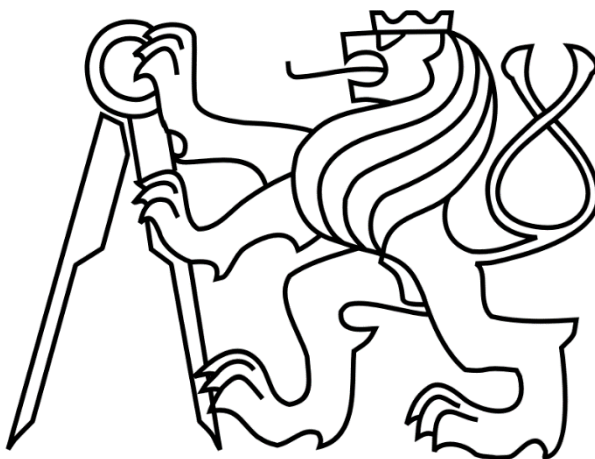


ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE

FAKULTA STROJNÍ

Ústav výrobních strojů a zařízení



Diplomová práce

Multiparametrický model řezných sil pro virtuální simulace obrábění

Bc. Jakub Ullrich

2023

1829

I. Personal and study details

Student's name: **Ullrich Jakub** Personal ID number: **483943**
Faculty / Institute: **Faculty of Mechanical Engineering**
Department / Institute: **Department of Production Machines and Equipment**
Study program: **Robotics and Production Machines**
Specialisation: **Production Machines**

II. Master's thesis details

Master's thesis title in English:

A multiparametric model of cutting forces for virtual machining simulations

Master's thesis title in Czech:

Multiparametrický model řezných sil pro virtuální simulace obrábění

Guidelines:

Cutting forces during machining depend on a number of parameters of the tool geometry and cutting conditions. The goal of the work is the design and verification of a simplified cutting force multiparametric model and its application for accurate predictions of machining errors during virtual machining. Structure: 1. Research approaches and methods to modeling and simulations of cutting forces and the use of process digital twins; 2. Analysis of existing multiparametric models of cutting forces; 3. Proposal of an innovative multiparametric model of cutting forces including the effect of cutting edge radius; 4. Implementation of the proposed model into the virtual machining simulation and a comparison of the simulation results with the measurement; 5. Application of the model for the prediction of static errors during machining.

Bibliography / sources:

- [1] LAŠOVÁ, V. Základy stavby obráběcích strojů. Západočeská univerzita v Plzni, Plzeň, 2012
- [2] ALTINTAS, Y. Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design. 2nd. New York: Cambridge University Press, 2012
- [3] ALTINTAS, Y., KERSTING, P., BIERMANN, D., BUDAK, E., DENKENA, B., & LAZOGLU, I. Virtual process systems for part machining operations. CIRP Annals, 63(2), 585–605, 2014.
- [4] ASTAKHOV, Viktor P. Cutting Force Modeling: Genesis, State of the Art, and Development. In: DAVIM, J. Paulo, ed. Mechanical and Industrial Engineering [online]. Springer International Publishing, 2022

Name and workplace of master's thesis supervisor:

Ing. Matěj Sulitka, Ph.D. Department of Production Machines and Equipment FME

Name and workplace of second master's thesis supervisor or consultant:

Mgr. Jiří Falta Department of Production Machines and Equipment FME

Date of master's thesis assignment: **14.04.2023** Deadline for master's thesis submission: **24.07.2023**

Assignment valid until: **24.09.2023**

Ing. Matěj Sulitka, Ph.D.
Supervisor's signature

doc. Ing. Petr Kolář, Ph.D.
Head of department's signature

doc. Ing. Miroslav Španiel, CSc.
Dean's signature

III. Assignment receipt

The student acknowledges that the master's thesis is an individual work. The student must produce his thesis without the assistance of others, with the exception of provided consultations. Within the master's thesis, the author must state the names of consultants and include a list of references.

Date of assignment receipt

Student's signature

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem svou diplomovou práci vypracoval samostatně a že jsem uvedl v příloženém seznamu veškeré použité informační zdroje v souladu s Metodickým pokynem o dodržování etických principů při přípravě vysokoškolských závěrečných prací, vydaným ČVUT v Praze 1. 7. 2009.

Nemám závažný důvod proti užití tohoto školního díla ve smyslu § 60 Zákona č.121/2000 Sb., o právu autorském, o právech souvisejících s právem autorským a o změně některých zákonů (autorský zákon).

V Praze dne 20.7.2023

.....

podpis

Poděkování

Tímto bych chtěl poděkovat svému vedoucímu diplomové práce panu Ing. Matěji Sulitkovi, Ph.D. a konzultantovi panu Mgr. Jiřímu Faltovi za odborné vedení diplomové práce, věnovaný čas, cenným radám a věcným připomínkám. Dále bych chtěl poděkovat Mgr. Barboře Hauptfleischové za uvedení do simulačního software MillVis, za ukázkou a zorientování se v jeho zdrojovém kódu a za pomoc s implementací vytvořeného modelu. Další poděkování patří Ing. Petru Fojtů, Ph.D. za provedení experimentu a zodpovězení všech dotazů k experimentům, které byly provedeny v minulých letech a jejichž data byla v práci využita. Dále děkuji panu Ing. Michalovi Stejskalovi za konzultaci k návrhu řezných podmínek a zprostředkování 3D skenování nástrojů i přesto, že ne vše z toho bylo v práci využito. Další poděkování patří Ing. Davidu Burianovi Ph.D. a Ing. Tomášovi Kratěnovi za zpřístupnění dat z měření.

Velké poděkování patří samozřejmě také mé rodině, za trpělivost a podporu během celého studia.

Anotace

Autor:	Bc. Jakub Ullrich
Název DP:	Multiparametrický model řezných sil pro virtuální simulace obrábění
Rozsah práce:	94 str., 86 obr., 9 tab.
Školní rok vyhotovení:	2022/2023
Škola:	ČVUT v Praze, Fakulta strojní
Ústav:	Ú12135 – Ústav výrobních strojů a zařízení
Vedoucí DP:	Ing. Matěj Sulitka, Ph.D.
Konzultant:	Mgr. Jiří Falta Mgr. Barbora Hauptfleischová
Zadavatel:	ČVUT FS
Využití:	Vazba na dlouhodobý vývoj prostředků pro simulace a prediktivní optimalizace NC obrábění.
Klíčová slova:	Digitální dvojče, řezné síly, řezné koeficienty, virtuální simulace obrábění, modelování řezných sil, predikce chyb obrábění
Anotace:	Diplomová práce se zabývá tvorbou multiparametrického modelu řezných sil, který dokáže zohlednit vliv poloměru ostří, a jeho následným využitím pro virtuální simulace obrábění. Řezné síly závisí na geometrii nástroje a řezných podmínkách mnoha fyzikálně provázanými parametry. V práci je představen postup pro zahrnutí těchto závislostí, které jsou předpokladem pro relevantní predikce směrového zatížení nástroje, jež budou ve závěrečné části práce využity pro predikci chyb obrábění vlivem statické deformace nástroje.

Annotation

Autor:	Bc. Jakub Ullrich
Title of master dissertation:	A multiparametric model of cutting forces for virtual machining simulations
Extent:	94 p., 86 fig., 9 tab
Academic year:	2022/2023
University:	CTU in Prague, Faculty of Mechanical Engineering
Department:	D12135 – Department of Production Machines and Equipment
Supervisor:	Ing. Matěj Sulitka, Ph.D.
Consultant:	Mgr. Jiří Falta Mgr. Barbora Hauptfleischová
Submitter of the Theme:	ČVUT FS
Application:	Link to long-term development of tools for simulation and prediction of machining outcome for optimization of NC code.
Key words:	Digital twin, cutting forces, cutting coefficients, virtual machining, modelling of cutting forces, prediction of machining errors
Annotation:	The master thesis deals with the creation of a multiparametric model of cutting forces that can take into account the effect of the cutting edge radius and its use for virtual machining simulations. Cutting forces depend on tool geometry and machining conditions by many physically interrelated parameters. A procedure for incorporating these dependencies into model is presented in this thesis. Correct inclusion of these dependencies in the model is prerequisite for relevant predictions of directional loads on tool, which will be used in the final part of the thesis to predict machining errors caused by static tool deformation.

Seznam použitých zkratek

CAD	Computer-aided design (počítačem podporované konstruování), touto zkratkou je myšlen software
CAM	Computer-aided manufacturing (počítačová podpora obrábění), touto zkratkou je myšlen software
CL data	Cutter Location data (data obsahující informace o žádané poloze nástroje vůči obrobku, které běžný řídicí systém neumí zpracovat)
CNC	Computer numerical control (číslicové řízení)
MKP	Metoda konečných prvků
NC kód	Někdy také G kód, jsou instrukce určené CNC obráběcímu stroji
P-Fr- η	Zkráceně souřadný systém (báze) popisující vektor řezné síly pomocí složky tlakové, třecí a úhlu toku třísky po čele nástroje
RMSE	Root-mean-square error (směrodatná odchylka chyby)
SMS	Souřadnicový měřicí stroj
TNB	Zkráceně souřadný systém tečná-normálová-binormálová složka řezných sil
Ú12135	Ústav výrobních strojů a zařízení Fakulty strojní, ČVUT v Praze
XYZ	Zkráceně souřadný systém ve směru X, Y a Z řezných sil

Seznam použitých veličin a symbolů

A_{ch}	[mm ²]	délka hrany vtisknutého příčného břitu vrtáku
A_D	[mm ²]	plocha průřezu třísky
A_E	[mm ²]	plocha průřezu elementu
b	[mm]	šířka třísky
D	[mm]	průměr frézy
E	[MPa]	Youngův modul pružnosti v tahu
F_b	[N]	binormálová (posuvová) složka řezné síly
$F_{b,j}(\phi_j(z))$	[mm]	aktuální hodnota binormálové složky řezné síly j-tého břitu
F_c	[N]	řezná síla (celková)
F_{frr}	[N]	třecí složka řezné síly (model „tlak-tření“)
F_G	[1]	vektor vnějšího zatížení v uzlech
F_{ch}	[N]	axiální síla od vtisku příčného břitu vrtáku
F_n	[N]	normálová (pasivní) složka řezné síly
$F_{n,j}(\phi_j(z))$	[mm]	aktuální hodnota normálové složky řezné síly j-tého břitu
F_p	[N]	tlaková složka řezné síly (model „tlak-tření“)
$F_q(\phi)$	[N]	aktuální hodnota q-té složky řezné síly
F_s	[N]	smyková síla
F_{THRUST}	[N]	přítláčná (axiální) síla při vrtání
F_t	[N]	tečná složka řezné síly
$F_{t,j}(\phi_j(z))$	[mm]	aktuální hodnota tečné složky řezné síly j-tého břitu
$F_{x,j}(\phi_j(z))$	[N]	aktuální hodnota řezné síly ve směru X od j-tého břitu
$F_{y,j}(\phi_j(z))$	[N]	aktuální hodnota řezné síly ve směru Y od j-tého břitu
$F_{z,j}(\phi_j(z))$	[N]	aktuální hodnota řezné síly ve směru Z od j-tého břitu
f_{ot}	[mm]	posuv na otáčku
f_z	[mm]	posuv na zub
G	[MPa]	modul pružnosti ve smyku
H_B	[1]	tvrdost materiálu ve stupnici Brinella
h	[mm]	tloušťka třísky
$h_j(\phi, z)$	[mm]	aktuální tloušťka třísky elementu j-tého břitu
h_m	[mm]	střední tloušťka třísky
h^*	[mm]	tloušťka třísky po deformaci
i	[rad]	úhel sklonu ostří v daném nekonečně malém elementu břitu vrtáku
J	[mm ⁴]	kvadratický moment průřezu
K_{bi}	[N · mm ⁻²]	i-tý řezný koeficient binormálové složky řezné síly
K_E	[1]	matice tuhosti elementu

K_G	[1]	globální matice tuhosti
K_{ni}	[N · mm ⁻²]	i-tý řezný koeficient normálové složky řezné síly
K_{ti}	[N · mm ⁻²]	i-tý řezný koeficient tečné složky řezné síly
k_c	[N · mm ⁻²]	měrný řezný odpor pro plochu odřezávané vrstvy 1 mm ²
k_{c11}	[N · mm ⁻²]	nominální měrný řezný odpor
k_s	[1]	opravný smykový součinitel dle Cowpera
k_β	[1]	přírůstek úhlu ϕ_j na změně axiální souřadnice z
l	[mm]	ujetá vzdálenost frézou
l_E	[mm]	délka elementu
M_k	[N · mm]	kroučící moment
N	[1]	počet břitů frézy
P_{ijkl}	[1]	obecně zapsaný parametr v členu polynomického rozvoje řezného koeficientu
q_c	[1]	materiálová konstanta určující vliv tloušťky třísky na změnu měrného řezného odporu
R^2	[1]	koeficient determinace
R_p	[mm]	neobrobený poloměr
R_ε	[rad]	rádus špičky soustružnického nože
$r(z)$	[mm]	vektor popisující řeznou hranu vrtáku
r_c	[1]	koeficient přechování třísky
r_p	[mm]	obráběný poloměr
v	[m · min ⁻¹]	řezná rychlost
w_{ijk}	[1]	obecně zapsaná váha parametru P_{ijkl} v polynomickém rozvoji řezného koeficientu
y_i	[1]	hodnota závisle proměnné
\hat{y}_i	[1]	hodnota regresního odhadu závisle proměnné
z	[mm]	axiální souřadnice elementu břitu frézy
$z_{j,max}$	[mm]	integrační konstanta, axiální souřadnice vyjetí břitu ze záběru
$z_{j,min}$	[mm]	integrační konstanta, axiální souřadnice zajetí břitu do záběru
α	[rad]	úhel čela nástroje
β_a	[rad]	úhel tření (v Merchantově diagramu)
γ	[rad]	úhel hřbetu nástroje
γ_d	[rad]	úhel mezi vektorem rychlosti a rovnoběžným vektorem s ostřím břitu
Δ	[mm]	deformace
η	[rad]	úhel toku třísky po čele nástroje
$\theta_{vr}(z)$	[rad]	aktuální hodnota úhlu mezi vektorem polohy elementu břitu a vektorem shodným s ostřím břitu
κ	[rad]	úhel nastavení při soustružení
κ_t	[rad]	úhel špičky vrtáku

λ	[rad]	úhel šroubovice pro frézy, úhel sklonu hřbetu pro soustružnické nože
ν	[1]	Poissonova konstanta
τ_s	[N · mm ⁻²]	napětí ve smykové rovině v oblasti primární plastické deformace
ϕ	[rad]	úhel natočení od počátku simulace ke spodnímu bodu referenčního břitu
ϕ_c	[rad]	úhel popisující smykovou rovinu (v Merchantově diagramu)
ϕ_{ex}	[rad]	integrační konstanta, úhel vyjetí břitu ze záběru
$\phi_j(z)$	[rad]	aktuální úhel popisující pozici elementu j-tého břitu
ϕ_p	[rad]	rozteč mezi břity frézy
ϕ_{st}	[rad]	integrační konstanta, úhel vyjetí břitu ze záběru
φ	[rad]	úhel natočení
φ_{ex}	[rad]	konec styku frézy s materiálem
$\varphi_{frkolem}$	[rad]	úhel udávající polohu frézy vůči obráběnému válci
$\varphi_{opasani}$	[rad]	úhel opásání frézy
φ_{st}	[rad]	počátek styku frézy s materiálem
ψ_c	[rad]	úhel mezi řezným břitem a příčným břitem
ω	[rad · s ⁻¹]	úhlová rychlost

Obsah

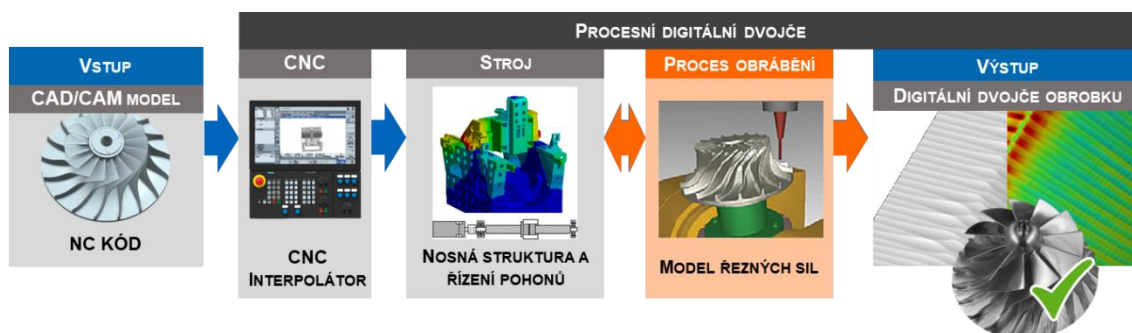
Seznam použitých zkratk	7
Seznam použitých veličin a symbolů	8
Obsah	11
1 Úvod	13
2 Cíl práce	14
3 Přístupy k modelování řezných sil	15
3.1 Analytické modely	15
3.2 Mechanistické modely	18
3.2.1 Kienzleho model.....	18
3.3 Empirické modely.....	20
4 Aplikace modelů na konkrétní obráběcí technologie	22
4.1 Aplikace modelů na soustružení.....	22
4.1.1 Kienzleho model aplikovaný na soustružení	22
4.1.2 Polynomický a lineární model aplikovaný na soustružení.....	23
4.1.3 Silové účinky na složeném tvarovém ostří	24
4.2 Aplikace modelů na frézování.....	25
4.2.1 Kienzleho model aplikovaný na frézování	27
4.2.2 Lineární model (Altintas) aplikovaný na frézování	28
4.2.3 Polynomický model aplikovaný na frézování.....	30
4.3 Modely aplikované na vrtání.....	31
4.3.1 Lineární model aplikovaný na vrtání.....	33
4.3.2 Další modely aplikované na vrtání	33
5 Dynamika procesu a stabilita obrábění	35
5.1 Vybuzené kmitání	35
5.2 Samobuzené kmitání	35
5.3 Mezní křivka stability.....	36
6 Digitální dvojče stroje pro simulace virtuálního obrábění	38
6.1 Digitální model stroje.....	39
6.2 Procesní digitální model pro predikci, optimalizaci nebo monitorování procesů 39	
7 Požadavky a data pro vývoj multiparametrického modelu řezných sil 42	
7.1 Požadavky na multiparametrický model.....	42
7.2 Experimentální data použitá k sestavení modelu.....	43
7.2.1 Měření řezných sil při soustružení	43
7.2.2 Měření řezných sil při frézování	46
8 Výzkum multiparametrického modelu řezných sil	49
8.1 Zohlednění vlivu poloměru ostří	50
8.2 Polynomické rozvoje řezných koeficientů	51
8.3 První lineární regrese a zjištění konstantních řezných koeficientů	52
8.3.1 Výběr členů do polynomických rozvojų.....	53

8.4	Druhá lineární regrese a zjištění váhy vybraných členů v rozvoji řezných koeficientů.....	55
8.5	Konvenční mechanistický model řezných sil.....	58
8.5.1	Konvenční mechanistický model řezných sil pro ocel	59
8.5.2	Elementární test konvenčního modelu řezných sil pro ocel	60
9	Model „tlak-tření“	62
9.1	Výběr členů do rozvoje řezných koeficientů oceli i duralu	63
9.2	Model „tlak-tření“ pro ocel.....	66
9.2.1	Elementární test modelu „tlak-tření“ pro ocel na frézování.....	68
9.3	Model „tlak-tření“ pro dural	70
9.3.1	Elementární test modelu „tlak-tření“ pro dural na frézování	71
9.4	Validace modelu „tlak-tření“ pro ocel na frézování kapes.....	72
9.4.1	Frézování kapsy do oceli.....	72
9.4.2	Implementace modelu „tlak-tření“ do simulací virtuálního obrábění	74
9.4.3	Porovnání predikce modelu a měření.....	74
10	Aplikace multiparametrického modelu na predikci statických chyb při obrábění	76
10.1	Experimentální data pro ověření předpokladu predikce statických účinků řezných sil.....	76
10.1.1	Frézování válcových kontur kruhovou interpolací do oceli	76
10.1.2	Měření statické tuhosti dvou nástrojů pro sestavení matice tuhosti stroje	77
10.1.3	Měření geometrických chyb obrobených válcových kontur.....	77
10.2	Náhrada nástroje 1D MKP nosníkem.....	78
10.3	Analytická simulace frézování válcových kontur.....	79
10.4	Porovnání výsledků predikce chyb přesnosti a měřeného povrchu	81
11	Závěr	83
	Seznamy.....	86
	Seznam použité literatury	86
	Seznam obrázků	89
	Seznam tabulek.....	92
	Seznam textových příloh.....	93
	Seznam elektronických příloh	94
	Seznam použitých software.....	94

1 Úvod

Ať už k výrobě dílu použijeme jakoukoli technologii, pokud jsou na dílu funkční povrchy se zvýšenými požadavky na přesnost a kvalitu povrchu, musíme tyto povrchy nakonec obrobit. Cesta od CAD modelu k finálnímu dílci je ale složitá, protože výslednou přesnost a jakost povrchu obrobku ovlivňuje mnoho faktorů. Těmito faktory jsou [40]:

- strategie generování drah a kvalita CL dat,
- nastavení interpolátoru a regulace pohonů,
- dynamické chování pohonů, nosné struktury a obrobku,
- setrvačné účinky hmot,
- samotný proces obrábění.



Obr. 1 Zjednodušené schéma procesního digitálního modelu s oranžově vyznačenou částí, kterou se tato diplomová práce zabývá [24]

Běžným postupem pro odladění NC kódu jsou zkušební testy, při kterých se vyrobí prototypový dílec, který může vykazovat chyby přesnosti a jakosti povrchu. Iteračně dochází k úpravě řezných podmínek, případně nastavení parametrů pohonů a některých parametrů CNC interpolátoru, dokud obrobek nebude vyhovovat. [24]

Alternativním postupem by bylo obrábění simulovat, abychom mohli NC kód odladit ve virtuální simulaci a nemuseli NC kód ladit fyzickým obráběním.¹ Účinným prostředkem pro predikci výsledků obrábění je procesní digitální model (bude vysvětleno v kapitole 6). Pomocí této predikce jsme schopni NC kód iteračně ladit, aniž bychom „obsadili“ fyzický CNC stroj [24].

Pro spolehlivou predikci výsledku obrábění je potřeba dílčí vlivy správně popsat matematickými modely. Jedním z těchto vlivů je samotný řezný proces a působení řezných sil na nástroj (viz obr. 1). Při zatížení nástroje dochází k jeho deformaci, resp. k odtlačení nástroje, což má za následek obrábění ve vychýlené poloze. Správnou predikci velikosti řezných sil lze kromě zjištění výkonového zatížení stroje ještě využít i ke zpřesnění predikcí výsledku obrábění.

¹ Ladění NC kódu při fyzickém obrábění je časově náročné, stroj v této fázi nevyrobí, opotřebovávají se nástroje a spotřebovává se materiál.

2 Cíl práce

Ne všechny modely řezných sil jsou dostatečně vhodné pro komplexní simulace obrábění s predikcí přesnosti, jakosti a výkonnosti obrábění. Jedním z důvodů je např. omezený rozsah řezných podmínek, kdy pro obrábění s proměnným posuvem nestačí jeden model, ale bylo by jich potřeba sestavit a použít více. Dalším důvodem je např. popis pouze jedné ze složek řezné síly (Kienzleho model) atd.

Prvním cílem diplomové práce je provedení rešerše současných přístupů k modelování a simulaci řezných sil, včetně jejich aplikace na konkrétní technologie obrábění a využití digitálních dvojčat.

Následně na základě provedené rešerše bude navržen multiparametrický model všech složek řezných sil, který:

- Dokáže zahrnout vliv geometrie nástroje a řezných podmínek. Tímto vznikne jeden univerzální model s širokým rozsahem vstupních parametrů, proto se model nazývá multiparametrický.
- Zohlední vliv poloměru ostří, protože ve výzkumné činnosti Ústavu výrobních strojů a zařízení, Fakulty strojní, ČVUT v Praze (dále jako Ú12135) se poloměr ostří projevil jako nezanedbatelný parametr, který ovlivňuje velikost řezných sil. Vzhledem k tomu, že reálné nástroje nejsou dokonale ostré, neměl by být poloměr ostří zanedbán.
- Bude možné jej naintegrovat na libovolný břit, aby bylo možné model použít na jakémkoli nástroji, čímž ho bude možné aplikovat jak na soustružení, tak na frézování. Současně s touto podmínkou bude model implementovatelný do virtuálních simulací obrábění.

Vytvořený model bude implementován do stávajícího řešení simulací virtuálního obrábění. Díky této implementaci bude model validován na fyzickém obrábění s reálnými nástroji.

Validovaný model bude aplikován na predikci procesní statické chyby obrábění, která je způsobena deformací (odtlacením) nástroje. K této deformaci dochází v důsledku působení řezných sil na nástroj. Při této příležitosti bude ověřen předpoklad, zda lze tuto predikci provést pouze s pomocí střední řezné síly.

3 Přístupy k modelování řezných sil

Pravděpodobně první vztah pro výpočet řezných sil byl publikován v roce 1858 v knize „Machine-Building Materials and their Processing“ od F. K. H. Wieba [9]. Přepisem Wiebeho vztahu do dnešního značení získáme známý vztah:

$$k_c = \frac{F_t}{A_D} \quad (3.1)$$

kde konstanta k_c představuje podle Wieba jedinou postačující vlastnost materiálu obrobku, pomocí které lze vypočítat řeznou sílu F_t , a to vynásobením plochou průřezu třísky A_D . [9]

Od té doby vznikl velký počet teorií, metod a přístupů k popisu řezné síly a využití jejich poznatků k modelování řezného procesu. V současné době se hlavně využívají:

- Analytické modely
- Mechanistické modely
- Empirické modely

Numerické metody (např. metoda konečných prvků) jsou samostatnou kategorií. Nejedná se o modely, ale o jejich simulace. Na pozadí těchto metod běží konstitutivní modely, které popisují materiálové vlastnosti, chování deformací a energetické bilance. Využívají vyvinuté modely řezných sil pomocí přístupů z kapitoly 3.

3.1 Analytické modely

Analytický přístup vyjadřuje řeznou sílu jako funkci průřezu třísky za využití řezných koeficientů. Historicky bylo s tímto přístupem představeno několik teorií, ale dnes se pod pojmem „analytické modelování“ obvykle rozumí přístup, jehož základ položil Armarego v roce 1967. Přístup vychází ze znalosti teorie ortogonálního obrábění. Popis řezných sil pro ortogonální obrábění však není v praxi přímo použitelný, protože reálný proces obrábění nelze popsat pouze v 2D rovině. Vzhledem ke geometrii a pohybu nástroje vůči obrobku je proces popsatečný pouze v prostoru – proces se nazývá volné obrábění. [2][3][9]

Pro vyjádření velikosti řezných sil při ortogonálním obrábění se vychází z oblasti primární plastické deformace, kde je zavedeno zjednodušení, že deformace probíhají v nekonečně tenké smykové rovině. Zavedením úhlu ϕ_c mezi vektorem pohybu a smykovou rovinou lze vyjádřit smykovou sílu F_s jako

$$F_s = F_c \cdot \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha) \quad (3.2)$$

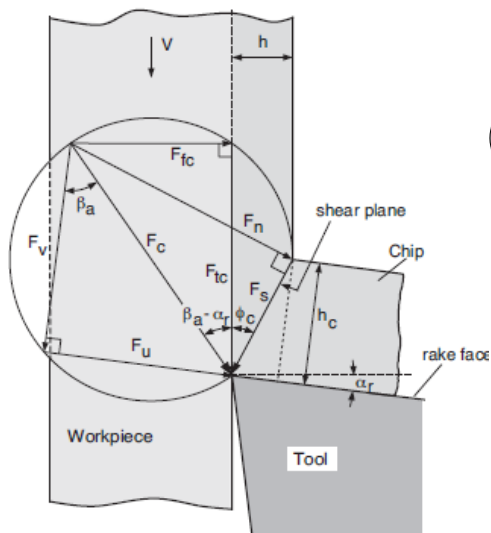
kde F_c je celková řezná síla, β_a úhel tření a α úhel čela.

Při předpokladu rovnoměrného rozložení napětí ve smykové rovině bude smykové napětí τ_s

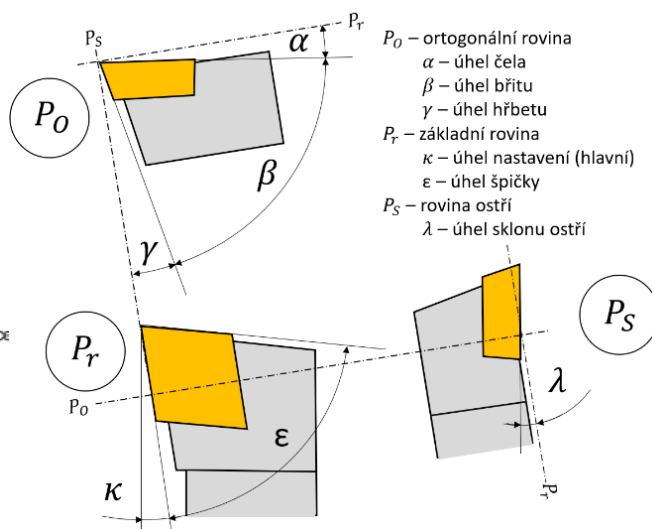
$$\tau_s = \frac{F_s}{A_D} \quad (3.3)$$

Proměnná F_s v rovnici 3.3 je smyková síla a A_D je průřez třísky.

$$A_D = b \frac{h}{\sin \phi_c} \quad (3.4)$$



Obr. 2 Merchantův diagram řezných sil pro ortogonální obrábění [2]



Obr. 3 Geometrie nástroje (dodržováno značení zahraniční literatury, např. [2])

Po dosazení rovnic 3.2 a 3.3 do rovnice 3.4 a vyjádření smykové síly F_s získáme vztah:

$$F_s = \tau_s b \frac{h}{\sin \phi_c} \quad (3.5)$$

Z rovnice 3.5 a geometrických závislostí z obr. 2 lze vyjádřit celkovou řeznou sílu F_C :

$$F_C = \frac{F_s}{\cos(\phi_c + \beta_a - \alpha)} = \tau_s b h \frac{1}{\sin(\phi_c) \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha)} \quad (3.6)$$

Z celkové řezné síly mohou být dále vyjádřeny složky řezné síly F_t v tečném směru a F_b v binormálovém směru:

$$\begin{aligned} F_t &= F_C \cos(\beta_a - \alpha) \\ F_b &= F_C \sin(\beta_a - \alpha) \end{aligned} \quad (3.7)$$

Dosazením rovnice 3.6 do rovnic 3.7 lze vztahy rozepsat:

$$\begin{aligned} F_t &= bh \left[\tau_s \frac{\cos(\beta_a - \alpha)}{\sin(\phi_c) \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha)} \right] \\ F_b &= bh \left[\tau_s \frac{\sin(\beta_a - \alpha)}{\sin(\phi_c) \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha)} \right] \end{aligned} \quad (3.8)$$

Část v hranaté závorce v rovnicích 3.8 je tzv. měrný řezný odpor [2][7][8].

$$\begin{aligned} K_{tc} &= \tau_s \frac{\cos(\beta_a - \alpha)}{\sin(\phi_c) \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha)} \\ K_{bc} &= \tau_s \frac{\sin(\beta_a - \alpha)}{\sin(\phi_c) \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha)} \end{aligned} \quad (3.9)$$

Pro výpočet měrných řezných koeficientů je nutné znát úhel smykové roviny ϕ_c a třecí úhel β_a . Třecí úhel β_a je závislý na obráběném materiálu, materiálu nástroje a použité řezné kapalině. Výpočet úhlu smykové roviny ϕ_c je stále součástí výzkumu a nelze jej efektivně a s dostatečnou přesností analyticky vypočítat. Experimentálně však lze změřit složky řezných sil F_f a F_t a určit koeficient pěchování třísky r_c . Ze znalosti makro-mechaniky ortogonálního obrábění lze rovnicemi 3.10, 3.11, 3.12 a 3.13 vypočítat úhly ϕ_c , β_a a smykové napětí τ_s . [2][7][8]

$$r_c = \frac{h}{h^*} \quad (3.10)$$

kde h je původní tloušťka, která u ortogonálního soustružení odpovídá posuvu a h^* je tloušťka deformované třísky.

$$\phi_c = \tan^{-1} \frac{r_c \cos \alpha}{1 - r_c \sin \alpha} \quad (3.11)$$

$$\beta_a = \alpha + \tan^{-1} \frac{F_f}{F_t} r_c = \frac{h_0}{h} \quad (3.12)$$

$$\tau_s = \frac{\sqrt{F_t^2 + F_b^2} \cos(\phi_c + \beta_a - \alpha)}{b \frac{h}{\sin \phi_c}} \quad (3.13)$$

Vyjádřené proměnné lze dosadit do rovnic 3.9 a výsledné řezné síly zapsat jako:

$$\begin{aligned} F_t &= (K_{tc}h + K_{te})b \\ F_b &= (K_{fc}h + K_{fe})b \end{aligned} \quad (3.14)$$

Koeficienty tření K_{te} a K_{be} byly přidány Armaregem [9] z důvodu, že tření nezávisí na tloušťce třísky, ale na použitých materiálech, řezné kapalině a opotřebením břitu nástroje. Všechny tyto koeficienty jsou stanoveny experimentálně pro konkrétní řezné podmínky, geometrii nástroje a materiál obrobku. Důvodem je rozdílné chování neznámých veličin ϕ_c , τ_s a β_a při různých tloušťkách třísky h , řezné rychlosti v a úhlu čela α . Ačkoliv se tyto parametry

explicitně v rovnici nenachází, jsou implicitně vyjádřeny v řezných koeficientech. [2][3][7][8]

V další fázi se složky řezných sil transformují (např. podle Armarega) z ortogonálního obrábění do obrábění volného. [5]

Nevýhodou analytických modelů je nutnost provedení většího množství experimentů, které jsou náročné na měřicí aparaturu a schopnost správně určit koeficient pěchování třísky. Výhodou je však rychlost výpočtu a již existující databáze naměřených a vypočtených neznámých z experimentů z ortogonálního obrábění. [2][3][8][9]

3.2 Mechanistické modely

Mechanistický přístup k modelování vyjadřuje řeznou sílu jako funkci průřezu třísky za využití řezných koeficientů, podobně jako analytický přístup. Rozdíl je v postupu stanovení řezných koeficientů. Pro mechanistický model lze na rozdíl od analytického přístupu vycházet z obecných záběrových podmínek při vázaném řezání, není nutno zajistit pouze ortogonální řezání. Řezné koeficienty jsou pak zjištěny přímo z experimentálních dat pomocí lineární regrese.

Složky řezných sil lze přímo vyjádřit například jako:

$$\begin{aligned} F_t &= (K_{tc}h + K_{te})b \\ F_n &= (K_{nc}h + K_{ne})b \\ F_b &= (K_{fc}h + K_{fe})b \end{aligned} \quad (3.15)$$

kde řezné koeficienty K_{tc} , K_{nc} , K_{bc} , K_{te} , K_{ne} , K_{be} jsou stanoveny lineární regresí z naměřených experimentálních dat (viz obr. 5 nahoře) pro konkrétní geometrii nástroje, řezné podmínky a použité materiály. Tyto parametry ovlivňující velikost a průběh řezných sil nejsou v rovnicích explicitně vyjádřeny – jsou implicitně vyjádřeny v empiricky stanovených řezných koeficientech. [3]

Třecí členy modelu K_{te} , K_{ne} , K_{be} z rovnice 3.15 pro mechanistický model mají stejný význam jako u analytických modelů. Jsou schopny zahrnout vlivy tření, které nezávisí na tloušťce třísky, ale na použitých materiálech, řezné kapalině, opotřebení břitu nástroje, případně velikosti poloměru ostří.

Vzhledem k tomu, že model může mít různý matematický předpis a metoda vychází čistě z průběhu velikosti složek řezné síly v závislosti na tloušťce třísky h , vzniklé empirické závislosti nemusí mít nutně fyzikální význam.

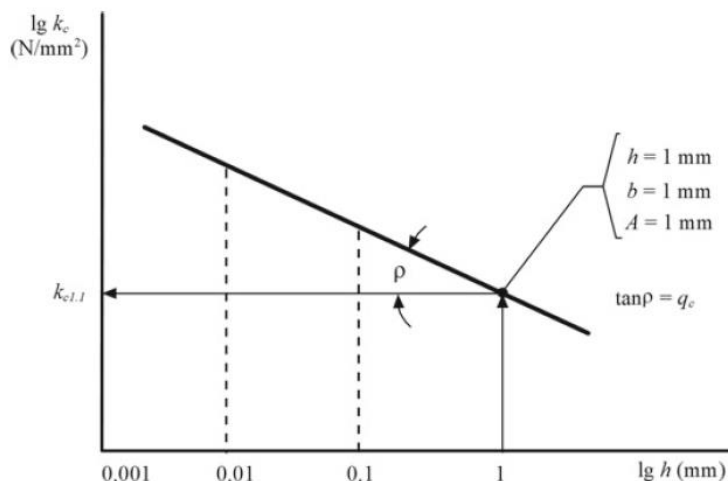
3.2.1 Kienzleho model

Kienzleho model je speciální případ mechanistického modelu, který používá veličinu pojmenovanou jako měrný řezný odpor, někdy označovaný jako měrná řezná síla. Měrný řezný odpor se označuje k_c a je popsán jako poměr tečné složky

řezné síly F_t vůči ploše odřezávané vrstvy, která odpovídá průřezu třísky A_D . Tečnou složku řezné síly lze pak vyjádřit jako:

$$F_t = k_c A_D \quad (3.16)$$

Velikost měrného řezného odporu k_c závisí se zápornou mocninou na tloušťce třísky h . Tato závislost je po převedení do logaritmických souřadnic lineární. [3][9]



Obr. 4 Závislost k_c na tloušťce třísky h v logaritmických souřadnicích [9]

Po provedení lineární regrese v logaritmických souřadnicích na naměřených experimentálních hodnotách a následném odlogaritmování lze koeficient k_c vyjádřit

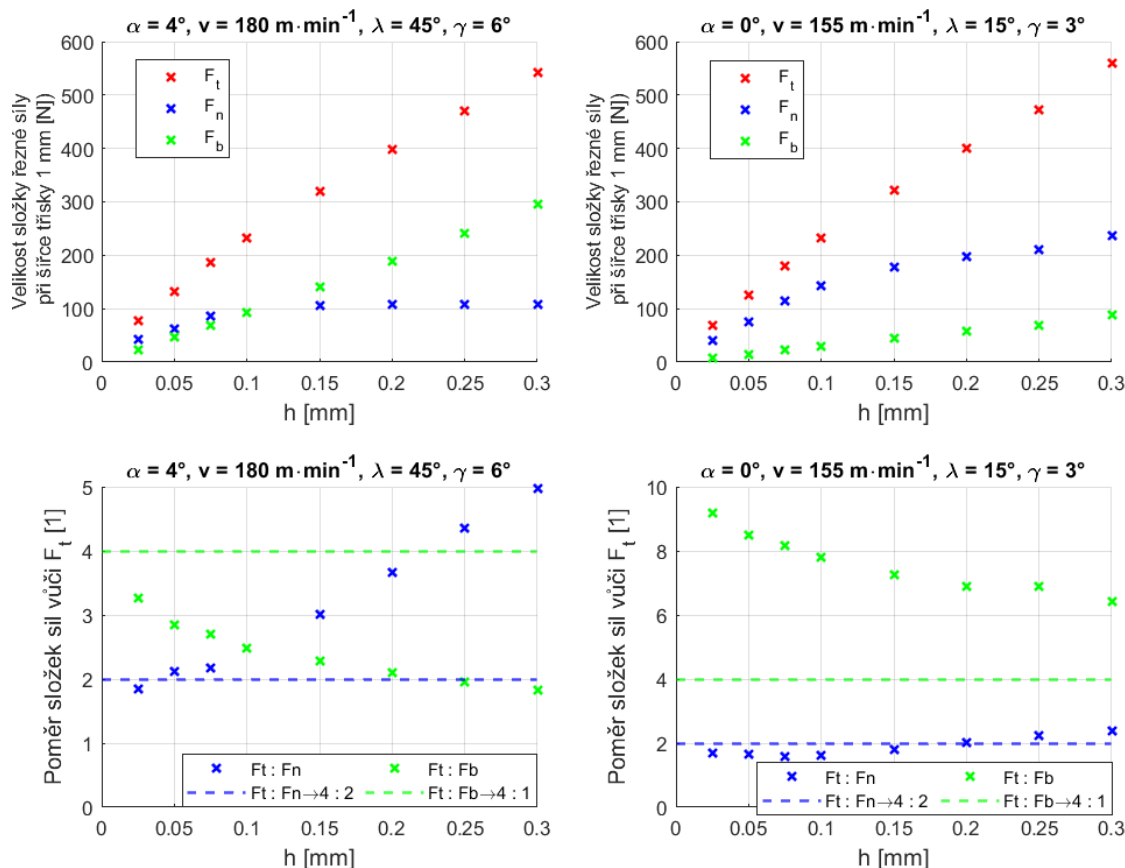
$$k_c = k_{c11} h_m^{-q_c} \quad (3.17)$$

kde k_{c11} je nominální měrný řezný odpor, h_m střední tloušťka třísky a q_c bezrozměrný koeficient vyjadřující intenzitu změny měrného řezného odporu v závislosti na tloušťce třísky.[3][9]

$$F_t = k_c h b = k_{c11} h_m^{1-q_c} b \quad (3.18)$$

Výhodou použití Kienzleho modelu pro výpočet řezné síly je především dostupnost nominálního měrného řezného odporu k_{c11} přímo v katalogích výrobců nástrojů (pro konkrétní typ nástroje a druh obráběného materiálu). Tím odpadá nutnost provádět experimenty k získání neznámých konstant.

Nevýhodou této metody je však snížená přesnost a rozdílné hodnoty konstant k_{c11} a q_c u různých výrobců nástrojů pro nástroje se shodnou geometrií. Zároveň velkým nedostatkem této metody je to, že se získává pouze tečná složka řezné síly F_t . Ostatní složky se určují z přibližných poměrů mezi jednotlivými složkami F_t , F_n a F_b . Tyto poměry však nemusí být při různých tloušťkách třísky konstantní a nejsou univerzální pro jakoukoli geometrii břitu (viz obr. 5). [3]



Obr. 5 V naměřených datech z [28] lze vidět neshodu s konstantním učebnicovým poměrem složek řezné síly složek $F_t : F_n : F_b = 4 : 2 : 1$ (čárkované čáry reprezentují poměry). Porovnání naměřených složek řezných sil v závislosti na tloušťce třísky pro dvě různé geometrie, vztaženo na šířku třísky 1 mm (nahore).

3.3 Empirické modely

Empirické modely jsou specifické tím, že popisují velikost složek řezné síly pro konkrétní technologické aplikace. Tyto modely zahrnují parametry, které mají největší vliv na velikost sil. [4][10]

Empirický vztah pro složky řezné síly při frézování se zahrnutím hloubky řezu a_p , posuvu na zub f_z a řezné rychlosti v je zapsán jako:

$$\begin{aligned} F_t &= K_{F_t} a_p^{X_{F_t}} f_z^{Y_{F_t}} v^{Z_{F_t}} \\ F_n &= K_{F_n} a_p^{X_{F_n}} f_z^{Y_{F_n}} v^{Z_{F_n}} \\ F_b &= K_{F_b} a_p^{X_{F_b}} f_z^{Y_{F_b}} v^{Z_{F_b}} \end{aligned} \quad (3.19)$$

Kde $K_{F_t}, K_{F_n}, K_{F_b}, X_{F_t}, X_{F_n}, X_{F_b}, Y_{F_t}, Y_{F_n}, Y_{F_b}, Z_{F_t}, Z_{F_n}$ a Z_{F_b} jsou empirické konstanty zjištěné experimentálně.

Nevýhodou tohoto přístupu je malá variabilita, protože jednotlivé složky řezných sil nelze touto metodou vyjádřit jako přírůstky. Nelze tedy oproti předchozím

metodám tento model integrovat na libovolný břit a tím ho využít pro různé technologie obrábění.

Naopak, koeficienty je třeba získat z experimentu na konkrétní technologii a model aplikovat pouze na tuto technologii (soustružení, čelní frézování apod.). Druhá významná nevýhodou tohoto přístupu vyplývá z postupu stanovení konstant. Pro získání konstant se využívá jednofaktorový plán². Při tomto postupu je nutné provést velký počet experimentů a zároveň pro přiměřenou přesnost modelu omezit rozsah vybraných rezných parametrů. [4][10]

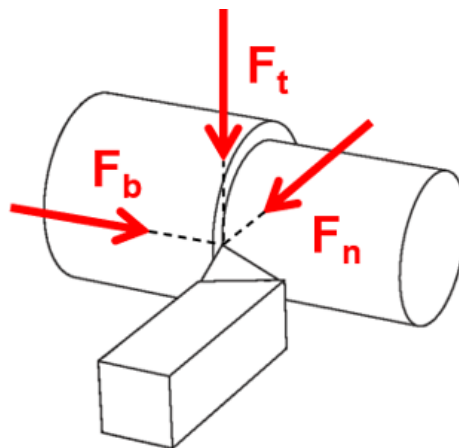
U těchto modelů je také velmi obtížné zahrnout další vlivy, jako je např. velikost poloměru ostří, opotřebením břitu nástroje atd., protože jsou již navrženy pro konkrétní aplikaci. Pokud se pro zahrnutí těchto vlivů stanovují další korekční koeficienty, jsou nutné další časově náročné experimenty. [10]

² Jednofaktorový plán, někdy také jednofaktorová metoda, je metoda založená na změně jednoho z parametrů modelu a zkoumání jeho vlivu na výsledek. Při velkém počtu parametrů modelu je potřeba velké množství experimentů. Metoda nedokáže podchytit interakci těchto parametrů.

4 Aplikace modelů na konkrétní obráběcí technologie

Modely složek řezné síly vyjádřené jako přírůstky lze aplikovat na více technologií obrábění. Toho je možné docílit pomocí mechanistického a analytického přístupu k modelování.

4.1 Aplikace modelů na soustružení



Obr. 6 Popis složek řezných sil při soustružení – tečná složka (F_t), normálová složka (F_n), binormálová složka (F_b)

Řezné síly jsou pro soustružení popsány jako funkce přírůstku průřezu třísky dA_D a pro případ ortogonální soustružení ($\lambda=0^\circ$, $\kappa=0^\circ$) je lze vyjádřit shodně jako v rovnici 3.15.

Pro případ $\lambda \neq 0^\circ$, $\kappa \neq 0^\circ$ a zanedbání radiusu špičky nástroje R_ϵ je nutné přepočítat tloušťku třísky h a šířku b :

$$h = f_{ot} \sin \kappa \quad (4.1)$$

$$b = \frac{a_p}{\sin \kappa} \quad (4.2)$$

4.1.1 Kienzleho model aplikovaný na soustružení

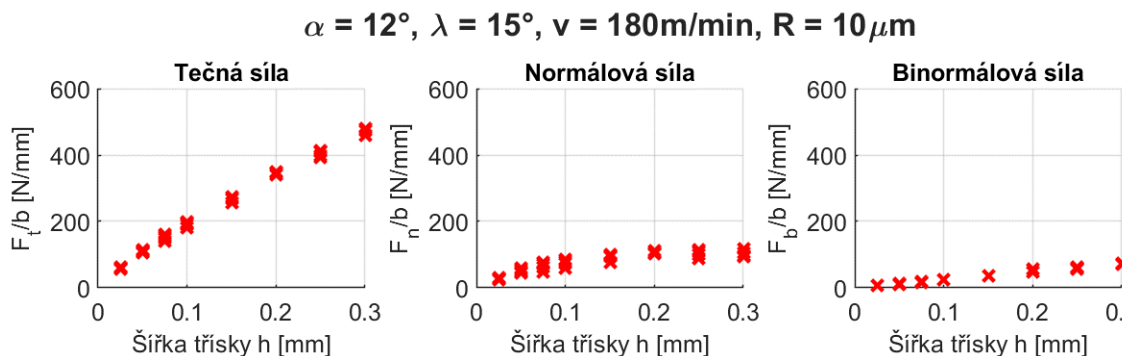
Kienzleho model lze přímo na soustružení aplikovat podle rovnice 3.18. Kienzleho model je přesný pro technologicky nejdůležitější složku řezné síly, tečnou složku F_t . Tento model však již nedokáže dostatečně přesně zachytit složitější chování normálové složky F_n . Vztah je definován pouze pro tečnou složku řezné síly a ostatní složky jsou určeny přibližnými poměry vůči tečné složce F_t . Tento problém byl již zmíněn v kapitole 3.2.1 a proto je Kienzleho model obtížně využitelný pro přesné určení všech třech složek řezné síly (především kvůli komplexnímu

chování normálové složky F_n). Na obr. 5 si lze všimnout, že poměry jednotlivých složek sil nejsou konstantní. Pokud tedy vypočítáme tečnou složku řezné síly a ostatní složky určíme pomocí poměrů, dopustíme se velké nepřesnosti.

4.1.2 Polynomický a lineární model aplikovaný na soustružení

Velikosti složek řezných sil při soustružení by mohly být přímo popsány lineárním modelem z rovnic 3.15, ale z obr. 7 je patrné, že pro normálovou složku řezné síly F_n by bylo nutné lineárních modelů sestavit pro různé tloušťky třísky více, protože závislost není lineární. Z tohoto důvodu není vhodné použít lineární model jako základ navrhovaného multiparametrického modelu složek řezných sil. Navržený model by měl být aplikovatelný jak na soustružení, tak na frézování. Problém nastává již u soustružení, kdy by při lineárním základu musely být vytvořeny modely dva – jeden pro hrubování, druhý pro dokončování. Druhý problém je rozdílná velikost běžně používaných tlouštěk třísky při frézování a soustružení. V případě lineárního základu by to znamenalo nutnost vytvořit více modelů namísto jednoho univerzálního.

Pokud by se ale našel důvod, proč lineární model využít, je možné využít jak mechanistický, tak analytický přístup.



Obr. 7 Experimentálně naměřené složky řezných sil, vztažené na šířku třísky 1 mm, v závislosti na tloušťce třísky h (oranžové křížky), viditelná polynomická závislost, ocel – (data: [28]).

Ačkoliv by pro složky F_t a F_b (viz obr. 7) na první pohled stačil mocninný model, složka F_n se chová komplexněji a je nutné tento model rozšířit až na polynom třetího řádu – kubický:

$$\begin{aligned}
 F_t &= b(K_{t0} + K_{t1}h + K_{t2}h^2 + K_{t3}h^3) \\
 F_n &= b(K_{n0} + K_{n1}h + K_{n2}h^2 + K_{n3}h^3) \\
 F_b &= b(K_{b0} + K_{b1}h + K_{b2}h^2 + K_{b3}h^3)
 \end{aligned}
 \tag{4.3}$$

Kubická funkce proložená experimentálními daty dokáže dostatečně vystihnout průběhy řezných sil. U lineárního modelu lze řezný koeficient K_{i1} díky geometrickým závislostem transformovat z ortogonálního obrábění do volného (viz kapitola 3.1). U modelů vyššího řádu tato transformace již není možná. Ve volně dostupné literatuře a vědeckých člancích nebyl nalezen žádný pokus o vytvoření

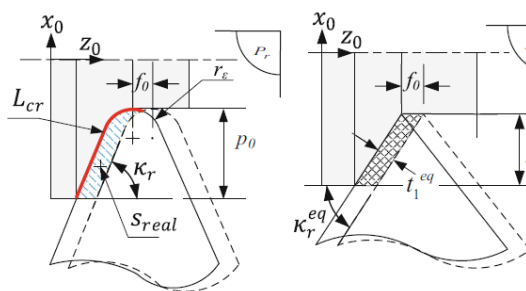
transformačních vztahů ostatních koeficientů polynomických modelů z ortogonálního obrábění na volné obrábění. Kubický model tedy může být vytvořen pouze mechanistickým přístupem.

4.1.3 Silové účinky na složeném tvarovém ostří

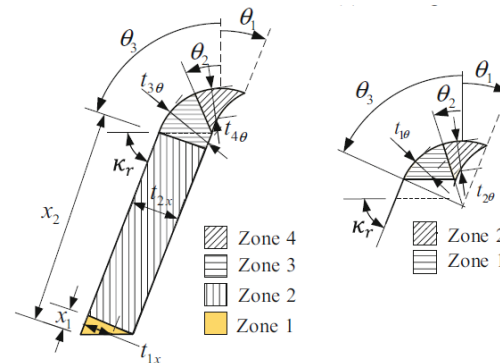
Soustružnický nůž není pouze přímý, ale skládá se ze špičky nástroje a hlavního a vedlejšího ostří. Při velkém posuvu při obrábění dochází k zapojení malé části vedlejšího ostří. Při dokončovacím obrábění je často hloubka řezu malá a špička nástroje představuje nezanedbatelnou část břitu v řezu. Obě předchozí situace způsobují nerovnoměrné rozložení tloušťky třísky, která může představovat problém pro některé modely řezných sil. [11][12][13]

Různé metody pro aplikaci modelů na složené tvarové ostří při soustružení, které se objevují ve výzkumných pracích zahraničních autorů, lze shrnout na dva přístupy.

Prvním přístupem je analytické vyjádření, kdy se sestaví předpis ekvivalentního ostří břitu, který při daném posuvu odřezává třísku o stejném průřezu (viz obr. 8). Může se jednat o jednoduché ekvivalenty jako např. publikoval v roce 1954 L.V. Colwell, který spočívá v nahrazení ostří spojnicí dvou extrémních bodů – počátku a konce styku ostří s materiálem. Sice normála této spojnice na čele nástroje dostatečně vystihuje směr proudění třísky, který přímo souvisí s velikostí řezných sil, ale takto jednoduchý ekvivalent ostří nedostatečně vystihuje velikost ekvivalentní plochy v případě, že velkou část ostří v řezu je rádius špičky. Existují matematicky složitější ekvivalenty, které si dokáží poradit oběma výše zmíněnými situacemi. Průřez třísky je rozdělen do několika dílčích ploch, které se do výpočtu ekvivalentního ostří zahrnují v závislosti na hloubce řezu. [11][12][14][15]



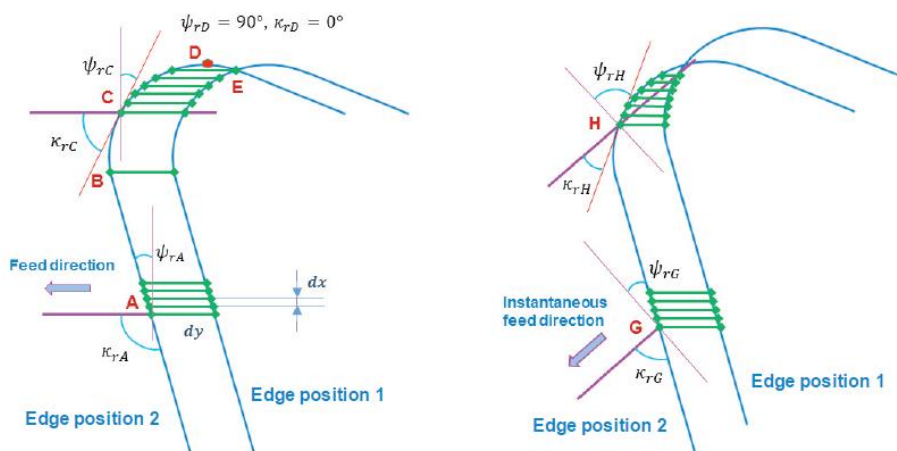
Obr. 8 Břit s velkým rádiusem ostří (vlevo) a jeho ekvivalent s geometrií, od které vznikne při stejném posuvu tříska se shodným průřezem (vpravo) [14]



Obr. 9 Dílčí části sloužící pro výpočet průřezu třísky při hrubování (vlevo) a při dokončování (vpravo). Z geometrických závislostí je vypočtena geometrie ekvivalentního břitu [14]

Druhým přístupem je rozdělení ostří na dvě nebo více částí a jejich následná diskretizace. Tímto způsobem lze také získat průřez odřezávané třísky a spočítat řezné síly. Tato metoda navíc umožňuje získat směry lokálního proudění třísky jednotlivých elementů. Proudění třísky lze vektorově sečíst a získat obecný globální

směr proudění třísky nebo zůstat u diskrétních elementů a predikovat rozložení řezných sil na ostří břitu, což by výrobci řezných nástrojů mohli využít pro potencionální opotřebení nástroje. [11][12][13]

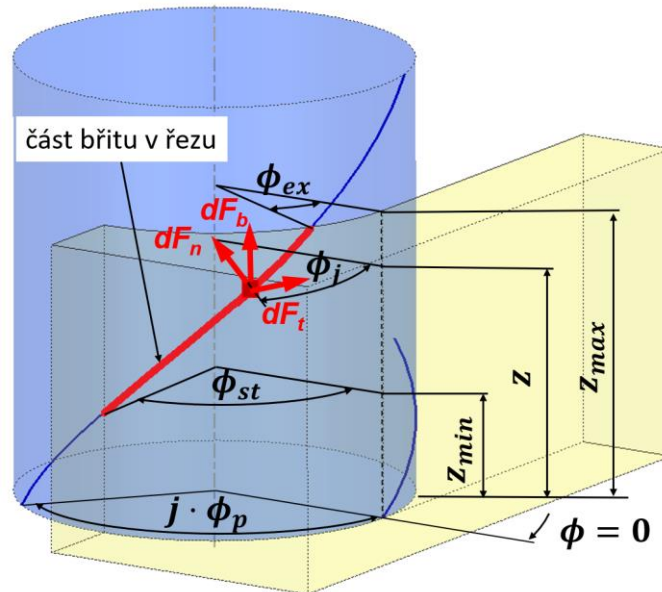


Obr. 10 Diskretizace ostří za účelem zjištění průřezu odebírané třísky pro axiální pohyb (vlevo) a obecný pohyb vůči obrobku (vpravo) [13]

4.2 Aplikace modelů na frézování

Volbu stupně, resp. typu modelu je potřeba navrhnout na měřených datech ze soustružení. Při frézování je tloušťka třísky proměnná a potřebné závislosti nejsou vidět. Vytvořený model se na frézování aplikuje integrací nekonečně malých silových přírůstků podél břitu nástroje [10].

Komplikace aplikace modelů na proces frézování je ten, že v daném okamžiku nemusí být v záběru celý břit. Zároveň je každý nekonečně malý element břitu natočen pod jiným úhlem ϕ_j a ubírá rozdílnou tloušťku třísky h_j . Na obr. 11 jsou schematicky znázorněny proměnné vystupující v rovnicích, které slouží k aplikaci modelu řezné síly na frézování. V obrázku červeně zvýrazněná část břitu je část břitu, která je v aktuálním časovém okamžiku v záběru. Tato část v záběru je ohraničena a popsána axiálními souřadnicemi z_{min} a z_{max} . Pro tyto souřadnice lze získat díky znalosti úhlu šroubovice λ úhly natočení ϕ_{st} a ϕ_{ex} , které rovněž vymezují část břitu, která je v záběru. Mezi těmito úhly lze pomocí úhlu ϕ_j vyjádřit polohu nekonečně malého elementu, na jehož souřadnici bude odebírána tloušťka třísky h_j . Toto schéma popisuje pouze jeden břit, jehož poloha je určena úhlem $j\phi_p + \phi$, kde ϕ_p je úhel mezi jednotlivými břity, j vyjadřuje index daného břitu a ϕ je úhel natočení referenčního břitu, ke kterému je simulace vztažena. Na schématu je úhel ϕ rovný nule, tudíž natočení frézy je stejné jako na počátku simulace.



Obr. 11 Frézování válcovou frézou – schematicky znázorněné potřebné závislosti pro integraci přírůstků složek řezných sil

Při frézování j -tým břitem závisí odebíraná tloušťka třísky h_j na poloze elementu vyjádřené úhlem ϕ_j . Úhel ϕ_j je závislý na axiální souřadnici elementu z . Pro získání úhlu ϕ_j je však nutné vzít v úvahu natočení frézy v aktuálním časovém okamžiku. Úhel ϕ_j je vyjádřen nejen pomocí axiální souřadnice z , ale i natočením j -tého břitu. Natočení j -tého břitu se odvíjí od polohy referenčního břitu a od úhlu mezi jednotlivými břity.

Úhel ϕ_j je vyjádřen jako

$$\phi_j(z) = \phi + j\phi_p - k_\beta z \quad (4.4)$$

kde ϕ_p je úhel mezi jednotlivými břity a k_β vyjadřuje přírůstek úhlu na přírůstku z .

$$k_\beta = \frac{2 \tan \lambda}{D} \quad (4.5)$$

D je průměr frézy a λ je úhel šroubovice v radiánech.

Tloušťka třísky, jejíž závislost vychází z výše zapsaných vztahů, je:

$$h_j(\phi, z) = f_z \sin \phi_j(z) \quad (4.6)$$

Tímto způsobem zavedenou tloušťku třísky je možné aplikovat do jednotlivých složek řezné síly v různých modelech. Výsledkem budou složky řezné síly pro j -tý břit vyjádřené jako přírůstky. Naznačeno obecně v rovnici 4.7.

$$dF_{q,j}(\phi, z) = \dots dz, \quad q = t, n, b \quad (4.7)$$

Pro simulaci a predikci řezných sil je nutné převést složky řezné síly do kartézského souřadnicového systému XYZ, protože nás zajímá interakce mezi

nástrojem a obrobkem v tomto systému. Zároveň jsme schopni v tomto systému složky řezné síly naměřit. Rozklad sil do souřadného systému XYZ lze vyjádřit jako diferenciály složek řezných sil v jednotlivých osách tohoto systému [1]:

$$\begin{aligned}
 dF_{x,j}(\phi_j(z)) &= dF_{t,j} \sin \phi_j(z) - dF_{n,j} \cos \phi_j(z) \\
 dF_{y,j}(\phi_j(z)) &= dF_{t,j} \cos \phi_j(z) + dF_{n,j} \sin \phi_j(z) \\
 dF_{z,j}(\phi_j(z)) &= dF_{b,j}
 \end{aligned} \tag{4.8}$$

Výsledné řezné síly se vyjádří jako [1]:

$$F_q(\phi) = \sum_{j=0}^{N-1} \int_{z_{j,min}}^{z_{j,max}} dF_{q,j}(\phi_j(z)) dz, \quad q = x, y, z \tag{4.9}$$

kde N je počet břitů, integrační meze $z_{j,min}$ a $z_{j,max}$ jsou axiální souřadnice počátku a konce záběru j -tého břitu. Pro výpočet integračních mezí je nutné sestavit samostatný algoritmus.

