekundární  $\beta$ -fáze vyloučenou ve formě tenkých útvarů po hranicích zrn  $\alpha$ -fáze, viz Obr. 11. 9 a Obr. 11. 10, a občasných oblastí s eutektickou lamelární strukturou, viz Obr. 11. 11.  $\beta$ -fáze má výrazně vyšší obsah vanadu, než  $\alpha$ -fáze a dosahuje v průměru 13.3%. Dále byl u  $\beta$ -fáze naměřen zhruba poloviční obsah Al a o 10% menší obsah Ti. Průměrná tvrdost v příčném směru je o 18 bodů HV vyšší, než v podélném směru a dosahuje hodnoty 323 HV 10, viz Tab. 11. 3.

Chemické složení slitiny v hmotnostních procentech: 6,6%Al, 3,5%V (zbytek Ti).

Tab. 11. 3: Naměřená tvrdost HV 10 pro titanovou slitinu Ti6Al4V.

Vzorek	1. vtisk	2. vtisk	3. vtisk	průměr
Ti6Al4V-vz01-TL4 - příčný řez	338	327	319	328
Ti6Al4V-vz02-TL4 - příčný řez	308	319	323	317
Ti6Al4V-vz01-TL4 - podélný řez	299	314	304	306
Ti6Al4V-vz02-TL4 - podélný řez	305	298	309	304

Datum vystavení: 29.9.2019

*Kučerová*

.....  
Doc. Ing. Ludmila Kučerová, Ph.D  
Vedoucí laboratoře

**Příloha č. 12:** Manuál k navržené softwarové aplikaci.

---



## Obsah

1. Úvod.....	i
2. Softwarové a hardwarové nároky pro chod aplikace.....	i
3. Instalace softwarové aplikace.....	i
4. Hlavní okno aplikace.....	v
5. Vstupní parametry.....	vi
6. Výstupní parametry.....	xiii

## 1 Úvod

Tato softwarová aplikace byla naprogramována a zkompileována v software Matlab 2012b 32bit a je přiložena na CD, které je součástí disertační práce.

## 2 Softwarové a hardwarové nároky pro chod aplikace

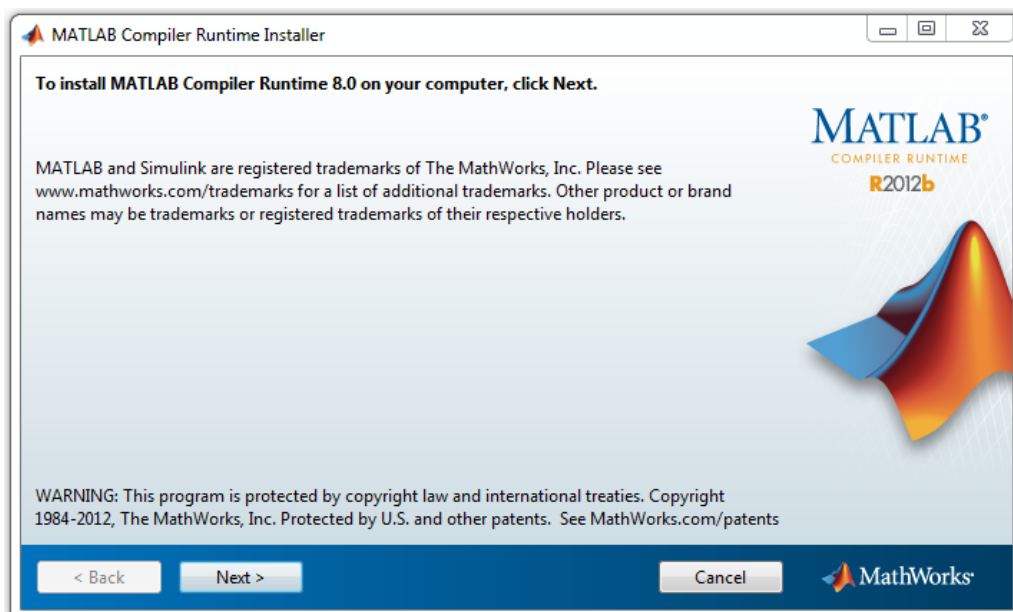
Tento software by měl být bez problému funkční na operačním systému Windows 7/8/8.1/10 ve 32 i 64bitové verzi. Otestována však byla tato aplikace pouze na operačním systému Windows 7/10. Naopak, aplikace není spustitelná na operačním systému macOS nebo Linux.

Není potřeba mít nainstalované žádné speciální software pro funkčnost této aplikace, až na „Matlab Compiler Runtime“, který v sobě obsahuje funkcionality Matlabu. Instalaci těchto funkcionalit bude věnována pozornost v následující kapitole.

Co se týče hardwarových požadavků, je požadováno 4 GB operační paměti a procesor o frekvenci 2 GHz. Aplikace by měla být spustitelná i na počítači o menší operační paměti a frekvenci, ale bylo by to velmi pomalé.

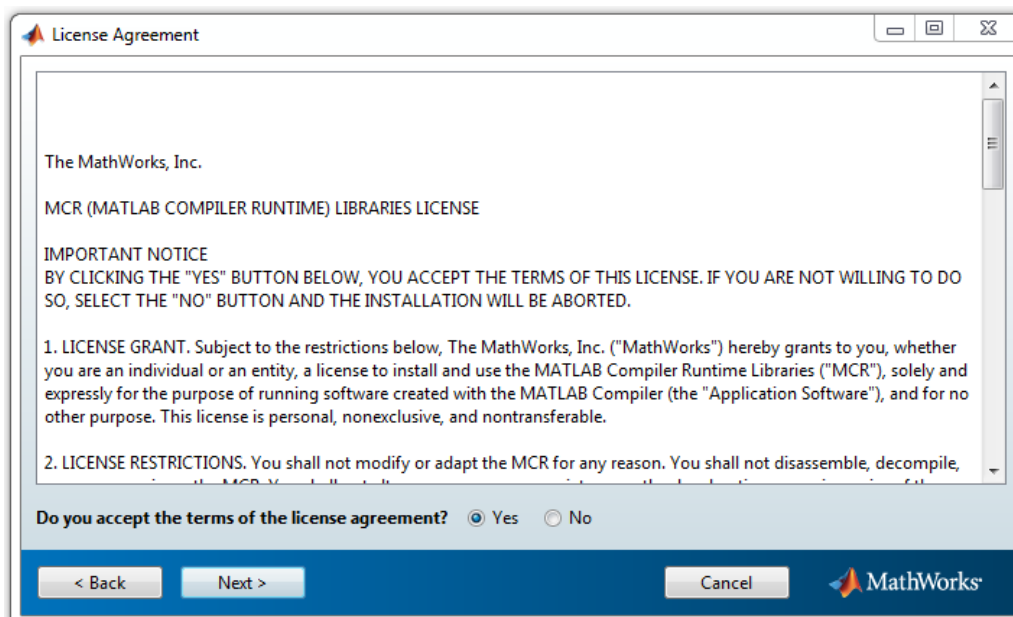
## 3 Instalace softwarové aplikace

Na přiloženém CD najdete spustitelný soubor „Calculator\_pkg.exe“. Ten si nahrajete na svůj počítač, například na plochu, do nějaké Vámi vytvořené složky, například „Calculator“. Pak ten soubor z Vašeho počítače spustíte. Po spuštění tohoto souboru Vám vyskočí okno pro instalaci „Matlab Compiler Runtime“, viz Obr. 12. 1, což je potřebné pro chod aplikace. Není to potřeba instalovat, pokud máte nainstalovaný Matlab 2012b. V tomto případě stačí kliknout na tlačítko „Cancel“.