Lze také přepočítat závislost z na $d\phi$ (viz obr. 11), což může být pro některé aplikace vhodnější tvar. Přepočítání je jednoduché, z rovnice 4.4 vychází, že

$$d\phi_j = -k_\beta dz \tag{4.10}$$

Po dosazení rovnice 4.10 do rovnice 4.9 lze vztah přepsat do tvaru:

$$F_q(\phi) = \sum_{j=0}^{N-1} \int_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}} dF_{q,j}(\phi_j) \frac{d\phi_j}{k_\beta}, \quad q = x, y, z \tag{4.11}$$

4.2.1 Kienzleho model aplikovaný na frézování

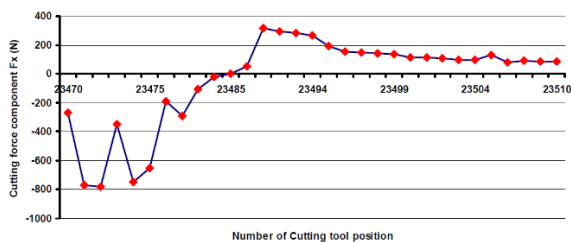
Kienzleho model lze vyjádřit ve dvou podobách. Rovnice 3.18 je užitečná pro soustružení, protože tloušťka třísky je za předpokladu přímočarého pohybu konstantní. Při frézování je však tloušťka třísky h proměnná. To představuje problém při vyjádření nominálního řezného odporu k_{c11} . Proto se hodnota k_{c11} běžně počítá ze střední tloušťky třísky h_m . Tečnou řeznou složku lze vypočítat jako

$$F_t = k_{c11} h_m^{-q_c} h b \tag{4.12}$$

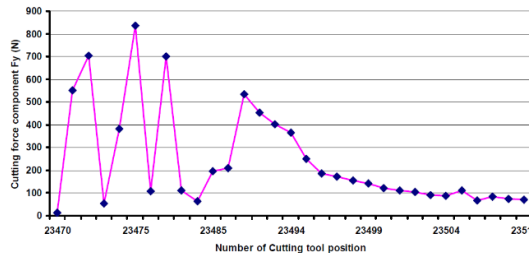
Při vyjádření složek řezných sil jako přírůstky j -tého břitu získáme [19]:

$$\begin{aligned}
 dF_{t,j}(\phi, z) &= K_{te} h_m^{-q_{ct}} h_j(\phi_j(z)) dz \\
 dF_{n,j}(\phi, z) &= K_{ne} h_m^{-q_{cn}} h_j(\phi_j(z)) dz \\
 dF_{b,j}(\phi, z) &= K_{be} h_m^{-q_{cb}} h_j(\phi_j(z)) dz
 \end{aligned} \tag{4.13}$$

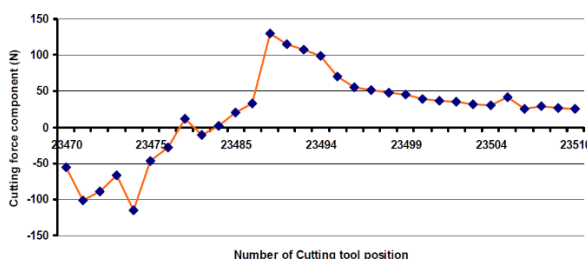
Tyto vztahy lze dosadit do rovnic 4.8 a následně vztahem 4.9 nebo 4.11 vypočítat průběh složek řezných sil pro simulaci frézování.



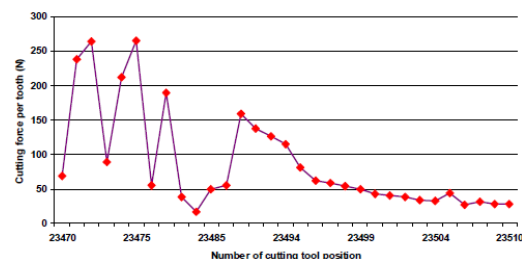
Obr. 12 Odchylka predikované X-ové složky řezné síly od naměřených hodnot pomocí Kienzlova modelu. Na ose X je index simulované polohy kulové frézy, při které byly síly naměřeny [19]



Obr. 13 Odchylka predikované Y-ové složky řezné síly od naměřených hodnot pomocí Kienzlova modelu. Na ose X je index simulované polohy kulové frézy, při které byly síly naměřeny [19]



Obr. 14 Odchylka predikované Z-ové složky řezné síly od naměřených hodnot pomocí Kienzlova modelu. Na ose X je index simulované polohy kulové frézy, při které byly síly naměřeny [19]



Obr. 15 Odchylka predikované celkové řezné síly na zub od naměřených hodnot pomocí Kienzlova modelu. Na ose X je index simulované polohy kulové frézy, při které byly síly naměřeny [19]

V rámci rešerše byla nalezená výzkumná práce, v rámci které byl Kienzleho modelu aplikován na frézování. Při predikci došlo k vysokým odchylkám [19]:

- Predikce řezné síly ve směru X má maximální odchylku 729 N (obr. 12)
- Predikce řezné síly ve směru Y má maximální odchylku 836 N (obr. 13)
- Predikce řezné síly ve směru Z má maximální odchylku 130 N (obr. 14)
- Predikce celkové řezné síly na zub má maximální odchylku 264 N (obr. 15)

Autoři publikace [19] tvrdí, že k vysokým odchylkám došlo v místech výrazných změn trajektorie nebo zakřivení povrchu. Nepřesnost však mohla být způsobena i nevýhodou Kienzleho modelu zmíněnou v kapitole 3.2.1 – model by neměl být schopen zachytit komplexní chování normálové složky řezné síly. Její chyba se dokáže posléze přenést při přepočtech do složek X a Y. Tomu by odpovídala i lepší přesnost ve směru Z. Autoři článku však neuvádí, jak spolehlivě použitý model predikuje jednotlivé složky řezné síly.

4.2.2 Lineární model (Altintas) aplikovaný na frézování

Pravděpodobně nejběžnějším modelem řezných sil pro frézování ve vědeckých publikacích je lineární model, který uvádí Altintas [2]. Výhodou tohoto lineárního

modelu je, že lze k němu přistupovat jak mechanisticky, tak analyticky. Pro případ frézování nástrojem s nulovým úhlem šroubovice $\lambda = 0^\circ$ se takový model dá jednoduše vyjádřit jako:

$$\begin{aligned} F_t(\phi) &= (K_{tc}h(\phi) + K_{te})b \\ F_n(\phi) &= (K_{nc}h(\phi) + K_{ne})b \\ F_b(\phi) &= (K_{fc}h(\phi) + K_{fe})b \end{aligned} \quad (4.14)$$

Pro nenulový úhel šroubovice $\lambda \neq 0^\circ$ je nutné vyjádřit složky řezných sil z rovnice 4.14 jako přírůstky pro j -tý břit. Vyjádřením získáme vztahy [2]:

$$\begin{aligned} dF_{t,j}(\phi, z) &= [K_{tc}h_j(\phi_j(z)) + K_{te}] dz \\ dF_{n,j}(\phi, z) &= [K_{nc}h_j(\phi_j(z)) + K_{ne}] dz \\ dF_{b,j}(\phi, z) &= [K_{bc}h_j(\phi_j(z)) + K_{be}] dz \end{aligned} \quad (4.15)$$

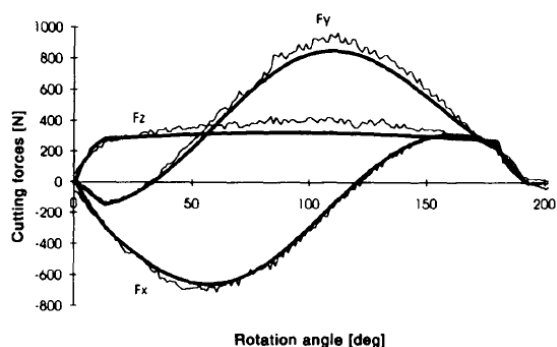
Při dosazení přírůstků složek řezné síly z rovnic 4.15 do rovnic 4.8 a jejich následnou integrací se získají složky řezné síly j -tého břitu v souřadném systému XYZ – viz soustava rovnic 4.16. [2]

Integrační limity v rovnicích 4.16 musí být vypočteny pro každý břit zvlášť. Algoritmus pro jejich výpočet přímo pro toto vyjádření je uveden v literatuře [2]. Takto vypočtené složky řezných sil pro jednotlivé břity mohou být následně sečteny podle rovnice 4.9, případně 4.11.

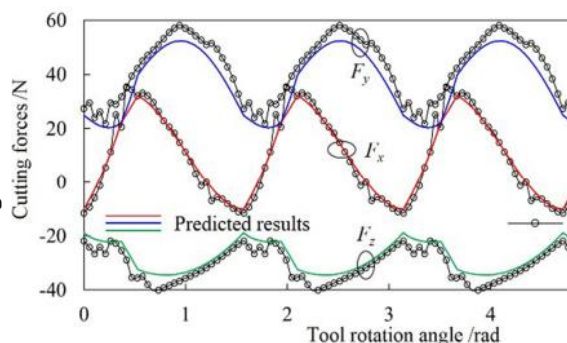
$$\begin{aligned} F_{x,j}(\phi_j(z)) &= \left\{ \frac{f_z}{4k_\beta} [-K_{tc} \cos 2\phi_j(z) + K_{tc}[2\phi_j(z) - \sin 2\phi_j(z)]] \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{k_\beta} [K_{te} \sin \phi_j(z) - K_{te} \cos \phi_j(z)] \right\}_{z_{j,\min}(\phi_j(z))}^{z_{j,\max}(\phi_j(z))} \\ F_{y,j}(\phi, z) &= \left\{ \frac{-f_z}{4k_\beta} [K_{nc}[2\phi_j(z) - \sin \phi_j(z)] + K_{nc} \cos 2\phi_j(z)] \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{k_\beta} [K_{ne} \cos \phi_j(z) + K_{ne} \sin \phi_j(z)] \right\}_{z_{j,\min}(\phi_j(z))}^{z_{j,\max}(\phi_j(z))} \\ F_{z,j}(\phi, z) &= \frac{1}{k_\beta} [K_{bc}f_z \cos \phi_j(z) - K_{be}\phi_j(z)]_{z_{j,\min}(\phi_j(z))}^{z_{j,\max}(\phi_j(z))} \end{aligned} \quad (4.16)$$

Model obsahuje pouze konstantní a lineární řezné členy, což modelu přináší velkou výhodu. Lineární řezné členy lze transformovat z ortogonálního obrábění podle rovnic 3.9. Vyjádřit řezné koeficienty lze jak empirickým, tak mechanistickým přístupem, což může být jedním z důvodů jeho popularity. Velká část autorů vědeckých článků s tímto modelem využilo dostupné tabulky řezných koeficientů pro ortogonální obrábění a následně provedla transformaci na volné obrábění.

Při porovnání naměřených a simulovaných řezných sil byli autoři spokojeni. [8][9][20]



Obr. 16 Měření (slabě) a simulované (silně) složky řezné síly. $n=269 \text{ min}^{-1}$, $\lambda=30^\circ$, $f_z=0.05 \text{ mm}$, $a_p=3.81 \text{ mm}$, $R=9.925 \text{ mm}$ (kulová fréza). [8]



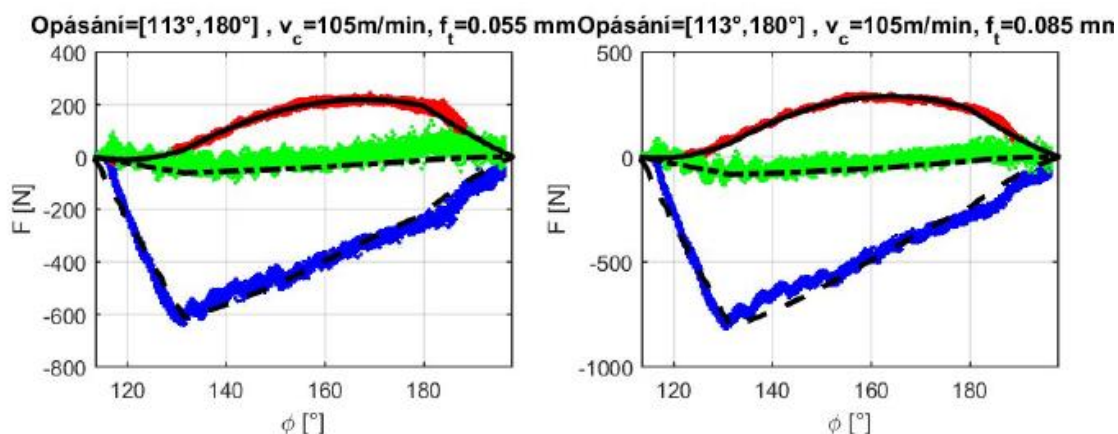
Obr. 17 Měření (kroužky) a simulované (barevně) složky řezné síly. Směr X – červený, směr Y – modrý, směr Z – zelený průběh. Neznámé řezné podmínky, kulová fréza. [20]

4.2.3 Polynomický model aplikovaný na frézování

Polynomický model z rovnice 4.3 se pro frézování musí vyjádřit jako přírůstky složek řezných sil pro j -tý břit:

$$\begin{aligned}
 dF_{t,j}(\phi, z) &= K_{t0} + K_{t1}h_j + K_{t2}h_j^2 + K_{t3}h_j^3 dz \\
 dF_{n,j}(\phi, z) &= K_{n0} + K_{n1}h_j + K_{n2}h_j^2 + K_{n3}h_j^3 dz \\
 dF_{b,j}(\phi, z) &= K_{b0} + K_{b1}h_j + K_{b2}h_j^2 + K_{b3}h_j^3 dz
 \end{aligned} \tag{4.17}$$

kde $h_j(\phi_j(z)) = f_z \sin \phi_j(z)$ a $\phi_j(z) = \phi + j\phi_p - k_\beta z$.



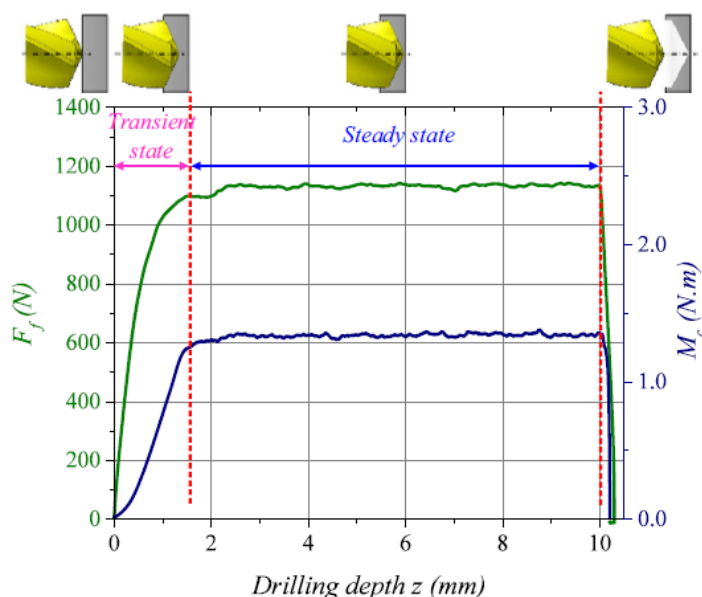
Obr. 18 Porovnání predikce polynomického modelu přeneseného na frézování a naměřených složek řezných sil (naměřené hodnoty složek řezných sil: červeně - směr X, modře, - směr Y, zeleně, směr Z) [28]

Tento vztah lze aplikovat na frézování dosazením do rovnice 4.8 a následně dosazením do rovnice 4.9 nebo 4.11.

V průběžné výzkumné zprávě Ú12135 z r. 2016 „Modelování a simulace řezných sil“ [28] byla testována přenositelnost mechanistického polynomického modelu ze soustružení na frézování (model byl vytvořen na experimentálních datech ze soustružení s malým rozsahem vstupních parametrů). Výsledkem tohoto testu byla shoda mezi predikcí a změřenými průběhy sil při frézování plné drážky a frézování bokem (viz obr. 18). Tím byla ověřena možnost integrace přírůstků složek řezné síly polynomického modelu podél břitu. [28]

4.3 Modely aplikované na vrtání

Vrtání šroubovým vrtákem je jednoduše realizovatelný proces, ale predikce řezné síly je obtížná. Proces vrtání lze rozdělit na dvě samostatné části – přechodový stav (postupné pronikání řezného břitu do materiálu, viz obr. 19 – „transient state“) a ustálený stav (samotná realizace díry, kdy jsou oba břity vrtáku v plném záběru) [29]. V ustáleném stavu odchází třísky z díry šroubovicí, kde mohou způsobovat zvýšené tření a působení sil v normálovém směru. Tyto síly mohou způsobit tzv. „runout“, kdy oba břity vrtáku neodebírají třísku o stejném průřezu vlivem mírného vyosení nástroje. Další nepříjemností je příčný břit, který se sice nepodílí na tvorbě třísky, ale odtlučuje materiál od osy nástroje. Vliv příčného břitu a řezného břitu je třeba u vrtání vyjádřit zvlášť.



Obr. 19 Průběh posuvové řezné síly (zeleně) a kroutícího momentu (modře), vlevo je naznačen přechodový stav (transient state), vpravo ustálený stav (steady state) [29]

Vliv příčného břitu může být zjednodušen pomocí mechaniky vtisku:

$$F_{ch} = A_{ch}H_B \quad (4.18)$$

kde F_{ch} je axiální síla od vtisknutí příčného břitu, A_{ch} délka hrany vtisknutého příčného břitu a H_B je tvrdost materiálu ve stupnici Brinella. [2][30]

Geometrie břitu šroubovitého vrtáku je poměrně složitá (viz příloha A), protože řezný břit je díky příčnému břitu odsazen od osy vrtáku, zároveň je díky šroubovici úhel sklonu ostří proměnný. Z tohoto důvodu je nutné určit geometrii pro konkrétní nekonečně malý element břitu zvlášť, což výpočet nepříjemně komplikuje. [2][29]

V literatuře [2] lze najít odvozené vztahy pro výpočet složek řezné síly pro vrtání. Tloušťka třísky odříznutá jedním řezným břitem se vyjádří jako:

$$h = \frac{f_{ot}}{2} \sin \kappa_t \quad (4.19)$$

kde f_{ot} je posuv na otáčku a κ_t úhel špičky. Dále lze vyjádřit šířku třísky b :

$$b = \frac{dz}{\cos \kappa_t} \quad (4.20)$$

kde dz je axiální souřadnice elementu břitu.

Součinem hb získáme diferenci průřezu třísky dA :

$$dA(z) = hb = \frac{f_{ot}}{2} \frac{\sin \kappa_t}{\cos \kappa_t} dz = \frac{f_{ot}}{2} \tan \kappa_t dz \quad (4.21)$$

Dále z geometrie vrtáku z přílohy A vychází geometrické závislosti [2]:

$$\begin{aligned} \theta_{vr}(z) &= \arcsin \frac{\omega}{r} \\ r(z) &= \sqrt{\omega^2 + [\omega \cot(\pi - \psi_c) + z \tan \kappa_t]^2} \\ \gamma_d &= \arctan(\tan \theta(z) \cos \kappa_t) \\ i &= \arcsin(\sin \theta(z) \sin \kappa_t) \end{aligned} \quad (4.22)$$

kde ω je úhlová rychlost vrtáku, θ_{vr} úhel mezi vektorem polohy elementu břitu a vektorem shodným s ostří břitu, ψ_c úhel mezi řezným břitem a příčným břitem, κ_t úhel špičky vrtáku, γ_d úhel mezi vektorem rychlosti a rovnoběžným vektorem s ostřím břitu. i by byl u soustružení sklon ostří λ , ale vzhledem ke komplexní geometrii a proměnnému úhlu v jednotlivých elementech břitu je pro odlišení značen písmenkem i .

S těmito geometrickými závislostmi lze vyjádřit přírůstky složek řezných sil v souřadném systému XYZ

$$\begin{aligned} dF_x(z) &= dF_f \sin \gamma_d - dF_t \cos \theta - dF_r \sin i \\ dF_y(z) &= dF_r (\sin i \sin \gamma_d \cos \kappa_t) - dF_f \cos \gamma_d \cos \kappa_t - dF_t \sin \theta \\ dF_z(z) &= dF_f \cos \gamma_d \sin \kappa_t - dF_r (\cos i \cos \kappa_t + \sin i \sin \gamma_d \sin \kappa_t) \end{aligned} \quad (4.23)$$

kde z je axiální souřadnice elementu břitu.

Přítláčnou (axiální) sílu a kroutící moment je pak možné spočítat jako

$$\begin{aligned}
 F_{THRUST} &= 2 \int_0^a dF_z(z) dz, & \text{kde } a &= \frac{D}{2 \tan \frac{\kappa_t}{2}} \\
 M_k &= 2 \int_0^a dF_t(z) r(z) dz, & \text{kde } a &= \frac{D}{2 \tan \frac{\kappa_t}{2}}
 \end{aligned}
 \tag{4.24}$$

4.3.1 Lineární model aplikovaný na vrtání

K lineárnímu modelu pro vrtání lze přistupovat shodně jako k lineárnímu modelu pro frézování i soustružení – lze použít analytický i mechanistický přístup. Tento model je ve výzkumných pracích aplikován různými způsoby (viz kapitola 4.3.2). V rámci rešerše nebyla nalezena publikace, ve které by byl lineární model aplikován na vrtání reálným vrtákem, obvyčejného materiálu (předmětem výzkumů jsou především slitiny titanu a kompozity), případně na větší rozmezí řezných podmínek. Přírůstky složek řezné síly lze vyjádřit jako

$$\begin{aligned}
 dF_t(z) &= K_{tc}dA(z) + K_{te}b \\
 dF_n(z) &= K_{nc}dA(z) + K_{ne}b \\
 dF_b(z) &= K_{bc}dA(z) + K_{be}b
 \end{aligned}
 \tag{4.25}$$

4.3.2 Další modely aplikované na vrtání

Vzhledem ke komplikacím při simulaci vrtání uvedeným na začátku kapitoly 4.3 se výzkumné práce zahraničních autorů značně liší v přístupech, které autoři používají k predikci řezných sil při vrtání.

Například v článku [30] autoři využili lineární model s lineárními závislostmi v logaritmické doméně mezi váhami:

$$\begin{aligned}
 \ln K_{tc} &= w_{t0} + w_{t1} \ln h + w_{t2} \ln v_c + w_{t3} \ln(1 - \sin \gamma_d) \\
 \ln K_{nc} &= w_{n0} + w_{n1} \ln h + w_{n2} \ln v_c + w_{n3} \ln(1 - \sin \gamma_d)
 \end{aligned}
 \tag{4.26}$$

Váhy lze zjistit lineární regresi, ale autoři přebírají výsledky z jiné literatury. Jejich simulace se shoduje s naměřenými hodnotami, ale autoři neuvádějí, v jak velkém rozmezí řezných podmínek byly hodnoty jednotlivých vah zjištěny a jak moc se parametry jejich simulace od těchto rozmezí liší.

V článku [31] se autoři zabývají problematikou nerovnoměrného záběru jednotlivých břitů při zavrtávání frézy. Jedná se o jednu z komplikací zmíněných na začátku kapitoly, která dělá z vrtání obtížně simulovatelný proces. Autoři přistoupili k vytvoření mechanistického lineárního modelu tak, že vytvořili řezné koeficienty zvlášť pro každý břit. Nakonec dospěli k dobré shodě mezi naměřenými daty a simulací. Výjimkou je směr X, kde došlo při počátku zavrtávání k neshodě.

V článku [32] autoři použili modifikované řezné koeficienty z Kienzleho modelu, což jim umožnilo použít tyto koeficienty pro vrtání. Provedli segmentaci řezného a příčného břitu, pro které sestavili zvlášť vztahy pro řezné koeficienty (dali si předpoklad, že příčný břit se podílí na řezání). Nad výsledky diskutují, že vliv příčného břitu je pro tečnou, normálovou složku a kroutící moment zanedbatelný, ovšem pro přítláčnou složku má zásadní vliv. V závěru sice kladně hodnotí shodu mezi naměřenými daty a simulací, ovšem připouští, že je potřeba v modelu doladit vliv příčného břitu. Při použití vrtáku s větším příčným břitem se predikce modelu s měřením přestává shodovat.

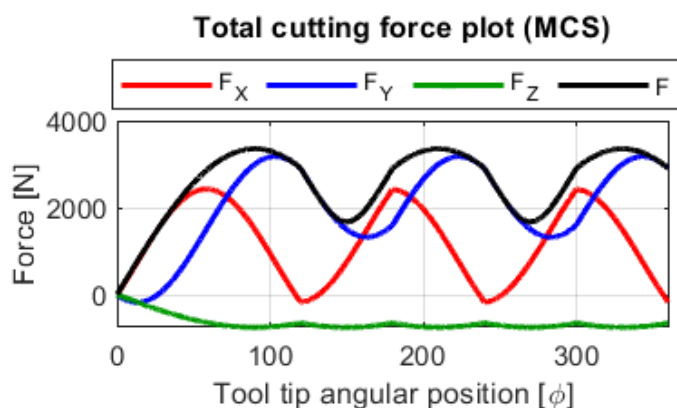
Jak bylo uvedeno na začátku kapitoly, vrtání je obtížný proces pro simulování. Z tohoto důvodu se přístupy k simulaci ve výzkumných pracích liší. Někteří autoři pracují pouze s řeznými břity, jiní se snaží zakomponovat vliv příčného břitu. Některé články [29] se zabývají čistě přechodovým stavem, kde na rozdíl od jiných pracují se střední rychlostí na všech diskretních elementech. Další články se zabývají nekonvenčními materiály nebo mikrovrátáním, kde vzhledem k malému průměru vrtáku zaujímá příčný břit větší procento a jeho vliv se tak výrazně zvyšuje.

5 Dynamika procesu a stabilita obrábění

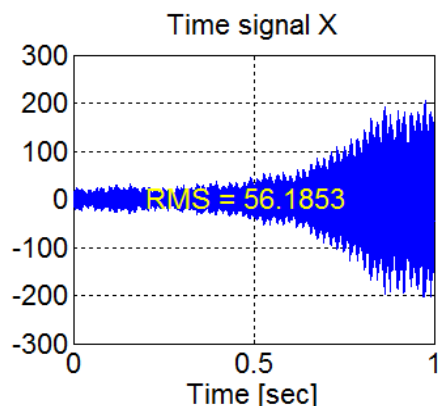
S periodickým, resp. nekonstantním průběhem řezných sil se lze setkat především při frézování. Při zasetí břitu do řezu vznikají rázy, které působí jako budící síla, která vyvolává odezvu. Odezvou je myšleno chvění nástroje, které se může začít zvyšovat, aniž by se zvyšovala budící síla či její frekvence – tento stav se nazývá nestabilita obrábění, známa také jako chatter (viz obr. 21). Nestabilita obrábění může nastat i při soustružení, při kterém nedochází k přerušovanému obrábění. Při obrábění rozeznáváme dva typy kmitání, vybuzené a samobuzené. [26]

5.1 Vybuzené kmitání

Prvním typem je vybuzené kmitání, kdy frekvence kmitání je shodná s frekvencí buzení. Typicky se jedná o frézování, kdy zajiždění a vyjíždění břitu z řezu způsobuje nárůst a pokles síly o odpovídající frekvenci (obr. 20). Nástroj je na této frekvenci buzen řeznou silou, na jejíž amplitudě je úměrně závislá amplituda kmitání. [26]



Obr. 20 Simulace průběhu složek řezné síly při frézování plné drážky ($D = 50$ mm, 3 břity, $v = 120$ m/min, $a_p = 10$ mm, $f_z = 0.2$ mm), $k_c = 1500$ Nmm⁻² [skript pro výuku předmětu Modelování a simulace výrobních strojů, P. Kolář, Ú12135]

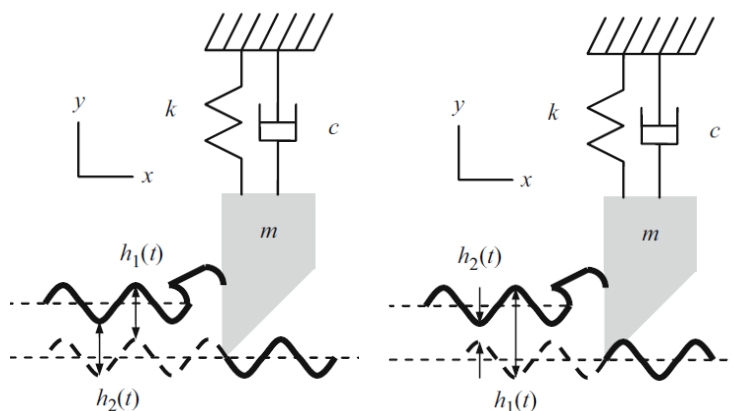


Obr. 21 Naměřený průběh rozvoje a zvyšování amplitudy samobuzeného kmitání (ukázka velikosti a závažnosti rozkmitání – amplituda v m/s²) [26]

5.2 Samobuzené kmitání

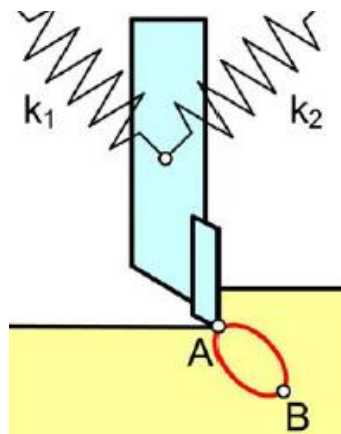
Druhým typem je samobuzené kmitání, kde frekvence kmitání není shodná s frekvencí buzení. Jednou z příčin vzniku samobuzeného kmitání je tzv. regenerativní princip. Tímto principem jsou samobuzené kmity vyvolány tak, že kmitající břit nástroje obrábí povrch, na kterém nástroj zakmital v předchozím řezu, např. vlivem ulomení nárůstku nebo nehomogenitou v mikrostrukturu materiálu. Při obrábění takto zvlněného povrchu obrábí nástroj proměnný průřez třísky, čímž vzniká proměnná řezná síla i přesto, že řez není přerušovaný. Pro vznik

samobuzeného kmitání je však důležitý fázový posun mezi zvlněným povrchem a kmitáním nástroje. Pokud je tento fázový posun nulový, průřez třísky zůstává konstantní (viz obr. 22), což nemění velikost řezné síly a samobuzené kmitání nevzniká. Pokud překoná fázový posun určitou hranici, vzniká samobuzené kmitání. Extrémem je fázový posun rovný π (viz obr. 23). [25]



Obr. 22 Obrábění s nulovým fázovým posunem mezi zvlněným povrchem a aktuálním kmitáním [26]

Obr. 23 Obrábění s fázovým posunem π mezi zvlněným povrchem a aktuálním kmitáním [26]



Obr. 24 Princip polohové vazby a naznačení eliptického pohybu nástroje po jeho výkmitu [25]

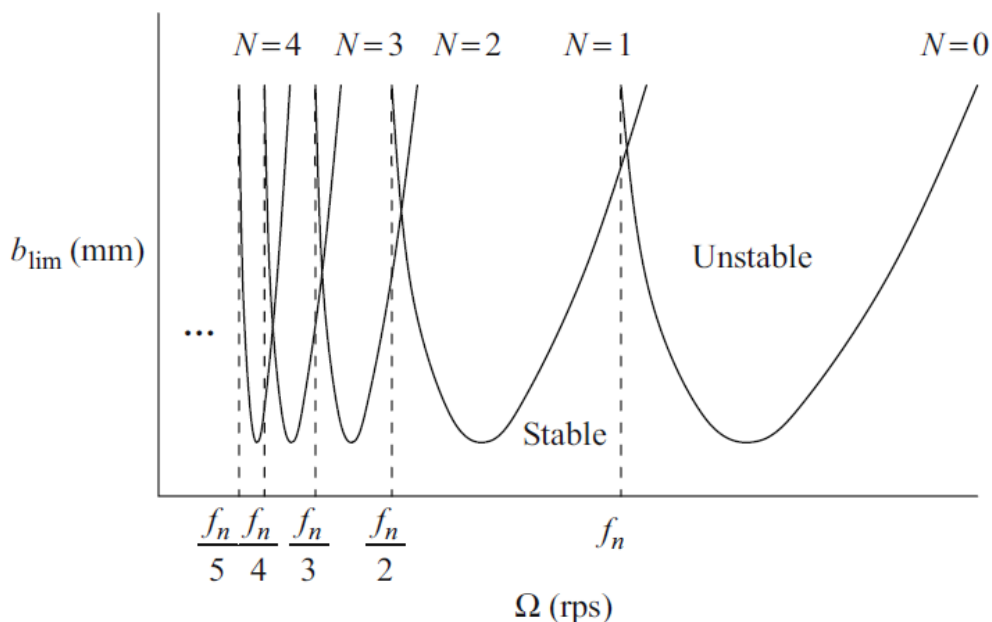
Druhým principem samobuzeného kmitání je princip polohové vazby. Pro zjednodušení uvažujme, že obrobek je klidný a vůči němu se relativně pohybuje nástroj. Nyní při obrábění a neustálém kolísání řezné síly může nastat stav, kdy vzniknou dva dominantní tvary kmitu mezi nástrojem a obrobkem, které jsou navzájem kolmé a mají různé frekvence. Za tohoto předpokladu dojde k vychýlení nástroje po eliptické dráze. Pokud dojde k tomuto pohybu po směru hodinových ručiček (viz obr. 24), nástroj z bodu A do bodu B energii dodává systému. Jakmile se začne vracet, díky větší šířce třísky a tím i větší řezné síle nástroj získává energii. Pokud se energie nespotřebuje tlumením, namísto návratu nástroje do bodu A dojde k překmitu a zpětnému najetí do řezu. Proces se opakuje a dochází k postupnému nárůstu amplitudy a vzniku samobuzeného kmitání. Pokud by se nástroj nejprve vychýlil směrem od řezu, energie by se při zpětném pohybu spotřebovávala vlivem zvětšujícím se průřezem třísky a výkmit by se postupně utlumil. [25][27]

5.3 Mezní křivka stability

Mezní křivka stability (anglicky Stability Lobe Diagram, česky někdy také nazývána jako lobe křivka) je křivka, která znázorňuje závislost kritické šířky třísky na otáčkách obrobku při soustružení, respektive závislost kritické hloubky řezu na otáčkách nástroje při frézování a vrtání. Složením těchto křivek dohromady vznikne praktický diagram stability, který je srozumitelnou pomůckou pro volbu optimálních otáček a šířky třísky, resp. hloubky řezu. V oblasti pod křivkami

na diagramu stability (viz obr. 25) se nachází oblast, kde je pro konkrétní otáčky hodnota šířky třísky menší než hodnota mezní. Při zvolení parametrů v této oblasti bude řezný proces stabilní. V oblasti nad křivkami dojde k rozvinutí samobuzeného kmitání a řezný proces bude nestabilní. [25][26]

Diagram stability se sestaví na základě experimentálního měření na stroji s konkrétním nástrojem a nástrojovým držákem. Principem sestavení diagramu stability je naměření amplitudo-fázových frekvenčních charakteristik, ze kterých získané amplitudy a fázové posunutí jsou vyneseny jako vektory do komplexní roviny. Následně lze z kruhového diagramu odečíst fázové posunutí mezi zvlněným povrchem a kmitáním nástroje pro systém kmitající na mezi stability. Ze znalosti velikosti těchto fázových posunů a velikosti vektorů v kruhovém diagramu lze hodnotu kritických šířek třísky přiřadit konkrétním otáčkám. [26]



Obr. 25 Diagram stability složený z jednotlivých lobů [26]

Na základě diagramu stability je možné optimalizovat řezné podmínky tak, aby byla při řezném procesu odebrána maximální možná šířka třísky a tím byl maximalizován výrobní výkon stroje. [25]

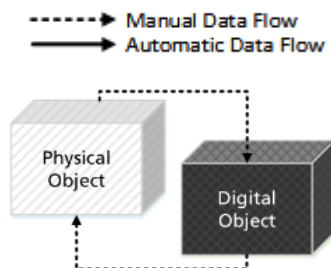
6 Digitální dvojče stroje pro simulace virtuálního obrábění

Koncept, který je dnes znám jako digitální dvojče, pochází z prezentace Michiganské univerzity, která byla v roce 2002 určena průmyslu pro vytvoření centra pro řízení životního cyklu výrobku. Koncept digitálního dvojčete se skládá ze tří částí: [23][41][43]

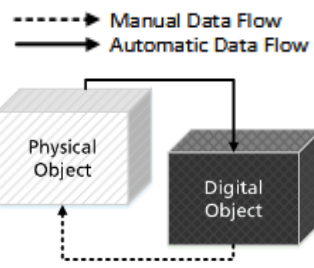
- fyzikální produkty v reálném světě,
- virtuální produkty ve virtuálním světě,
- propojení dat a informací, které svazuje fyzikální a virtuální produkty dohromady.

Koncept se později objevil v NASA Technology Roadmap [42], kde NASA ke konceptu navíc dodává, že se jedná multifyzikální simulaci systému, která používá nejlepší dostupné fyzikální modely, verzi senzorů, informace o historii atd.

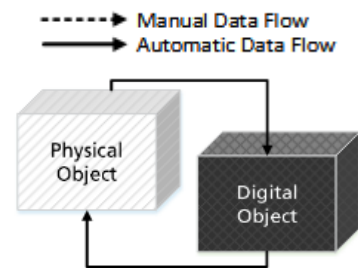
Ačkoliv se digitální dvojče definovat dá a potvrzuje to i již existující norma ISO 23247-1:2021, která jasně hovoří o synchronizaci mezi fyzikálními a virtuálními produkty, často se pojem digitální dvojče zaměňuje s digitálním modelem a digitálním stínem. Všechny tyto pojmy mají fyzické produkty v reálném světě a virtuální produkty ve virtuálním světě, ale rozdílem je propojení dat a informací.



Obr. 26 Tok dat a informací u digitálního modelu [43]



Obr. 27 Tok dat a informací u digitálního stínu[43]



Obr. 28 Tok dat a informací u digitálního dvojčete [43]

U digitálního dvojčete data a informace putují mezi fyzikálními a virtuálními produkty automaticky (viz obr. 28). To umožní systému pracovat s veličinami, které nelze měřit nebo nejsou přímo měřitelné. Tyto veličiny lze získat pomocí matematických modelů a simulací obsažených ve virtuálních produktech. [41][43]

U digitálního stínu je to jednosměrný tok dat z fyzikálních produktů do virtuálních (viz obr. 27). Pokud například virtuální produkty vypočítají relevantní informace o systému, které nejsou v reálném světě měřitelné, fyzikální produkty s těmito daty dále nepracují automaticky. [41][43]

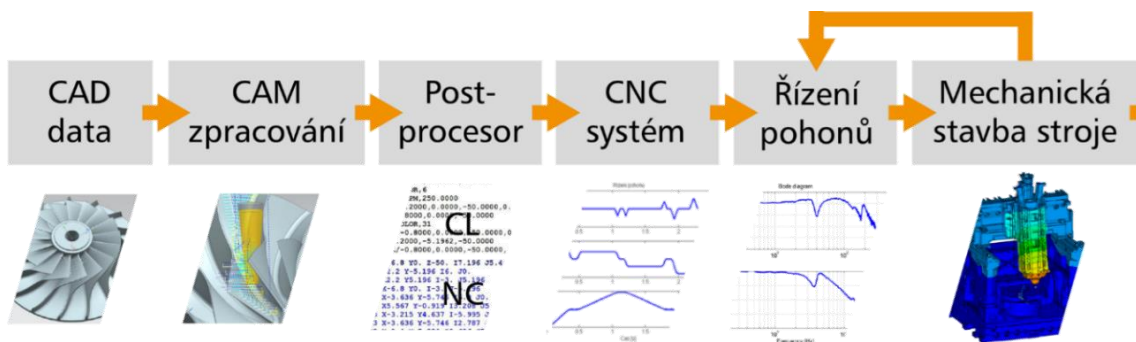
Digitální model nemá automaticky propojené virtuální a fyzikální produkty (viz obr. 26). Např. naměřená data ze senzorů se uloží a manuálně nahrají do virtuálních

produktů (např. matematický model, simulace). Informace získané ve virtuálním světě nejsou sdíleny s fyzikálními produkty. [41][43]

Na Ú12135 je dlouhodobě vyvíjeno digitální dvojče stroje a procesu. Jedná se o náročný a zdlouhavý proces, který je nyní ve fázi digitálního modelu (ačkoliv je možné s navrženým systémem spolehlivě simulovat proces obrábění, mezi strojem a virtuální reprezentací není automatická komunikace).

6.1 Digitální model stroje

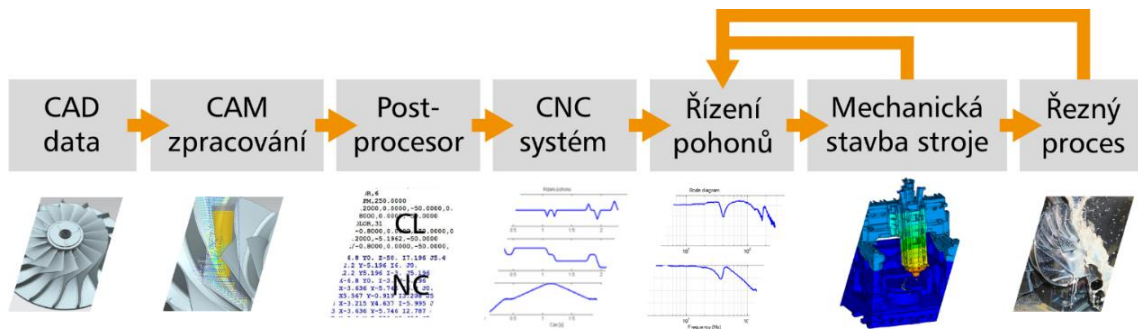
Na obr. 29 je schematicky znázorněn digitální model obráběcího stroje, který lze využít pro predikci chyb obrábění vlivem dynamiky řízení a stroje. V CAM software jsou vygenerovány trajektorie nástroje ve formě CL dat, které postprocesor zpracuje do NC kódu. NC kód je v reprezentaci CNC řídicího systému stroje interpolován. Další částí je model mechanické stavby pohonů se zpětnovazebním řízením, který interaguje s poddajnou nosnou strukturou, jejíž dynamické chování je také modelováno. [23][24]



Obr. 29 Schéma digitálního modelu stroje [23]

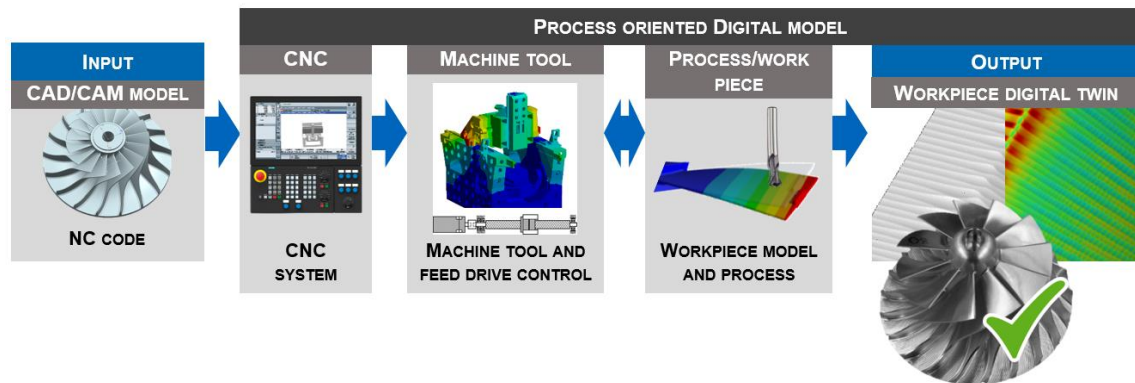
6.2 Procesní digitální model pro predikci, optimalizaci nebo monitorování procesů

Procesní digitální model na rozdíl od digitálního modelu stroje (viz kapitola 6.1) obsahuje navíc interakci mezi nástrojem a obrobkem – tj. účinek řezné síly, který ovlivňuje potřebnou velikost posuvových sil od pohonů pro dodržení předepsaného pohybu, což opět interaguje s nosnou strukturou. Simulace musí také zahrnout úběr materiálu, díky kterému jsou společně s multiparametrickým modelem řezných sil známy složky řezných sil v souřadném systému XYZ a jejich vliv na statické odtažení nástroje, vynucené kmitání vyvolané periodickým průběhem řezné síly, případně samobuzené kmitání vyvolané zpětnovazebním ovlivněním řezného procesu a systému stroj-nástroj-obrobek (viz obr. 30). [24]



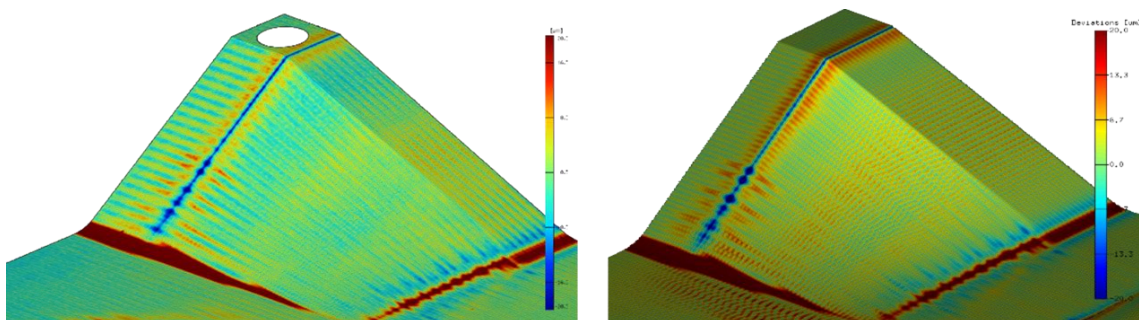
Obr. 30 Schéma procesního digitálního modelu [23]

Se známým vlivem všech předešlých jevu na nástroji lze simulovat úběr materiálu. Celý proces pak může být nazván virtuální obrábění (viz obr. 31). Výsledkem je také digitální model obrobku, jehož predikovaná přesnost a jakost povrchu odpovídá obrobenému fyzickému dílci za předpokladu ideálního chování stroje a procesu. [22][23]

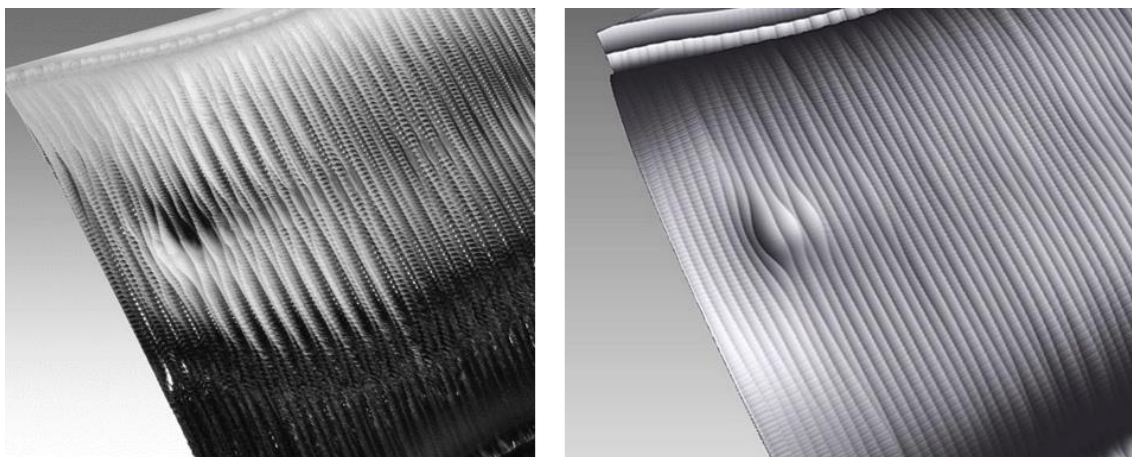


Obr. 31 Schéma procesního digitálního model, jehož výstupem je digitální model obrobku [23]

Takový fyzikálně relevantní digitální model stroje a procesu lze využít pro simulaci, podporu monitorování a optimalizaci reálných procesů, především menších a středně velkých pětiosých obráběných dílců. Optimalizace může proběhnout v digitálním modelu jak pro strategii obrábění, tak pro nastavení vhodných parametrů řídicího systému, a to bez nutnosti přerušení aktuální výroby na fyzickém stroji. Výsledkem může být odladění technologie pro výrobu dílců splňující tolerance a jakost funkčních ploch s minimalizací výroby fyzických prototypů. [22][23]



Obr. 32 Oskenovaný povrch obrobeneho fyzického dílce (vlevo) a jeho predikce (vpravo). Barevně jsou vyznačeny výchyly vůči referenčnímu CAD modelu v intervalu -20 až +20 μm [23]



Obr. 33 Obrobený povrch fyzického dílce (vlevo) a jeho predikce pomocí virtuální simulace obrábění pomocí digitálního modelu (vpravo).

7 Požadavky a data pro vývoj multiparametrického modelu řezných sil

V této a následujících kapitolách bude představeno vlastní řešení této diplomové práce. Nejprve bude vysvětlena motivace pro tvorbu multiparametrického modelu řezných sil s velkým rozsahem vstupních parametrů, požadavky na model vycházející z poznatků Ú12135 a představeny experimentální data, která sloužila k sestavení modelu. Následovat bude výzkum multiparametrického modelu a jeho vlastní tvorba. Vytvořený model bude validován a aplikován na predikci procesních chyb.

Nejčastěji používaným modelem řezných sil je Kienzleho model. Pominou-li se jeho nevýhody popsané v kapitole 3.2.1 a využije-li se v simulacích virtuálního obrábění, objeví se komplikace související s nominálním měrným řezným odporem k_{c11} , s nímž Kienzleho model pracuje. Ten je sice k dispozici v katalogích výrobců nástrojů, ale jedná se o pouhou konstantu. Pokud by se měl Kienzleho model použít pro více nástrojů s různou geometrií a s různými řeznými podmínkami, musela by se pro každou kombinaci těchto variant sestavit obsáhlá tabulka měrných řezných odporů.

Ostatní modely (mechanistické i analytické), které jsou prezentovány ve výzkumných pracích zahraničních autorů a již se dají považovat za multiparametrické, jsou vytvořeny pro relativně úzké rozsahy vstupních parametrů. Pro simulace to znamená vytvoření a implementování většího množství modelů.

Z těchto důvodů vznikl požadavek na navržení multiparametrického modelu řezných sil, který by měl tento problém vyřešit – tzn. model, jehož výstupem budou řezné síly v závislosti na geometrii nástroje a řezných podmínkách. Důležité je zmínit, že na velikosti řezné síly mají menší podíl další nezohledněné vlivy (použití řezné kapaliny, materiál a povlakování nástroje apod.), ovšem neexistuje model, který by dokázal všechny tyto vlivy zohlednit.

7.1 Požadavky na multiparametrický model

Pro multiparametrický model řezných sil, který je určen pro simulace virtuálního obrábění, jsou požadavky následující:

- Model zahrne vliv geometrie nástroje a řezných podmínek.
- Model zohlední vliv poloměru ostří břitu nástroje (důvodem je, že reálné nástroje nejsou dokonale ostré a velikost poloměru ostří ovlivňuje výslednou velikost řezných sil).
- Popsání všech složek řezných sil, tzn. tečnou, normálovou i binormálovou.

- Model bude možno vyjádřit jako nekonečné malé přírůstky, aby model byl integrovatelný na libovolný břit (tímto bude možné model využít jak pro soustružení, tak pro frézování).

Požadavky vychází z předchozích výzkumných aktivit Ú12135. Téma modelování sil se zde řeší již 10 let. V rámci dílčích projektů se podařilo naměřit velké objemy dat, zjistit důležitost poloměru ostří a zároveň sestavit multiparametrické modely pro frézování. Chyběla ovšem integrace dat ze soustružení a frézování a zejména zahrnutí vlivu poloměru ostří v jednom modelu.

Experimentální data jsou z těchto projektů převzata. Popis měření řezných sil se nachází v kapitole 7.2 a rozsahy měření v přílohách (u každého experimentu se nachází odkaz na konkrétní číslo přílohy).

7.2 Experimentální data použita k sestavení modelu

Pro sestavení modelu byla využita data převzatá z výzkumných projektů Ú12135, které vznikaly na ústavu v průběhu několika let.

7.2.1 Měření řezných sil při soustružení

V průběhu let proběhlo několik měření řezných sil při soustružení oceli a duralu s různými řeznými podmínkami a s různou geometrií nástroje. Měření bylo provedeno v rámci projektu CK-SVT-WP01 (výzkumná zpráva č. V-16-071 [28]). Měření proběhlo na soustruhu SP430 Y/2 1100 (viz obr. 34) v laboratořích Ú12135. Pro měření sil byl použit soustružnický dynamometr Kistler 9119AA2, nábojový zesilovač, měřicí ústředna a software firmy NI. Podrobný postup verifikace dynamometru je obsažen v průběžné výzkumné zprávě V-16-071 [28].



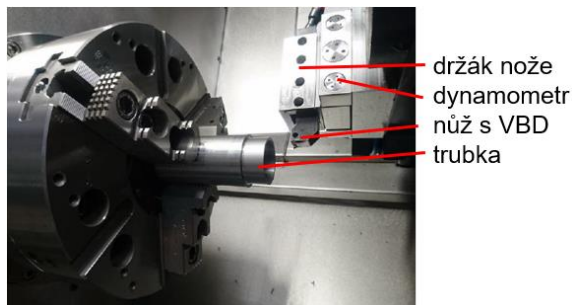
Obr. 34 Soustruh SP430 Y/2 1000 od firmy Kovošvit MAS



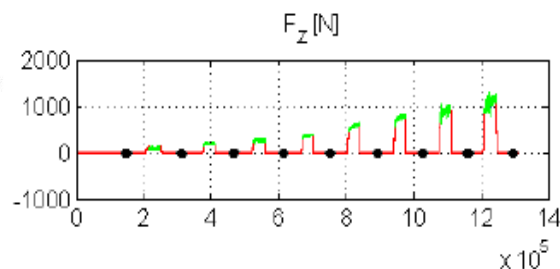
Obr. 35 Dynamometr Kistler 9119AA2 [28]

Vzhledem k velkému počtu měření a opakování bylo měření a vyhodnocování co nejvíce automatizováno. Měření byla automaticky spouštěna digitálním výstupem ze stroje. Digitální výstup byl řízen přímo z NC kódu. Během jednoho

záznamu bylo měřeno několik úrovní posuvu, přičemž každé změně posuvu předcházelo naprogramované vyjetí z řezu (přerušení třísky). Díky tomu jsou jednotlivé úseky v signálech sil jasně rozlišitelné. Příklad změřených dat, jejich korekce kvůli driftu dynamometru a datové úseky vybrané z měření sil při ortogonálním obrábění je uveden na obr. 37. [28][33]



Obr. 36 Uspořádání měření při podélném soustružení trubky s VBD [33]



Obr. 37 Naměřený průběh složky řezné síly F_z , úseky pro korekci driftu dynamometru (černě), korigovaná řezná síla (červeně), vybraný úsek pro danou úroveň posuvu (zeleně). [28]

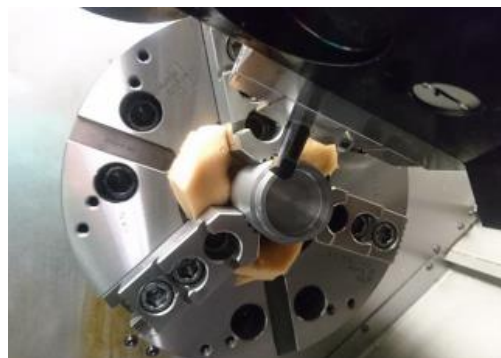
Celkem byly provedeny 4 měření – soustružení nástrojem s různou geometrií s konstantním poloměrem ostří a soustružení nástrojem s omezenou geometrií, ale s různorodým poloměrem ostří. Obojí proběhlo pro ocel i pro dural.

Soustružení nástroji s různou geometrií a konstantním poloměrem ostří

Měření původně sloužilo pro zjištění vlivu geometrie nástroje na řeznou sílu při ortogonálním a volném obrábění, a to při různých řezných podmínkách.



Obr. 38 Ilustrační fotografie použitých monolitických soustružnických nožů (TGS nástrojárna) [33]



Obr. 39 Příklad změny úhlu sklonu ostří při soustružení sjetím nástroje pod osu [33]

Pro potřeby měření byly navrženy a vyrobeny speciální stranové nože (viz obr. 38). Dodavatelem byla firma TGS nástrojárna. Polotovarem byl válec z karbidu YL10.2 o průměru 16h6. Nástroje byly potaženy tenkou vrstvou nanokompozitního supernitridu ALTiN s tvrdostí 3700 HV 0.05. Celkem bylo nabroušeno 12 typů nožů

s geometrií a označením specifikovaným v příloze B. Nože byly upínány do pouzdra umístěného na dynamometru pomocí trojice dotlačovacích šroubů. [28][33]

Měření probíhalo při stranovém soustružení trubky z oceli 12050.1 (C45) a duralu 7075-T651 monolitními nástroji s různou geometrií při různých řezných podmínkách. Ačkoliv byl úhel sklonu ostří 0° , tak bylo stejným nástrojem naměřeno více hodnot úhlu sklonu ostří – změna tohoto úhlu byla docílena posunutím nástroje ve směru osy Y mimo osu soustružení (viz obr. 39 a obr. 41). [28][33]

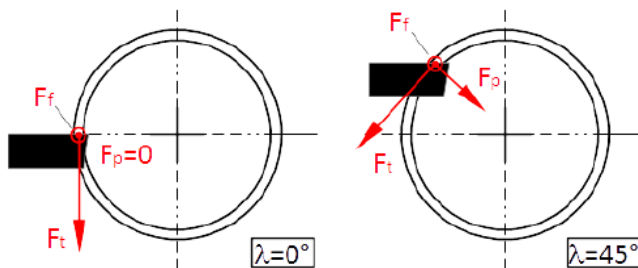
Souhrn měření provedených na soustružení se všemi kombinacemi různých geometrií nástroje s konstantním poloměrem ostří a řeznými podmínkami v příloze C.

Soustružení s omezenou geometrií nástroje a různým poloměrem ostří

Toto měření z r. 2016 navazovalo na dřívější testy frézování (které nejsou v této práci zmíněné, protože s ní nesouvisí), jejichž cílem bylo ukázat vliv poloměru ostří na velikost řezných sil. Poloměr ostří byl záměrně předem připraven omíláním výměnné břitové destičky (VBD) v mokřém písku. Následně byl rádius ostří každé destičky změřen pomocí 3D optického skenovacího mikroskopu ALICONA InfiniteFocus. [28][33]



Obr. 40 Fotografie použitého držáku STJCR 2020 M 16-M-A a výměnné břitové destičky TCMW 16T308 od firmy PRAMET [28]



Obr. 41 Schematicky znázorněná změna úhlu sklonu ostří nástroje pomocí posunu nástroje v ose Y mimo osu soustružení [35]

Držák VBD a VBD (viz obr. 40) dodala firma PRAMET. V držáku usazené VBD měly nulový sklon ostří λ , nulový úhel čela α a úhel hřbetu γ byl 7° . Posunutím nástroje mimo osu soustružení pomocí osy Y soustruhu byly opět „nastaveny“ úhly sklonu

ostří na 0° , 25° a 45° (viz obr. 41). Ačkoli geometrie nástroje zůstala stále, byly tímto způsobem naměřeny různé úhly ostří. Pro nekomplikovanost geometrie byly použity destičky bez utvařeče třísky. [28][33]

Souhrn měření provedených na soustružení se všemi kombinacemi omezené geometrie nástroje s různými poloměry ostří a řeznými podmínkami se nachází v příloze D.

7.2.2 Měření řezných sil při frézování

Podobně, jako v předchozí kapitole 7.2.1, byly řezné síly při frézování měřeny na oceli i na duralu. Zatímco při soustružení s úhlem nastavení 90° odpovídá tloušťka třísky přímo posuvu za otáčku, u frézování je tloušťka třísky proměnná. Měření řezné síly při frézování proběhlo v letech 2016 a 2017 v rámci [28] a [35]. Měřeny byly složky řezné síly v závislosti na úhlu natočení nástroje. Měření probíhalo na experimentálním vertikálním frézovacím stroji LM1 (jedná se o stroj TAJMAC-ZPS MCFV 5050 LN, který je však vybaven lineárními motory, viz obr. 42).



Obr. 42 Fotografie experimentálního frézovacího stroje LM1



Obr. 43 Fotografie pracovního prostoru v průběhu experimentu [35]

Jednobřité nástroje se z praktického pohledu mohou zdát nevhodné, ale přinášejí řadu výhod, pokud jde o měření. Hlavní výhodou je eliminace vlivu házení jednotlivých břitů. Z hlediska měření sil je také významné snížení budící frekvence, které má za následek větší odstup frekvence rázů břitu od rezonanční frekvence dynamometru. Toto řešení také usnadňuje identifikaci počátku a konce záběru. [35]

Frézování oceli s různou geometrií nástroje a konstantním poloměrem ostří

Pro účely měření byly navrženy speciální jednobřité frézy, které vyrobila firma TGS nástrojárna. Výchozí polotovár byl válec o průměru 16h6 z karbidu YL10.2.

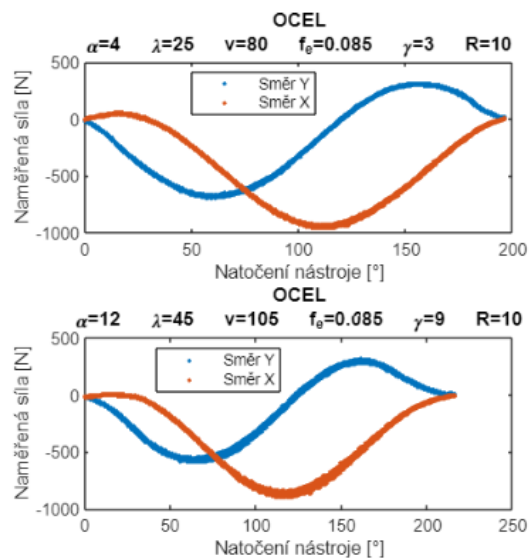
Pro zaručení přesnosti mají výsledné frézy průměr 15,8 mm. Nástroje byly vyrobeny ve dvou provedeních – pro frézování oceli byly frézy potaženy tenkou vrstvou nanokompozitního supernitridu AlTiN s tvrdostí 3700 HV 0.05 a pro frézování duralu povlakovány nebyly (viz obr. 44). [28][35]

Aparatura byla použita stejným způsobem jako u soustružení (deskový dynamometr byl připojen k nábojovému zesilovači, výstupy byly připojeny do analogové záznamové karty od National Instruments). Zde navíc figuruje laserová otáčková sonda, která však nebyla primárně použita k měření otáček, ale především k detekci průchodu reflexní značky a v kombinaci s metodikou vyvinutou ve Ú12135 k určení aktuálního natočení špičky břitu nástroje. [35]

Tímto způsobem bylo možné měřit průběhy řezné síly ve směru strojních os X, Y a Z v závislosti na natočení nástroje, resp. břitu. Pro různé kombinace geometrie nástroje a řezných podmínek byly naměřeny průběhy o několika otáčkách nástroje, které lze zobrazit přes sebe. Tyto průběhy byly využity pro elementární test přenositelnosti navrženého modelu ze soustružení na frézování.



Obr. 44 Fotografie jednobřitých fréz v povlakované (vlevo) a nepovlakované (vpravo) variantě



Obr. 45 Ukázka průběhu naměřených sil ve směru osy X a Y v závislosti na natočení nástroje

Souhrn měření provedeného při frézování oceli i duralu se všemi kombinacemi geometrie nástroje s konstantním rádiusem ostří a různými řeznými podmínkami se nachází v příloze E.

Souhrn geometrie použitých monolitních fréz v příloze F.

Frézování oceli s omezenou geometrií nástroje a různým poloměrem ostří

Měření řezných sil při frézování s různou geometrií poloměru ostří bylo provedeno stejným způsobem jako měření řezných sil s různou geometrií nástroje v předchozí podkapitole. Provedeno bylo pouze na oceli.

V tomto případě však nebyly použity monolitní frézy, ale byly využity již vyrobené výměnné břitové destičky pro měření řezných sil při soustružení s různým poloměrem ostří, které byly cíleně „otupené“ omíláním v mokřém písku a následně měřeny na 3D optickém skenovacím mikroskopu ALICONA InfiniteFocus. Destičky a držák VBD byly stejné jako ve dříve zmíněném měření (podrobněji viz v kapitola 7.2.1). Pro frézování byl v Ú12135 vytvořen speciální držák VBD, který umožňoval realizovat operaci frézování i s destičkami, které byly původně určeny pro soustružení (viz obr. 46). Opět se jednalo o frézování jednobřítým nástrojem. [35]

Souhrn měření provedeného při frézování oceli i duralu se všemi kombinacemi geometrie nástroje s různými poloměry ostří a různými řeznými podmínkami je uveden v příloze Příloha E.



Obr. 46 Fotografie pracovního prostoru s držákem soustružnického držáku VBD



Obr. 47 Fotografie použitých výměnných břitových destiček

8 Výzkum multiparametrického modelu řezných sil

Na základě prozkoumání výhod, nevýhod a omezení jednotlivých přístupů k modelování řezných sil v kapitolách 3 a 4 byl jako nejvhodnější pro použití ve virtuálních simulacích vybrán mechanistický přístup. Stručně shrnutí důvodů:

Analytický přístup byl v minulosti zkoumán v rámci výzkumných aktivit Ú12135 a nevedl k očekávaným výsledkům.

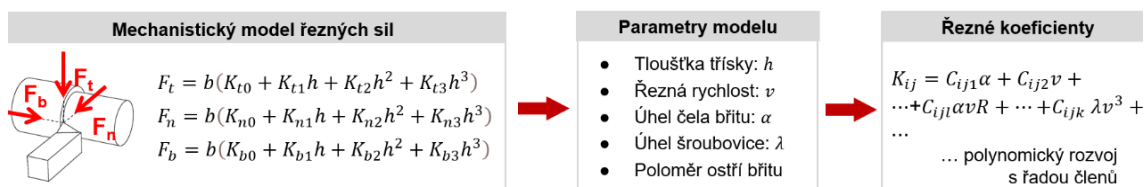
Empirické modely se navrhují pro konkrétní technologie. Vytváří se na úzkém pásmu vstupních parametrů, kdy postupně měníme jeden z nich a zkoumáme jeho vliv (viz kapitola 3.3). Mají malou variabilitu, proto jsou nevhodné pro simulace s proměnnými záběrovými podmínkami.

Numerické metody nejsou vhodné, protože jsou výpočetně (= i časově) velmi náročné. Zároveň na jejich pozadí běží konstitutivní modely obsahující ostatní přístupy k modelování.

Jako nejvhodnější se jeví mechanistické modely.

Při vyobrazení naměřených řezných sil v závislosti na tloušťce třísky (viz obr. 5) je zřejmá nutnost použít **polynomický mechanistický model** (viz kapitola 4.1.2). Tento model by však měl být parametrický, tj. měl by spolehlivě predikovat velikosti složek řezné síly pro různé geometrie nástrojů a řezné podmínky. Proto je důležité, aby řezné koeficienty v rovnici 4.3 nezůstaly pouhými konstantami, ale byly vyjádřeny jako funkce, např.: polynomický rozvoj námi požadovaných parametrů (viz obr. 48, kde je to schematicky naznačeno).

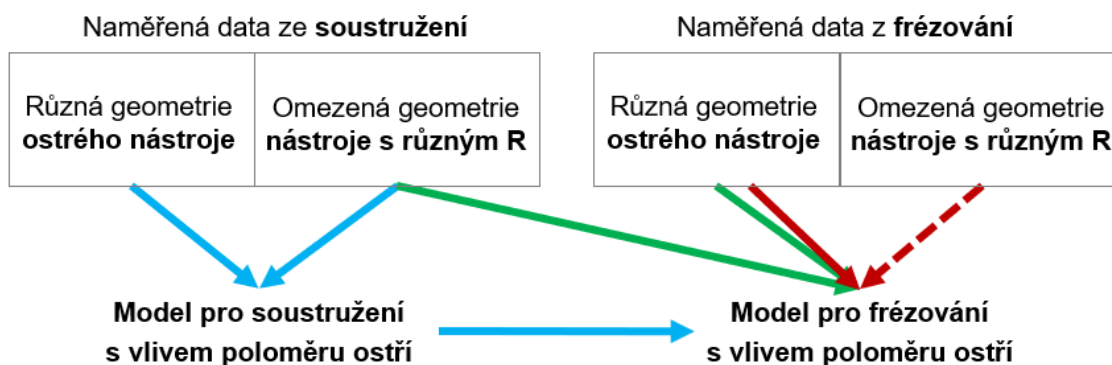
Parametry modelu, pro které existovala naměřená data a které bylo možné použít, byly: tloušťka třísky h , řezná rychlost v , úhel čela břitu α , úhel šroubovice λ a poloměr ostří R . Při měření byl měřen také úhel hřbetu γ , ale z vyobrazených závislostech se ukázalo, že je jeho vliv zanedbatelný.



Obr. 48 Schematicky znázorněn polynomický rozvoj řezných koeficientů kubického mechanistického modelu řezných sil

Vzhledem k tomu, že byly dostupná data ze soustružení i frézování, nabízel se několik variant, jak model vytvořit. Varianta zvolená v této práci (modře na obr. 49) využívá k vytvoření modelu data ze soustružení, přičemž model je vytvořen tak, aby jej bylo možné „přenést“ ze soustružení na frézování. Alternativní variantou bylo vytvoření modelu pro frézování přímo z dat

pro frézování (červeně na obr. 49), ovšem tento postup by byl využitelný pouze pro ocel, protože pro dural nejsou potřebná data (omezená geometrie nástroje s různým poloměrem ostří). Z toho důvodu se zvažovalo, zda by bylo možné sestavit model pro frézování bez vlivu poloměru ostří a jeho vliv do tohoto modelu doplnit pomocí dat z frézování (zeleně na obr. 49). To by bylo velmi obtížné, proto byla zvolena modrá varianta, protože tímto způsobem je možné model aplikovat na obě technologie a zároveň naměřená data z frézování využít pro elementární validaci.

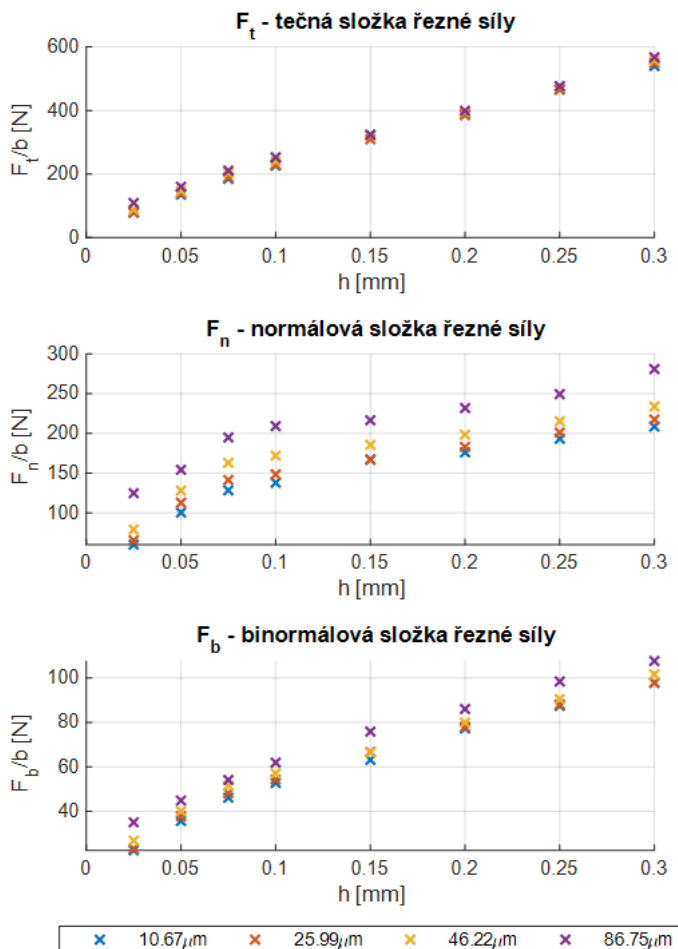


Obr. 49 Schematické znázornění variant využití naměřených dat pro tvorbu modelu řezných sil, komentováno v textu

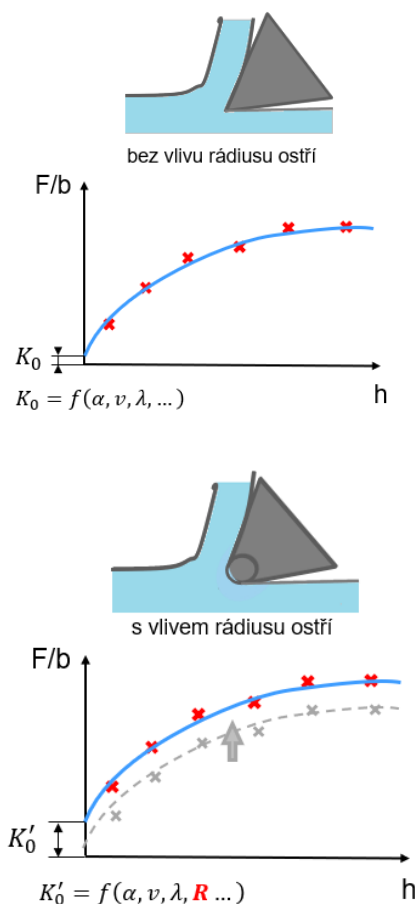
8.1 Zohlednění vlivu poloměru ostří

Jedním z požadavků na model řezných sil bylo zohlednění poloměru ostří břitu. Zpočátku nebylo jasné, zda toho lze vůbec dosáhnout. Důvodem této nejistoty byla omezená geometrie nástroje při měření řezných sil s různým poloměrem ostří – vliv poloměru ostří je možné zjistit pouze na měřené geometrii. Pokud se vliv poloměru ostří liší u neměřené geometrie a pokud vliv poloměru ostří ovlivňuje všechny řezné koeficienty současně, mohou nepřesně odhadnuté a vyjádřené závislosti negativně ovlivnit přesnost celého modelu. Ideální by bylo mít proměřené všechny kombinace geometrie s různým poloměrem ostří, to by ovšem znamenalo velké množství speciálně připravených VBD, což by bylo velmi náročné.

Při vyobrazení naměřených dat pro ocel i dural ukázalo, že pro běžně vyskytující se poloměry ostří skutečných nástrojů (cca 10 – 90 μ m) má poloměr ostří zanedbatelný vliv na tvar závislosti řezných sil na tloušťce třísky, ale zato posouvá celou závislost v ose Y (viz obr. 50, další ukázky tohoto vlivu v příloze H). Tímto zjištěním došlo ke zjednodušení závislostí polynomických rozvoje, protože poloměr ostří bude figurovat pouze v rozvoji konstantního řezného koeficientu a u ostatních řezných koeficientů ho můžeme zanedbat (schematicky vyobrazeno v obr. 51).



Obr. 50 Ukázka vlivu rádiusu ostří na průběh závislosti složky řezné síly na tloušťce třísky při soustružení oceli (data: [28])



Obr. 51 Schematické znázornění vlivu rádiusu ostří na průběh závislosti složky řezné síly na tloušťce třísky

8.2 Polynomické rozvoje řezných koeficientů

Řezné koeficienty v navrženém modelu nezůstávají konstantami, ale jsou vyjádřeny jako funkce, např. polynomické rozvoje vstupních parametrů obecně naznačené v rovnici 8.1. Výpočet váhy w_{ijm} jednotlivých členů v rozvoji řezných koeficientů byl proveden „dvoustupňovou“ lineární regresí. Obtížný byl ovšem výběr těchto členů. Cílem bylo najít co nejjednodušší a zároveň nejpřesnější rozvoj.

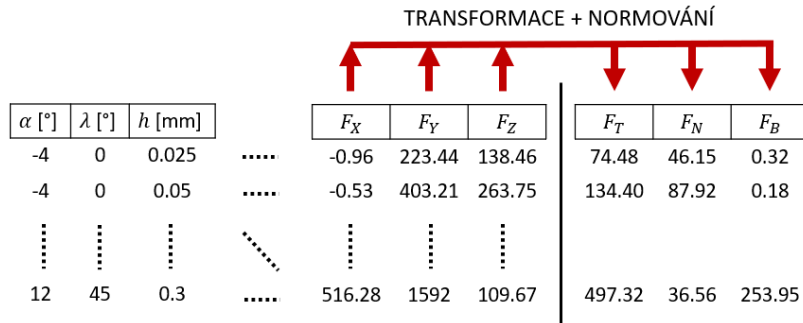
$$K_{ij} = w_{ij1}\alpha + w_{ij2}\alpha^2 + \dots w_{ijl}\alpha\lambda v + \dots w_{ijk}R^2 \quad (8.1)$$

Původně byl napsán poměrně složitý automatizovaný skript, který se o výběr členů postaral sám. Postupně prověřil všechny možné kombinace členů všech řezných koeficientů K_{ij} (maximální počet členů, mocnin a proměnných ve členu bylo omezeno) a vybral rozvoje, které po dosazení do polynomického modelu nejpřesněji predikovaly složky řezné síly F_i . Problém tohoto automatizovaného výběru spočíval v tom, že pokud se ke stávajícímu rozvoji přidá další závislost, pravděpodobně dojde

k zanedbatelnému zlepšení, které však skript upřednostní. Vznikaly tak zbytečně složité rozvoje, které sice byly statisticky přesnější (hodnoceno dle koeficientu determinance R^2 a RMSE), ale vykazovaly nepřesnosti v krajních hodnotách vstupních parametrů (např. při predikci společně největšího úhlu čela a sklonu ostří, které byly naměřeny). Následovalo postupné zjednodušování automatizovaného skriptu, které vedlo až k přechodu na metodu manuálního výběru členů, jež bude představena v následujících odstavcích.

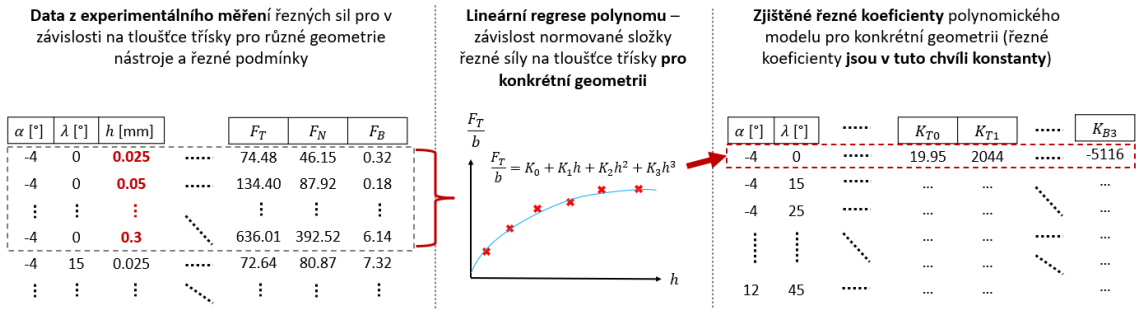
8.3 První lineární regrese a zjištění konstantních řezných koeficientů

Nejprve bylo nutné provést preprocessing dat. Velikosti řezných sil při soustružení byla měřena pomocí deskového dynamometru, řezná síla byla tedy změřena v souřadnicovém systému dynamometru XYZ. Ačkoli tento systém obvykle odpovídá systému tečná-normálová-binormálová (dále TNB), v případě měření byly měřeny různé úhly sklonu ostří λ pomocí posunutí soustružnického nože v ose Y (více v kapitole 7.2.1). Proto se soustavy ne vždy shodovaly a bylo nutné naměřený vektor řezné síly transformovat do systému TNB. Řezné složky byly následně normovány šířkou třísky (velikosti složek řezné síly jsou vyjádřeny na 1 mm šířky třísky).



Obr. 52 Schematicky znázorněná příprava dat. Pro každou geometrii nástroje, řezné podmínky a tloušťku třísky byla provedena transformace vektoru řezné síly ze souř. sys. XYZ do systému TNB

Z takto připravených dat bylo možné provést první lineární regresi polynomu, která je schematicky znázorněna na obr. 53. Z dat byla vždy získána závislost složek řezné síly na tloušťce třísky pro jednu konkrétní geometrii nástroje a řezné podmínky. Na ni byla provedena lineární regrese polynomu, čímž byl zjištěn předpis křivky této závislosti, ze které vychází řezné koeficienty pro polynomický model (schematicky naznačeno na obr. 53). V tomto bodě byly získány řezné koeficienty pro jednu konkrétní geometrii nástroje a řezné podmínky. Jedná se zatím o konstantní řezné koeficienty, které lze již použít pro soustružení, ale cílem je s jejich pomocí vytvořit multiparametrický model.



Obr. 53 Schematicky znázorněna první lineární regrese polynomu a získání řezných koeficientů

8.3.1 Výběr členů do polynomických rozvoje

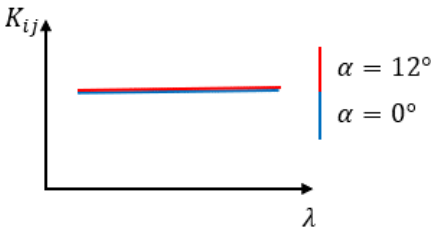
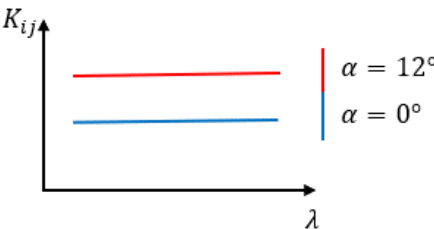
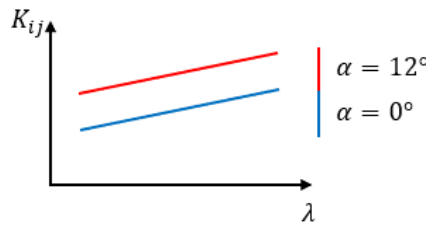
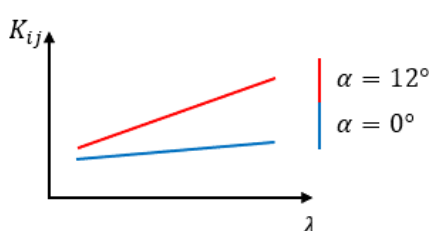
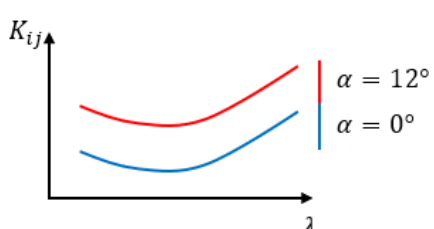
Jak již bylo v předchozích kapitolách uvedeno, výběr členů pro rozvoje řezných koeficientů probíhal ručně. To bylo provedeno na základě znalosti řezných koeficientů pro polynomický model pro konkrétní geometrii zjištěnou v předchozí kapitole. V interaktivním skriptovacím prostředí Pluto.jl byla vytvořena jednoduchá aplikace, která umožnila vyobrazit a porovnat závislosti těchto koeficientů na vstupních parametrech. Z těchto vyobrazení lze odvodit, které členy by se v rozvoji měly vyskytovat – odvození je stručně vysvětleno v tab. 1.

Na ose Y byl vždy vynesena posuzovaný řezný koeficient K_{ij} . Na ose X byly postupně vyobrazovány všechny vstupní parametry – na zjednodušené ukázce v tab. 1 je to úhel sklonu ostří λ . Již z této závislosti jsme schopni určit, zda je velikost řezného koeficientu na tomto parametru lineární, polynomiální nebo zcela nezávislá. Místo další osy je v závislostech různými barvami znázorněn třetí parametr (pomocí tzv. colorbaru, v ukázce je to úhel čela α). Díky současnému vyobrazení dvou parametrů jsme schopni zjistit, zda mezi oběma členy existuje křížová závislost (např. součin $\alpha\lambda$).

Tímto způsobem byly zjištěny potencionální rozvoje řezných koeficientů. Jak bude ukázáno v dalších kapitolách, závislosti v reálných datech nebyly vždy takto zřejmé. Ve vyobrazených závislostech jednotlivých řezných koeficientů se vyskytovaly „hraniční“ tvary křivek, kdy bylo obtížné rozhodnout, zda je závislost ještě lineární nebo už polynomická. Navíc se často objevoval náznak křížové závislosti mezi parametry. V těchto případech nebylo jasné, zda do rozvoje tyto závislosti zahrnout, či nikoliv. Pokud by se tyto závislosti zahrnuly, mohly by mít malý vliv na přesnost řezného koeficientu, a ještě menší vliv na složku řezné síly, ale zato by se tím rozvoj zbytečně prodloužil a zkomplikoval. Případně by nezahrnutí těchto závislostí mohlo mít negativní vliv přesnost složek řezných sil. Tento problém byl vyřešen velmi jednoduše. Již bylo zmíněno, že v původní verzi byl výběr členů do rozvoje řezných koeficientů proveden automatizovaně, ale z dříve vysvětlených důvodů bylo od tohoto přístupu odstoupeno. Již naprogramované řešení ale bylo po úpravách použito k tomu, aby druhá regrese (která bude popsána v další

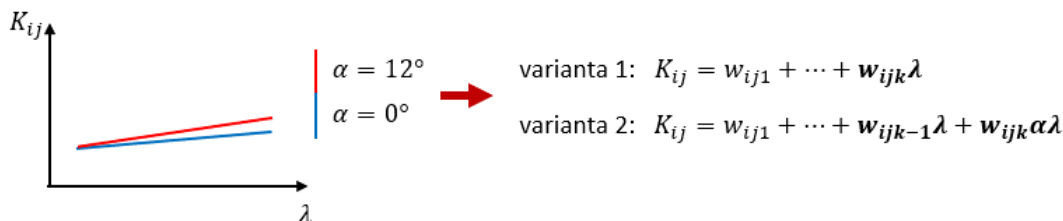
podkapitole) mohla být spuštěna s různými návrhy variant rozvoje řezných koeficientů.

Tab. 1 Posouzení závislostí řezného koeficientu na vstupních parametrech, včetně křížových závislostí

	<ul style="list-style-type: none"> • K_{ij} je konstantní při změně λ. • K_{ij} je konstantní při změně α. <p>↳ Velikost K_{ij} je nezávislá na λ i α.</p> <p>↳ Členy λ ani α nebudou vystupovat v rozvoji řezného koeficientu K_{ij}.</p>
	<ul style="list-style-type: none"> • K_{ij} je konstantní při změně λ. • Velikost K_{ij} je se mění při změně α. <p>↳ Velikost K_{ij} je závislá na α, ale na λ není.</p> <p>↳ Člen s λ nebude vystupovat v rozvoji řezného koeficientu K_{ij}, ale člen s α ano. Jeho závislost zjistíme při vykreslení α na ose X.</p>
	<ul style="list-style-type: none"> • K_{ij} je lineárně závislý na λ. • Velikost K_{ij} je se mění při změně parametru α o konstantní hodnotu. <p>↳ Velikost K_{ij} je lin. závislá na λ.</p> <p>↳ V rozvoji bude vystupovat lineární člen s λ. Dále je patrná i závislost na α – tu zjistíme při vykreslení α na ose X.</p>
	<ul style="list-style-type: none"> • K_{ij} je lineárně závislý na λ. • Sklon přímky lin. závislosti je různý pro různé α. <p>↳ K_{ij} je lin. závislý na λ, křížová závislost mezi α a λ</p> <p>↳ V rozvoji bude vystupovat lineární člen s λ a navíc přibude křížový člen se součinem $\alpha\lambda$. Dále je potřeba zkontrolovat závislost α samostatně.</p>
	<ul style="list-style-type: none"> • K_{ij} je polynomiálně závislý na λ. • Velikost K_{ij} je se mění při změně parametru α o konstantní hodnotu. <p>↳ V rozvoji bude vystupovat polynomiální rozvoj druhého řádu s členy obsahující λ a λ^2. Dále je patrná i závislost na α – tu zjistíme při vykreslení α na ose X.</p>

V případech, kdy nebylo možné z vyobrazených závislostí jednoznačně rozhodnout, zda člen do rozvoje zahrnout nebo nikoliv, bylo vytvořeno více variant – varianta která člen zahrnuje a varianta, která člen nezahrnuje (schematicky

naznačeno na obr. 54). Zbytek postupu, který je popsán v následujících kapitolách, bude pracovat se všemi vytvořenými variantami.



Obr. 54 Schematicky naznačen náznak křížové závislosti, kdy nelze jednoznačně rozhodnout, zda bude její zohlednění mít negativní vliv na přesnost, či ji můžeme zanedbat. V takovém případě byly vytvořeny dvě varianty rozvoje řezných koeficientů, jedna člen popisující křížovou závislost neuvažuje, druhá ano.

8.4 Druhá lineární regrese a zjištění váhy vybraných členů v rozvoji řezných koeficientů

Druhá regrese slouží k určení vah vybraných členů v rozvoji řezných koeficientů. V minulé podkapitole byl vysvětlen důvod vzniku více variant rozvoji řezných koeficientů. V tomto bodě byly z těchto variant vytvořeny potencionální modely pomocí zkombinování všech variant mezi sebou (viz obr. 55).

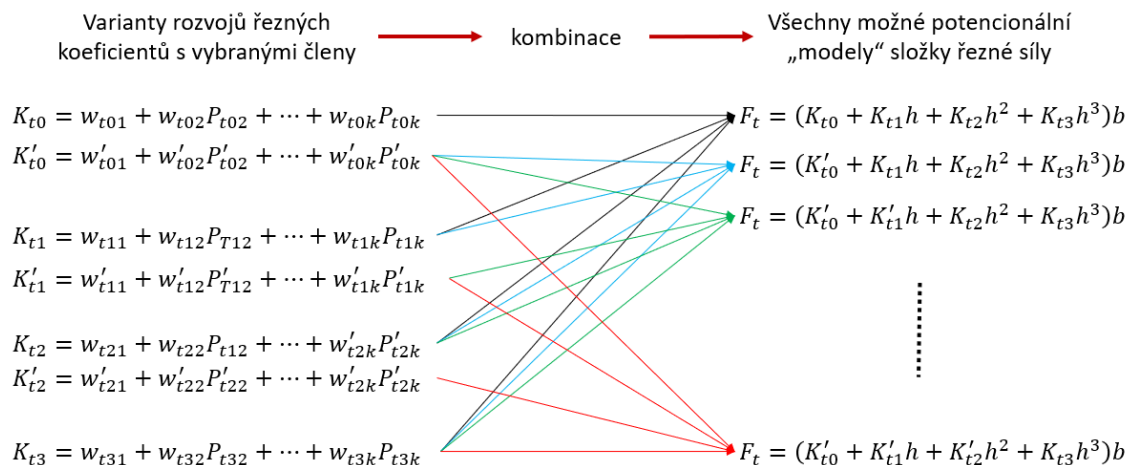
Před samotnou regresí je nutné od sebe oddělit data, která budou použita pro regresi, a data, která budou sloužit pro ověření funkčnosti výsledných modelů. K tomuto účelu byla využita Monte Carlo Cross Validation. Jedná se o jednoduchý proces křížové validace, při kterém jsou z dat vybrány náhodné vzorky pro regresi, resp. k tvorbě modelu. Pro ověření se vybírají náhodné vzorky, které se však liší od vzorků vybraných pro regresi. V práci bylo 50% vzorků použito pro regresi a zbývajících 50% pro křížovou validaci. Data nebyla oddělena předem, ale oddělení dat bylo zabudováno přímo do výpočtového skriptu (pro původní automatizovaný skript to bylo nezbytné, pro manuální výběr to bylo pouze praktické). Při křížové validaci byly zkoumány zejména dva statistické parametry. Prvním je koeficient determinace, často označovaný jako R^2 [36]:

$$R^2 = \frac{\sum(\hat{y}_i - \bar{y}_i)^2}{\sum(y_i - \bar{y}_i)^2} \quad (8.2)$$

kde \hat{y}_i je regresní odhad i -tého vzorku a \bar{y}_i je střední hodnota závislé proměnné.

Druhým statistickým parametrem je směrodatná odchylka chyb, označována jako RMSE (root-mean-square error), kde n představuje počet vzorků. [36]:

$$RMSE = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y}_i)^2}{n}} \quad (8.3)$$



Obr. 55 Schematicky naznačené prokombinování různých variant rozvoju řezných koeficientů a z nich vycházející potenciální „modely“ popisující složku řezné síly

Po sestavení různých variant modelu složek řezné síly (viz obr. 55) následuje lineární regrese pro zjištění vah w_{ij} v jednotlivých členech rozvoju řezných koeficientů. Tento bod postupu se skládá ze dvou částí. V kapitole 8.1 bylo popsáno zohlednění vlivu poloměru ostří – tento vliv popisují pouze konstantní řezné koeficienty. V první části byla provedena lineární regrese konstantních řezných koeficientů. Rozvoj konstantního řezného koeficientu bude mít obecný předpis:

$$K_{i0} = w_{i00} + w_{i01}P_{i01} + \dots + w_{i0k}P_{i0k} \quad (8.4)$$

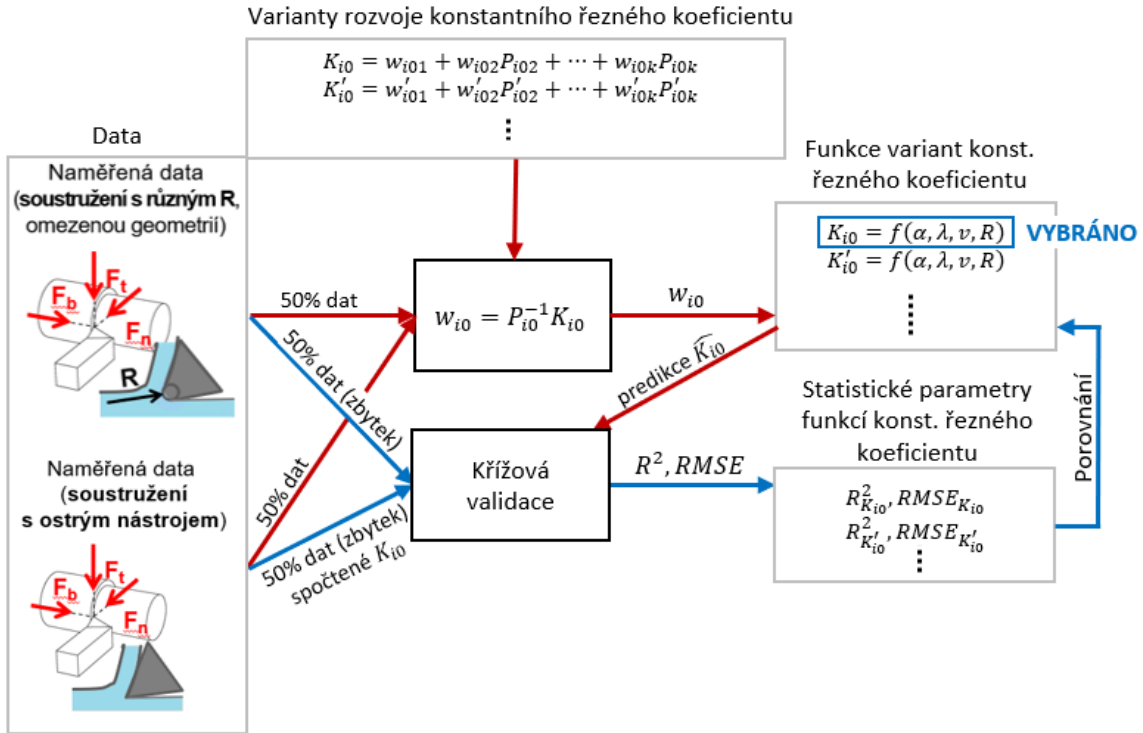
kde $i = t, n, b$ (směr složky řezné síly), k je maximální počet členů rozvoje řezného koeficientu a P_{i0k} je obecně popsáný parametr rozvoje (např. α, λ^2 apod.).

Hodnotu koeficientů z jednotlivých měření pro měřené vstupní parametry K_{i0} byly zjištěny první lineární regresí v kapitole 8.3. Parametry P_{i0k} v jednotlivých členech rozvoju byly vybrány v kapitole 8.3.1 a jejich hodnoty známé z měření můžeme zapsat do matic. Vznikne soustava rovnic odpovídající rovnici 8.4, pouze zapsaná v maticovém tvaru:

$$K_{i0} = P_{i0}w_{i0} \quad (8.5)$$

kde neznámý vektor vah w_{i0} zjistíme jednoduše ve výpočtovém software MATLAB pomocí lineární regrese. V práci bylo využito zpětné lomítka, protože v dokumentaci lze dočíst, že zpětné lomítka na základě rozměrů a hodnot matic volí vhodný algoritmus pro výpočet. Ostatní příkazy pro lineární regrese byly zároveň výrazně pomalejší (zjištěno v původním automatizovaném řešení výběru členů do rozvoju). Pokud existovalo více variant rozvoju, porovnáme jejich přesnost pomocí R^2 a RMSE a vybereme ten přesnější, zároveň ale dbáme i na nízkou složitost rozvoju (preferujeme menší počet členů, menší mocniny a méně součinů v rozvoji).

Popsaný postup pro zjištění rozvoje konstantních řezných koeficientů je schematicky znázorněn na obr. 56.



Obr. 56 Schematické dílčí shrnutí - zjištění vah konstantního řezného koeficientu a výběr nejlepší varianty na základě statistických parametrů zjištěných křížovou validací

Když jsou vyjádřeny rozvoje konstantních řezných koeficientů K_{i0} , lze rovnici 4.3 pro náš případ zobecnit

$$F_i = (K_{i0} + K_{i1}h + K_{i2}h^2 + K_{i3}h^3)b \quad (8.6)$$

kde $i = t, n, b$ a $j = 0, 1, 2, 3$ a koeficienty K_{i1} , K_{i2} a K_{i3} mají obecný rozvoj:

$$K_{ij} = w_{ij0} + w_{ij1}P_{ij1} + \dots + w_{ijk}P_{ijk} \quad (8.7)$$

Konstantní řezný koeficient K_{i0} je nyní známá funkce, takže jí můžeme dosadit do rovnice 8.6 a po úpravě rovnici obecně vyjádřit v maticovém tvaru:

$$\begin{aligned}
 & \left[\begin{pmatrix} 1 & P_{i111} & \dots & P_{i1n1} \\ 1 & P_{i112} & \dots & P_{i1n2} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 1 & P_{i11m} & \dots & P_{i1nm} \end{pmatrix} h \begin{pmatrix} 1 & P_{i211} & \dots & P_{i2n1} \\ 1 & P_{i212} & \dots & P_{i2n2} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 1 & P_{i21m} & \dots & P_{i2nm} \end{pmatrix} h^2 \begin{pmatrix} 1 & P_{i311} & \dots & P_{i3n1} \\ 1 & P_{i312} & \dots & P_{i3n2} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 1 & P_{i31m} & \dots & P_{i3nm} \end{pmatrix} h^3 \right] \begin{bmatrix} w_{ij1} \\ w_{ij2} \\ \vdots \\ w_{ijn} \end{bmatrix} = \\
 & \begin{bmatrix} F_{i1} \\ F_{i2} \\ \vdots \\ F_{ijm} \end{bmatrix} \frac{1}{b} - \begin{bmatrix} K_{i01} \\ K_{i02} \\ \vdots \\ K_{i0m} \end{bmatrix} \quad (8.8)
 \end{aligned}$$

kde $i = t, n, b$ (složka řezné síly), P_{ijnm} je parametr rozvoje řezného koeficientu, n je maximální počet členů v daném rozvoji, m je počet vzorků dat a b je hodnota

šířky třísky, která byla při měření konstantní. Jediným vektorem, který zůstal neznámý je vektor vah w . Pro přehlednost lze tuto soustavu rovnic přepsat:

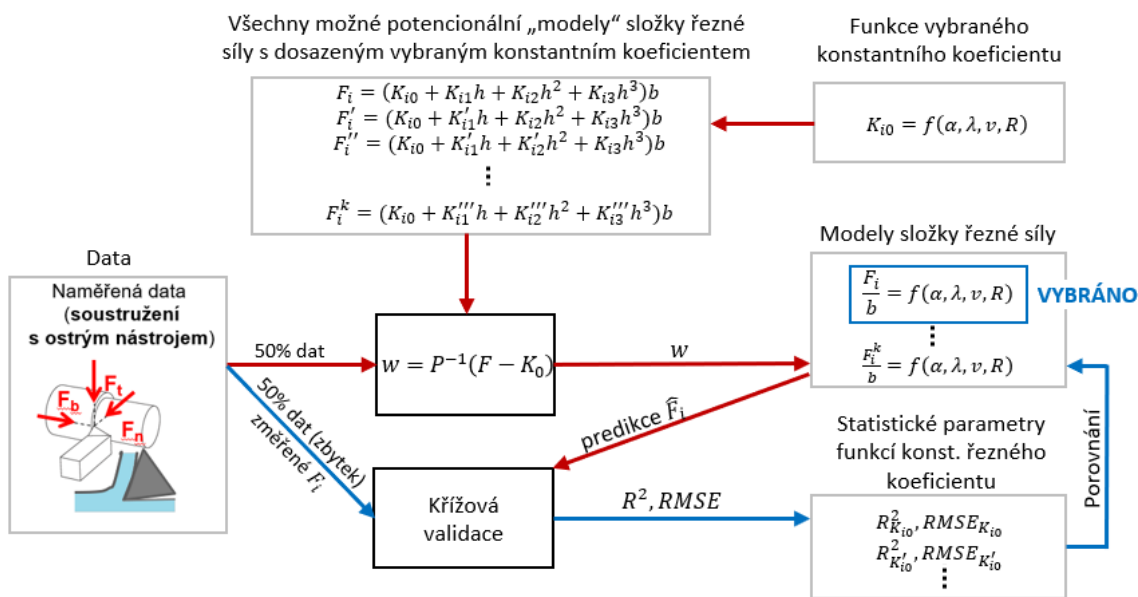
$$Pw = F - K_0 \quad (8.9)$$

odkud neznámý vektor w získáme jako

$$w = P^{-1}(F - K_0) \quad (8.10)$$

což lze opět velmi jednoduše řešit pomocí zpětného lomítka v MATLABu.

Tímto postupem získáme všechny váhy w_{ijk} ve členech rozvoju řezných koeficientů K_{ij} . Po dosažení příslušných vah w_{ijk} do rovnice 8.7 dosadíme funkce řezných koeficientů K_{ij} do rovnice 8.6, čímž získáme model složky řezné síly jako funkce $\frac{F_{ij}}{b} = f(\alpha, \lambda, v, R)$. Postup opakujeme pro všechny varianty modelu vzniklé v důsledku různých variant rozvoju řezných koeficientů (viz obr. 55). Na základě statistických parametrů R^2 , RMSE, počtu a složitosti členů vybereme nejvhodnější modely složek řezné síly. Postup (který je schematicky shrnut v obr. 57) opakujeme pro všechny složky řezné síly a pro oba materiály.



Obr. 57 Schematické dílčí shrnutí - druhé lineární regrese a tvorby modelu jedné složky řezné síly

8.5 Konvenční mechanistický model řezných sil

Konvenční mechanistický model známý z literatury musel být rozšířen na polynom třetího řádu, který je dán rovnicí 4.3. Tento model byl využit k vytvoření multiparametrického modelu. Postup tvorby je obecně popsán v kapitole 8. Konkrétní grafy závislostí modelu nejsou v této práci uvedeny, protože v dalších podkapitolách bude zjištěno, že tento konvenční mechanistický model selhal. Skripty použité pro jeho tvorbu jsou přiloženy v elektronické příloze E3.

8.5.1 Konvenční mechanistický model řezných sil pro ocel

Problémy s přesností byly patrné od samého počátku, což se projevilo již při vynesení grafu předpokládané závislosti řezné síly na tloušťce třísky proti naměřeným hodnotám během soustružení. Bylo vytvořeno nespočet modelů s drobnými rozdíly v postupu tvorby, ale žádný z nich nebyl dostatečně přesný. Poslední a nejpřesnější z těchto modelů je popsán v rovnicích 8.11, 8.12 a 8.13. Hlavní úpravou, která pomohla k lepší přesnosti, bylo přepracování složitého automatizovaného výběru členů rozvoje řezných koeficientů na ruční výběr popsáný v kapitole 8. Další významnou úpravou bylo škálování vstupujících hodnot do modelu. Cílem škálování bylo sjednotit velikost rozsahu vstupních parametrů přibližně mezi -1 a 1, případně 0 a 1. Důvodem byla jednotnost rozsahů jednotlivých parametrů a z nich vystupující porovnatelnost vlivu vah jednotlivých členů.³ Další výhodou škálování byl minimální vliv na přesnost modelu po zaokrouhlení jednotlivých vah.⁴

$$\begin{aligned} F_t &= b(K_{t0} + K_{t1}h + K_{t2}h^2 + K_{t3}h^3) \\ F_n &= b(K_{n0} + K_{n1}h + K_{n2}h^2 + K_{n3}h^3) \end{aligned} \quad (8.11)$$

$$\begin{aligned} K_{t0} &= 13\tilde{\lambda}^2 + 12\tilde{R} + 20 \\ K_{t1} &= 41\tilde{\nu} - 22\tilde{\alpha} + 2400 \\ K_{t2} &= -450\tilde{\nu} + 3200 \\ K_{t3} &= 520\tilde{\alpha} + 3800 \end{aligned} \quad (8.12)$$

$$\begin{aligned} K_{n0} &= 23\tilde{R} + 25\tilde{\nu} + 31 \\ K_{n1} &= -420\tilde{\alpha} - 320\tilde{\lambda}^2 + 1700 \\ K_{n2} &= -910\tilde{\nu} - 5800 \\ K_{n3} &= 1400\tilde{\alpha} + 7500 \end{aligned} \quad (8.13)$$

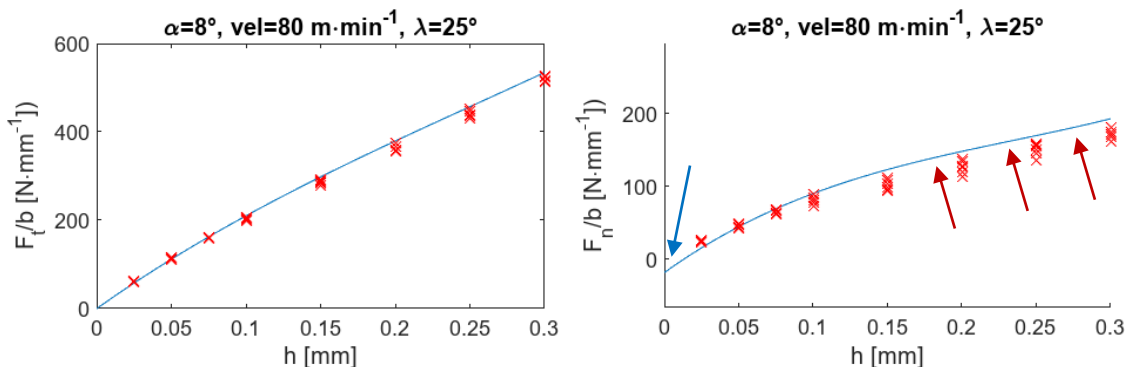
kde škálované bezrozměrné parametry $\tilde{\alpha}, \tilde{\lambda}, \tilde{\nu}, \tilde{R}$ jsou vyjádřeny: $\tilde{\alpha} = \frac{1}{8}\alpha - \frac{1}{2}$, $\tilde{\lambda} = \frac{\lambda}{45}$, $\tilde{\nu} = \frac{\nu}{84} - 1.95$, $\tilde{R} = \frac{R}{32} - 1.301$ (α [°], λ [°], ν [$\frac{m}{min}$] a R [μm]).

Zde je porovnávána pouze složka tečná a normálová, protože ty můžeme po přenosu na frézování validovat na naměřených řezných silách. Na obr. 58 lze vidět průběh predikce řezných sil vytvořeným modelem společně s naměřenými hodnotami. Geometrie nástroje a řezná rychlost byly vybrány tak, aby ukázaly,

³ Např. řezná rychlost v experimentu pro ocel byla až 250 m/min a úhel čela až 12°. Pokud by se oba tyto parametry podílely na velikosti složky řezné síly při své maximální hodnotě stejným dílem, nebylo by to na první pohled patrné. Při shodném poměru příspěvku by váha vysoké hodnoty rychlosti musela být výrazně menší než váha nízké hodnoty úhlu čela. Při shodně škálovaném rozsahu si při shodném poměru příspěvku rychlosti i úhlu čela váhy přibližně odpovídají.

⁴ Při zjišťování důvodu nepřesností byl zkoumán i vliv zaokrouhlování vytvořeného modelu. Zaokrouhlování mělo negativní vliv především člen K_{i3} , který je násoben třetí mocninou tloušťky třísky. Po zaokrouhlení došlo k malé změně velikosti řezného koeficientu, ale k velké změně složky řezné síly.

že model je sice přesný v tečné složce, ale nepřesný ve složce normálové. Normálová složka se v některých kombinacích velmi prudce „láme“ a navržený model to není schopný vystihnout. Toto obtížně vystihnutelné chování normálové složky představuje problém při aplikaci modelu na frézování. Z toho důvodu bylo při návrhu vyzkoušeno mnoho modifikací, ale žádná nevedla k uspokojivému výsledku.

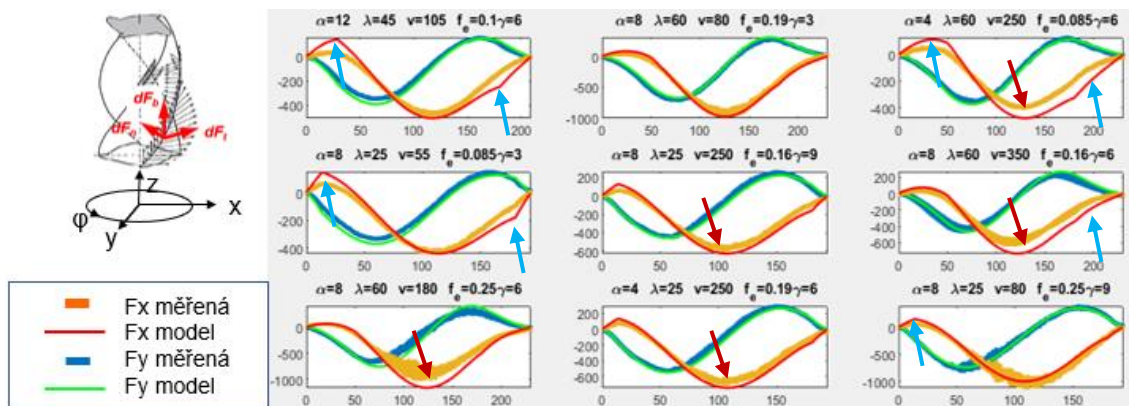


Obr. 58 Ukázka predikce závislosti řezných sil vytvořeného konvenčního modelu řezných sil na tloušťce třísky. Oranžové křížky jsou naměřené hodnoty se zvolenou geometrií nástroje a řeznou rychlostí, šedé křížky jsou všechny naměřené hodnoty při daném úhlu sklonu ostří λ . Vyznačené místa jsou nepřesnosti komentované v textu

8.5.2 Elementární test konvenčního modelu řezných sil pro ocel

Při měření řezných sil při frézování (kapitola 7.2.2) byly měřeny průběhy řezných sil ve směru X a Y v závislosti na natočení jednobřitého nástroje za jednu otáčku. To nám umožňuje velmi jednoduše provést elementární test modelu na frézování pomocí rovnice 4.17. Výsledkem je matice průběhů na obr. 59. Kombinace geometrie nástroje a řezných podmínek byla vzhledem k objemu dat zvolena náhodně, bez uspořádání.

V průbězích na obr. 59 jsou modře vyznačeny chyby predikce, jejichž původ byl identifikován jako nepřesnost konstantních řezných koeficientů, která způsobuje nepřesnost při počátku záběru břitu – kdy je tloušťka třísky malá. Červeně vyznačené nepřesnosti byly identifikovány a přisouzeny nepřesnostem normálové složky. V tomto bodě bylo také provedeno porovnání s použitím konstantních řezných koeficientů pro danou kombinaci geometrických a řezných parametrů, které byly zjištěny v kapitole 8.3. Došlo sice ke zlepšení, což znamenalo, že rozvoj řezných koeficientů způsobí nepřesnost, ale stejně to nebyl uspokojivý výsledek.

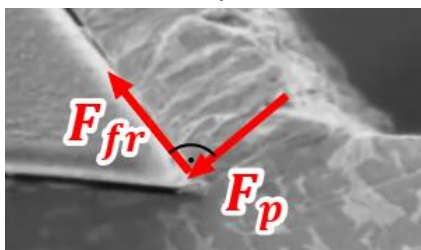


Obr. 59 Ukázka průběhu predikce řezných sil ve směru X a Y na jednu otáčku jednobřitého nástroje, predikce porovnána s naměřenými průběhy. Vyznačené místa upozorňují na nepřesnost, jejíž důvod je diskutován v textu

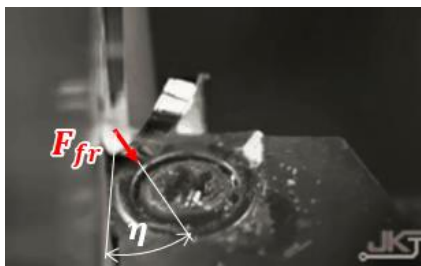
Zdá se, že ačkoli se tento statistický přístup objevuje ve vědeckých pracích s úspěšnými výsledky, je možné, že tento přístup začíná selhávat při tak velkém rozsahu geometrie nástroje a řezných podmínek. V rámci řešerše nebyla nalezena vědecká práce, ve které by se autoři pokusili o tvorbu multiparametrického modelu s takto velkým rozsahem vstupních parametrů.

9 Model „tlak-tření“

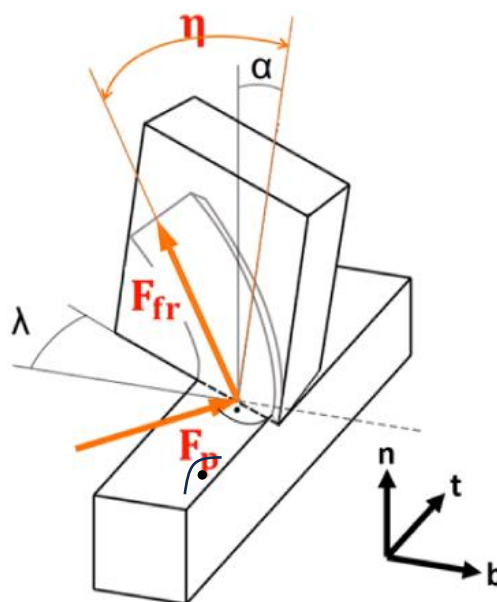
Vzhledem k neúspěchu konvenčního mechanistického modelu byla zvolena jiná strategie. Konzultant této diplomové práce a výzkumný pracovník Ú12135 Mgr. Jiří Falta, který se podílel na výzkumu řezných sil v rámci [28][33][34][35], prezentoval v r. 2018 v dílčí výzkumné zprávě [34] myšlenku rozkladu řezné síly do alternativního souřadného systému. Řeznou sílu si lze představit jako vektor působící v obecném směru. Standardně se rozkládá do souřadného systému TNB (viz obr. 6, většinou pro soustružení), případně XYZ (viz obr. 11, většinou pro frézování). Alternativní souřadnicový systém má být bližší fyzikálnímu principu tvorby třísky. Vektor řezné síly lze popsat tlakem a třením při styku nástroje s obrobkem – tj. pomocí tlakové složky F_p , působící kolmo na čelo nástroje, pomocí třecí složky F_{fr} , která působí na povrchu čela nástroje a která je popsána úhlem odtoku třísky η (naznačeno v obrázcích 60, 61 a 62). Úhel odtoku třísky η je úhel mezi třecí složkou F_{fr} a kolmicí k oběma vektorům – ostří břity a tlakové složce F_p .



Obr. 60 Pohled na tlakovou a třecí složku řezné síly v rovině ostří při ortogonálním obrábění



Obr. 61 Pohled na třecí složku řezné síly a úhel toku třísky v základní rovině [38]

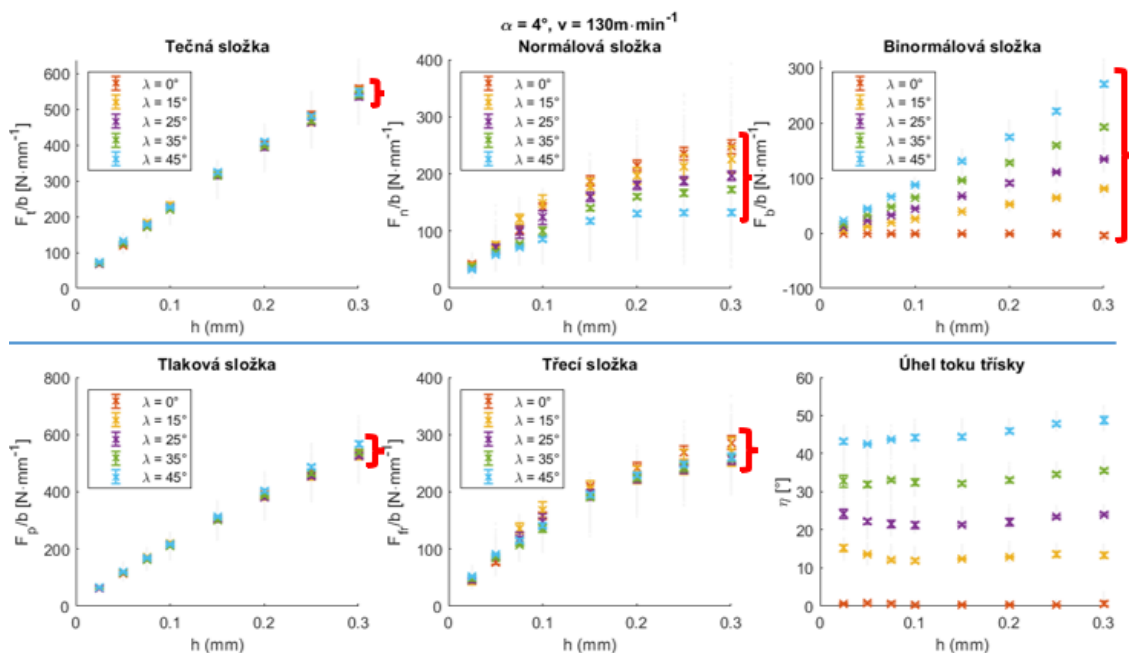


Obr. 62 Souřadný systém P-Fr- η , ve kterém model „tlak-tření“ popisuje řeznou sílu

Motivací pro rozklad bylo zjednodušení závislosti sil na geometrii nástroje a řezné rychlosti. V systému TNB je velký rozptyl normálové složky řezné síly (viz obr. 63), která způsobila selhání konvenčního modelu. Rozptyl lze do značné míry vysvětlit geometricky. Např. při ortogonálním obrábění s velkým úhlem čela se zvětšuje složka tlakové síly, která vtahuje nástroj do řezu, a zmenšuje se průmět třecí složky, která nástroj z řezu vytahuje – to vede k poklesu normálové složky při větším úhlu čela, vyšší rychlosti a větším úhlu sklonu ostří (viz obr. 63). [34]

Na obr. 63 je vidět, že při použití modelu „tlak-tření“ se rozptyl modelované složky – tlakové a třecí složky – výrazně snížil pro různý úhel sklonu ostří λ . Tvorba

modelu po transformaci do souřadného systému tlaková-třecí-úhel toku třísky (dále P-Fr- η) způsobí, že by vztahy měly popisovat pouze vliv geometrie nástroje a řezných podmínek na velikosti těchto složek řezné síly vznikající při tvorbě třísky. Zatímco v souřadném systému TNB je zohledněno i natočení čela vlivem rozdílné geometrie. Na obr. 63 jde zároveň pěkně vidět Stablerovo pravidlo, které pro ocel uvádí, že tok úhlu třísky η odpovídá sklonu úhlu ostří λ , což přibližně odpovídá.



Obr. 63 Viditelné snížení rozptylu průběhů tlakové a třecí složky sil pro různé parametry (zde úhel šroubovice), který je potvrzením vhodného fyzikálně relevantního základu modelu. Nahoře zleva: Průběh tečné, normálové, binormálové složky řezné síly v souř. systému TNB. Dole zleva: průběh tlakové, třecí složky řezné síly a úhel toku třísky v souř. systému P-Fr- η . Data platí pro soustružení oceli

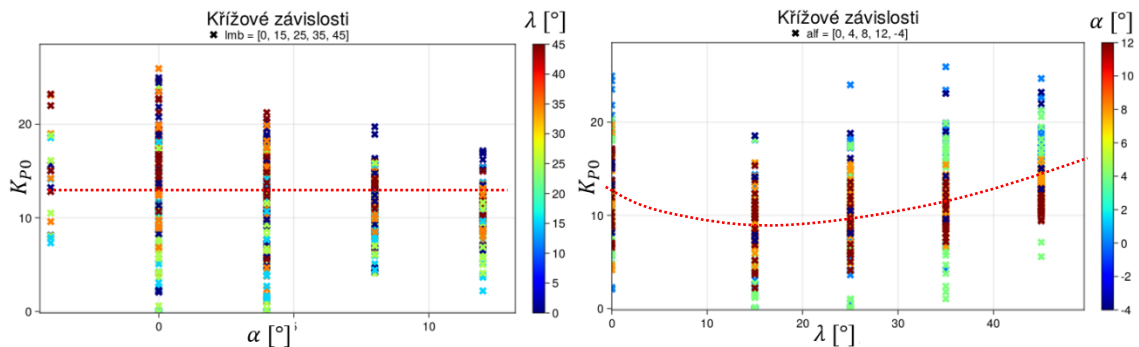
9.1 Výběr členů do rozvoje řezných koeficientů oceli i duralu

Pro model „tlak-tření“ bylo nutné před první regresí (popsána v kapitole 8.3) znovu provést preprocessing dat – naměřené síly z měření bylo nutné převést ze souřadného systému XYZ do systému P-Fr- η . Z nich byla provedena první regrese, čímž byly zjištěny konstantní hodnoty řezných koeficientů, pro kombinace parametrů.

Tyto konstantní hodnoty řezných koeficientů byly vyneseny do grafů, jak je popsáno v kapitole 8.3.1, aby bylo možné provést výběr členů do rozvoje řezných koeficientů. V dalších odstavcích bude proveden výběr pro konstantní člen tlakové složky řezné síly K_{P0} .

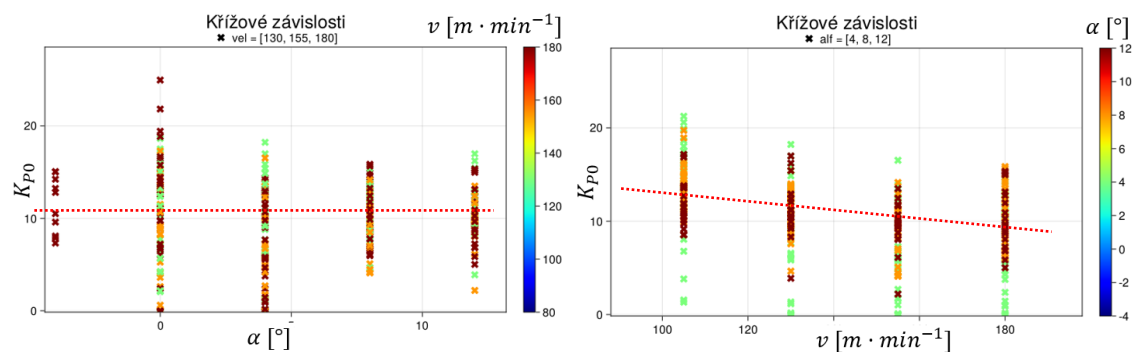
Z obr. 64 (vpravo) je patrná polynomická závislost K_{P0} na λ , jejíž průběh se téměř nemění s měnící se α . Tomu odpovídá závislost K_{P0} na α (obr. 64 vlevo), která

ses různou λ nemění, pouze se zde projevuje velký rozptyl hodnot. Závislost K_{p0} na α není zpozorována. Křížové závislosti také nejsou pozorovány.



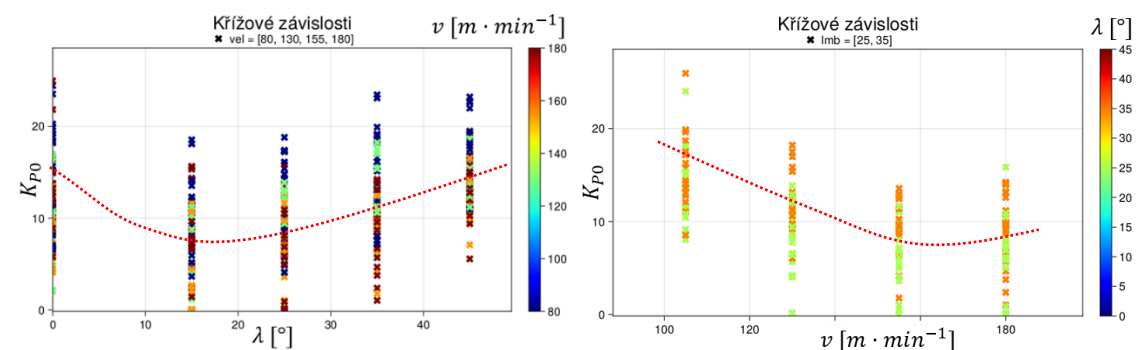
Obr. 64 Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{p0} na parametrech α a λ (ocel)

Na obr. 65 (vlevo) se potvrzuje nezávislost K_{p0} na α . Vpravo vidíme polynomicickou závislost K_{p0} na v , ale průběh je tak mírný, že považovat tuto závislost za lineární by nemělo způsobit výraznou nepřesnost. Bez křížových závislostí.



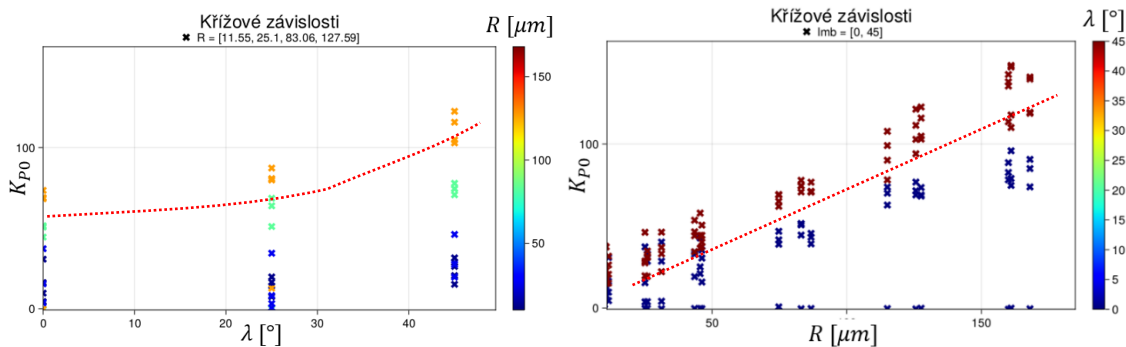
Obr. 65 Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{p0} na parametrech α a v (ocel)

Na obr. 66 se projevila polynomicická závislost mezi K_{p0} a oběma porovnávanými parametry – λ i v . Tentokrát je polynomicický průběh v více viditelný, bude vytvořeno více variant – s polynomicickou i lineární závislostí K_{p0} na v . Bez křížových závislostí.