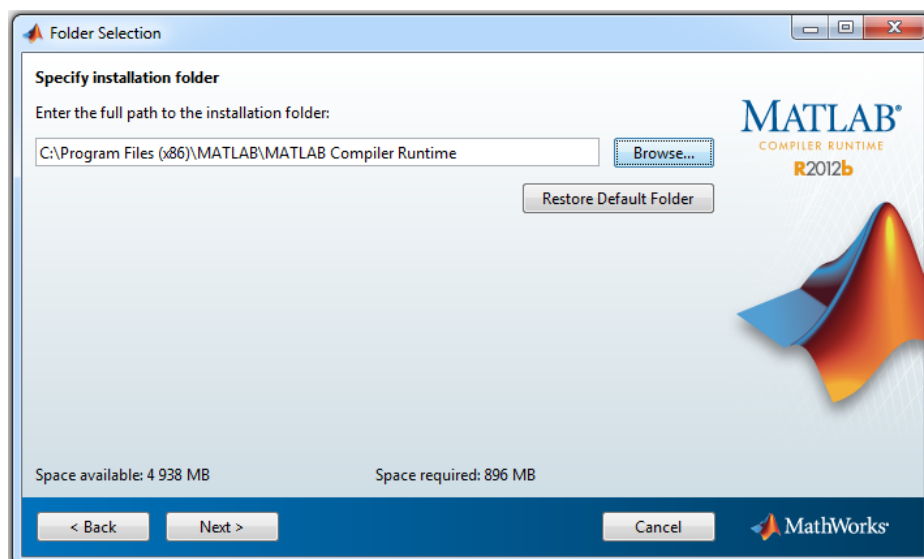
Obr. 12. 1: Okno s instalací Matlab Compiler Runtime.

Na výše uvedeném okně kliknete na tlačítko „Next“ a vyskočí Vám okno s akceptováním licenčních podmínek, viz Obr. 12. 2. Na tomto okně zaškrtnete políčko „Yes“, tedy že souhlasíte s licenčními podmínkami a kliknete na tlačítko „Next“.



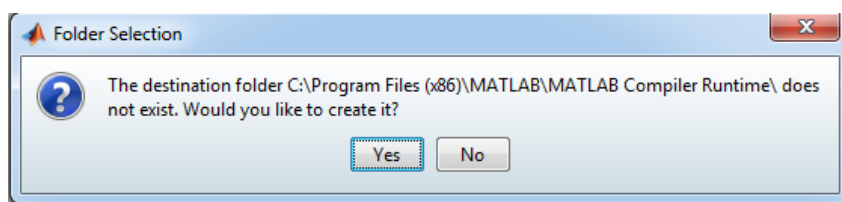
Obr. 12. 2: Okno s akceptováním licenčních podmínek.

Po stisknutí tlačítka „Next“ na předchozím okně vyskočí okno s výběrem složky, kam se má „Matlab Compiler Runtime“ nainstalovat, viz Obr. 12. 3. Je tam vždy defaultně uvedena složka v adresáři „C:\Program Files“ nebo „C:\Program Files (x86)“, kterou bych tam ponechal.



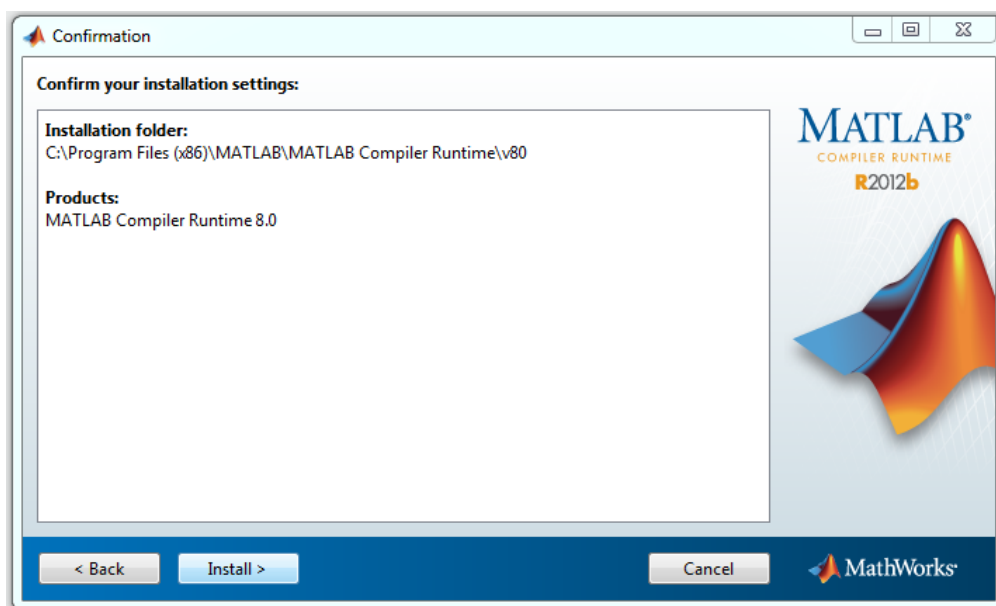
Obr. 12. 3: Okno s výběrem složky pro instalaci Matlab Compiler Runtime.

Po stisknutí tlačítka „Next“ v předchozím okně vyskočí informativní hláška, zda chceme složku „Matlab\Matlab Compiler Runtime“ ve složce „C:\Program Files (x86)“ vytvořit, viz Obr. 12. 4.



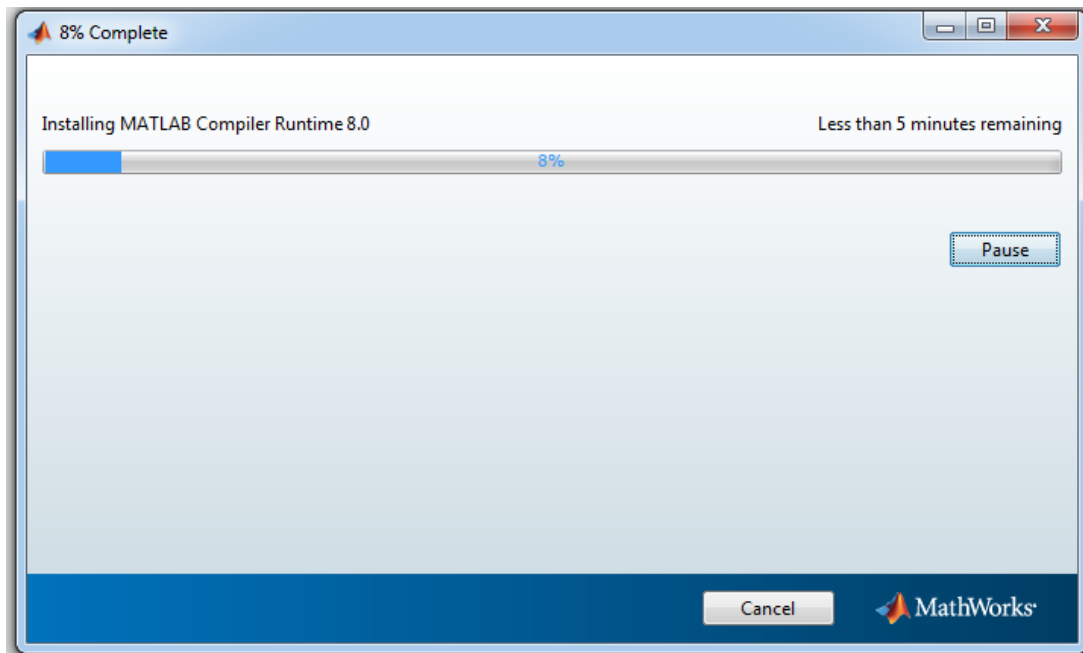
Obr. 12. 4: Informativní hláška, zda chceme složku neexistující složku vytvořit.