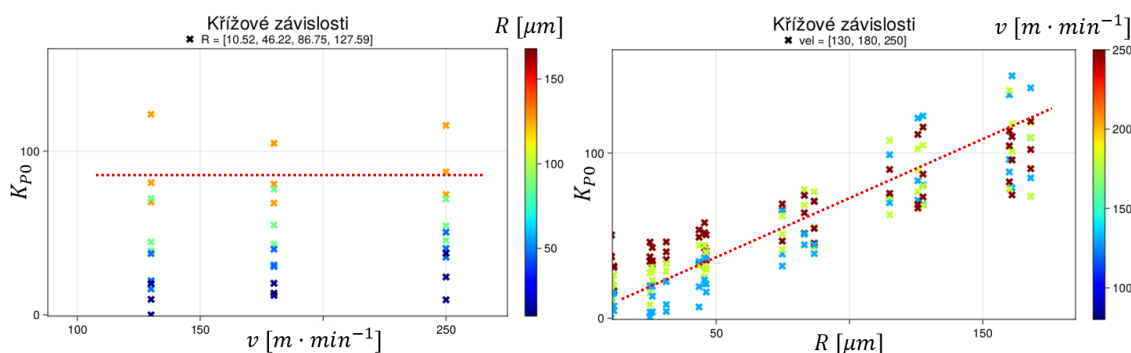
Obr. 66 Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{p0} na parametrech λ a v (ocel)

V obr. 67 je opět pozorována polynomicická závislost mezi K_{p0} a λ , čímž ji můžeme považovat za potvrzenou. Velmi dobře viditelná je zde (vpravo na obr. 67) lineární závislost mezi K_{p0} a R . Křížové závislosti nejsou zpozorovány.



Obr. 67 Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{p0} na parametrech λ a R (ocel)

V obr. 68 (vpravo) je opět dobře viditelná lineární závislost mezi K_{p0} a R , jejíž průběh se v ose Y nemění s měnící se v , čemuž odpovídá konstantní závislost mezi K_{p0} a v při měnícím se R (vlevo). Bez křížových závislostí.



Obr. 68 Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{p0} na parametrech v a R (ocel)

Poznatky z pozorování výše vyobrazených závislostí jsou shrnuty v tab. 2. Z těchto pozorování byly sestaveny varianty parametrů ve členech v rozvoji řezného koeficientu K_{p0} (viz tab. 3). Tyto rozvoje jsou obecně vyjádřeny v tab. 4.

Tab. 2 Poznatky z pozorování závislostí řezného koeficientu K_{p0} na vstupních parametrech α , λ , v , R a křížových závislostí mezi těmito parametry

		vyobrazeno na ose X			
		α	λ	v	R
vyobrazeno na ose Y	Závislost koeficientu	α		poly	lin/poly
		λ	konst		poly
		v	konst	poly	
		R		ne	ne
	Křížová závislost	α		ne	ne
		λ	ne		ne
		v	ne	ne	
		R		ne	ne

Tab. 3 Navržené členy v rozvoji řezného koeficientu K_{p0} na základě tab. 2

Varianta	Navržené členy v rozvoji
var. 1	λ, λ^2, v, R
var. 2	$\lambda, \lambda^2, v, v^2, R$

Tab. 4 Varianty rozvoje koeficientu K_{P0} pro ocel

Varianta	Obecný zápis varianty rozvoje koeficientu K_{P0} pro ocel
var. 1	$K_{P0} = w_{P01} + w_{P02}\lambda + w_{P03}\lambda^2 + w_{P04}v + w_{P05}R$
var. 2	$K_{P0} = w_{P01} + w_{P02}\lambda + w_{P03}\lambda^2 + w_{P04}v + w_{P05}v^2 + w_{P06}R$

Stejným způsobem byl proveden výběr členů do rozvoje ostatních řezných koeficientů pro polynomický model „tlak-tření“ a úhlu toku třísky η oceli i duralu. Vzhledem ke stále se opakujícímu postupu jsou závislosti jednotlivých koeficientů včetně navržených variant členů přiloženy v příloze I pro ocel a v příloze J pro dural.

Z navržených variant členů pro ocel (viz příloha I), které figurují v rozvojech řezných koeficientů, byly tyto rozvoje obecně zapsány pro koeficienty K_{P1} , K_{P2} a K_{P3} do tab. 5. Obecné zápisy navržených variant rozvoje koeficientů K_{fr0} , K_{fr1} , K_{fr2} a úhlu toku třísky η pro ocel jsou v příloze K. Pro dural (přiložené v příloze J) jsou tyto varianty rozvoje řezných koeficientů obecně zapsány v příloze N.

 Tab. 5 Varianty rozvoje koeficientů K_{P1} , K_{P2} a K_{P3} pro ocel

Ř. koef.	Varianta	Obecný zápis varianty rozvoje koeficientu K_{P0} pro ocel
K_{P1}	var. 1	$K_{P1} = w_{P11} + w_{P12}\alpha + w_{P13}\lambda + w_{P14}v$
	var. 2	$K_{P1} = w_{P11} + w_{P12}\alpha + w_{P13}v$
	var. 3	$K_{P1} = w_{P11} + w_{P12}\alpha + w_{P13}\lambda$
K_{P2}	var. 1	$K_{P2} = w_{P21} + w_{P22}\alpha v + w_{P23}v$
	var. 2	$K_{P2} = w_{P21} + w_{P22}\alpha + w_{P23}v$
K_{P3}	var. 1	$K_{P3} = w_{P31} + w_{P32}v\alpha$
	var. 2	$K_{P3} = w_{P31} + w_{P32}v$

9.2 Model „tlak-tření“ pro ocel

Varianty rozvoje modelu K_{P0} z tab. 4, K_{fr0} a η z přílohy K byly podrobeny první regresi popsané v kapitole 8.3. Výsledné statistiky po první regresi každé varianty rozvoje koeficientu K_{P0} jsou uvedeny v tab. 6.

 Tab. 6 Výsledek první regrese variant rozvoje koeficientu K_{P0}

Varianta	Regresní model koeficientu K_{P0}	R^2	RMSE
var. 1	$20R - 13\lambda + 3.4v + 21\lambda^2 + 31$	0.6039	51.1798
var. 2	$19R - 11\lambda + 6.8v + 19\lambda^2 + 8v^2 + 28$	0.6737	46.4815

Výsledek rozvoje koeficientu K_{fr0} a úhlu toku třísky η je přiložen v příloze L. Ve všech případech byl vybrán model s nejvyšší hodnotou koeficientu determinace R^2 . Z tab. 6 je patrné, že varianta 2 vychází statisticky lépe (vyšší R^2 a nižší RMSE).

Tento rozvoj byl vybrán pro koeficient K_{P0} a použit pro druhou regresi (dosazení K_{P0} za K_0 v rovnici 8.6).

V tomto bodě proběhla druhá regrese postupem popsáným v kapitole 8.4. Vzniklo 12 různých modelů pro tlakovou složku řezné síly F_p a 16 různých modelů pro třecí složku F_{fr} . Všechny tyto modely vytvořené druhou regresí jsou k nahlédnutí v příloze O. Pro složku řezné síly F_p i F_{fr} byly vybrány modely s nejvyšší hodnotou koeficientu determinace R^2 . Model „tlak-tření“ je popsán v soustavou rovnic 9.1, kde jednotlivé rozvoje jsou popsány rovnicemi 9.2 a 9.3.

$$\begin{aligned} F_p &= b(K_{P0} + K_{P1}h + K_{P2}h^2 + K_{P3}h^3) \\ F_{fr} &= b(K_{fr0} + K_{fr1}h + K_{fr2}h^2 + K_{fr3}h^3) \\ \eta &= 36\lambda - 7.9R\lambda \end{aligned} \quad (9.1)$$

$$\begin{aligned} K_{P0} &= 19\tilde{R} - 11\tilde{\lambda} + 19\tilde{\lambda}^2 + 6.1\tilde{v} + 8\tilde{v} + 8\tilde{v}^2 + 28 \\ K_{P1} &= 13\tilde{\lambda} - 130\tilde{\alpha} - 11\tilde{v} + 670 \\ K_{P2} &= 70\tilde{\alpha} - 16\tilde{v} - 260 \\ K_{P3} &= 32\tilde{\alpha}\tilde{v} + 100 \end{aligned} \quad (9.2)$$

$$\begin{aligned} K_{fr0} &= 31\tilde{R} - 15\tilde{\lambda} + 33\tilde{\lambda}^2 + 6.1\tilde{v} + 38 \\ K_{fr1} &= -30\tilde{\alpha} - 19\tilde{\lambda} + 110\tilde{v} + 550 \\ K_{fr2} &= -350\tilde{v} + 19\tilde{v}^2 - 520 \\ K_{fr3} &= 200\tilde{v} + 220 \end{aligned} \quad (9.3)$$

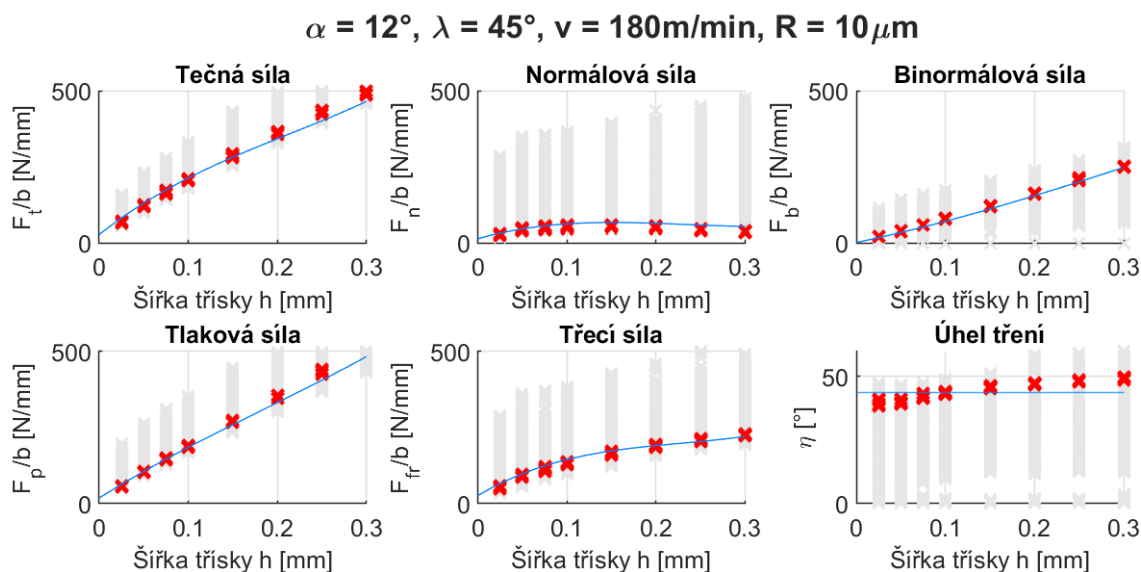
Škálování vstupních parametrů je uvedeno v rovnici 9.4.

$$\begin{aligned} \tilde{h} &= \frac{h}{0.3} \\ \tilde{\alpha} &= \frac{\alpha - 4}{8} \\ \tilde{v} &= \frac{v - 165}{85} \\ \tilde{\lambda} &= \frac{\lambda}{45} \\ \tilde{R} &= \frac{R - 50}{40} \end{aligned} \quad (9.4)$$

Výstupem modelu je vektor řezné síly v souřadném systému P-Fr- η . Tento vektor se následně transformuje zpět do souřadnicového systému TNB pomocí transformace v rovnici 9.5.

$$\begin{aligned} F_t &= \cos \lambda \cos \alpha F_p + (\cos \eta \cos \lambda \sin \alpha + \sin \eta \sin \lambda)F_{fr} \\ F_n &= -\sin \alpha F_p + \cos \eta \cos \alpha F_{fr} \\ F_b &= -\sin \lambda \cos \alpha F_p + (-\cos \eta \sin \lambda \sin \alpha + \sin \eta \cos \lambda)F_{fr} \end{aligned} \quad (9.5)$$

Obrázek 69 ukazuje příklad predikce závislosti složek řezné síly na tloušťce třísky s vynesnými naměřenými daty. Další ukázky modelu „tlak-tření“ pro ocel se nachází v příloze Q.



Obr. 69 Závislosti složek řezných sil na tloušťce třísky pro ocel. Modře predikce modelu, červeně naměřené hodnoty pro danou kombinaci parametrů, šedě je vyznačen rozptyl naměřených hodnot pro různé poloměry ostří

Platnost modelu je předpokládána pro shodný rozsah vstupních parametrů s naměřenými daty, které jsou shrnuty v tab. 7.

Skripty, které byly napsány a použity k tvorbě modelu, se nachází v el. příloze E1.

Tab. 7 Rozsah vstupních parametrů, pro které je vytvořený model pro ocel platný

Vstupní parametry		Rozsah
Tloušťka třísky, resp. posuv na zub	h [mm] f_z [mm]	0.075 až 0.3
Úhel čela	α [°]	-4 až 12
Úhel sklonu ostří	λ [°]	0 až 45
Řezná rychlost	v [$m \cdot \text{min}^{-1}$]	80 až 180 ⁵
Poloměr ostří	R [μm]	10 až 80
Vhodné nástroje	monolitní frézy, VBD bez utvařeče třísek	

9.2.1 Elementární test modelu „tlak-tření“ pro ocel na frézování

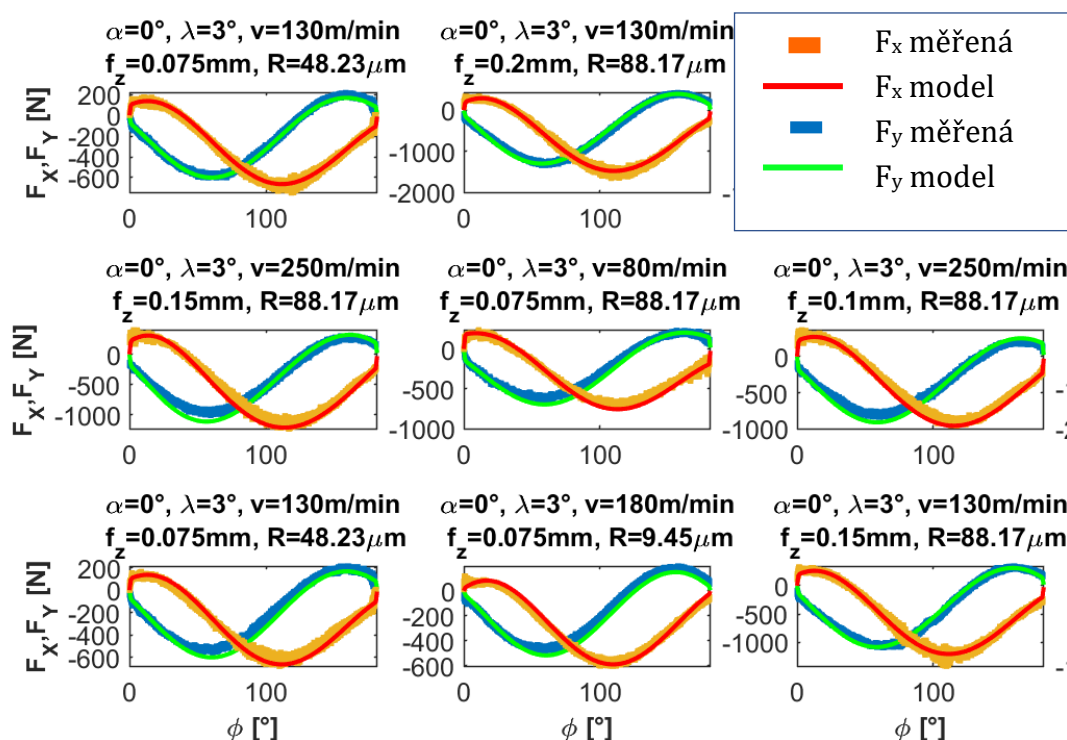
Po vytvoření modelu byl proveden elementární test. K tomu byla použita dříve nepoužitá data z frézování jednobřítým nástrojem (měření popsané v kapitole 7.2.2). Pro porovnání predikce modelu s naměřenými daty byla tloušťka třísky

⁵ Část dat pro tvorbu modelu (experiment ze soustružení s různým poloměrem ostří) obsahovala řeznou rychlost až do 250 m/min. V kap. 9.2.1 si lze všimnout, že model je funkční i při této rychlosti.

vyjádřena jako závislost axiální souřadnice z a natočení břitu ϕ_j , podle rovnice 4.6. Složky řezných sil byly následně dosazeny do rovnic 4.8 a vyjádřeny jako přírůstky řezné síly ve směru X a Y od jednoho břitu. Výsledné složky řezné síly lze vyjádřit rovnicí 4.11. Integrál v této rovnici je vhodné integrovat před simulací, čímž vznikne funkce $F_{q,j}$, kterou můžeme definovat funkcí `matlabFunction()`. Po dosazení do funkce získáme velikost řezné síly ve směru q od j -tého břitu. Tato funkce běžela každý krok simulace v cyklu, jehož počet opakování se rovnal počtu břitů. Výsledná řezná síla v daném kroku byl zjištěna součtem sil od všech břitů v daném kroku:

$$\begin{aligned}
 F_x(\phi) &= \sum_{j=0}^{N-1} F_{x,j}(\phi_{j,st}, \phi_{j,ex}, f_z, k_\beta, \alpha, \lambda, v, R) \\
 F_y(\phi) &= \sum_{j=0}^{N-1} F_{y,j}(\phi_{j,st}, \phi_{j,ex}, f_z, k_\beta, \alpha, \lambda, v, R)
 \end{aligned}
 \tag{9.6}$$

V rovnicích 9.6 nefiguruje poloha, resp. úhel natočení j -tého břitu ϕ_j . To je dáno tím, že dříve bylo potřeba sestavit algoritmus, který z natočení břitu ϕ_j dopočítá integrační konstanty j -tého břitu $\phi_{j,st}$ a $\phi_{j,ex}$, které po integraci nyní vystupují ve funkci jako pouhé proměnné s významem úhlu počátku a konce záběru. Veškeré použité skripty jsou v elektronické příloze E1.



Obr. 70 Matice průběhů složek řezných sil ve směru X a Y na otáčku jednobřitého frézovacího nástroje při frézování oceli, v grafech predikce modelu i naměřené průběhy

Obrázek 70 ukazuje matici průběhů řezných sil ve směru X a Y na otáčku jednobřitého frézovacího nástroje. Vzhledem k tomu, že naměřené kombinace mají

pět parametrů, průběhy nejsou seřazeny, ale vyneseny náhodně. Na průbězích lze vidět, že model „tlak-tření“ nevykazuje problémy, které vykazoval konvenční polynomický model (viz obr. 59). Vznikly velmi dobré predikce a zdá se, že alternativní rozklad vektoru řezné síly přinesl poměrně robustní přístup pro tvorbu modelu řezné síly, který lze vytvořit na datech ze soustružení a posléze aplikovat na frézování. Další ukázky predikce modelu řezných sil při frézování jednobřítým nástrojem se nachází v příloze S.

9.3 Model „tlak-tření“ pro dural

Tvorba modelu „tlak-tření“ pro dural proběhla naprosto shodným způsobem jako pro ocel. Naměřené složky řezných sil byly vyjádřeny v závislosti na tloušťce třísky, čímž se první regresí získaly konstantní hodnoty řezných koeficientů (postup popsán v kapitole 8.3).

Následně byly pozorovány závislosti konstantních řezných koeficientů na vstupních parametrech, na jejichž základě byly vybrány členy do rozvoje těchto koeficientů – grafy závislostí a navržené členy včetně úhlu toku třísky jsou přiloženy v příloze J (postup popsán v kapitole 8.3.1).

Obecně zapsané varianty rozvoje řezných koeficientů včetně úhlu toku třísky se nachází v příloze N.

Ještě před druhou regresí byly provedeny lineární regrese navržených variant rozvoje konstantních řezných koeficientů K_{p0} a K_{fr0} a úhlu toku třísky η , čímž vznikly známé rozvoje těchto koeficientů – viz příloha M.

Tyto rozvoje byly dosazeny do rovnice 8.6 a byly vypočteny váhy v jednotlivých členech, čímž byl získán model dané složky řezné síly. Tento postup byl opakován pro všechny varianty navržených rozvoje (postup druhé regrese popsán v kapitole 8.4). Výsledné modely, z nichž byl proveden výběr, jsou k náhledu v příloze P.

Model „tlak-tření“ popisuje řeznou sílu soustavou rovnic 9.7, kde jednotlivé řezné koeficienty jsou popsány rovnicemi 9.8 a 9.9.

$$\begin{aligned}
 F_p &= b(K_{p0} + K_{p1}h + K_{p2}h^2 + K_{p3}h^3) \\
 F_{fr} &= b(K_{fr0} + K_{fr1}h + K_{fr2}h^2 + K_{fr3}h^3) \\
 \eta &= 1.2\tilde{\alpha} + 22\tilde{\lambda} - 7.3\tilde{R}\tilde{\lambda}
 \end{aligned} \tag{9.7}$$

$$\begin{aligned}
 K_{p0} &= 9.4\tilde{R} - 5.4\tilde{v} + 6.4\tilde{\alpha}\tilde{v} + 18 \\
 K_{p1} &= -26\tilde{\alpha} - 19\tilde{\lambda} + 80\tilde{\lambda}^2 - 1.5\tilde{v} + 300 \\
 K_{p2} &= 100\tilde{v} - 160 \\
 K_{p3} &= 45\tilde{v} + 37
 \end{aligned} \tag{9.8}$$

$$\begin{aligned}
 K_{fr0} &= 35\tilde{R} - 3.9\tilde{\alpha} + 20\tilde{\lambda} + 52 \\
 K_{fr1} &= -9.3\tilde{\alpha} + 15\tilde{\lambda} - 56\tilde{v} + 160 \\
 K_{fr2} &= 110\tilde{v}^2 - 250 \\
 K_{fr3} &= 96v + 140
 \end{aligned}
 \tag{9.9}$$

Škálování vstupních parametrů je dále v rovnici 9.10.

V příloze R jsou přiloženy ukázky predikce závislosti složek řezné síly na tloušťce třísky modelu s vyobrazenými naměřenými daty.

Platnost modelu je předpokládána pro shodný rozsah vstupních parametrů s naměřenými daty, které jsou shrnuty v tab. 8.

Skripty, které byly napsány a použity ke tvorbě modelu se nachází v elektronické příloze E1.

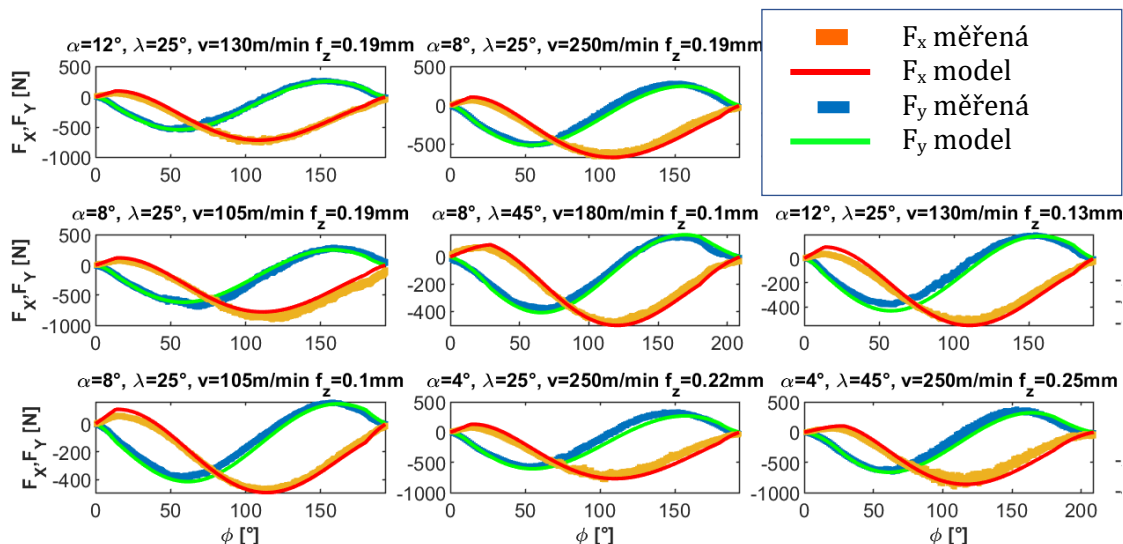
$$\begin{aligned}
 \tilde{h} &= \frac{h}{0.3} \\
 \tilde{v} &= \frac{v - 390}{310} \\
 \tilde{\lambda} &= \frac{\lambda}{45} \\
 \tilde{R} &= \frac{R - 49.61}{40.39}
 \end{aligned}
 \tag{9.10}$$

Tab. 8 Rozsah vstupních parametrů, pro které je vytvořený model pro dural platný

Vstupní parametry		Rozsah
Tloušťka třísky, resp. posuv na zub	h [mm] f_z [mm]	0.075 až 0.3
Úhel čela	α [°]	-4 až 12
Úhel sklonu ostří	λ [°]	0 až 45
Řezná rychlost	v [$m \cdot min^{-1}$]	80 až 350
Poloměr ostří	R [μm]	10 až 80
Vhodné nástroje	monolitní frézy, VBD bez utvařeče třísek	

9.3.1 Elementární test modelu „tlak-tření“ pro dural na frézování

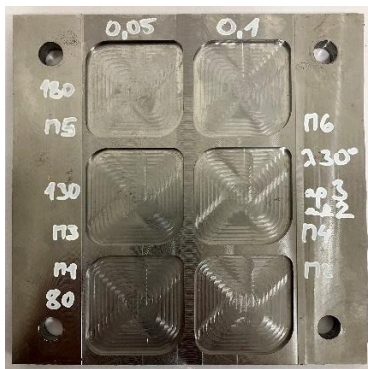
Elementární test modelu „tlak-tření“ pro dural proběhl naprosto shodně s modelem pro ocel (jako v kapitole 9.2.1). V obr. 71 je vyobrazena matice průběhů řezných sil ve směru X a Y na otáčku jednobřitého frézovacího nástroje. Z průběhů lze konstatovat, že model „tlak-tření“ vytváří velmi dobré predikce i pro dural. Další ukázky predikce řezných sil při frézování jednobřítým nástrojem jsou přiloženy v příloze T.



Obr. 71 Matice průběhů složek řezných sil ve směru X a Y na otáčku jednobřitého frézovacího nástroje při frézování duralu, v grafech predikce modelu i naměřené průběhy

9.4 Validace modelu „tlak-tření“ pro ocel na frézování kapes

Model „tlak-tření“ pro ocel byl následně validován frézováním kapes do oceli (viz obr. 72) s reálnými nástroji. Experiment a měření řezných sil je popsáno v kapitole 9.4.1.



Obr. 72 Fotografie vyfrézovaných kapes (měření č. 1 až 6)

9.4.1 Frézování kapsy do oceli

Pro validaci modelu řezných sil byly do oceli vyfrézovány kapsy dvěma reálnými nástroji. Frézování kapes bylo provedeno za účelem validace modelu na spojitém tvarovém obrábění – nepřesnosti modelu by se mohly projevit zejména při zajetí nástroje do rohu kapsy, čímž se krátce, ale zato velmi výrazně zvýší úhel opásání nástroje. V rámci experimentu bylo měřeno a sbíráno větší množství dat včetně dat z řídicího systému stroje. Data nepoužitá v této DP slouží pro další výzkumné

aktivity Ú12135. Měření provedl výzkumný pracovník Ing. Petr Fojtů Ph.D. Z časových a provozních důvodů byl experiment proveden pouze na oceli.

Experiment proběhl na horizontálním frézovacím centru H630 od firmy TAJMAC-ZPS (viz obr. 73). Byly použity dva nástroje – EC120A25-4C12 IC900 a EC120B25-4C12 IC900, oba od výrobce ISCAR (jejich fotografie jsou na obr. 74 a obr. 75 a jejich geometrie je popsána v tab. 9). K měření řezných sil ve směru X, Y a Z byl použit deskový dynamometr Kistler 9255B (viz obr. 77).

Celkem bylo provedeno 24 měření, při nichž byly proměřeny různé kombinace dvou nástrojů, dvou různých posuvu, dvou hloubek řezu a tří různých řezných rychlostí (seznam a řezné podmínky jednotlivých měření je uveden v příloze G).

Okótovaný náčrt kapsy je vyobrazen na obrázku 76.



Obr. 73 Fotografie horizontálního frézovacího centra H630 od firmy TAJMAC-ZPS



Obr. 74 Fotografie frézy EC120A25-4C12 IC900 od výrobce ISCAR



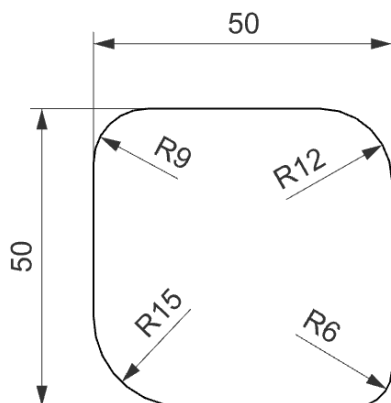
Obr. 75 Fotografie frézy EC120B25-4C12 IC900 od výrobce ISCAR

Tab. 9 Geometrie použitých nástrojů pro frézování kapes do oceli

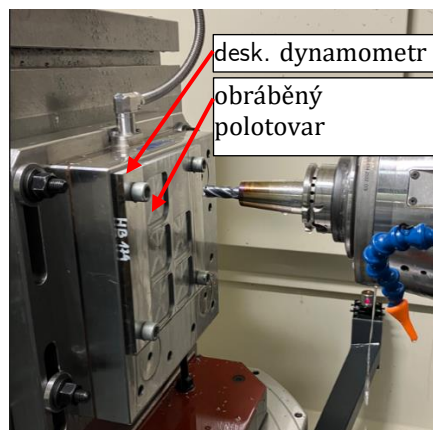
Nástroj	EC120A25-4C12	EC120B25-4C12
Materiál nástroje	slinutý karbid	slinutý karbid
Průměr D	12 mm	12 mm
Počet břitů	4	4
*Úhel čela radiální α_r [°]	12°	14.4°
*Úhel čela axiální α_a [°]	9.8°	15°
Úhel šroubovice λ	30°	45°
Poloměr ostří R	30 μm^{**}	30 μm^{**}

*odměřeno z dostupného STL modelu výrobce

**průměrná hodnota poloměru ostří u nových monolitních nástrojů



Obr. 76 Schematicky znázorněny rozměry frézované kapsy



Obr. 77 Fotografie prac. prostoru stroje H630 během měření

9.4.2 Implementace modelu „tlak-tření“ do simulací virtuálního obrábění

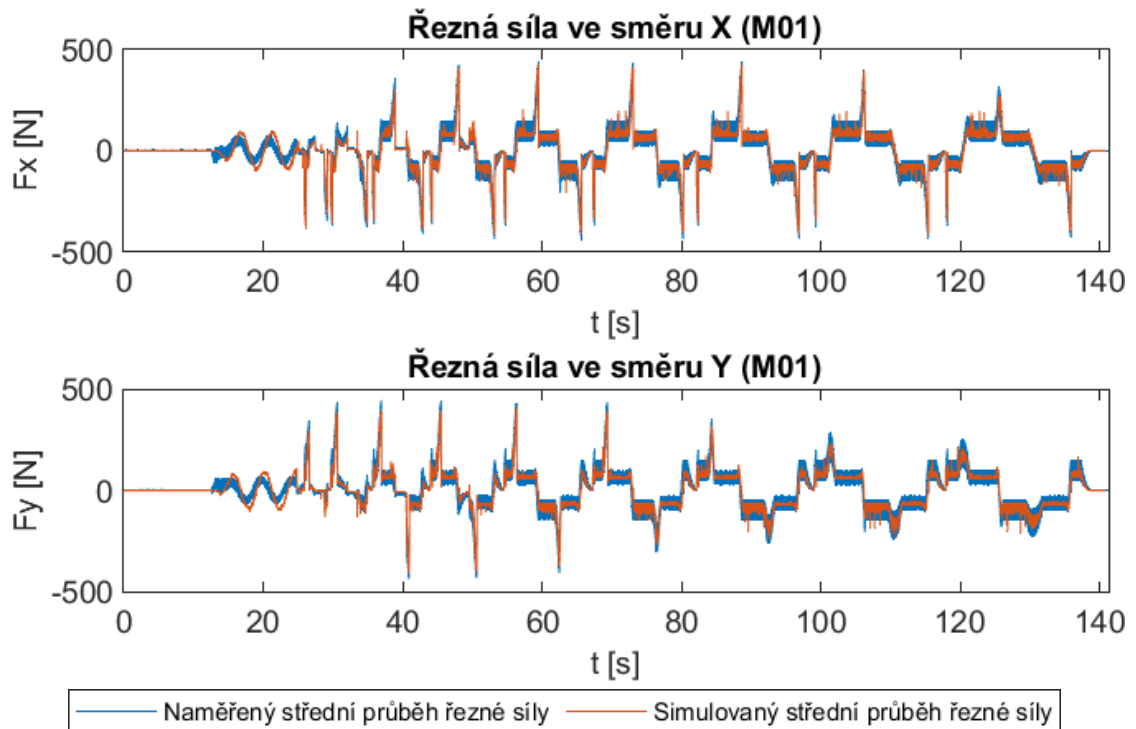
Vzhledem k tomu, že se již jedná o spojité tvarové obrábění, bylo by velmi obtížné vytvořit analytickou simulaci. Aby bylo možné predikci provést, bylo nutné vytvořený model implementovat do simulačního software MillVis⁶. S pomocí výzkumné pracovnice Ú12135 Mgr. Barbory Hauptfleischové se podařilo tento alternativní typ modelu úspěšně implementovat do zdrojového kódu, což umožnilo tuto validaci provést.

9.4.3 Porovnání predikce modelu a měření

Na obr. 78 lze porovnat průběh predikované a naměřené řezné síly rozložené do směru X a Y při frézování kapes v oceli. Oba průběhy se výborně shodují. Překvapivě se relativně podobá i průběh na počátku zavrtávání frézy do materiálu – cca 15 až 25 s v grafu. Vytvořený model s touto fází nepočítá a nezohledňuje ji, protože se zde navíc projevuje tření hřbetu frézy a tzv. runout, který byl zmíněn v kapitole 4.3 (pojednává o vrtání). Ačkoliv nebyly pro validaci použity žádné statistické metody, při porovnání naměřených a predikovaných průběhů na obr. 78 a na zbytku měření v příloze U můžeme konstatovat, že vytvořený model „tlak-tření“ pro ocel byl na základě vysoké shody mezi měřením a predikcí úspěšně validován.

Průběh řezné síly v grafech není přímo výstup simulace a měření. Pro obě data bylo sníženo vzorkování pomocí funkce *decimate()*, která sníží počet vzorků, aby bylo možné grafy rychle vyobrazit. Po decimaci následovalo vyhlazení funkcí *smooth()*, aby se přibližně získala střední složka řezné sil. Ty jsou zde porovnávány.

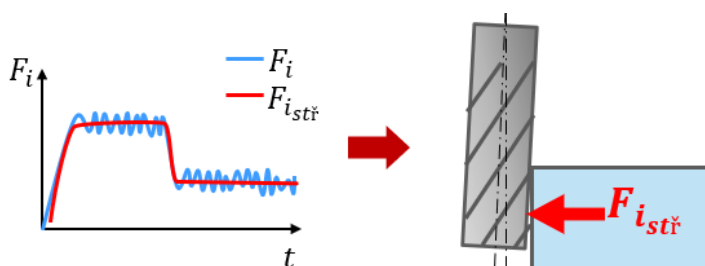
⁶ Simulační software vyvíjený v Ú12135, který umožňuje simulovat úběr materiálu při frézování na úrovni NC i interpolovaných dat, predikovat řezné síly, vizualizovat skutečný průběh procesních veličin, vizualizovat přesnost a jakost výsledných povrchů a vyobrazit další cenné informace pro optimalizaci a přípravu technologie obrábění na CNC frézovacím stroji.



Obr. 78 Průběh predikované a naměřené řezné síly rozložené do směru X a Y při frézování kapes do oceli, měření č. 01. Za povšimnutí stojí téměř úplná shoda modelu s měřením

10 Aplikace multiparametrického modelu na predikci statických chyb při obrábění

Řezné síly mohou mít na nástroj statické a dynamické účinky. Dynamickými účinky rozumíme chyby snížené jakosti povrchu způsobené vibracemi nástroje, případně obrobku. Statickými účinky rozumíme chyby přesnosti, které vznikají statickou deformací – tzv. odtlačení nástroje vlivem řezných sil. Predikce statických deformací obrobku vlivem řezného procesu je založena na předpokladu účinku střední hodnoty řezných sil (viz obr. 79). Tato kapitola má také za cíl tento předpoklad otestovat.



Obr. 79 Schematický průběh řezné síly a její střední hodnoty (vlevo), naznačení odtlačení (statické deformace) nástroje vlivem střední řezné síly (vpravo)

10.1 Experimentální data pro ověření předpokladu predikce statických účinků řezných sil

V kapitole 9.4.2 byl zmíněn simulační software MillVis. Tento software vyvíjený v Ú12135 již umožňuje statické deformace predikovat, ale simulace provádí numericky. V této práci byly simulace provedeny analyticky, a to jednak proto, že byly provedeny dříve, než byl model implementován do MillVisu, a jednak proto, že bylo možné porovnat výsledky obou těchto rozdílných přístupů. Experimenty v kapitolách 10.1.1 a 10.1.2 původně sloužily pro validaci predikce odtlačení nástroje v době, kdy byla tato funkce do MillVisu zaváděna. Experimentální data byla pouze převzata.

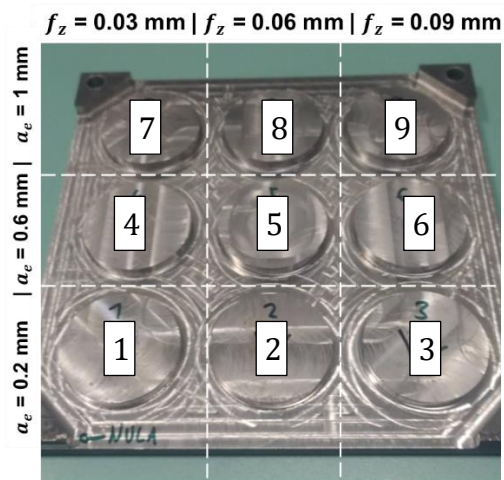
10.1.1 Frézování válcových kontur kruhovou interpolací do oceli

Za účelem ověření predikce statických chyb byl proveden experiment, při kterém bylo na stroji Weldprint 5AX od firmy Kovosvit MAS frézováno dohromady 9 válcových kontur. Každá z kontur o výšce 7 mm byla dokončována s jiným posuvem a bočním úběrem (viz obr. 81, případně příloha V). Obrobené povrchy válcových kontur byly změřeny na souřadnicovém měřicím stroji Coord3 UNIVERSAL 15.09.08, čímž byly zjištěny skutečné rozměry kontur. Aby byly deformace viditelné, byla pro frézování použita relativně poddajná kombinace

nástroje MM EC100B07R00-4T06 a nástrojového držáku HSK A63 HYDRO 20X200 s vyložením 200 mm. Kompletní výčet geometrie nástroje, rozměrů držáku a řezných podmínek je k nahlédnutí v příloze V.



Obr. 80 Hybridní stroj Weldprint 5AX od firmy Kovosvit MAS



Obr. 81 Devět frézovaných válcových kontur, každý s jiným posuvem a bočním úběrem

10.1.2 Měření statické tuhosti dvou nástrojů pro sestavení matice tuhosti stroje

Simulované řezné síly bylo potřeba aplikovat na model nástroje. Nástroj nelze nahradit jednoduchým vetknutým nosníkem, protože vetknutí by znamenalo absolutní tuhost stroje v místě upnutí. U poddajného nástroje, jako je nástroj použitý v experimentu, má sice tuhost stroje malý podíl na výslednou chybu přesnosti, ale u tužších nástrojů už hraje významnou roli. Z toho důvodu provedl výzkumný pracovník Ing. David Burian, Ph.D. měření statické tuhosti dvou nástrojů a nástrojových držáků. Výstup z měření statické tuhosti je v příloze X. Z těchto měření byla získána výzkumnou pracovnící Mgr. Barborou Hauptfleischovou matice tuhosti stroje, která byla již dříve implementována do simulací v nástroji MillVis.

Výpočet matice tuhosti byl proveden pomocí dvou 1D nosíkových MKP modelů vycházejících z Timoshenkovy teorie ohybu (reprezentující nástroj). Pozice v matici tuhosti náležící uzlům vetknutí představovaly neznámé. Tyto neznámé byly regresními a optimalizačními metodami „naladěny“ tak, aby průběh deformace obou nosníků odpovídal měření v příloze X.

10.1.3 Měření geometrických chyb obrobených válcových kontur

Měření bylo provedeno výzkumným pracovníkem Ing. Tomášem Kratěnou na souřadnicovém měřícím stroji Coord3 UNIVERSAL 15.09.08 s měřicí sondou SP25M. Naměřené chyby obrábění se pohybují v řádu desítek mikronů (viz obr. 86), zatímco chyba měření použitého stroje v kombinaci s použitou sondou se pohybuje

v řádu nižších jednotek mikronů. Nejistoty měření byly vzhledem ke své nízké velikosti vůči naměřeným deformacím zanedbány.

Parametry stroje, měřené sondy a chyby stroje spolu s opakovatelností jsou uvedeny v příloze W.

10.2 Náhrada nástroje 1D MKP nosníkem

Náhrada nástroje byla řešena jednoduchým 1D nosníkem MKP. Ačkoliv byl při experimentu použit poddajný nástroj, v MKP modelu byly použity elementy vycházející z Timoshenkovy teorie pružnosti, protože při obrábění usilujeme o vysokou tuhost na konci nástroje – volíme tedy spíše krátké a silné nástrojové držáky s malým vyložení nástroje. Klasická Euler-Bernoulliho teorie není pro tuto konfiguraci vhodná, protože zanedbává smykové napětí od posouvajících sil.

Matice tuhosti elementu K_E dle Timoshenka:

$$K_E = \frac{EJ}{l_E^3(1 + \varphi_E)} \begin{bmatrix} 12 & 6l_E & -12 & 6l_E \\ 6l_E & (4 + \varphi)l_E & -6l_E & (2 - \varphi)l_E^2 \\ -12 & -6l_E & 12 & -6l_E \\ 6l_E & (2 - \varphi)l_E^2 & -6l_E & (4 + \varphi)l_E^2 \end{bmatrix} \quad (10.1)$$

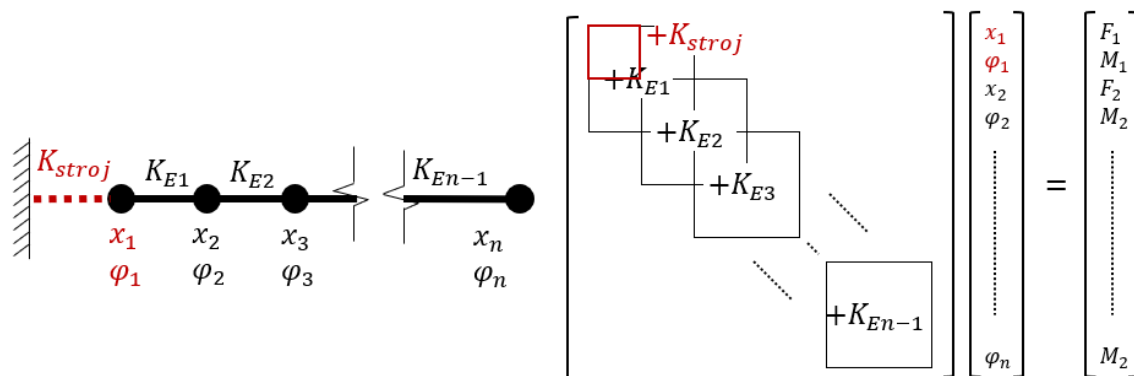
Kde E představuje modul pružnosti v ohybu, J kvadratický moment v průřezu, L_E délku elementu a φ úhel natočení [39]:

$$\varphi = \frac{12EJ}{k_s A_E G l_E^2} \quad (10.2)$$

Proměnná k_s představuje opravný smykový součinitel pro homogenní izotropní nosník dle Copwera [39]:

$$k_s = \frac{6(1 + \nu)}{7 + 6\nu} \quad (10.3)$$

Poissonova konstanta ν má pro ocel hodnotu 0.3.



Obr. 82 Schematický náčrt 1D náhrady nástroje (vlevo) a schematicky naznačená tvorba globální matice tuhosti

Pro tento 1D případ byl vytvořen v MATLABu skript (k dispozici v elektronické příloze E2), který po zadání délky a průměru nástrojového držáku i nástroje umožňuje rozdělit obě tyto části na libovolný počet konečných elementů. Skript

vytvoří matice tuhosti elementů a ty automaticky přiřadí na příslušné místo v globální matici tuhosti K_G . Nakonec do této matice přičte převzaté hodnoty tuhosti stroje na pozici příslušící uzlům upnutí nástroje (schematicky naznačeno v obr. 82). Tímto vznikne jednoduchý MKP model nosníku, který zohledňuje i tuhost stroje.

V této práci byl nástrojový držák rozdělen na 10 elementů a nástroj na 20 elementů. Skript automaticky vyhledá uzel, který je neblíže vzdálenosti 3.5 mm od konce nástroje. Zde je předpokládáno působení řezné síly (hloubka řezu i výška kontur je 7 mm). Skript také na pozici uzlu v globální matici vnějšího zatížení F_G zapíše sílu 1000 N a provede výpočet $\Delta = K_G^{-1}F_G$. Ze známé deformace a řezné síly v místě obrábění je spočtena tuhost v místě obrábění, která vychází 2036 N/ μ m.

10.3 Analytická simulace frézování válcových kontur

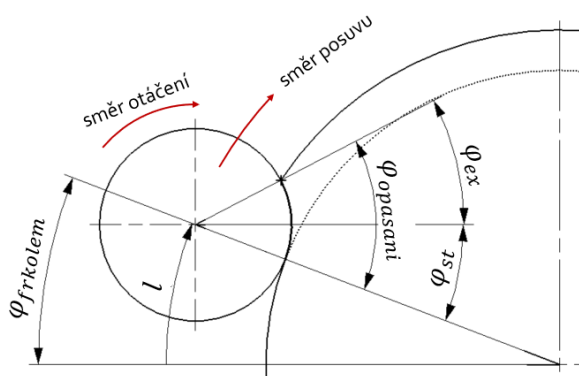
Pro analytickou simulaci byl po zvážení možností zvolen krok simulace pomocí úhlu $\varphi_{frkolem}$, který udává polohu frézy vůči středu válcové kontury (viz obr. 83). Krok simulace tedy neodpovídá času, proto bylo nutné otáčky frézy a její polohu kinematicky svázat. Při změně úhlu $\varphi_{frkolem}$ ujede fréza vzdálenost l :

$$l = \varphi_{frkolem} \left(r_p + \frac{D}{2} \right) \quad (10.4)$$

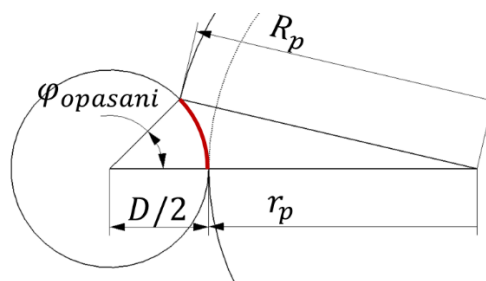
kde r_p je obráběný poloměr a D průměr frézy. Při dané ujeté vzdálenosti l lze spočítat ze známého posuvu na zub f_z příslušné natočení frézy ϕ_{ref} :

$$\phi_{ref} = \frac{l}{f_z z} \quad (10.5)$$

kde posuv na zub f_z je jasně svázán s otáčkami, resp. řeznou rychlostí. z je počet břitů. Tyto dvě rovnice stačí k tomu, aby při každém kroku simulace a tím pádem i poloze frézy bylo možné určit její natočení.



Obr. 83 Vyobrazení úhlů $\varphi_{frkolem}$, $\varphi_{opasani}$, φ_{ex} , φ_{st} a ujeté vzdálenosti l



Obr. 84 Úhel opásání $\varphi_{opasani}$

Z obrázku 84 a kosinové věty vyplývá vztah pro úhel opásání $\varphi_{opasani}$:

$$\varphi_{opasani} = \frac{\left(\frac{D}{2}\right)^2 + \left(r_p + \frac{D}{2}\right)^2 - R_p^2}{2 \frac{d}{2} \left(r_p + \frac{d}{2}\right)} \quad (10.6)$$

kde R_p je poloměr polotovaru. Z obr. 83 pro sousledné frézování platí:

$$\begin{aligned} \varphi_{st} &= \text{mod}(\varphi_{kolem} - \varphi_{opasani}, \pi) \\ \varphi_{ex} &= \text{mod}(\varphi_{kolem}, \pi) \end{aligned} \quad (10.7)$$

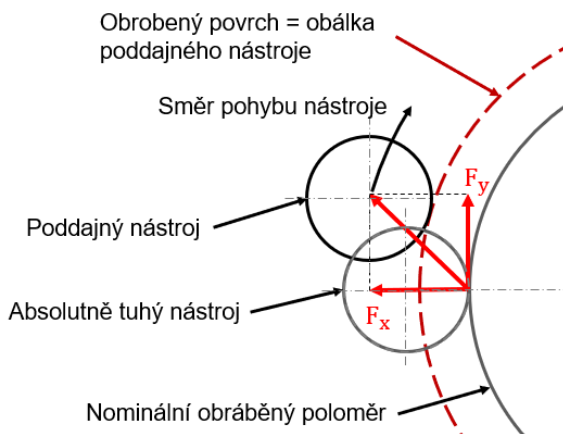
kde φ_{st} je úhel počátku styku a φ_{ex} úhel konce styku frézy s konturou. Oba úhly spolu s úhlem j -tého břitu ϕ_j posloužily v kapitole 9.2.1 k nalezení integračních konstant $\phi_{j,st}$ a $\phi_{j,ex}$. Autor této práce z neznámého důvodu nepoužil k jejich nalezení již vypracovaný algoritmus z této kapitoly, ale rozhodl se úhly φ_{st} , φ_{ex} a ϕ_j využít pro hledání integračních konstant $z_{j,min}$ a $z_{j,max}$, které udávají začátek a konec záběru břitu v axiálním směru. Nový algoritmus pro hledání integračních konstant včetně ostatních skriptů se nachází v elektronické příloze E2.

Vnitřek rovnice 4.9 může být pro skriptování integrován a vznikne funkce $F_{q,j}$ pro výpočet velikosti řezných sil od j -tého břitu ve směru q . Tato funkce může běžet každý krok simulace v cyklu, jehož počet opakování se rovná počtu břitů. Výsledná síla v daném kroku byla zjištěna součtem sil od všech břitů v daném kroku dle rovnice 10.8.

$$\begin{aligned} F_x(\phi_{ref}) &= \sum_{j=0}^{N-1} F_{x,j}(z_{j,min}, z_{j,max}, f_z, k_\beta, \alpha, \lambda, v, R) \\ F_y(\phi_{ref}) &= \sum_{j=0}^{N-1} F_{y,j}(z_{j,min}, z_{j,max}, f_z, k_\beta, \alpha, \lambda, v, R) \end{aligned} \quad (10.8)$$

V rovnicích nefiguruje poloha, resp. úhel natočení j -tého břitu ϕ_j . To je dáno tím, byl sestaven algoritmus, který z natočení břitu ϕ_j dopočítá integrační konstanty j -tého břitu $z_{j,min}$ a $z_{j,max}$, které po integraci vystupují ve funkci jako pouhé konstanty s významem počátku a konce záběru v axiálním směru.

V tuto chvíli je možné simulovat obrábění válcových kontur a získat průběhy řezné síly ve směru X a Y. Pokud síly z obou směrů vynásobíme tuhostí 2036 N/ μm získanou v předchozí kapitole, získáme průběh deformace nástroje ve směru X a Y (předpokládáme stejnou tuhost stroje v obou směrech). Součtem vektorů deformací získáme celkovou deformaci nástroje a směr, do kterého se nástroj deformuje. Výsledná obrobená plocha odpovídá obálce pohybu deformovaného nástroje – viz obr. 85.



Obr. 85 Výsledný povrch válcových kontur odpovídá obálce poddajného nástroje

10.4 Porovnání výsledků predikce chyb přesnosti a měřeného povrchu

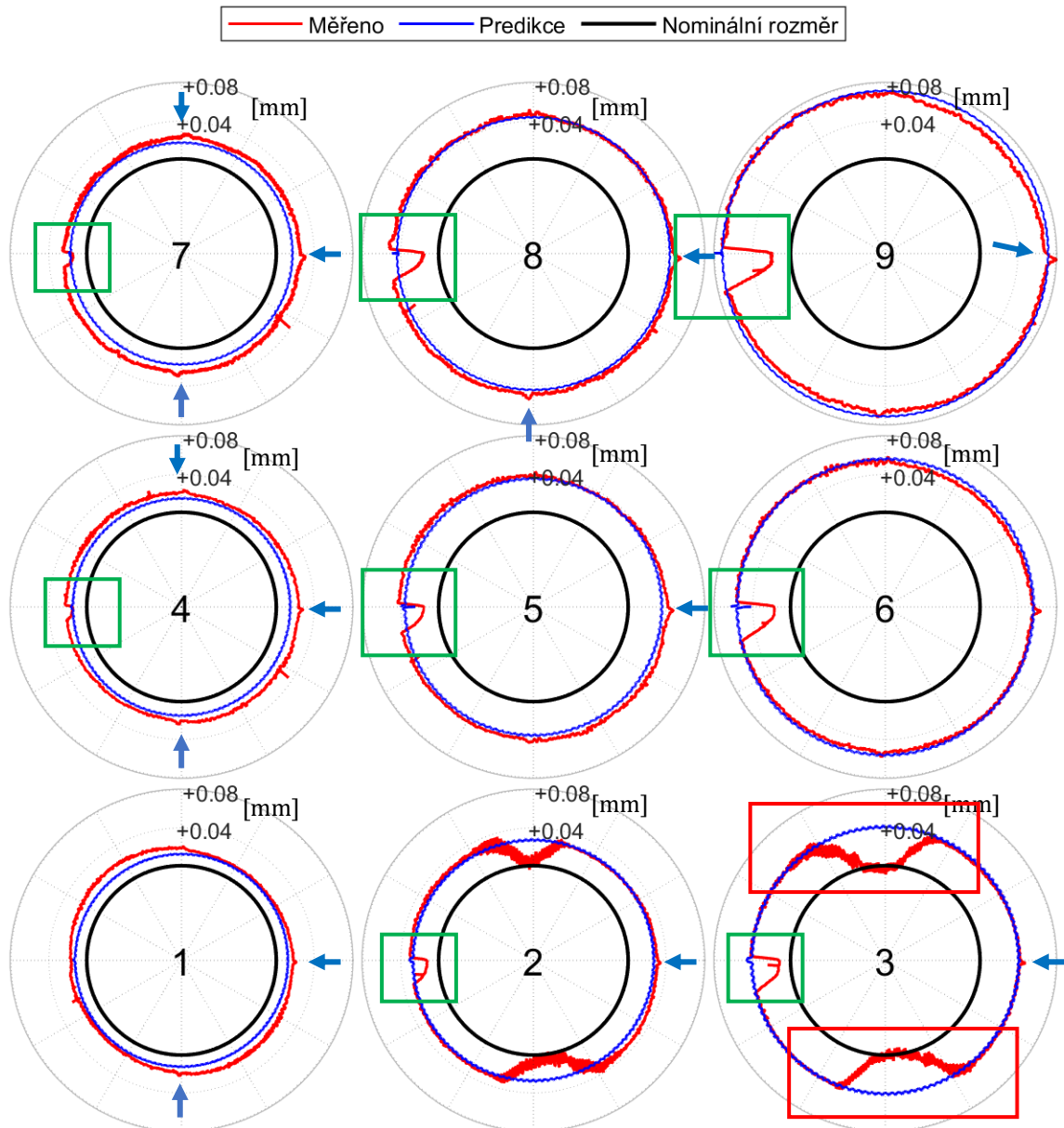
Predikce chyby přesnosti obrábění vlivem statické deformace nástroje spolu s měřeními jsou vyobrazeny na obr. 86. Na obrázku lze vidět, že při měření obrobeného povrchu se projevil i jevy, které vytvořený model a analytická simulace nedokáže zahrnout:

- Kvadrantové chyby⁷ (označeno modrými šipkami v obr. 86)
- Pravděpodobné zakmitání nástroje na válcové kontuře 2 a 3 (červeně označeno v obr. 86)
- Na všech válcových konturách se v levé části projevily nájezd a výjezd nástroje z materiálu (zeleně označená místa na obr. 86) – před výjezdem se snižoval úhel opásání a síly působící na nástroj byly nižší → nižší statické deformace (odtlačení) nástroje

Při zanedbání těchto vlivů, které model nezahrnuje, je pozorována dobrá shoda, která dosahuje maximální chyby o velikosti 12 μm (válcová kontura č. 1), jinak se chyba pohybuje v řádu jednotek mikronů. Lze konstatovat, že předpoklad predikce statických deformací pomocí působení střední řezné síly na nosníkovou náhradu nástroje je úspěšný. Zároveň byla ověřena schopnost aplikace modelu pro predikci procesní přesnosti.

⁷ Při reverzaci strojních os dojde k zastavení kuličkového šroubu a změně směru pohybu, což způsobí zvýšení a skokovou změnu směru působení třecích sil. V tu chvíli musí proudový regulátor změnit proud z kladné hodnoty na zápornou a zároveň reagovat na zvýšené tření. Změna proudu není skoková, což vede ke zpoždění. Vzhledem k vyšší třecí síle je potřeba i vyšší proud. Po rozpohybování třecí síla klesne – hrozí trhavý pohyb. Důsledkem je krátkodobá nepřesnost polohy nástroje, která se projeví na povrchu obrobku.

Porovnání predikce a měření



Obr. 86 Porovnání výsledků predikce chyb přesnosti a měřeného povrchu. Modré šipky: kvadrantové chyby, zelené rámečky: místo nájezdu a výjezdu nástroje z materiálu, červené rámečky: pravděpodobné zakmitání nástroje

11 Závěr

V úvodní části této práce je modelování řezných sil zasazeno do kontextu přípravy výroby a optimalizace NC kódu. Následně byly stručně představeny cíle práce.

Rešeršní část se věnovala shrnutí současných přístupů k modelování řezných sil, jejich výhod, nevýhod a postupu jejich aplikace na konkrétní technologie. Z rešerše také vyplývá, že pro aplikaci modelů do simulací virtuálního obrábění jsou nejvhodnější analytické a mechanistické modely. To odráží i skutečnost, že naprostá většina zahraničních autorů výzkumných prací zabývajících se modelováním řezných sil používá právě tyto dva přístupy.

Dvě kapitoly rešeršní části jsou věnované dynamice procesu, stabilitě obrábění a digitálním dvojčatům, neboť se jedná o témata, která úzce s modely řezných sil a simulacemi virtuálního obrábění souvisí.

Co se týče samotných modelů řezné síly, ve výzkumných pracích zahraničních autorů je běžné, že modely jsou vytvořeny z úzkého rozsahu vstupních dat (řezné podmínky a geometrie nástroje). Pro simulace virtuálního obrábění to však znamená, že je potřeba sestavit rozsáhlou tabulku řezných koeficientů pro každý případ. Simulační software z této tabulky vybere řezné koeficienty a dosadí je do výpočtu. Pokud se během simulace změní parametry, např. se změní rychlost posuvu, musí software z tabulky vybrat jiné příslušící řezné koeficienty, které do výpočtu dosadí.

Práce ukázala úspěšnou schopnost navrhnout multiparametrický model řezných sil jako jednoho univerzálního vztahu pro široký rozsah řezných podmínek a geometrie nástroje. K tomu bylo nutné vyjádřit všechny řezné koeficienty jako funkci geometrie nástroje a řezné rychlosti. Tento princip bylo možné aplikovat na mechanistické i analytické přístupy k modelování. V této práci byl však zvolen přístup mechanistický, protože výsledky analytického přístupu se v předchozích výzkumech Ú12135 ukázaly jako neuspokojivé.

V této práci byl navržen a představen inovativní postup výběru členů pro rozvoje řezných koeficientů, zahrnujících multiparametrické závislosti řezných sil na parametrech geometrie řezného nástroje a řezného procesu. Tento prezentovaný postup výběru může být považován jako „základní stavební kámen“, který lze v budoucnu rozšířit pomocí statistických metod, např. korelačních matic, ANOVA apod.

Při vyobrazení naměřených dat se ukázalo, že z literatury známý lineární model již nelze použít pro širší rozsah tloušťky třísky, proto byl mechanistický model rozšířen na polynom třetího řádu. Mechanistické modely konvenčně pracují v běžném souřadném systému TNB. V této práci se ale ukázalo, že tyto statistické metody pravděpodobně začínají selhávat při tak velkém rozsahu vstupních parametrů. Rozvoje řezných koeficientů jsou potom velmi složité a jejich

nepřesnosti se projeví při přenosu modelu na frézování, což představuje závažný problém.

Řešením byl alternativní rozklad složek řezné síly do souřadnicového systému P-Fr- η , který je bližší fyzikálním dějům při tvorbě třísky. Řezná síla je popsána tlakovou složkou F_p (působí kolmo na čelo nástroje), třecí složkou F_{fr} (působí ve směru odtoku třísky na čele nástroje) a úhel toku třísky η (udává směr toku třísky na čele nástroje). Práce ukázala úspěšnou aplikaci hypotézy rozkladu řezných sil na tlakovou a třecí složku a vytvořen byl zcela nový model, do kterého se podařilo úspěšně integrovat kromě dalších parametrů i vliv poloměru ostří břitů.

Vytvořené modely „tlak-tření“ pro ocel i dural byly otestovány na frézování jednobřítým nástrojem. U obou materiálů byla prokázána vysoká shoda predikce s měřením, a to i se zahrnutím vlivu poloměru ostří. Model pro ocel byl validován na frézování kapsy s využitím dvou typů nástrojů. Pro tuto validaci byl model implementován ve spolupráci s pracovníky Ú12135 do simulačního software MillVis (software pro virtuální simulace obrábění, vyvíjený v Ú12135). Porovnání měření a predikce řezné síly ukázalo velmi vysokou shodu mezi predikcí a měřením.

Oba modely by bylo možné dále zpřesnit, pokud bychom nepovažovali úhel toku za konstantní hodnotu, ale za lineární funkci závislou na tloušťce třísky. Dále by bylo možné místo jednoho univerzálního modelu vytvořit modelů několik, které by sice měly menší rozsah řezných podmínek, ale měly by být přesnější. Např. by mohl být vytvořen model pro vyšší a nižší řezné rychlosti, pro vyšší a nižší tloušťku třísky, přičemž některé by mohly sloužit pro hrubování a některé pro dokončování.

V poslední části práce byla s využitím vyvinutého multiparametrického modelu otestován předpoklad pro predikci chyby přesnosti při obrábění, která vzniká v důsledku statického odtačení nástroje vlivem střední hodnoty řezné síly. K tomu byla vytvořena analytická simulace, pomocí které bylo možné zjistit průběh velikost střední řezné síly ve směru X a Y. Tento průběh střední řezné síly byl použit jako vektoru vnějšího zatížení jednoduchého 1D nosníkového MKP náhradního modelu nástroje. Z deformace a pohybu nástroje byla dopočtena obálka jeho pohybu, která reprezentuje výsledný obrobený povrch. Predikovaná chyba obrobených válcových kontur a skutečný povrch (naměřený na souřadnicovém měřicím stroji) se výborně shodovaly. Tento výsledek potvrdil jak platnost vyvinutého multiparametrického modelu řezných sil, tak správnost předpokladu využití střední hodnoty řezných sil pro predikci odtačení nástroje.

Práce splnila v plném rozsahu zadané cíle:

- Byla provedena rešerše současných přístupů k modelování řezných sil a jejich aplikace na konkrétní technologie
- Byl navržen a následně validován multiparametrický model řezných sil pro obrábění oceli i duralu, který dokáže zohlednit poloměr ostří

- Model byl implementován do simulačního software MillVis, který slouží pro virtuální simulace obrábění
- Vyvinutý multiparametrický model řezných sil byl aplikován na predikci procesních chyb obrábění vlivem řezných sil
- Validace predikce chyb přesnosti při obrábění úspěšně potvrdila platnost multiparametrického modelu řezných sil a předpoklad výpočtu odtlačení nástroje vlivem střední hodnoty řezné síly.

Seznamy

Seznam použité literatury

- [1] LAŠOVÁ, V. Základy stavby obráběcích strojů. Západočeská univerzita v Plzni, Plzeň, 2012
- [2] ALTINTAS, Yusuf. Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design. 2nd ed. New York: Cambridge University Press, 2012. ISBN isbn978-0-521-17247-9.
- [3] SULITKA, M., P. KOLÁŘ, P. ZEMAN, J. FALTA a P. FOJTŮ. Modelování řezných sil [prezentace]. Praha: Ú12135, 2017.
- [4] SULITKA, M., P. ZEMAN, J. FALTA a P. FOJTŮ. Výzkum a modelování řezných sil [prezentace]. Praha: Ú12135, 2018.
- [5] ALTINTAS, Y., P. KERSTING, D. BIERMANN, E. BUDAK, B. DENKENA a I. LAZOGLU. Virtual process systems for part machining operations. CIRP Annals [online]. 2014, 63(2), 585-605 [cit. 2022-12-10]. ISSN 00078506. Dostupné z: doi:10.1016/j.cirp.2014.05.007
- [6] ALTINTAS, Y., C. BRECHER, M. WECK a S. WITT. Virtual Machine Tool. CIRP Annals [online]. 2005, 54(2), 115-138 [cit. 2022-12-10]. ISSN 00078506. Dostupné z: doi:10.1016/S0007-8506(07)60022-5
- [7] ALTINTAS, Y. MODELING APPROACHES AND SOFTWARE FOR PREDICTING THE PERFORMANCE OF MILLING OPERATIONS AT MAL-UBC. Machining Science and Technology [online]. 2000, 4(3), 445-478 [cit. 2022-12-10]. ISSN 1091-0344. Dostupné z: doi:10.1080/10940340008945718
- [8] LEE, P. a Y. ALTINTAŞ. Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data. International Journal of Machine Tools and Manufacture [online]. 1996, 36(9), 1059-1072 [cit. 2022-12-10]. ISSN 08906955. Dostupné z: doi:10.1016/0890-6955(95)00081-X
- [9] ASTAKHOV, Viktor P. Cutting Force Modeling: Genesis, State of the Art, and Development. In: DAVIM, J. Paulo, ed. Mechanical and Industrial Engineering [online]. Cham: Springer International Publishing, 2022, 2022-12-02, s. 39-93 [cit. 2022-12-10]. Materials Forming, Machining and Tribology. ISBN 978-3-030-90486-9. Dostupné z: doi:10.1007/978-3-030-90487-6_2
- [10] KOVALČÍK, Jaroslav. Predikce silových parametrů řezného procesu při frézování. Prague, 2020. Dizertační práce. České vysoké učení technické v Praze, Fakulta strojní, Ústav technologie obrábění, projektování a metrologie.
- [11] MOLINARI, A. a A. MOUFKI. A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. Part I. Theory. International Journal of Machine Tools and Manufacture [online]. 2005, 45(2), 166-180 [cit. 2022-12-10]. ISSN 08906955. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijmachtools.2004.07.004
- [12] BUSHLYA, V., F. SCHULTHEISS, O. GUTNICHENKO, J.M. ZHOU a J.-E. STÄHL. On the Analytical Representation of Chip Area and Tool Geometry when Oblique Turning with Round Tools. Part 2: Variation of Tool Geometry Along the Edge Line. Procedia CIRP [online]. 2015, 31, 423-428 [cit. 2022-12-10]. ISSN 22128271. Dostupné z: doi:10.1016/j.procir.2015.03.082

- [13] ZHANG, Guicai a Changsheng GUO. Modeling of Cutting Force Distribution on Tool Edge in Turning Process. *Procedia Manufacturing* [online]. 2015, 1, 454-465 [cit. 2022-12-10]. ISSN 23519789. Dostupné z: doi:10.1016/j.promfg.2015.09.001
- [14] KHLIFI, Hassen, Lefi ABDELLAOUI, Hedi HAMDI a Wassila BOUZID. Influence of the Nose Radius on the Cutting Forces During Turning. In: BENAMARA, Abdelmejid, Mohamed HADDAR, Benameur TAREK, Mezlini SALAH a Chaari FAKHER, ed. *Advances in Mechanical Engineering and Mechanics* [online]. Cham: Springer International Publishing, 2019, 2019-05-30, s. 152-159 [cit. 2022-12-10]. *Lecture Notes in Mechanical Engineering*. ISBN 978-3-030-19780-3. Dostupné z: doi:10.1007/978-3-030-19781-0_19
- [15] FU, Zhongtao, Xubing CHEN, Jincheng MAO a Tao XIONG. An analytical force mode applied to three-dimensional turning based on a predictive machining theory. *International Journal of Mechanical Sciences* [online]. 2018, 136, 94-105 [cit. 2022-12-10]. ISSN 00207403. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijmecsci.2017.12.021
- [16] BASURAY, P.K., B.K. MISRA a G.K. LAL. Transition from ploughing to cutting during machining with blunt tools. *Wear* [online]. 1977, 43(3), 341-349 [cit. 2022-12-10]. ISSN 00431648. Dostupné z: doi:10.1016/0043-1648(77)90130-2
- [17] DORLIN, Théo, Guillaume FROMENTIN a Jean-Philippe COSTES. Generalised cutting force model including contact radius effect for turning operations on Ti6Al4V titanium alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* [online]. 2016, 86(9-12), 3297-3313 [cit. 2022-12-10]. ISSN 0268-3768. Dostupné z: doi:10.1007/s00170-016-8422-x
- [18] WALDORF, Daniel J. A Simplified Model for Ploughing Forces in Turning. *Journal of Manufacturing Processes* [online]. 2006, 8(2), 76-82 [cit. 2022-12-10]. ISSN 15266125. Dostupné z: doi:10.1016/S1526-6125(07)00005-9
- [19] ABAINIA, Sa & BEY, Mohamed & MOUSSAOUI, N. & GOUASMIA, S.. (2012). Prediction of Milling Forces by Integrating a Geometric and a Mechanistic Model.
- [20] ZHOU, Xu, Ming LUO, Dinghua ZHANG a Wanzhu LIU. Cutting Force Prediction in Four-axis Milling of Curved Surfaces with Bull-nose End Mill. *Procedia CIRP* [online]. 2016, 56, 100-104 [cit. 2022-12-10]. ISSN 22128271. Dostupné z: doi:10.1016/j.procir.2016.10.027
- [21] BERGS, Thomas, Sascha GIERLINGS, Thomas AUERBACH, Andreas KLINK, Daniel SCHRAKNEPPER a Thorsten AUGSPURGER. The Concept of Digital Twin and Digital Shadow in Manufacturing. *Procedia CIRP* [online]. 2021, 101, 81-84 [cit. 2022-12-10]. ISSN 22128271. Dostupné z: doi:10.1016/j.procir.2021.02.010
- [22] KOLÁŘ, Petr a Jan SMOLÍK. Průmysl 4.0 v oboru výrobních strojů. *MM Průmyslové spektrum*. MM publishing, 2017, 2017(10), 56.
- [23] SULITKA, M. Digitální dvojče stroje a procesu pro monitorování stavu a procesu. *CAE FORUM 2022* [prezentace]. Praha: Ú12135, 2021.
- [24] SULITKA, M. Virtuální modelování strojů a procesů: Digitální dvojčata strojů a procesů [prezentace]. Praha: Ú12135, 2021.
- [25] FOJTŮ, Petr. Problematika samobuzeného kmitání při obrábění. *Sborník konference: Konference studentské tvůrčí činnosti - STČ 2009*, 2009, s. 1-15.
- [26] KOLÁŘ, P., M. JANOTA, J. FALTA, P. FOJTŮ, M. SULITKA. Stabilita obrábění [prezentace]. Praha: Ú12135, 2017.
- [27] MÁDL, Jan. *Teorie obrábění*. Praha: České vysoké učení technické, 1989.

- [28] SULITKA, Matěj, Jan SMOLÍK, Petr FOJTŮ, Jiří FALTA a Ján KOPAČKA. Modelování a simulace řezných sil. ČVUT v Praze, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2016, 54 s. Průběžná výzkumná zpráva projektu CK-SVT-WP01 č. V-16-071.
- [29] ARIF, Rabiae, Guillaume FROMENTIN, Frédéric ROSSI a Bertrand MARCON. Mechanical analysis of local cutting forces and transient state when drilling of heat-resistant austenitic stainless steel. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* [online]. 2019, 104(5-8), 2247-2258 [cit. 2022-12-10]. ISSN 0268-3768. Dostupné z: doi:10.1007/s00170-019-03969-8
- [30] ZHANG, Pengpeng, HouJun QI, Hui YAO a YiRong ZHANG. The Cutting Force Prediction of Standard Twist Drill [online]. In: . 2015, - [cit. 2022-12-10]. Dostupné z: doi:10.2991/ap3er-15.2015.11
- [31] VENTURA, C. E. H. a A. HASSUI. Modeling of cutting forces in helical milling by analysis of tool contact angle and respective depths of cut. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* [online]. 2013, 68(9-12), 2311-2319 [cit. 2022-12-10]. ISSN 0268-3768. Dostupné z: doi:10.1007/s00170-013-4837-9
- [32] PARSIAN, Amir, Martin MAGNEVALL, Tomas BENO a Mahdi EYNIAN. A Mechanistic Approach to Model Cutting Forces in Drilling with Indexable Inserts. *Procedia CIRP* [online]. 2014, 24, 74-79 [cit. 2022-12-10]. ISSN 22128271. Dostupné z: doi:10.1016/j.procir.2014.07.138
- [33] SMOLÍK, Jan, Matěj SULITKA a kol. Zpráva o průběhu řešení WP01 v roce 2017. ČVUT v Praze, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2017, 38 s. Průběžná výzkumná zpráva projektu CK-SVT-WP01 č. V-17-039.
- [34] SMOLÍK, Jan, Matěj SULITKA a kol. Zpráva o průběhu řešení WP01 v roce 2018. ČVUT v Praze, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2018, 116 s. Průběžná výzkumná zpráva projektu CK-SVT-WP01 č. V-18-048.
- [35] SMOLÍK, Jan, Matěj SULITKA a kol. DV#1(2014-1) Ověřený matematický model řezných sil pro frézování duralů a ocelí. ČVUT v Praze, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2014, 44 s. Průběžná výzkumná zpráva projektu CK-SVT-WP01 č. V-14-064.
- [36] STUHLÝ, Jaroslav. Statistika: studijní opora pro kombinované studium: bakalářský studijní program. České Budějovice: Vysoká škola technická a ekonomická v Českých Budějovicích, 2012. ISBN isbn978-80-7468-021-2.
- [37] rbandada2. (2012, June 10). *Cutting steel magnified and slowed down*. [Video]. <https://www.youtube.com/watch?v=PbTlRn3tSCI>
- [38] JKTech. (2019, July 13). *EPIC Slow Motion Machining – Satisfying Engineering* [Video]. https://www.youtube.com/watch?v=kel_OwSYos4
- [39] WIKIPEDIA CONTRIBUTORS. Timoshenko–Ehrenfest beam theory. In: *Wikipedia: the free encyclopedia* [online]. San Francisco (CA): Wikimedia Foundation, 23 March 2023 [cit. 2023-07-02]. Dostupné z: https://en.wikipedia.org/wiki/Timoshenko%E2%80%93Ehrenfest_beam_theory
- [40] KOLÁŘ, P., M. Sulitka, P. Zeman, J. Švéda, P. Vavruška. Efektivita výroby (zaměření na obrábění) [prezentace]. Praha: Ú12135, 2020.
- [41] GRIEVES, M. Origins of the Digital Twin Concept [online]. 2016. doi:10.13140/RG.2.2.26367.61609

- [42] SHAFTO, M., M. CONROY, E. GLAESSGEN, C. KEMP, J. LEMOIGNE, L. WANG a .
 Modeling, Simulation, Information Technology and Processing Roadmap.
 2010/05/01.
- [43] KRITZINGER, Werner, Matthias KARNER, Georg TRAAR, Jan HENJES a Wilfried
 SIHN. Digital Twin in manufacturing: A categorical literature review and
 classification. IFAC-PapersOnLine [online]. 2018, 51(11), 1016-1022 [cit. 2023-
 07-18]. ISSN 24058963. Dostupné z: doi:10.1016/j.ifacol.2018.08.474

Seznam obrázků

Obr. 1 Zjednodušené schéma procesního digitálního modelu s oranžově vyznačenou částí, kterou se tato diplomová práce zabývá [24]	13
Obr. 2 Merchantův diagram řezných sil pro ortogonální obrábění [2]	16
Obr. 3 Geometrie nástroje (dodržováno značení zahraniční literatury, např. [2])	16
Obr. 4 Závislost kc na tloušťce třísky h v logaritmických souřadnicích [9]	19
Obr. 5 V naměřených datech z [28] lze vidět neshodu s konstantním učebnicovým poměrem složek řezné síly složek $F_t : F_n : F_b = 4 : 2 : 1$ (čárkované čáry reprezentují poměry). Porovnání naměřených složek řezných sil v závislosti na tloušťce třísky pro dvě různé geometrie, vztaženo na šířku třísky 1 mm (nahore).	20
Obr. 6 Popis složek řezných sil při soustružení – tečná složka (F_t), normálová složka (F_n), binormálová složka (F_b)	22
Obr. 7 Experimentálně naměřené složky řezných sil, vztažené na šířku třísky 1 mm, v závislosti na tloušťce třísky h (oranžové křížky), viditelná polynomická závislost, ocel – (data: [28]).	23
Obr. 8 Břit s velkým rádiusem ostří (vlevo) a jeho ekvivalent s geometrií, od které vznikne při stejném posuvu třísky se shodným průřezem (vpravo) [14]	24
Obr. 9 Dílčí části sloužící pro výpočet průřezu třísky při hrubování (vlevo) a při dokončování (vpravo). Z geometrických závislostí je vypočtena geometrie ekvivalentního břitu [14]	24
Obr. 10 Diskretizace ostří za účelem zjištění průřezu odebírané třísky pro axiální pohyb (vlevo) a obecný pohyb vůči obrobku (vpravo) [13]	25
Obr. 11 Frézování válcovou frézou – schematicky znázorněné potřebné závislosti pro integraci přírůstků složek řezných sil	26
Obr. 12 Odchylna predikované X-ové složky řezné síly od naměřených hodnot pomocí Kienzlova modelu. Na ose X je index simulované polohy kulové frézy, při které byly síly naměřeny [19]	28
Obr. 13 Odchylna predikované Y-ové složky řezné síly od naměřených hodnot pomocí Kienzlova modelu. Na ose X je index simulované polohy kulové frézy, při které byly síly naměřeny [19]	28
Obr. 14 Odchylna predikované Z-ové složky řezné síly od naměřených hodnot pomocí Kienzlova modelu. Na ose X je index simulované polohy kulové frézy, při které byly síly naměřeny [19]	28

Obr. 15 Odchylka predikované celkové řezné síly na zub od naměřených hodnot pomocí Kienzlova modelu. Na ose X je index simulované polohy kulové frézy, při které byly síly naměřeny [19].....	28
Obr. 16 Měřené (slabě) a simulované (silně) složky řezné síly. $n=269 \text{ min}^{-1}$, $\lambda=30^\circ$, $fz=0.05 \text{ mm}$, $ap=3.81 \text{ mm}$, $R = 9.925 \text{ mm}$ (kulová fréza). [8].....	30
Obr. 17 Měřené (kroužky) a simulované (barevně) složky řezné síly. Směr X – červený, směr Y – modrý, směr Z – zelený průběh. Neznámé řezné podmínky, kulová fréza. [20].....	30
Obr. 18 Porovnání predikce polynomického modelu přeneseného na frézování a naměřených složek řezných sil (naměřené hodnoty složek řezných sil: červeně - směr X, modře, - směr Y, zeleně, směr Z) [28].....	30
Obr. 19 Průběh posuvové řezné síly (zeleně) a kroutícího momentu (modře), vlevo je naznačen přechodový stav (transient state), vpravo ustálený stav (steady state) [29].....	31
Obr. 20 Simulace průběhu složek řezné síly při frézování plné drážky ($D = 50 \text{ mm}$, 3 břity, $v = 120 \text{ m/min}$, $ap = 10 \text{ mm}$, $fz = 0.2 \text{ mm}$), $k_c = 1500 \text{ Nmm}^{-2}$ [skript pro výuku předmětu Modelování a simulace výrobních strojů, P. Kolář, Ú12135].....	35
Obr. 21 Naměřený průběh rozvoje a zvyšování amplitudy samobuzeného kmitání (ukázka velikosti a závažnosti rozkmitání – amplituda v m/s^2) [26].....	35
Obr. 22 Obrábění s nulovým fázovým posunem mezi zvlněným povrchem a aktuálním kmitáním [26].....	36
Obr. 23 Obrábění s fázovým posunem π mezi zvlněným povrchem a aktuálním kmitáním [26].....	36
Obr. 24 Princip polohové vazby a naznačení eliptického pohybu nástroje po jeho výkmitu [25].....	36
Obr. 25 Diagram stability složený z jednotlivých lobů [26].....	37
Obr. 26 Tok dat a informací u digitálního modelu [43].....	38
Obr. 27 Tok dat a informací u digitálního stínu[43].....	38
Obr. 28 Tok dat a informací u digitálního dvojčete [43].....	38
Obr. 29 Schéma digitálního modelu stroje [23].....	39
Obr. 30 Schéma procesního digitálního modelu [23].....	40
Obr. 31 Schéma procesního digitálního model, jehož výstupem je digitální model obrobku [23].....	40
Obr. 32 Oskenovaný povrch obrobeného fyzického dílce (vlevo) a jeho predikce (vpravo). Barevně jsou vyznačeny výchytky vůči CADu v intervalu -20 až $20 \mu\text{m}$ [23].....	41
Obr. 33 Oskenovaný povrch obrobeného pětiosého fyzického dílce (vlevo) a jeho predikce (vpravo).....	41
Obr. 34 Soustruh SP430 Y/2 1000 od firmy Kovosvit MAS.....	43
Obr. 35 Dynamometr Kistler 9119AA2 [28].....	43
Obr. 36 Uspořádání měření při podélném soustružení trubky s VBD [33].....	44
Obr. 37 Naměřený průběh složky řezné síly F_z , úseky pro korekci driftu dynamometru (černě), korigovaná řezná síla (červeně), vybraný úsek pro danou úroveň posuvu (zeleně). [28].....	44
Obr. 38 Ilustrační fotografie použitých monolitních soustružnických nožů (TGS nástrojárna) [33].....	44
Obr. 39 Příklad změny úhlu sklonu ostří při soustružení sjetím nástroje pod osu [33].....	44

Obr. 40 Fotografie použitého držáku STJCR 2020 M 16-M-A a výměnné břitové destičky TCMW 16T308 od firmy PRAMET [28].....	45
Obr. 41 Schematicky znázorněná změna úhlu sklonu ostří nástroje pomocí posunu nástroje v ose Y mimo osu soustružení [35].....	45
Obr. 42 Fotografie experimentálního frézovacího stroje LM1	46
Obr. 43 Fotografie pracovního prostoru v průběhu experimentu [35]	46
Obr. 44 Fotografie jednobřitých fréz v povlakované (vlevo) a nepovlakované (vpravo) variantě.....	47
Obr. 45 Ukázka průběhu naměřených sil ve směru osy X a Y v závislosti na natočení nástroje	47
Obr. 46 Fotografie pracovního prostoru s držákem soustružnického držáku VBD.....	48
Obr. 47 Fotografie použitých výměnných břitových destiček.....	48
Obr. 48 Schematicky znázorněn polynomičtý rozvoj řezných koeficientů kubického mechanistického modelu řezných sil	49
Obr. 49 Schematické znázornění variant využití naměřených dat pro tvorbu modelu řezných sil, komentováno v textu	50
Obr. 50 Ukázka vlivu rádiusu ostří na průběh závislosti složky řezné síly na tloušťce třísky při soustružení oceli (data: [28]).....	51
Obr. 51 Schematické znázornění vlivu rádiusu ostří na průběh závislosti složky řezné síly na tloušťce třísky.....	51
Obr. 52 Schematicky znázorněná příprava dat. Pro každou geometrii nástroje, řezné podmínky a tloušťku třísky byla provedena transformace vektoru řezné síly ze souř. sys. XYZ do systému TNB.....	52
Obr. 53 Schematicky znázorněna první lineární regrese polynomu a získání řezných koeficientů.....	53
Obr. 54 Schematicky naznačen náznak křížové závislosti, kdy nelze jednoznačně rozhodnout, zda bude její zohlednění mít negativní vliv na přesnost, či ji můžeme zanedbat. V takovém případě byly vytvořeny dvě varianty rozvoje řezných koeficientů, jedna člen popisující křížovou závislost neuvažuje, druhá ano.	55
Obr. 55 Schematicky naznačené prokombinování různých variant rozvoje řezných koeficientů a z nich vycházející potenciální „modely“ popisující složku řezné síly	56
Obr. 56 Schematické dílčí shrnutí - zjištění vah konstantního řezného koeficientu a výběr nejlepší varianty na základě statistických parametrů zjištěných křížovou validací	57
Obr. 57 Schematické dílčí shrnutí - druhé lineární regrese a tvorby modelu jedné složky řezné síly	58
Obr. 58 Ukázka predikce závislosti řezných sil vytvořeného konvenčního modelu řezných sil na tloušťce třísky. Oranžové křížky jsou naměřené hodnoty se zvolenou geometrií nástroje a řeznou rychlostí, šedé křížky jsou všechny naměřené hodnoty při daném úhlu sklonu ostří λ . Vyznačené místa jsou nepřesnosti komentované v textu	60
Obr. 59 Ukázka průběhu predikce řezných sil ve směru X a Y na jednu otáčku jednobřitého nástroje, predikce porovnána s naměřenými průběhy. Vyznačené místa upozorňují na nepřesnost, jejíž důvod je diskutován v textu	61
Obr. 60 Pohled na tlakovou a třecí složku řezné síly v rovině ostří při ortogonálním obrábění	62
Obr. 61 Pohled na třecí složku řezné síly a úhel toku třísky v základní rovině [38]	62

Obr. 62	Souřadný systém P-Fr- η , ve kterém model „tlak-tření“ popisuje řeznou sílu.....	62
Obr. 63	Viditelné snížení rozptylu průběhů tlakové a třecí složky sil pro různé parametry (zde úhel šroubovice), který je potvrzením vhodného fyzikálně relevantního základu modelu. Nahoře zleva: Průběh tečné, normálové, binormálové složky řezné síly v souř. systému TNB. Dole zleva: průběh tlakové, třecí složky řezné síly a úhel toku třísky v souř. systému P-Fr- η . Data platí pro soustružení oceli.....	63
Obr. 64	Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P0} na parametrech α a λ (ocel).....	64
Obr. 65	Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P0} na parametrech α a v (ocel).....	64
Obr. 66	Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P0} na parametrech λ a v (ocel).....	64
Obr. 67	Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P0} na parametrech λ a R (ocel).....	65
Obr. 68	Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P0} na parametrech v a R (ocel).....	65
Obr. 69	Závislosti složek řezných sil na tloušťce třísky pro ocel. Modře predikce modelu, červeně naměřené hodnoty pro danou kombinaci parametrů, šedě je vyznačen rozptyl naměřených hodnot pro různé poloměry ostří.....	68
Obr. 70	Matice průběhů složek řezných sil ve směru X a Y na otáčku jednobřitého frézovacího nástroje při frézování oceli, v grafech predikce modelu i naměřené průběhy.....	69
Obr. 71	Matice průběhů složek řezných sil ve směru X a Y na otáčku jednobřitého frézovacího nástroje při frézování duralu, v grafech predikce modelu i naměřené průběhy.....	72
Obr. 72	Fotografie vyfrézovaných kapes (měření č. 1 až 6).....	72
Obr. 73	Fotografie horizontálního frézovacího centra H630 od firmy TAJMAC-ZPS.....	73
Obr. 74	Fotografie frézy EC120A25-4C12 IC900 od výrobce ISCAR.....	73
Obr. 75	Fotografie frézy EC120B25-4C12 IC900 od výrobce ISCAR.....	73
Obr. 76	Schematicky znázorněny rozměry frézované kapsy.....	74
Obr. 77	Fotografie prac. prostoru stroje H630 během měření.....	74
Obr. 78	Průběh predikované a naměřené řezné síly rozložené do směru X a Y při frézování kapes do oceli, měření č. 01. Za povšimnutí stojí téměř úplná shoda modelu s měřením.....	75
Obr. 79	Schematický průběh řezné síly a její střední hodnoty (vlevo), naznačení odtlačení (statické deformace) nástroje vlivem střední řezné síly (vpravo).....	76
Obr. 80	Hybridní stroj Weldprint 5AX od firmy Kovošvit MAS.....	77
Obr. 81	Devět frézovaných válcových kontur, každý s jiným posuvem a bočním úběrem..	77
Obr. 82	Schematický náčrt 1D náhrady nástroje (vlevo) a schematicky naznačená tvorba globální matice tuhosti.....	78
Obr. 83	Vyobrazení úhlů $\varphi_{frkolem}$, $\varphi_{opasani}$, φ_{ex} , φ_{st} a ujeté vzdálenosti l	79
Obr. 84	Úhel opásání $\varphi_{opasani}$	79
Obr. 85	Výsledný povrch válcových kontur odpovídá obálce poddajného nástroje.....	81
Obr. 86	Porovnání výsledků predikce chyb přesnosti a měřeného povrchu. Modré šipky: kvadrantové chyby, zelené rámečky: místo nájezdu a výjezdu nástroje z materiálu, červené rámečky: pravděpodobné zakmitání nástroje.....	82

Seznam tabulek

Tab. 1	Posouzení závislostí řezného koeficientu na vstupních parametrech, včetně křížových závislostí.....	54
--------	---	----

Tab. 2 Poznatky z pozorování závislosti řezného koeficientu KP_0 na vstupních parametrech α , λ , v , R a křížových závislostí mezi těmito parametry	65
Tab. 3 Navržené členy v rozvoji řezného koeficientu KP_0 na základě tab. 2	65
Tab. 4 Varianty rozvoje koeficientu KP_0 pro ocel	66
Tab. 5 Varianty rozvoje koeficientů KP_1 , KP_2 a KP_3 pro ocel.....	66
Tab. 6 Výsledek první regrese variant rozvoje koeficientu KP_0	66
Tab. 7 Rozsah vstupních parametrů, pro které je vytvořený model pro ocel platný	68
Tab. 8 Rozsah vstupních parametrů, pro které je vytvořený model pro dural platný.....	71
Tab. 9 Geometrie použitých nástrojů pro frézování kapes do oceli	73

Seznam textových příloh

Příloha A Geometrické závislosti na šroubovitém vrtáku [2]	P.1
Příloha B: Souhrn geometrie monolitních soustružnických nožů a jejich označení.....	P.2
Příloha C: Souhrn experimentů měření řezných sil provedených na soustružení s různou geometrií nástroje a konstantním poloměrem ostří	P.3
Příloha D: Souhrn experimentů měření řezných sil provedených na soustružení s omezenou geometrií nástroje a různým poloměrem ostří	P.4
Příloha E: Souhrn experimentů měření řezných sil v závislosti na natočení jednobřitého nástroje při frézování.....	P.5
Příloha F: Geometrie monolitních fréz a jejich označení [35].....	P.6
Příloha G: Seznam jednotlivých měření frézování kapsy, použité nástroje a řezné podmínky	P.7
Příloha H Ukázka vlivu poloměru ostří břitů na průběh závislosti složek řezných sil na tloušťce třísky	P.8
Příloha I: Grafy vyobrazených závislostí konstantních řezných koeficientů na parametrech modelu pro ocel.....	P.9
Příloha J: Grafy vyobrazených závislostí konstantních řezných koeficientů na parametrech modelu pro dural	P.20
Příloha K: Obecně zapsané varianty navržených rozvoje řezných koeficientů pro ocel..	P.32
Příloha L – Výsledek první regrese variant rozvoje koeficientu Kfr_0 a úhlu toku třísky η pro ocel.....	P.33
Příloha M – Výsledek první regrese variant rozvoje koeficientu KP_0 , Kfr_0 a úhlu toku třísky η pro dural	P.34
Příloha N: Obecně zapsané varianty navržených rozvoje řezných koeficientů pro dural	P.35
Příloha O: Výstup druhé lineární regrese všech modelů tlakové složky řezné síly F_p a F_{fr} pro ocel.....	P.37
Příloha P: Výstup druhé lineární regrese části modelů tlakové složky řezné síly F_p a F_{fr} pro dural	P.39
Příloha Q Ukázky predikce závislosti složek řezné síly na tloušťce třísky modelu „tlak-tření“ pro ocel.....	P.41
Příloha R Ukázky predikce závislosti složek řezných sil na tloušťce třísky modelu „tlak-tření“ pro dural	P.43
Příloha S Matice průběhů řezných sil ve směru X a Y na jednu otáčku jednobřitého frézovacího nástroje, frézování oceli.....	P.45
Příloha T Matice průběhů řezných sil ve směru X a Y na jednu otáčku jednobřitého frézovacího nástroje, frézování duralu	P.50

Příloha U Průběhy naměřených a predikovaných řezných sil ve směru X a Y při frézování kapes reálnými nástroji.....	P.52
Příloha V Informace o frézování válcových kontur	P.59
Příloha W Informace o měření obrobeného povrchu válcových kontur na souřadném měřícím stroji	P.60
Příloha X Výstup měření statické tuhosti	P.61

Seznam elektronických příloh

- Elektronická příloha E1 - ZIP adresář se skripty, které byly vytvořeny a použity při tvorbě práce pro návrh multiparametrického modelu (kapitola 9)
- Elektronická příloha E1 - ZIP adresář se skripty, které byly vytvořeny a použity při aplikaci modelu na odtlačení nástroje a ověření funkčnosti navržené strategie (kapitola 10)
- Elektronická příloha E3 - ZIP adresář se skripty, které byly vytvořeny a použity k tvorbě konvenčního polynomického mechanistického modelu (kapitola 8.5)

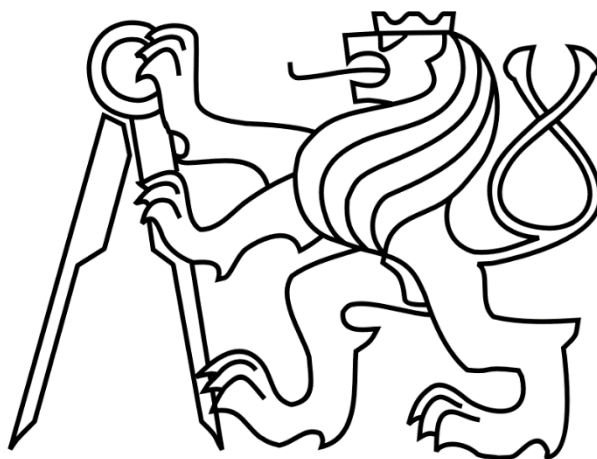
Seznam použitých software

MATLAB
MillVis (program pro simulace obrábění vyvíjený v Ú12135)
Visual Studio 2022 (úprava zdrojového kódu MillVisu)
VS Code (programovací jazyk Julia, balíček Pluto.jl)
MS Word
MS Excel

ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE

FAKULTA STROJNÍ

Ústav výrobních strojů a zařízení



Diplomová práce

Multiparametrický model řezných sil pro virtuální simulace obrábění

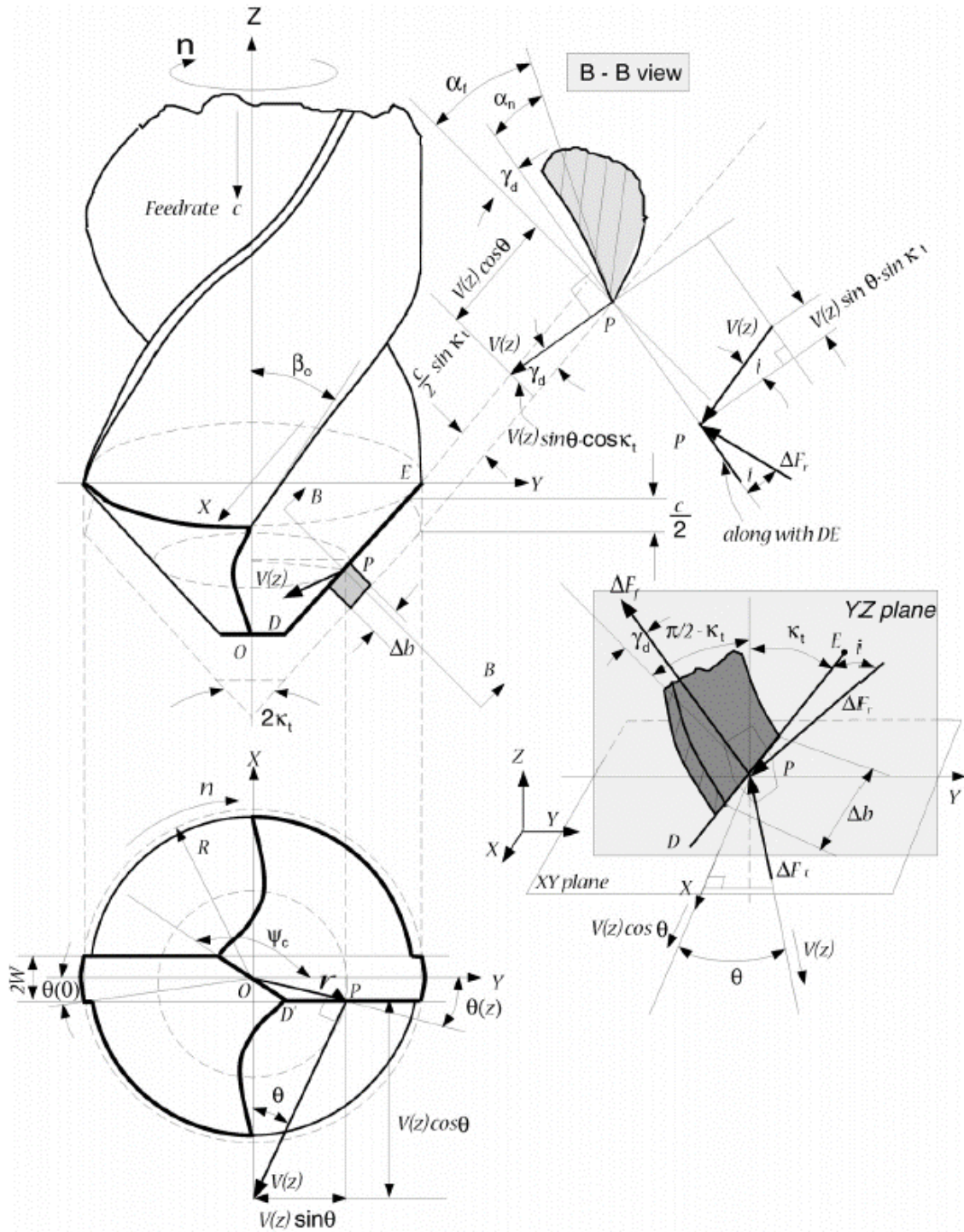
TEXTOVÉ PŘÍLOHY

Bc. Jakub Ullrich

2023

1829

Příloha A Geometrické závislosti na šroubovitém vrtáku [2]



Příloha B: Souhrn geometrie monolitních soustružnických nožů a jejich označení

Úhel čela α [°]	Úhel hřbetu γ [°]	Úhel sklonu ostří λ [°]	Úhel nastavení κ [°]	Označení
-4	7	0	90	-4-07-02*
0	3	0	90	00-03-02
0	6	0	90	00-06-02
0	9	0	90	00-09-02
4	3	0	90	04-03-02
4	6	0	90	04-06-02
4	9	0	90	04-09-02
8	3	0	90	08-03-02
8	6	0	90	08-06-02
8	9	0	90	08-09-02
12	3	0	90	12-03-02
12	6	0	90	12-06-02
12	9	0	90	12-09-02

*Negativní geometrie s označením -4-07-02 byla později doplněna. Nový nástroj nebyl broušen, ale negativního úhlu čela -4° bylo dosaženo pomocí nabroušené planžety, která umožnila při upnutí pootočit nástroj 00-03-02 o 4° .

Příloha C: Souhrn experimentů měření řezných sil provedených na soustružení s různou geometrií nástroje a konstantním poloměrem ostří

	Různá geometrie nástroje, konstantní poloměr ostří	
	OCEL	DURAL
Stroj	Kovosvit SP430 Y/2 1100	Kovosvit SP430 Y/2 1100
Nástroj	Nůž z karbidu YL10.2, povlakován vrstvou nanokompozitního supernitridu AlTiN s tvrdostí 3700 HV 0.05	Nůž z karbidu YL10.2, povlakován vrstvou nanokompozitního supernitridu AlTiN s tvrdostí 3700 HV 0.05
Materiál	12050.1 (C45), tažená trubka	7075-T651, trubka
Deskový dynamometr	Kistler 9119AA2	Kistler 9119AA2
Řezné rychlost v [m/min]	80; 105; 130; 155; 180	80; 130; 180; 250; 350
Posuv na otáčku f [mm/ot]	0.025; 0.05; 0.075; 0.1; 0.15; 0.2; 0.25; 0.3	0.025, 0.05, 0.075, 0.1, 0.15, 0.2, 0.25, 0.3
Axiální hloubka řezu a_p [mm]	3	3
Úhel čela α [°]	-4; 0; 4; 8; 12	-4; 0; 4; 8; 12
Úhel hřbetu γ [°]	3; 6; 9	3; 6; 9
Úhel sklonu ostří λ [°]	0; 15; 25; 35; 45	0; 25; 45
Úhel nastavení κ [°]	90	90
Poloměr ostří R [μm]	≈ 10	≈ 10
Celkový počet unikátních kombinací geometrie nástroje a řezných podmínek	4507	2520
Rok provedení experimentu/publikace v průběžné výzkumné zprávě	2016; 2017	2017
Zdroj dat	[28] [33]	[33]

Příloha D: Souhrn experimentů měření řezných sil provedených na soustružení s omezenou geometrií nástroje a různým poloměrem ostří

	Omezená geometrie nástroje, různý poloměr ostří	
	OCEL	DURAL
Stroj	Kovosvit SP430 Y/2 1100	Kovosvit SP430 Y/2 1100
Nástroj	držák STJCR 2020 M 16-M-A s VBD TCMW 16T308 bez utvařeče třísky	držák STJCR 2020 M 16-M-A s VBD TCMW 16T308 bez utvařeče třísky
Materiál	12050.1 (C45), tažená trubka	7075-T651, trubka
Deskový dynamometr	Kistler 9119AA2	Kistler 9119AA2
Řezné rychlost v [m/min]	80, 130, 180, 250	80; 130; 180; 250; 350
Posuv na otáčku f [mm/ot]	0.025, 0.05, 0.075, 0.1, 0.15, 0.2, 0.25, 0.3	0.025, 0.05, 0.075, 0.1, 0.15, 0.2, 0.3
Axiální hloubka řezu a_p [mm]	3	3
Úhel čela α [°]	0	0
Úhel hřbetu γ [°]	7	7
Úhel sklonu ostří λ [°]	0; 25; 45	0; 25; 45
Úhel nastavení κ [°]	90	90
Poloměr ostří R [μm]	10.52; 10.67; 11.55; 25.1; 25.99; 31.23; 43.52; 45.59; 46.22; 74.76; 83.06; 86.75; 115.06; 125.65; 127.59; 160; 161; 168	9.22; 31.72; 37.35; 87.79; 126.86; 161
Celkový počet unikátních kombinací geometrie nástroje a řezných podmínek	1728	1883
Rok provedení experimentu/publikace v průběžné výzkumné zprávě	2016	2017
Zdroj dat	[28]	[33]

Příloha E: Souhrn experimentů měření řezných sil v závislosti na natočení jednobřitého nástroje při frézování

	Různá geometrie nástroje, konstantní poloměr ostří		Omezená geometrie nástroje, různý poloměr ostří
	OCEL	DURAL	OCEL
Stroj	LM1	LM1	Kovosvit SP430 Y/2 1100
Nástroj	Jednobřítá monolitní fréza z kompozitního superkarbidu YL10.2, nástroj nepovlakován	Jednobřítá monolitní fréza z kompozitního superkarbidu YL10.2, nástroj potažen tenkou vrstvou nano-kompozitního supernitridu ALTiN	navržen a v Ú12135 vytvořen jednobřítý nástroj = speciální držák pro frézování pomocí soustružnických VBD (TCMW 16T308 bez utvařeče třísky)
Materiál	12050.1 (C45)	7075-T651	12050.1 (C45)
Deskový dynamometr	Kistler 9255B	Kistler 9255B	Kistler 9255B
Řezné rychlost v [m/min]	80; 105	55; 80; 105; 130; 180; 250; 350; 500; 700	80; 130; 180; 250
Posuv na otáčku f [mm/ot]	0.025; 0.04; 0.055; 0.07; 0.085	0.01; 0.025; 0.04; 0.055; 0.07; 0.085; 0.1; 0.1; 0.16; 0.19; 0.22; 0.25	0.025; 0.05; 0.075; 0.1; 0.15; 0.2
Axiální hloubka řezu a_p [mm]	5	5	3
Úhel čela α [°]	4; 8; 12	4; 8; 12	0
Úhel hřbetu γ [°]	3; 6; 9	3; 6; 9	7
Úhel šroubovice λ [°]	25; 45	25; 45; 60	0
Poloměr ostří R [μm]	≈ 10	≈ 10	9.45; 27.87; 48.23; 88.17; 127.55; 167
Celkový počet unikátních kombinací	180	2916	432
Rok provedení experimentu/publikace v dílčí výzkumné zprávě	2014	2016	2017
Zdroj dat	[35]	[28]	[33]

Příloha F: Geometrie monolitních fréz a jejich označení [35]

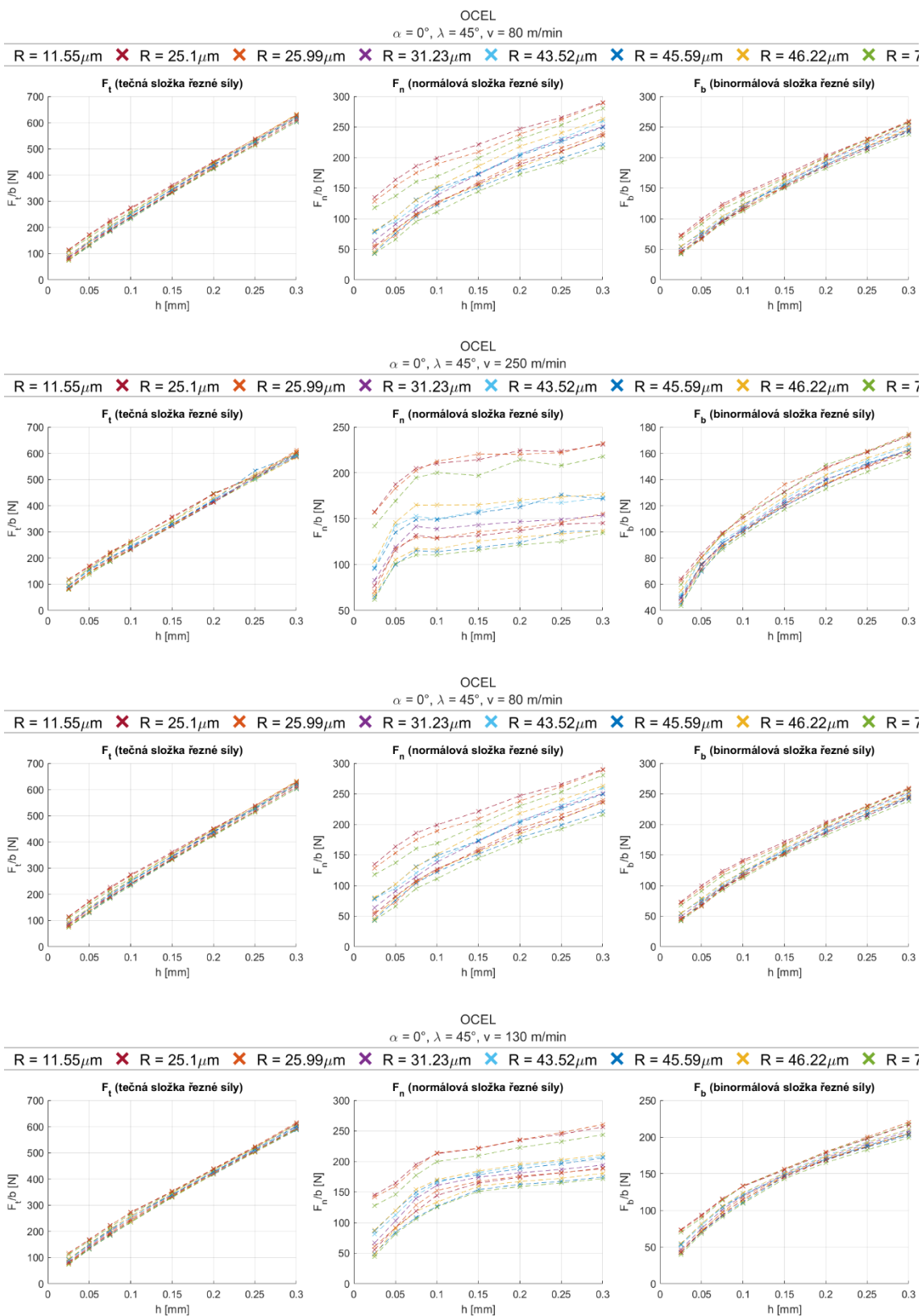
Úhel čela [°]	Úhel hřbetu [°]	Úhel šroubovice [°]	Označení
4	3	25	04-03-25-XX
4	6	25	04-06-25-XX
4	9	25	04-09-25-XX
8	3	25	08-03-25-XX
8	6	25	08-06-25-XX
8	9	25	08-09-25-XX
12	3	25	12-03-25-XX
12	6	25	12-06-25-XX
12	9	25	12-09-25-XX
4	3	45	04-03-45-XX
4	6	45	04-06-45-XX
4	9	45	04-09-45-XX
8	3	45	08-03-45-XX
8	6	45	08-06-45-XX
8	9	45	08-09-45-XX
12	3	45	12-03-45-XX
12	6	45	12-06-45-XX
12	9	45	12-09-45-XX

XX...série 01 až 04

Příloha G: Seznam jednotlivých měření frézování kapsy, použité nástroje a řezné podmínky

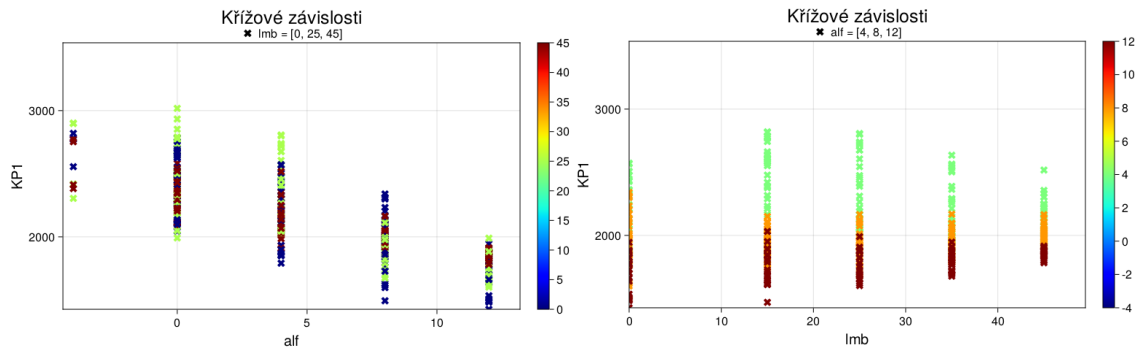
Č. měř.	Řezná rychlost v [m/min]	Posuv na zub f [mm]	Axiální hloubka řezu a_p [mm]	Označení použitého nástroje	Úhel šroubovice λ [°]
M1	80	0.05	3	EC120A25-4C12	30
M2	80	0.1	3	EC120A25-4C12	30
M3	130	0.05	3	EC120A25-4C12	30
M4	130	0.1	3	EC120A25-4C12	30
M5	180	0.05	3	EC120A25-4C12	30
M6	180	0.1	3	EC120A25-4C12	30
M7	80	0.05	3	EC120B25-4C12	45
M8	80	0.1	3	EC120B25-4C12	45
M9	130	0.05	3	EC120B25-4C12	45
M10	130	0.1	3	EC120B25-4C12	45
M11	180	0.05	3	EC120B25-4C12	45
M12	180	0.1	3	EC120B25-4C12	45
M13	80	0.05	2	EC120A25-4C12	30
M14	80	0.1	2	EC120A25-4C12	30
M15	130	0.05	2	EC120A25-4C12	30
M16	130	0.1	2	EC120A25-4C12	30
M17	180	0.05	2	EC120A25-4C12	30
M18	180	0.1	2	EC120A25-4C12	30
M19	80	0.05	2	EC120B25-4C12	45
M20	80	0.1	2	EC120B25-4C12	45
M21	130	0.05	2	EC120B25-4C12	45
M22	130	0.1	2	EC120B25-4C12	45
M23	180	0.05	2	EC120B25-4C12	45
M24	180	0.1	2	EC120B25-4C12	45

Příloha H Ukázka vlivu poloměru ostří břitů na průběh závislosti složek řezných sil na tloušťce třísky

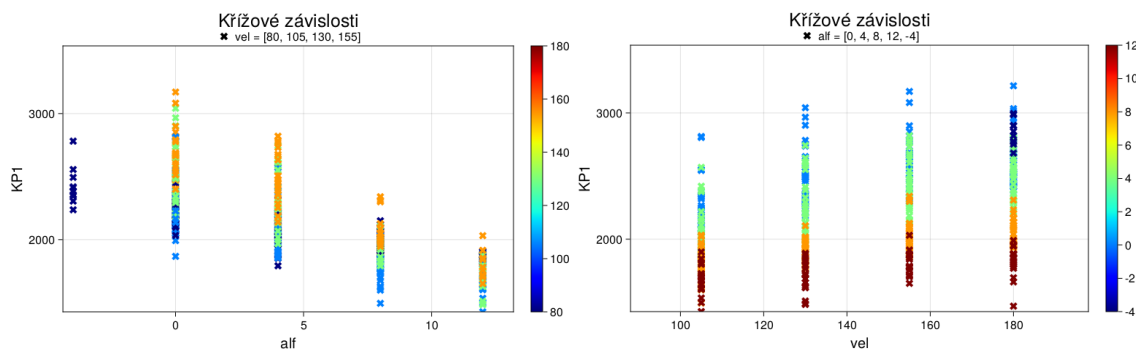


Příloha I: Grafy vyobrazených závislostí konstantních řezných koeficientů na parametrech modelu pro ocel

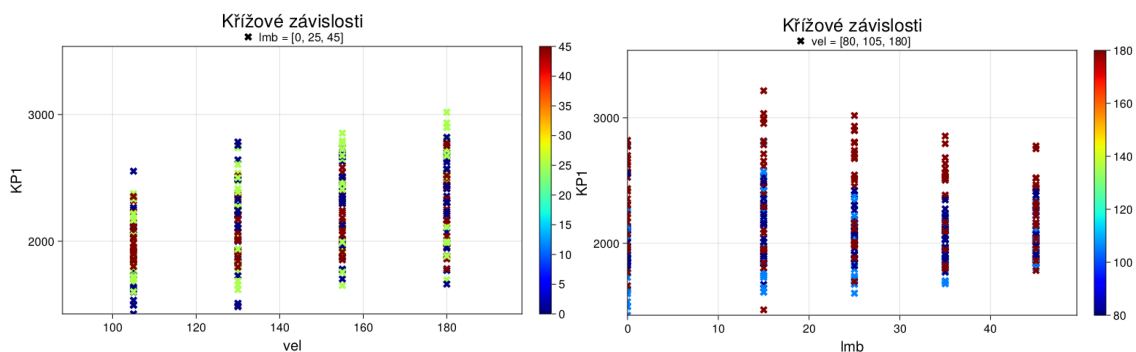
Závislosti konstantního řezného koeficientu K_{P1} na vstupních parametrech (ocel)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P1} na parametrech α a λ (ocel)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P1} na parametrech α a v (ocel)

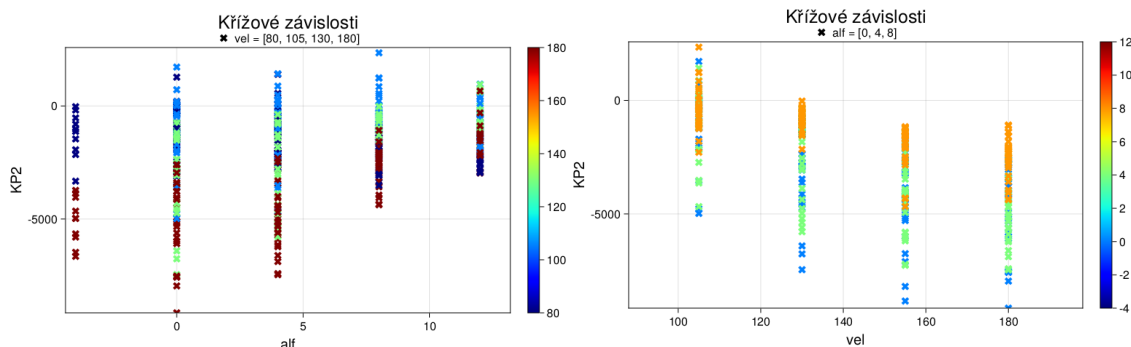


Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P1} na parametrech λ a v (ocel)

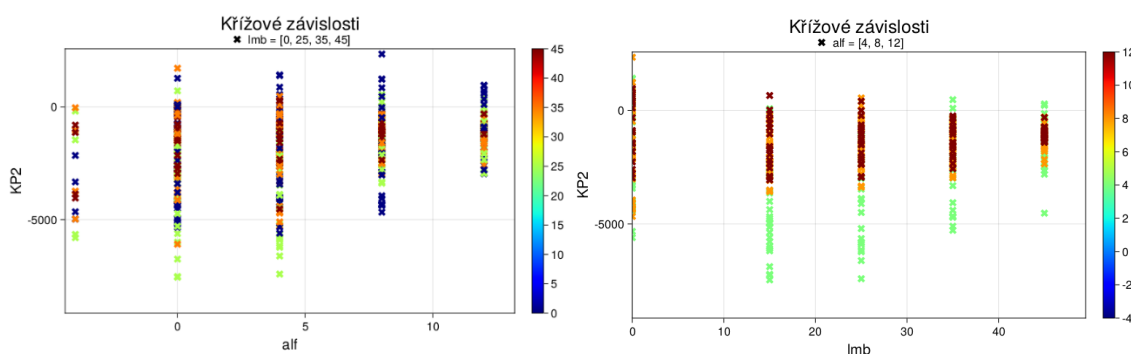
Vysledované závislosti koeficientu K_{p1} na vstupních parametrech (pro ocel)

	X Y	α	λ	v	Varianta	Navržené členy v rozvoji
Závislost koef.	α	 	konst	lin	var. 1	α, λ, v
	λ	lin	 	konst/lin	var. 2	α, v
	v	lin	konst/lin	 	var. 3	α, λ
Křížová závislost	α	 	ne	ne		
	λ	ne	 	ne		
	v	ne	ne	 		

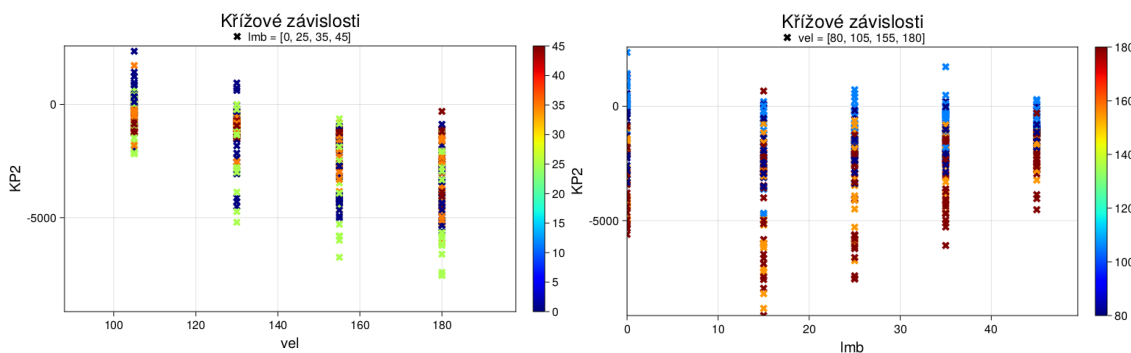
Závislosti konstantního řezného koeficientu K_{P2} na vstupních parametrech (ocel)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P2} na parametrech α a λ (ocel)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P2} na parametrech α a v (ocel)



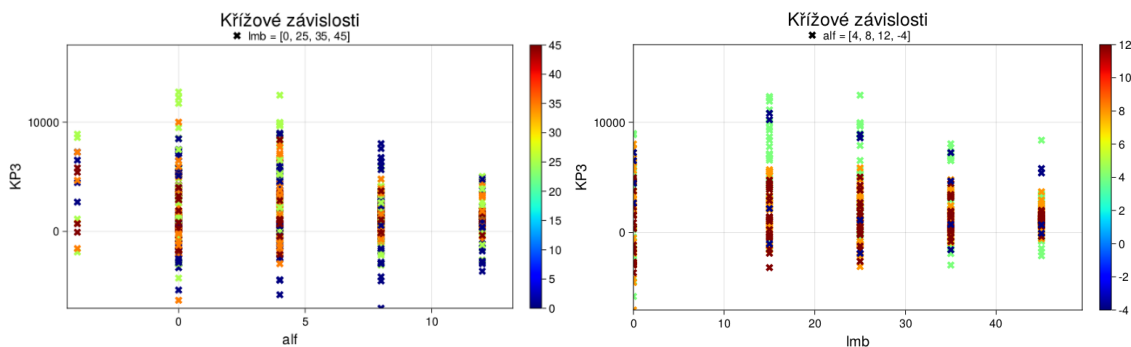
Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P2} na parametrech λ a v (ocel)

Vysledované závislosti koeficientu K_{P2} na vstupních parametrech (pro ocel)

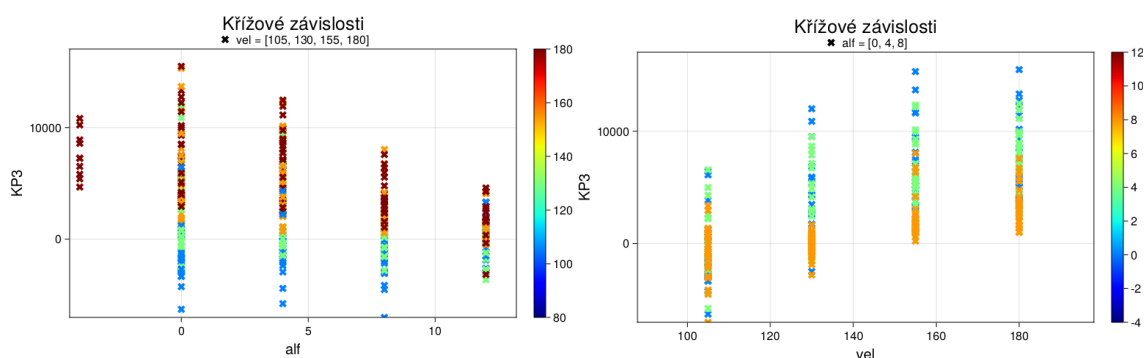
		X \ Y	α	λ	v
		α	λ	v	
Závislost koef.	α	konst	konst	lin	
	λ	konst/lin	konst	lin	
	v	konst/lin	konst	lin	
Křížová závislost	α	ne	ne	spíše ano	
	λ	spíše ne	ne	spíše ne	
	v	spíše ano	ne	ne	

Varianta	Navržené členy v rozvoji
var. 1	α, v
var. 2	$v\alpha, v$

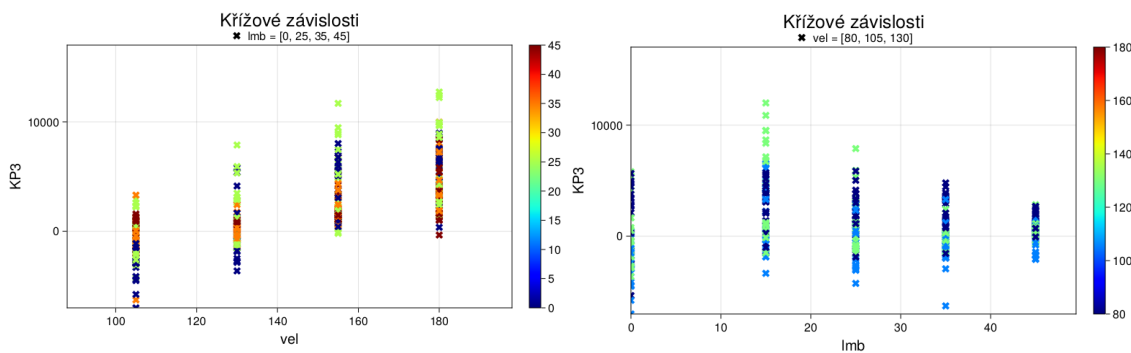
Závislosti konstantního řezného koeficientu K_{P3} na vstupních parametrech (ocel)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P3} na parametrech α a λ (ocel)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P3} na parametrech α a v (ocel)