Po stisknutí tlačítka „Yes“ Vám vyskočí okno, ve kterém je shrnutí stavu, tedy že chcete produkt „Matlab Compiler Runtime 8.0“ instalovat do Vámi vybrané složky, viz Obr. 12. 5.



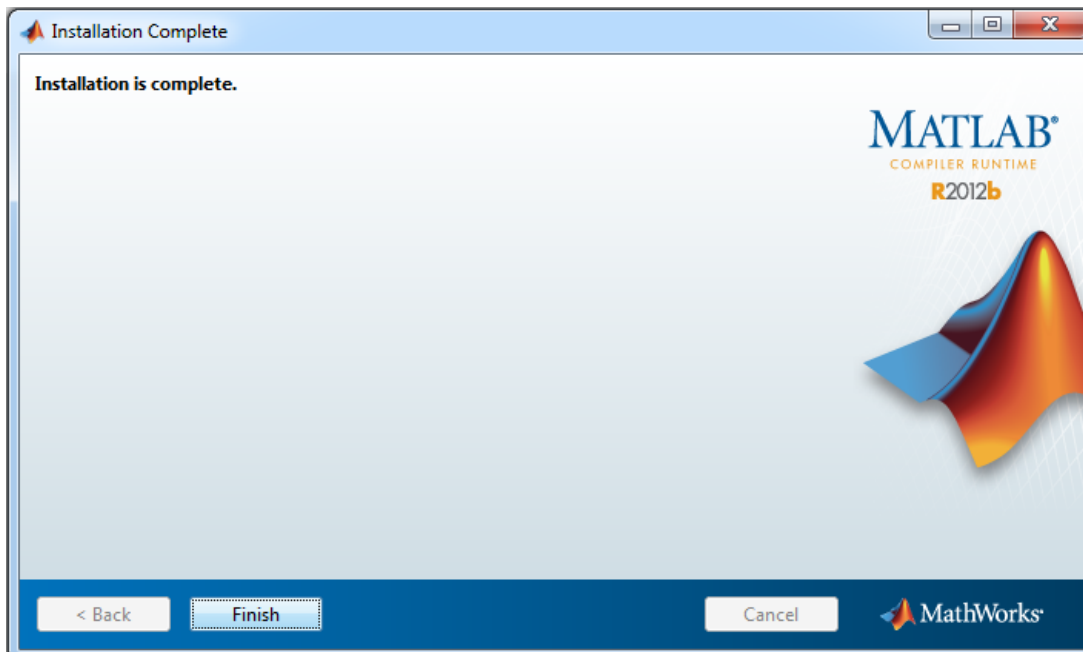
Obr. 12. 5: Potvrzovací okno se shrnutím, kam chceme produkt MCR 8.0 instalovat.

Po stisknutí tlačítka „Install“ se Vám začne instalovat MCR 8.0 do Vámi vybrané složky. Na následujícím okně je průběh instalace produktu, viz Obr. 12. 6.



Obr. 12. 6: Průběh instalace produktu MCR 8.0.

Po dokončení instalace vyskočí okno, že instalace byla dokončena a stačí kliknout na tlačítko „Finish“, viz Obr. 12. 7.

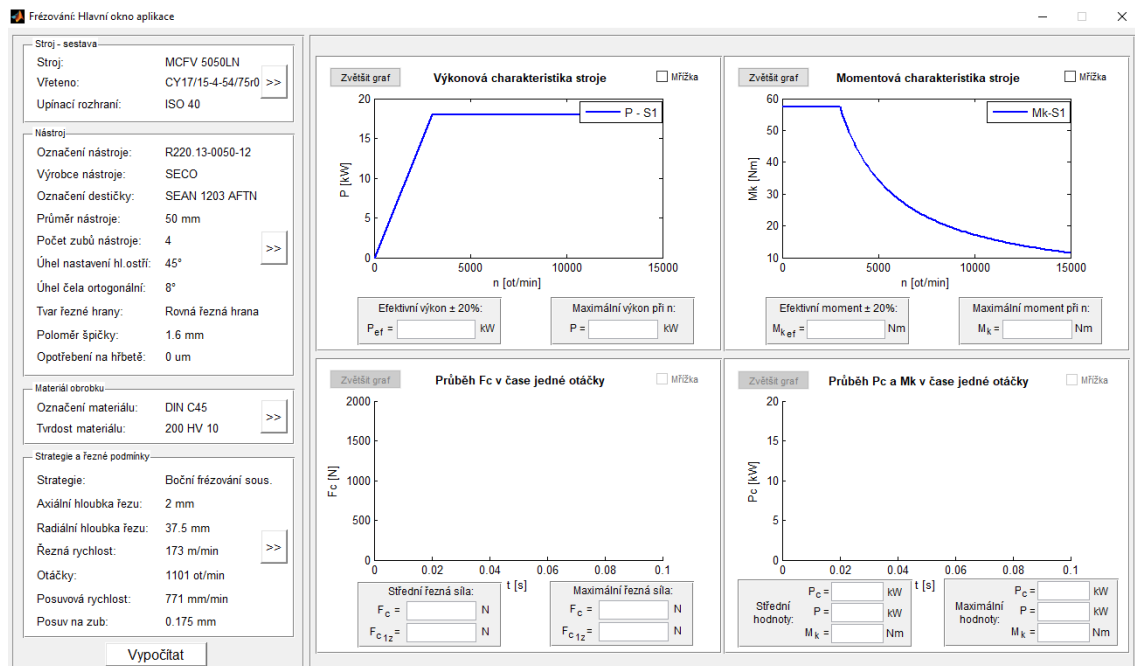


Obr. 12. 7: Okno oznamující ukončení instalace.

Poté přejděte do složky, kam jste nahráli soubor „Calculator\_pkg.exe“ a zde uvidíte další soubory, které se v této složce vytvořili. Samotné spuštění aplikace provedete spuštěním souboru „Calculator.exe“.

## 4 Hlavní okno aplikace

Po spuštění souboru „Calculator.exe“ se Vám zobrazí hlavní okno navržené softwarové aplikace, viz Obr. 12. 8.



Obr. 12. 8: Hlavní okno navržené softwarové aplikace.

Jak je vidět na výše uvedeném obrázku, hlavní okno aplikace je rozděleno do dvou částí. V první části na levé straně jsou vstupní parametry potřebné pro výpočet a v pravé části jsou výstupní parametry.

Mezi vstupní parametry navržené aplikace patří parametry: stroje, respektive sestavy stroje (stroj, vřeteno, upínací rozhraní), nástroje, materiálu obrobku a řezných podmínek.

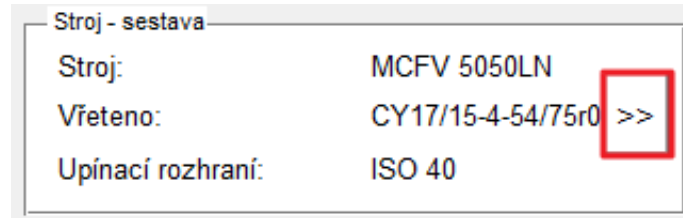
Mezi výstupní parametry patří aktuální, střední a maximální hodnoty řezné síly, řezného výkonu, příkonu a krouticího momentu. Dále mezi výstupní parametry aplikace patří efektivní hodnoty výkonu a krouticího momentu, které jsou zobrazeny ve vykreslených charakteristikách zvoleného stroje společně s odchylkou  $\pm 20\%$ . Posledními výstupní parametry aplikace jsou maximální hodnoty výkonu a krouticího momentu vřetene stroje při zvolených otáčkách. Tyto hodnoty jsou počítány pro aktuální režim (S1 nebo S6) a v případě režimu S6 je počítáno i zatížení vřetene (například:  $50\%$  u frézování 1 břitem do plného materiálu,  $25\%$  u frézování 1 břitem s poměrem  $a_e/D=0.5$ ).