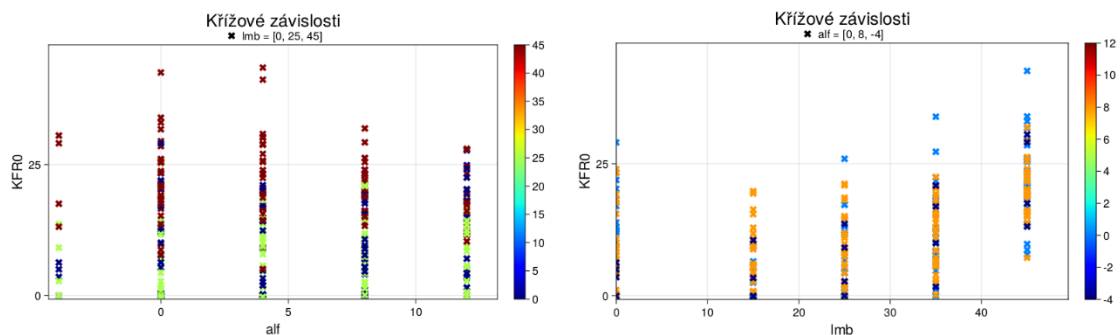
Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P3} na parametrech λ a v (ocel)

Vysledované závislosti koeficientu K_{P3} na vstupních parametrech (pro ocel)

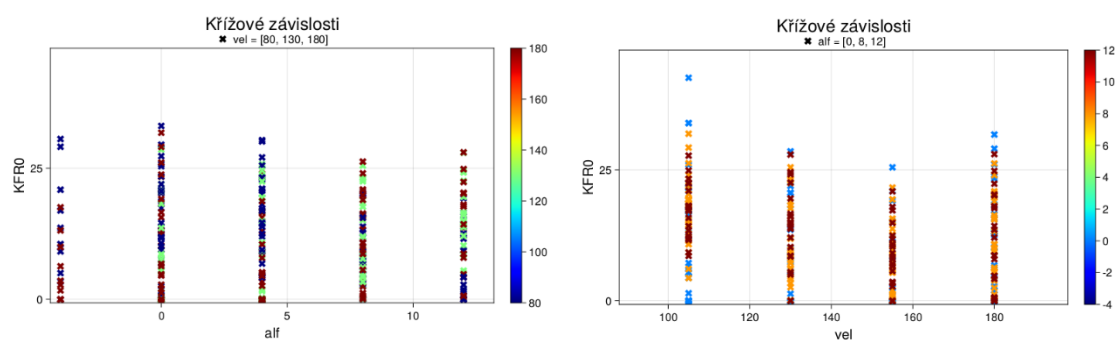
	X Y	α	λ	v
Závislost koef.	α	X	konst	lin
	λ	konst	X	lin
	v	konst/lin	konst	X
Křížová závislost	α	X	ne	náznak
	λ	ne	X	ne
	v	spíše ano	ne	X

Varianta	Navržené členy v rozvoji
var. 1	v
var. 2	$v\alpha$

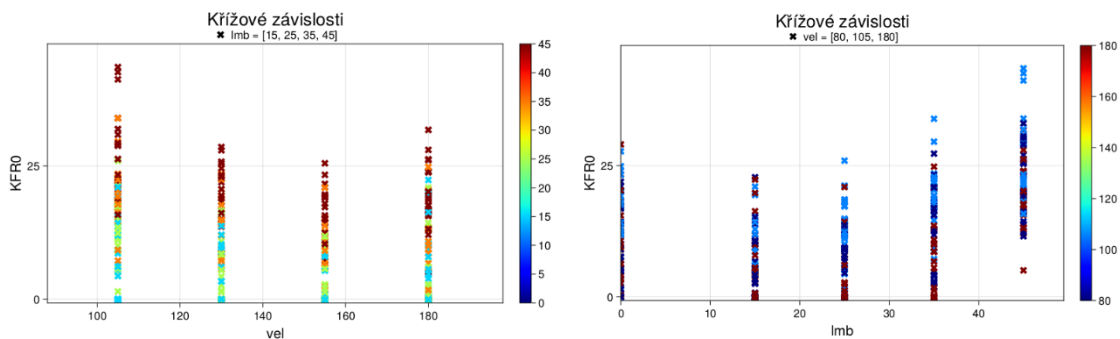
Závislosti konstantního řezného koeficientu K_{fr0} na vstupních parametrech (ocel)



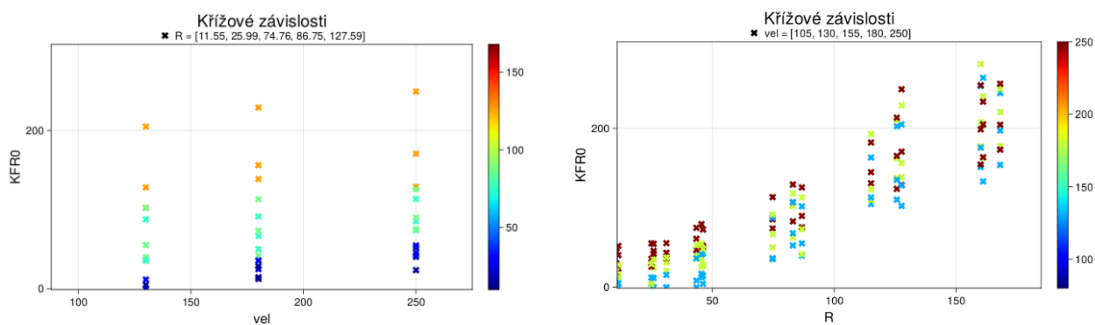
Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr0} na parametrech α a λ (ocel)



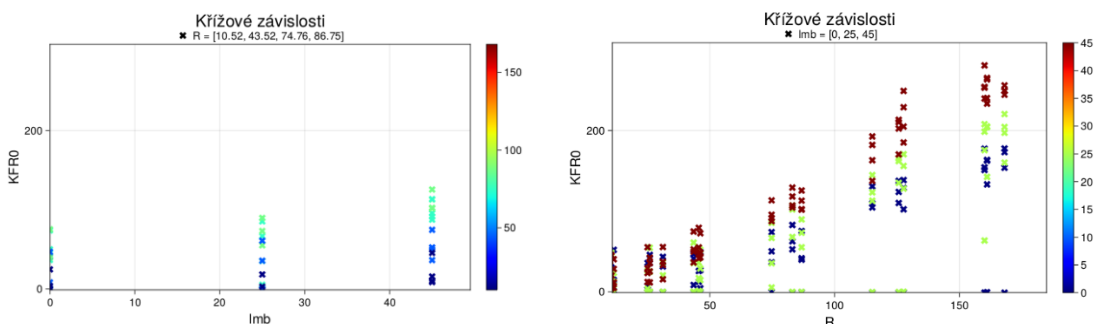
Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr0} na parametrech α a v (ocel)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr0} na parametrech λ a v (ocel)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr0} na parametrech v a R (ocel)

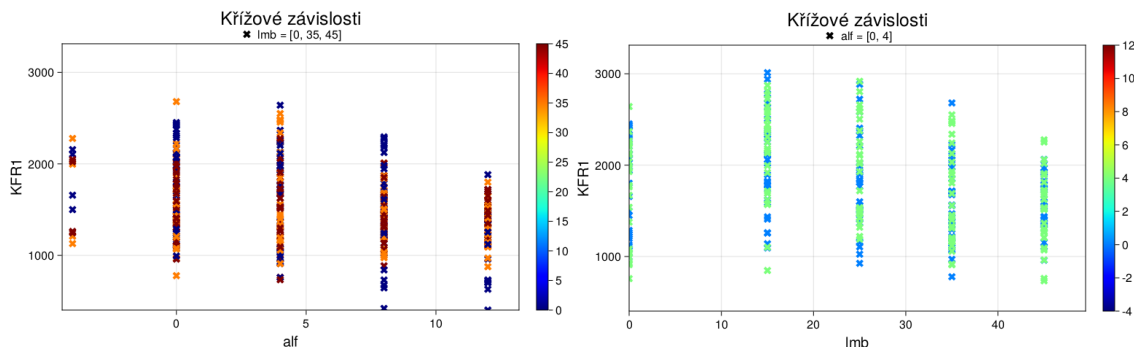


Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr0} na parametrech λ a R (ocel)

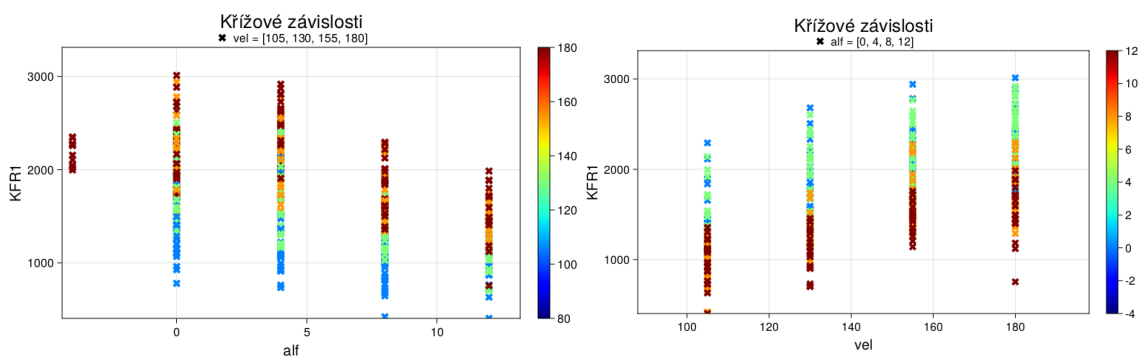
Vysledované závislosti koeficientu K_{fr0} na vstupních parametrech (pro ocel)

		X Y	α	λ	v	R	Varianta	Navržené členy v rozvoji
Závislost koeficientu	α			lin/poly	konst/lin		var. 1	λ, v, R
	λ	konst			konst/lin	lin	var. 2	λ, λ^2, v, R
	v	konst		poly		lin	var. 3	λ, R
	R			konst/lin	konst/lin		var. 4	λ, λ^2, R
Křížová závislost	α			ne	ne			
	λ	ne			ne	ne		
	v	ne		ne		ne		
	R			náznak	ne			

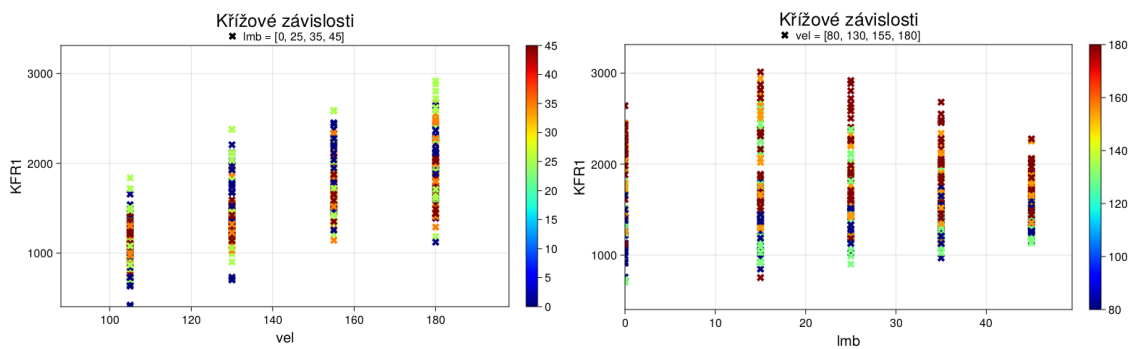
Závislosti konstantního řezného koeficientu K_{fr1} na vstupních parametrech (ocel)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr1} na parametrech α a λ (ocel)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr1} na parametrech α a v (ocel)



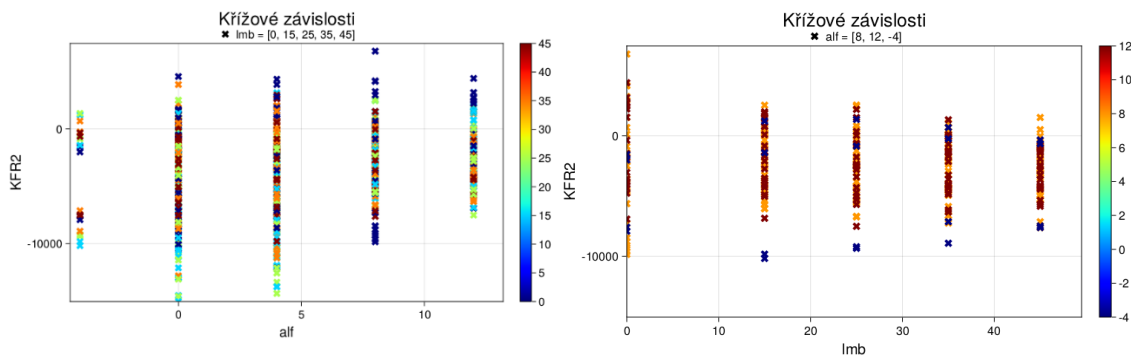
Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr1} na parametrech λ a v (ocel)

Vysledované závislosti koeficientu K_{fr1} na vstupních parametrech (pro ocel)

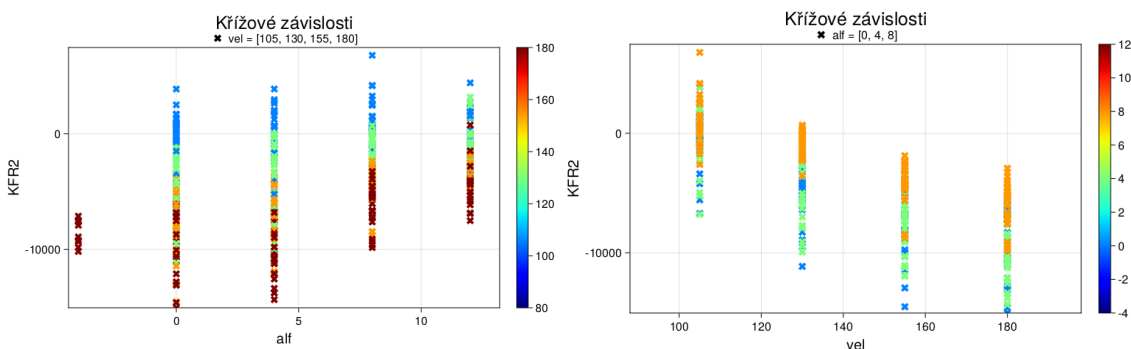
X Y		α	λ	v
		Závislost koef.	lin	lin
Křížová závislost	α	lin	ne	ne
	λ	ne	lin	ne
	v	ne	ne	lin

Varianta	Navržené členy v rozvoji
var. 1	α, λ, v
var. 2	α, v

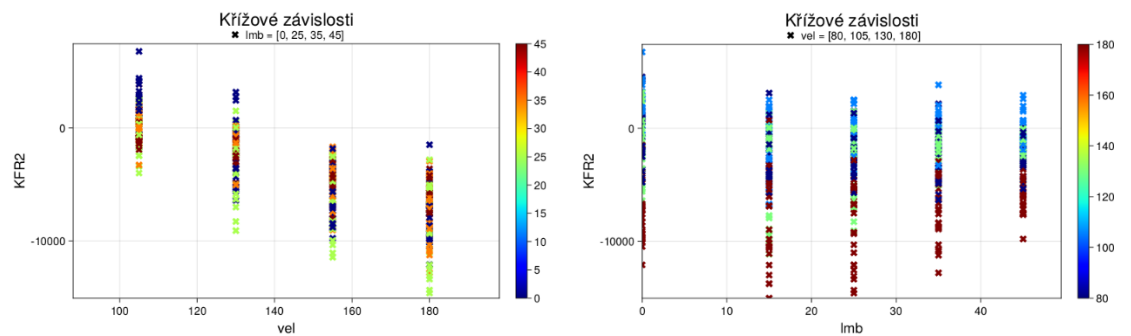
Závislosti konstantního řezného koeficientu K_{fr2} na vstupních parametrech (ocel)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr2} na parametrech α a λ (ocel)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr2} na parametrech α a v (ocel)



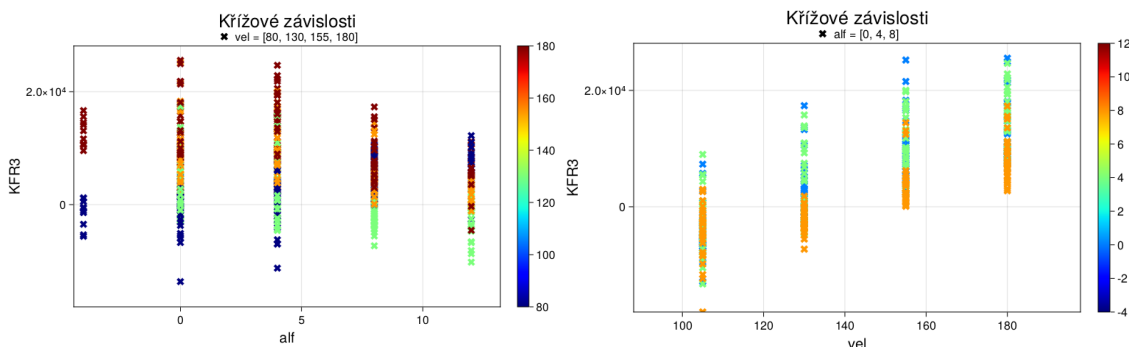
Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr2} na parametrech λ a v (ocel)

Vysledované závislosti koeficientu K_{fr2} na vstupních parametrech (pro ocel)

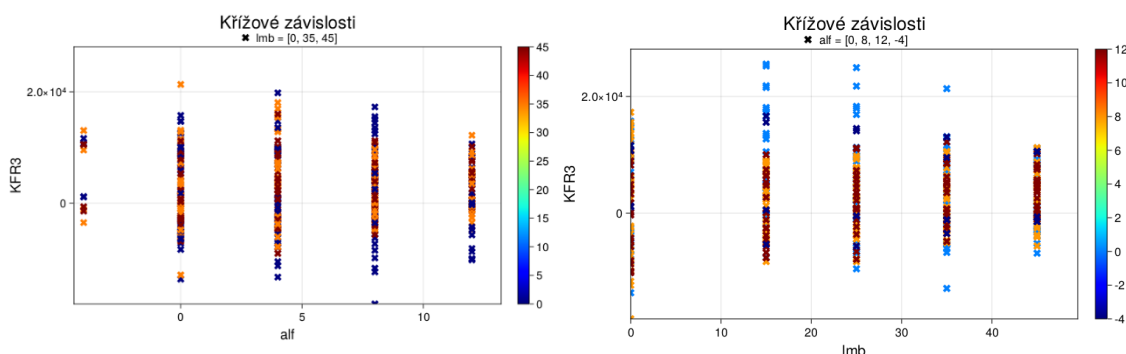
	X \ Y	α	λ	v
Závislost koef.	α	X	konst	lin/poly
	λ	konst	X	lin
	v	konst/lin	konst	X
Křížová závislost	α	X	ne	náznak
	λ	ne	X	ne
	v	spíše ano	ne	X

Varianta	Navržené členy v rozvoji
var. 1	$v, \alpha v$
var. 2	α, v, v^2
var. 3	v, v^2
var. 4	α, v

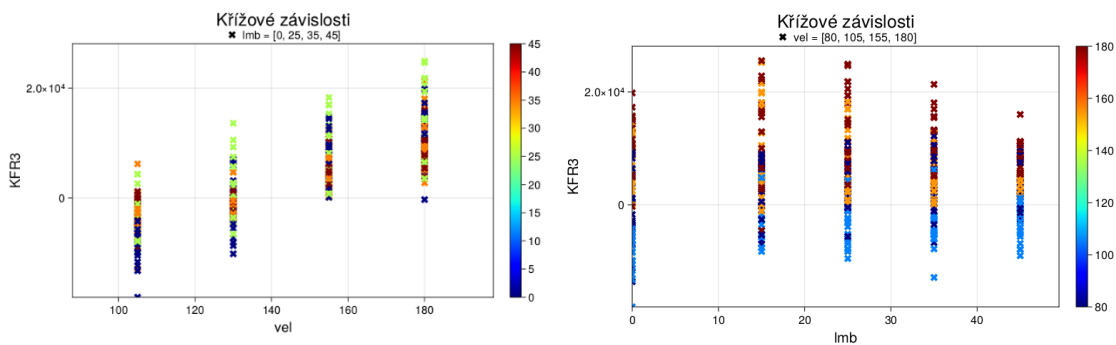
Závislosti konstantního řezného koeficientu K_{fr3} na vstupních parametrech (ocel)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr3} na parametrech α a λ (ocel)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr3} na parametrech α a v (ocel)



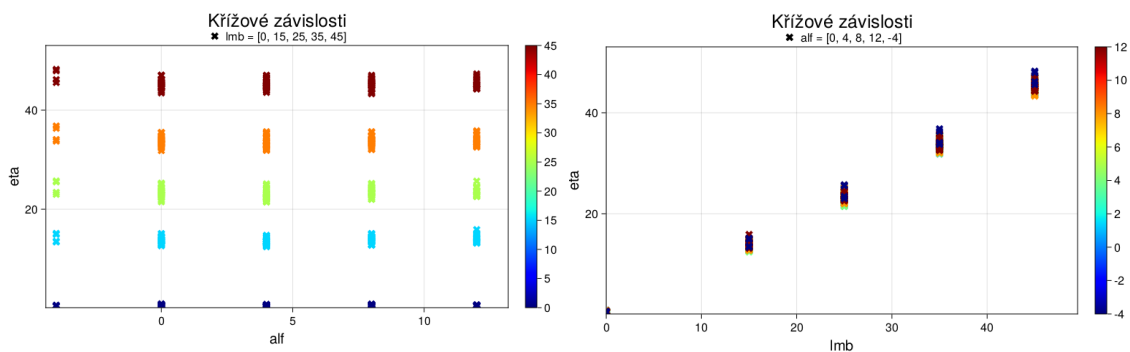
Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr3} na parametrech λ a v (ocel)

Vysledované závislosti koeficientu K_{fr3} na vstupních parametrech (pro ocel)

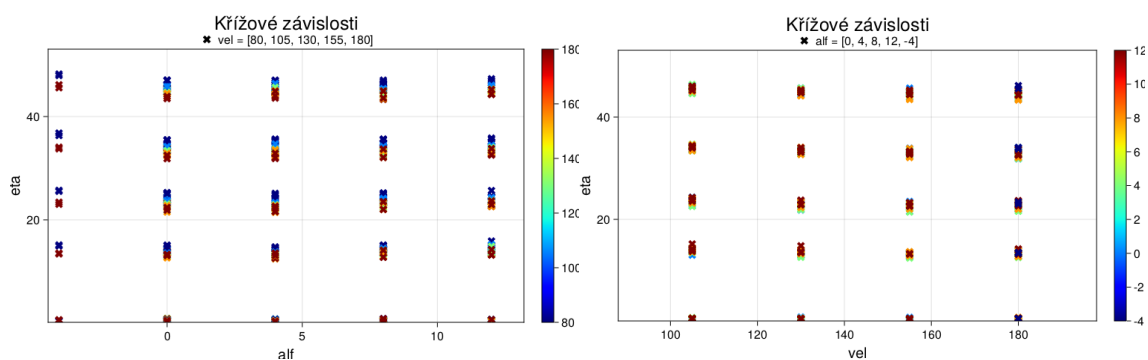
		X	Y		
		α	λ	v	
Závislost koef.	α	konst	konst	lin	
	λ	konst	konst	lin	
	v	konst/lin	konst	lin	
Křížová závislost	α	ne	ne	ne	
	λ	ne	ne	ne	
	v	náznak	ne	ne	

Varianta	Navržené členy v rozvoji
var. 1	v
var. 2	αv

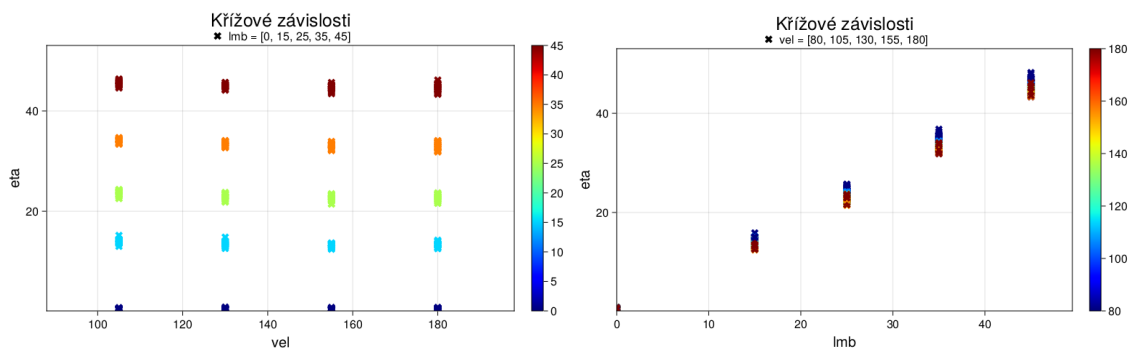
Závislosti úhlu toku třísky η na vstupních parametrech (ocel)



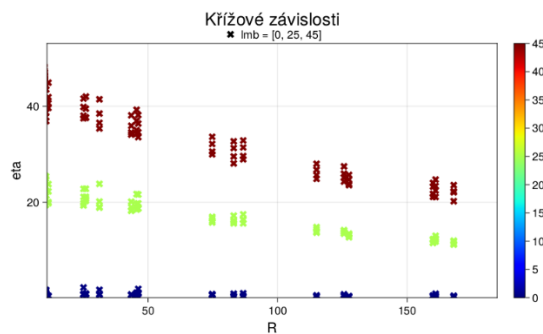
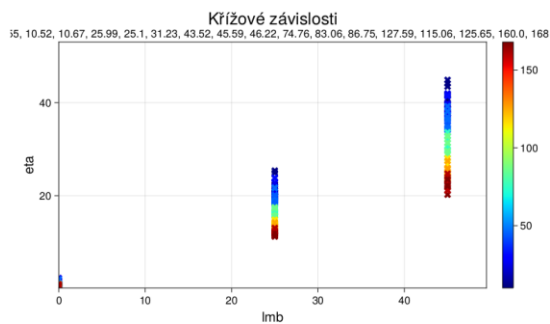
Vyobrazení závislosti úhlu toku třísky η na parametrech α a λ (ocel)



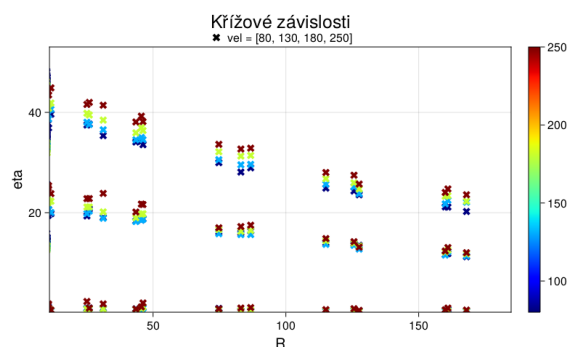
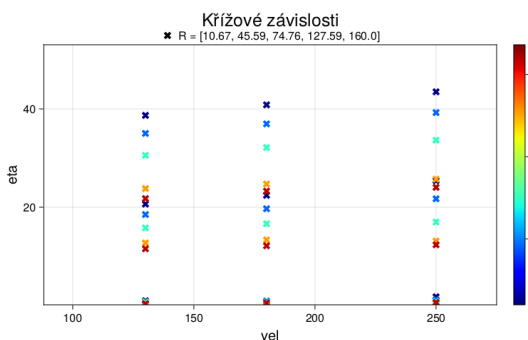
Vyobrazení závislosti úhlu toku třísky η na parametrech α a v (ocel)



Vyobrazení závislosti úhlu toku třísky η na parametrech λ a v (ocel)



Vyobrazení závislosti úhlu toku třísky η na parametrech λ a R (ocel)



Vyobrazení závislosti úhlu toku třísky η na parametrech v a R (ocel)

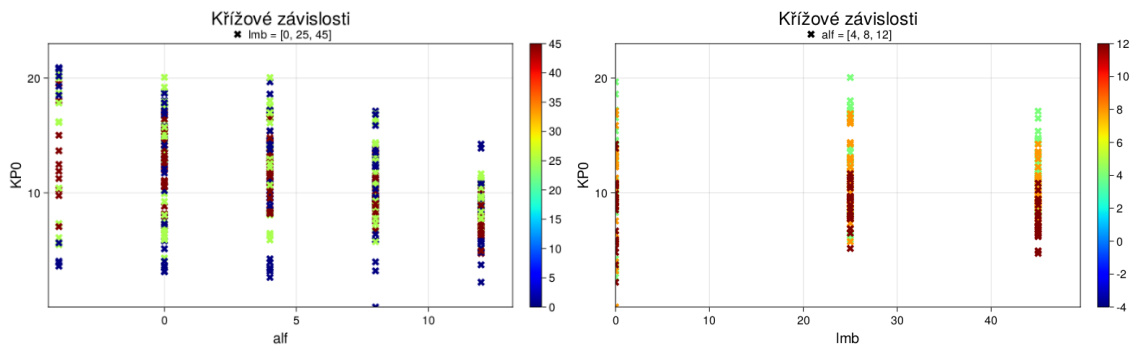
Vysledované závislosti úhlu toku třísky η na vstupních parametrech (pro ocel)

	X \ Y	α	λ	v	R
Závislost koeficientu	α		lin	konst	
	λ	konst/lin		konst	lin
	v	konst/lin	lin		lin
	R		lin	konst	
Křížová závislost	α		ne	ne	
	λ	ne		ne	ano
	v	ne	ne		ne
	R		ano	ne	

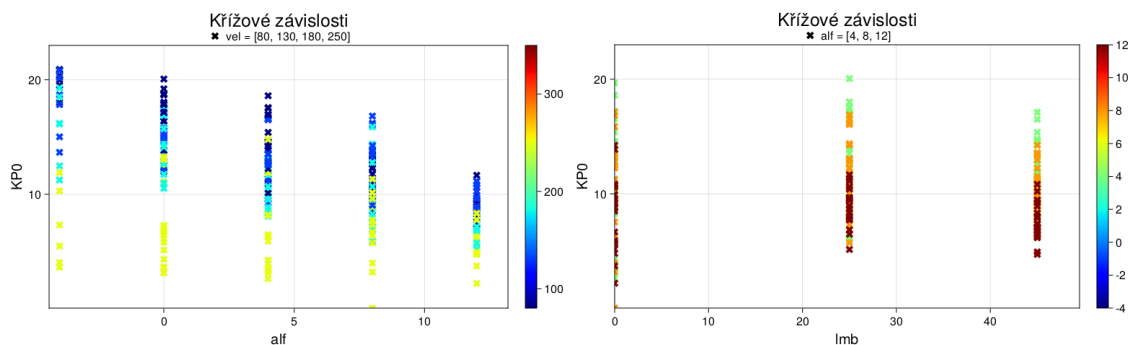
Varianta	Navržené členy v rozvoji
var. 1	$\lambda, \lambda R$
var. 2	$\lambda, \lambda R, R$
var. 3	λR
var. 4	λ
var. 5	$\lambda, \lambda R, \alpha$
var. 6	$\lambda, \lambda R, R, \alpha$
var. 7	$\lambda R, \alpha$
var. 8	λ, α

Příloha J: Grafy vyobrazených závislostí konstantních řezných koeficientů na parametrech modelu pro dural

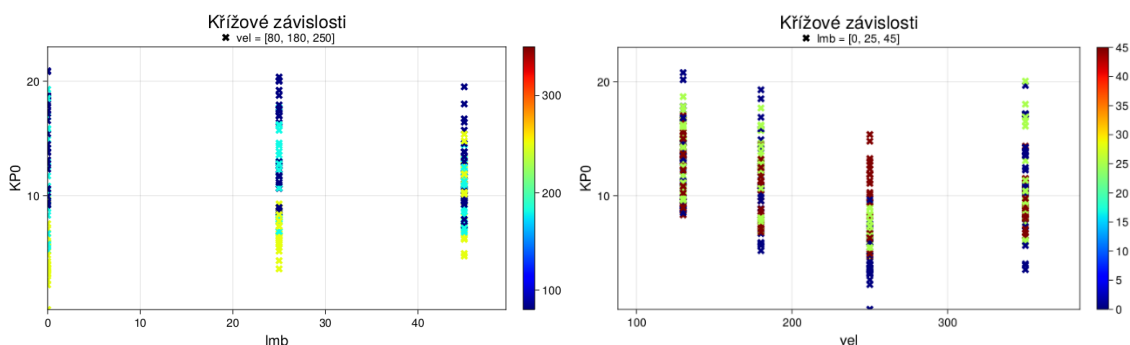
Závislosti konstantního řezného koeficientu K_{p0} na vstupních parametrech (dural)



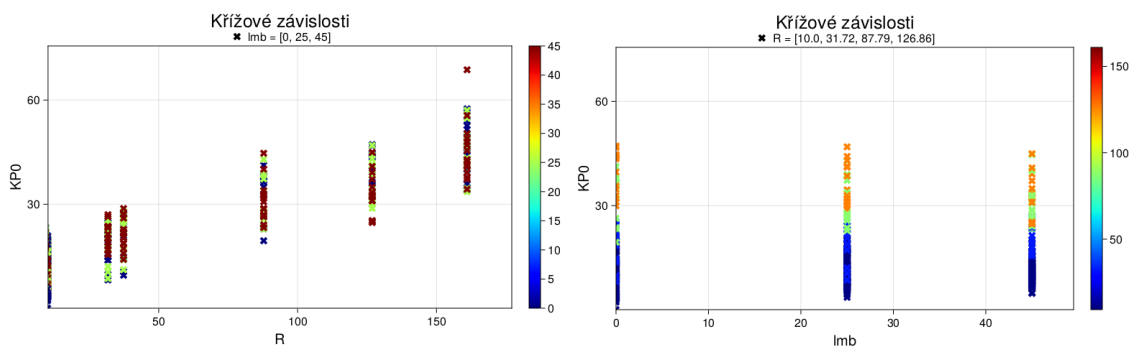
Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{p0} na parametrech α a λ (dural)



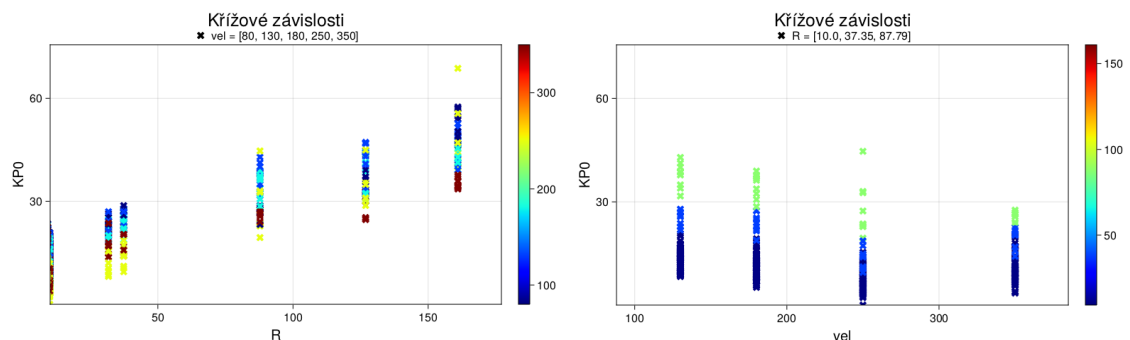
Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{p0} na parametrech α a v (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{p0} na parametrech λ a v (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{p0} na parametrech R a λ (dural)



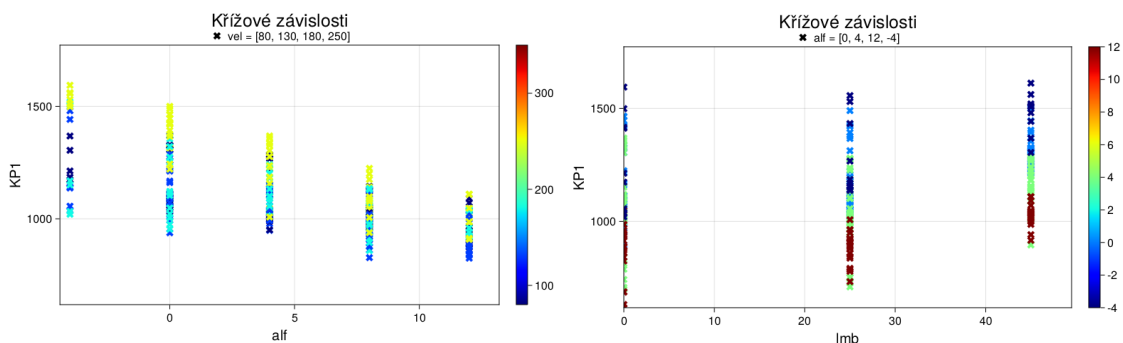
Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{p0} na parametrech R a v (dural)

Vysledované závislosti koeficientu K_{p0} na vstupních parametrech (pro dural)

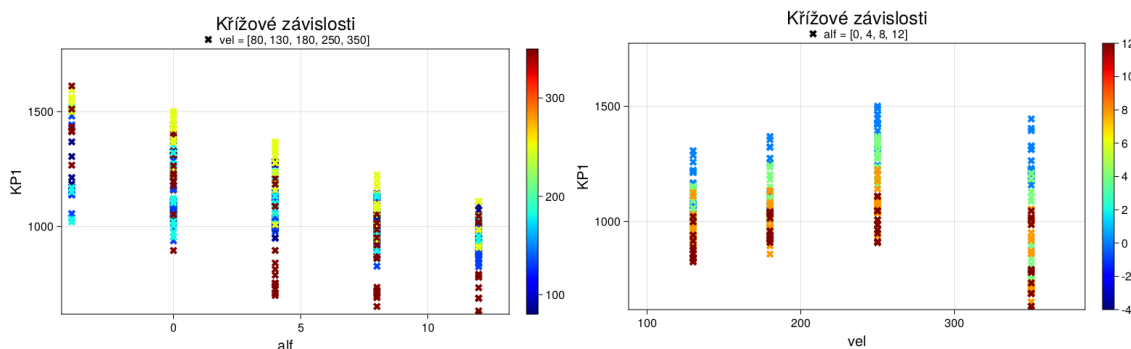
	X Y	α	λ	v	R	Varianta	Navržené členy v rozvoji
Závislost koeficientu	α	X	konst	poly	X	var. 1	v, v^2, R
	λ	konst	X	poly	lin	var. 2	v, R
	v	konst*	konst	X	lin	var. 3	$v, \alpha v, R$
	R	X	konst	poly	X	var. 4	$v, \lambda v, R$
Křížová závislost	α	X	ne	ne	X	var. 5	$v, \lambda v, \alpha v, R$
	λ	ne	X	náznak	ne	var. 6	$v, \alpha v, R, v^2$
	v	spíše ano	ne	X	ne	var. 7	$v, \lambda v, R, v^2$
	R	X	ne	ne	X	var. 8	$v, \lambda v, \alpha v, R, v^2$

* závislost se chová konstantně, ale na vyšších rychlostech se začne pravděpodobně projevovat křížová závislost, kdy se plynule mění v lineární závislosti

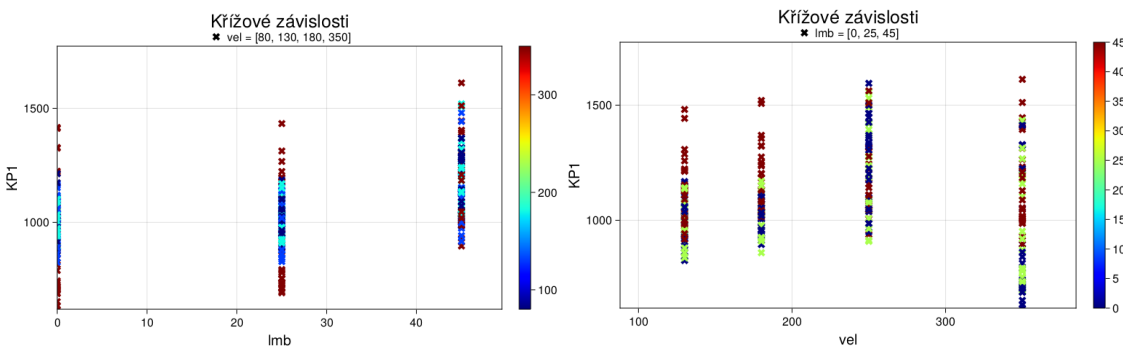
Závislosti konstantního řezného koeficientu K_{p1} na vstupních parametrech (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{p1} na parametrech α a λ (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{p1} na parametrech α a v (dural)



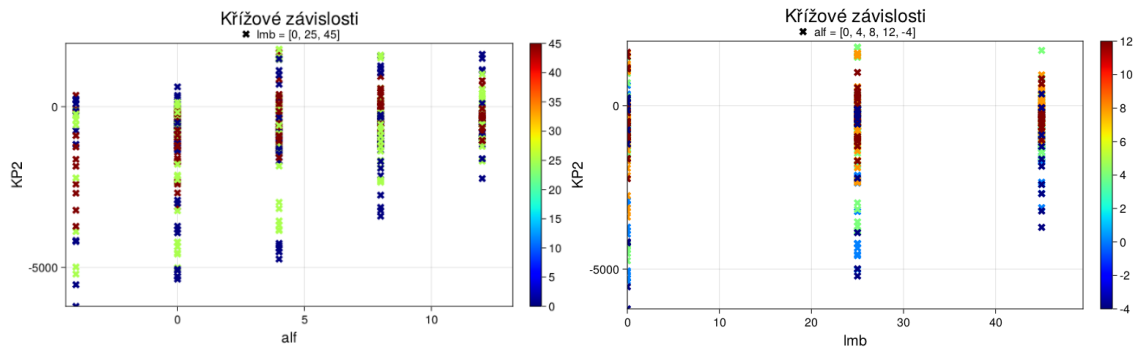
Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{p1} na parametrech λ a v (dural)

Vysledované závislosti koeficientu K_{p1} na vstupních parametrech (pro dural)

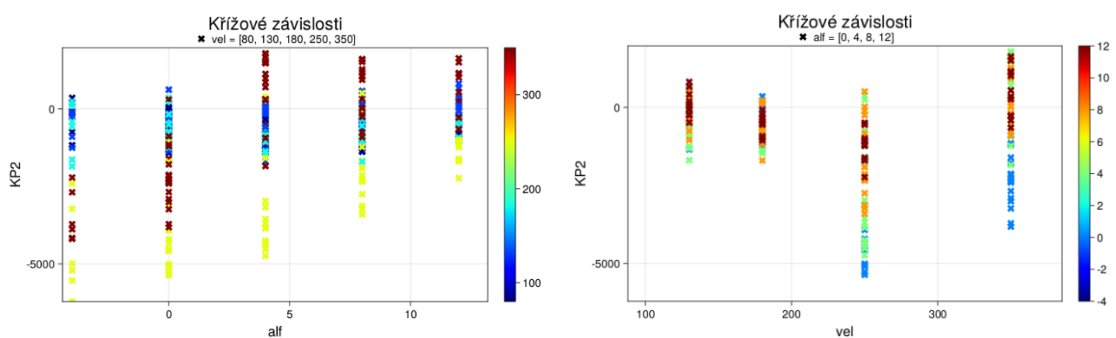
	X \ Y	α	λ	v
Závislost koef.	α	lin	lin/konst	poly
	λ	lin	lin	neurč
	v	lin	lin/poly	lin
Křížová závislost	α	lin	ne	ne
	λ	ne	lin	ne
	v	ne	ne	lin

Varianta	Navržené členy v rozvoji
var. 1	α, v
var. 2	α, λ, v
var. 3	α, λ, v, v^2
var. 4	$\alpha, \lambda, \lambda^2, v$
var. 5	$\alpha, \lambda v, v$

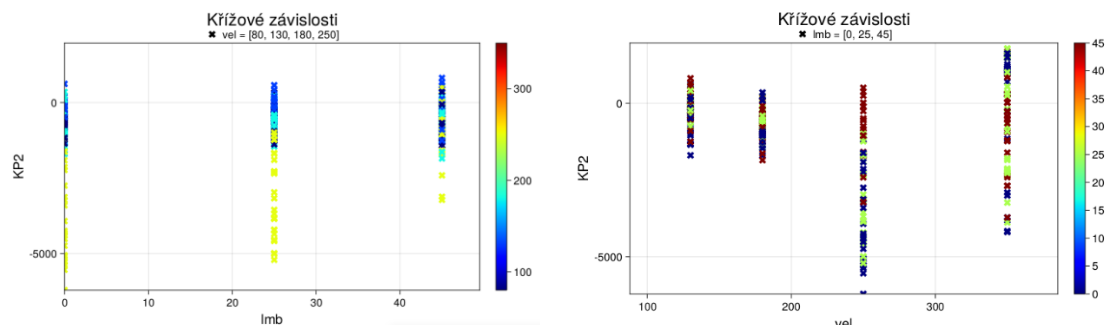
Závislosti konstantního řezného koeficientu K_{P2} na vstupních parametrech (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P2} na parametrech α a λ (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P2} na parametrech α a v (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P2} na parametrech λ a v (dural)

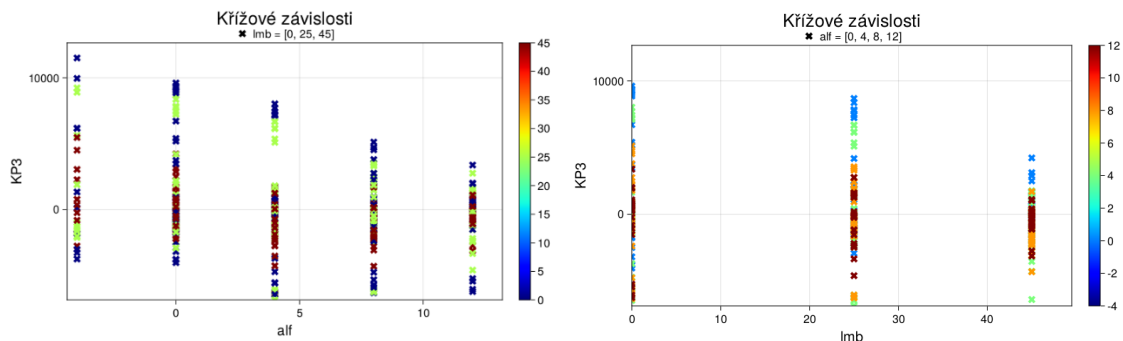
Vysledované závislosti koeficientu K_{P2} na vstupních parametrech (pro dural)

	X \ Y	α	λ	v
Závislost koef.	α	konst	konst	lin/poly
	λ	konst/lin	konst	poly
	v	konst*	konst	lin/poly
Křížová závislost	α	ne	ne	spíše ano
	λ	ne	ne	ne
	v	spíše ano	ne	ne

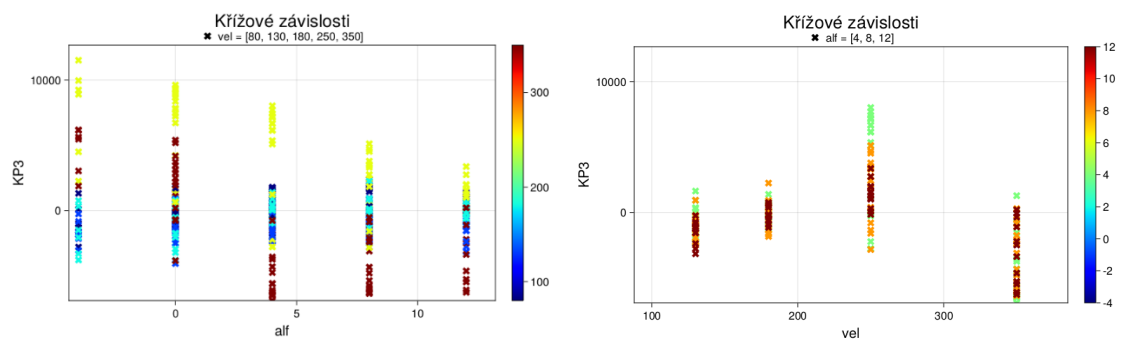
Varianta	Navržené členy v rozvoji
var. 1	α, v, v^2
var. 2	$\alpha v, v$
var. 3	v, v^2
var. 4	αv

* závislost se chová konstantně, ale na vyšších rychlostech se pravděpodobně projevuje křížová závislost, kdy se plynule mění v lineární závislosti

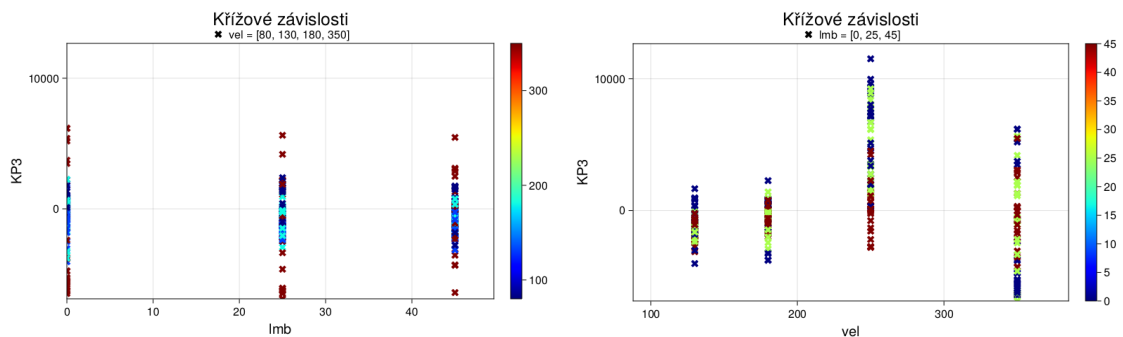
Závislosti konstantního řezného koeficientu K_{P3} na vstupních parametrech (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P3} na parametrech α a λ (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P3} na parametrech α a v (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{P3} na parametrech λ a v (dural)

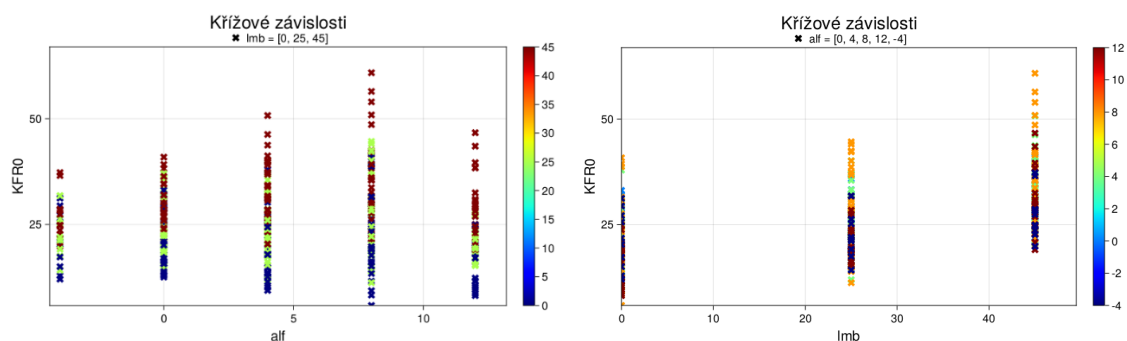
Vysledované závislosti koeficientu K_{P3} na vstupních parametrech (pro dural)

	X Y	α	λ	v
Závislost koef.	α	konst	konst	lin/poly
	λ	konst/lin	konst	poly
	v	konst*	konst	konst
Křížová závislost	α	konst	spíše ne	neurč
	λ	neurč	konst	ne
	v	spíše ano	ne	konst

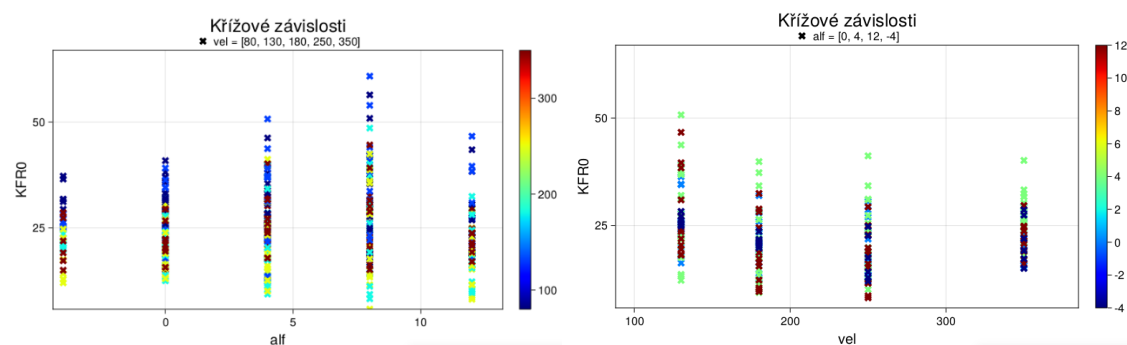
Varianta	Navržené členy v rozvoji
var. 1	α, v, v^2
var. 2	$\alpha v, v$
var. 3	v, v^2
var. 4	αv
var. 5	v

* závislost se chová konstantně, ale na vyšších rychlostech se začne pravděpodobně projevovat křížová závislost, kdy se plynule mění v lineární závislosti

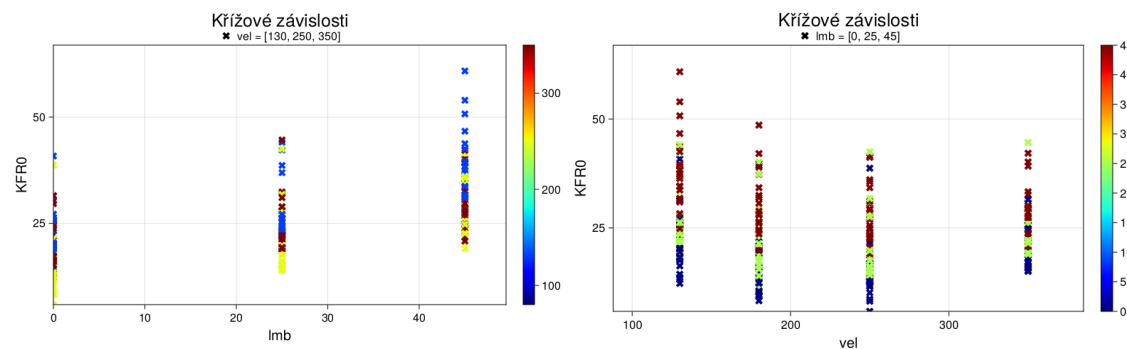
Závislosti konstantního řezného koeficientu K_{fr0} na vstupních parametrech (dural)



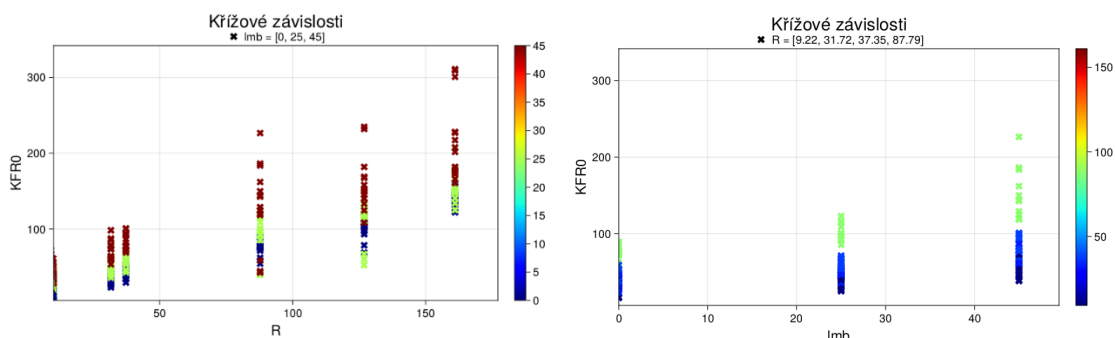
Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr0} na parametrech α a λ (dural)



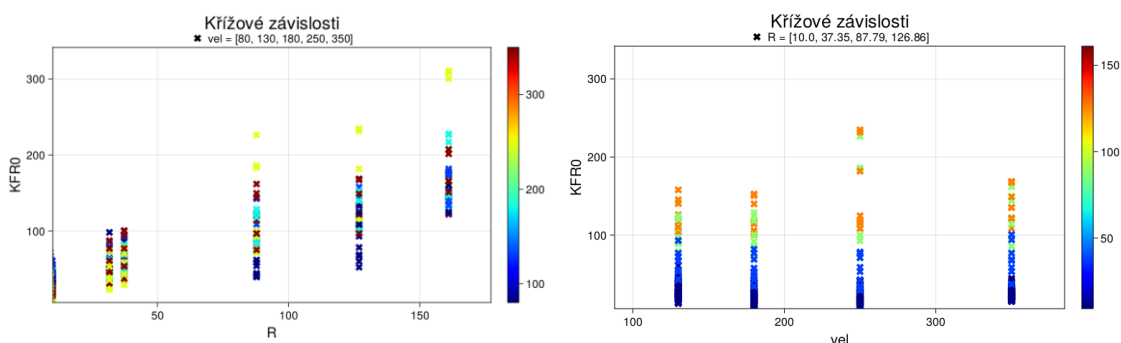
Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr0} na parametrech α a v (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr0} na parametrech λ a v (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{p0} na parametrech R a λ (dural)



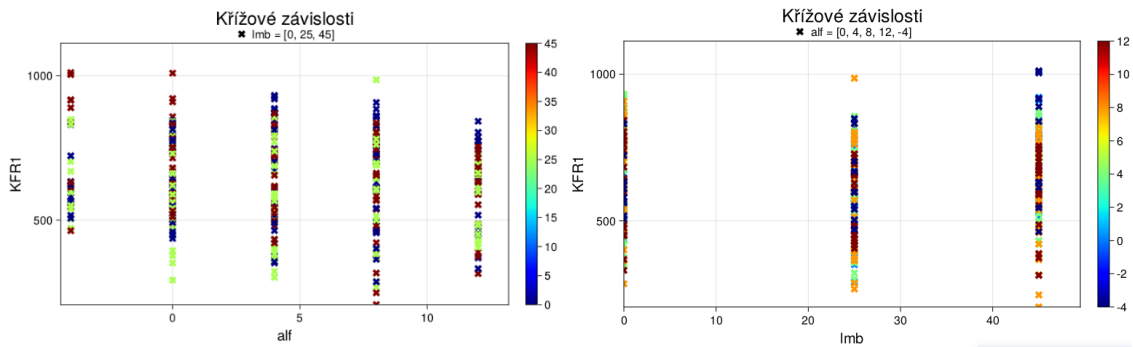
Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{p0} na parametrech R a v (dural)

Vysledované závislosti koeficientu K_{fr0} na vstupních parametrech (pro dural)

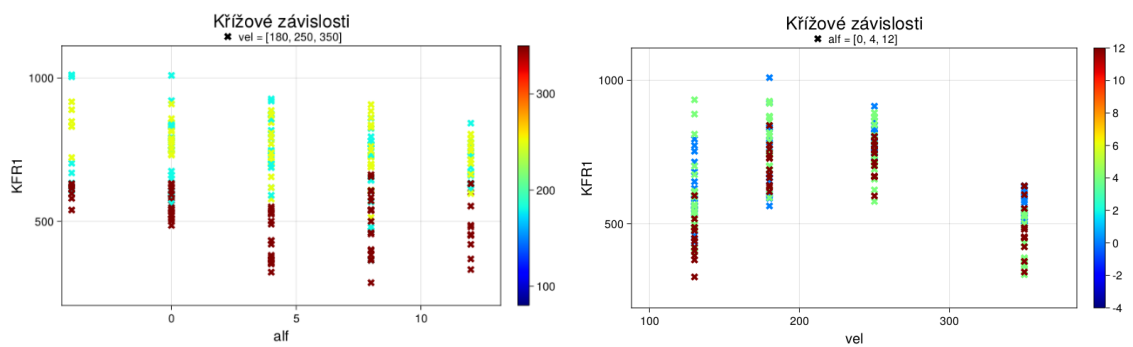
	X Y	α	λ	v	R
Závislost koeficientu	α		lin	poly	
	λ	konst		konst/poly	lin
	v	konst/neurč	lin		lin
	R		lin	konst	
Křížová závislost	α		ne	ne	
	λ	ne		náznak	ne
	v	ne	ne		ne
	R		spíše ne	ne	

Varianta	Navržené členy v rozvoji
var. 1	α, v, v^2, R
var. 2	α, λ, v, R
var. 3	$\alpha, \lambda, v, v^2, R$
var. 4	α, λ, R

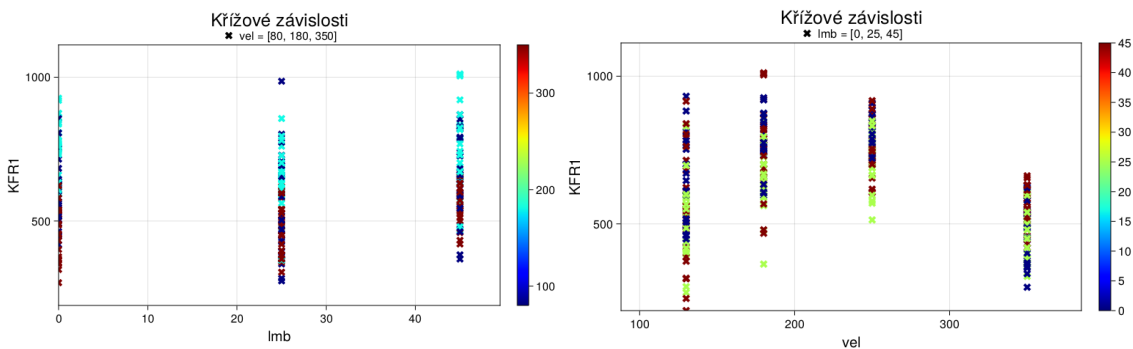
Závislosti konstantního řezného koeficientu K_{fr1} na vstupních parametrech (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr1} na parametrech α a λ (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr1} na parametrech α a v (dural)



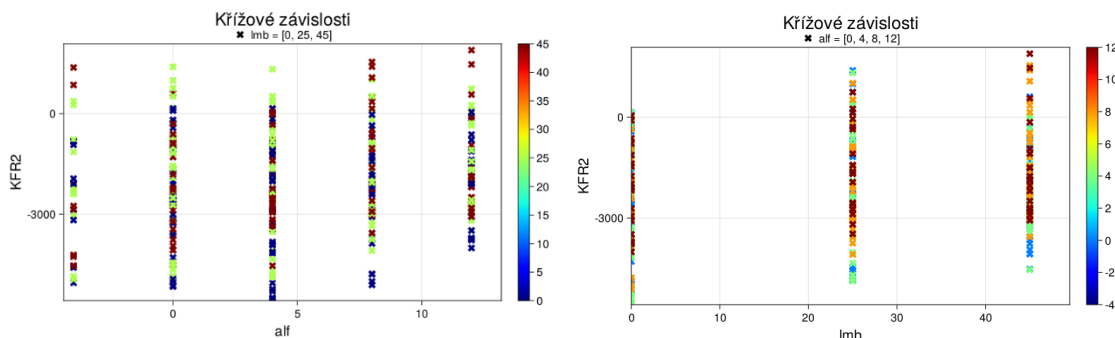
Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr1} na parametrech λ a v (dural)

Vysledované závislosti koeficientu K_{fr1} na vstupních parametrech (pro dural)

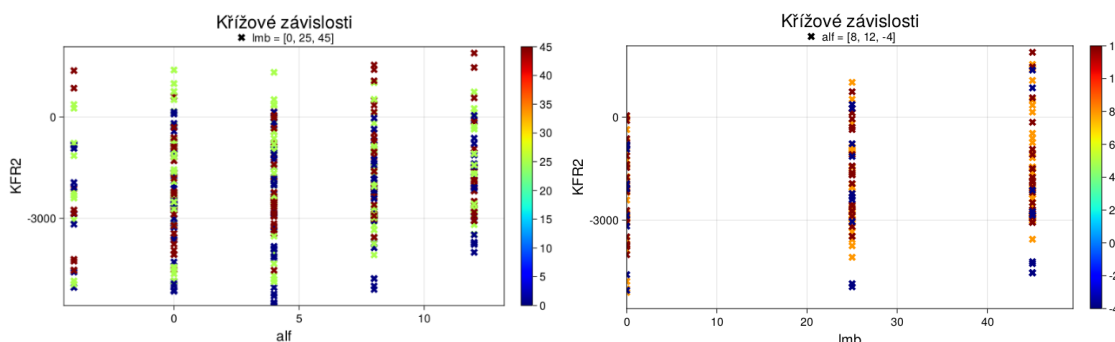
	X Y	α	λ	v
Závislost koef.	α	konst/lin	konst/lin	poly
	λ	konst/lin	konst/lin	poly
	v	konst/lin	konst	poly
Křížová závislost	α	ne	ne	ne
	λ	ne	ne	ne
	v	ne	ne	ne

Varianta	Navržené členy v rozvoji
var. 1	α, λ, v, v^2
var. 2	α, λ, v
var. 3	λ, v
var. 4	α, v
var. 5	λ, v, v^2
var. 6	α, v, v^2

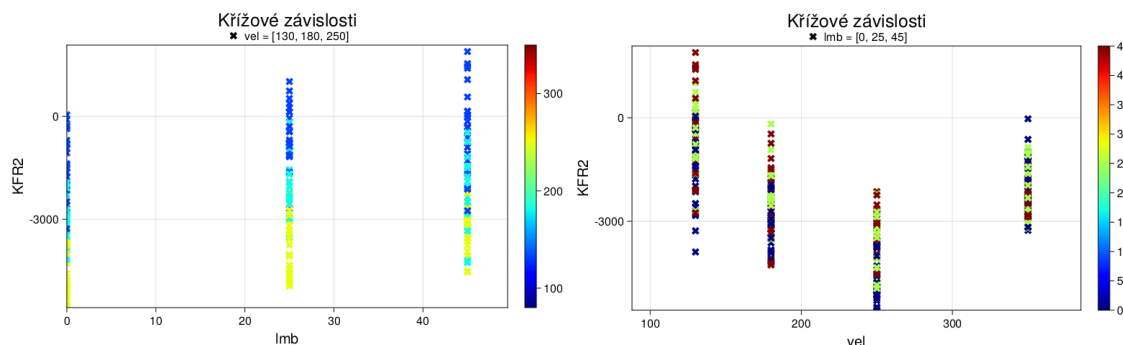
Závislosti konstantního řezného koeficientu K_{fr2} na vstupních parametrech (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr2} na parametrech α a λ (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr2} na parametrech α a v (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr2} na parametrech λ a v (dural)

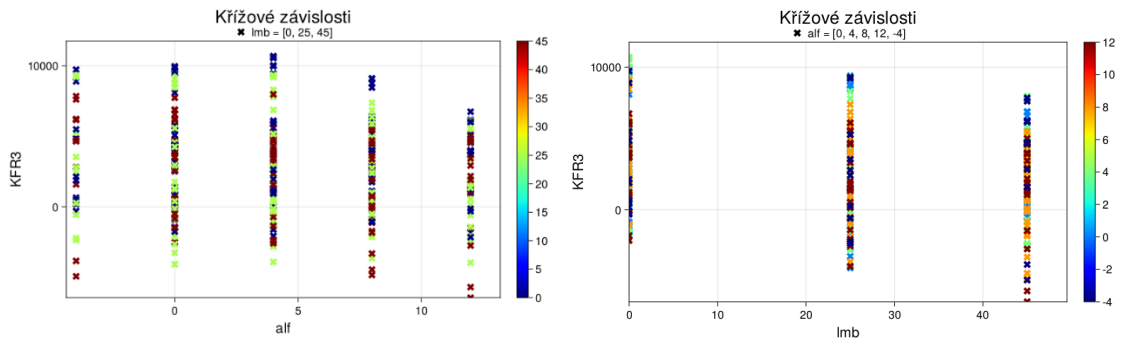
Vysledované závislosti koeficientu K_{fr2} na vstupních parametrech (pro dural)

	X \ Y	α	λ	v
Závislost koef.	α	ne	lin	lin
	λ	neurč	ne	poly
	v	konst	konst/lin	ne
Křížová závislost	α	ne	ne	ne
	λ	ne	ne	ne
	v	ne	ne	ne

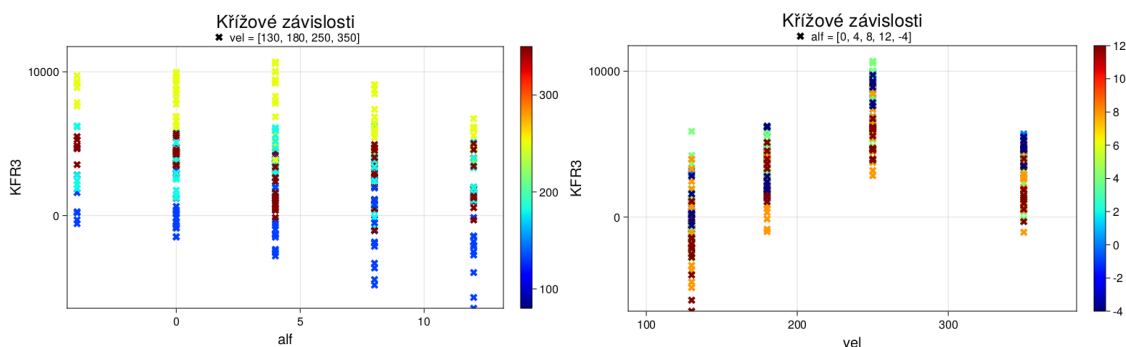
Varianta	Navržené členy v rozvoji
var. 1*	α, v
var. 2*	λ, v
var. 3*	v, v^2
var. 4*	v
var. 5*	v^2

* na základě zkušenosti z předchozích iterací a předchozích postupů stačí v tomto členu méně složité závislosti

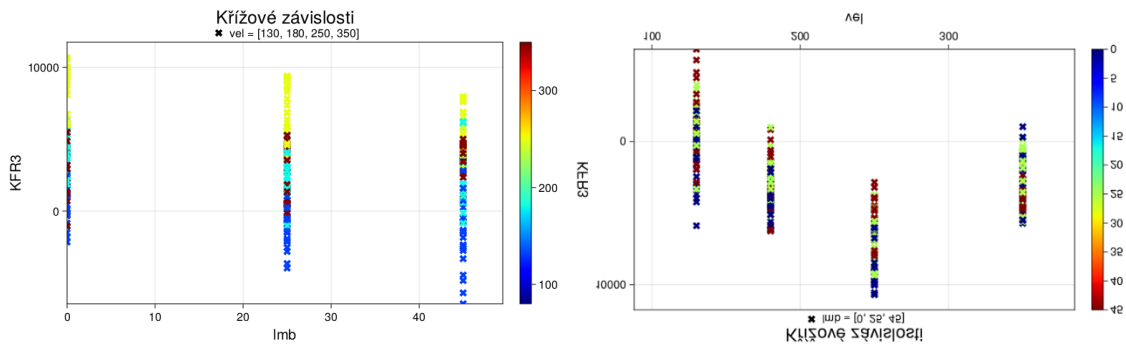
Závislosti konstantního řezného koeficientu K_{fr3} na vstupních parametrech (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr3} na parametrech α a λ (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr3} na parametrech α a v (dural)



Vyobrazení závislosti řezného koeficientu K_{fr3} na parametrech λ a v (dural)

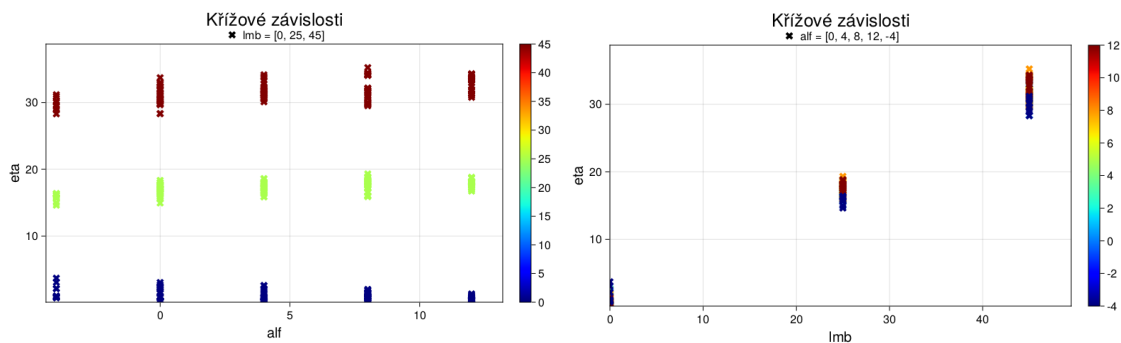
Vysledované závislosti koeficientu K_{fr3} na vstupních parametrech (pro dural)

X \ Y	α	λ	v
Závislost koef.	α	λ	poly
	konst	λ	poly
	konst/lin	konst/lin	v
Křížová závislost	α	ne	ne
	ne	λ	ne
	náznak	ne	v

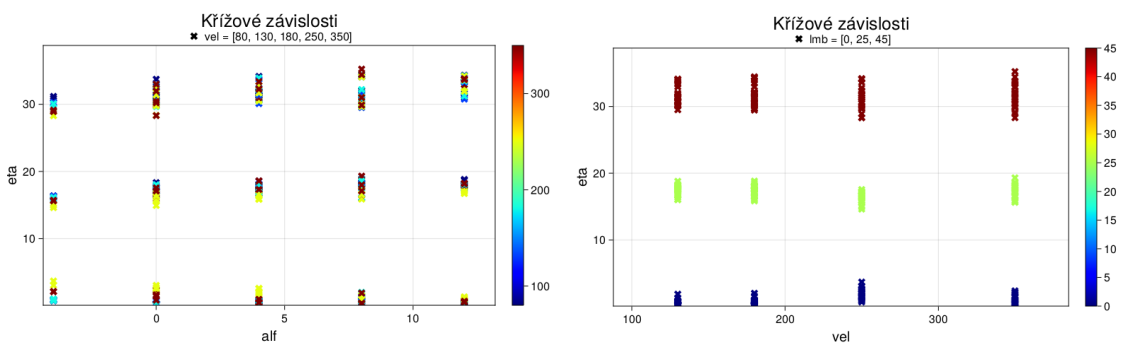
Varianta	Navržené členy v rozvoji
var. 1*	v
var. 2*	$v v^2$

* na základě zkušenosti z předchozích iterací a předchozích postupů stačí v tomto členu méně složité závislosti

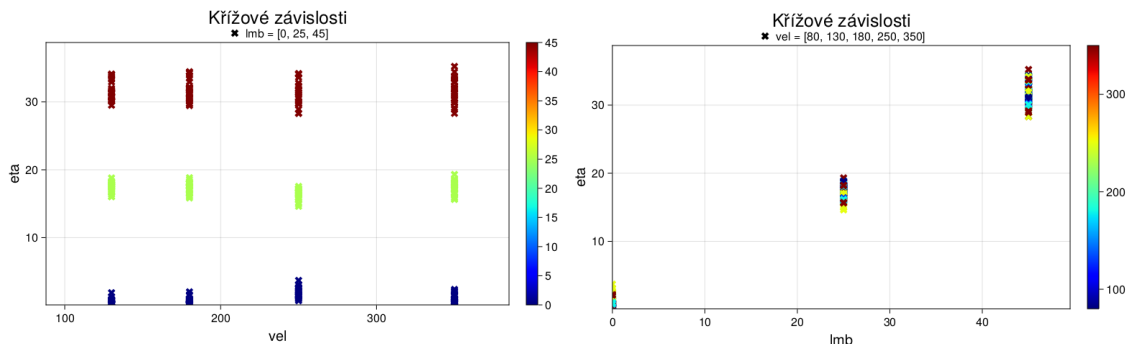
Závislosti úhlu toku třísky η na vstupních parametrech (dural)



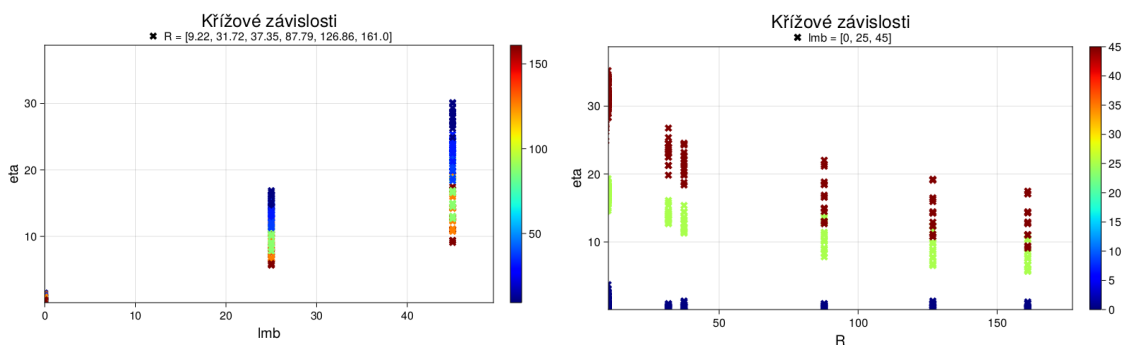
Vyobrazení závislosti úhlu toku třísky η na parametrech α a λ (dural)



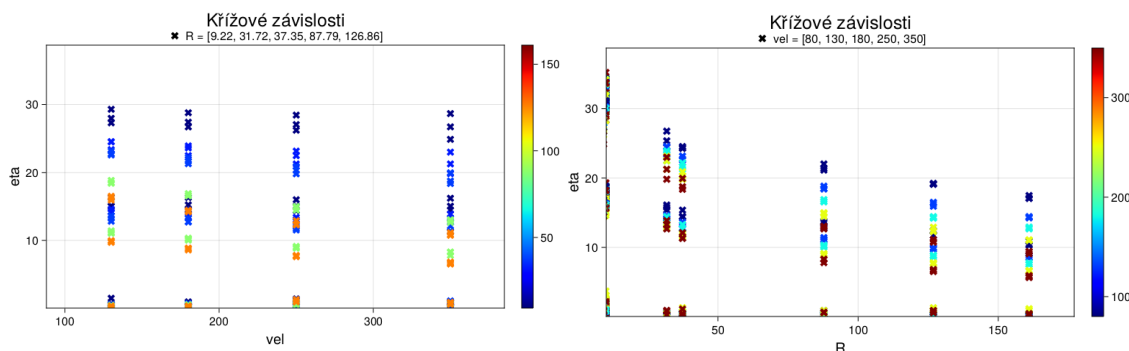
Vyobrazení závislosti úhlu toku třísky η na parametrech α a v (dural)



Vyobrazení závislosti úhlu toku třísky η na parametrech λ a v (dural)



Vyobrazení závislosti úhlu toku třísky η na parametrech λ a R (dural)



Vyobrazení závislosti úhlu toku třísky η na parametrech v a R (dural)

Vysledované závislosti úhlu toku třísky η na vstupních parametrech (pro dural)

	X Y	α	λ	v	R
Závislost koeficientu	α	lin	lin	konst	lin
	λ	konst/lin	lin	konst	lin
	v	konst/lin	lin	konst	lin
	R	lin	lin	konst	lin
Křížová závislost	α	ne	ne	ne	ano
	λ	ne	ne	ne	ano
	v	ne	ne	ne	ne
	R	ano	ano	ne	ano

Varianta	Navržené členy v rozvoji
var. 1	$\lambda, \lambda R$
var. 2	$\lambda, \lambda R, R$
var. 3	λR
var. 4	λ
var. 5	$\lambda, \lambda R, \alpha$
var. 6	$\lambda, \lambda R, R, \alpha$
var. 7	$\lambda R, \alpha$
var. 8	λ, α

Příloha K: Obecně zapsané varianty navržených rozvojų řezných koeficientů pro ocel

Varianty rozvoje koeficientů K_{fr0} , K_{fr1} , K_{fr2} a K_{fr3} pro ocel

Ř. koef.	Varianta	Obecný zápis varianty rozvoje koeficientu K_{fr0} pro ocel
K_{fr0}	var. 1	$K_{fr0} = w_{fr01} + w_{fr02}\lambda + w_{fr03}v + w_{fr04}R$
	var. 2	$K_{fr0} = w_{fr01} + w_{fr02}\lambda + w_{fr03}\lambda^2 + w_{fr04}v + w_{fr05}R$
	var. 3	$K_{fr0} = w_{fr01} + w_{fr02}\lambda + w_{fr03}R$
	var. 4	$K_{fr0} = w_{fr01} + w_{fr02}\lambda + w_{fr03}\lambda^2 + w_{fr04}R$
K_{fr1}	var. 1	$K_{fr1} = w_{fr11} + w_{fr12}\alpha + w_{fr13}\lambda + w_{fr14}v$
	var. 2	$K_{fr1} = w_{fr11} + w_{fr12}\alpha + w_{fr13}v$
K_{fr2}	var. 1	$K_{fr2} = w_{fr21} + w_{fr22}v + w_{fr23}v^2$
	var. 2	$K_{fr2} = w_{fr21} + w_{fr22}v + w_{fr23}v\alpha$
	var. 3	$K_{fr2} = w_{fr21} + w_{fr22}\alpha + w_{fr23}v + w_{fr33}v^2$
	var. 4	$K_{fr2} = w_{fr21} + w_{fr22}\alpha + w_{fr23}v$
K_{fr3}	var. 1	$K_{fr3} = w_{fr31} + w_{fr32}v$
	var. 2	$K_{fr3} = w_{fr31} + w_{fr32}\alpha v$

Varianty rozvoje úhlu toku třísky η

Ř. koef.	Varianta	Obecný zápis varianty rozvoje úhlu toku třísky η
η	var. 1	$\eta = w_{\eta01} + w_{\eta02}\lambda + w_{\eta03}\lambda R$
	var. 2	$\eta = w_{\eta01} + w_{\eta02}\lambda + w_{\eta03}\lambda R + w_{\eta04}R$
	var. 3	$\eta = w_{\eta01} + w_{\eta02}\lambda R$
	var. 4	$\eta = w_{\eta01} + w_{\eta02}\lambda$

Příloha L – Výsledek první regrese variant rozvoje koeficientu K_{fr0} a úhlu toku třísky η pro ocel

Varianta	Regresní model koeficientu K_{fr0}	R ²	RMSE
var. 1	$30R + 16\lambda + 6.3v + 33$	82.55	0.62
var. 2	$31R - 15\lambda + 6.1v + 33\lambda^2 + 33$	79.38	0.65
var. 3	$30R + 16\lambda + 32$	86.43	0.59
var. 4	$31R - 16\lambda + 36\lambda^2 + 34$	83.23	0.62

Vybrána byla varianta 2, protože je její R² nejvyšší.

Varianta	Regresní model úhlu toku třísky η	RMSE	R ²
var. 1	$36\lambda - 7.9R\lambda - 0.19^*$	9.24	0.99
var. 2	$0.52R + 35lmb - 8.6R\lambda + 0.23$	9.17	0.99
var. 3	$9.5 - 30R\lambda$	59.39	0.64
var. 4	$42\lambda + 0.016$	17.23	0.96

Vybrána byla varianta 1, protože její R² je nejvyšší a zároveň rozvoj je jednodušší než varianta 2, i když je jejich R² shodné.

*konstantní hodnota -0.19 ve vybrané variantě je velmi malá, bude zanedbána

Příloha M – Výsledek první regrese variant rozvoje koeficientu K_{P0} , K_{fr0} a úhlu toku třísky η pro dural

Výsledky první regrese seřazené dle nejvyššího RMSE:

Regresní model koeficientu K_{P0}	RMSE	R2
$9.3R + 14v + 6.1\alpha v + 18v^2 + 22$	13.26	0.75
$9.3R + 14v + 6.1\alpha v + 0.24\lambda v + 18v^2 + 22$	13.29	0.75
$9.3R - 5.6v + 6.1\alpha v + 18$	13.56	0.74
$9.3R - 5.7v + 6.1\alpha v + 0.19\lambda v + 18$	13.58	0.74
$11R + 14v + 18v^2 + 23$	15.14	0.68
$11R + 13v + 0.53\lambda v + 18v^2 + 23$	15.24	0.67
$11R - 6.2v + 19$	15.34	0.67
$11R - 6.4v + 0.48\lambda v + 19$	15.42	0.66

Vybrán třetí, tučně zvýrazněný model. Rozdíl mezi předchozími je zanedbatelný, ale zato vybrané závislosti jsou méně složité (pouze 4 členy, méně mocnin a křížových závislostí).

Regresní model koeficientu K_{fr0}	RMSE	R2
$35R - 3.8\alpha + 20\lambda + 30v + 31v^2 + 56$	84.53	0.67
$35R - 3.9\alpha + 20\lambda + 52$	85.12	0.67
$35R - 3.9\alpha + 20\lambda - 4.6v + 50$	85.46	0.66
$35R - 3.7\alpha + 28v + 28v^2 + 66$	96.27	0.57

Vybrán druhý, tučně zvýrazněný model. Rozdíl mezi prvními třemi je zanedbatelný, ale rozvoj třetího vybraného modelu je nejkratší.

Regresní model úhlu toku třísky η	RMSE	R2
$0.7R + 0.18\alpha + 36\lambda - 8.4R\lambda + 0.4$	9.35	0.99
$0.11\alpha + 36\lambda - 7.6R\lambda - 0.17$	9.41	0.99
$36\lambda - 7.7R\lambda - 0.18^*$	9.38	0.99
$0.62R + 36\lambda - 8.4R\lambda + 0.33$	9.32	0.99
$42\lambda + 2.4\alpha\lambda - 0.41$	16.56	0.97
$42\lambda - 0.21$	17.42	0.97
$8.6 - 31R\lambda - 2.8\alpha$	57.79	0.67
$8.9 - 30R\lambda$	58.52	0.67

Vybrán druhý, tučně zvýrazněný rozvoj. Rozdíl mezi prvními čtyřmi je zanedbatelný, ale vybraný rozvoj je nejkratší. *Hodnota 0.18 bude zanedbána.

Příloha N: Obecně zapsané varianty navržených rozvojų řezných koeficientů pro dural

Varianty rozvoje koeficientů K_{P0} , K_{P1} , K_{P2} a K_{P3} pro dural

Ř. koef.	Varianta	Obecný zápis varianty rozvoje koeficientu K_{P0} pro dural
K_{P0}	var. 1	$K_{P0} = w_{P01} + w_{P02}v + w_{P03}v^2 + w_{P04}R$
	var. 2	$K_{P0} = w_{P01} + w_{P02}v + w_{P03}R$
	var. 3	$K_{P0} = w_{P01} + w_{P02}v + w_{P03}\alpha v + w_{P04}R$
	var. 4	$K_{P0} = w_{P01} + w_{P02}v + w_{P03}\lambda v + w_{P04}R$
	var. 5	$K_{P0} = w_{P01} + w_{P02}v + w_{P03}\lambda v + w_{P04}\alpha v + w_{P05}R$
	var. 6	$K_{P0} = w_{P01} + w_{P02}v + w_{P03}\alpha v + w_{P04}R + w_{P05}v^2$
	var. 7	$K_{P0} = w_{P01} + w_{P02}v + w_{P03}\lambda v + w_{P04}R + w_{P05}$
	var. 8	$K_{P0} = w_{P01} + w_{P02}v + w_{P03}\lambda v + w_{P04}\alpha v + w_{P05}R + w_{P06}v^2$
K_{P1}	var. 1	$K_{P1} = w_{P11} + w_{P12}\alpha + w_{P13}v$
	var. 2	$K_{P1} = w_{P11} + w_{P12}\alpha + w_{P13}\lambda + w_{P14}v$
	var. 3	$K_{P1} = w_{P11} + w_{P12}\alpha + w_{P13}\lambda + w_{P14}v + w_{P15}v^2$
	var. 4	$K_{P1} = w_{P11} + w_{P12}\alpha + w_{P13}\lambda + w_{P14}\lambda^2 + w_{P15}v$
	var. 5	$K_{P1} = w_{P11} + w_{P12}\alpha + w_{P13}\lambda v + w_{P14}v$
K_{P2}	var. 1	$K_{P2} = w_{P21} + w_{P22}\alpha + w_{P23}v + w_{P24}v^2$
	var. 2	$K_{P2} = w_{P21} + w_{P22}\alpha v + w_{P23}v$
	var. 3	$K_{P2} = w_{P21} + w_{P22}v + w_{P23}v^2$
	var. 4	$K_{P2} = w_{P21} + w_{P22}\alpha v$
K_{P3}	var. 1	$K_{P3} = w_{P31} + w_{P32}\alpha + w_{P33}v + w_{P34}v^2$
	var. 2	$K_{P3} = w_{P31} + w_{P32}\alpha v + w_{P33}v$
	var. 3	$K_{P3} = w_{P31} + w_{P32}v + w_{P33}v^2$
	var. 4	$K_{P3} = w_{P31} + w_{P32}\alpha v$
	var. 5	$K_{P3} = w_{P31} + w_{P32}v$

Varianty rozvoje koeficientů K_{fr0} , K_{fr1} , K_{fr2} a K_{fr3} pro dural

Ř. koef.	Varianta	Obecný zápis varianty rozvoje koeficientu K_{fr0} pro dural
K_{fr0}	var. 1	$K_{fr0} = w_{fr01} + w_{fr02}\alpha + w_{fr03}v + w_{fr04}v^2 + w_{fr05}R$
	var. 2	$K_{fr0} = w_{fr01} + w_{fr02}\alpha + w_{fr03}\lambda + w_{fr04}v + w_{fr05}R$
	var. 3	$K_{fr0} = w_{fr01} + w_{fr02}\alpha + w_{fr03}\lambda + w_{fr04}v + w_{fr05}v^2 + w_{fr06}R$
	var. 4	$K_{fr0} = w_{fr01} + w_{fr02}\alpha + w_{fr03}\lambda + w_{fr05}R$
K_{fr1}	var. 1	$K_{fr1} = w_{fr11} + w_{fr12}\alpha + w_{fr13}\lambda + w_{fr14}v + w_{fr15}v^2$
	var. 2	$K_{fr1} = w_{fr11} + w_{fr12}\alpha + w_{fr13}\lambda + w_{fr14}v$
	var. 3	$K_{fr1} = w_{fr11} + w_{fr12}\lambda + w_{fr13}v$
	var. 4	$K_{fr1} = w_{fr11} + w_{fr12}\alpha + w_{fr13}v$
	var. 5	$K_{fr1} = w_{fr11} + w_{fr12}\lambda + w_{fr13}v + w_{fr14}v^2$
	var. 6	$K_{fr1} = w_{fr11} + w_{fr12}\alpha + w_{fr13}v + w_{fr14}v^2$
K_{fr2}	var. 1	$K_{fr2} = w_{fr21} + w_{fr22}\alpha + w_{fr23}v$
	var. 2	$K_{fr2} = w_{fr21} + w_{fr22}\lambda + w_{fr23}v$
	var. 3	$K_{fr2} = w_{fr21} + w_{fr22}v + w_{fr23}v^2$
	var. 4	$K_{fr2} = w_{fr21} + w_{fr22}v$
	var. 5	$K_{fr2} = w_{fr21} + w_{fr22}v^2$
K_{fr3}	var. 1	$K_{fr3} = w_{fr31} + w_{fr32}v$
	var. 2	$K_{fr3} = w_{fr31} + w_{fr32}v + w_{fr33}v^2$

 Varianty rozvoje úhlu toku třísky η pro dural

Ř. koef.	Varianta	Obecný zápis varianty rozvoje úhlu toku třísky η pro dural
η	var. 1	$\eta = w_{\eta01} + w_{\eta02}\lambda + w_{\eta03}\lambda R$
	var. 2	$\eta = w_{\eta01} + w_{\eta02}\lambda + w_{\eta03}\lambda R + w_{\eta04}R$
	var. 3	$\eta = w_{\eta01} + w_{\eta02}\lambda R$
	var. 4	$\eta = w_{\eta01} + w_{\eta02}\lambda$
	var. 5	$\eta = w_{\eta01} + w_{\eta02}\lambda + w_{\eta03}\lambda R + w_{\eta04}\alpha$
	var. 6	$\eta = w_{\eta01} + w_{\eta02}\lambda + w_{\eta03}\lambda R + w_{\eta04}R + w_{\eta05}\alpha$
	var. 7	$\eta = w_{\eta01} + w_{\eta02}\lambda R + w_{\eta03}\alpha$
	var. 8	$\eta = w_{\eta01} + w_{\eta02}\lambda + w_{\eta03}\alpha$

Příloha O: Výstup druhé lineární regrese všech modelů tlakové složky řezné síly F_p a F_{fr} pro ocel

F_p :

Seznam vygenerovaných modelů tlakové složky řezné síly F_p s tučně vyznačeným vybraným modelem (nejvyšší R^2)	
R2	RMSE Vygenerované modely tlakové složky řezné síly F_p z jednotlivých variant rozvoju řezných koeficientů
0.995	3.702 $19R - 11\lambda + 6.8v - h(130\alpha - 13\lambda + 11v - 670) - h^2(16v - 70\alpha + 260) + h^3(32\alpha v + 100) + 19\lambda^2 + 8v^2 + 28$
0.995	3.705 $19R - 11\lambda + 6.8v - h^2(28v - 68\alpha + 260) + h^3(31\alpha v + 100) + 19\lambda^2 + 8v^2 + h(13\lambda - 120\alpha + 670) + 28$
0.995	3.842 $19R - 11\lambda + 6.8v - h^3(140\alpha v - 97) - h^2(37v - 150\alpha v + 260) + 19\lambda^2 + 8v^2 + h(13\lambda - 69\alpha + 6.7v + 670) + 28$
0.995	3.842 $19R - 11\lambda + 6.8v - h^3(130\alpha v - 97) - h^2(29v - 150\alpha v + 260) + h(13\lambda - 69\alpha + 670) + 19\lambda^2 + 8v^2 + 28$
0.995	3.869 $19R - 11\lambda + 6.8v + h^3(32\alpha v + 100) + 19\lambda^2 + 8v^2 - h(130\alpha + 11v - 670) - h^2(16v - 70\alpha + 260) + 28$
0.994	3.911 $19R - 11\lambda + 6.8v + h^3(32v + 110) - h^2(63v - 54\alpha + 280) + 19\lambda^2 + 8v^2 + h(14\lambda - 120\alpha + 670) + 28$
0.994	3.913 $19R - 11\lambda + 6.8v - h^2(140v - 54\alpha + 300) + h(14\lambda - 120\alpha + 25v + 680) + 19\lambda^2 + 8v^2 + h^3(82v + 130) + 28$
0.994	3.958 $19R - 11\lambda + 6.8v + h^3(20v + 110) - h^2(48v - 24\alpha v + 270) + h(14\lambda - 72\alpha + 670) + 19\lambda^2 + 8v^2 + 28$
0.994	3.960 $19R - 11\lambda + 6.8v - h^2(140v - 24\alpha v + 300) + 19\lambda^2 + h(14\lambda - 72\alpha + 32v + 680) + 8v^2 + h^3(83v + 130) + 28$
0.994	4.004 $19R - 11\lambda + 6.8v - h^3(140\alpha v - 97) - h^2(37v - 150\alpha v + 260) + h(6.9v - 69\alpha + 680) + 19\lambda^2 + 8v^2 + 28$
0.994	4.041 $19R - 11\lambda + 6.8v - h^2(130v - 53\alpha + 300) + 19\lambda^2 + 8v^2 + h^3(80v + 130) + h(25v - 120\alpha + 680) + 28$
0.994	4.109 $19R - 11\lambda + 6.8v - h^2(140v - 24\alpha v + 300) + 19\lambda^2 + 8v^2 + h(32v - 71\alpha + 690) + h^3(82v + 130) + 28$

F_{fr} :

 Seznam vygenerovaných modelů třecí složky řezné síly F_{fr} s tučně vyznačeným vybraným modelem (nejvyšší R^2)

R2	RMSE	Vygenerované modely třecí složky řezné síly F_{fr} z jednotlivých variant rozvoju řezných koeficientů
0.963	5.019	31R - 15λ + 6.1v - h(30α + 19λ - 110v - 550) + h³(200 + 220) - h²(-19² + 350v + 520) + 33λ² + 38
0.961	5.097	31R - 15λ + 6.1v + h ³ (200v + 220) + h ² (20 ² - 350 + 31α - 520) + 33λ ² - h(55α + 19λ - 110 - 550) + 38
0.961	5.125	31R - 15λ + 6.1v + h ³ (10α + 150) + h ² (24 ² - 72 + 36α - 420) + 33λ ² - h(56α + 19λ - 29 - 520) + 38
0.961	5.152	(200 + 220)h ³ + (20 ² - 350v + 32α - 520)h ² + (110 - 55α + 540)h + 33λ ² - 15λ + 31R + 6.1 + 38
0.960	5.224	31R - 15λ + 6.1v - h ² (360v - 28α + 520) + h ³ (210 + 220) + 33λ ² - h(55α + 19λ - 110 - 550) + 38
0.959	5.227	31R - 15λ + 6.1v + h ³ (3α + 150) - h ² (-21 ² + 79 + 420) + 33λ ² - h(29α + 19λ - 34 - 520) + 38
0.959	5.277	31R - 15λ + 6.1v + h ³ (200v + 220) - h ² (-20 ² + 360 + 520) + 33λ ² + h(110 - 30α + 540) + 38
0.958	5.315	31R - 15λ + 6.1v + h ³ (210v + 220) - h ² (370 + 2.5α + 520) + 33λ ² - h(33α + 20λ - 120 - 550) + 38
0.957	5.364	(10α + 150)h ³ + (24 ² - 71 + 37α - 420)h ² + (29 - 57α + 510)h + 33λ ² - 15λ + 31R + 6.1 + 38
0.957	5.384	31R - 15λ + 6.1v - h ² (83v - 27α + 420) - h ³ (2.4α - 150) + 33λ ² - h(54α + 19λ - 29 - 520) + 38
0.957	5.385	31R - 15λ + 6.1v - h ³ (95α - 140) - h ² (93 - 84α + 420) + 33λ ² - h(31α + 19λ - 38 - 520) + 38
0.956	5.472	31R - 15λ + 6.1v - h ² (370v - 29α + 520) + h ³ (210 + 220) + 33λ ² + h(110 - 55α + 540) + 38
0.956	5.476	31R - 15λ + 6.1v + h ³ (2.4α + 150) - h ² (-21 ² + 79 + 430) + 33λ ² + h(33 - 29α + 510) + 38
0.955	5.481	31R - 15λ + 6.1v + h ³ (210v + 220) - h ² (370 + 3.1α + 520) + h(120 - 33α + 540) + 33λ ² + 38
0.955	5.530	31R - 15λ + 6.1v + h(29v - 55α + 510) - h ² (83 - 28α + 420) - h ³ (3α - 150) + 33λ ² + 38
0.954	5.553	31R - 15λ + 6.1v - h ³ (98α - 140) - h ² (93 - 86α + 420) + h(38 - 31α + 510) + 33λ ² + 38

Příloha P: Výstup druhé lineární regrese části modelů tlakové složky řezné síly F_p a F_{fr} pro dural

F_p :

Seznam 25 nejlepších vygenerovaných modelů třetí složky řezné síly F_p s tučně vyznačeným vybraným modelem	
R2	RMSE Vygenerované modely tlakové síly F_p z jednotlivých variant rozvoje řezných koeficientů
0.990	9.4R - 5.4v - 1h ³ (120v ² + 98v + 29α - 6) + 6.4αv - 1h(-80λ ² + 19λ + 55α + 3.4v - 300) + h ² (180v ² + 98v + 62α - 110) + 18
0.990	9.4R - 5.4v + 6.4αv - 1h(-80λ ² + 19λ + 44α + 2.9v - 300) - 1h ³ (120v ² + 95v - 10) + h ² (180v ² + 96v + 22α - 120) + 18
0.989	9.4R - 5.4v + h ³ (-120v ² - 94v + 15α + 13) + 6.4αv - 1h(-80λ ² + 20λ + 36α + 2.7v - 300) + h ² (180v ² + 94v - 120) + 18
0.989	9.4R - 5.4v - 1h(-79λ ² + 18λ + 20α + 17v - 300) + 6.4αv - 1h ³ (63αv - 13) - 1h ² (45v - 68αv + 120) + 18
0.989	9.4R - 5.4v + 6.4αv - 1h(-79λ ² + 18λ + 20α + 2v - 300) - 1h ² (96v - 67αv + 160) + h ³ (37v - 63αv + 36) + 18
0.989	9.4R - 5.4v + 6.4αv - 1h(-80λ ² + 19λ + 48α + 2.4v - 300) + h ³ (46v + 16αv + 38) + h ² (63v ² - 32v + 36α - 140) + 18
0.989	9.4R - 5.4v + 6.4αv - 1h(-80λ ² + 19λ + 48α + 21v - 290) + h ³ (16αv + 8.9) + h ² (63v ² + 32v + 36α - 99) + 18
0.989	9.4R - 5.4v + 6.4αv + h ² (68αv - 96) - 1h(-79λ ² + 18λ + 20α + 31v - 290) - 1h ³ (31v + 64αv + 5.8) + 18
0.989	9.4R - 5.4v + 6.4αv - 1h(-80λ ² + 20λ + 44α + 2.3v - 300) + h ² (64v ² - 31v + 23α - 140) + h ³ (43v + 37) + 18
0.989	9.4R - 5.4v + h ³ (63v ² + 120v + 22α + 54) + 6.4αv - 1h(-80λ ² + 19λ + 34α + 1.8v - 300) - 1h ² (100v - 15αv + 160) + 18
0.989	9.4R - 5.4v - 1h(-80λ ² + 19λ + 34α + 33v - 280) + 6.4αv + h ² (15αv - 93) + h ³ (63v ² + 44v + 22α + 9.1) + 18
0.989	9.4R - 5.4v + 6.4αv - 1h(-80λ ² + 20λ + 26α + 2.8v - 300) - 1h ³ (130v ² + 100v - 8.8) + h ² (180v ² + 99v - 120) + 18
0.989	9.4R - 5.4v + 6.4αv - 1h(-81λ ² + 20λ + 28α + 2.2v - 300) + h ³ (43v - 4.9αv + 37) - 1h ² (-61v ² + 34v + 140) + 18
0.989	9.4R - 5.4v + 6.4αv - 1h(-81λ ² + 20λ + 26α + 2.2v - 300) - 1h ² (-61v ² + 35v + 140) + h ³ (44v + 37) + 18
0.989	9.4R - 5.4v + 6.4αv - 1h(-81λ ² + 20λ + 28α + 19v - 290) - 1h ³ (5αv - 10) + h ² (61v ² + 25v - 110) + 18
0.989	9.4R - 5.4v + 6.4αv - 1h(-81λ ² + 20λ + 26α + 1.8v - 300) - 1h ² (100v + 0.23αv + 160) + h ³ (60v ² + 110v + 50) + 18
0.989	9.4R - 5.4v + 6.4αv - 1h(-81λ ² + 20λ + 26α + 33v - 290) - 1h ² (0.18αv + 92) + h ³ (60v ² + 38v + 4.7) + 18
0.989	9.4R - 5.4v + 6.4αv - 1h(-79λ ² + 19λ + 20α + 51v - 270) + h ² (66αv - 96) - 1h ³ (60αv - 14) + 18
0.989	9.4R - 5.4v + 6.4αv - 1h(-80λ² + 19λ + 26α + 1.5v - 300) - 1h²(100v + 160) + h³(45v + 37) + 18
0.989	9.4R - 5.4v - 1h ³ (29v + 9) + 6.4αv - 1h(-80λ ² + 19λ + 26α + 33v - 280) + h ² (0.77αv - 92) + 18
0.987	9.4R - 5.4v - 1h(55α - 60λ + 4.7v - 290) + h ² (190v ² + 120v + 62α - 110) + 6.4αv - 1h ³ (140v ² + 120v + 28α - 2.4) + 18
0.987	9.4R - 5.4v + 6.4αv - 1h(30v ² + 38v + 55α - 60λ - 290) + h ² (280v ² + 220v + 62α - 88) - 1h ³ (210v ² + 190v + 28α + 11) + 18
0.987	9.4R - 5.4v + 6.4αv + h ³ (32v - 69αv + 37) - 1h ² (88v - 73αv + 160) + h(51v ² + 52v - 19α + 59λ + 310) + 18
0.987	9.4R - 5.4v + 6.4αv - 1h ³ (140v ² + 120v - 6.7) - 1h(44α - 60λ + 4.2v - 300) + h ² (190v ² + 110v + 23α - 110) + 18
0.987	9.4R - 5.4v + 6.4αv - 1h ³ (69αv - 17) + h(51v ² + 39v - 19α + 59λ + 300) - 1h ² (44v - 74αv + 130) + 18

Vybrán tučně zvýrazněný model, protože si z hlediska přesnosti jsou všechny velmi podobné a tento je jeden z nejkratších (tučně zvýraznění ho roztáhlo), zároveň členy jsou velmi podobné modelu z předchozích iterací.

F_{fr} :

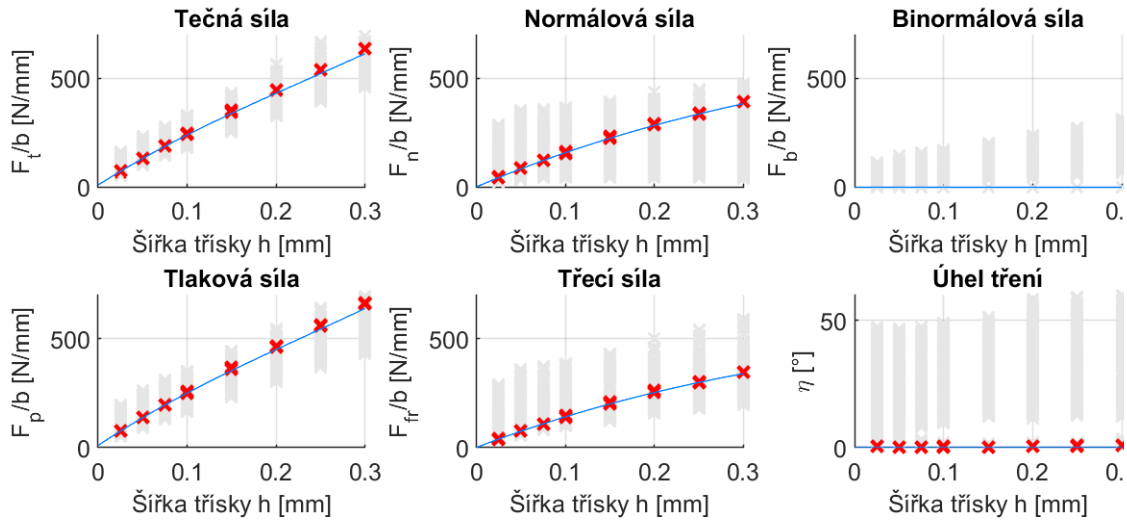
Seznam vygenerovaných modelů třecí složky řezné síly F_{fr} s tučně vyznačeným vybraným modelem (nejvyšší R^2)

R2	RMSE	Vygenerované modely tlakové síly F_p z jednotlivých variant rozvoju řezných koeficientů
0.8722	9.4659	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda - h^2(150v - 13\alpha + 290) + h^3(66v^2 + 190v + 170) + h(39v^2 - 190v + 170) - 19\alpha + 15\lambda + 170 + 52$
0.8719	9.4762	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda - h(78v^2 + 130v + 9.3\alpha - 15\lambda - 150) + h^2(390v^2 + 280v - 210) - h^3(210v^2 + 120v - 110) + 52$
0.8719	9.4792	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda - h(9.3\alpha - 15\lambda + 47v - 170) + h^3(-45v^2 + 67v + 140) + h^2(150v^2 + 15v - 260) + 52$
0.8719	9.4796	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda - h^2(150v - 13\alpha + 290) + h^3(120v + 150) + h(83v^2 + 45v - 19\alpha + 15\lambda + 180) + 52$
0.8718	9.4811	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda + h^2(140v^2 - 270) + h^3(-37v^2 + 81v + 150) - h(9.3\alpha - 15\lambda + 45v - 170) + 52$
0.8718	9.4821	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda + h^3(96v + 140) - h(9.3\alpha - 15\lambda + 56v - 160) + h^2(110v^2 - 250) + 52$
0.8718	9.4832	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda + h^3(99v + 140) - h(2.9v^2 + 58v + 9.3\alpha - 15\lambda - 160) + h^2(110v^2 - 250) + 52$
0.8717	9.4835	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda + h^2(150v^2 - 270) + h^3(-38v^2 + 85v + 150) - h(5.8v^2 + 49v + 9.3\alpha - 15\lambda - 170) + 52$
0.8717	9.4844	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda + h^3(120v + 150) + h(5.1v^2 - 41v - 9.3\alpha + 15\lambda + 170) - h^2(-100v^2 + 38v + 270) + 52$
0.8717	9.4854	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda - h^2(1.3\lambda + 150v + 290) + h(39v^2 - 3.9v - 9.3\alpha + 16\lambda + 170) + h^3(66v^2 + 190v + 170) + 52$
0.8717	9.4857	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda + h^3(120v + 150) - h^2(-110v^2 + 31v + 270) - h(9.3\alpha - 15\lambda + 47v - 170) + 52$
0.8716	9.4889	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda + h^3(66v^2 + 190v + 170) + h(39v^2 - 3.8v - 9.3\alpha + 15\lambda + 170) - h^2(150v + 290) + 52$
0.8714	9.4963	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda + h(-72v^2 - 130v + 15\lambda + 150) + h^2(360v^2 + 260v - 220) - h^3(190v^2 + 94v - 110) + 52$
0.8714	9.4976	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda - h(19\alpha - 15\lambda + 47v - 160) - h^2(150v - 13\alpha + 290) + h^3(110v^2 + 240v + 180) + 52$
0.8713	9.5008	$(-37v^2 + 75v + 150)h^3 + (140v^2 + 7.5v - 260)h^2 + (15\lambda - 47v + 170)h + 35R - 3.9\alpha + 20\lambda + 52$
0.8713	9.501	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda - h^2(0.66\lambda + 150v + 290) + h^3(120v + 150) + h(83v^2 + 45v - 9.4\alpha + 16\lambda + 180) + 52$
0.8712	9.502	$(-33v^2 + 82v + 150)h^3 + (140v^2 - 270)h^2 + (15\lambda - 46v + 170)h + 35R - 3.9\alpha + 20\lambda + 52$
0.8712	9.5029	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda + h^3(120v + 150) + h(83v^2 + 45v - 9.4\alpha + 15\lambda + 180) - h^2(150v + 290) + 52$
0.8712	9.5043	$(96v + 140)h^3 + (110v^2 - 250)h^2 + (15\lambda - 56v + 160)h + 35R - 3.9\alpha + 20\lambda + 52$
0.8712	9.5051	$(-34v^2 + 87v + 150)h^3 + (140v^2 - 270)h^2 + (-7v^2 - 51v + 15\lambda + 170)h + 35R - 3.9\alpha + 20\lambda + 52$
0.8711	9.5063	$(100v + 140)h^3 + (110v^2 - 260)h^2 + (-4.4v^2 - 59v + 15\lambda + 160)h + 35R - 3.9\alpha + 20\lambda + 52$
0.8709	9.5166	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda + h^3(120v + 150) - h^2(1.7\lambda + 150v + 290) + h(83v^2 + 45v + 16\lambda + 180) + 52$
0.8709	9.5167	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda - h^2(1.6\lambda + 150v + 290) - h(9.3\alpha - 17\lambda + 47v - 170) + h^3(110v^2 + 240v + 180) + 52$
0.8707	9.5207	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda + h^3(120v + 150) + h(82v^2 + 45v + 15\lambda + 180) - h^2(150v + 300) + 52$
0.8707	9.5207	$35R - 3.9\alpha + 20\lambda + h^3(110v^2 + 240v + 180) - h^2(150v + 300) - h(9.3\alpha - 15\lambda + 47v - 170) + 52$

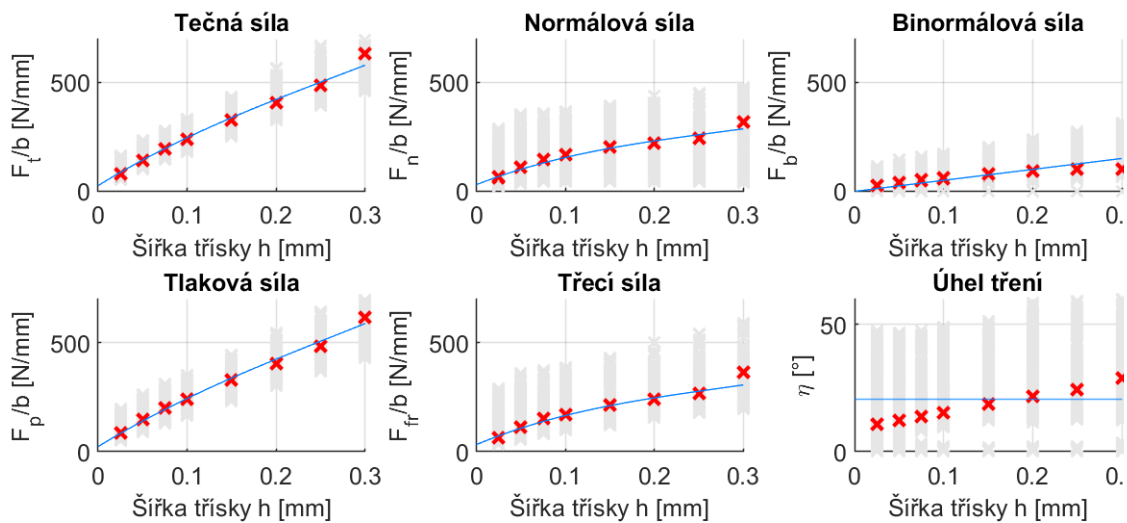
Vybrán tučně zvýrazněný model, jehož rozvoje jsou oproti předchozím výrazně kratší i přesto, že mají téměř shodné R^2 a RMSE.

Příloha Q Ukázky predikce závislosti složek řezné síly na tloušťce třísky modelu „tlak-tření“ pro ocel

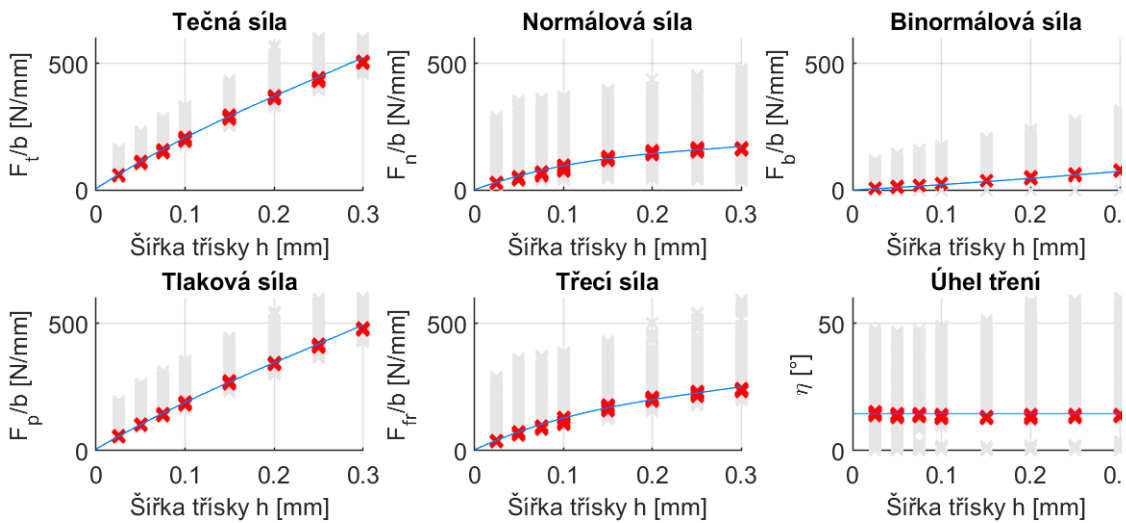
$\alpha = -4^\circ$, $\lambda = 0^\circ$, $v = 80\text{m/min}$, $R = 10\mu\text{m}$



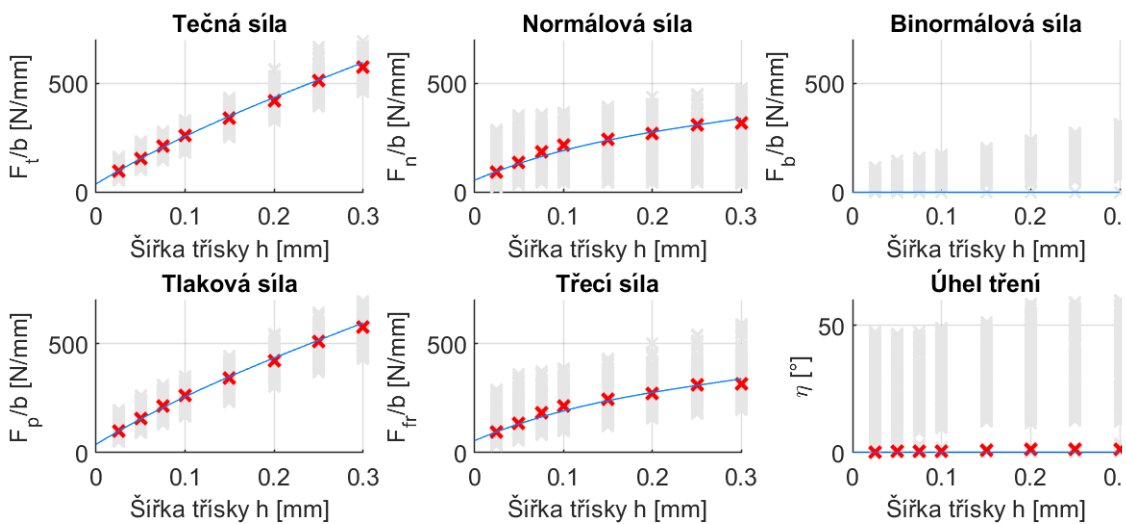
$\alpha = 0^\circ$, $\lambda = 25^\circ$, $v = 130\text{m/min}$, $R = 43.52\mu\text{m}$



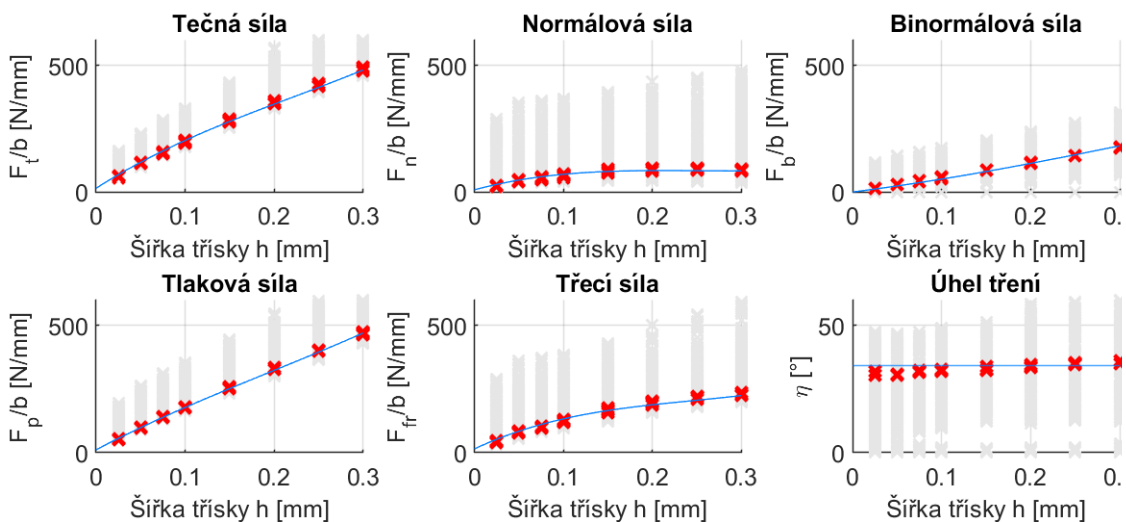
$\alpha = 8^\circ, \lambda = 15^\circ, v = 130\text{m/min}, R = 10\mu\text{m}$



$\alpha = 0^\circ, \lambda = 0^\circ, v = 130\text{m/min}, R = 74.76\mu\text{m}$

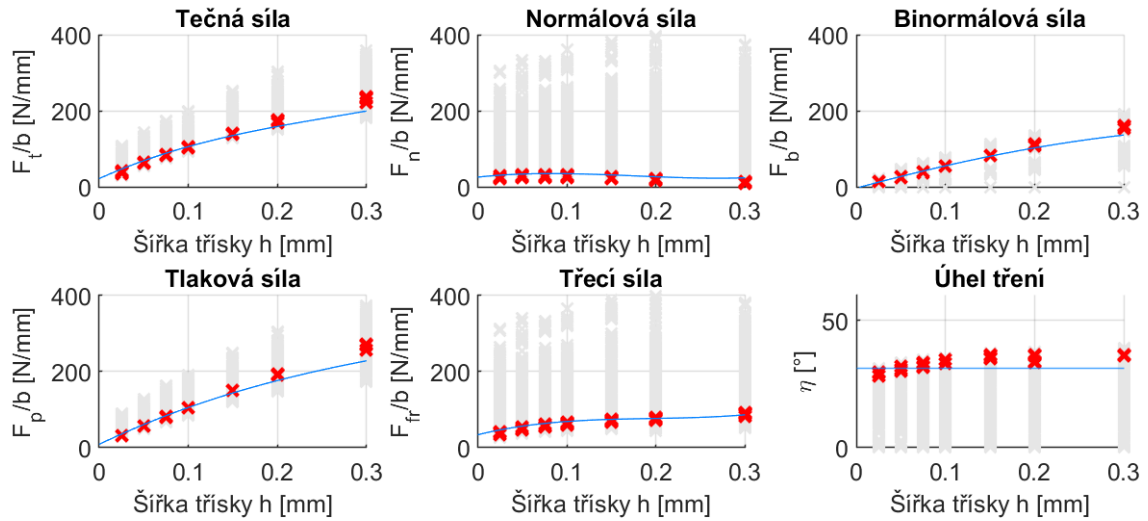


$\alpha = 12^\circ, \lambda = 35^\circ, v = 155\text{m/min}, R = 10\mu\text{m}$

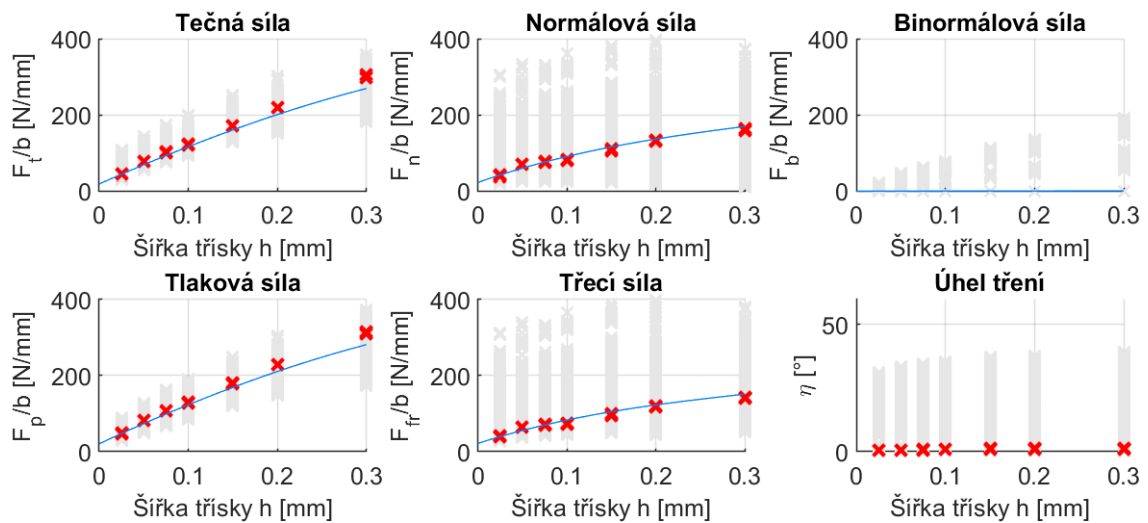


Příloha R Ukázky predikce závislosti složek řezných sil na tloušťce třísky modelu „tlak-tření“ pro dural

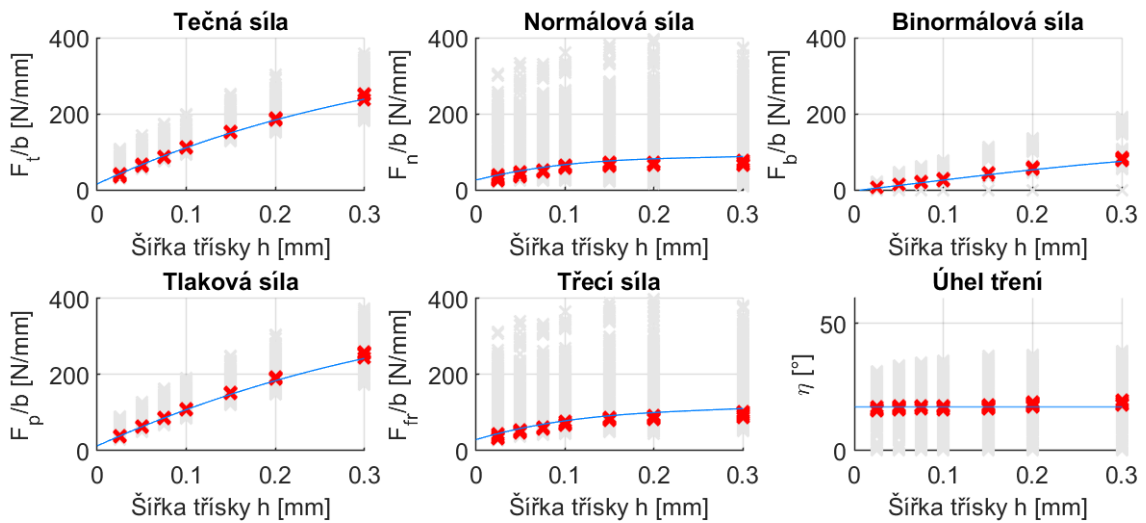
$\alpha = 12^\circ, \lambda = 45^\circ, v = 350\text{m/min}, R = 10\mu\text{m}$