Podmínkou je, že efektivní hodnota výkonu a krouticího momentu musí být menší než maximální hodnota výkonu a krouticího při zvolených otáčkách.

## 5 Vstupní parametry

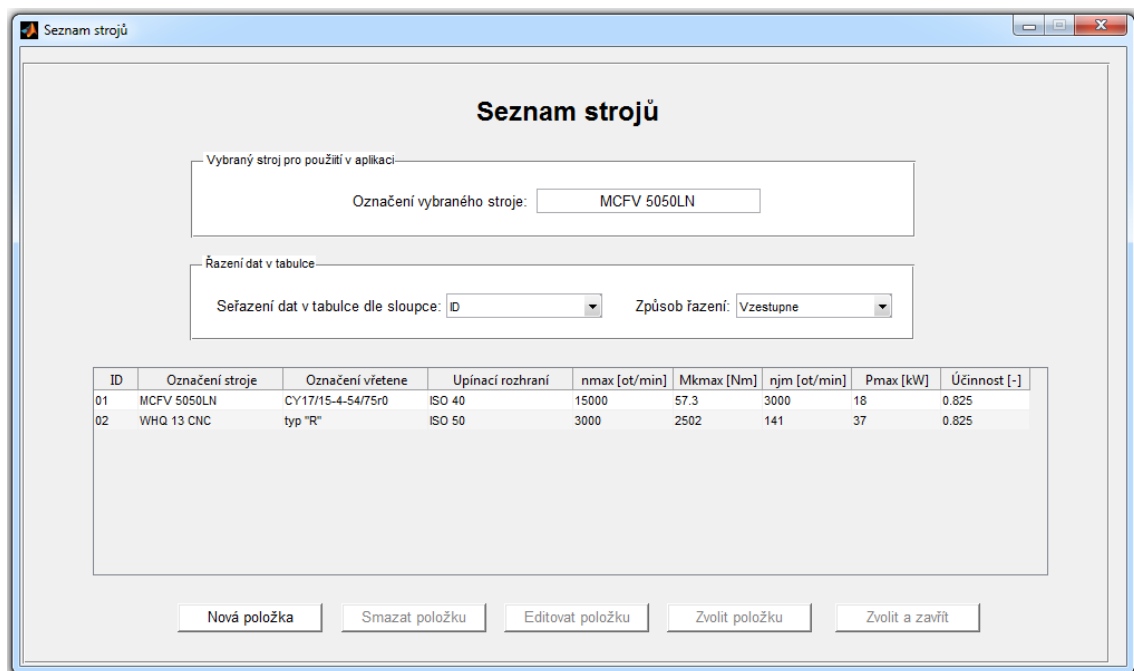
### 5.1 Parametry stroje

Mezi první vstupní parametry patří parametry stroje. Z hlavního okna aplikace se kliknutím na tlačítko „>>“ dostaneme do databáze strojů, viz Obr. 12. 9.



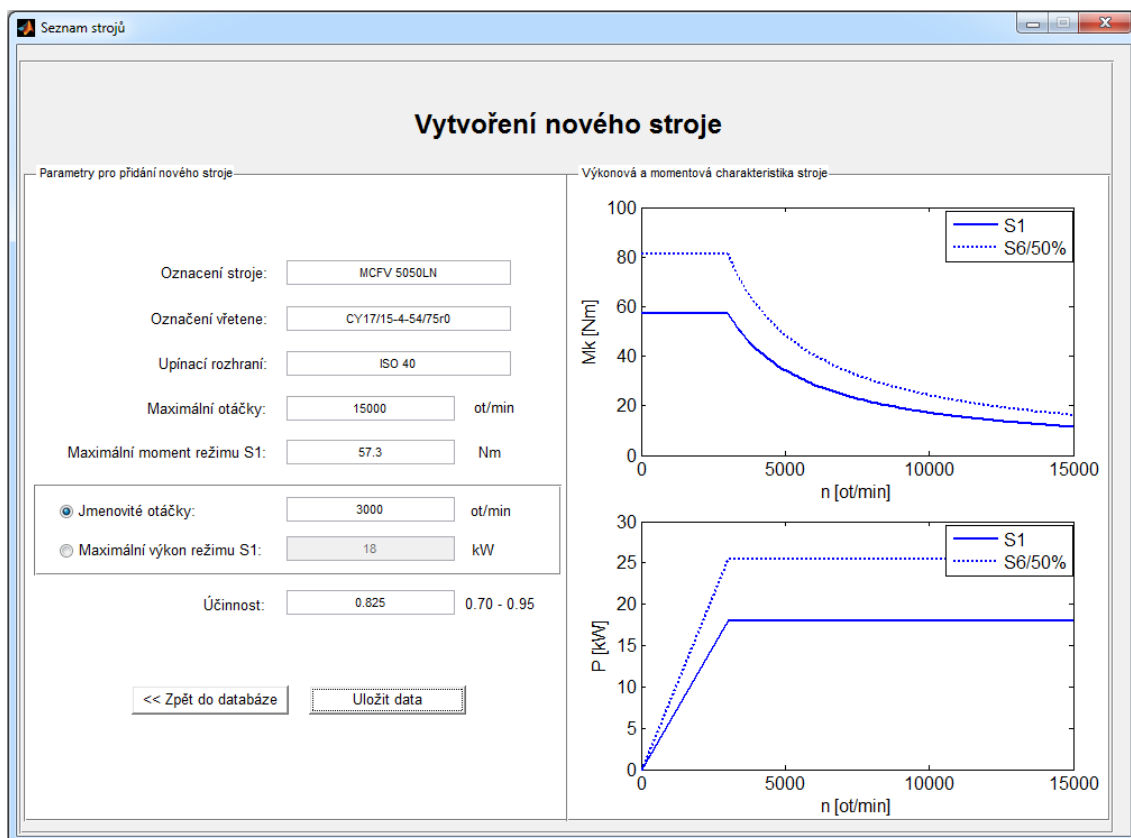
Obr. 12. 9: Parametry vybraného stroje v hlavním okně aplikace.

Hlavní okno se seznamem všech strojů je zobrazeno na Obr. 12. 10. Zde je možnost zvolit si již existující stroj pro použití v aplikaci nebo je možnost vybraný stroj editovat, smazat či přidat.



Obr. 12. 10: Okno aplikace se seznamem strojů v databázi.

Na Obr. 12. 11 je zobrazeno okno pro vytvoření nového stroje. Jak je vidět na tomto obrázku, mezi parametry stroje, které se vyplňují, patří: označení stroje, označení vřetene, upínací rozhraní. Tyto tři parametry mají pouze informativní charakter. Další parametry jsou potřebné k vykreslení charakteristik vřetene stroje a jsou to: maximální otáčky ( $n_{\max}$ ), maximální moment režimu S1 ( $M_{k\max}$ ). Dále je možnost zadat jmenovité otáčky ( $n_{jm}$ ) nebo maximální výkon režimu S1 ( $P_{\max}$ ) a ten druhý parametr se vždy dopočítá. Posledním parametrem je účinnost ( $\eta$ ), kterým se vypočítává hodnota příkonu.



Obr. 12. 11: Okno aplikace s vytvořením nového stroje.

Po zadání potřebných parametrů se na pravé části obrazovky vykreslí momentová a výkonová charakteristika vřetene stroje, a to pro režim S1 a S6 se zatížením vřetene 50 %.

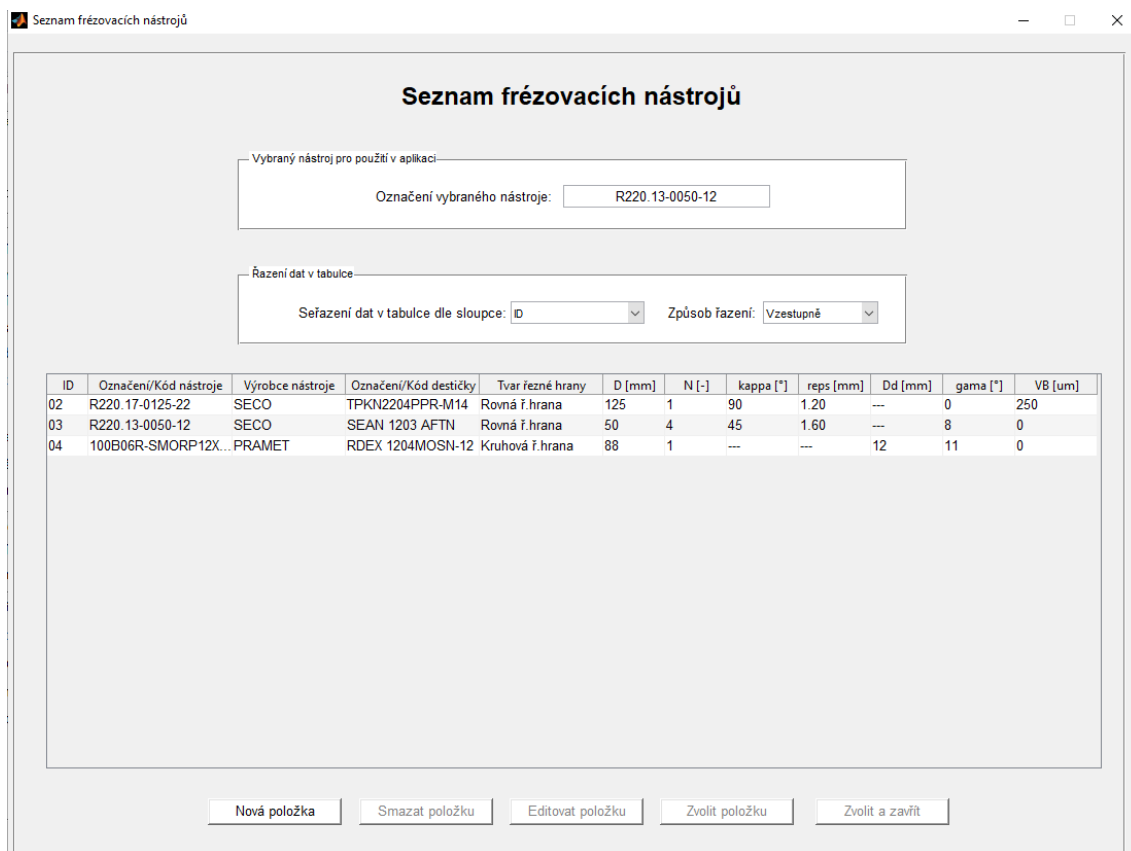
## 5.2 Parametry nástroje

Mezi další vstupní parametry patří parametry nástroje. Z hlavního okna aplikace se kliknutím na tlačítko „>>“ dostaneme do databáze nástrojů, viz Obr. 12. 12.

Nástroj	
Označení nástroje:	R220.13-0050-12
Výrobce nástroje:	SECO
Označení destičky:	SEAN 1203 AFTN
Průměr nástroje:	50 mm
Počet zubů nástroje:	4
Úhel nastavení hl.ostří:	45°
Úhel čela ortogonální:	8°
Tvar řezné hrany:	Rovná řezná hrana
Poloměr špičky:	1.6 mm
Opotřebení na hřbetě:	0 um

Obr. 12. 12: Parametry vybraného nástroje v hlavním okně aplikace.

Hlavní okno se seznamem všech nástrojů je zobrazeno na Obr. 12. 13. Zde je možnost zvolit si již existující nástroj pro použití v aplikaci nebo je možnost vybraný nástroj editovat, smazat či přidat.

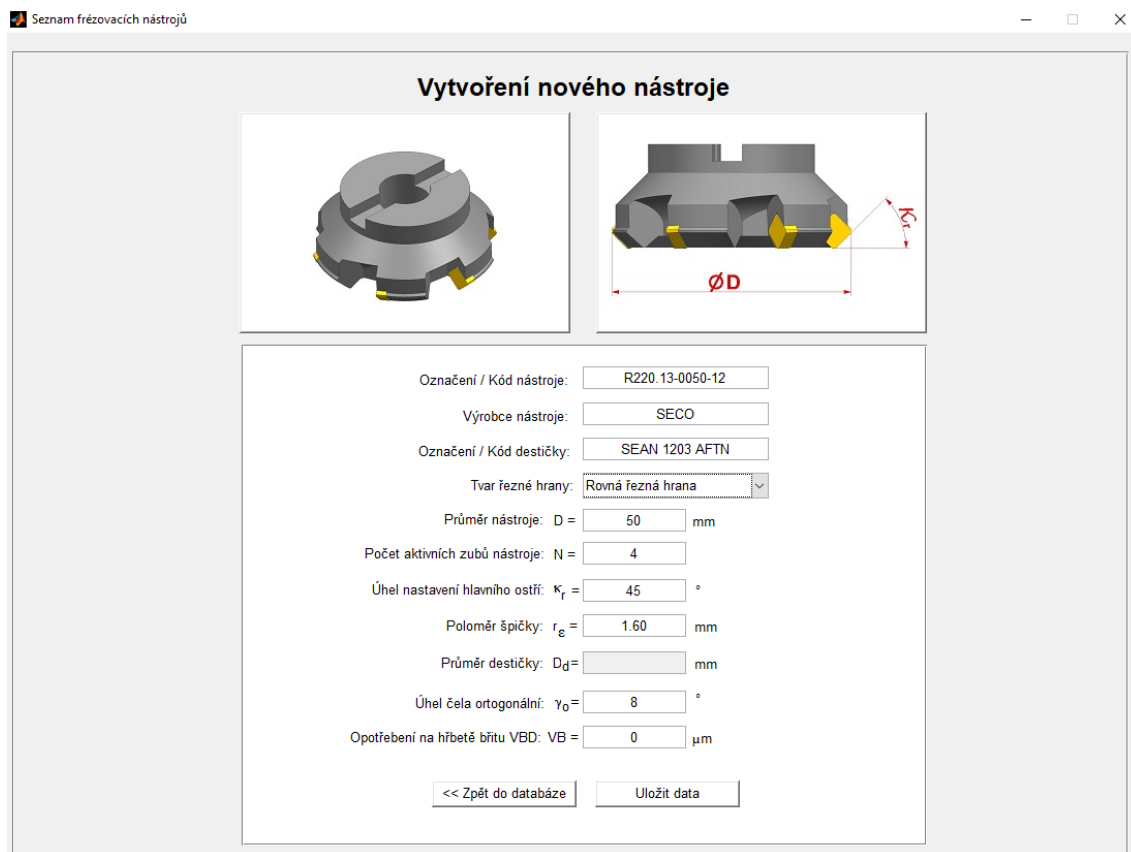


Obr. 12. 13: Okno aplikace se seznamem nástrojů v databázi.