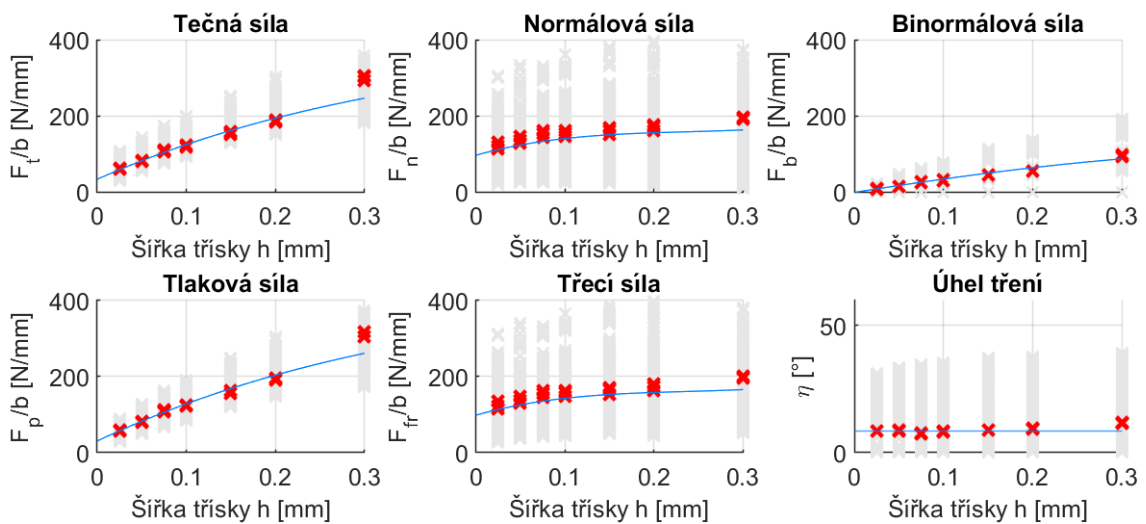
$\alpha = -4^\circ, \lambda = 0^\circ, v = 80\text{m/min}, R = 10\mu\text{m}$



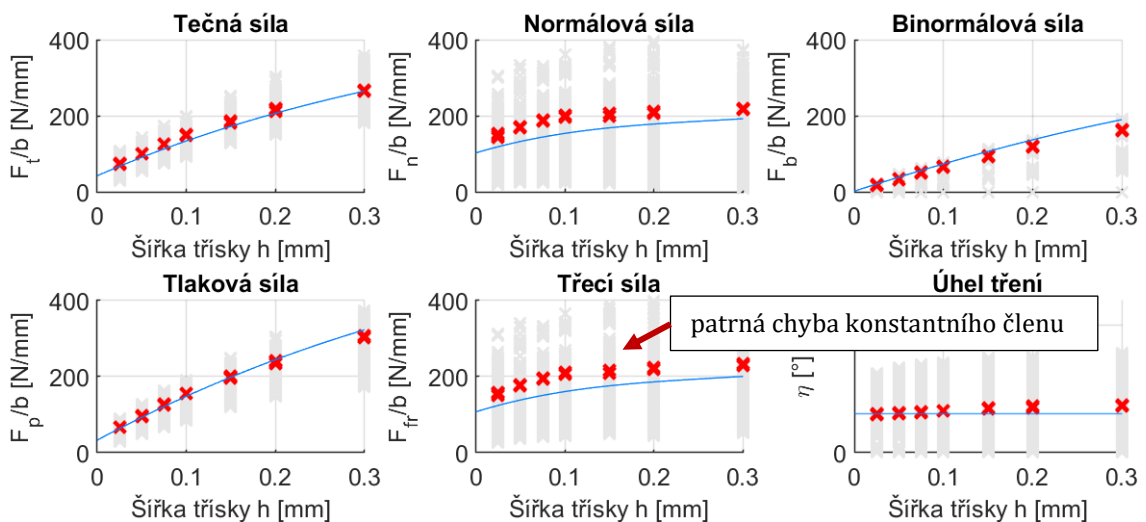
$\alpha = 4^\circ, \lambda = 25^\circ, v = 180\text{m/min}, R = 10\mu\text{m}$



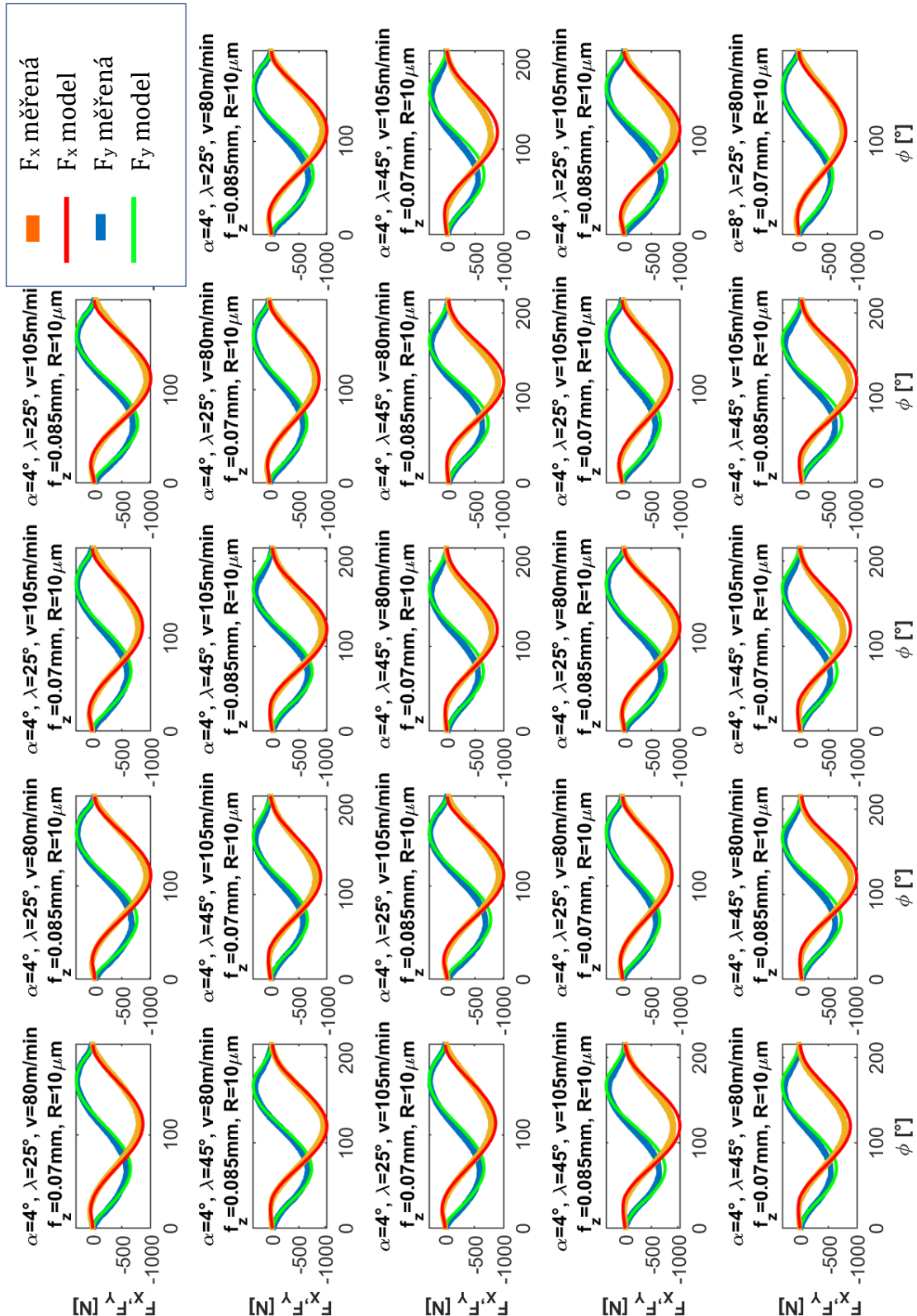
$\alpha = 0^\circ, \lambda = 25^\circ, v = 250\text{m/min}, R = 87.79\mu\text{m}$

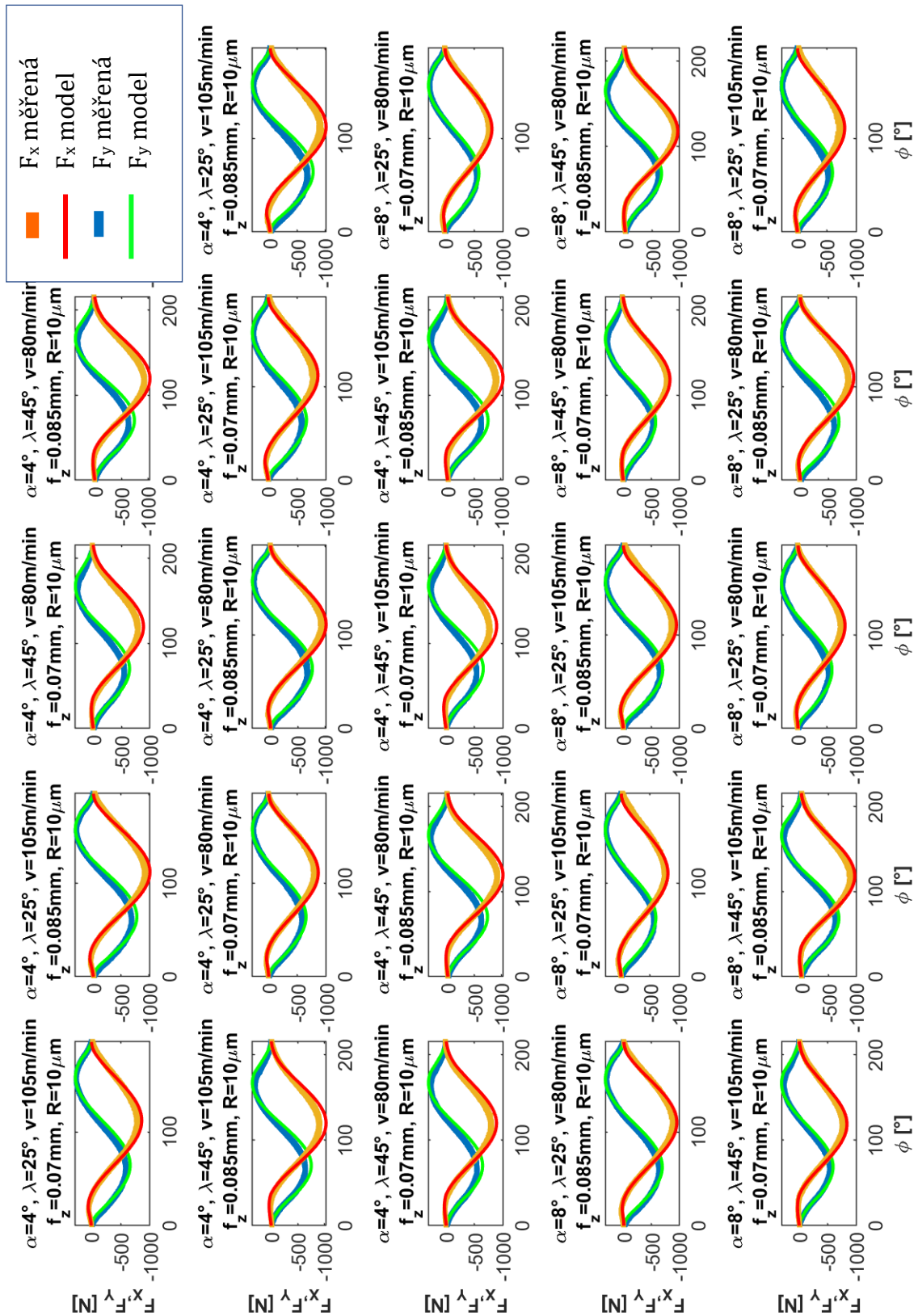


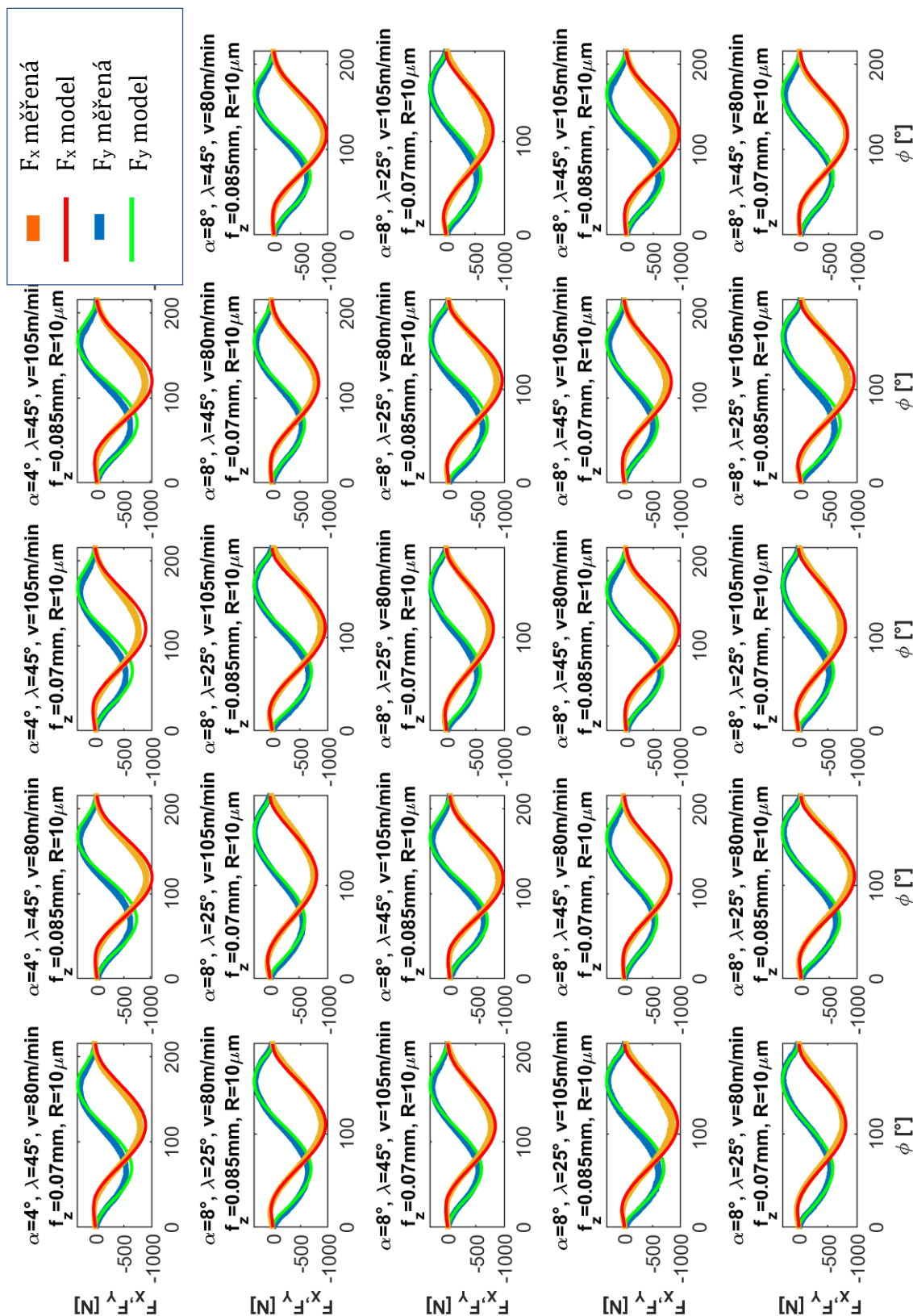
$\alpha = 0^\circ, \lambda = 45^\circ, v = 180\text{m/min}, R = 87.79\mu\text{m}$

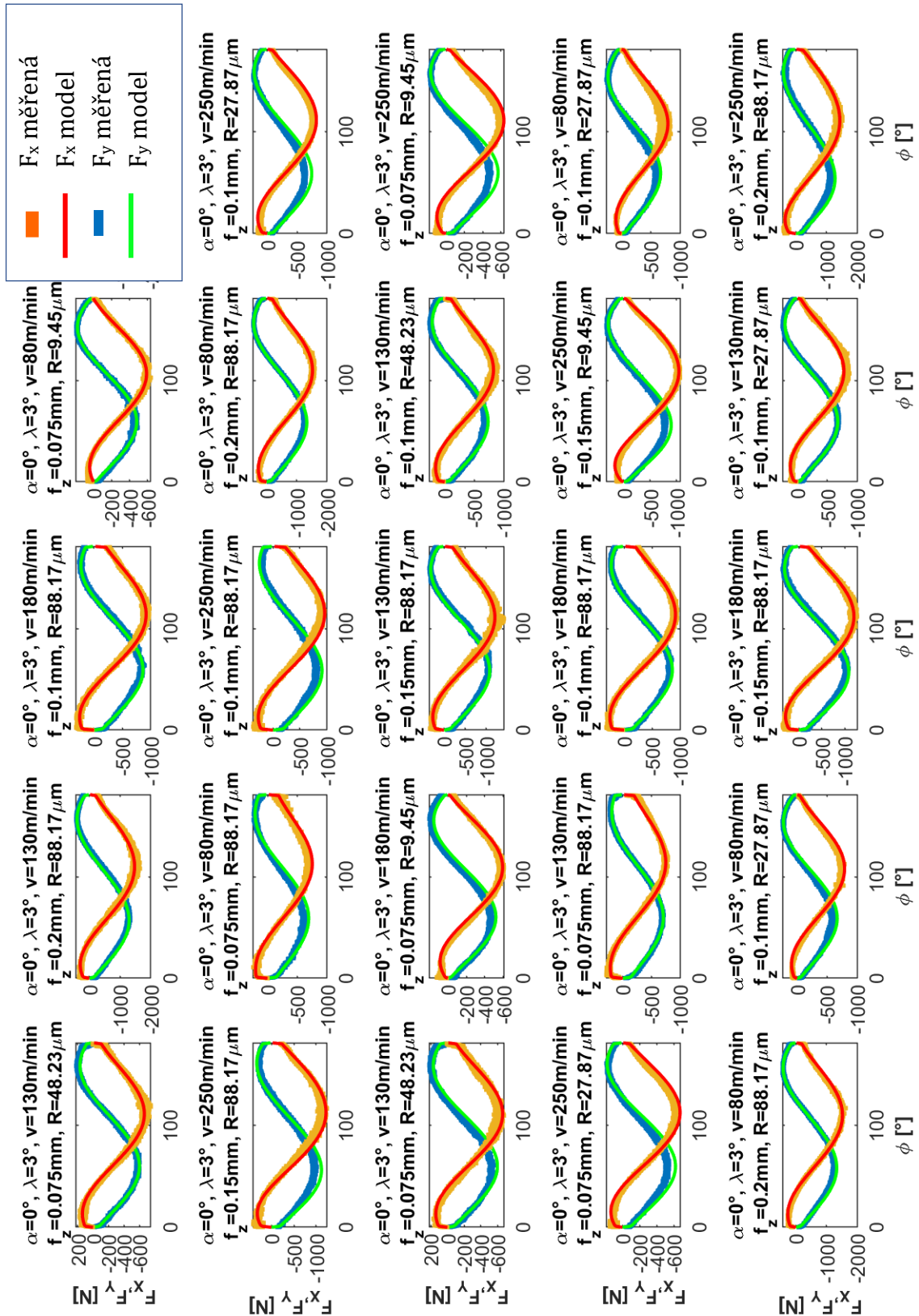


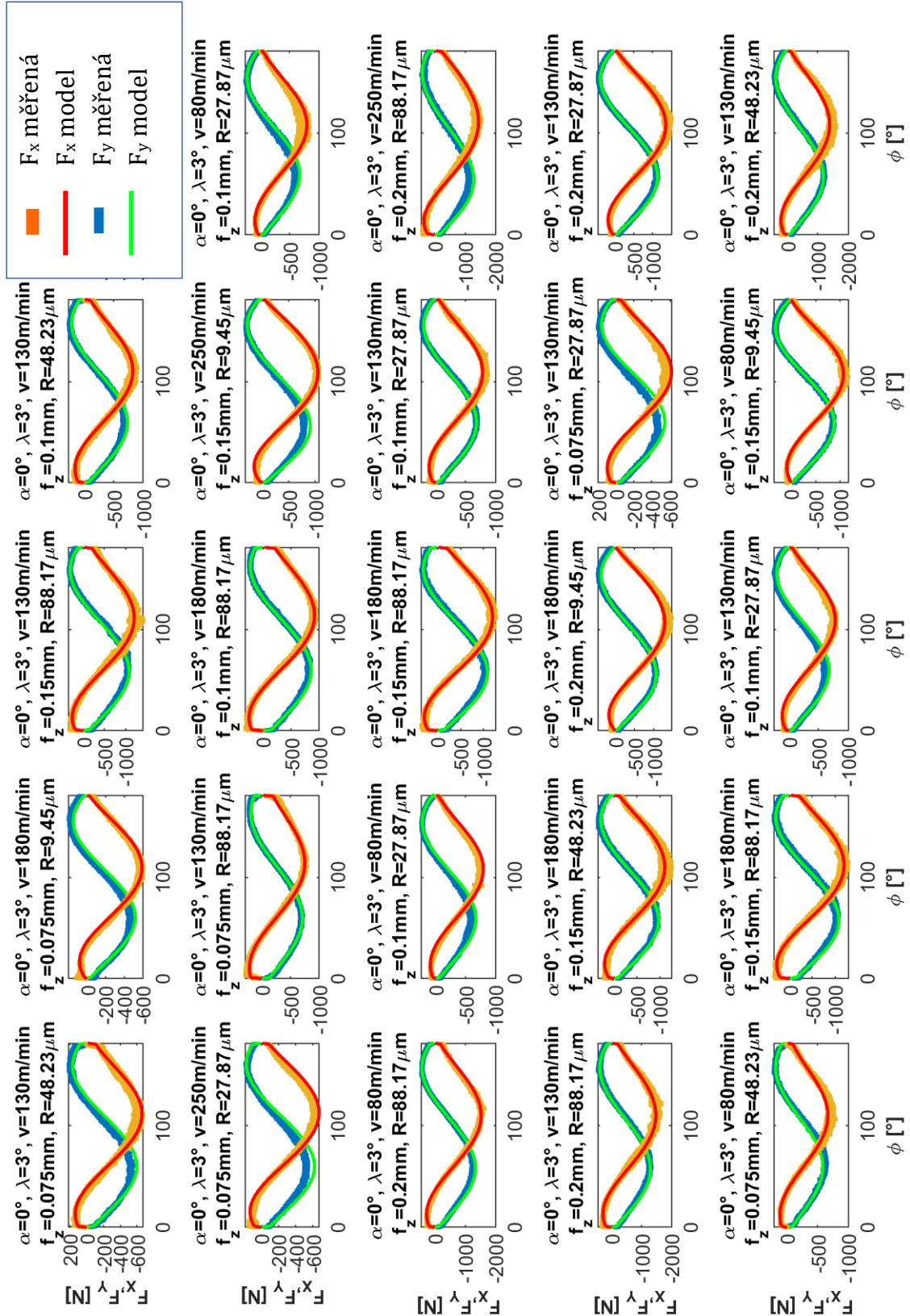
Příloha S Matice průběhů řezných sil ve směru X a Y na jednu otáčku jednobřitého frézovacího nástroje, frézování oceli



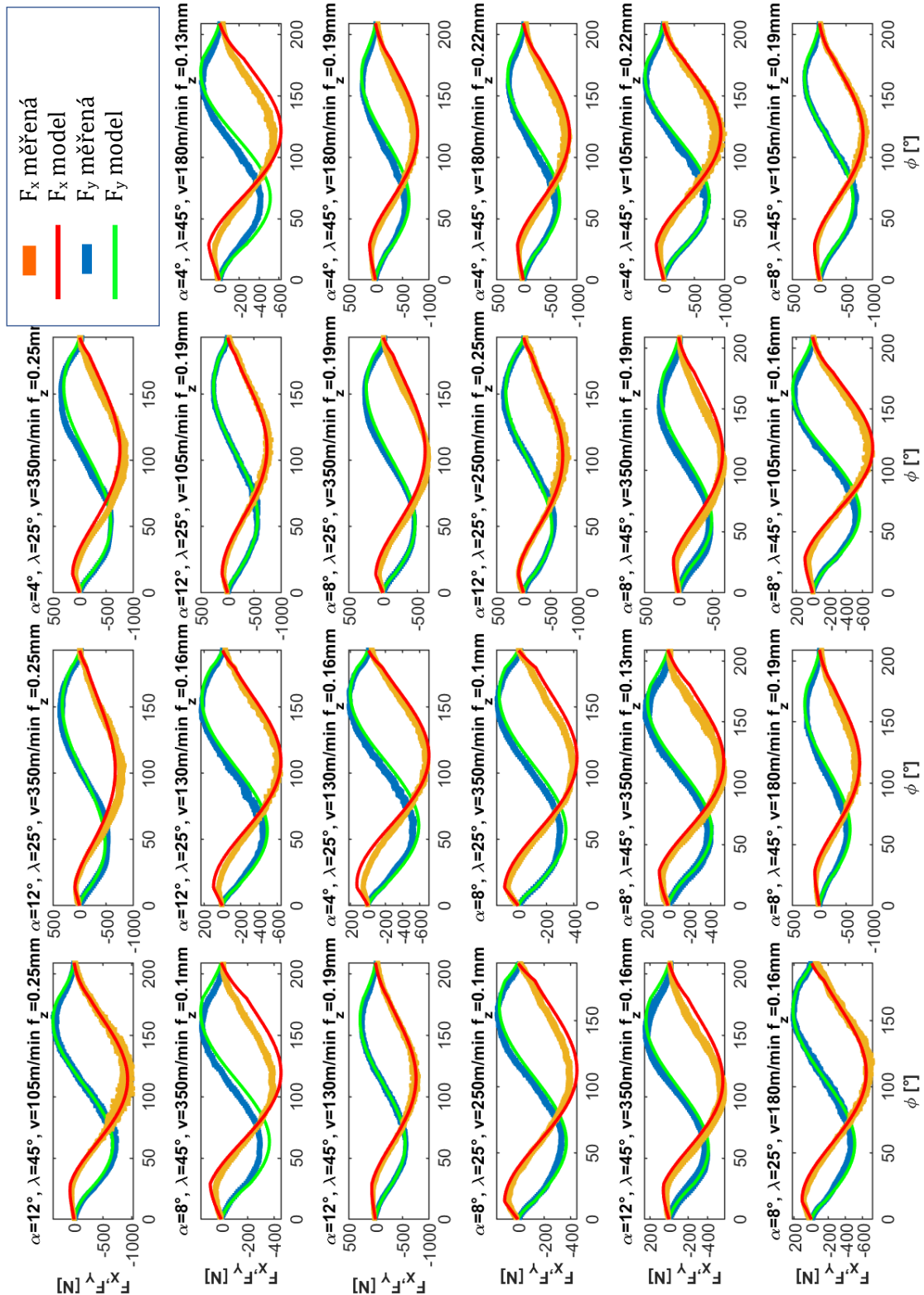


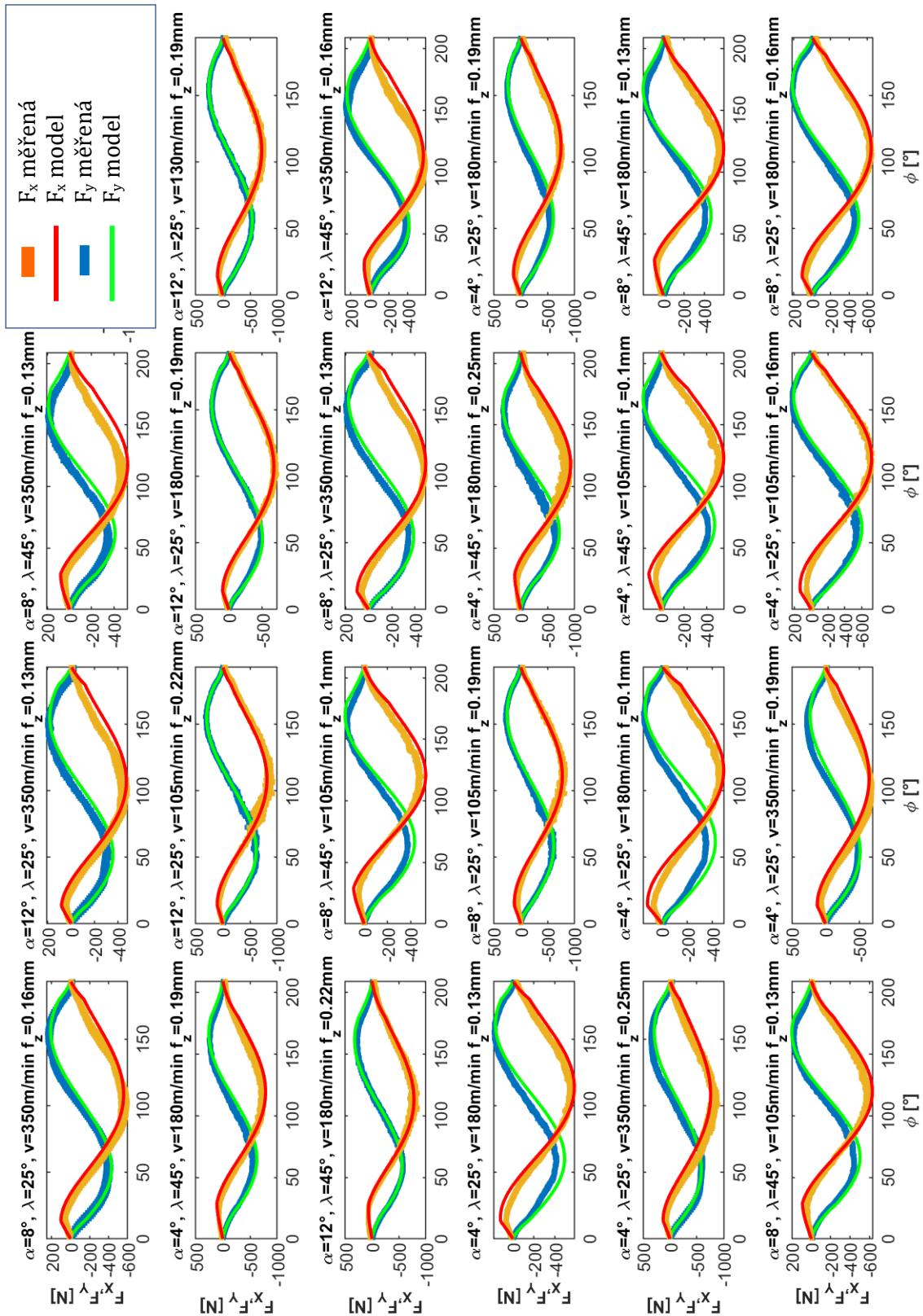




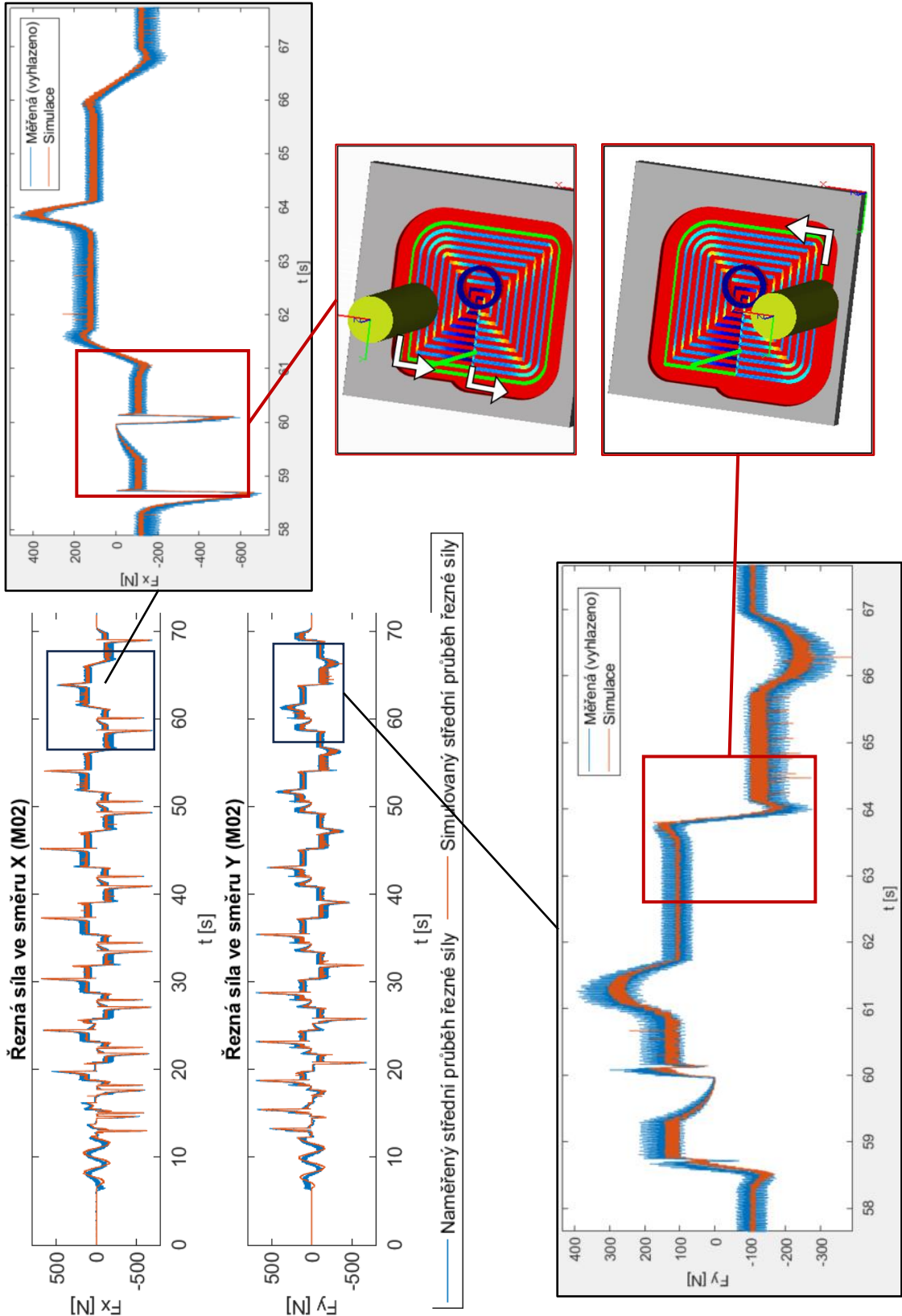


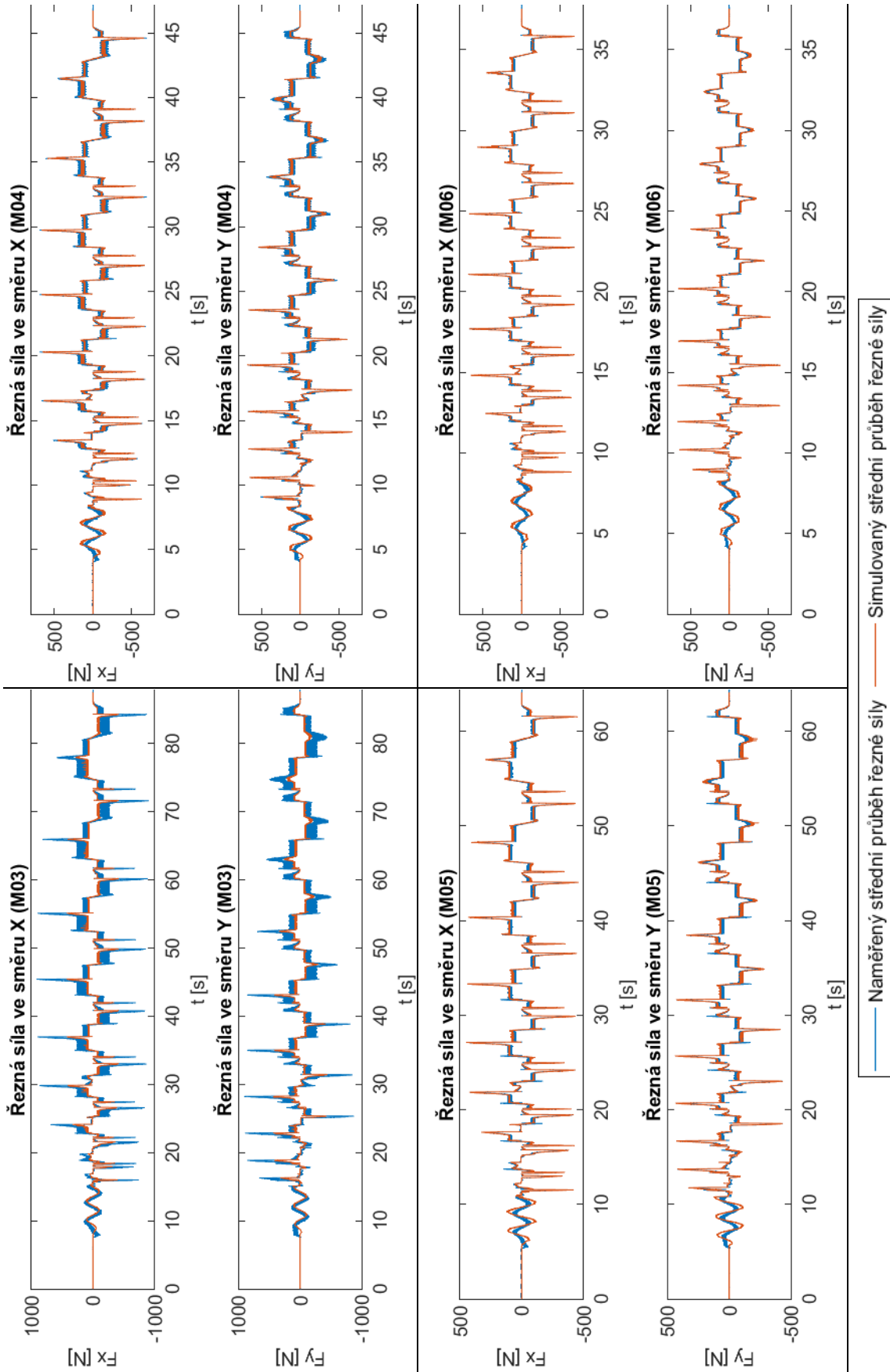
Příloha T Matice průběhů řezných sil ve směru X a Y na jednu otáčku jednobřitého frézovacího nástroje, frézování duralu

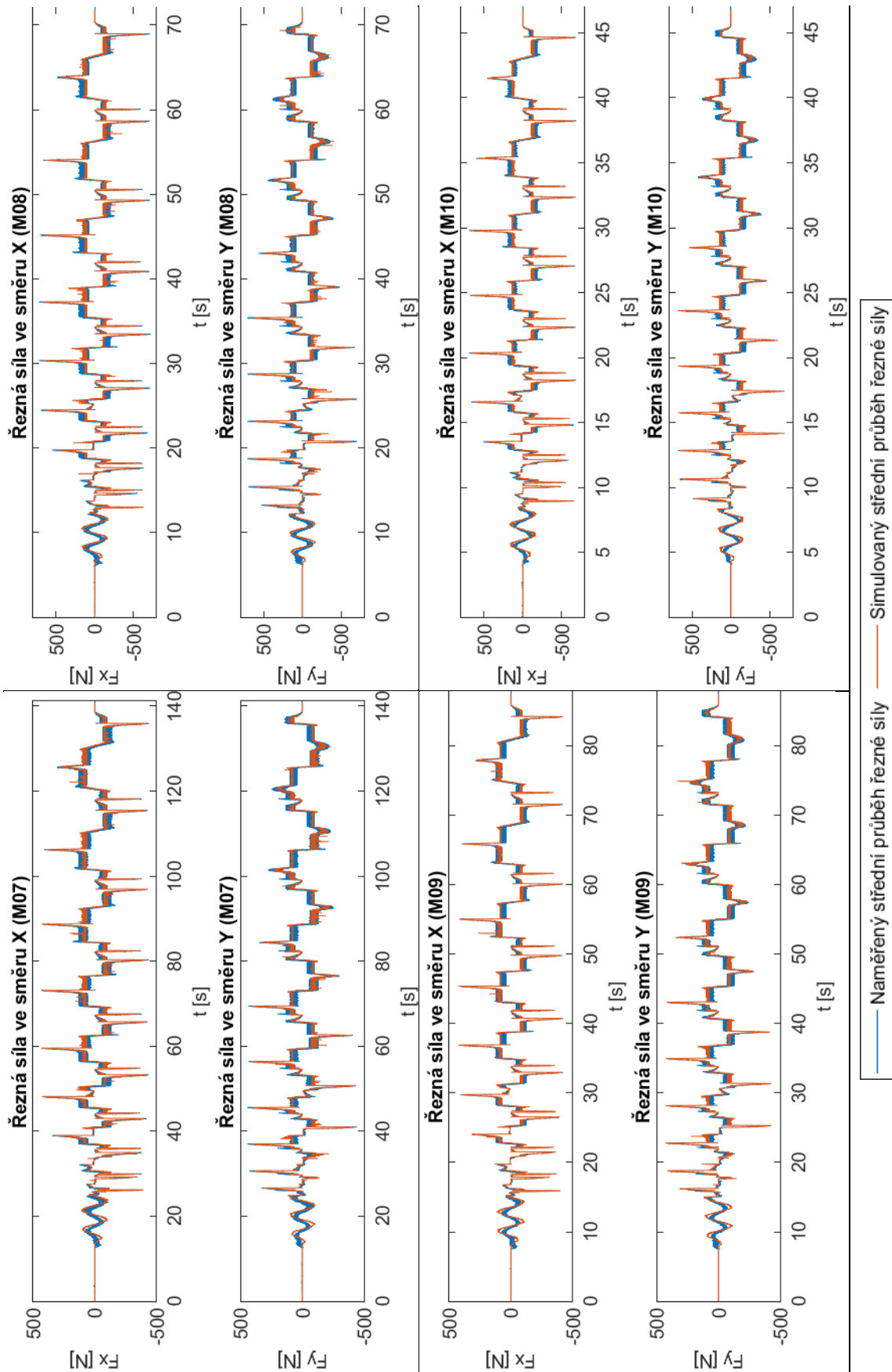


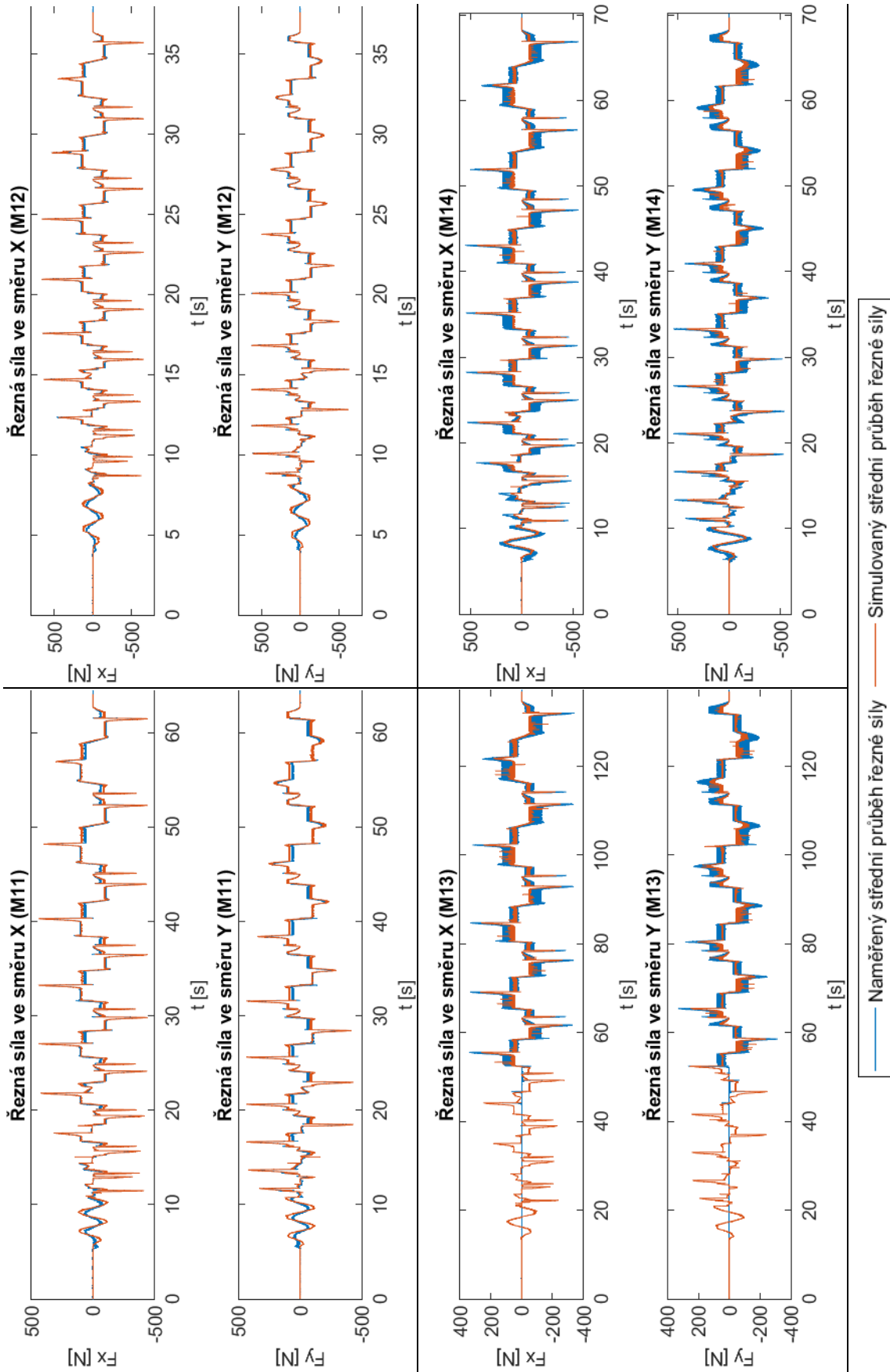


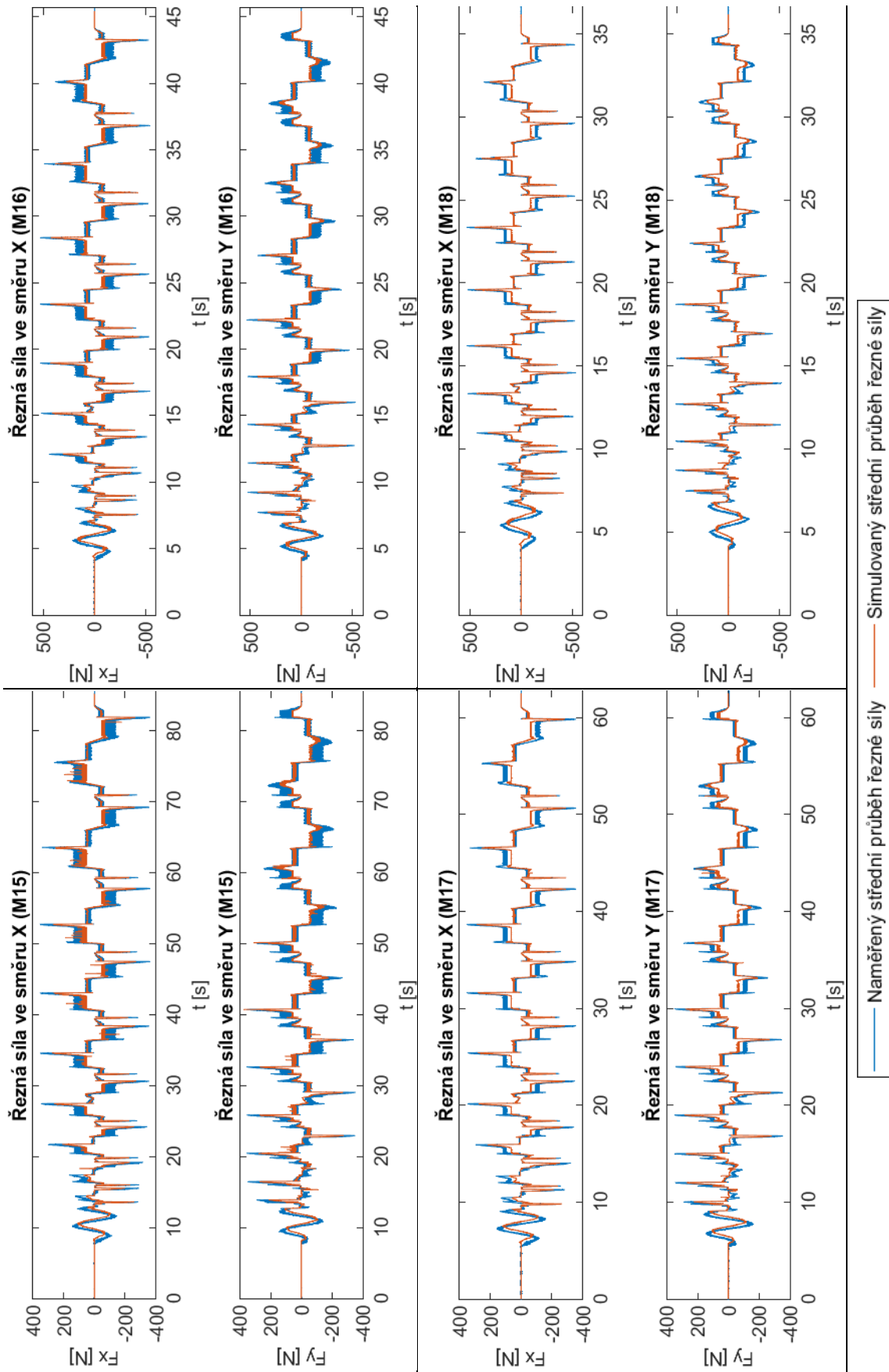
Příloha U Průběhy naměřených a predikovaných řezných sil ve směru X a Y při frézování kapes reálnými nástroji

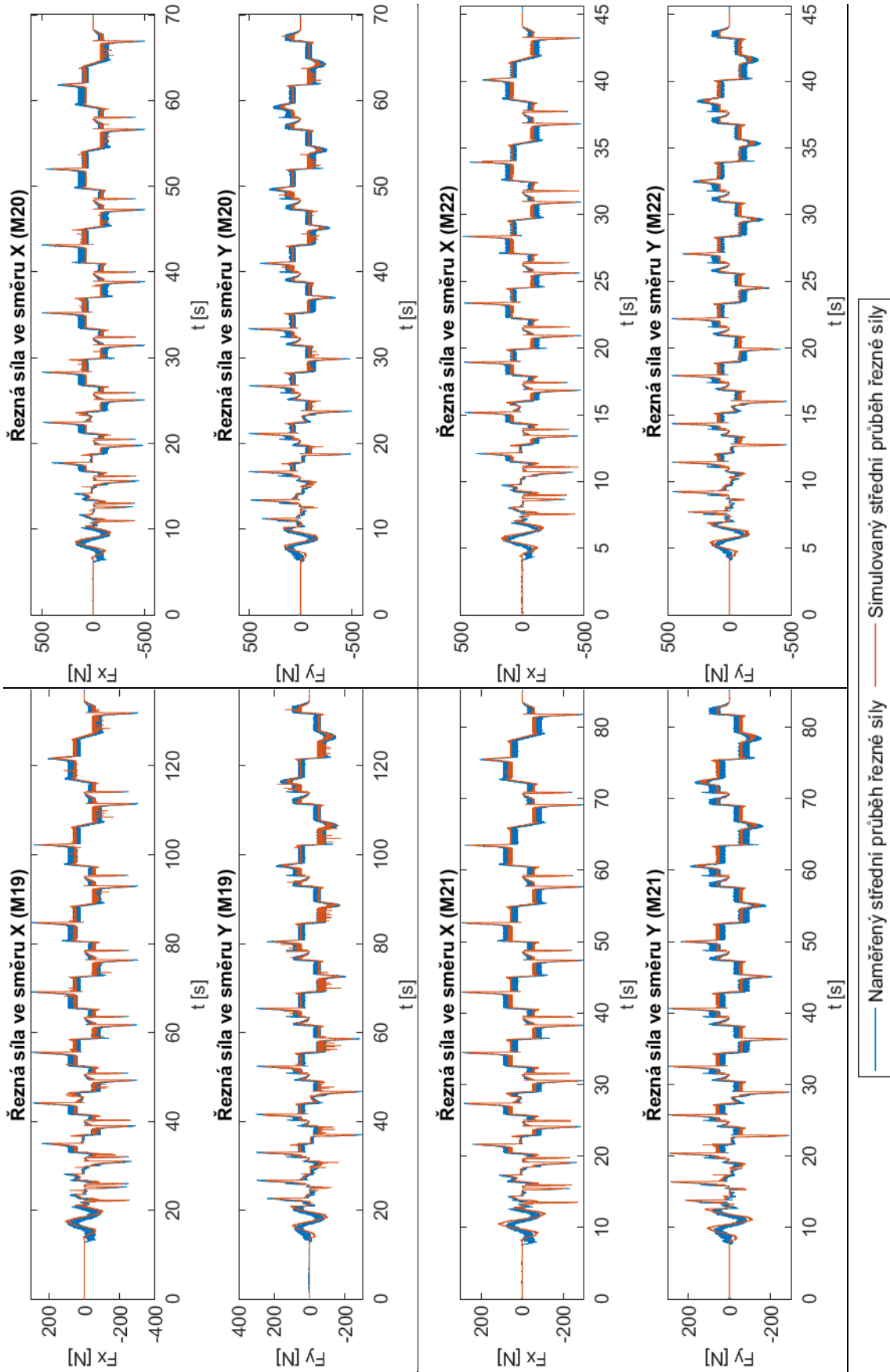


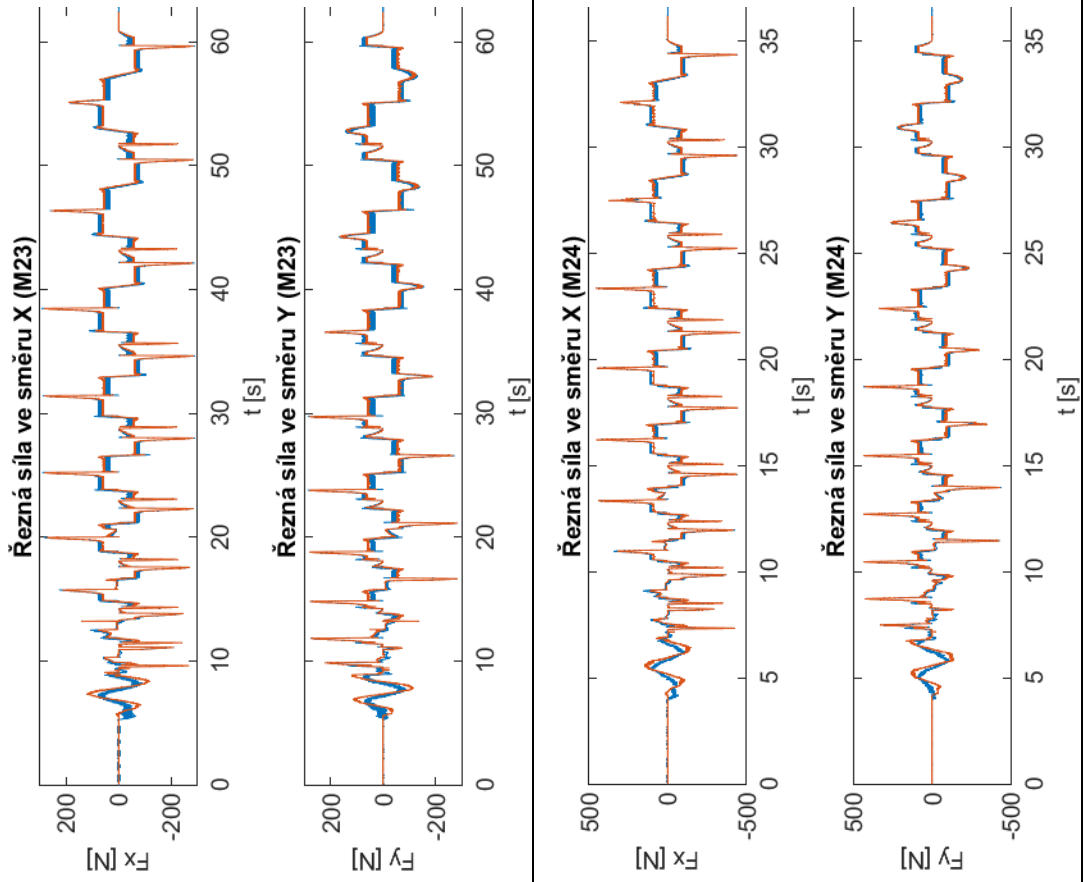












— Naměřený střední průběh řezné síly — Simulovaný střední průběh řezné síly

Příloha V Informace o frézování válcových kontur

Řezné podmínky při dokončování válcových kontur

válcová kontura č.	boční úběr a_e [mm]	posuv f_z [mm]
1	0.2	0.03
2	0.2	0.06
3	0.2	0.09
4	0.6	0.03
5	0.6	0.06
6	0.6	0.09
7	1	0.03
8	1	0.06
9	1	0.09

Frézování (dokončování) válcových kontur

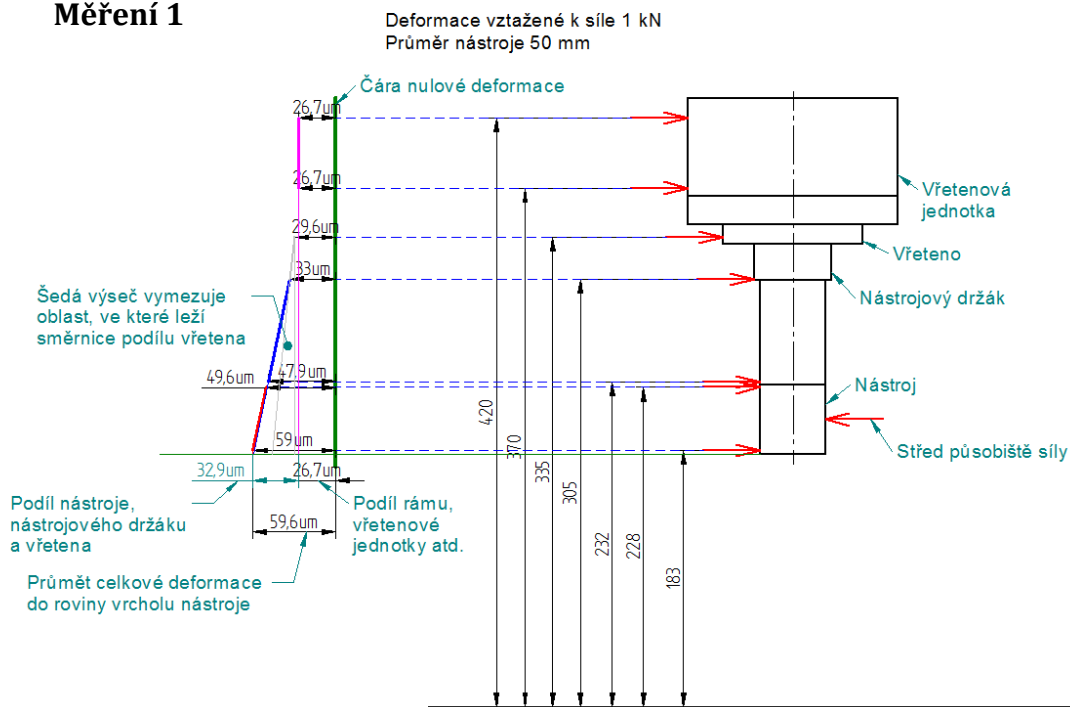
Stroj	Weldprint 5AX od firmy Kovosvit MAS	
	MM EC100B07R00-4T06 od firmy ISCAR	
	Průměr	10 mm
Nástroj	Úhel šroubovice λ	45°
	Počet břitů	4
	Maximální hloubka řezu	7 mm
	Vysunutá délka	13 mm
	HSK A63 HYDRO 20X200 od firmy ISCAR	
Nástrojový držák	Průměr stopky	20 mm
	Průměr držáku	42 mm
	Vysunutá délka	200 mm
Obráběný materiál	12050.1 (C45)	
Řezná rychlost	160 m/min	
Posuv na zub f_z	0.03, 0.06 a 0.09 mm	
Hloubka řezu a_p	7 mm	
Boční úběr a_e	0.2, 0.6 a 1 mm	

Příloha W Informace o měření obrobeného povrchu válnových kontur na souřadném měřicím stroji

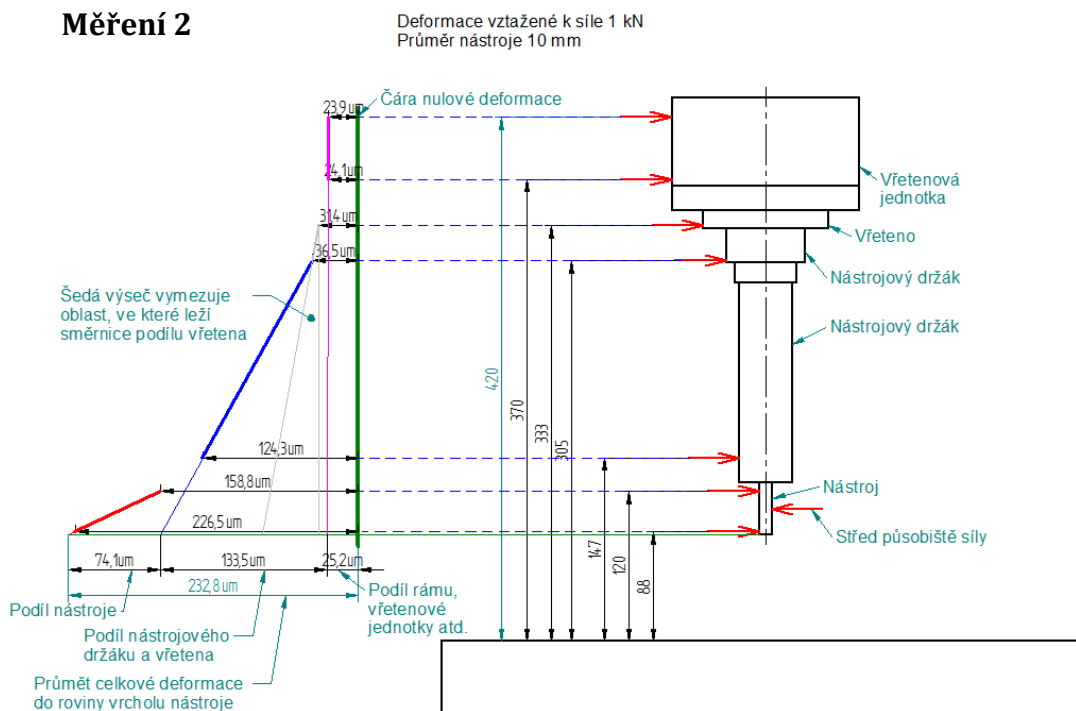
Měření obrobených povrchů na SMS			
Stroj	Coord3 UNIVERSAL 15.09.08		
	SP25M		
Sonda	pro 18 - 22 °C	Max. dovolená chyba stroje	[μm] $1.5 + 3 \frac{\text{délka[mm]}}{1000}$
		Max. dovolená opakovatelnost	[μm] 1.7
		Max. dovolená chyba při skenování	[μm] 3
		Max. doba snímání	[s] 90
Vyhodnocovací software	TouchDMIS		
Měření vyhotovil	Ing. Tomáš Kratěna		

Příloha X Výstup měření statické tuhosti

Měření 1



Měření 2



Rozměry	Měření 1	Měření 2	Obrábění
Průměr držáku [mm]	50	45	42
Délka držáku [mm]	100	200	200
Průměr nástroje [mm]	50	10	10
Délka nástroje [mm]	50	42	40