Na Obr. 12. 14 je zobrazeno okno pro vytvoření nového nástroje. Jak je vidět na tomto obrázku, mezi parametry nástroje, které se zadávají, patří: označení nástroje, výrobce nástroje, označení destičky. Tyto tři parametry mají pouze informativní charakter. Další parametry jsou potřebné pro výpočet všech silových parametrů (řezná síla, řezný výkon, příkon, krouticí moment) a jsou to: tvar řezné hrany (rovná či kruhová řezná hrana), průměr nástroje (D), počet aktivních zubů nástroje (N), úhel nastavení hlavního ostří ( $\kappa_r$ ) a poloměr špičky ( $r_\epsilon$ ) u rovné řezné hrany, průměr destičky ( $D_d$ ) u kruhové řezné hrany, úhel čela ortogonální ( $\gamma_0$ ), opotřebení na hřbetě břitu VBD (VB).

Na obrázcích v okně aplikace jsou zobrazeny nástroje s okótovanými parametry nástroje. Kliknutím na tyto obrázky se zobrazí velké obrázky v novém okně.

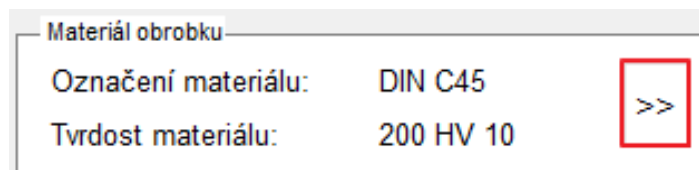




Obr. 12. 14: Okno aplikace s vytvořením nového nástroje.

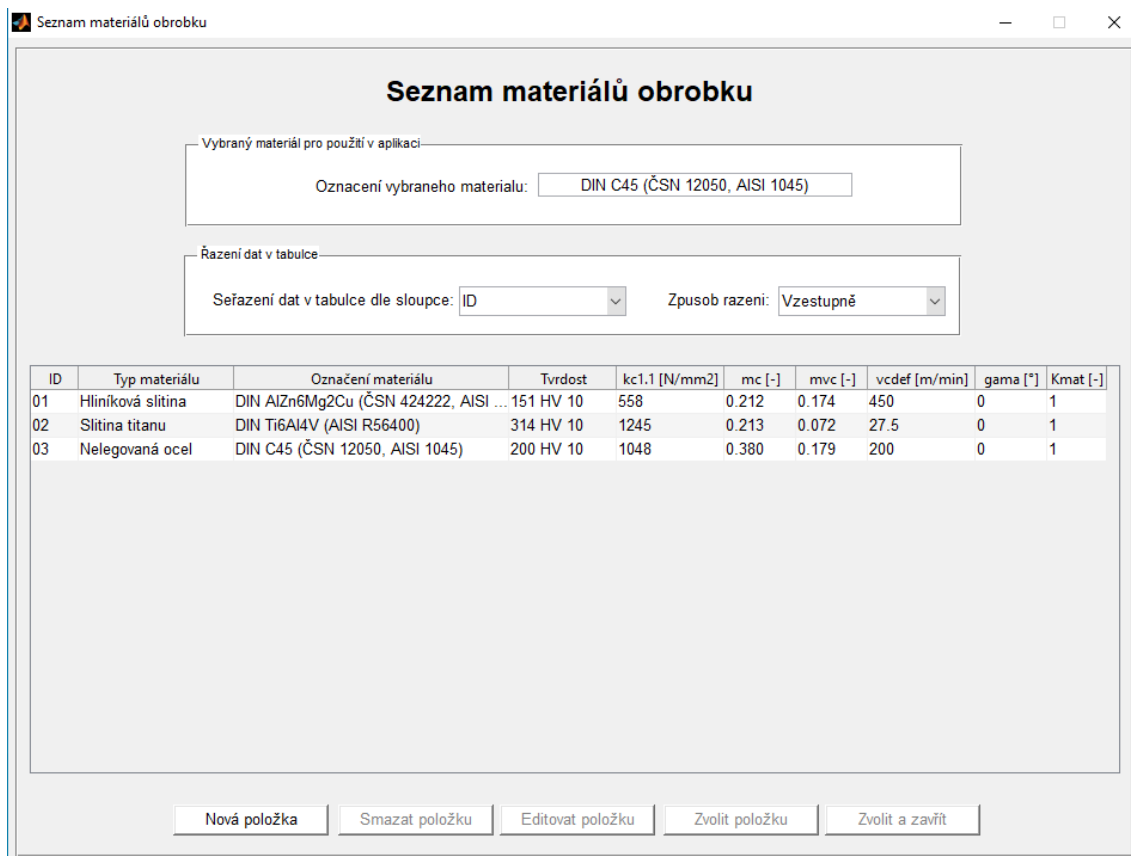
### 5.3 Parametry materiálu obrobku

Mezi další vstupní parametry patří parametry materiálu obrobku. Z hlavního okna aplikace, viz Obr. 12. 15, se kliknutím na tlačítko „>>“ dostaneme do databáze materiálů obrobku.



Obr. 12. 15: Parametry vybraného materiálu obrobku v hlavním okně aplikace.

Hlavní okno se seznamem všech materiálů obrobku je zobrazeno na Obr. 12. 16. Zde je možnost zvolit si již existující materiál obrobku pro použití v aplikaci nebo je možnost vybraný materiál editovat, smazat či přidat.



Obr. 12. 16: Okno aplikace se seznamem materiálů obrobku v databázi.

Na Obr. 12. 17 je zobrazeno okno pro vytvoření nového materiálu obrobku. Jak je vidět na tomto obrázku, mezi parametry materiálu, které se zadávají, patří: typ materiálu, označení materiálu, tvrdost materiálu. Tyto tři parametry mají pouze informativní charakter. Další parametry jsou potřebné pro výpočet všech silových parametrů a jsou to:  $k_{c1.1}$ ,  $m_c$ ,  $m_{vc}$ ,  $v_{cdef}$ , úhel čela ortogonální a opravný koeficient materiálu obrobku.

Červeně jsou vyznačeny parametry, které jsou nepovinné a jsou to: tvrdost materiálu a parametry pro výpočet:  $m_{vc}$ ,  $v_{cdef}$ . Pokud nezadáme tyto parametry ( $m_{vc}$ ,  $v_{cdef}$ ), bude se uvažovat pouze vztah bez vlivu řezné rychlosti. Uživatel si může tedy do této databáze zadat materiálové konstanty  $k_{c1.1}$ ,  $m_c$  z různých katalogů výrobců nástrojů nebo svoje experimentálně zjištěné konstanty.

Pokud jde o úhel čela ortogonální, jedná se v tomto případě o úhel čela nástroje, který byl použit pro získání materiálových konstant. Měrná řezná síla je pak na základě tohoto úhlu čela a úhlu čela nástroje, pro který chceme predikovat silové parametry, přepočítána. Hodnota úhlu čela nástroje, pro který chceme predikovat silové parametry, se zadává v okně s nástroji.

Obr. 12. 17: Okno aplikace s vytvořením nového materiálu obrobku.

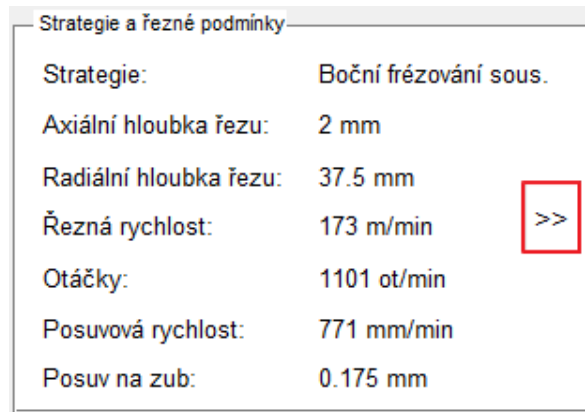
Pokud jde o opravný koeficient materiálu obrobku ( $K_{mat}$ ), je defaultně nastaven na hodnotu 1 pro všechny tři materiály. Pro příklad uvádím postup, jakým způsobem lze zadat hodnotu materiálu obrobku, a to pro ocel DIN C45. V kapitole 7.2.2 byl určen vztah pro opravný koeficient materiálu obrobku platný pro oceli, viz vztah:

$$K_{mat} = \left( \frac{R_{m1}}{640} \right)^{0.612}$$

Pro ocel DIN C45, jejíž materiálové konstanty byly získány v kapitole 5, byla naměřena tvrdost 200 HV 10. Dle převodní tabulky (viz příloha 9) tomu odpovídá mez pevnosti v tahu 640 MPa (číslo ve jmenovateli). Pokud chci tedy vypočítat silové parametry pro ocel DIN C45 s jinou mezí pevností, například s hodnotou 740 MPa, bude tomu dle výše uvedeného vztahu odpovídat hodnota opravného koeficientu materiálu obrobku 1.09. Tuto hodnotu bych zadal do pole na Obr. 12. 17.

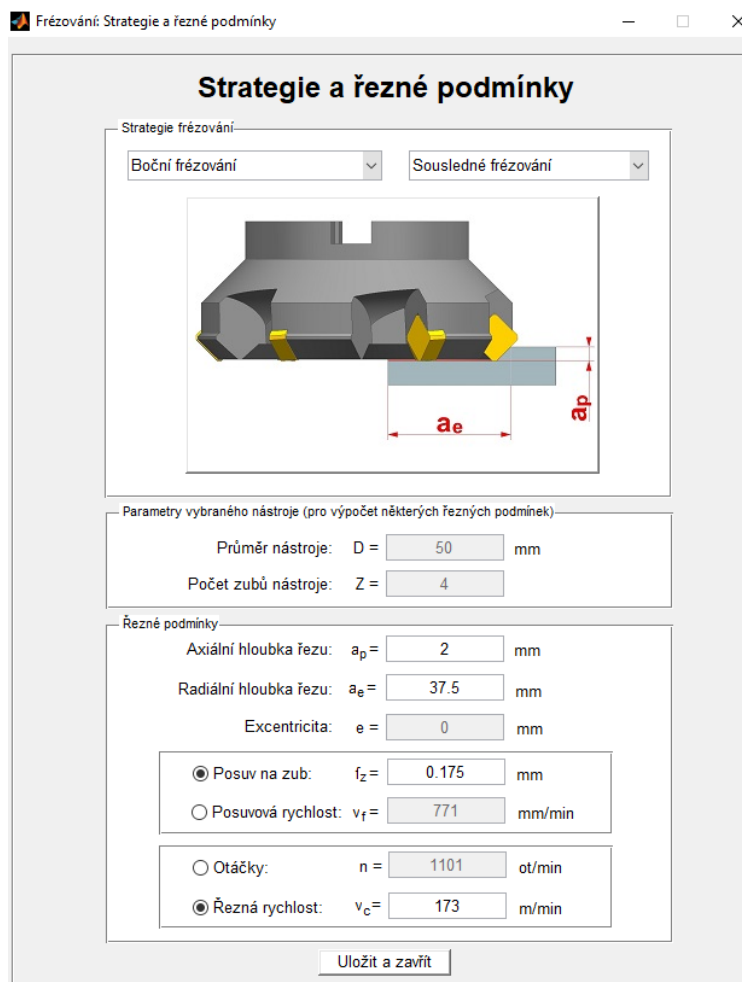
## 5.4 Parametry řezných podmínek

Mezi další vstupní parametry patří parametry řezných podmínek. Z hlavního okna aplikace, viz Obr. 12. 18, se kliknutím na tlačítko „>>>“ dostaneme do okna s nastavením řezných podmínek a výběru strategie frézování.



Obr. 12. 18: Zvolená strategie frézování a nastavené řezné podmínky v hlavním okně aplikace.

Okno s nastavením řezných podmínek a výběrem strategie frézování je zobrazeno na Obr. 12. 19.



Obr. 12. 19: Okno s výběrem strategie frézování a nastavením řezných podmínek.

Jak je vidět na předchozím obrázku, v první části okna se vybere strategie frézování. V levém rozbalovacím menu se vybere ze tří strategií: frézování do plného materiálu, čelní frézování, boční frézování. Při výběru bočního frézování je dále možnost zvolit si v pravém rozbalovacím menu, zda chceme sousledné či nesousledné frézování. U

frézování do plného materiálu se automaticky nastaví radiální hloubka řezu na hodnotu průměru nástroje. U čelního frézování se zaktivní parametr excentricita, který je u frézování do plného materiálu a bočního frézování neaktivní. Pokud zadáme u čelního frézování nulovou hodnotu excentricity, jedná se o symetrické frézování. Pokud zadáváme nenulovou hodnotu excentricity, jedná se o nesymetrické frézování.

Pod výběrem strategie je panel, kde jsou parametry vybraného nástroje, které jsou nutné pro výpočet některých řezných podmínek.

Pod panelem s parametry nástroje je panel s nastavením řezných podmínek. Zde se zadává axiální hloubka řezu, radiální hloubka řezu (pro případ bočního a čelního frézování) a excentricita (pro případ čelního frézování). Dále je možnost zadat buď posuv na zub, nebo posuvovou rychlost (při výběru jednoho parametru se ten druhý dopočítá). Dále je možnost zadat buď otáčky, nebo řeznou rychlost (při výběru jednoho parametru se ten druhý dopočítá). Právě pro dopočítání těchto parametrů je důležité znát výše uvedené parametry nástroje.

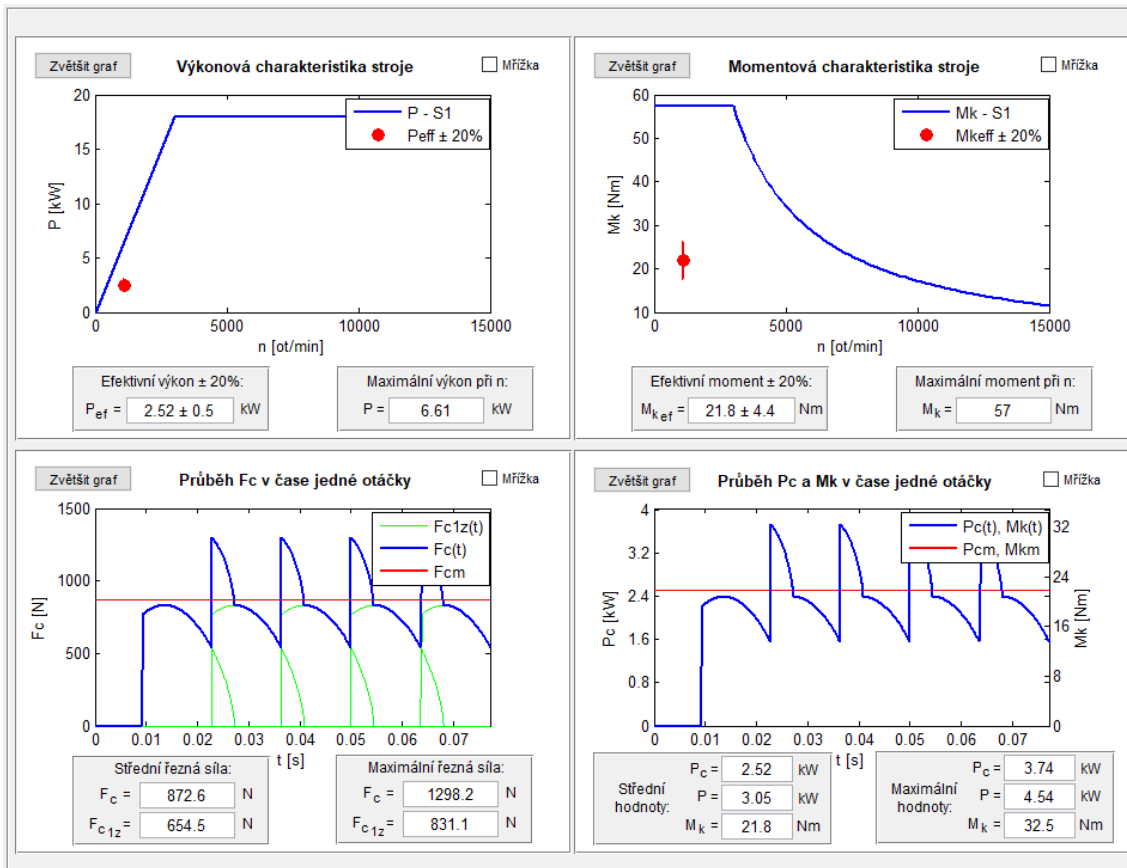
## 6 Výstupní parametry

Po nastavení všech vstupních parametrů je možnost vypočítat výstupní parametry. To provedeme kliknutím na tlačítko „Vypočítat“ v hlavním okně aplikace pod výpisem vstupních parametrů, viz Obr. 12. 20.

Stroj - sestava	
Stroj:	MCFV 5050LN
Vřeteno:	CY17/15-4-54/75r0 >>
Upínací rozhraní:	ISO 40
Nástroj	
Označení nástroje:	R220.13-0050-12
Výrobce nástroje:	SECO
Označení destičky:	SEAN 1203 AFTN
Průměr nástroje:	50 mm
Počet zubů nástroje:	4 >>
Úhel nastavení hl. ostří:	45°
Úhel čela ortogonální:	8°
Tvar řezné hrany:	Rovná řezná hrana
Poloměr špičky:	1.6 mm
Opotřebenění na hřbetě:	0 um
Materiál obrobku	
Označení materiálu:	DIN C45 >>
Tvrдость materiálu:	200 HV 10
Strategie a řezné podmínky	
Strategie:	Boční frézování sous.
Axiální hloubka řezu:	2 mm
Radiální hloubka řezu:	37.5 mm
Řezná rychlost:	173 m/min >>
Otáčky:	1101 ot/min
Posuvová rychlost:	771 mm/min
Posuv na zub:	0.175 mm
<b>Vypočítat</b>	

Obr. 12. 20: Vstupní parametry vybraného stroje, nástroje, materiálu obrobku a řezných podmínek společně s tlačítkem pro výpočet výstupních hodnot.

Po kliknutí na tlačítko „Vypočítat“ se v pravém panelu vykreslí průběhy řezné síly, řezného výkonu, příkonu a krouticího momentu v čase jedné otáčky, a to společně se středními a maximálními hodnotami pod jednotlivými grafy, viz Obr. 12. 21. Dále se ve výkonové a momentové charakteristice včetně stroje zobrazí efektivní hodnoty výkonu a krouticího momentu a jejich hodnoty se zobrazí pod jednotlivými charakteristikami, a to s odchylkou  $\pm 20\%$ . Dále se pod jednotlivými charakteristikami zobrazí maximální hodnoty výkonu a krouticího momentu včetně stroje při zadaných otáčkách pro konkrétní režim – režim S1 nebo režim S6 s určitým zatížením včetně.

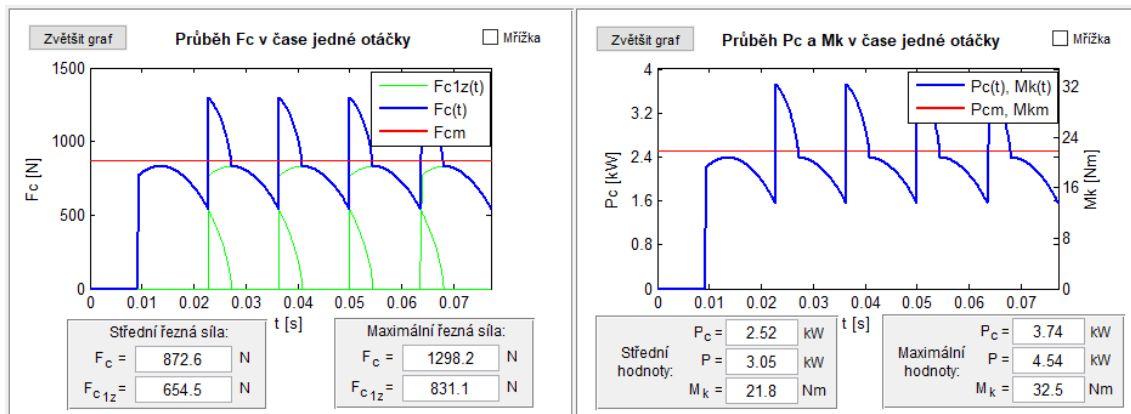


Obr. 12. 21: Panel s výstupními parametry pro strategii bočního frézování sousledného s parametry uvedenými na výše uvedeném obrázku.

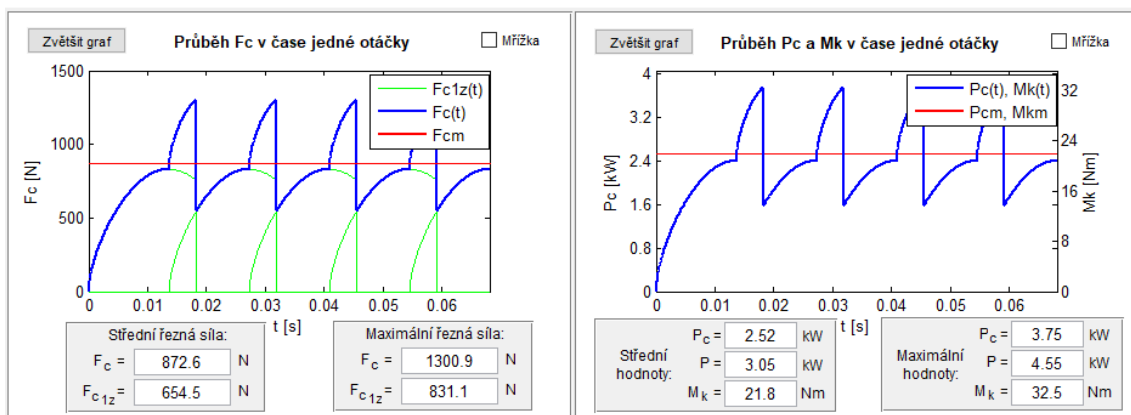
Pod průběhem řezné síly v čase jedné otáčky se zobrazuje střední a maximální hodnota řezné síly řezné síly za otáčku pro N zubů v záběru a rovněž i střední a maximální hodnota řezné síly za záběr pro 1 břit frézovacího nástroje.

Jak bylo řečeno u nastavení řezných podmínek, co se týče bočního frézování, je možnost zvolit si sousledné a nesousledné frézování. Střední i maximální hodnoty řezné síly, řezného výkonu i krouticího momentu jsou stejné pro obě tyto strategie frézování. Odlišné jsou však jejich průběhy. Na následujícím obrázku jsou pro příklad vykresleny průběhy řezné síly v čase jedné otáčky pro případ sousledného a nesousledného bočního frézování, a to pro parametry nástroje, materiálu a řezných podmínek uvedených na Obr. 12. 22.

### Boční frézování sousledné



### Boční frézování nesousledné



Obr. 12. 22: Porovnání sousledného a nesousledného bočního frézování.